

N° d'ordre : 1841

THÈSE

PRÉSENTÉE À

L'UNIVERSITÉ BORDEAUX I

ÉCOLE DOCTORALE DES SCIENCES PHYSIQUES ET DE L'INGÉNIEUR

Par **Olivier DALVERNY**

Ingénieur ENIT

POUR OBTENIR LE GRADE DE

DOCTEUR

SPÉCIALITÉ : MÉCANIQUE

VIE TRIBOLOGIQUE À CHAUD ET TEMPÉRATURE INTERFACIALE DANS DES CONTACTS CÉRAMIQUES

Soutenue le 9 janvier 1998 devant le jury composé de :

Y. BERTHIER	Directeur de recherche CNRS, INSA Lyon	Rapporteur
J.-P. CALTAGIRONE	Professeur, ENSCPB Bordeaux I	Président
J. DENAPE	Professeur, ENI Tarbes	Directeur de Thèse
R. FORTUNIER	Professeur, ENSM Saint-Etienne	Rapporteur
F. PLATON	Professeur, IUT Limoges	Examineur
J. SECONDI	Docteur, CERMeP, Grenoble	Examineur
H. ZAHOUANI	Maître de conférence, ECL, Lyon	Absent, excusé

- 1998 -

Cette thèse a été préparée dans l'équipe Génie des Matériaux du Laboratoire Génie de Production de l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de TARBES (47, avenue d'Azereix - BP 1629 - 65000 TARBES cedex)

N° d'ordre : 1841

THÈSE

PRÉSENTÉE À

L'UNIVERSITÉ BORDEAUX I

ÉCOLE DOCTORALE DES SCIENCES PHYSIQUES ET DE L'INGÉNIEUR

Par **Olivier DALVERNY**

Ingénieur ENIT

POUR OBTENIR LE GRADE DE

DOCTEUR

SPÉCIALITÉ : MÉCANIQUE

VIE TRIBOLOGIQUE À CHAUD ET TEMPÉRATURE INTERFACIALE DANS DES CONTACTS CÉRAMIQUES

Soutenue le 9 janvier 1998 devant le jury composé de :

Y. BERTHIER	Directeur de recherche CNRS, INSA Lyon	Rapporteur
J.-P. CALTAGIRONE	Professeur, ENSCPB Bordeaux I	Président
J. DENAPE	Professeur, ENI Tarbes	Directeur de Thèse
R. FORTUNIER	Professeur, ENSM Saint-Etienne	Rapporteur
F. PLATON	Professeur, IUT Limoges	Examineur
J. SECONDI	Docteur, CERMeP, Grenoble	Examineur
H. ZAHOUANI	Maître de conférence, ECL, Lyon	Absent, excusé

- 1998 -

Cette thèse a été préparée dans l'équipe Génie des Matériaux du Laboratoire Génie de Production de l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de TARBES (47, avenue d'Azereix - BP 1629 - 65000 TARBES cedex)

REMERCIEMENTS

Je ne saurais débiter ce mémoire sans avoir, au préalable, exprimé toute ma gratitude à l'ensemble des personnes ayant permis sa réalisation.

J'exprime à Messieurs B. Mugniery et J.-A. Petit, respectivement Directeur de l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tarbes et Directeur du Laboratoire Génie de Production, ma respectueuse gratitude pour m'avoir accueilli au sein de leur structure.

En premier lieu, je tiens à remercier Monsieur Jean Denape, Professeur à l'ENIT, qui a assuré la direction et le suivi de ce travail, et qui par sa disponibilité, son enthousiasme et ses compétences a largement contribué au bon déroulement de ce travail.

Pour l'honneur qu'ils me font en acceptant d'être rapporteur de mon travail, je souhaite remercier Messieurs Y. Berthier, Directeur de Recherche CNRS au LMC de l'INSA de Lyon et R. Fortunier, Professeur à l'ENSM de Saint-Etienne.

Cette thèse est soutenue dans le cadre de l'Université de Bordeaux I. Je remercie Monsieur J.-P. Caltagirone, Professeur à l'ENSCP à l'Université de Bordeaux I pour l'honneur qu'il me fait de présider ce jury. Je remercie de même Monsieur F. Platon Professeur et responsable du Département GMP de l'IUT de Limoges pour sa participation à ce jury de soutenance.

Qu'il me soit également permis de remercier Monsieur H. Zahouani, Maître de Conférence à l'Ecole Centrale de Lyon, de s'être intéressé à ce travail et d'avoir accepté de l'examiner. Je regrette qu'il n'ait pu se déplacer pour la soutenance en raison de graves ennuis de santé et lui souhaite un prompt rétablissement.

Ce travail de recherche n'aurait pu se faire sans le soutien de la Société des Céramiques Techniques et de la société Sandvick Hard Materials qui ont gracieusement fourni les échantillons. J'adresse mes remerciements à ces partenaires industriels et plus particulièrement à J. Secondi, ingénieur, docteur au Centre Européen de Recherche en Métallurgie des Poudres (C.E.R.M.e.P.) pour ses conseils et sa participation au jury.

Enfin, une attention toute particulière aux membres de l'Equipe Génie des Matériaux et notamment D. Andrian, Y. Baziard, J.-D. Beguin, H. Bouchra, M. Encrenaz, P. Faure, S. Helt, T. Masri, V. Nassier, S. Passerat, J.-Y. Paris, pour leur contribution tant sur le plan humain que scientifique.

Enfin, je réserve une pensée chaleureuse à tous les membres des différentes équipes qui composent le L.G.P., doctorants, chercheurs et techniciens, pour leur soutien moral et leur convivialité.

SOMMAIRE

NOMENCLATURE	7
---------------------	---

INTRODUCTION	9
---------------------	---

CHAPITRE 1 : LA TRIBOLOGIE A CHAUD

1. FROTTEMENT DES CERAMIQUES A HAUTE TEMPERATURE	13
1.1 Remarques préliminaires	13
1.2 Frottement de céramiques oxydes	15
1.2.1 Etudes tribologiques de l'alumine et de la zircone en configuration pion-disque	15
1.2.2 Cartes d'usure	18
1.2.3 Phénomènes tribochimiques	21
1.2.4 Etude de l'alumine en mouvement alternatif	22
1.3 Frottement des céramiques non-oxydes	23
1.3.1 Couples SiC-SiC et Si ₃ N ₄ -Si ₃ N ₄ en configuration pion-disque	23
1.3.2 Mécanismes d'accommodation de vitesse pour les couples Al ₂ O ₃ -SiC et SiC-SiC	24
1.3.3 Etudes tribologiques en configuration disque-disque	26
1.4 Analyse du déplacement des échantillons	28
1.5 Synthèse	30
2. TEMPERATURE DE CONTACT	32
2.1 Techniques de mesure de température appliquées à la tribologie	32
2.1.1 Les thermistances	32
2.1.2 Les couples thermoélectriques	32
2.1.3 Les pyromètres	34
2.2 Mesures de température dans des contacts céramiques	36
2.2.1 Contacts céramiques-céramiques	36
2.2.2 Contacts céramiques-aciers	38
2.3 Evaluation théorique des températures de contact	39
2.3.1 Partage du flux et aire réelle de contact	40
2.3.2 Théorie des sources de chaleur	44
2.3.3 Résistances de contact	46
2.3.4 Théorie de l'ailette	48
2.3.5 Cartes de température	51

CHAPITRE 2 : ETUDE ET REALISATION D'UN TRIBOMETRE HAUTE TEMPERATURE

1. DISPOSITIFS EXPERIMENTAUX EXISTANTS	57
1.1 Généralités	57
1.2 Les dispositifs haute température	58
2. LE TRIBOMETRE HAUTE TEMPERATURE	63
2.1 Description du dispositif	63
2.2 Mesure des paramètres de l'essai	66

2.3 Etude thermique du tribomètre	68
2.4 Conclusion	69

CHAPITRE 3 : OUTILS D'INVESTIGATION

1. CONCEPTS TRIBOLOGIQUES	71
1.1 Le triplet tribologique	71
1.2 Circuit tribologique	72
1.3 Mécanismes d'accommodation de vitesse	73
2. CHAMP D'INVESTIGATION.....	74
2.1 Dispositif expérimental (mécanisme)	74
2.2 Matériaux étudiés (premier corps)	76
2.2.1 Les alumines	76
2.2.2 Le cermet WC.Co	78
2.2.3 L'acier martensitique 100C6.....	80
2.3 Caractérisation des surfaces	81
2.3.1 Caractérisation géométrique	81
2.3.2 Les écrans.....	84
3. OUTILS DE CARACTERISATION	85
3.1 Mesures quantitatives de l'usure.....	85
3.1.1 Mesure d'usure en fin d'essai	85
3.1.2 Mesure de l'usure en cours de frottement	87
3.2 Mesures de dureté	87
3.3 Mesures de température	88
3.3.1 Mesures par thermocouples	88
3.3.2 Evaluation de la température par filiation de microdureté.....	89
3.4 Analyse par diffraction des rayons X.....	90

CHAPITRE 4 : EVALUATION DES TEMPÉRATURES DE CONTACT

1. ELABORATION DU MODELE	92
1.1 Equations relatives aux températures moyennes.....	92
1.1.1 Hypothèses de travail	93
1.1.2 Longueurs équivalentes de diffusion	93
1.2 Equations relatives aux températures éclairs	96
1.2.1 Détermination des températures éclairs	96
1.2.2 Détermination de l'aire réelle de contact	99
1.2.3 Démarche de calcul et de tracé des cartes de température éclair	102
2. MODIFICATION DU MODELE	104
2.1 Modification des équations relatives à la température moyenne	105
2.1.1 Modification des expressions des longueurs équivalentes de diffusion	106
2.1.2 Détermination de lpb et lmb1	107
2.1.3 Détermination de ldb et lmb2	109
2.2 Température éclair	109
3. MESURES EXPERIMENTALES DES TEMPERATURES	110
3.1 Evaluation des températures par filiation de dureté.....	111
3.2 Mesures par thermocouple	112
3.3 Extrapolation en surface de la température	114

3.3.1 Evaluation analytique de h	115
3.3.2 Evaluation itérative de h.....	116
3.3.3 Analyse et comparaison.....	119
4. ELABORATION DES CARTES DE TEMPERATURES	120
4.1 Ajustement du modèle.....	120
4.2 Tracé des cartes	121
4.3 Commentaires.....	127

CHAPITRE 5 : DISCONTINUITÉ DE COMPORTEMENT EN FROTTEMENT ET USURE DE L'ALUMINE

1. INFLUENCE DE LA TEMPERATURE EN COUPLE HOMOGENE.....	129
1.1 Allures générales des courbes de frottement et d'usure	129
1.2 Paramètres d'usure	131
1.3 Paramètres de frottement.....	136
1.4 Mécanismes de dégradation	138
1.4.1 Mécanismes d'accommodation dans les couches superficielles	139
1.4.2 Mécanismes d'accommodation gouvernés par les débris	142
1.4.3 Observations particulières à faible distance de glissement	146
1.5 Reconstitution de la vie du contact.....	147
1.5.1 Naissance du contact	147
1.5.2 Vie propre du contact	148
1.5.3 Dynamique des débris	150
2. ROLE DES MATERIAUX EN CONTACT	151
2.1 Influence de la pureté de l'alumine	151
2.1.1 Allure générale des courbes	151
2.1.2 Paramètres tribologiques	152
2.1.3 Comparaison avec les essais en couple homogène	155
2.1.4 Mécanismes spécifiques de dégradation	156
2.2 Frottement contre un acier.....	158
2.2.1 Allure générale des courbes	158
2.2.2 Paramètres tribologiques	159
2.2.3 Mécanismes de dégradation	160
3. SYNTHÈSE	165

CHAPITRE 6 : MÉCANISMES DE DÉGRADATION DU WC.Co

1. FROTTEMENT EN COUPLE HOMOGENE DU WC.Co.....	169
1.1 Allure générale des courbes de frottement	170
1.2 Paramètres tribologiques	171
1.2.1 Paramètres de frottement.....	171
1.2.2 Paramètres d'usure	173
1.2.3 Evolution de la couche d'oxyde sur le pion et le disque	173
1.3 Mécanismes de dégradation	174
1.3.1 Evolution à température ambiante (20°C).....	174
1.3.2 Evolution à haute température (600°C).....	177
1.4 Vie du contact WC.Co-WC.Co	180
1.4.1 Naissance du contact	181

1.4.2 Vie propre du contact.....	182
2. FROTTEMENT DU WC.Co FACE A L'ALUMINE	184
2.1 Allure générale des courbes de frottement.....	184
2.2 Paramètres tribologiques.....	185
2.2.1 Paramètres de frottement	185
2.2.2 Paramètres d'usure.....	186
2.2.3 Evolution de la couche d'oxyde sur le pion.....	188
2.2.4 Comparaison avec les essais en couple homogène	189
2.3 Mécanismes de dégradation	190
2.3.1 Evolution à température ambiante (20°C)	191
2.3.2 Evolution à haute température (600°C)	194
2.4 Vie du contact WC.Co-alumine	196
3. SYNTHESE.....	197
CONCLUSION.....	199
<hr/>	
REFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	203
<hr/>	
ANNEXES.....	
ANNEXE 1	211
ANNEXE 2	215
ANNEXE 3	219
ANNEXE 4	221
ANNEXE 5	223
ANNEXE 6	225

NOMENCLATURE DES SYMBOLES UTILISES

a_1, a_2	: diffusivités thermiques du pion et du disque	m^2/s	$a = \frac{\lambda}{\rho c}$
a_{eff}	: diffusivité moyenne	m^2/s	$a_{eff} = 0,5 (a_1 + a_2)$
A_{c1}, A_{c2}	: surface d'échange pion- mandrin et disque-mandrin	m^2	
A_n	: surface apparente du pion	m^2	$A_n = \pi R_1^2$
A_r	: surface réelle de contact	m^2	$A_r = N_j \pi r_j^2$
A_m	: section des mandrins	m^2	$A_m = \pi R_m^2$
b	: effusivité	$J/(m^2.K^1.s^{1/2})$	$b = \sqrt{\lambda \rho c}$
c_1, c_2	: capacité thermique massique du pion et du disque	$J/(kg.K)$	
F	: charge ou effort normal	N	
F_S	: charge limite d'écoulement plastique	N	$\frac{F}{F_S} = \frac{A_r}{A_n}$
\bar{F}	: charge adimensionnée		$\bar{F} = \frac{F}{A_n H_0}$
H_0	: dureté du matériau le plus « mou » à 20°C	N/m^2	
h_{c1}, h_{c2}	: coefficient d'échange thermique de surface entre le pion et le mandrin et entre le disque et le mandrin	$W/(m^2.K)$	
l_{1b}, l_{2b}	: longueur équivalente de diffusion (température moyenne)	m	
l_{1f}, l_{2f}	: longueur équivalente de diffusion (température éclair)	m	
N, N_j	: nombre d'aspérités en contact		
R_1	: rayon du pion	m	
r	: rayon d'une aspérité	m	
r_j	: rayon équivalent de jonction	m	
r_a	: rayon d'une aspérité unitaire (indépendant de la charge)	m^2	
T_b	: température moyenne à l'interface pion-disque	$^{\circ}C$	
T_f	: température éclair	$^{\circ}C$	
v	: vitesse de glissement	m/s	
\bar{V}	: vitesse de glissement adimensionnée		$\bar{V} = \frac{VR_1}{a_{eff}}$
Φ	: flux thermique (quantité de chaleur traversant une surface par unité de temps)	W	
ϕ	: densité de flux thermique globale	W/m^2	$\phi = \Phi/A$
ϕ_1	: densité de flux diffusant dans le sous-système 1	W/m^2	$\phi_1 = \Phi_1/A_n$

φ_2	:	densité de flux diffusant dans le sous-système 2	W/m ²	$\varphi_2 = \Phi_2/A_n$
φ'_1	:	densité de flux diffusant à travers les aspérités du pion	W/m ²	$\varphi'_1 = \Phi'_1/A_r$
φ'_2	:	densité de flux diffusant à travers les aspérités du disque	W/m ²	$\varphi'_2 = \Phi'_2/A_r$
$\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3$:	conductivité thermique du pion, du disque et du mandrin	W/(m.K)	
μ	:	coefficient de frottement		
Ψ	:	nombre de Peclet		$\Psi = \frac{vr}{2a_2}$
ρ_1, ρ_2	:	masse volumique du pion et du disque	kg/m ³	

INTRODUCTION

Un des principaux débouchés des céramiques thermomécaniques concerne les applications au frottement (joints tournants, usinage, freinage...) dans des conditions sévères (frottement à sec, en lubrification mixte ou limite, à fortes charges et vitesses élevées). Dans de telles conditions les surfaces des matériaux en contact sont soumises à une importante génération de chaleur interfaciale. Si les céramiques oxydes présentent un caractère réfractaire élevé et une excellente stabilité chimique, elles se caractérisent par une faiblesse des joints de grains en particulier à haute température et une sensibilité notable aux chocs thermiques. En revanche, les céramiques non-oxydes présentent de meilleures caractéristiques mécaniques mais sont très sensibles aux phénomènes d'oxydation aux fortes élévations de température. Il apparaît ainsi que la durée de vie de ces pièces est conditionnée par des phénomènes thermiquement activés en surface des massifs. Nous proposons dans ce travail l'étude du comportement tribologique à haute température d'une céramique oxyde (alumine) et d'une céramique non-oxyde (cermet carbure de tungstène à liant cobalt), en cherchant à comprendre l'influence de la température de l'essai, mais aussi celle générée par le frottement sur l'évolution des mécanismes de dégradation de ces matériaux.

Le premier chapitre de ce mémoire regroupe d'abord les principaux résultats obtenus depuis une dizaine d'années sur le comportement tribologique à haute température des différentes céramiques oxydes et non-oxydes. La suite de ce chapitre est consacrée au problème de l'évaluation des températures au sein d'un contact frottant. Nous présentons d'abord les principales techniques de mesure de température appliquées à la tribologie, puis quelques résultats expérimentaux concernant les contacts glissants céramique-céramique et céramique-métal et enfin un ensemble d'outils théoriques permettant l'évaluation des températures dans un contact.

Le deuxième chapitre traite de la conception d'un tribomètre haute température. Il s'agit d'un dispositif assez complexe, ce qui explique le nombre limité de machines existantes. Ce chapitre débute par une présentation des principales particularités de ces dispositifs. Nous décrivons ensuite le tribomètre haute température conçu et réalisé dans le cadre de ce travail afin

d'effectuer des essais de l'ambiante à 900°C en configuration pion-disque ou disque-disque sous de fortes charges.

La démarche expérimentale est exposée dans le troisième chapitre. Après avoir présenté les concepts tribologiques utilisés dans ce travail (triplet tribologique, débits tribologiques, mécanismes d'accommodation de vitesse) nous définissons notre champ d'investigation à trois niveaux d'analyse : dispositif d'essai, matériaux et surfaces/interfaces, en nous plaçant à la fois d'un point de vue mécanique et physico-chimique. Enfin, nous présentons les différents outils de caractérisation retenus pour cette étude.

Le quatrième chapitre complète le précédent en présentant l'étude et le développement d'un modèle de détermination des températures interfaciales adapté à notre tribomètre. Ce modèle initialement présenté par Y. Wang a été modifié afin de mieux correspondre à notre dispositif expérimental. Un calage du modèle est effectué à partir de mesures expérimentales de température faites au moyen de thermocouples et d'analyses métallurgiques d'échantillons en acier 100C6 en raison de la sensibilité aux effets thermiques de ce matériau.

Le cinquième chapitre concerne les travaux menés sur le tribomètre haute température en configuration pion-plan sur disque pour un contact en couple homogène d'une alumine α à 99,7 % de pureté. Cette étude met en évidence et caractérise les discontinuités de comportement aussi bien en frottement qu'en usure. L'influence de la température est étudiée à partir d'essais effectués à 20 et à 800°C. Les observations microscopiques associées à l'analyse en continue de l'usure ont permis de reconstituer la vie du contact en mettant en relief l'influence de la température d'essai et de la température générée par le frottement. Des essais complémentaires avec une d'alumine α à 94 % de pureté, puis avec un pion en acier 100C6 permettent de mieux appréhender l'influence du paramètre matériau sur le contact.

Enfin, dans le sixième et dernier chapitre, nous nous intéressons au frottement d'un cermet carbure de tungstène à liant cobalt, en frottement face à lui-même et face à des disques des deux types d'alumine précédents. Ces essais mettent en évidence les phénomènes tribochimiques thermiquement activés qui participent à l'évolution du comportement tribologique de ces matériaux.

LA TRIBOLOGIE A CHAUD

1. FROTTEMENT DES CÉRAMIQUES À HAUTE TEMPÉRATURE

Les applications exigeant des matériaux combinant une bonne résistance à l'usure ainsi qu'à la corrosion sous des conditions de charge, de vitesse et de température élevées sont toujours plus nombreuses. Les céramiques massives restent d'actualité pour des organes fonctionnant à haute température où résistance à l'oxydation et stabilité dimensionnelle sont exigées.

Les matériaux céramiques susceptibles de répondre à ces applications se scindent en deux groupes : les céramiques oxydes (alumine, zircon...) et les céramiques non oxydes carbures ou nitrures (SiC, WC-Co, Si₃N₄...). Les céramiques oxydes ont par essence une excellente stabilité chimique vis-à-vis de l'air, tandis que les céramiques non-oxydes, à base de silicium ou de tungstène peuvent s'oxyder, surtout à haute température. Cependant, la formation d'une fine pellicule d'oxyde, qu'on peut apparenter à une passivation, permet d'améliorer sous certaines conditions, les propriétés tribologiques de ces derniers matériaux.

Nous proposons ici une synthèse bibliographique sur les différentes études tribologiques effectuées à haute température sur des céramiques oxydes et non-oxydes, tant en configuration pion-disque que disque-disque, en frottement continu ou alternatif. Les essais ayant conduit à une étude de l'évolution de l'usure au cours du temps ont été regroupés à la suite des études précédentes.

1.1 Remarques préliminaires

La majorité des études tribologiques des céramiques à haute température (températures supérieures à 600°C) date de moins de dix ans. Comme un tribomètre haute température n'est

pas un outil simple à concevoir, il en résulte un nombre limité de dispositifs expérimentaux (Cf. chapitre II) si bien que les auteurs ayant publié dans ce domaine, peuvent être regroupés suivant l'appareil d'essai qu'ils ont utilisé.

Les céramiques oxydes étudiés en frottement à haute température sont des alumines α , la plupart du temps de haute pureté (99,5 à 99,8 %) [Yust 85, Woydt 89, Habig 89, Dong 91, Esposito 90 et 92, Sliney 94, Adachi 96, Wang 96, Cox 97] ou bien des zircons partiellement stabilisées multiphasées (MgO-PSZ) [Yust 85, Woydt 89, Habig 89, Gee 90, Esposito 91] et plus rarement quadratiques (Y-TZP) [Gee 90]. D'autres céramiques oxydes telles que la mullite ($3\text{Al}_2\text{O}_3 \cdot 2\text{SiO}_2$) [Sliney 94] ou un verre [Cox 97] ont été étudiées plus marginalement.

Ces dernières années les céramiques non-oxydes ont été abondamment étudiées à haute température. Il s'agit essentiellement des carbures ou des nitrures à base de silicium [Yust 85, Woydt 89, Habig 89, Gee 89, Boch 89, Melandri 95, Skopp 95, Wang 96, Cox 97]. Certains auteurs ont aussi comparé leurs performances à des alliages réfractaires comme l'Inconel 718 ou l'Inconel 750 [Sliney 86, Sliney 94], le Nimonic 80A [Jiang 95] ou des aciers à outils (28NCDV10, Z20C13) [Labiadz 95].

Les essais haute température sont effectués dans la plupart des cas en configuration pion-disque (pion hémisphérique) en continu. La vitesse de glissement varie généralement de 0,1 à 1 m/s, la plus faible étant de 0,01 m/s [Adachi 96] et la plus forte de 5 m/s [Skopp 95]. Les charges appliquées (effort normal) sont généralement faibles et varient dans tous les cas de 4 N [Kapelski 89] à 33 N [Esposito 91]. En configuration disque-disque, les vitesses et les charges sont dans l'ensemble du même ordre de grandeur soit 0,2 m/s et 20 N [Gee 90, Melandri 95]. Les températures étudiées varient de 20 à 1500°C mais se limitent souvent à 800 ou 1000°C.

Des essais haute température en configuration sphère-plan, ou cylindre-plan [Cox 97], en mouvement alternatif ont permis des études sous charges assez élevées (2 à 380 N) et de très faibles vitesses de glissement de l'ordre du millimètre par seconde, la plus faible étant de 0,24 mm/s [Cox 97].

Les essais décrits dans le paragraphe suivant ont été effectués à sec (sans lubrifiant solide ou liquide) et généralement dans l'air ambiant.

1.2 Frottement de céramiques oxydes

1.2.1 Etudes tribologiques de l'alumine et de la zircone en configuration pion-disque

- Travaux de M. Woydt et K.-H. Habig [Woydt 89, Habig 89].

Ces auteurs ont étudié le frottement d'une alumine α pure à 99,7 % et d'une zircone partiellement stabilisée avec 3,3 % en masse de magnésie (Mg-PSZ) en couples homogènes. Ces auteurs ont balayé un large spectre de vitesse (0,03 à 3 m/s) et de température (25 à 1000°C) pour une charge de 10 N.

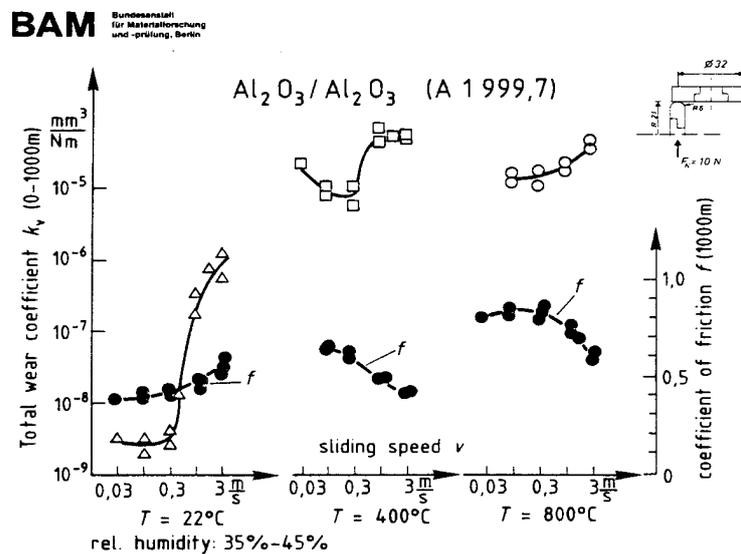


Figure I.1 : Evolution du coefficient de frottement et du taux d'usure pour le couple Al_2O_3/Al_2O_3 en fonction de la vitesse et de la température [Habig 89].

Pour le couple alumine-alumine, l'évolution du coefficient de frottement et du taux d'usure a été étudiée en fonction de la vitesse pour trois températures différentes (Figure I.1). Le coefficient de frottement à température ambiante croît de 0,4 à 0,6 lorsque la vitesse augmente. Le taux d'usure quand à lui subit une forte augmentation illustrant le passage d'un régime d'usure douce à basse vitesse et un régime à forte usure pour des vitesses supérieures à 0,3 m/s. En revanche à 400°C, on observe une diminution du coefficient de frottement de 0,7 à 0,45 lorsque la vitesse de glissement augmente mais le taux d'usure s'accroît fortement par rapport à l'ambiante. A 800°C, le coefficient de frottement chute de 0,85 à 0,6 quand la vitesse augmente, tandis que le taux d'usure se maintient toujours à un niveau élevé. Les mécanismes de

dégradation des surfaces de l'alumine à 400 et 800°C se caractérisent par des phénomènes d'abrasion puis d'adhésion des débris sur la piste de frottement.

On retrouve dans le cas de la zircone-zircone la transition d'usure pour des températures allant de 20 à 600°C. En revanche, mis à part à 22°C où le coefficient de frottement possède un maximum, ce dernier diminue quand la vitesse augmente quelle que soit la température entre 400 et 800°C.

- Travaux de L. Esposito et al. [Esposito 90 et 92, Palmonari 89].

Ces auteurs ont étudié le frottement entre une alumine α pure à 99,7 % et une alumine α pure à 99,6 %, pour une charge 33,47 N et trois vitesses de glissement (0,3, 0,7 et 1 m/s) avec des températures s'échelonnant de l'ambiante à 600°C. La distance de glissement retenue a été de 10 km.

Le coefficient de frottement tend à diminuer quand la température augmente, excepté à 150°C pour des vitesses de 0,3 et 0,7 m/s, où est intervenue une augmentation du coefficient de frottement (Figure I.2a). Ce dernier est dans l'ensemble faible avec un maximum de 0,43 (0,3 m/s, 150°C) et un minimum de 0,15 (0,7 et 1 m/s, 600°C). L'augmentation de la vitesse tend à faire croître le coefficient de frottement. Dans tous les cas le taux d'usure augmente d'une façon modérée avec la température (Figure I.2b) sauf pour le disque à 600°C et 1 m/s (température et vitesse étudiées les plus élevées).

Pour expliquer cette augmentation à 1m/s de l'usure l'auteur évoque deux mécanismes. D'une part, comme la température du contact croît d'autant plus que la vitesse augmente et que cette augmentation de la température entraîne une baisse de ténacité du matériau, alors l'abaissement de la limite de propagation de fissure (K_{IC}) favorise la microfissuration et engendre donc un détachement de débris beaucoup plus important. D'autre part, le disque est constitué d'une alumine ayant une certaine population de grains de forte taille (75 % 1-20 μm : 15 % 21-30 μm : 10 % 36-45 μm) alors que le pion a une structure plus homogène avec une taille de grain variant entre 6 et 15 μm . La déformation d'origine thermique étant proportionnelle à la taille de grain, les contraintes induites sont plus importantes dans le disque que dans le pion et peuvent engendrer une microfissuration à l'origine de la rupture intergranulaire [Esposito 92].

L'effet de la vitesse et de la température sur le coefficient de frottement ont été expliqués par un processus impliquant la rupture fragile et la déformation plastique activées à différents degrés dans le contact. Au démarrage, les mécanismes de rupture et d'adhésion des aspérités sont prédominants. Les débris plus ou moins gros forment un troisième corps abrasif qui sera broyé finement (taille $< 0,1 \mu\text{m}$) dans le contact. La température facilite le processus d'agglomération et de compactage des débris qui forment une couche adhérente sollicitée en cisaillement. Cette couche peut se fissurer et s'écailler et participe ainsi à la vie du contact. La couche de débris fait office de lubrifiant solide, expliquant la baisse du coefficient de frottement à vitesse et température élevées.

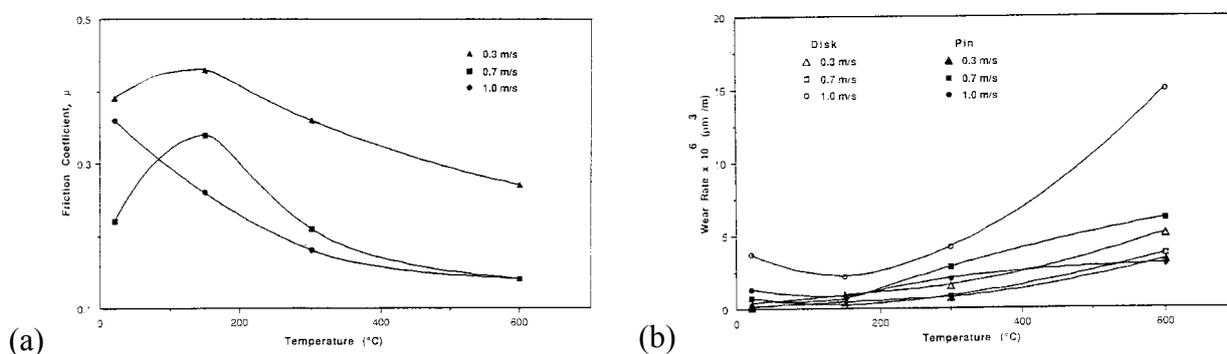


Figure I.2 : Coefficient de frottement (a) et taux d'usure (b) du couple alumine-alumine fonction de la température pour différentes vitesses [Esposito 92].

- Travaux de K. Adachi [Adachi 96].

K. Adachi a étudié plus particulièrement l'évolution des paramètres de rugosité à la surface d'une alumine en frottement. Les conditions étudiées ont été notamment une gamme de température de 20 et 1000 $^{\circ}\text{C}$ pour des charges de 2 à 20 N et des vitesses de glissement de 0,1 à 2,7 m/s (0,2 m/s pour les essais à haute température).

L'évolution des paramètres de rugosité après frottement a été systématiquement interprétée comme l'image de l'usure des surfaces en contact : une forte rugosité correspondant à une forte usure tandis qu'une faible rugosité de surface illustrant une usure plus douce. La figure I.3 donne pour deux vitesses différentes, un exemple d'évolution de la rugosité totale R_y (ou profondeur maximale de rugosité, norme ISO 4287) en fonction de la distance parcourue. L'auteur situe, sur des graphes fonction de la vitesse et de la charge, ou fonction de la température et de la charge, des régions où l'usure produit des surfaces lisses ($R_y < 1 \mu\text{m}$) ou rugueuses ($R_y > 3 \mu\text{m}$) (Figure I.4). Ainsi deux zones lisses à faible et haute température et une

zone rugueuse pour des températures intermédiaires ont été identifiées pour un frottement à sec à 900°C. Les régions lisses résultent du comblement de la porosité de surface par de très fins débris d'usure (Figure I.5). Une augmentation de la micro-dureté dans les zones les plus lisses a été constatée et attribuée à un mécanisme de refrittage sous charge. On peut effectivement voir sur la figure I.6, que les conditions de pression et de température au cours de certains essais de K. Adachi sont proches des conditions de frittage sous charge de l'alumine.

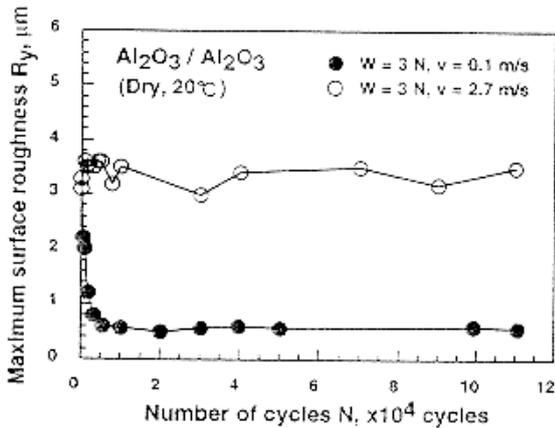


Figure I.3 : Evolution de la rugosité en fonction de la distance parcourue [Adachi 96].

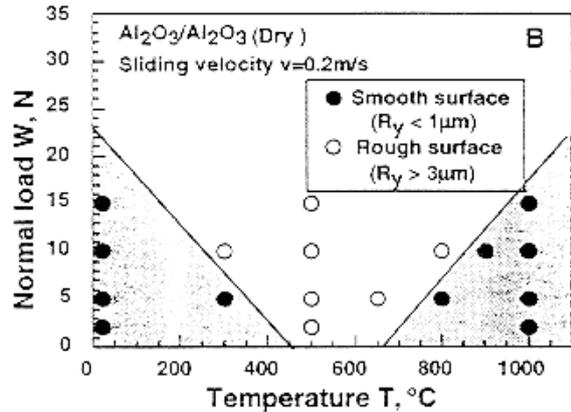


Figure I.4 : Régions de différentes rugosités en fonction de la température et de la charge [Adachi 96].

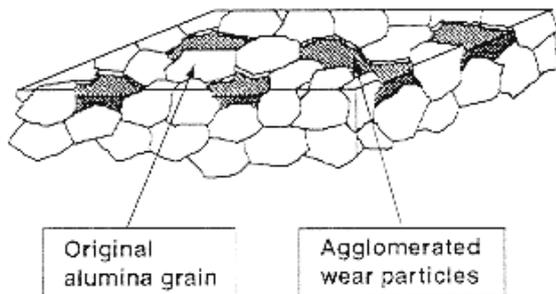


Figure I.5 : Constitution d'une surface lisse par comblement de la porosité [Adachi 96].

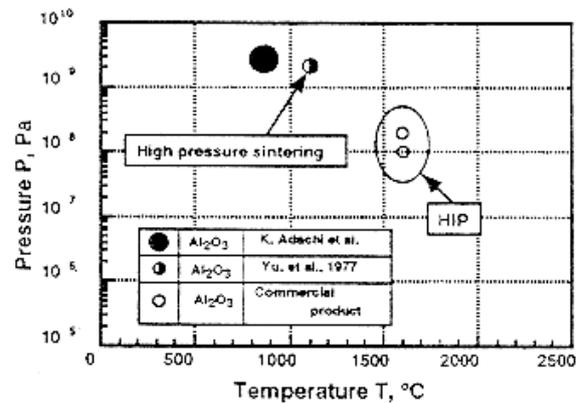


Figure I.6 : Comparaison entre différentes conditions de frittage [Adachi 96].

1.2.2 Cartes d'usure

Les cartes d'usure ont été développées afin d'avoir une compréhension globale des interactions entre les paramètres d'essai, l'environnement et les mécanismes d'usure. S.M. Hsu

et coll. ont établi des cartes d'usure pour des matériaux donnés ainsi que des conditions opératoires spécifiques (Figure I.7) [Hsu 96, 91].

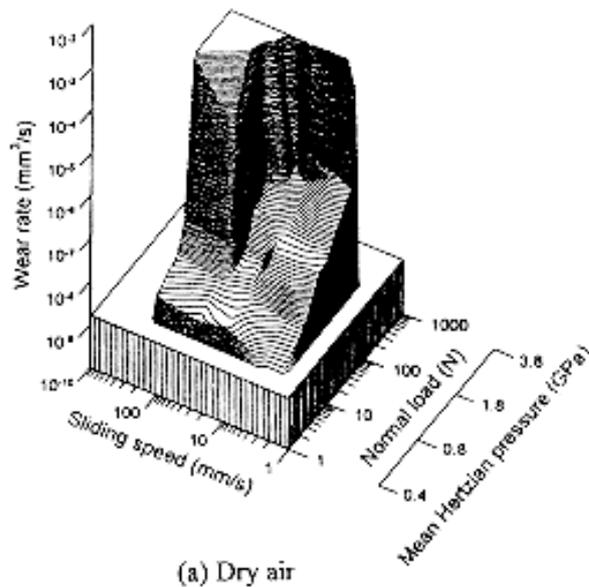


Figure I.7 : Carte d'usure de l'alumine en configuration pion-disque, dans l'air, sans lubrifiant [Hsu 96].

Ce travail systématique de construction de cartes d'usure doit être sous-tendu par un travail de modélisation à partir de variables représentatives des essais. Une réponse semble être fourni par les travaux de K. Adachi et coll. en étendant son analyse de l'évolution des paramètres de rugosité d'une alumine en frottement à sec [Adachi 97]. Les auteurs remarquent que, malgré des coefficients de frottement et des taux d'usure variant dans de grandes proportions et des morphologies des surfaces en contact elles aussi très variées, il est cependant toujours possible de classer les surfaces en deux catégories fonction du rapport entre la rugosité de surface R_y et la taille moyenne de grain D_g . Les surfaces lisses (type I) sont caractérisées par un rapport $R_y/D_g < 0,2$ et les surfaces rugueuses (type II) par un rapport $R_y/D_g > 0,5$. Ainsi, les surfaces lisses n'apparaissent que pour des taux d'usure inférieurs à $10^{-6} \text{ mm}^3/\text{N.m}$ et illustrent une usure douce. Pour des valeurs de taux d'usure supérieur à $10^{-6} \text{ mm}^3/\text{N.m}$, les surfaces d'usure sont rugueuses, caractéristiques d'une usure sévère. Ceci implique que pour produire une surface de faible rugosité par rapport à la taille de grain ($R_y/D_g < 0,2$), l'usure ne peut avoir pour origine un déchaussement de grain.

Le point de départ de l'analyse de K. Adachi est que la fissuration intergranulaire est à l'origine des forts taux d'usure. Son modèle se fonde sur l'existence dans le matériau, de microfissures dont la longueur est proportionnelle à la taille de grain et est inférieure au rayon de l'aire réelle de contact. Il stipule ensuite que la fissuration intergranulaire résulte de l'extension

de ces microfissures lors de la mise en tension de la surface sous l'effet du frottement. Le critère servant à caractériser une usure douce découle directement de la mécanique de la rupture pour un domaine élastique linéaire. Soit :

$$\beta \sigma_{\max} \sqrt{\pi d} \leq K_{IC}$$

où σ_{\max} est la contrainte maximale en bout de fissure, K_{IC} la ténacité du matériau, d la longueur de fissure préexistante au sein du matériau et β une constante introduite pour tenir compte du caractère débouchant des fissures ($\beta = 1,12$).

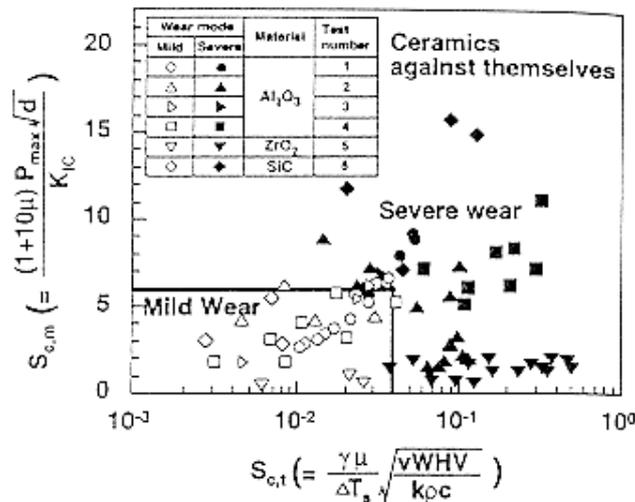


Figure I.8 : Carte d'usure pour les couples alumine-alumine [Adachi 97].

Des cartes d'usure pour les céramiques sont construites à partir de deux paramètres adimensionnés. Le premier paramètre ($S_{c,m}$) caractérise la sévérité mécanique du contact, tandis que le second ($S_{c,t}$) caractérise la sévérité thermique du contact. Un système tribologique est considéré à usure douce s'il satisfait les deux critères suivants :

$$S_{c,m} = \frac{(1 + 10\mu) P_{\max} \sqrt{d}}{K_{IC}} \leq 6$$

$$S_{c,t} = \frac{\alpha\mu}{\Delta T_s} \sqrt{\frac{vWHV}{\lambda\rho c}} \leq 0,04$$

où μ est le coefficient de frottement, P_{\max} la pression de Hertz maximale dans le contact, α le coefficient de partage de la chaleur, v la vitesse de glissement, W la charge normale, HV la dureté, λ la conductivité thermique, ρ la masse volumique et c la capacité thermique massique. La figure I.8 montre une carte d'usure obtenue par cette méthode : un certain nombre de résultats

expérimentaux concernant différents matériaux y ont été reportés. Une bonne corrélation entre le modèle et l'expérience a été constatée.

1.2.3 Phénomènes tribochimiques

Pour de faibles distances de glissement, on observe pour l'alumine à température ambiante, un faible coefficient de frottement (0,2 à 0,3) attribué à la présence de molécules d'eau adsorbées en surface de l'alumine [Woydt 89]. Ce phénomène, également observé pour la zirconite, est attribué aux liaisons ioniques majoritairement présentes dans ces céramiques (63 % pour Al_2O_3 et 72 % pour ZrO_2 , [Denape 96]).

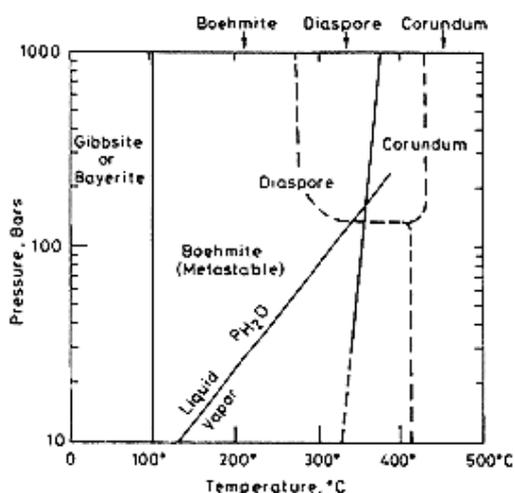


Figure I.9 : Diagramme de phase $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-H}_2\text{O}$ [Gee 91].

M.G. Gee a étudié le phénomène de formation de bohémite ou hydroxyde d'alumine $\text{Al}(\text{OH})_3$ dans un contact frottant [Gee 92]. Ce composé peut se former directement à partir de l'alumine α , en présence d'eau, sous certaines conditions de pression et de température illustrées par le diagramme de phase $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-H}_2\text{O}$ (Figure I.9). Un des points clés de la formation de la bohémite semble être d'après l'auteur, la taille des débris d'usure à partir desquels elle se forme. Le film formé protège les surfaces en contact (diminution de l'usure) mais influe peu sur le coefficient de frottement.

Des analyses par diffraction de rayons X ont montré, que l'usure de la zirconite Mg-PSZ est influencée par des transformations de phases induites par les sollicitations tribologiques, alors que l'alumine ne subissait pas de transformation structurale quelles que soient les conditions d'essai. C.S. Yust remarque néanmoins que la hauteur des pics de diffraction pour la surface d'alumine usée est inférieure à la hauteur des pics obtenus sur la surface initiale [Yust 85]. Pour les essais effectués à 425°C cet écart s'amplifie. L'auteur attribue ce phénomène aux petites

déformations induites par le frottement (déformation du grain d'alumine). Pour la température la plus forte cette déformation des débris est donc plus importante.

1.2.4 Etude de l'alumine en mouvement alternatif

Quelques auteurs ont utilisé des tribomètres à mouvement alternatif pour étudier les mécanismes d'usure des céramiques à haute température [Dong 91, Cox 97]. J.M. Cox et M.G. Gee ont étudié différents couples tels que alumine-alumine, alumine-PSZ ou SiC-SiC à des températures allant jusqu'à 1450°C, pour une vitesse de glissement de 0,24 mm/s et des charges variant de 19 à 193 N.

X. Dong et ses collaborateurs se sont plus spécialement penchés sur le cas de l'alumine en remarquant que plusieurs auteurs en ont décrit le comportement en fonction de la température, mais ont peu étudié les mécanismes qui sont à l'origine des évolutions du coefficient de frottement et des taux d'usure enregistrées. Les essais, en mouvement alternatif, en configuration bille-plan (alumine α 99,5 sur alumine α 99,8) ont été réalisés dans l'air, pour des températures variant de 23 à 1000°C. La charge normale est comprise entre 10 et 100 N, pour une vitesse de glissement de 1,4 mm/s afin de minimiser les effets thermiques dus au frottement.

Comme J.M. Cox ou M. Woydt, X. Dong observe une allure croissante du coefficient de frottement lorsque la température augmente de 20 au environ de 400°C. Ensuite une diminution du frottement apparaît lorsque la température croît jusqu'à 1000 ou 1200°C. Le comportement tribologique de l'alumine α de haute pureté a été ensuite scindé en quatre régimes distincts.

- A faible température (inférieure à 200°C), le comportement tribologique est gouverné par les réactions tribochimiques entre la surface de l'alumine et la vapeur d'eau présente dans l'air ambiant. Le coefficient de frottement est de l'ordre de 0,4, le taux d'usure inférieur à 10^{-6} mm³/N.m et sont indépendants de la charge normale.

- Pour des températures intermédiaires (comprises entre 200 et 800°C), le comportement à l'usure dépend en revanche de la charge. Ainsi pour les faibles charges, la dégradation des surfaces se présente sous la forme de labourage par déformation plastique. Le coefficient de frottement vaut alors environ 0,6 et le taux d'usure reste encore inférieur à 10^{-6} mm³/N.m. Pour des charges au delà d'un certain seuil, une usure sévère apparaît suite à un mécanisme de rupture inter-granulaire. Le coefficient de frottement augmente jusqu'à 0,85 et le taux d'usure est supérieur à 10^{-4} mm³/N.m.

- Pour les températures élevées (supérieures à 800°C), la formation sur la piste d'usure, d'une couche riche en silicium contenant des éléments présents aux joints de grains, entraîne une diminution du coefficient de frottement (0,4) et du taux d'usure qui retombe à une valeur inférieure à 10^{-6} mm³/N.m. La présence de silicium a été mise en évidence sur la piste de frottement par analyse EDS (Figure I.10) et est attribué à un mécanisme de fluage visqueux qui peut apparaître à partir de 900°C. La pression de contact est un des moteurs de ce mécanisme, mais la diffusion est loin d'être négligeable à haute température et peut intervenir d'une façon notable [Dong 91].

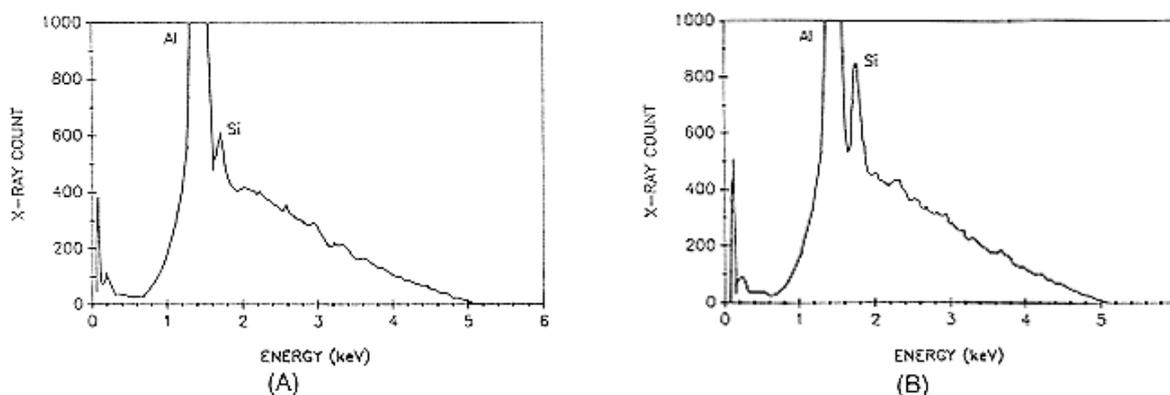


Figure I.10 : Spectre EDS de la surface d'une alumine après un essai de frottement à 900°C sous une charge normale de 44,1 N : (A) hors de la piste d'usure : (B) dans la piste d'usure [Dong 91].

1.3 Frottement des céramiques non-oxydes

1.3.1 Couples SiC-SiC et Si₃N₄-Si₃N₄ en configuration pion-disque

Le frottement du **carbure de silicium** en couple homogène (SiC-SiC) a été étudié entre 25 et 1000°C par M. Woydt et K.-H. Habig dans les mêmes conditions que celles énoncées pour l'alumine. Ces auteurs montrent qu'à température ambiante, le coefficient de frottement décroît quand la vitesse augmente, tandis que le taux d'usure suit la tendance inverse [Habig 89]. A des températures comprises entre 400 et 1000°C, le coefficient de frottement se caractérise par sa grande instabilité et présente des variations comprises entre 0,2 et 0,8. De même, les taux d'usure fluctuent énormément. Des analyses ESCA ont montré que pour les faibles coefficients de frottement et les faibles taux d'usure une fine pellicule d'oxyde était présente dans le contact.

L'augmentation du coefficient de frottement ou du taux d'usure s'avère être liée à l'épaississement de cette couche d'oxyde. La présence de 8 à 15 % de silicium libre dans le carbure de silicium, semble stabiliser le coefficient de frottement lorsque la température ou la vitesse varie [Woydt 89]. Par ailleurs, certaines faibles valeurs du coefficient de frottement peuvent être expliquées par la présence de débris sphériques dans le contact.

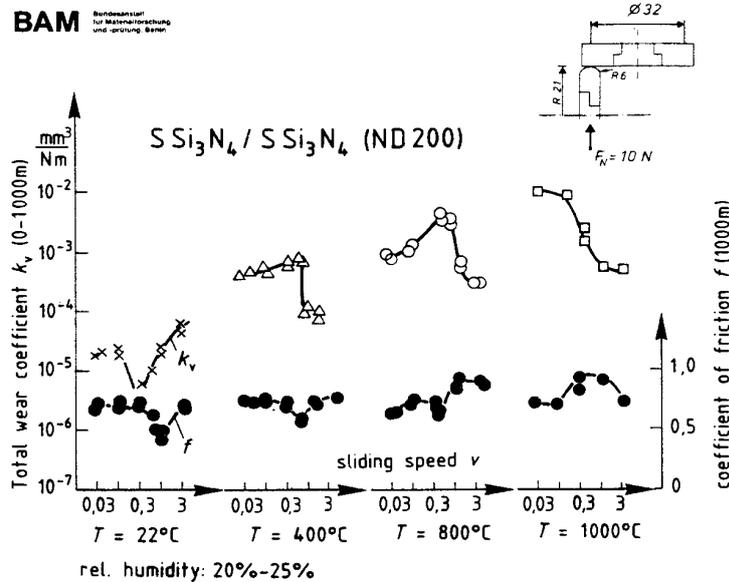


Figure I.11 : Frottement et usure du couple $\text{Si}_3\text{N}_4\text{-Si}_3\text{N}_4$ [Habig 89].

Le frottement du **nitrure de silicium** en couple homogène ($\text{Si}_3\text{N}_4\text{-Si}_3\text{N}_4$), montre des valeurs variant entre 0,5 et 1, avec un minimum se décalant vers les faibles vitesses lorsque la température augmente [Habig 89] (Figure I.11). Le taux d'usure augmente avec la température mais varie peu avec la vitesse. Les débris résultant des essais à 400 et 800°C, où l'usure est la plus forte montrent, en analyse par diffraction des rayons X, de forts pics pour la structure $\beta\text{-Si}_3\text{N}_4$ comme dans le cas du matériau vierge. Pour les conditions donnant de faibles taux d'usure, les débris produisent de très faibles pics et de la silice amorphe (groupement SiO_2 détectée en spectroscopie infrarouge) produite par action tribo-chimique.

1.3.2 Mécanismes d'accommodation de vitesse pour les couples $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-SiC}$ et SiC-SiC

P. Boch et G. Kapelski ont présenté une étude originale du frottement à haute température de couples **alumine-carbure de silicium** et **carbure de silicium-carbure de silicium** [Boch 89, Kapelski 89]. L'analyse qui accompagne cette étude a été conduite au moyen de trois concepts tribologiques introduits par M. Godet et Y. Berthier [Godet 84, Berthier 88 et 90] : le concept de troisième corps, le concept de mécanismes d'accommodation de vitesses et le concept de circuit

tribologique. Le premier fait l'hypothèse que le frottement à deux corps n'existe pas et qu'il existe un troisième corps intercalaire bordé par les deux premiers corps, le second précise que dans un contact à trois corps l'accommodation des vitesses se localise dans différents sites et se réalise par différents modes. Le troisième stipule que les débris issus des dégradations participent à la vie du contact et que l'usure est un problème de débit de particules perdues par le contact. Nous reviendrons plus en détail sur cette méthode d'analyse tribologique dans le chapitre 3 où sera présenté plus largement le concept de mécanisme d'accommodation de vitesse et de circuit tribologique.

Les essais qui sous-tendent cette étude ont été réalisés en configuration bille-disque à 0,1 m/s pour des charges de 4 et 10 N ainsi que des températures s'échelonnant de l'ambiante à 1000°C. L'allure du coefficient de frottement fonction de la température est identique pour les deux couples (Figure I.12). Il chute rapidement quand la température augmente jusqu'à 400°C, puis augmente avec la température entre 400 et 1000°C. Le coefficient de frottement est plus élevé pour le couple $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-SiC}$ (variation de 0,3 à 2), que pour le couple SiC-SiC (variation de 0,18 à 0,5). Les variations du coefficient de frottement sont associées à des évolutions de la morphologie du troisième corps ainsi qu'à des mécanismes d'accommodation différents.

A température croissante, quatre comportements se succèdent pour le couple $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-SiC}$:

- de l'ambiante à 350°C, le coefficient de frottement est élevé et la piste de SiC se fissure (accommodation par rupture dans le SiC).
- de 400 à 700°C, des débris arrangés sous forme de rouleaux apparaissent, engendrent une chute du coefficient de frottement et empêchent la fissuration du disque (accommodation par rotation du troisième corps).
- de 700 à 900°C, des écailles solidement adhérentes à la piste de frottement apparaissent en sus des rouleaux. Ceci provoque une forte remontée du coefficient de frottement et conduit à une fissuration dense de la piste (accommodation de nouveau par rupture dans le SiC avec réduction de débit du troisième corps).
- aux températures plus élevées, l'oxydation du disque de SiC se développe. Une phase visqueuse agglomère les rouleaux entre eux et provoque une forte remontée du coefficient de frottement tout en prévenant les phénomènes de fissuration (accommodation par cisaillement du troisième corps).

Pour le couple homogène SiC-SiC, seuls trois comportements se succèdent avec l'augmentation de la température :

- de l'ambiante à plus de 300°C, comme dans le cas Al₂O₃-SiC, le coefficient de frottement est élevé et la piste de frottement se fissure (accommodation par rupture dans le SiC comme précédemment).
- de 400 à plus de 840°C, des débris sous forme de rouleaux apparaissent, abaissent le coefficient de frottement et empêchent la fissuration du disque (accommodation par rupture dans le SiC comme précédemment mais pour des températures élevées).
- aux environs de 1000°C, le disque et la bille en SiC s'oxydent. Les rouleaux ont disparu, les débris présents sur la piste se soudent les uns aux autres, et la fissuration du disque se développe (accommodation simultanée par cisaillement du troisième corps et rupture dans le SiC).

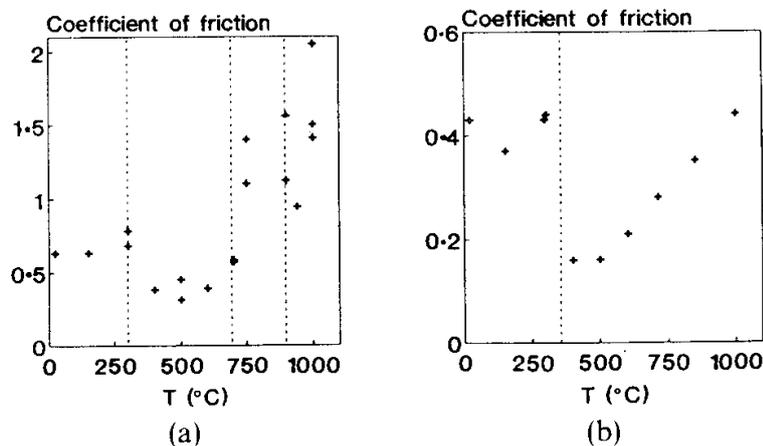


Figure I.12 : Coefficient de frottement fonction de la température après 100 m de glissement :
 (a) Al₂O₃-SiC ; (b) SiC-SiC [Boch 89].

1.3.3 Etudes tribologiques en configuration disque-disque

Des essais en configuration disque-disque ont été effectués pour des températures s'échelonnant de l'ambiante à 1200 °C. Les matériaux utilisés ont été différentes céramiques essentiellement des nitrures de silicium RBSN et SSN [Gee 89, 88 et 90] et des composites à base de nitrure de silicium contenant 30 % de TiC ou de TiN [Melandri 95]. Les essais ont été réalisés dans l'air, sous vide, ou sous atmosphère contrôlée dans des conditions de charge et de vitesse de 10 N-0,2 m/s et 20 N-0,1 m/s.

Le frottement et l'usure de ces matériaux dépendent de leur résistance à l'oxydation et de la cohésion de la couche d'oxyde formée.

- Pour le RBSN et le SSN le coefficient de frottement augmente avec la température, et ce plus particulièrement à partir de 600°C (Figure I.13).
- Pour le RBSN on enregistre une augmentation du taux d'usure avec la température, pour des essais effectués dans l'air jusqu'à 900°C. A 1400°C il y a grippage des échantillons. Les essais effectués sous vide donnent des taux d'usure supérieurs à ceux mesurés dans l'air pour des températures inférieures à 900°C.
- Pour le SSN on observe une faible usure pour des températures allant jusqu'à 600°C, avec une forte augmentation du taux d'usure (d'un facteur 3) à 900°C.

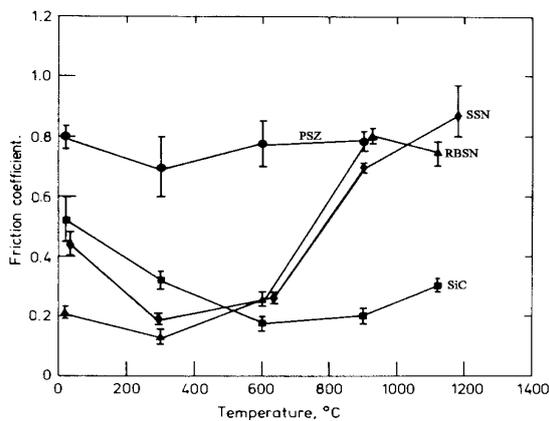


Figure I.13 : Evolution du coefficient de frottement avec la température (● PSZ, ■ SiC, ◆ RBSN, ◆ SSN) [Gee 90].

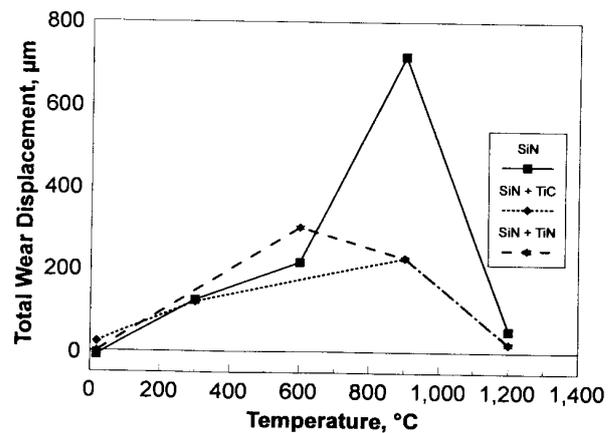


Figure I.14 : Mesure de l'usure en fonction de la température [Melandri 95].

- Pour les composites à base de nitrure de silicium, le coefficient de frottement subit une légère augmentation (de 0,45 à 0,6) entre 20 et 300°C puis une légère réduction jusqu'à 1200°C où est enregistrée une forte augmentation (de 0,6 à 1,3). Cet accroissement du coefficient de frottement est attribuée à la formation d'une couche visqueuse amorphe, qui peut occasionner une soudure des échantillons après essai.

On observe pour tous les matériaux, une augmentation de l'usure avec la température et une usure négligeable seulement à 20 et 1200°C. A 900°C l'usure du nitrure de silicium «pur» est plus élevée que celle des composites à base de nitrure de silicium (Figure I.14).

En conclusion, l'usure des céramiques non-oxydes en configuration disque-disque, est gouvernée par les phénomènes d'oxydation. Tant que l'on reste à faible usure l'oxydation forme une couche protectrice réduisant l'usure et le frottement. Lorsque la charge et la vitesse augmente cette couche se rompt et engendre une sévère augmentation de l'usure.

1.4 Analyse du déplacement des échantillons

L'instrumentation de certains tribomètres permet de suivre l'évolution du déplacement des échantillons au cours d'un essai et donc une représentation de l'usure en fonction du temps ou de la distance de glissement. Il en est ainsi du tribomètre utilisé par M. Woydt pour l'étude de l'alumine ou par M.G. Gee pour l'étude de différents nitrures de silicium [Woydt 89, Gee 90].

Grâce à l'instrumentation du tribomètre utilisé par M. Woydt l'évolution de l'usure d'échantillons d'alumine a pu être suivie en continue en fonction de la distance de glissement parcourue [Woydt 89, Skopp 95]. La figure I.15 montre dans le cas du couple alumine-alumine frottant à 3 m/s et 22°C, une allure croissante du volume d'usure du pion en fonction de la distance parcourue. L'usure démarre dès les premiers instants, puis le taux d'usure décroît pour augmenter à nouveau après 1250 m. Cette dernière augmentation du taux d'usure est attribuée à l'apparition d'un mécanisme de micro-écaillage. En revanche à 400°C, le volume d'usure ainsi que le taux d'usure du pion en alumine croissent continûment dès le début du frottement.

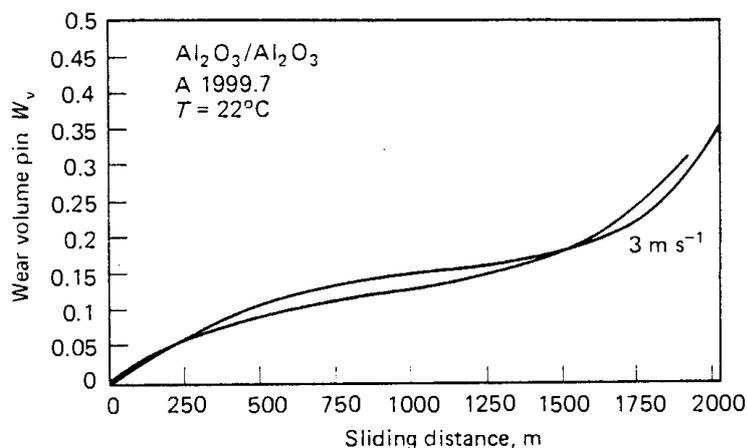


Figure I.15 : Volume d'usure du pion fonction de la distance de glissement :
couple $Al_2O_3-Al_2O_3$ à 3 m/s et 22°C [Woydt 89].

Le tribomètre utilisé par M. G. Gee a permis d'observer l'évolution du déplacement des échantillons en nitrure de silicium suivant l'axe de la charge, pour des températures variant de 21 à 1170°C (Figure I.16). On enregistre, pour une température inférieure ou égale à 900°C, une augmentation de l'usure avec la température et la distance de glissement. En revanche à 1170°C le déplacement enregistré est pratiquement nul. Le taux d'usure est généralement fort en début d'essai puis se stabilise. On remarque un phénomène supplémentaire à 900°C où apparaît une

variation brutale de taux d'usure après une distance de glissement de 700 m. Le même phénomène a été observé à 600°C pour une distance de glissement de 180 m. Cette variation du taux d'usure a été pour ce cas là, corrélée à une transition du coefficient de frottement, comme le montre la figure I.17.

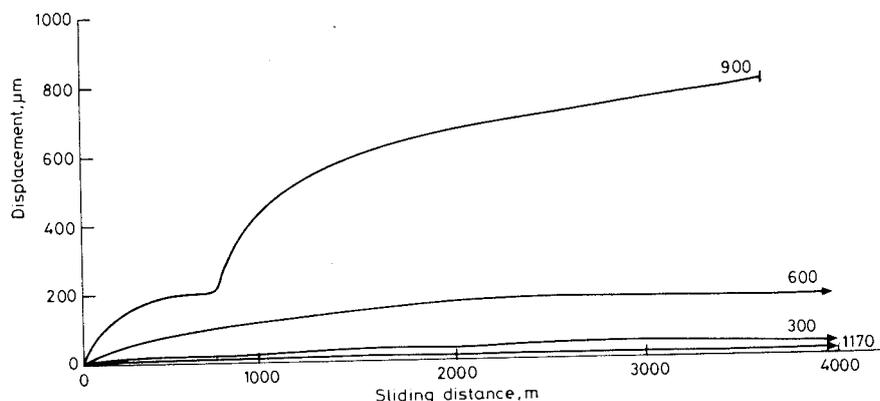


Figure I.16: Allure de la courbe de déplacement fonction de la distance de glissement pour un RBSN frottant dans l'air à différentes températures [Gee 90].

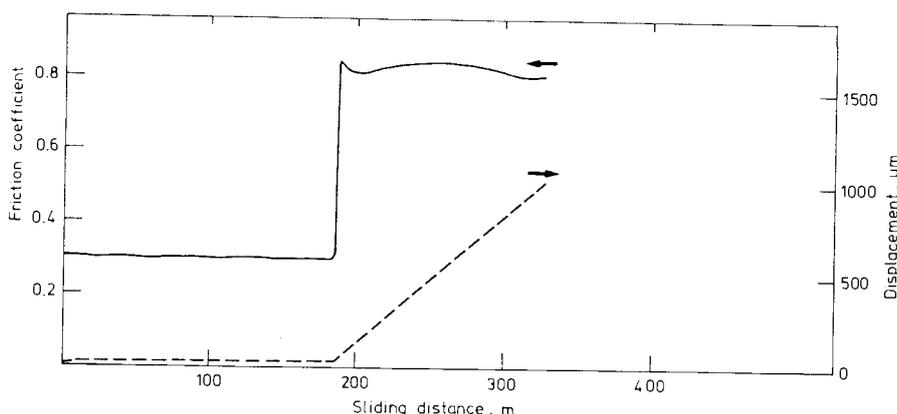


Figure I.17 : Corrélation entre la courbe de déplacement et la courbe de frottement pour un RBSN frottant dans l'air à 600°C [Gee 90].

C. Melandri a observé le même type de comportement avec un composite à base de nitrure de silicium ($\text{Si}_3\text{N}_4\text{-TiC}$) [Melandri 95]. En revanche, il a poussé plus loin son analyse en mettant en évidence des variations périodiques du coefficient de frottement et du déplacement pour certaines conditions d'essai. Alors que l'on enregistre la plupart du temps, des variations aléatoires de l'usure et du frottement au cours du temps, il observe parfois, des oscillations d'une période bien plus longue que le temps de rotation du disque. La figure I.18 montre ces oscillations pour le frottement à température ambiante d'un composite SNTC ($\text{Si}_3\text{N}_4 + 30\% \text{TiC} + 8\% \text{Y}_2\text{O}_3 + 3\% \text{Al}_2\text{O}_3$). Lorsque le coefficient de frottement augmente, on observe une baisse

du déplacement. Ce comportement oscillatoire n'apparaît qu'au bout d'un certain temps de glissement mais se prolonge jusqu'à la fin de l'essai.

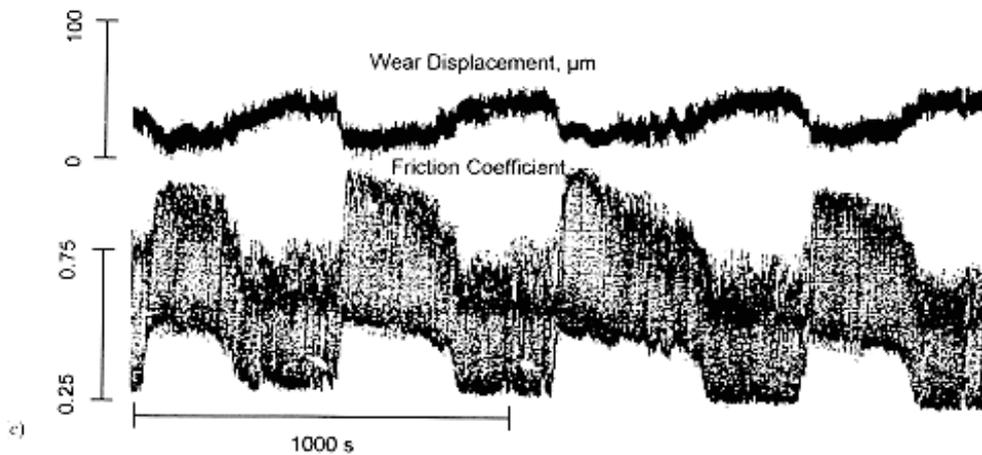


Figure I.18 : Variation de l'usure et du coefficient de frottement au cours du temps pour un SNTC frottant à température ambiante [Melandri 95].

1.5 Synthèse

Les études menées sur les céramiques en frottement sec à haute température montrent des comportements très variables selon les conditions de contact. Néanmoins quelques tendances générales ressortent. Dans le cas de l'alumine, le coefficient de frottement augmente légèrement avec la température jusqu'à une température d'environ 300 à 400°C. Au-delà, jusqu'à 800°C et plus, le coefficient de frottement a plutôt tendance à diminuer quand la température augmente. Il semble en revanche plus difficile d'avoir une vue globale unique du comportement à l'usure de l'alumine en fonction de la température. Il est ici préférable de regarder le comportement de l'alumine en fonction du type de déplacement imposé. En frottement continu le taux d'usure augmente avec la température et certains auteurs identifient nettement un seuil de transition entre usure douce et sévère. En revanche, dans le cas du frottement alternatif, le taux d'usure croît jusqu'à un maximum pour des températures intermédiaires et revient à 800°C, à une valeur proche de celle enregistrée à température ambiante.

Les principaux phénomènes de dégradation des surfaces observés sur l'alumine sont la rupture transgranulaire et intergranulaire. Le mécanisme de détachement de particules par rupture transgranulaire s'observe pour des températures, des charges ou des vitesses assez faibles, alors que la rupture intergranulaire apparaît pour des températures, des charges ou des

vitesses plus élevées. Ce dernier phénomène est favorisé par l'expansion volumique des grains (dilatation thermique) et par la baisse de la ténacité de l'alumine à haute température. Les débris alors injectés dans le contact agissent tout d'abord comme abrasif (présence de sillons par déformation plastique) puis subissent très rapidement une forte attrition due aux contraintes mécaniques. Très rapidement l'adhésion des particules aux surfaces et l'agglomération des débris entre eux vont prendre le relais. Ces phénomènes sont d'autant plus importants que la température est élevée et peuvent même aller jusqu'au refrittage de particules entre elles.

Les céramiques non-oxydes montrent quant à elles, une allure du coefficient de frottement souvent croissante avec la température. Les valeurs des coefficients de frottement et de taux d'usure sont dans l'ensemble très disparates, mais s'expliquent par l'évolution de la morphologie des débris présents dans le contact. Pour le carbure de silicium, à basse température, les coefficients de frottement élevés sont associés à la fissuration des massifs. Pour des températures intermédiaires, une baisse du coefficient de frottement peut être engendrée par l'agglomération de débris sous forme de rouleaux. A haute température (supérieure à 800°C) l'apparition de phénomènes de grippage ou de soudure des débris, aboutit à une forte augmentation du coefficient de frottement.

Enfin, des réactions tribochimiques permettent la formation d'une couche d'oxyde protectrice réduisant le frottement et l'usure. Ainsi, pour de faibles sollicitations de contact, les céramiques peuvent frotter sans dégradation apparente des surfaces en contact. Ce phénomène est dû à la réactivité chimique des surfaces, sur lesquelles peut se former par adsorption d'eau ou de vapeur d'eau, une couche hydratée dans le cas des céramiques oxydes, ou une couche d'oxyde dans le cas des céramiques non-oxydes. La rupture de cette couche d'oxyde engendre un régime d'usure sévère.

2. TEMPÉRATURE DE CONTACT

2.1 Techniques de mesure de température appliquées à la tribologie

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 ou entre un fluide et une paroi. Cela est d'autant plus vrai pour la tribologie où les phénomènes thermiques peuvent influencer aussi bien les propriétés de volume que de surface des matériaux en glissement.

De toutes les techniques de mesure de température (annexe 1), seules quelques unes sont employées en tribologie. En effet, lorsque l'on veut 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 tribologique des surfaces. Pour ces diverses raisons, les techniques utilisant un revêtement sont à exclure (photoluminescence, peinture...) lorsque les massifs sont en contact direct (frottement sec, lubrification mixte ou limite).

2.1.1 Les thermistances

Les thermistances, simples de principe, s'avèrent complexe et onéreuse à mettre en œuvre. J. W. Kannel et coll. ont utilisé cette technique pour mesurer la température de surface d'un galet en contact élastohydrodynamique [Kannel 78]. Le capteur formé par dépôt électrochimique permet de détecter simultanément les températures et les pressions de contact. Un obstacle à la mise en œuvre de ce type de capteur est le risque de détérioration en cas de forte usure. De plus, il faut déposer une couche supplémentaire (du métal à étudier) au-dessus du capteur afin de recréer les caractéristiques géométriques et physico-chimiques du contact.

2.1.2 Les couples thermoélectriques

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 [Santini 75, Chen 90]. 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.

Des méthodes numériques permettent de remonter à la température de surface. La plus simple s'appuie sur des mesures de température à différentes profondeurs sous la surface de contact (mesure de température par gradient). On détermine la température de surface par extrapolation linéaire ou exponentielle [Chen 90]. La forme exponentielle provient d'un modèle basé sur la théorie de l'ailette, proposé par Bowden et Tabor que nous exposerons plus loin [Bowden 50]. De même des thermocouples intrinsèques implantés à la périphérie d'un pion ont été utilisés pour déterminer les températures de contact [Lesquois 94]. Ces températures sont obtenues par intégration numérique de l'équation de la chaleur au moyen d'un algorithme de calcul par progression spatiale [Raynaud 86]. Un des principaux reproches fait à ces techniques de mesure indirecte est l'erreur systématique due à la géométrie du contact (implantation des thermocouples). La température enregistrée est alors comprise entre deux valeurs minimum et maximum, qui sont respectivement la température de la génératrice du thermocouple la plus proche et la plus éloignée de la surface de contact (Figure I.19) [Floquet 78]. L'erreur relative maximale qui a pour expression,

$$\frac{\Delta\varepsilon}{\varepsilon} = 2 \frac{T_A - T_B}{T_A + T_B} \quad (1)$$

peut être très importante suivant la densité de flux entrant par la surface.

La seconde technique de mesure met en œuvre un **thermocouple dynamique** de Herbert Gottwien, où la jonction faisant office de soudure chaude est formée par les éléments en contact [Kennedy 92, Lingard 84, Furey 64, Ling 64]. Initialement développé 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. La figure I.20 montre un exemple de montage pour étudier le contact entre un disque en acier et un disque en aluminium faisant office de patin [Lingard 84]. La partie en aluminium

forme le premier élément du thermocouple, tandis que le disque en acier forme le second. L'ensemble doit bien évidemment être étalonné. Comme cette technique prend en compte la totalité de la surface de contact, la valeur de la force électromotrice mesurée est une moyenne relative à la racine carrée de chaque aire élémentaire de contact. Si on assimile l'ensemble des aires élémentaires à une aire circulaire unique, la valeur mesurée est une valeur moyenne relative à l'aire réelle de contact, elle-même divisée par la distance du point de connexion des fils au périmètre du cercle délimitant l'aire réelle de contact. Ainsi la température des points situés près du bord de l'aire de contact a plus d'influence sur les valeurs mesurées que les points situés au centre, lesquels ont en général une température plus élevée [Shu 64].

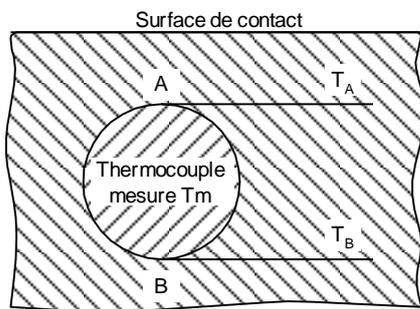


Figure I.19 : Températures au voisinage d'un thermocouple noyé [Floquet 78].

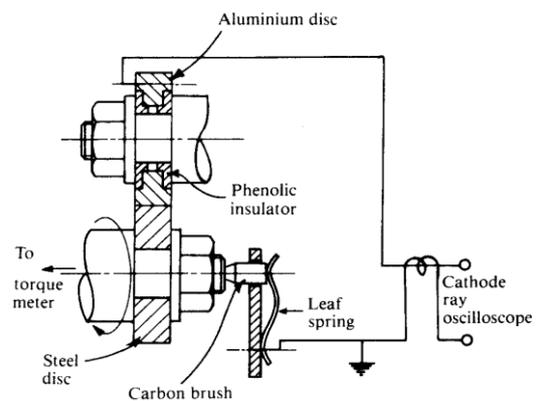


Figure I.20 : Montage expérimental d'un thermocouple dynamique [Lingard 84].

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. En revanche, pour des contacts plus larges, la valeur mesurée dépend de la forme des pièces en contact et doit donc être considérée avec prudence. Une dernière contrainte à cette technique est l'obligation de choisir des matériaux de frottement conducteurs pour former le couple thermoélectrique.

2.1.3 Les pyromètres

Ces techniques sont fondées sur la détection d'un rayonnement électromagnétique. Elles font intervenir de nombreux facteurs tels que la nature des matériaux, la forme de la surface d'émission et son orientation. Le point le plus astreignant de ce procédé est qu'il faut en général ouvrir le contact pour accéder aux surfaces frottantes. La mesure se fait donc soit en périphérie

de la pièce stationnaire, soit par une petite ouverture pratiquée dans celle-ci [Farris 89, Floquet 78]. Une autre solution consiste à choisir pour une des deux pièces un matériau transparent au rayonnement mesuré. Dans la majorité des cas, il s'agit d'une alumine monocristalline c'est-à-dire un saphir [Weick 94, Usami 93, Blomberg 93, Bair 91, Suzuki 91, Floquet 87].

La **photographie sur film infrarouge** a d'abord permis d'étudier les températures de surface durant la coupe des métaux, puis des séquences de freinage. Ce procédé a été ensuite remplacé par des détecteurs infrarouges employés en pyrométrie optique donnant une température moyenne de la zone observée. Pour pallier au manque de résolution de cette technique, les détecteurs modernes sont équipés de systèmes optiques pouvant être focalisés sur une zone restreinte bien définie (taille de spot de 100 à 500 μm) et faire l'acquisition de mesures à des fréquences élevées [Kennedy 92]. La figure I.21 montre le schéma de fonctionnement d'une caméra microscope infrarouge adaptée à une machine d'étude de contacts plan-plan en petits débattements [Floquet 87]. Bien que rapide, le temps de balayage de la surface (40 ms) est bien plus grand que le temps de persistance des températures éclairs. L'image ainsi présentée ne représente pas la distribution des températures éclairs à chaque instant, mais donne néanmoins une bonne idée de la formation des points chauds.

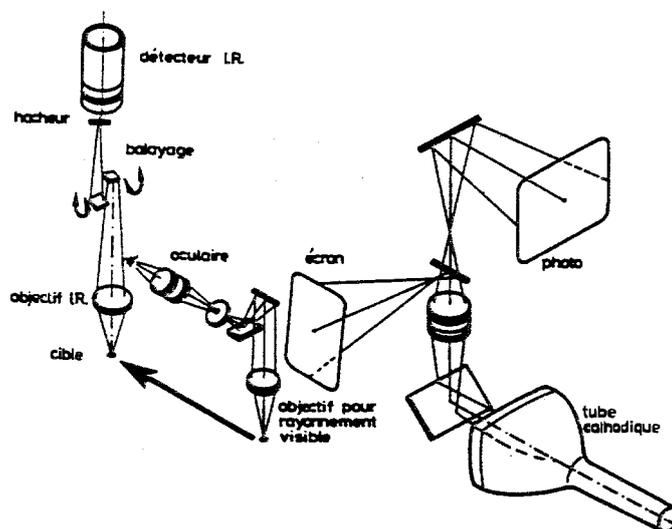


Figure I.21 : Schéma de la caméra-microscope infrarouge Barnes RM.50 [Floquet 87].

Une technique de mesure par **détection et amplification de photons** a été développée afin de mesurer efficacement les températures éclairs [Suzuki 91]. Ce type de détecteur a l'avantage d'avoir un temps de réponse très court (quelques nanosecondes) et un temps de

rafraîchissement d'environ 100 ns. Il peut en conséquence détecter les températures éclairs dont le temps de persistance est de l'ordre de la microseconde avec des tubes photo-multiplieurs capable d'une amplification de l'ordre de 10^5 .

2.2 Mesures de température dans des contacts céramiques

2.2.1 Contacts céramiques-céramiques

Des élévations de température ont été enregistrées par thermocouple à mi-hauteur d'un disque (0,3 mm) de carbure de silicium fritté réaction et d'un disque de verre alumino-silicaté lors d'essais de frottement disque-disque en couple homogène sous 225 N et des vitesses comprises entre 0,5 et 2,8 m/s [Cranmer 85]. Les températures au bout de dix minutes d'essai s'échelonnent entre 80 et 550°C (Figure I.22).

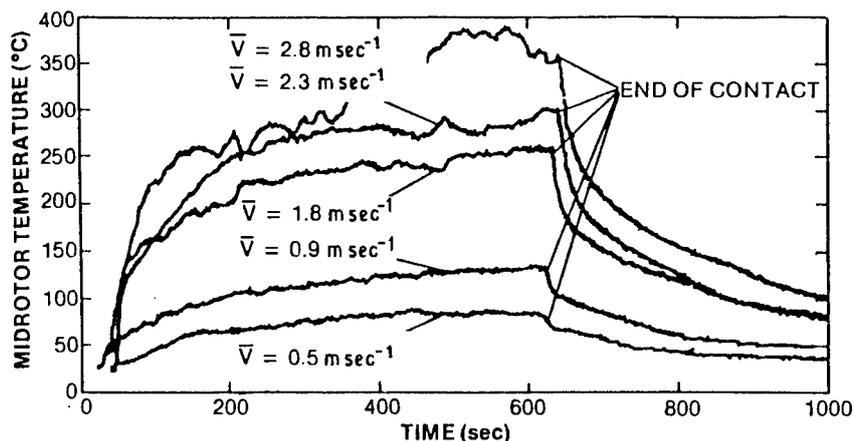


Figure I.22 : Evolution de la température à 0,3 mm sous la surface d'un disque de carbure de silicium fritté réaction [Cranmer 85].

Même un faible flux de chaleur généré à l'interface de frottement est susceptible de générer une température conséquente dans un contact céramique-céramique. Ainsi B. L. Weick et coll. ont mesuré des élévations de température de l'ordre de 20 à 140°C, au moyen d'un microscope infrarouge, pour des billes de différentes céramiques frottant en petits débattements sur un plan en saphir [Weick 94]. La figure I.23 illustre les résultats pour différents couples de matériaux et différentes charges (fréquence 195 Hz, amplitude 150 μm , charges 20 et 40 N). Les auteurs concluent que la température de surface ne dépend pas seulement des propriétés thermiques des couples en présence, mais de l'aire réelle de contact ainsi que de l'énergie dissipée dans le contact.

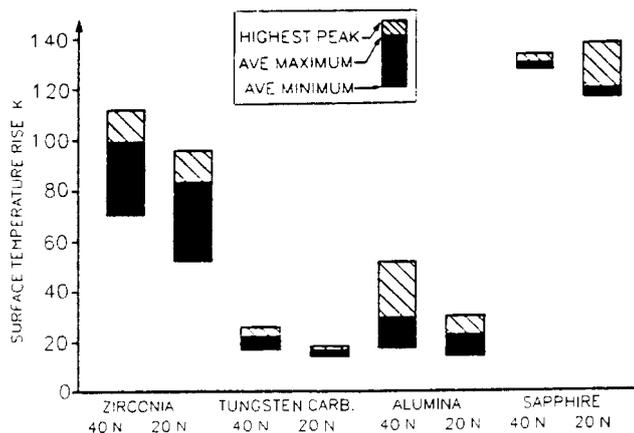


Figure I.23 : Augmentation de la température pour différentes céramiques en frottement face à du saphir [Weick 94].

Le frottement de plusieurs céramiques a également été étudié en configuration anneau-disque, pour une vitesse de 4 m/s et une charge de 80 N [Blomberg 93]. La température moyenne mesurée à l'aide d'un thermocouple de contact est de 210°C pour le couple $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-Al}_2\text{O}_3$ et varie de 195 à 215°C pour le frottement en couple homogène du SiC et d'une alumine renforcée. Un pyromètre optique a permis d'évaluer une température des points chauds de l'ordre de 1350 à 1450°C pour le contact $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-Al}_2\text{O}_3$.

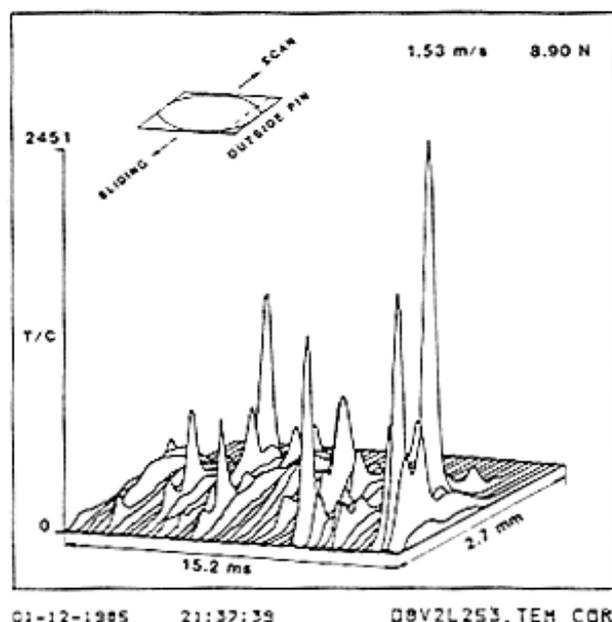


Figure I.24 : Distribution des températures à l'interface de frottement Si_3N_4 /Saphir mesurée au moyen d'une caméra infrarouge [Griffioen 85].

Un important écart de température entre température moyenne et éclair a aussi été enregistré par Griffioen au moyen d'une caméra infrarouge en mode balayage, dans le cas du frottement Si_3N_4 -saphir, en configuration pion-disque, pour une vitesse de glissement de 1,53 m/s et une charge de 8,9 N [Griffioen 85]. Alors que la température maximum des points chauds observés est de 2451°C , la température moyenne de surface reste aux environs de 96°C (Figure I.24).

2.2.2 Contacts céramiques-aciers

Des températures très élevées ont aussi été observées dans le cas du frottement acier-céramique. H. Usami et coll. ont fait frotter un pion sphérique en saphir sur un disque d'acier, pour des charges allant de 9,8 à 29,4 N et des vitesses allant de 5 à 20 m/s [Usami 93]. Des points chauds d'une température variant de 800 à 1160°C ont été enregistrés au moyen d'un détecteur infrarouge. Les auteurs montrent que la température augmente quand la vitesse et la charge augmentent et attribuent ce comportement à l'augmentation de la surface des points chauds. Par contre, le coefficient de frottement et le taux d'usure diminuent lorsque la température augmente (Figure I.25).

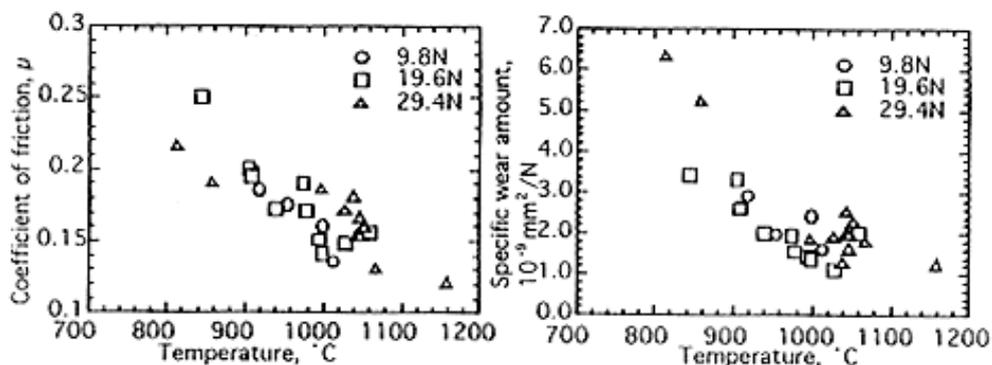


Figure I.25 : Evolution du coefficient de frottement et du coefficient d'usure en fonction de la température de contact (contact saphir-acier) [Usami 93].

Le frottement d'un pion en zircone, matériau particulièrement isolant, sur un disque en acier 35CD4 a été étudié pour une charge de 5 N et des vitesses variant de 10 à 40 m/s [Chen 90]. Des thermocouples implantés à 3 ou 4 mm sous la surface du pion donnent des températures variant de 40 à 60°C . Les températures moyennes extrapolées en surface sont seulement de l'ordre de 80 à 100°C pour les faibles vitesses de glissement et de 160°C pour une vitesse de 40 m/s. De même, le frottement d'un pion en acier 100C6 face à un disque en zircone (Y-TZP) en milieu aqueux a été étudié à 230 N et 10 m/s [Paris 94]. Des filiations de dureté ont

été pratiquées sur des coupes de pions afin de mettre en évidence les modifications structurales dues à l'élévation de température dans le contact. Les mesures de dureté ont été traduites en températures au moyen de la courbe de revenu de l'acier 100C6. L'auteur a pu ainsi reconstituer le réseau d'isothermes dans le pion et en a déduit, par extrapolation, des températures de surface de l'ordre de 800°C à l'arrière du contact (Figure I.26).

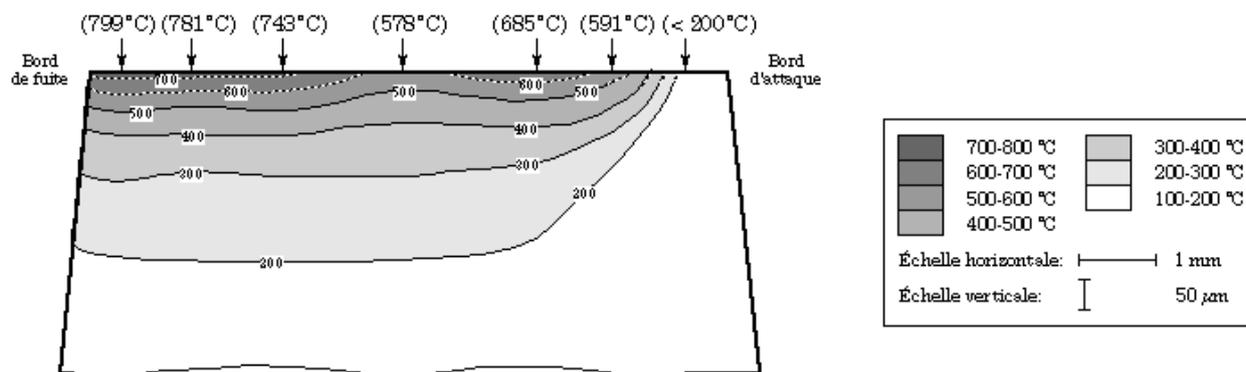


Figure I.26 : Carte d'iso-température relative à la section d'un pion en 100C6 ayant frotté sur un disque en zircone [Paris 94].

2.3 Evaluation théorique des températures de contact

Le frottement est un processus dissipatif dont 90% au moins se fait sous forme de chaleur. La détermination de la quantité respective de flux thermique entrant dans chaque solide, autrement dit du **coefficient de partage**, ainsi que celle de l'**aire réelle de contact** constituent souvent des points critiques pour les différentes approches théoriques. Par ailleurs, ce phénomène est appréhendé à deux échelles distinctes : celle de l'aire réelle de contact (échelle microscopique) et celle de la surface globale de frottement (échelle macroscopique).

La modélisation des phénomènes thermiques associés au frottement restent encore imprécise bien que celle-ci remonte à une soixantaine d'année [Blok 37]. En effet la résolution directe de l'équation de la chaleur et des conditions aux limites associées est souvent très difficile autrement que par une méthode numérique. Afin d'obtenir des solutions analytiques simples, plusieurs auteurs ont pris des hypothèses simplificatrices (contact parfait, corps semi-infinis) pour élaborer des méthodes de calcul regroupées sous le nom de **théorie des sources de chaleur** [Carslaw 59, Archard 58].

En raison du caractère imparfait des surfaces fonctionnelles, l'énergie dissipée sous forme de chaleur se répartit d'une part au niveau des aspérités en contact et d'autre part dans l'espace interstitiel qui sépare les corps [Bardon 94]. Ce phénomène occasionne un écart entre les températures superficielles des deux solides en contact (contact imparfait). Pour tenir compte de ces considérations, différents auteurs ont développé des modèles analytiques et numériques en introduisant la **notion de résistance thermique de contact** permettant ensuite d'évaluer le coefficient de partage [Chantrenne 96, Bardon 94, Laraqui 92, Vullierme 79].

D'autres auteurs ont utilisé une approche globale basée sur le principe de conservation de l'énergie. Un modèle dérivé de la **théorie de l'ailette** permet, moyennant des hypothèses simplificatrices, de déterminer la température moyenne de la surface frottante tout en prenant en considération les pertes par convection sur la périphérie du pion [Bowden 50].

Enfin M. F. Ashby puis Y. Wang ont élaboré un modèle donnant accès aux températures moyennes et éclairs dans le contact [Wang 94, Ashby 91]. Ce modèle s'appuie sur une équation de flux dans laquelle le paramètre à déterminer est une longueur équivalente de conduction. Cette longueur prend en compte les paramètres matériaux ainsi que ceux liés à l'environnement direct des échantillons. Ces deux dernières modélisations ont pour principal inconvénient de ne pas prendre en compte la résistance thermique de contact (rugosité, éléments interfaciaux). En revanche, il permet de tracer des **cartes de températures** en fonction de paramètres de pression et de vitesse, pour un couple d'échantillon et pour des conditions expérimentales données.

Nous allons maintenant reprendre un peu plus en détail les différents points qui viennent d'être évoqués ci-dessus.

2.3.1 Partage du flux et aire réelle de contact

En considérant que le travail des forces de frottement est intégralement converti en chaleur, le flux thermique global généré par le frottement s'exprime comme :

$$\Phi = \mu F v \quad (1)$$

où μ est le coefficient de frottement, F la charge normale et v la vitesse relative des surfaces. La part entrant dans le solide 1 représente une fraction du flux global soit $\Phi_1 = \alpha \Phi$. La partie complémentaire $\Phi_2 = (1 - \alpha) \Phi$ est transmise au solide 2 (Figure I.27). Le coefficient de partage

α est alors défini comme le rapport du flux de chaleur entrant dans le solide fixe (par rapport à la source de chaleur) sur le flux de chaleur total généré.

En prenant l'hypothèse d'un contact parfait, le partage de flux en régime stationnaire, pour deux corps larges et épais en frottement sur une zone de contact invariante (géométrie symétrique), est uniquement fonction des conductivités thermiques λ des matériaux :

$$\Phi_1 = \frac{\lambda_1}{\lambda_1 + \lambda_2} \Phi \quad \text{et} \quad \Phi_2 = \Phi - \Phi_1 \quad (2)$$

En régime transitoire, le partage du flux est alors fonction des effusivités b des matériaux :

$$\Phi_1 = \frac{b_1}{b_1 + b_2} \Phi \quad \text{avec} \quad b = \sqrt{\lambda \rho c} \quad (3)$$

où ρ est la masse volumique et c la capacité thermique massique du matériau considéré.

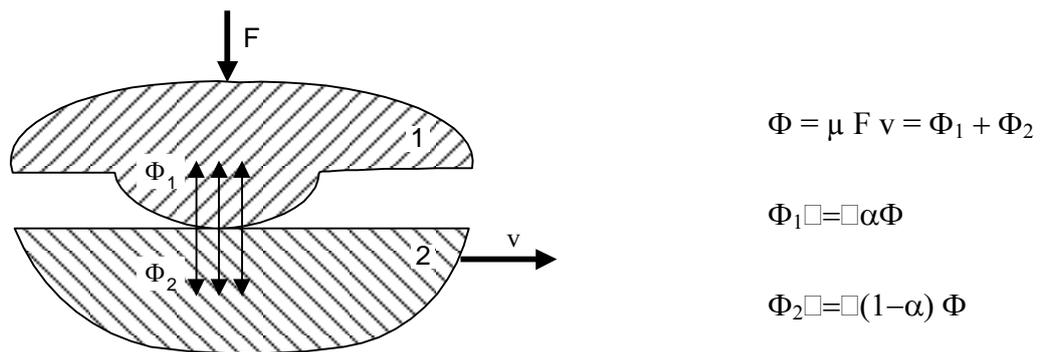


Figure I.27 : Modèle thermique du contact parfait, conséquence sur le coefficient de partage α . Solide 1 fixe par rapport à la source de chaleur - Solide 2 mobile par rapport à la source de chaleur.

Pour une géométrie non symétrique (aspérité contre massif lisse) Archard a apporté une réponse en modélisant indépendamment chacun des solides puis en les couplant par l'intermédiaire du coefficient de partage α [Archard 58]. Ce coefficient de partage est alors déterminé en exprimant la continuité des températures à l'interface (contact parfait). Archard donne une expression de la température de contact, en fonction d'un critère de vitesse (sans dimension) analogue au nombre de Peclet (Ψ), que l'on définit comme le rapport entre le temps de pénétration de la chaleur à une profondeur r (temps de diffusion) et le temps de déplacement sur une même distance r (temps de contact) :

$$\Psi = \frac{r^2}{a_2} \left(\frac{2r}{v} \right)^{-1} \quad \text{soit} \quad \Psi = \frac{v r}{2 a_2} \quad (4)$$

où r est le rayon d'une source de chaleur circulaire et a_2 la diffusivité thermique du solide mobile par rapport à la source de chaleur.

Le profil des températures de part et d'autre de l'interface variant avec le nombre de Peclet (Figure I.29), Blok choisit d'exprimer l'égalité des températures maximales à l'interface du contact et calcule un coefficient de partage fonction du nombre de Peclet et donc de la vitesse de glissement. Pour un faible nombre de Peclet on conserve la formulation (2), en revanche pour un nombre de Peclet supérieur à 5 le coefficient de partage s'exprime par la relation suivante :

$$\alpha = \frac{0,798 \lambda_1}{0,798 \lambda_1 + \lambda_2 \Psi} \quad (5)$$

On remarque que lorsque la vitesse ou le nombre de Peclet augmente, le coefficient de partage α diminue et par conséquent la chaleur est aspirée par le corps mobile. Pratiquement, pour les nombres de Peclet élevés, la chaleur s'emmagine presque exclusivement dans le corps mobile (l'élévation de température dans le corps fixe n'étant due qu'à un phénomène de conduction depuis le corps mobile).

Pour le cas du freinage de nombreux auteurs [Tico 95, Dufresnoy 95, Foulon 95] utilisent un modèle de surfaces frottantes avec couche semi-visqueuse, dans laquelle est produite la chaleur et dont la conductibilité thermique est très faible devant celle du disque ou de la garniture [Youssef 89]. Ce modèle considère d'une part que le flux thermique moyen est proportionnel aux effusivités respectives des matériaux du disque et de la garniture et d'autre part que l'énergie totale dissipée est représentée par une puissance moyenne Φ_m pendant le temps de freinage. Cette puissance a donc pour expression : $\varphi_1 S_1 + \varphi_2 S_2 = \Phi_m$, où S_1 est la surface totale des garnitures et S_2 la surface de la piste de frottement sur le disque. Le coefficient de partage présenté par H. Youssef, s'exprime alors par la relation suivante :

$$\alpha = \frac{S_1 b_1}{S_1 b_1 + S_2 b_2} \quad (6)$$

Pour le cas de freinages prolongés où les massifs ne peuvent plus être considérés comme semi-infinis, on introduit l'influence des surfaces de refroidissement par l'intermédiaire de coefficients d'échange de paroi.

Différents auteurs se sont intéressés à la modélisation de l'**aire réelle de contact** [Johnson 97 et Johnson 68, Collins 80, Tabor 59]. L'étude la plus classique considère que l'aire réelle de contact sous les seules sollicitations normales (en statique) augmente avec la charge F [Tabor 59]. Ainsi,

$$A_0 = \frac{F}{\sigma_0} \quad (7)$$

où σ_0 représente la contrainte d'écoulement du matériau assimilée le plus souvent à la dureté du matériau le moins dur.

En frottement, un effort de cisaillement T (contrainte tangentielle) s'ajoute à l'effort normal. C. Tabor relie les différents paramètres du modèle par un critère de fluage plastique et obtient la formulation suivante :

$$\left(\frac{A_r}{A_0}\right)^2 = 1 + \alpha_t \left(\frac{T}{F}\right)^2 \quad (8)$$

où α_t est une constante à se fixer, qui prend dans la littérature différentes valeurs fonction des matériaux étudiés. Ainsi, α_t vaut 3,3 pour l'indium et 12 pour le platine [Tabor 59]. L'auteur remarque que pour un matériau métallique idéalement plastique et un contact axisymétrique, la contrainte d'écoulement vaut environ cinq fois la contrainte de cisaillement critique. Il obtient ainsi un coefficient α_t théorique égal à 25 et explique les plus faibles valeurs observées, par le fait que les phénomènes d'écrouissage tendent à faire croître la contrainte effective de cisaillement. Il conclut que la valeur de ce coefficient n'est pas de la première importance et que 9 semble être une valeur satisfaisante.

D'autres auteurs tel J. A. Greenwood, supposent que l'aire moyenne d'une aspérité en contact est constante, d'un rayon r_a généralement compris entre 1 et 10 μm . En revanche, c'est le nombre et non la taille moyenne des aspérités qui augmente avec la charge [Greenwood 66]. Cet aspect sera repris plus en détail dans le chapitre III.

Enfin des calculs numériques mettant en œuvre des méthodes par différences finis ou par éléments finis ont été développés pour calculer le champ des températures dans les solides en contact. Le champ de température est généralement calculé indépendamment dans chacune des pièces, le flux thermique pouvant être généré de part et d'autre de la surface de contact. On s'affranchit ainsi du calcul du coefficient de partage. De même, la notion de résistance thermique

de contact permet de tenir compte de l'aire réelle de contact mais sans être obligé de la calculer explicitement.

2.3.2 Théorie des sources de chaleur

Les premiers travaux concernent les modèles thermiques de H. Blok et J. C. Jaeger qui utilisent une représentation stylisée du contact (Figure I.28). En postulant l'égalité de température des deux surfaces en contact (hypothèse du contact parfait), ils ont pu déterminer la température au niveau d'une aspérité sollicitée en frottement [Blok 37, Jaeger 42]. Admettant que la surface réelle de contact est très inférieure à la surface apparente, H. Blok a fait l'hypothèse que l'élévation de température de l'aspérité est due à l'action d'une source de chaleur de petite dimension comparée à celle des corps en contact. Il résout ainsi le problème d'une source de chaleur appliquée à un massif semi-infini en régime permanent au moyen de la solution élémentaire d'une source de chaleur ponctuelle instantanée. La température maximale calculée correspond au cas où le flux généré par le frottement passe uniquement par l'aire réelle de contact (température éclair).

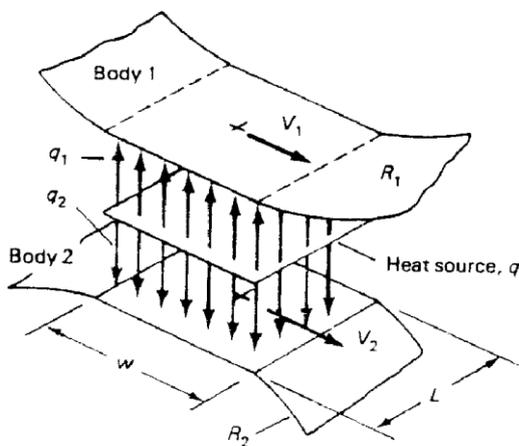


Figure I.28 : Notion de source de chaleur interfaciale [Cowan 92].

Les limites de ce modèle résident dans le fait que pour déterminer la pression de surface on doit connaître la surface réelle de contact et que les solides en contact doivent être considérés à capacité thermique infini vis-à-vis de l'écoulement de la chaleur. Une extension au modèle de Blok a été obtenue en prenant en compte un échange par convection naturelle à la surface du massif semi-infini [DesRuisseaux 70].

F. F. Ling a amélioré cette approche en constatant que l'hypothèse de l'uniformité de la chaleur dissipée par une petite surface de frottement ne peut plus s'appliquer sur la distribution globale du flux de chaleur pénétrant dans chacune des pièces [Ling 64 et 69]. Il étudie les deux

antagonistes en faisant la double hypothèse de l'égalité des températures pour chaque point de contact en regard ainsi que l'égalité de la somme des flux de chaleur et de la puissance spécifique dissipée au même point. La première étape de cette méthode consiste donc à déterminer séparément pour chacune des pièces, la température de la surface de contact en fonction d'une distribution arbitraire du flux de chaleur. La répartition du flux de chaleur et la température de surface dans l'aire de contact est ensuite obtenue au moyen des conditions de continuité. Comme pour la théorie de Blok, cette méthode fait apparaître un maximum pour la température à l'arrière du contact (cas de deux massifs semi-infinis en mouvement relatifs en contact par une aspérité). La théorie de Blok donne pour le même cas, des résultats semblables (Figure I.29).

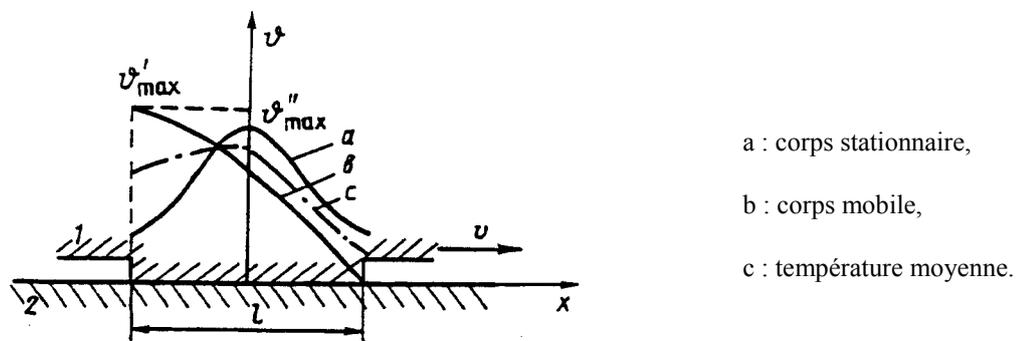


Figure I.29 : Distribution des températures sous une aspérité [Blok 37].

Plus récemment, X. Tian et F. E. Kennedy ont calculé pour un large domaine de vitesses de déplacement, la répartition des températures superficielles maximales et moyennes sur un solide semi-infini, soumis à une source de chaleur mobile (sections carrée, circulaire ou elliptique) caractérisée par différentes distributions (uniforme ou paraboliques) du flux de chaleur [Tian 94]. Aux faibles vitesses (nombre de Peclet de 0,01), la solution s'approche de celle du cas stationnaire avec un maximum au centre du contact. Aux vitesses élevées (nombre de Peclet de 10), les auteurs ont montré une forte réduction de la température superficielle et un décalage du maximum vers la sortie du contact (Figure I.30)

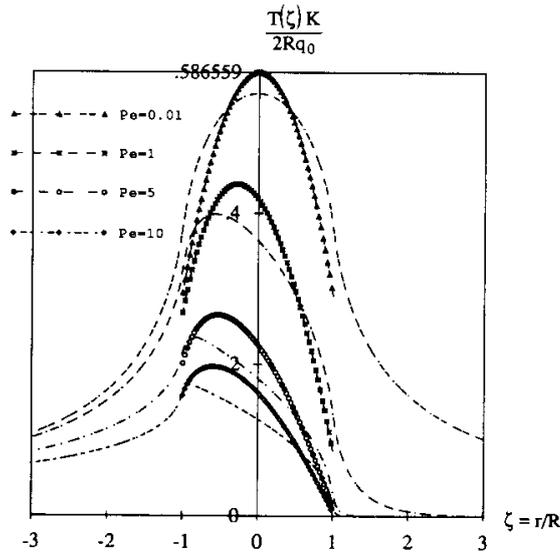


Figure I.30 : Répartition des températures dans un corps semi-infini soumis à une source de chaleur mobile circulaire (de rayon R , en foncé) ou carrée (de côté $2R$, en clair). La répartition du flux est parabolique pour la source circulaire et uniforme pour la source carrée. Les courbes sont données en fonction de la distance r au centre du contact (la source agit entre -1 et 1) pour différents nombres de Peclet compris entre $0,01$ et 10 [Tian 94].

2.3.3 Résistances de contact

Les études expérimentales menées sur des solides en contact thermique ont clairement mis en évidence la présence d'une discontinuité des champs thermiques au niveau de la zone de contact et ce, que le contact soit statique ou glissant [Mazo 78, Barber 70]. En effet, les irrégularités géométriques des surfaces laissent subsister entre les zones effectives de contact un espace interstitiel important généralement mauvais conducteur (air, oxyde, couche adsorbées), qui fait office de barrière thermique en limitant les échanges entre les deux solides. La convergence de la chaleur vers les zones de contact où l'échange est facilité, conduit à un allongement des lignes de flux et une striction des tubes de flux (Figure I.31) responsables d'une résistance thermique de contact [Bardon 94]. La figure I.32 représente le champ de température en régime permanent dans deux murs plans, infinis, d'épaisseur e_1 et e_2 , de conductivité λ_1 et λ_2 , en contact parfait et imparfait [Badie-Levet 92].

Pour un contact parfait et sans glissement, la résistance au transfert de chaleur R_p entre les bords 1 et 2 peut être représentée par le rapport :

$$R_p = (T_1 - T_2) / \varphi \quad (9)$$

où φ représente la densité de flux dissipée par unité de surface apparente de contact soit :

$$\varphi = \frac{\mu F v}{S}$$

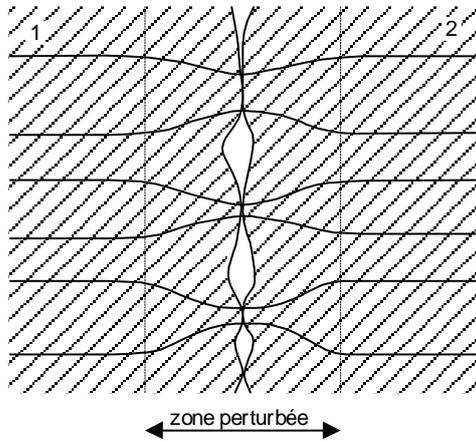


Figure I.31 : Striction des tubes de flux au voisinage d'un contact [Madhusudana 96].

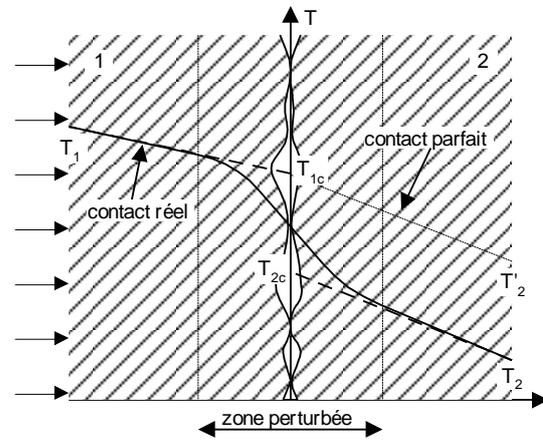


Figure I.32 : Champ des températures au voisinage d'un contact [Badie-Levet 92].

Pour un contact imparfait, le champ des températures est perturbé par des phénomènes de constriction des lignes de flux et, pour une même densité de flux s'écoulant entre les points 1 et 2, la résistance au transfert R_t est égale à :

$$R_t = (T_1 - T_2) / \varphi \quad (10)$$

La résistance thermique de contact statique R_c^{st} est alors définie par la différence entre R_t et R_p , soit :

$$R_c^{st} = (T_{1c} - T_{2c}) / \varphi \quad (11)$$

où T_{2c} et T_{1c} sont appelées températures de contact et sont obtenues par extrapolation du champ non perturbé des températures vers l'interface théorique de contact, soit :

$$T_{1c} = T_1 - \frac{\varphi e_1}{\lambda_1} \quad \text{et} \quad T_{2c} = T_2 - \frac{\varphi e_2}{\lambda_2} \quad (12)$$

Les surfaces réelles sont alors modélisées par deux surfaces lisses, séparés par la résistance thermique statique. Il reste alors à caractériser la fonction de constriction qui dépend de la géométrie de la surface de contact (rayon, longueur d'aspérité) mais aussi des conditions thermiques imposées. En glissement, il a été montré que le phénomène de constriction dont dépend la résistance de contact statique, est modifié par la mise en mouvement relatif des

antagonistes (Figure I.31). On introduit des résistances de constriction glissante R_1^g et R_2^g qui diminuent quand la vitesse augmente et tendent vers zéro quand celle-ci devient grande (Figure I.32). En pratique, dès que le nombre de Peclet est supérieur à 9, la résistance de constriction glissante devient négligeable [Bardon 94].

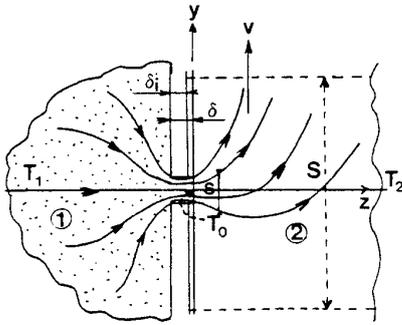


Figure I.31 : Constriction, cas de deux milieux en glissement relatif [Bardon 94].

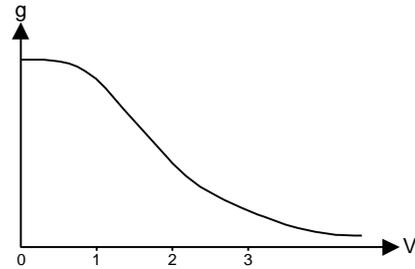


Figure I.32 : Fonction d'atténuation de la constriction avec la vitesse de glissement réduite $v_2^* = v l / 2a_2$ [Bardon 94].

Les conditions thermiques de contact glissant sont caractérisées par deux paramètres :

- une résistance globale de contact glissant, qui est inférieure à la résistance de contact statique,
- un facteur de génération de flux qui diminue quand la vitesse augmente (qu'il ne faut pas confondre avec le coefficient de partage de flux).

L'influence de la vitesse sur la résistance de contact glissant et sur la chute de température à l'interface s'atténue lorsque les transferts de chaleur à travers l'espace interstitiel prennent le pas sur les transferts par contact direct. Des études analytiques et numériques ont permis de déterminer les paramètres de conditions thermiques de contact pour différents cas particuliers tels que le contact sec glissant appliqué aux roulements en ambiance cryogénique [Chantrenne 96 et 95], le contact lubrifié acier-laiton [Vullierme 79] ou le frottement sec métal-matière plastique [Badie-Levet 92 et 85].

2.3.4 Théorie de l'ailette

La configuration particulière d'un pion frottant sur un disque permet de simplifier le problème thermique et de le traiter par la théorie de l'ailette. On détermine ainsi le champ des températures à l'intérieur d'un cylindre soumis à un flux thermique constant à une de ses extrémités. Cette approximation a été utilisée par F. P. Bowden pour calculer la température à

l'interface d'un cylindre de constantan frottant sur un disque en acier [Bowden 50]. La figure I.35 illustre la géométrie du problème. Ce modèle, fondé sur le principe de la conservation de l'énergie, a pour hypothèses de calcul les différents points suivants :

- barre à section constante dont la longueur est très grande devant la section,
- matériaux bons conducteurs thermiques,
- propagation de la chaleur axiale et radiale,
- sections droites des isothermes.

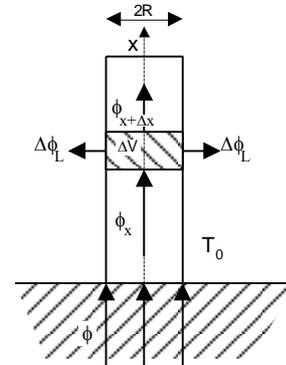


Figure 1.35 : Modélisation de l'ailette.

Il s'agit d'une formulation globale, unidimensionnelle de l'équation de la chaleur, incluant directement les conditions aux limites en écrivant le bilan énergétique pour un élément de volume défini. Ainsi, le flux de chaleur reçue par conduction dans l'élément de volume $\pi R^2 \Delta x$ de la barre, est égal à la somme des flux sortant par conduction et convection :

$$-\lambda \pi R^2 \left(\frac{dT}{dx} \right)_x = -\lambda \pi R^2 \left(\frac{dT}{dx} \right)_{x+\Delta x} + h (T_m - T_0) 2\pi R \Delta x \quad (13)$$

où λ est la conductivité thermique, R le rayon de la barre, h le coefficient de transfert thermique de surface ou coefficient de paroi, T_m la température moyenne de l'élément considérée et T_0 la température du milieu ambiant.

En effectuant un développement en série de Taylor du second membre de l'équation (13) et après division par l'expression $(\lambda \pi R^2 \Delta x)$ on obtient :

$$-\frac{1}{\Delta x} \left(\frac{dT}{dx} \right)_x = -\frac{1}{\Delta x} \left(\frac{dT}{dx} \right)_x - \left(\frac{d^2T}{dx^2} \right)_x - \left(\frac{d^3T}{dx^3} \right)_x \frac{\Delta x}{2!} + \dots + \frac{2h}{\lambda R} (T_m - T_0) \Delta x \quad (14)$$

Nous remarquons que si Δx tend vers zéro, alors T_m tend vers T et l'équation devient :

$$\frac{d^2T}{dx^2} - \left(\frac{2h}{\lambda R} \right) (T_x - T_0) = 0 \quad (15)$$

L'équation (13) est une équation différentielle du deuxième ordre à coefficients constants dont la solution générale peut prendre les deux formes suivantes :

$$T_x - T_0 = A \exp\left(-\sqrt{\frac{2h}{\lambda R}}x\right) + B \exp\left(\sqrt{\frac{2h}{\lambda R}}x\right) \quad (16)$$

ou

$$T_x - T_0 = C \operatorname{ch}\left(\sqrt{\frac{2h}{\lambda R}}x\right) + D \operatorname{sh}\left(\sqrt{\frac{2h}{\lambda R}}x\right) \quad (17)$$

La forme (16) s'applique à l'expression de solution dans le cas de conditions aux limites concernant l'ailette à géométrie semi-infinie, la forme (17) est préférable dans le cas d'une ailette à géométrie finie.

• **Cas de l'ailette longitudinale à géométrie infinie**

L'hypothèse d'une barre suffisamment longue permet de considérer qu'à une distance donnée, sa température est égale à celle du milieu ambiant T_0 . Cette première condition aux limites implique que la constante B soit nulle, d'où :

$$T_x - T_0 = A \exp\left(-\sqrt{\frac{2h}{\lambda R}}x\right) \quad (18)$$

La deuxième condition aux limites stipule que pour $x=0$ alors $\phi_{x=0} = \phi_1 = \alpha\phi$. La barre étant infiniment longue, nous avons à l'équilibre égalité entre le flux latéral et le flux reçu par la face inférieure de l'ailette, soit : $\phi_L = \phi_1 = \alpha \mu Fv$

On peut alors écrire pour un élément de volume $\pi R^2 dx$:

$$d\phi_L = 2\pi Rh(T_x - T_0)dx = 2\pi Rh A \exp\left(-\sqrt{\frac{2h}{\lambda R}}x\right)dx \quad (19)$$

Le flux qui passe dans le pion est égal à :

$$\phi_1 = \alpha\mu Fv = 2\pi RhA \int_0^\infty \exp\left(-\sqrt{\frac{2h}{\lambda R}}x\right)dx \quad (20)$$

d'où l'on tire : $A = \frac{\alpha \mu F v}{\pi R \sqrt{2Rh\lambda}}$ (21)

La solution générale au problème dans le cas d'une barre infiniment longue s'écrit donc :

$$\boxed{T_x - T_0 = \frac{\alpha\mu Fv}{\pi R \sqrt{2Rh\lambda}} \exp\left(-\sqrt{\frac{2h}{\lambda R}}x\right)} \quad (22)$$

- **Cas de l'ailette longitudinale de longueur finie L**

On utilise la solution de la forme (17), en posant pour simplifier : $\omega = \sqrt{\frac{2h}{\lambda R}}$, soit :

$$T_x - T_0 = C \operatorname{ch}(\omega x) + D \operatorname{sh}(\omega x) \quad (23)$$

La première condition aux limites implique cette fois que la face supérieure de l'ailette à la température T_L , permet un échange convectif, on a alors :

$$\phi_{x=L} = h(T_L - T_0) \quad \text{d'où} \quad -\lambda \pi R^2 \left(\frac{dT}{dx} \right)_{x=L} = h \pi R^2 (T_L - T_0) \quad (24)$$

La seconde condition exprime le fait que le flux total Φ_1 entrant dans le pion est égal à la somme du flux latéral Φ_L et du flux traversant la surface arrière du pion Φ_S , ainsi :

$$\Phi_1 = \alpha \mu F v = \Phi_L + \Phi_S \quad (25)$$

soit
$$\Phi_1 = \alpha \mu F v = 2\pi R h \int_0^L (T_x - T_0) dx + h \pi R^2 (T_L - T_0) \quad (26)$$

En introduisant la solution générale (23) dans les conditions aux limites (24) et (26) nous obtenons après résolution les constantes C et D. Ainsi la solution au problème est la suivante :

$$T_x - T_0 = \left(\frac{\alpha \mu F v \omega}{2\pi R h} \right) \frac{\lambda \omega \operatorname{ch}(\omega L) + h \operatorname{sh}(\omega L)}{\lambda \omega \operatorname{sh}(\omega L) + h \operatorname{ch}(\omega L)} \operatorname{ch}(\omega x) - \left(\frac{\alpha \mu F v \omega}{2\pi R h} \right) \operatorname{sh}(\omega x) \quad (27)$$

- **Remarque sur le coefficient d'échange de paroi**

Quelle que soit la forme de la solution (22 ou 27), il subsiste le problème de la détermination de la valeur du coefficient d'échange de paroi (h). En effet, pour la plupart des montages expérimentaux, le pion est positionné dans un fourreau métallique et par conséquent les échanges thermiques entre les flancs du cylindre et le milieu extérieur cumulent les effets des différents modes de transmission de la chaleur. Nous présenterons dans le chapitre III, une méthode expérimentale d'évaluation de ce coefficient ainsi que de la température de surface.

2.3.5 Cartes de température

L'élaboration de cartes de températures de contact permet de synthétiser sous forme d'abaques spécifiques à un dispositif et à un couple de matériaux donnés, l'ensemble des résultats obtenus dans un très large domaine de charges et de vitesses de glissement. Ainsi, dans

le cas du couple acier-acier en géométrie pion-disque, S. C. Lim et M. F. Ashby ont d'abord établi un modèle analytique permettant l'évaluation des températures de surface [Lim 87]. Par la suite, plusieurs auteurs ont développé ces travaux et ont présenté des cartes donnant les températures moyenne et éclair à l'interface de frottement [Ashby 91, Nichols 93, Wang 94].

Ces travaux s'appuient sur l'hypothèse d'un contact axisymétrique ce qui permet d'introduire la notion de longueur équivalente de diffusion. Une longueur équivalente de diffusion (l_b) représente la distance de diffusion correspondant à un problème linéaire équivalent au cas réel. Cette hypothèse permet de simplifier le problème thermique réel à trois dimensions, en un problème thermique à une dimension. La longueur équivalente l_b est définie de façon à obtenir une température égale à celle relevée expérimentalement. Toute la complexité de la modélisation se résume à donner une expression théorique à ces longueurs, tout en décrivant l'équilibre thermique de la configuration réelle.

Ainsi la loi de Fourier appliquée à la partie supérieure du montage, permet d'exprimer la densité de flux φ_1 entrant dans le pion en fonction de la température moyenne de la surface T_b :

$$\varphi_1 = \frac{\lambda_1}{l_{1b}} (T_b - T_0) \quad (28)$$

De même en l'appliquant à la partie inférieure, on obtient la densité de flux φ_2 entrant dans le disque :

$$\varphi_2 = \frac{\lambda_2}{l_{2b}} (T_b - T_0) \quad (29)$$

Comme l'expression de la densité de flux générée à l'interface φ passant à travers l'aire apparente de contact A_n est égale à :

$$\varphi = \frac{\mu F v}{A_n} = \varphi_1 + \varphi_2 \quad (30)$$

on en déduit directement la température moyenne de contact :

$$T_b = T_0 + \frac{\mu F v}{A_n} \left[\frac{\lambda_1}{l_{1b}} + \frac{\lambda_2}{l_{2b}} \right]^{-1} \quad (31)$$

Approche de M. F. Ashby	Approche de Wang & Rodkiewicz
<p>• Température moyenne : $T_b = T_0 + \frac{\mu F v}{A_n} \left[\frac{\lambda_1}{l_{1b}} + \frac{\lambda_2}{l_{2b}} \right]^{-1}$</p> <div style="display: flex; justify-content: space-around;"> <div style="text-align: center;"> $l_{1b} = l_1 + \frac{A_n \lambda_1}{A_{c1} h_{c1}}$ $l_{2b} = \frac{r_0}{\sqrt{\pi}} \tan^{-1} \sqrt{\frac{2\pi a_2}{r_0 v}}$ </div> <div style="text-align: center;"> $l_{1b} = l_1 + \frac{A_n \lambda_1}{A_{c1} h_{c1}}$ $l_{2b} = l_{21} \frac{R_1^2}{R_{21}^2} + l_{22} \frac{R_1^2}{R_{22}^2} + \frac{\pi R_{22}^2 \lambda_2}{A_{c2} h_{c2}}$ </div> </div>	
<p>• Température éclair : $T_f = T_b' + \frac{\mu F v}{A_r} \left[\frac{\lambda_1}{l_{1f}} + \frac{\lambda_2}{l_{2f}} \right]^{-1}$</p> <div style="display: flex; justify-content: space-around;"> <div style="text-align: center;"> $T_b' = T_b + \frac{A_r}{A_n} (T_b - T_0)$ $l_{1f} = \frac{r_j}{\sqrt{\pi}} \tan^{-1} \sqrt{\frac{n 2 \pi a_1}{r_j v}}$ $l_{2f} = \frac{r_j}{\sqrt{\pi}} \tan^{-1} \sqrt{\frac{n 2 \pi a_2}{r_j v}}$ </div> <div style="text-align: center;"> $T_b' = T_b$ $l_{1f} = \frac{\pi r_j}{4} \quad \text{avec} \quad \psi = \frac{v r_j}{2a}$ $l_{2f} = \begin{cases} \frac{\pi r_j}{4} & \Psi \leq 0,1 \\ \frac{\pi r_j}{4} B_L & 0,1 < \Psi < 5 \\ 0,31 \pi \sqrt{\frac{a_2}{r_j v}} & \Psi \geq 5 \end{cases}$ </div> </div>	
$F_s = \frac{A_n H_0}{\sqrt{1 + 12 \mu^2}} ; r_a \text{ (m)} = \frac{0,1}{H_0 \text{ (MPa)}} ; \frac{F}{F_s} = \frac{A_r}{A_n} ; \begin{cases} \text{Si } A_r < \pi r_a^2 \Rightarrow r_j = \sqrt{A_r / \pi} \\ \text{Si } A_r \geq \pi r_a^2 \Rightarrow r_j = R_1 \left[\left(1 - \frac{F}{F_s} \right) \left(\frac{R_1}{r_a} \right)^2 + 1 \right]^{-1/2} \end{cases}$	

Tableau I.1 : Expressions utilisées dans le calcul des températures de surfaces moyenne (T_b) et éclair (T_f) afin d'établir les cartes de température (voir chapitre III) [Ashby 91, Wang 94].

En appliquant la même démarche au niveau microscopique et en considérant que le flux thermique s'écoule alors à travers la surface réelle de contact A_r , on détermine la température éclair en fonction de nouvelles longueurs l_f :

$$T_f = T_b + \frac{\mu F v}{A_r} \left[\frac{\lambda_1}{l_{1f}} + \frac{\lambda_2}{l_{2f}} \right]^{-1} \quad (32)$$

Cependant les auteurs ont adopté des approches qui diffèrent sur de nombreux points de détails comme la géométrie des échantillons, les régimes de diffusion de la chaleur, ainsi que sur le rôle de la vitesse sur le coefficient de frottement. Ainsi, une première approche, développée par M. F. Ashby, considère le disque comme un solide semi-infini, alors qu'une seconde, proposée par Y. Wang corrige ce point en prenant en compte les échanges thermiques entre le disque et son environnement (Tableau I.1).

De plus, pour calculer les longueurs équivalentes de diffusion appliquées aux températures moyennes Lim et Ashby considèrent que le pion reçoit un flux de chaleur issu d'une source fixe (régime permanent) alors que le disque reçoit un flux de chaleur issu d'une source mobile (régime transitoire). Au contraire, Wang et Rodkiewicz supposent que le disque, comme le pion, sont tous deux en régime permanent. Pour les longueurs équivalentes de diffusion appliquées aux températures éclairs, les différents auteurs poursuivent leur logique : Ashby postule un régime de diffusion thermique au niveau des aspérités fonction de la vitesse (critère de Peclet) aussi bien du pion que du disque alors que Wang estime que les aspérités du pion continuent à subir uniquement un régime permanent et que seules les aspérités du disque présentent un régime de diffusion fonction de la vitesse.

Enfin, Ashby introduit une loi de frottement fonction de la vitesse traduisant la diminution du coefficient de frottement avec l'augmentation de la vitesse au-delà d'un seuil fixé en tenant compte de la température de fusion du solide le moins réfractaire. L'ensemble des expressions utilisées dans les deux approches est rassemblé dans le tableau I.1.

Les différentes cartes introduisent pour coordonnées une pression et une vitesse adimensionnées (\bar{F} et \bar{V}). Sur les deux exemples de la figure I.33, obtenus pour un frottement acier-acier en configuration pion-disque, les températures moyennes figurent sous la forme d'un faisceau d'isothermes en traits continus, alors que celles relatives aux températures éclairs sont en tiretés. La température maximale considérée correspond à la température de fusion des

matériaux. La charge minimale correspond généralement à 0,1 N et la charge maximale reste inférieure à l'effort d'écoulement. Lorsque la charge augmente, l'aire réelle de contact tend vers l'aire apparente, ce qui se traduit par le fait que le faisceau d'isothermes des températures éclairées rejoint celui des températures moyennes.

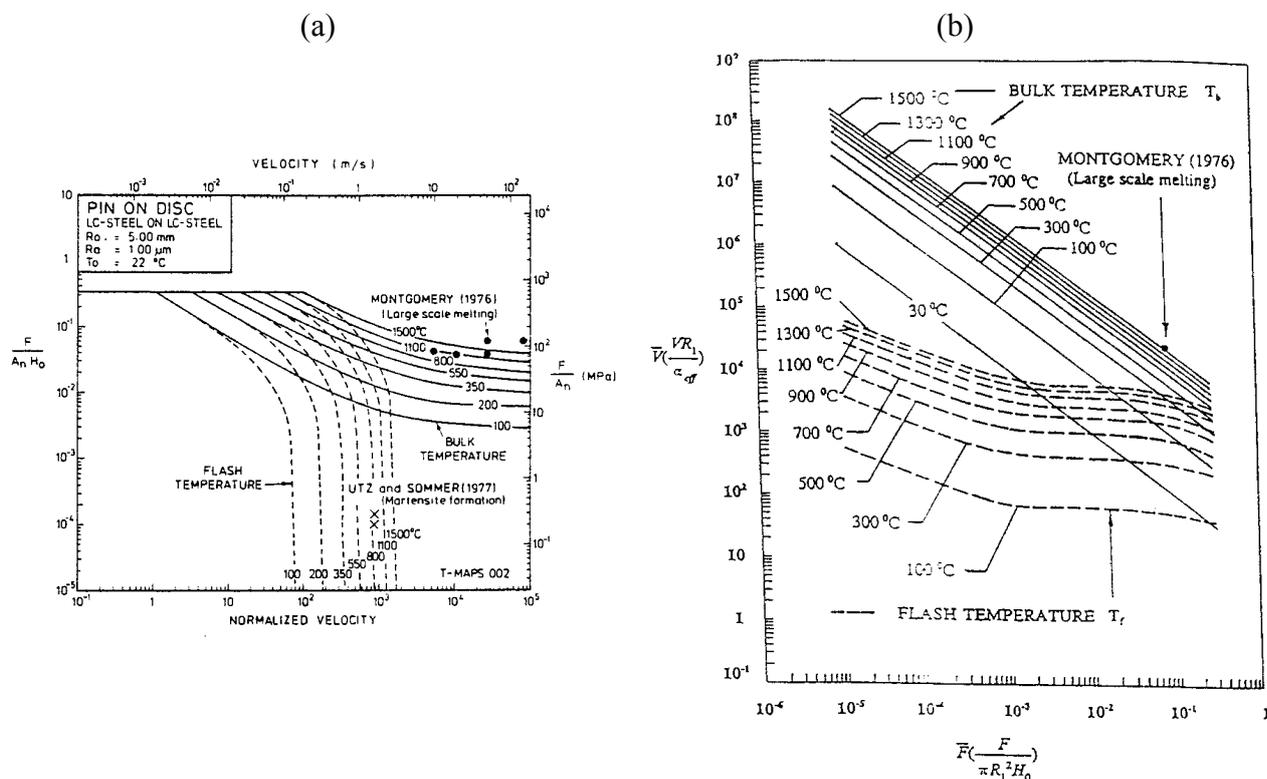


Figure I.33 : Cartes de température dans le cas du frottement acier-acier ; (a) obtenu par Ashby [Ashby 91] et (b) obtenu par Wang [Wang 94].

ETUDE ET REALISATION D'UN TRIBOMÈTRE HAUTE TEMPÉRATURE

Dans la première partie de ce chapitre nous allons présenter d'un certain nombre de dispositifs expérimentaux permettant de conduire des essais tribologiques à haute température. Cette étude bibliographique va permettre de faire un rapide tour d'horizon de différentes possibilités de ces tribomètres, ainsi que des différentes solutions techniques employées. On situera par la même occasion notre tribomètre par rapport à ceux utilisés dans les différentes études tribologiques auxquelles se réfèrent le chapitre I.

Dans la deuxième partie nous allons décrire le tribomètre haute température conçu et réalisé dans le cadre de ma thèse au Laboratoire Génie de Production de l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tarbes. Ce tribomètre à mouvement rotatif fonctionne à haute température en configuration pion-disque ou anneau-disque. Il permet l'étude des propriétés tribologiques de céramiques (massives ou revêtements), de cermets et d'alliages métalliques à des températures s'échelonnant de l'ambiante à 900°C. La vitesse de glissement peut varier de 0,1 à 1,5 m/s et la charge normale de 10 à 2000 N. L'originalité du montage réside dans la gamme étendue de charges utilisables et dans l'instrumentation retenue qui permet de suivre en continu différents paramètres d'essai tels que coefficient de frottement, déplacement vertical des échantillons et température dans le contact.

1. DISPOSITIFS EXPÉRIMENTAUX EXISTANTS

1.1 Généralités

Les résultats d'essais effectués sur différents tribomètres restent difficilement comparables entre eux. L'influence du tribomètre sur les résultats a été posé dans le cadre d'un projet VAMAS. Des essais ont été effectués par différents laboratoires sur les mêmes matériaux,

pour les mêmes conditions de frottement et la même procédure de nettoyage des échantillons. Les résultats présentés par H. Czichos [Czichos 87] montrent que lorsque les mêmes conditions expérimentales sont respectées, une bonne reproductibilité des coefficients de frottement et d'usure est obtenue. Dans le cas contraire, il est difficile, voire impossible, de comparer des résultats issus de différents tribomètres. Lorsque l'on veut étudier un cas tribologique industriel, le dispositif le plus adapté est un simulateur recréant les conditions d'essai les plus proches possibles du cas réel [Labiáz 95].

On trouve dans la littérature différentes normes (ASTM ou ANSI) se rapportant aux machines de frottement [Budinski 92]. Certaines concernent la caractérisation tribologique générale des matériaux mais la plupart concernent des applications ou des matériaux particuliers. Ces normes spécifient les différentes configurations d'essai ainsi que les différents types de contact utilisés.

1.2 Les dispositifs haute température

Ce paragraphe présente exclusivement des tribomètres haute température développés dans différents laboratoires en insistant principalement sur les spécificités de chacun d'eux. Seules deux configurations sont couramment utilisées à haute température. Il s'agit des configurations pion-disque et disque-disque. Certains tribomètres peuvent fonctionner dans les deux configurations moyennant une adaptation mineure [Palmonari 89, Platon 86]. On retrouve ainsi toujours deux types de contact : plan sur plan ou sphère sur plan. Le contact le plus rencontré est le contact hertzien sphère sur plan, qu'il soit obtenu par une bille frottant sur un disque ou un pion hémisphérique sur un disque.

Les six tribomètres présentés dans le tableau II.1 fonctionnent à des températures relativement élevées variant de 1000 à 1400°C nécessitant l'utilisation de matériaux réfractaires métalliques [Palmonari 89] ou céramiques [Sliney 91, Palmonari 89, Platon 86] pour les parties chaudes. L'utilisation de fours relativement encombrants au centre duquel se trouve la zone d'essai implique un assez grand éloignement entre les échantillons et les systèmes de guidage, de mise en rotation et de mesure des efforts de frottement. Ces différents points influencent fortement la dynamique du système et jouent un rôle important sur les conditions de frottement.

Le tribomètre utilisé par M. Woydt au Federal Institute for Materials Research and Testing (BAM) à Berlin (FRG), présente une configuration pion-disque ou disque-disque, dont les axes de mise en charge et de guidage sont perpendiculaires (Figure II.1a) [Woydt 89]. Ce système n'autorise qu'une faible charge normale (20 N) mais permet l'enregistrement direct de l'usure des échantillons avec une résolution de l'ordre du micromètre (capteur de déplacement inductif). La mesure de l'effort de frottement se fait en continu par l'intermédiaire de jauges de contrainte. Ce tribomètre possède deux jeux de mandrins utilisés en fonction de la température d'essai. De l'ambiante à 1000°C, il utilise des arbres en acier au chrome X20Cr13Al, tandis que pour des températures variant entre 1000 et 1200°C, il leurs substituent des pièces en céramique. Le contrôle la température de la zone d'essai peut s'effectuer à la fois au moyen d'un pyromètre optique à travers une fenêtre dans le four et par un thermocouple amené au voisinage des échantillons. La gamme de vitesse explorée par ce tribomètre est assez large et varie de 0,02 à 5 m/s. Une des originalités de ce montage réside dans le remplacement du pion à tête sphérique ou de la bille par un disque à bord torique. Ce type de disque est facile à usiner et peut resservir pour 8 à 30 essais consécutifs, ce qui abaisse d'autant le coût d'un essai mais impose une géométrie de contact particulière.

Référence	Configuration	Charge (N)	Vitesse (m/s)	Température (°C)	Atmosphère contrôlé	Mesure du déplacement	Remarques
Woydt 89	Pion-Disque	1 à 20	0,02 à 5	20 à 1000	Non	Oui	Axes concourants
Slincy 91	Pion-Disque	1 à 900	0,2 à 22	20 à 1200	Vide, gaz	Non	Fonctionnement en continu ou alternatif (0,06 à 4,6 Hz)
	Patin-Disque	1 à 90					
Platon 86	Pion-Disque	5 à 50	0,01 à 1,2	20 à 1000	Ar, N ₂ , O ₂ , HR%	Non	Mandrins en alumine
	Disque-Disque	200 à 1000 et 1600 à 10000					
Palmonari 89	Pion-Disque Disque-Disque	300 maxi	0,5 à 1,7	20 à 1400 ou 20 à 1000	Air, vide	Non	2 mandrins suivant la température
Gee 88, 89	Disque-Disque	5 à 100	0 à 1,5	20 à 1000	Vide, air	Oui	Correction de la dilatation
Carignan 92	Pion-Disque...			20 à 1000	Oui	Oui	Capteur de déplacement à effet Hall ou pneumatique

Tableau II.1 : Caractéristiques de fonctionnement de différents tribomètres haute température.

Quatre tribomètres ont un axe de mise en charge coaxial à l'axe de rotation de l'échantillon mobile (Figure II.1b, c, d, e) [Slincy 91, Palmonari 89, Gee 88, Platon 86]. Cette configuration autorise dans certains cas, une charge normale plus importante que dans le cas précédent (Figure II.1b et d).

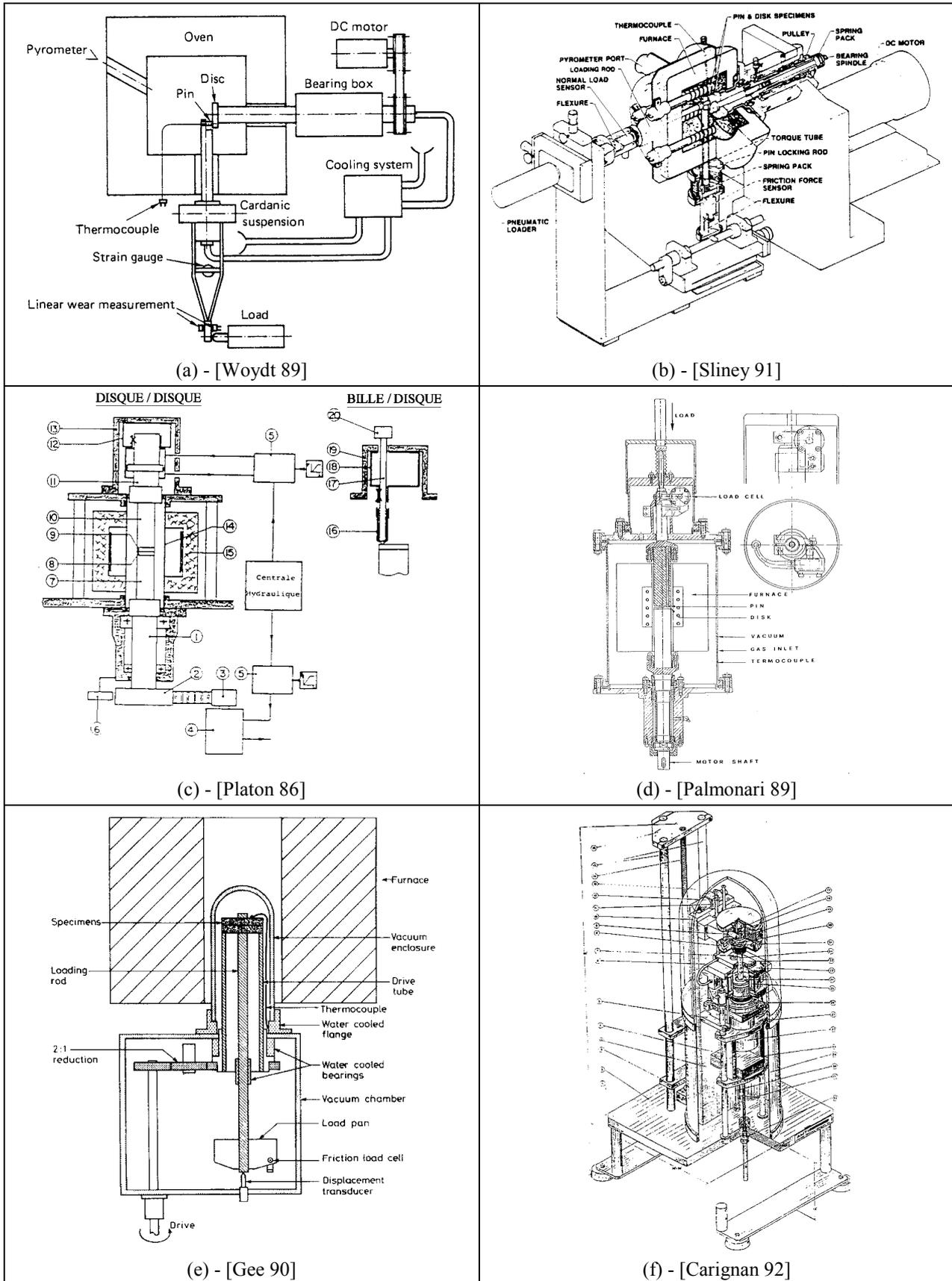


Figure II.1 : Vue d'ensemble de différents tribomètres haute température.

Le tribomètre utilisé par H.E. Sliney au laboratoire de la NASA, Lewis Research Center, Cleveland (USA), est remarquable de par ces performances tant par sa gamme étendue de vitesse (de 0,2 à 22 m/s) que par la charge normale admise (de 1 à 900 N) en configuration pion-disque (Figure II.1b) [Sliney 91]. A cette configuration de base s'ajoute la possibilité de faire des essais en configuration radiale patin-disque pour de faibles charges (1 à 90 N). Les essais peuvent être effectués en mouvement continu ou alternatif, sous atmosphère contrôlée. Un système de renvoi, orthogonal à l'axe de mise en charge, permet de récupérer l'effort tangentiel dans un plan proche du plan de frottement. Un autre point remarquable de ce tribomètre réside dans l'utilisation massive de pièces en matériaux céramique : zircone pour les boucliers thermiques, carbure de silicium pour des joints tournants et zircone partiellement stabilisée (PSZ stabilisée à 9 % en mole de MgO) pour les pièces de structure (arbre et éléments de bridage des échantillons). L'arbre porte-disque ainsi que les tirants de bridage sont construits en deux parties, céramique (PSZ) à l'avant et métallique à l'arrière. L'ensemble du montage utilise judicieusement boucliers thermiques et boîtes à eau pour assurer le refroidissement de l'ensemble.

Le tribomètre conçu par F. Platon à l'ENSCI de Limoges et celui utilisé par C. Palmonari au Centro Ceramico Bologna à Bologne (Italie) ont une structure générale très proche [Platon 86, Palmonari 89]. Ils peuvent fonctionner en configuration pion-disque ou disque-disque suivant le type de mandrin supérieur. L'échantillon inférieur est mis en rotation alors que l'effort normal est transmis à l'échantillon supérieur par un système hydraulique. Le tribomètre de F. Platon (Figure II.1c), utilise des mandrins en alumine et dispose d'une chambre d'essai sous atmosphère contrôlée à l'intérieur d'un four. En revanche le tribomètre de C. Palmonari possède des mandrins soit en acier inoxydables (AISI 316L) pour les températures inférieures à 800°C, soit en alumine pour des essais à des températures allant jusqu'à 1400°C et possède une enceinte fermée (frottement sous vide possible) contenant le four. La dernière différence notable entre ces deux dispositifs réside dans le moyen de mesure du couple de frottement. Pour le premier tribomètre, la mesure du couple de frottement est faite directement par l'intermédiaire d'une cellule de mesure de couple monté entre l'arbre supérieur et le bâti. Pour le second tribomètre, un ergot solidaire de l'arbre supérieur assure l'arrêt en rotation de ce dernier et donc la transmission de l'effort tangentiel à un capteur de force à jauges de contrainte de type peson. La première solution, de part sa symétrie est préférable à la seconde.

Le tribomètre de M.G. Gee au National Physical Laboratory, Teddington (GB), permet d'effectuer des essais en configuration disque-disque dans l'air ou sous vide [Gee 90]. Un four annulaire vient se placer autour de l'enceinte renfermant les échantillons (Figure II.1e). Un arbre creux soutient l'échantillon inférieur et permet sa mise en rotation. La charge normale (5 à 100 N) est appliquée au disque supérieur par l'intermédiaire d'un axe traversant l'arbre tubulaire. A la base de cet axe se trouve un capteur de déplacement qui mesure les effets cumulés de l'usure mais aussi de la dilatation thermique de l'arbre. Une augmentation linéaire de la dilatation fonction de la température a été mesurée. Elle est égale à $0,027 \mu\text{m.K}^{-1}$ pour des températures allant de 20 à 900°C. Cette faible valeur constatée est due à l'action contraire des dilatations de l'arbre creux et de l'axe de mise en charge.

Enfin, le dernier tribomètre dont nous parlerons ici a été développé par F.J. Carignan de l'Advanced Mechanical Technology Incorporated à Newton (USA) [Carignan 92]. Ce tribomètre hautement automatisé permet de conduire des essais sous atmosphère contrôlée à des températures allant jusqu'à 1000°C (Figure II.1f). Ce dispositif offre de plus la possibilité de faire des essais avec des lubrifiants liquides ou solides. Plusieurs configurations sont admises, notamment la configuration pion-disque. Ce tribomètre permet un chargement automatique des échantillons et une conduite automatique des essais. Deux solutions techniques originales ont été utilisées pour la mesure de l'usure des échantillons. La première réside dans la mesure par effet Hall du déplacement d'un élément élastique du système de mise en charge. La seconde utilise un capteur pneumatique différentiel situé à proximité des échantillons. Cette dernière solution a l'avantage de pouvoir être implanté dans une zone chaude à proximité des échantillons, mais le capteur doit être étalonné en fonction de la température d'utilisation.

Au-delà des problèmes techniques et des solutions que l'on vient de présenter ici, il faut garder à l'esprit quelques règles essentielles lors de la conception d'un tribomètre [Agraives 85]. Pour un système pion-disque, le pion doit être considéré comme un solide soumis à un système de forces devant maintenir l'équilibre stable de celui-ci. La mesure de l'effort de frottement se fait par la mise en place d'une cellule de mesure dynamométrique la plus rigide possible sur un axe du pion dont le degré de liberté doit être judicieusement choisi. Le déplacement résultant de la cellule de mesure doit assurer la stabilité du positionnement de l'aire de contact. L'usure ne doit pas modifier la position des échantillons et faire apparaître des phénomènes d'instabilité non réellement liés à l'état tribologique du contact étudié. Compte tenu de ces remarques et en nous

aidant des dispositifs existants, nous avons conçu un tribomètre haute température dont la description fait l'objet du paragraphe suivant.

2. LE TRIBOMÈTRE HAUTE TEMPÉRATURE

La conception du tribomètre (dessins d'ensemble et de définition, calculs mécaniques et thermiques) a été réalisée au Laboratoire Génie de Production de l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tarbes. Ces caractéristiques définitives sont les suivantes (Figure II.2) :

- configuration pion-disque (pion à face frottante plane) ou anneau-disque,
- vitesse de glissement : 0,1 à 1,5 m/s,
- température de l'enceinte d'essai : 20 à 900°C,
- charge normale : 10 à 1000 N (pion-disque) et 10 à 2000 N (anneau-disque).

2.1 Description du dispositif

La machine s'agence autour de deux mandrins coaxiaux verticaux (inférieur et supérieur) supportant les deux échantillons (Figure II.3a). Ces deux mandrins plongent dans un four constituant la chambre d'essai. En raison des températures élevées susceptibles de régner dans le four, les deux mandrins ont été fabriquées avec un alliage réfractaire base nickel (ADNIC 56 D) présentant une très bonne résistance mécanique jusqu'à 1000°C. Ces pièces conçues avec des formes simples, auraient pu être fabriquées en céramique (SiC ou Al₂O₃) afin d'effectuer des essais à des températures supérieures à 1000°C.

Chaque mandrin est prolongé par un arbre. Une liaison démontable entre mandrin et arbre a été prévue afin de permettre un changement de configuration (démontage du mandrin supérieur), ou la mise en place d'un mandrin de matériau différent. Il s'agit de bagues expansibles, garantissant une coaxialité entre les éléments de 0,01 mm après remontage. Ces bagues se situent à l'extérieur du four car elles ne peuvent supporter une température supérieure à 90°C. Pour satisfaire à cette exigence, des boîtes à eau à double sens de circulation ont été intercalées entre le four et les bagues expansibles. Ce système de refroidissement permet aussi de protéger l'ensemble du mécanisme d'un échauffement trop important.

Les arbres sont eux-mêmes guidés respectivement dans une broche supérieure et une broche inférieure. Les paliers de la broche inférieure servent à assurer une liaison pivot entre

l'arbre et le bâti. Ceux de la broche supérieure assurent une liaison pivot glissant qui permet la transmission de la charge normale (chargement par gravité) par l'intermédiaire d'un levier prenant appui sur une rotule située au sommet de l'arbre supérieur (Figure II.3b). Les deux broches sont positionnées sur un bâti à deux niveaux entre lesquels se place le four.

Une description plus détaillée du dispositif de mise en rotation, de la technologie des broches supérieure et inférieure ainsi que du type de chauffage est donnée en annexe 2.



Figure II.2 : Vue générale du tribomètre haute température.

La mise en place et le maintien des échantillons inférieur et supérieur est effectué par deux tirants coaxiaux aux broches et débouchant aux extrémités des arbres supérieur et inférieur. Cette solution a été retenue afin de simplifier le plus possible la forme des pièces présentes dans le four. Un empilement de rondelles élastiques en bout d'arbre assure le maintien de l'effort de serrage en accommodant la dilatation différentielle entre le tirant en alliage réfractaire et l'ensemble arbre plus mandrin.

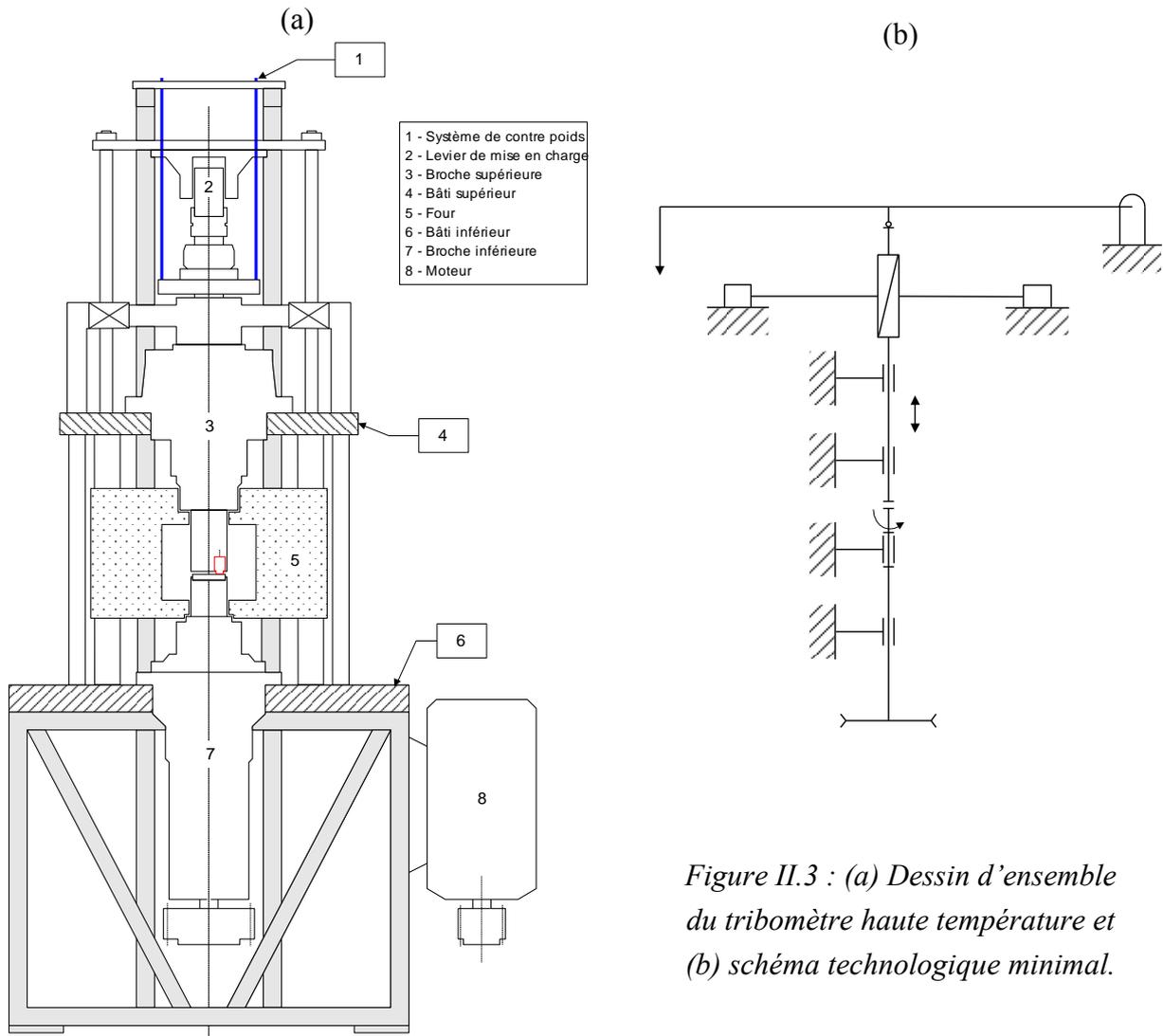


Figure II.3 : (a) Dessin d'ensemble du tribomètre haute température et (b) schéma technologique minimal.

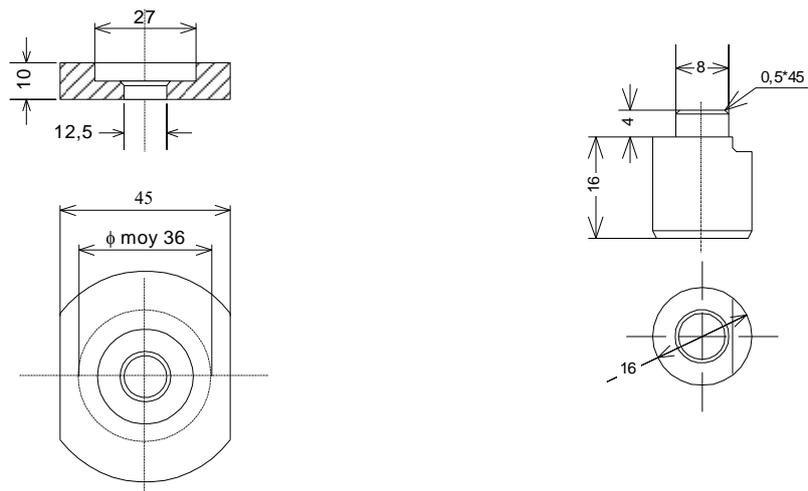


Figure II.4 : Echantillons pour la configuration pion-disque.

Dans la configuration pion-disque, le pion est monté dans un lamage usiné sur la tête du mandrin supérieur dans une position excentrée par rapport à l'axe de rotation. Deux détails de forme du pion permettent son arrêt en translation et en rotation par l'intermédiaire de la tête de tirant (Figure II.4a). Le jeu de l'ajustement entre le pion et le mandrin varie en fonction des différents coefficients de dilatation entre le mandrin et le pion. L'arrêt en rotation du disque est obtenu par deux méplats dont la forme complémentaire est usinée à l'extrémité du mandrin inférieur (Figure II.4b). En configuration anneau-disque la piste de frottement est définie par un usinage supplémentaire sur le disque supérieur.

2.2 Mesure des paramètres de l'essai

Les paramètres mesurés en continu au cours d'un essai sont l'effort normal, l'effort tangentiel, le déplacement vertical des échantillons et une température à proximité du contact (Figure II.5).

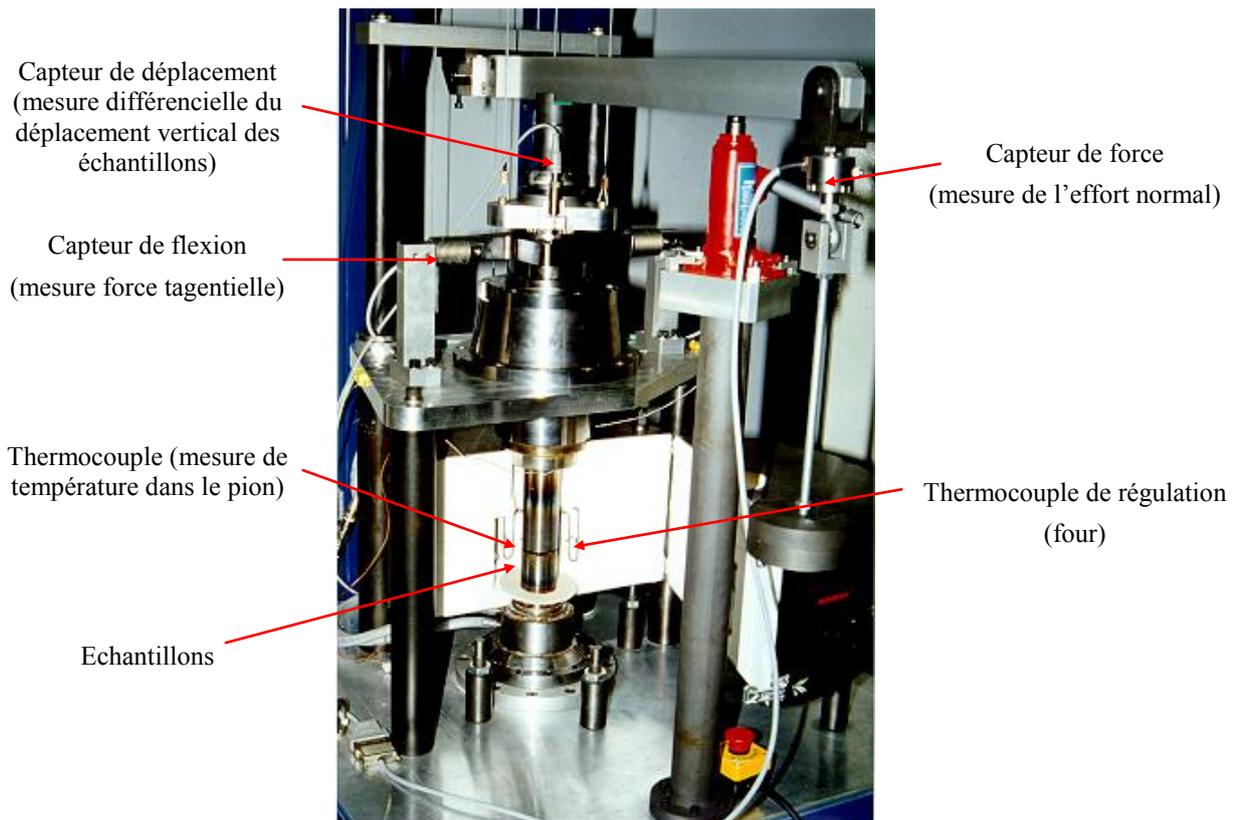


Figure II.5 : Disposition des capteurs de mesure.

L'effort normal est enregistré par un capteur de force à jauges d'extensométries de type peson (ref. HBM U2A), intercalé entre les poids et le levier. Le couple de frottement est mesuré

par l'intermédiaire de deux capteurs de flexion (ref. HBM Z6-2), disposés symétriquement par rapport à l'axe de la machine. L'effort tangentiel transmis à l'échantillon est calculé en tenant compte du rayon moyen de la piste de frottement.

L'enregistrement de l'usure des échantillons est assuré par un capteur inductif de déplacement (ref. HBM W1T3) positionné entre l'arbre supérieur et le bâti (étendue de mesure de ± 1 mm par incréments de $1 \mu\text{m}$). En raison de sa position, ce capteur mesure également tout déplacement dû à la dilatation de l'arbre. Cet effet parasite n'est pas rédhibitoire pour l'exploitation de la mesure, car quelle que soit la température choisie pour les essais, les mesures ne démarrent qu'à partir du moment où l'équilibre thermique du dispositif est atteint.

Des essais de mise en température ont permis d'étalonner et de caractériser ces régimes de dilatation thermique pure. L'équilibre thermique est considéré comme atteint lorsque l'évolution de la mesure de déplacement devient inférieure à $0,1 \mu\text{m}/\text{min}$ (Figure III.6). A titre d'exemple, le temps de mise à l'équilibre thermique sans frottement pour une température d'essai de 800°C , peut atteindre 3 h 50' pour un contact alumine-alumine. Notons que cette durée de stabilisation thermique inclue la rampe de mise en température des échantillons soit, $300^\circ\text{C}/\text{h}$ pour l'alumine (2 h 40') et $600^\circ\text{C}/\text{h}$ (1 h 20') pour le WC.Co.

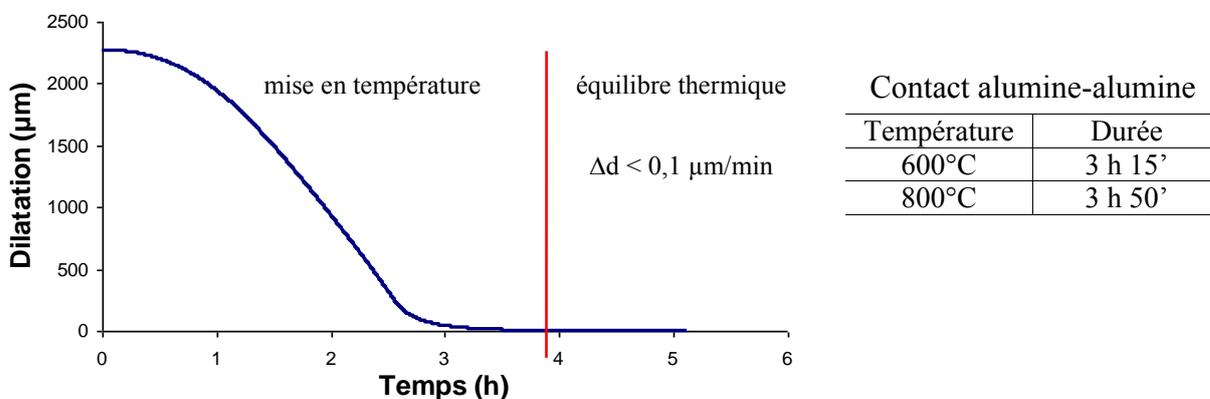


Figure III.6 : Courbe d'étalonnage pour une température de 800°C et durées de mise en température avant démarrage de l'essai.

Outre la mesure de température destinée à la régulation du four, un deuxième thermocouple permet de suivre l'évolution de la température à proximité de la surface de contact à l'intérieur du pion.

L'ensemble des capteurs est connecté à une platine d'amplification de mesure multi-voies (ref. HBM MGC). Pour chacune des voies il est possible de calibrer les capteurs et de filtrer numériquement le signal. Après traitement, le signal est dirigé vers un ordinateur où un logiciel dédié permet l'enregistrement simultané de l'effort normal, de l'effort tangentiel, du coefficient de frottement, du déplacement et de la température. Les calculs prenant en compte les constantes géométriques de la machine (bras de levier, rayon de contact...) sont fait au niveau du logiciel. Le logiciel d'acquisition, spécifié par nos soins, a été réalisé par la société Automatismes et Informatique Appliqués à Pau, sur une plate-forme de programmation orientée objet sur système Hewlett-Packard VEE test 3.0.

2.3 Etude thermique du tribomètre

Une étude thermique a été conduite d'une part pour mieux connaître le comportement thermique de la machine et d'autre part pour dimensionner certains organes comme les organes de refroidissement. L'étude a été réalisée au moyen de la méthode des différences finies qui consiste à « discrétiser » le domaine d'étude en un nombre fini de points, puis à trouver une approximation numérique au problème mathématique à résoudre. Il s'agit dans notre cas de l'équation de la chaleur en régime stationnaire, sans source interne de chaleur. Reste enfin à résoudre le système d'équations linéaires obtenu, tout en tenant compte des conditions aux limites.

Le domaine d'étude a une géométrie axisymétrique : il comporte les deux mandrins avec échantillons ainsi que les boîtes à eau. La température de l'air à l'intérieur du four est prise égale à 900°C. Les échanges thermiques entre les boîtes à eau et les mandrins se font par conduction, ainsi que par convection et rayonnement dans le jeu qui les séparent (0,5 mm maximum). Un régime de convection forcée est imposé entre le fluide et la paroi intérieure de la boîte à eau inférieure. Pour les mandrins, les conditions aux limites sont une température constante égale à 900°C sur la surface frottante, une température constante égale à 90°C à l'extrémité opposée, un régime de convection sur les flancs du cylindre.

Pour des raisons de conception, la distance entre la boîte à eau et le mandrin supérieur ne pouvait pas être réduite. Une bague démontable, en aluminium, a donc été intercalé entre ces deux éléments. Le coefficient de conduction élevé de l'aluminium assure ainsi une déviation efficace du flux thermique du mandrin supérieur vers la boîte à eau.

La technique de résolution employée met en œuvre un processus itératif permettant d'obtenir une carte de température du système, puis fait évoluer les conditions aux limites en modifiant les paramètres géométriques des organes de refroidissement. Les cartes de température sont alors à nouveau calculées et on fait ainsi évoluer l'ensemble jusqu'à obtenir les conditions admissibles de température.

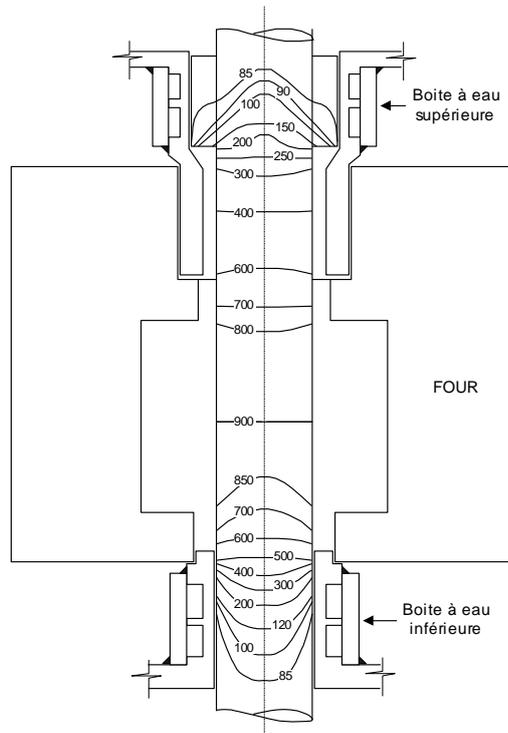


Figure II.7 : Réseau d'isothermes des parties chaudes du tribomètre.

Le résultat final est illustré par le tracé d'un réseau d'isothermes pour les parties supérieure et inférieure (Figure II.7). La pièce présentant le plus fort gradient thermique est la boîte à eau inférieure en raison de sa plus grande proximité du four. La température limite de 90°C dans les accouplements mandrin/arbre est respectée grâce à la mise en place de boîtes à eau à double circulation de fluide (augmentation de la surface d'échange).

2.4 Conclusion

Nous avons présenté dans ce paragraphe la conception d'un tribomètre haute température permettant de conduire des essais en configuration pion-disque ou anneau-disque à de fortes charges. La température limite d'utilisation est actuellement de 900°C, mais pourrait dépasser 1000°C en substituant une céramique à l'alliage réfractaire utilisé. Une attention particulière a été donnée à la rigidité et au guidage des différents éléments du dispositif. Trois paramètres

peuvent être enregistrés en continu : le coefficient de frottement, le déplacement vertical des échantillons représentatif de l'usure des matériaux et une température à proximité de la surface de contact.

OUTILS D'INVESTIGATION

L'analyse du comportement en frottement d'un couple de matériaux nécessite l'utilisation d'outils d'investigation. Ces outils sont de deux ordres : les premiers permettent la mise en œuvre de la démarche globale d'investigation (outils de structuration), les seconds sont destinés aux mesures tribologiques (outils d'expérimentation et de caractérisation).

La première partie de ce chapitre décrit les concepts tribologiques nécessaires à une approche phénoménologique cohérente d'un problème de frottement. La seconde partie commence par revenir sur le dispositif d'essai afin de préciser l'incidence du mécanisme sur le comportement tribologique. Il se poursuit par la description des matériaux étudiés et par leur caractérisation superficielle (géométrique et physicochimique). Enfin dans la dernière partie sont présentés les différents outils de caractérisation utilisés pour cette étude.

1. CONCEPTS TRIBOLOGIQUES

Depuis les années 50, la tribologie est passée de l'étude des massifs (ou matériaux) à l'étude des surfaces puis depuis une vingtaine d'année à celle de la dynamique des interfaces. Ainsi, l'introduction de la notion de contact à trois corps, qui s'articule autour des concepts de triplet tribologique, de circuit tribologique et de mécanisme d'accommodation de vitesse, a permis une meilleure compréhension des mécanismes de frottement et d'usure.

1.1 Le triplet tribologique

Le concept de triplet tribologique (mécanisme, premiers corps, troisième corps) introduit par M. Godet, implique la superposition de phénomènes à trois échelles différentes (Figure III.1) [Godet 84]. Il se compose tout d'abord d'un **mécanisme** qui sollicite le contact et impose un chargement (F), une cinématique (v) et un environnement de frottement (HR, T). Viennent

ensuite les **premiers corps** constitués par les matériaux en contact qui supportent les sollicitations imposées par le mécanisme. Le **troisième corps** est l'élément intercalaire systématiquement présent dans le contact et qui transmet la charge (portance) d'un premier corps à l'autre.

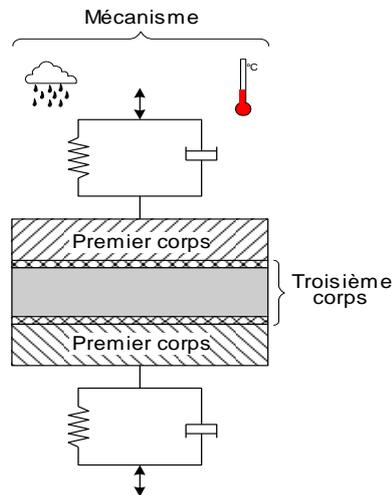


Figure III.1 : Le triplet tribologique [Godet 90].

Le processus d'usure se traduit par un enchaînement d'événements lié essentiellement à ce troisième corps : détachement des particules, piégeage et formation d'un lit de débris et enfin, établissement d'un régime stationnaire traduisant l'équilibre entre détachement et élimination des particules. Cet enchaînement demande de ne pas confondre particules détachées et particules d'usure, et est fortement influencé par la géométrie des premiers corps et la rigidité du mécanisme (« signature du tribomètre »).

1.2 Circuit tribologique

Les débris qui constituent le troisième corps (adhérent ou non après ouverture du contact), sont soumis à un gradient de vitesse. Leur mouvement peut se traduire en terme de débits, dont les différentes composantes peuvent participer au processus d'usure (Figure III.2). Ainsi, le détachement de particules ou débit source interne (Q_{si}) alimente le contact en troisième corps dont le mouvement se traduit par le débit interne (Q_i). Les particules éjectés du contact constituent le débit externe (Q_e) qui se partage à son tour en un débit de recyclage (Q_r) qui permet la réalimentation du contact et un débit d'usure (Q_u) qui concerne les particules définitivement perdues par le système tribologique. Dans le cas de la lubrification liquide ou

solide il faut tenir compte de l'élément artificiel apporté au système tribologique que l'on traduit par débit source externe (Q_{se}). Il apparaît ainsi, qu'en aucun cas la mesure du volume de dégradation des premiers corps n'est représentative de l'usure du couple tribologique testé [Berthier 88]. Lorsque aucun lubrifiant n'est apporté au contact ($Q_{se} = 0$), le terme de débit source (Q_s) ne représente que le débit source interne. Nous proposons d'écrire des relations d'équilibre des débits pour différents types de circuits tribologiques (conservation de la quantité de matière) :

- circuit ouvert :
$$\begin{cases} Q_i = Q_s - Q_e \\ Q_u = Q_e \end{cases} \quad \text{soit} \quad \begin{cases} Q_i = Q_s - Q_u \\ Q_u = Q_e \end{cases}$$
- circuit fermé :
$$\begin{cases} Q_i = Q_s - Q_e + Q_r \\ Q_u = Q_e - Q_r \end{cases} \quad \text{soit} \quad \begin{cases} Q_i = Q_s - Q_u \\ Q_u = Q_e - Q_r \end{cases}$$

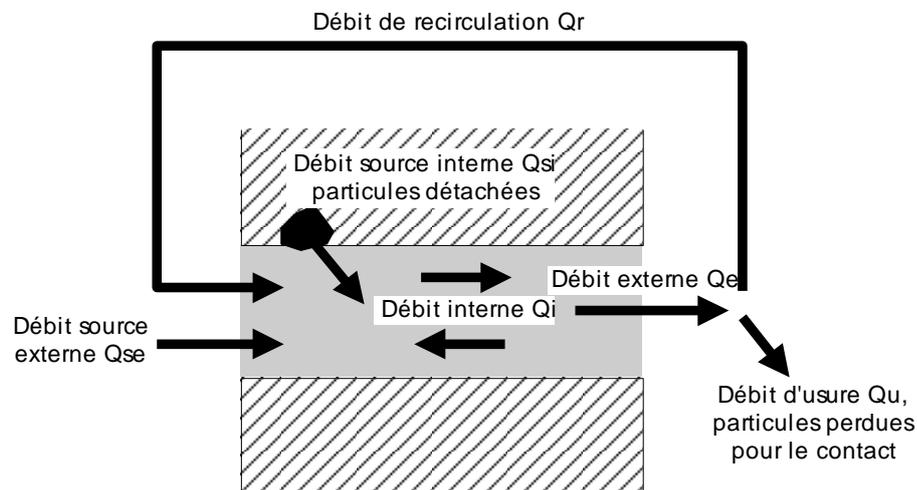


Figure III.2 : Circuit tribologique [Berthier 88].

1.3 Mécanismes d'accommodation de vitesse

Dans la logique d'un contact à trois corps, l'étude du frottement et de l'usure passe par l'identification des mécanismes d'accommodation de vitesse activés dans le contact, qui sont à l'origine des différents débits [Berthier 88, 89, 90]. Ces mécanismes d'accommodation de vitesse notés S_i M_j , sont définis par des sites S_i et des modes M_j qui indiquent respectivement le lieu d'accommodation de vitesse et la manière dont elle s'effectue (Figure III.3). Les premiers corps sont notés S_1 et S_5 , alors que la partie volumique du troisième corps constitue le site S_3 . Cette identification introduit également la notion d'écrans notés S_2 et S_4 qui constituent la frontière entre premiers et troisième corps.

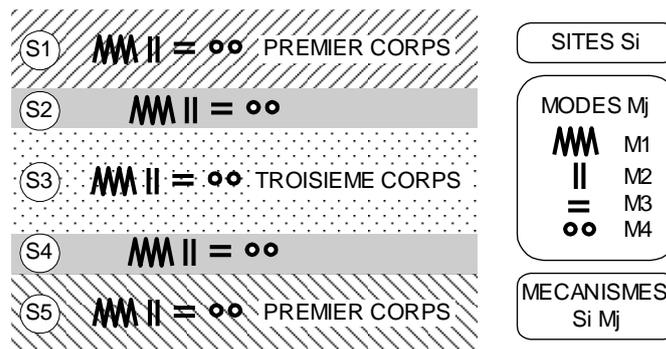


Figure III.3 : Mécanismes d'accommodation de vitesse [Berthier 88].

L'ordre de grandeur caractéristique du troisième corps est le micromètre, alors que les écrans ont une épaisseur de quelques nanomètres. Ces derniers sont composés de dépôts artificiels ou de couches naturelles physisorbées, chimisorbées, oxydées, dépendant de l'historique de préparation des surfaces S_1 et S_5 .

Les modes élémentaires d'accommodation sont répertoriés selon quatre types de comportements mécaniques : la déformation élastique M_1 , la fissuration ou rupture normale M_2 , le cisaillement M_3 et le roulement M_4 . La combinaison de ces cinq sites et quatre modes conduit à un potentiel de $20 S_i M_j$ qui peuvent être activés en différents points du contact. La force tangentielle mesurée au cours d'un essai est alors l'intégrale de la résistance des différents $S_i M_j$ activés.

2. CHAMP D'INVESTIGATION

2.1 Dispositif expérimental (mécanisme)

Le dispositif expérimental est le tribomètre haute température présenté au chapitre II. La configuration pion à face plane sur disque permet, si le montage est rigoureux (géométrie) et sa rigidité suffisante, d'obtenir une répartition homogène des pressions dans le contact. Contrairement au contact sphère-plan cette configuration à l'avantage d'offrir une surface de contact importante et pratiquement constante avec la charge. Bien que les contraintes soient théoriquement infinies pour la limite extérieure du pion, elles sont à l'extérieur de la surface de contact identiques à celles issues d'un contact sphère-plan et inférieure à l'intérieur [Zum Gahr 87, Mougnot 85].

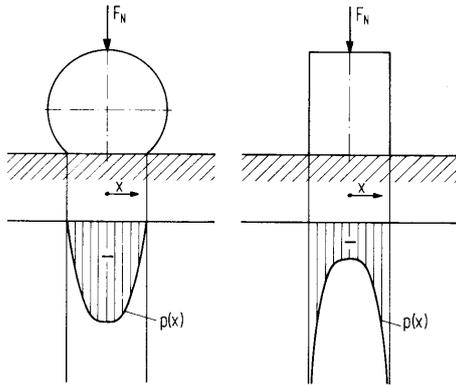


Figure III.4 : Distribution des pressions dans un corps élastique, sous deux types d'indenteurs différents [Zum Gahr 87].

En situation de glissement, aucune instrumentation ne permet de connaître la répartition des pressions au sein du contact. En contact statique, nous avons pu néanmoins, contrôler l'homogénéité de leurs répartition sur la zone de frottement au moyen d'un film Prescale sensible à la pression. Ce capteur est constitué de deux feuilles de papier, l'une revêtue de microcapsules renfermant un produit colorant, l'autre jouant le rôle d'un révélateur. Lorsque ces deux composantes sont placées en vis-à-vis, et sous réserve d'exercer une pression suffisante, les microcapsules se brisent et teintent le support du révélateur. Suivant la quantité de microcapsules détruites et donc de la densité de coloration, on peut déterminer la pression exercée. Ne disposant pas de densitomètre nous n'avons pas déterminé cette pression, mais nous avons pu en revanche, nous assurer par un simple examen visuel de l'homogénéité de répartition des pressions en contact statique (Figure III.5).



Figure III.5 : Empreinte visualisant la répartition des pressions dans un contact statique, pour différents couples d'échantillons. 1, $Al_2O_3-Al_2O_3$; 2, 3 et 4 $WC.Co-WC.Co$; 5, $WC.Co-Al_2O_3$.

L'ensemble des paramètres variables du mécanisme sont la charge normale F , la vitesse de glissement v , la température ambiante et la géométrie du contact. Notons que cette dernière conjointement à la charge, conditionne la pression moyenne et réelle de contact et que la présence d'un chanfrein influe sur le piégeage des particules par le contact. Pour les essais à température ambiante l'humidité relative est celle du laboratoire. Les mesures faites avant chaque essai varient entre 40 et 70 % avec une majorité entre 45 et 55 %. Le tableau III.1 regroupe les différentes plages de variation des paramètres d'essai. Les valeurs précises pour chaque couple de matériaux seront données en début de chaque chapitre.

Couples	Température	Vitesse	Charge normale
Al ₂ O ₃ -Al ₂ O ₃	20 et 800°C	0,5 et 1 m/s	11 à 108 N
100C6-Al ₂ O ₃	20 et 160°C	0,5 à 1,5 m/s	36 à 360 N
WC.Co-WC.Co	20 et 600°C	0,5 à 1,5 m/s	72 à 810 N
WC.Co-Al ₂ O ₃	20 et 600°C	0,5 à 1,5 m/s	72 à 810 N
100C6-WC.Co	20°C	1,5 m/s	108 à 360 N

Tableau III.1 : Paramètres d'essai imposés.

2.2 Matériaux étudiés (premier corps)

Les premiers corps pion et disque employés pour cette étude sont constitués de matériaux céramique (alumine), cermet (carbure de tungstène à liant cobalt) ou métal (acier martensitique), associés en différents couples. Deux alumines α de différentes puretés sont utilisées (99,7 % et 94 % de pureté). Les principales caractéristiques physiques, mécaniques et thermiques de ces matériaux sont rassemblées dans le tableau III.2.

Propriétés	Al ₂ O ₃ 99,7	Al ₂ O ₃ 94	WC.Co	100C6
Masse volumique (kg/m ³)	3900	3700	14950	7845
Conductivité thermique (W/m.K)	25	18	100	35
Chaleur spécifique (J/kg.K)	950	950	198	470
Diffusivité thermique (m ² /s)	6,75 10 ⁻⁶	5,12 10 ⁻⁶	3,38 10 ⁻⁵	9,49 10 ⁻⁶
Module d'élasticité (GPa)	320	300	630	213
Dureté Vickers * (HV ₃₀)	1534	1175	1662	780
Ténacité (MN.m ^{-3/2})	4,7	5,2	10	-

Tableau III.2 : Caractéristiques mécaniques, physiques et thermiques des matériaux utilisés (* essais réalisés au laboratoire).

2.2.1 Les alumines

L'alumine est la céramique de type oxyde la plus usitée dès qu'il s'agit de constituer un couple de frottement. En effet, outre son excellente stabilité chimique et structurale, elle possède une dureté relativement élevée qui lui confère a priori une bonne tenue en frottement. Les deux alumines qui nous concernent sont élaborés par la Société des Céramiques Techniques (SCT) à

partir de poudres d'alumine fabriquée selon le procédé Bayer. La composition chimique des poudres utilisées pour l'élaboration de ces deux alumines apparaît dans le tableau III.3.

Al ₂ O ₃	SiO ₂	CaO	MgO	Na ₂ O
99,7	0,04	0,04	< 0,2	< 0,06
94	3,1	2,8	0,2	0,08

Tableau III.3 : Composition chimique (% massique) de la poudre utilisée pour l'élaboration de l'alumine (données fournisseur).

L'alumine à 99,7 % est une alumine de haute pureté qui constitue un standard dans les applications à sollicitations mécaniques et les applications tribologiques. La seconde alumine à 94 % a été choisie afin de montrer et de comprendre l'action des contraintes thermiques engendrées par le frottement (ou la température) sur les mécanismes de dégradation des joints de grains des céramiques. En effet, cette alumine a la particularité d'avoir des joints de grains comportant, en quantité non négligeable, des phases présentant des eutectiques à « bas » points de fusion pouvant être un lieu privilégié d'initiation et de propagation des dégradations (les différents diagrammes d'équilibre situent ces eutectiques entre 770 et 1475°C [Kingery 76]).

La fabrication des échantillons nécessite une étape préliminaire de mise en forme réalisée par compression isostatique à 170 MPa pour les disques et 120 MPa pour les pions, suivie d'une étape de densification par frittage naturel pendant deux heures à 1695°C pour l'alumine 99,7 et 1540°C pour l'alumine 94. Une ébauche par usinage est faite avant frittage, la finition se fait par rectification puis polissage pour les surfaces frottantes après frittage.

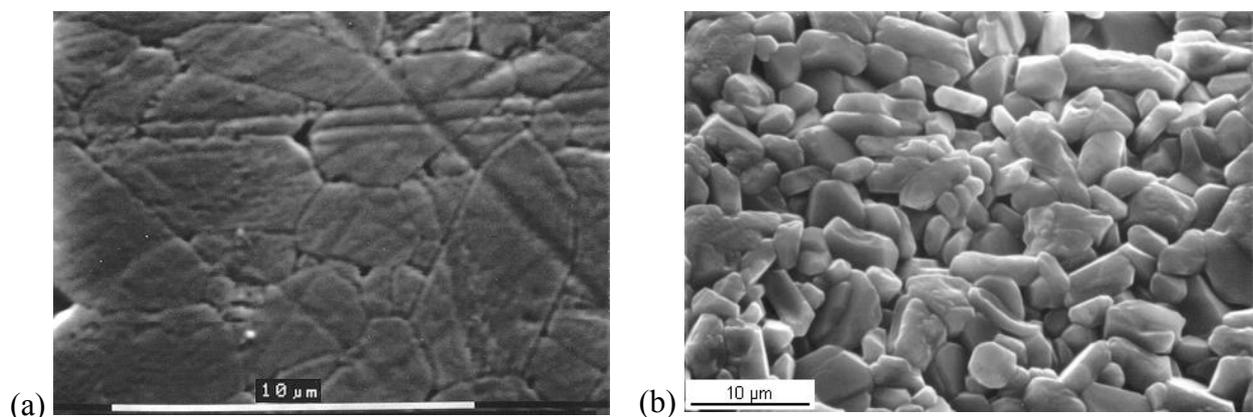


Figure III.6 : Microstructure des alumines révélée par attaque thermique, (a) alumine 99,7 % (1400°C - 40 minutes) et (b) alumine 94 % (1400°C - 10 minutes).

La microstructure de l'alumine 99,7 montre deux populations de grains dont la taille est comprise entre 2 et 5 μm pour l'une, et 10 et 20 μm pour l'autre (Figure III.6a). Les ajouts de frittage (MgO) et les impuretés (Na_2O , CaO et SiO_2) de l'alumine 99,7, forment (en association ou non avec Al_2O_3), des phases secondaires probablement vitreuses ségréguées aux joints de grains, phases intergranulaires qui ne représentent que 0,3 % pds du matériaux.

L'alumine 94 présente en revanche une taille de grains homogène de l'ordre de 4 à 5 μm (Figure III.6b, méthode de comptage ASTM 112, effectuée par le fournisseur). Elle présente une fraction massique en silice, chaux et magnésie nettement plus élevée représentant donc 6 % pds du matériaux (Tableau III.3). Ces éléments forment également des phases secondaires ségréguées aux joints de grains, et sont présentes en quantité également suffisante pour être mises en évidence par diffraction de rayons X (XRD, Figure III.7). Ces phases ne sont pas totalement amorphes puisqu'elles diffractent. L'identification par analyse de phase donne comme les plus probables des composés du type gehlenite ($\text{Ca}_2\text{Al}_2\text{SiO}_7$), anorthite ($\text{Ca}_2\text{Al}_2\text{SiO}_8$) ou pyrope ($\text{Mg}_3\text{Al}_2(\text{SiO}_4)_3$).

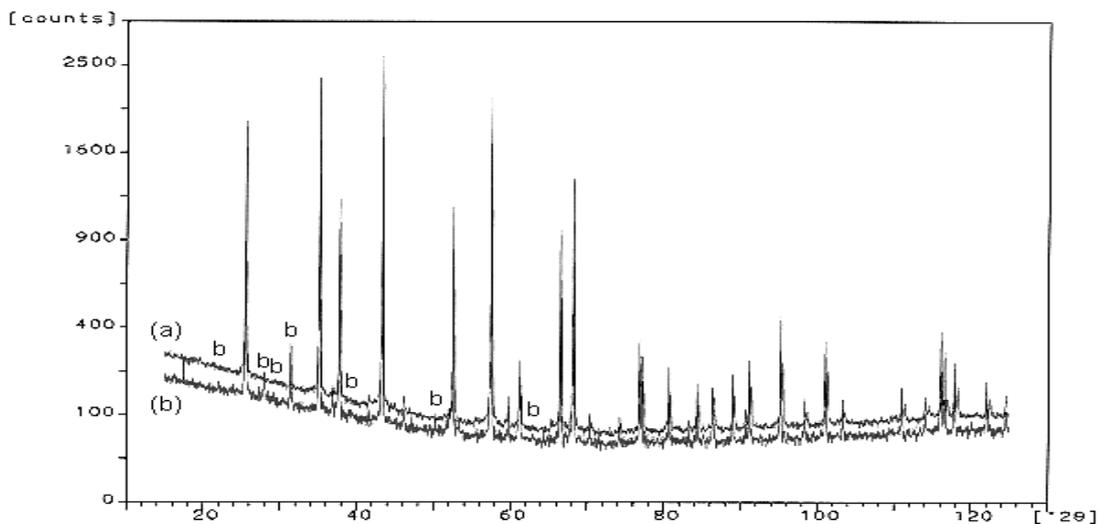


Figure III.7 : (a) Spectre de XRD pour l'alumine 99,7 et (b) de l'alumine 94. Les pics identifiés sont ceux qui pour l'alumine 94 apparaissent en supplément des pics de l'alumine 99,7.

2.2.2 Le cermet WC.Co

Le cermet utilisé dans cette étude est un carbure de tungstène à liant cobalt élaboré par la société Sandvik Hard Materials S.A. et commercialisé sous la dénomination H6N. Ce carbure de tungstène est généralement employé pour la fabrication de pièces d'usure peu sollicitées aux chocs et fonctionnant en milieu sec. Il comporte une phase liante cobalt (6 %) et est élaboré par

frittage à une température variant entre 1375 et 1450°C. La structure du matériau se compose de grains de carbure de tungstène d'une taille moyenne variant de 1,4 à 2 μm noyés dans une matrice de cobalt (Figure III.8). La relativement faible proportion de cobalt implique l'existence après frittage d'un squelette de carbure de tungstène (pontage intergranulaire de la phase réfractaire).

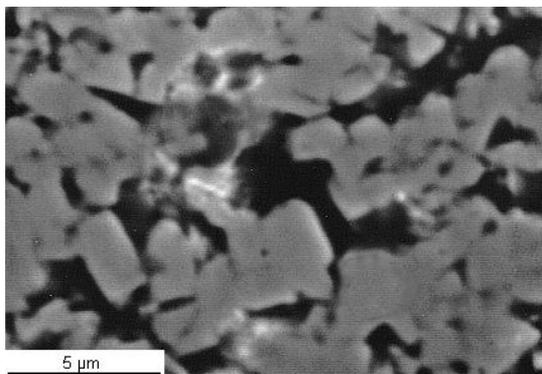


Figure III.8 : Microstructure du WC.CO à 6 % pds Co (MEB).

Les caractéristiques de ces types de cermet sont fonctions de leur **teneur en cobalt**. Ainsi, la dureté décroît lorsque la phase cobalt augmente, tandis que la résistance à la compression et la résistance à la flexion passent par un maximum respectivement vers 5 % et 20 % pds Co. Le maximum de résistance dépend également d'autres paramètres comme le diamètre de grain moyen du WC, la porosité et le libre parcours moyen de la phase Co [Santhanam 92, Pastor 84]. La présence de 0,2 % de pores en volume occasionne une chute de la résistance à la flexion d'environ 10 %. La résistance à la compression et la dureté décroissent lorsque la taille moyenne de grain augmente. Le libre parcours moyen est une mesure de l'épaisseur moyenne de la phase cobalt entre grain de carbure et dépend à la fois de la teneur en cobalt et de la taille des grains de carbure. En traçant la résistance à la flexion en fonction du libre parcours moyen on met en évidence une transition ductile-fragile pour le WC.Co.

L'influence de la **température** est notable sur le comportement mécanique du carbure de tungstène. La dureté et la résistance à la compression décroissent fortement quand la température augmente. Ainsi, pour un cermet de même composition que le notre, la dureté chute d'environ un tiers lorsque la température passe de 20 à 600°C (Figure III.9a, [Santhanam 92]). Les cermets présentent une résistance à la fissuration (K_{IC}) indépendante de la température jusqu'à 650°C (Figure III.9b). En revanche, au-delà on observe une très forte augmentation du facteur d'intensité de contrainte (multiplication par un facteur 3 entre 600 et 1000°C) traduisant l'existence d'une transition fragile-ductile à ce niveau de température. Notons que la relativement bonne résistance à la fissuration (pour des duretés aussi élevées - 1600 HV) est due

à la possibilité de relaxation des fissures développées dans les grains de carbure par plastification dans la phase cobalt.

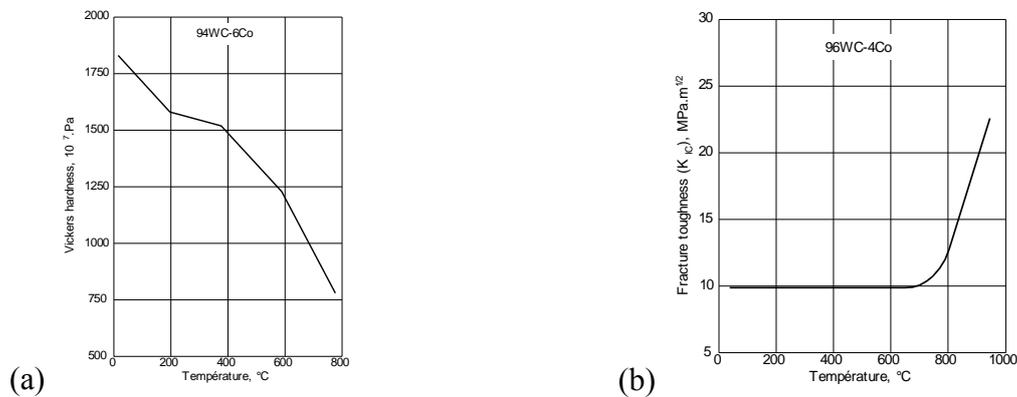


Figure III.9 : Evolution en fonction de la température (a) de la dureté, (b) de la ténacité [Santhaman 92].

Le comportement du carbure de tungstène à la **corrosion** est susceptible d'influencer notablement son comportement tribologique. En milieu aqueux, la bonne résistance à la corrosion des carbures cémentés à liant cobalt s'observe pour des pH supérieurs à 8 [Pastor 95]. A. Warren observe sur du carbure de tungstène pur une couche d'oxyde de 34 Å d'épaisseur après un temps d'exposition d'une semaine dans une atmosphère à 95 % HR [Warren 96]. En revanche après une semaine dans l'eau le matériau n'est toujours pas oxydé. En ambiance sèche, des articles récents décrivent les phénomènes d'oxydation du carbure de tungstène en fonction de la température. L'oxydation dans l'air du carbure de tungstène débute à des températures de l'ordre de 500 à 600°C suivant les auteurs, mais reste dans tous les cas très faible au-dessous de 600°C [Basu 96, Lofaj 95]. La cinétique d'oxydation est linéaire mais on observe une augmentation exponentielle avec la température. Des facteurs structuraux tels qu'une faible phase liante (faible pourcentage de Co) et une faible taille de grain tendent à accroître les phénomènes d'oxydation. Les oxydes identifiées sont de deux types : le WO_3 et le CoWO_4 . Le premier oxyde peut se trouver sous deux structures différentes suivant la température de formation. Enfin, F. Lofaj présente un modèle d'oxydation avec gonflement de la couche oxydée qui se fissure puis se décolle [Lofaj 95].

2.2.3 L'acier martensitique 100C6

L'acier martensitique 100C6 trempé et revenu à 780 HV_{30} a été retenu pour évaluer les températures engendrées par le frottement. En raison de son traitement thermique, les propriétés mécaniques de cet acier changent pour des températures dépassant la température de revenu. Il

est donc possible par filiation de dureté d'évaluer la température à laquelle un échantillon a été soumis. De plus les pions ont pu être facilement instrumentés avec des thermocouples de façon à avoir une mesure directe de la température sous la surface de frottement.

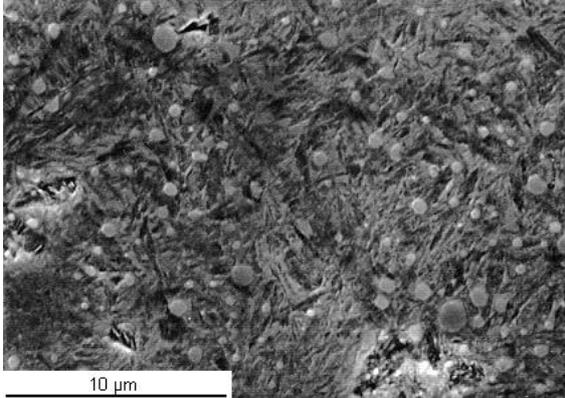


Figure III.10 : Microstructure de l'acier martensitique 100C6 révélée par attaque au Nital (MEB).

Le 100C6 est un acier martensitique au chrome à fort taux de carbone. Ce matériau a d'abord subi un traitement d'austénitisation sous vide à 850-870°C avec mise en solution des carbures, suivi d'une trempe à l'huile, puis d'un revenu de détente à 160°C afin d'homogénéiser le matériau. Il présente ainsi une structure martensitique métastable avec notamment des carbures de fer et de chrome de type M_3C dont la taille varie entre 0,5 et 5 μm (Figure III.10). La composition chimique détaillée de cet acier est donnée dans le tableau III.4.

Elément	C	Mn	Si	P	S	Ni	Cr	Mo
% massique	1,1	0,214	0,225	0,003	0,0197	0,053	1,484	0,023

Tableau III.4 : Composition chimique de l'acier 100C6.

2.3 Caractérisation des surfaces

2.3.1 Caractérisation géométrique

La caractérisation géométrique des surfaces des échantillons a été réalisée par rugosimétrie tridimensionnelle. Elle est complétée par des observations au microscope électronique à balayage (MEB) et au microscope à force atomique (AFM) qui permettent de mieux visualiser la morphologie des surfaces.

Les critères de rugosité retenus pour caractériser les différents états de surface des échantillons sont l'écart moyen arithmétique R_a et la différence des hauteurs maxi et mini R_t .

Les valeurs moyennes des Ra et Rt mesurées sur les surfaces initiales des différents échantillons sont présentées dans le tableau III.5.

Matériaux		Ra (μm)	Rt (μm)
Pion	Alumine 99,7	$0,10 \pm 0,05$	$4,73 \pm 2,06$
	WC.Co	$0,12 \pm 0,01$	$1,36 \pm 0,1$
	Acier 100C6	$0,32 \pm 0,05$	$2,43 \pm 0,34$
Disque	Alumine 99,7	$0,12 \pm 0,06$	$5,59 \pm 2,14$
	Alumine 94	$0,13 \pm 0,01$	$6,50 \pm 0,94$
	WC.Co	$0,052 \pm 0,004$	$0,53 \pm 0,02$

Tableau III.5 : Valeurs moyennes de rugosité correspondant aux différents états de surface des échantillons utilisées.

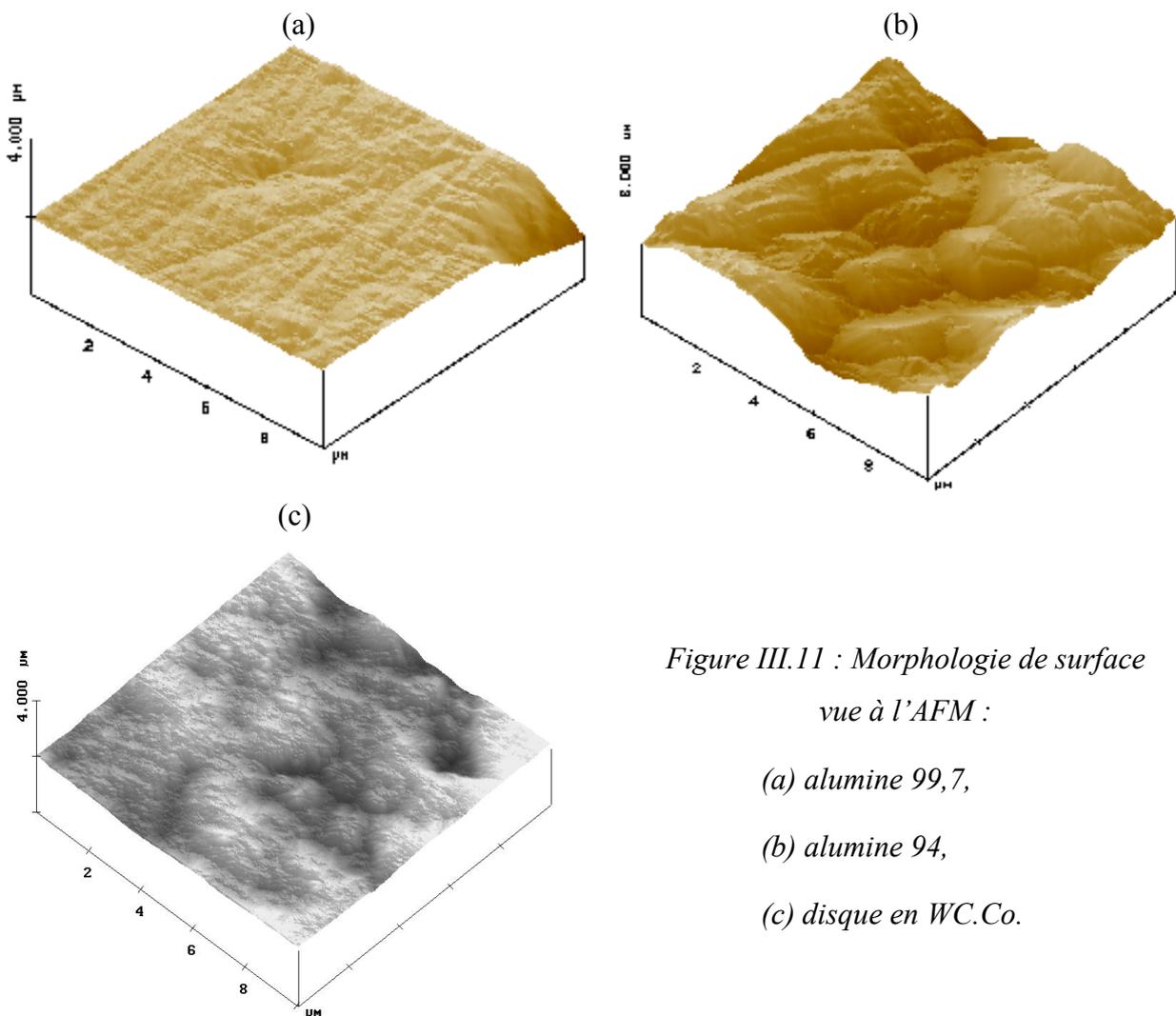


Figure III.11 : Morphologie de surface vue à l'AFM :

(a) alumine 99,7,

(b) alumine 94,

(c) disque en WC.Co.

Les valeurs de rugosité des échantillons d'**alumine** sont voisines de $0,1 \mu\text{m}$ Ra et de $1 \mu\text{m}$ Rt. Néanmoins une visualisation plus poussée des surfaces au MEB et à l'AFM permet de

mettre en évidence des morphologies de surface différentes. Alors que la surface des échantillons d'alumine 99,7 est très lisse, avec des creux régulièrement espacés provenant d'arrachements de grains, les disques d'alumine 94 présentent une surface où les grains sont mis en relief (Figures III.11a et b et III.12a et b). Cette différence de morphologie est due d'après le fabricant, à l'action du polissage qui est plus active sur les joints de grains que sur les grains eux-mêmes.

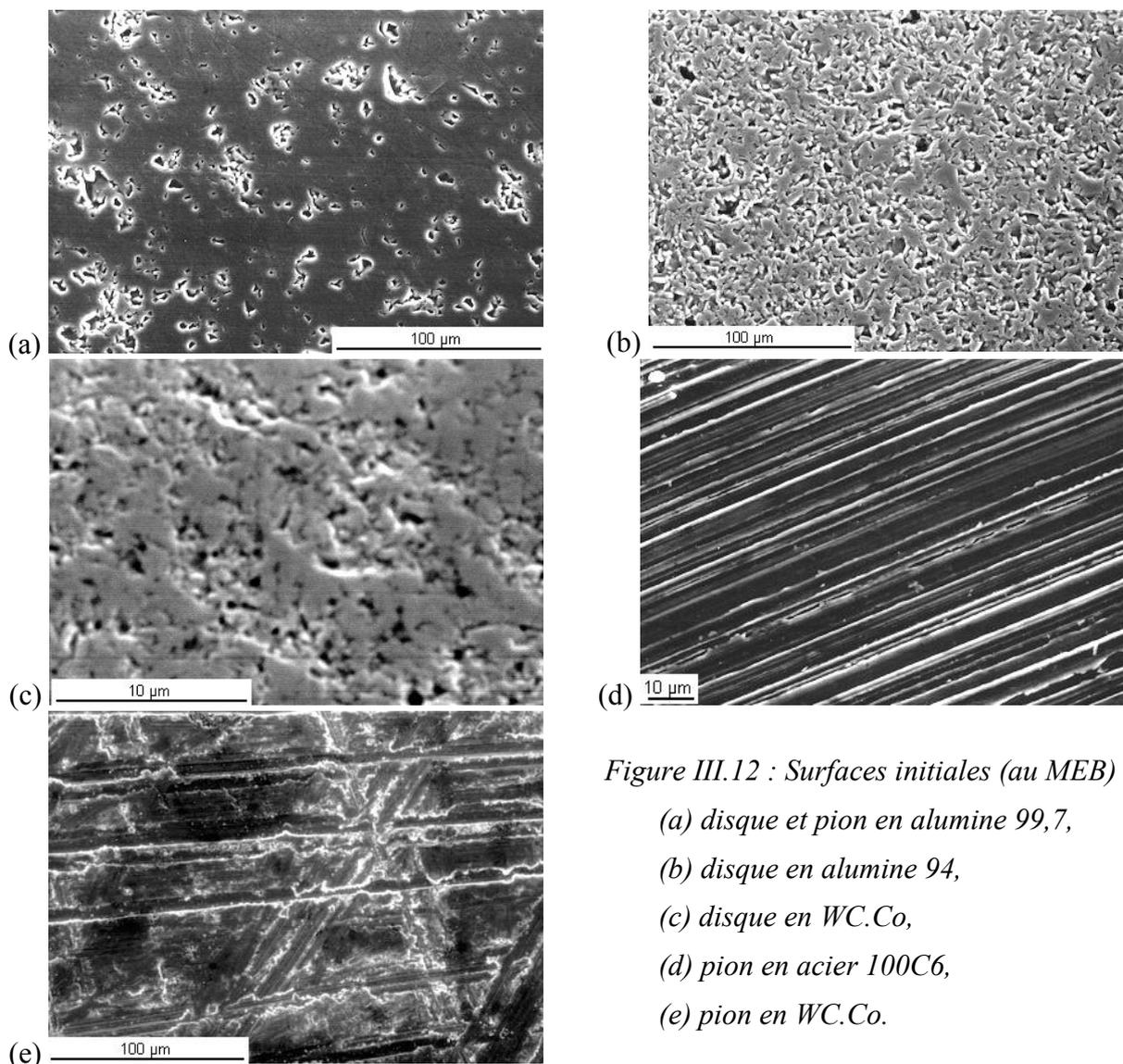


Figure III.12 : Surfaces initiales (au MEB) :
 (a) disque et pion en alumine 99,7,
 (b) disque en alumine 94,
 (c) disque en WC.Co,
 (d) pion en acier 100C6,
 (e) pion en WC.Co.

Les disques en **carbure de tungstène** sont très finement polis et présentent une rugosité de l'ordre de $0,05 \mu\text{m Ra}$. L'observation au MEB fait néanmoins apparaître en quantité égale des portions très lisses ainsi que d'autres qui semblent avoir été le lieu d'arrachements de grains (Figure III.12c).

Les surfaces réalisées par rectification à la meule diamant permettent d'obtenir une rugosité relativement faible (pions en 100C6 et en WC.Co). En revanche, les stries d'usinage

sont nettement visibles sur les observations au MEB. Elle sont parallèles pour le 100C6 et croisées pour le carbure de tungstène (Figure III.12d et e).

2.3.2 Les écrans

Sur la surface des échantillons se trouve des couches nanométriques de contamination dont l'influence est loin d'être négligeable sur l'évolution d'un système tribologique [Noll 97]. Le contrôle de la propreté des surfaces est néanmoins problématique et fait intervenir tant la composition du substrat que la procédure de nettoyage et le temps d'entreposage des échantillons. Plutôt que de contrôler la composition de ces surfaces, nous nous sommes attachés à obtenir une constance dans la composition de ces écrans, en conservant des paramètres de nettoyage identiques.

Quel que soit l'essai réalisé et la nature des échantillons, une même procédure de nettoyage a été systématiquement suivie:

- nettoyage dans un bac à ultrasons pendant 10 min à l'aide d'un détergent (Branson GP) dilué à 10 % dans l'eau distillée,
- rinçage à l'eau claire au robinet,
- rinçage à l'eau distillée dans le bac à ultrasons pendant 10 min,
- rinçage à l'éthanol ultra-pur dans le bac à ultrasons pendant 10 min,
- séchage des échantillons sous air chaud.

Pour les essais effectués à haute température 600 et 800°C, l'élévation de température subi par les échantillons provoque l'élimination des produits organiques résiduels subsistant sur les surfaces. Cependant, cet environnement thermique conduit tant pour l'alumine que pour le carbure de tungstène à l'apparition en surface de produits transformés.

L'alumine présente généralement à température ambiante, après nettoyage, une structure hydratée en surface (alumine hydroxyde $\text{Al}(\text{OH})_3$, boehmite AlOOH). Après mise en température et donc traitement thermique à 600°C pendant 3 h 15' ou 800°C pendant 3 h 50' (durées de stabilisation thermique du tribomètre), on observe une transformation de phase par désorption d'eau et apparition d'alumine de type γ [Noll 97, Gee 92, Gitzen 70].

Pour le carbure de tungstène WC.Co aucune apparition d'oxyde ou d'hydroxyde n'est observée après exposition en milieu humide ou aqueux [Warren 96]. Pour la température d'essai (600°C), l'oxydation reste pour certains auteurs négligeable [Basu 96]. Néanmoins une épaisseur

d'oxyde d'environ 100 Å a été mesurée après 1 heure d'exposition du matériau à 500°C à de l'oxygène [Warren 96]. Comme le temps de maintien en température avant essai est important (3 h 15'), nous avons décelé une couche initiale d'oxyde (XRD : WO₃, CoWO₄) d'une épaisseur maximale de 2 µm. Cette couche est relativement fragile puisqu'on peut l'écailler avec un matériau dur.

3. OUTILS DE CARACTÉRISATION

Pour identifier les processus de dégradation que interviennent lors du frottement, il est très difficile d'observer les phénomènes tribologiques in-situ et en temps réel. Par conséquent, la vie du contact est reconstituée après frottement, à partir d'observations des différents sites d'accommodation de vitesse. Nous décrivons dans ce paragraphe les différents moyens mis en œuvre pour mener à bien ce travail d'expertise.

3.1 Mesures quantitatives de l'usure

La notion de débit tribologique définit l'usure comme les seules particules éjectées du contact et ne pouvant plus y être recyclées. Cette usure est très difficile à quantifier rigoureusement en frottement sec. Les tendances seront néanmoins approchées par des mesures en rugosimétrie tridimensionnelle et par l'indication que donne le capteur de déplacement du tribomètre.

3.1.1 Mesure d'usure en fin d'essai

Les **volumes d'usure** des disques sont déterminés, lorsque cela est possible (détection significative d'une trace d'usure ou profondeur n'excédant pas la capacité du palpeur) à partir de relevés topographiques tridimensionnels. L'appareil utilisé est un rugosimètre Perthometer S6P de Mahr-Perthen, équipé d'une table à mouvement croisé Microcontrôle et piloté par un ordinateur grâce à un logiciel dédié (Nanosurf 488 du Groupe DSI). Le palpeur utilisé est un palpeur libre RFHTB 50 (Mahr-Perthen) dont la pointe de mesure en diamant possède un rayon de courbure de 5 µm. Son amplitude de mesure est de 100 µm et sa précision de 0,01 µm. Une fonction du logiciel permet de déterminer le volume de vide situé en dessous d'un plan de référence coïncident avec la surface initiale de l'échantillon. En revanche, nous n'avons pas

utilisé une autre fonction prédéfinie qui retranche à ce volume, le volume de matière situé au dessus du plan. Pour tous les essais, les mesures sont faites sans élimination des couches adhérentes.

Les relevés effectués sur les disques, sont généralement obtenus sur de faibles largeurs de surface palpées (y), et sont ensuite rapportés à l'ensemble de la piste de frottement. Ainsi ,

$$V_{\text{disque}} = V_{\text{mesuré e}} \cdot \pi \cdot \frac{d}{y} \quad \text{où } d \text{ est le diamètre moyen de la trace d'usure.}$$

Les volumes d'usure des pions chanfreinés sont estimés à partir de mesures en microscopie optique du diamètre de la face frottante, avant et après chaque essai. On détermine ainsi le volume d'un tronc de cône :

$$V_{\text{pion}} = \frac{\pi}{3} \cdot (R^3 - r^3) \quad \text{où } R \text{ et } r \text{ sont respectivement le rayon avant et}$$

après usure, avec un angle de chanfrein égal à 45° .

Les **taux d'usure** U sont calculés en rapportant le volume d'usure V (m^3) à la charge normale appliquée P (N) et à la distance parcourue d (m) en utilisant la relation :

$$U = \frac{V}{F d}$$

Ce paramètre s'exprime en $\text{m}^3/\text{N.m}$ et a donc la dimension inverse d'une contrainte (Pa^{-1}), mais aussi l'inverse de celle d'une résistance à l'endommagement.

Les calculs précédents appliqués à la durée totale d'un essai définissent deux taux d'usure que nous qualifierons de taux d'usure globaux (U_P pour le pion et U_D pour le disque). Ces derniers impliquent de considérer l'usure comme constante et linéaire tout au long de l'essai.

La **dispersion** accompagnant ces mesures est donnée par un écart-type associé à toute valeur moyenne représentée sur les courbes. Cependant, dans le cas particulier de la détermination des taux d'usure globaux des disques, l'incertitude traduit surtout le degré d'uniformité de l'usure sur l'ensemble de la trace : un écart faible par rapport à la moyenne souligne une usure régulière de la trace, alors qu'une forte déviation fait ressortir le caractère non uniforme de la dégradation de la trace.

3.1.2 Mesure de l'usure en cours de frottement

Une image de l'évolution de l'usure au cours du temps est fournie par le capteur de déplacement dont est équipé le tribomètre. Ce dernier de part son implantation cumule les effets antagonistes de l'usure et de la dilatation des lignes d'arbres (Cf. chapitre II). Néanmoins, pour les essais où le flux thermique généré à l'interface ($\Phi = \mu Fv$) n'est pas trop important (F et v faibles) l'information donnée par ce capteur s'avère pertinente. Cet indicateur sera ainsi utilisé pour l'analyse des essais alumine-alumine et 100C6-alumine. En revanche, avec le carbure de tungstène un flux thermique important associé à de faibles dégradations rend caduque les informations fournis par ce capteur.

La plupart des essais ne présentant pas un régime d'usure unique, il a été nécessaire de définir différentes périodes associées à un régime d'usure uniforme. Des taux d'usure affectés à chaque période sont alors calculés à partir du taux d'usure global pondéré par des coefficients de proportionnalité tenant compte de l'usure totale et de la durée totale de l'essai : la période 1 étant habituellement sans usure, on parlera pour le pion et pour le disque de taux d'usure affectés à la période 2 (U_{2P} , U_{2D}) et à la période 3 (U_{3P} , U_{3D}).

L'incertitude liée à la **reproductibilité** des taux d'usure pour une période donnée (U_{2P} , U_{2D} , U_{3P} , U_{3D}), ne figure pas sur les différents graphes. Néanmoins celle-ci peut être calculée en multipliant l'écart-type du taux d'usure global correspondant par le coefficient de pondération ayant servi à déterminer le taux d'usure affecté à une période.

Enfin, on appellera f_1 , f_2 , f_3 , les valeurs du coefficient de frottement pendant les périodes successives 1, 2 et 3. De même d_1 , d_2 , d_3 représentent les distances de glissement de ces différentes périodes. La somme des distances d_1 , d_2 , d_3 représente la distance totale parcourue pendant l'essai.

3.2 Mesures de dureté

Des mesures de la dureté initiale des différents matériaux étudiés ont été effectuées grâce à un duromètre Dia Testor 2 Rc (Wolpert) possédant un large domaine de charge de mesure (1 à 250 kg). Une force appliquée au diamant Vickers 294,3 N (HV_{30}) a été choisie de façon à obtenir

une caractérisation globale des surfaces. Dans tous les cas, la valeur de la dureté ainsi déterminée correspond à la moyenne de vingt mesures au moins (Tableau III.2).

Une analyse par filiations de dureté a été conduite sur des coupes de pions en acier 100C6 afin de mettre en évidence des modifications structurales en fonction de la profondeur. Ces filiations de dureté ont été réalisées grâce à un microduromètre Vickers (Durimet - Leitz), en raison des charges de mesure retenues pour cette caractérisation (100 g). La lecture des dimensions des empreintes a été faite au moyen d'un microscope optique et d'un appareil d'analyse d'images.

3.3 Mesures de température

3.3.1 Mesures par thermocouples

Deux thermocouples, placés en différents points de pions en acier 100C6, ont permis d'enregistrer les températures en cours de frottement. Le premier thermocouple est amené parallèlement à la surface de frottement et est noyé sous celle-ci à environ 1 mm de profondeur grâce à une résine époxyde bicomposant dont la charge métallique assure une bonne conductivité thermique. La distance exacte est mesurée après frottement sur des coupes longitudinales. Le second thermocouple est amené en contact avec la face arrière du pion par un trou d'échappement percé dans le mandrin.

Les thermocouples employés sont de type K (chromel-alumel) de 0,6 mm de diamètre dont la température maximale de service est de l'ordre de 540°C. La soudure chaude, faite au laboratoire est obtenue par décharge électrique entre les fils du thermocouple et une électrode en graphite, le tout plongeant dans un bain de butanol. L'étalonnage des thermocouples a été réalisé par comparaison avec un thermocouple de référence porté dans un four à la température de 500°C. L'écart maximum enregistré en régime stationnaire a été de 0,5 %. L'enregistrement de la température est effectué pour le premier thermocouple sur la platine d'acquisition du tribomètre (HBM MGC) et pour le second sur un enregistreur numérique SPARC 200 de KIPP & ZONEN. Ces deux enregistreurs possèdent une compensation de soudure froide.

3.3.2 Evaluation de la température par filiation de microdureté

L'acier martensitique 100C6 possède une microstructure sensible aux élévations de température en raison des traitements thermiques qu'il a subit. En conséquence, toute élévation de température au-delà de sa température de revenu après trempe, entraîne une évolution structurale impliquant une chute de dureté. La courbe de revenu du 100C6 permet de remonter à la température responsable de sa baisse de dureté (Figure III.13).

Les courbes de revenu sont établies pour une durée standard de 1 heure. Il faut par conséquent tenir compte du temps d'exposition du matériau à la source de chaleur. La correspondance est obtenue à l'aide du paramètre d'équivalence temps-température introduit par Hollomon et Jaffe sous la forme : $T_R (\beta + \log t_R)$ où T_R et t_R sont respectivement la température (en kelvins) et la durée de revenu (en heures) [Barrallis 83]. β est une constante sans dimension qui dépend de la teneur en carbone et de l'unité de temps utilisée. Pour une teneur en carbone de 1% (acier 100C6) et pour des temps t_R en heures, la constante β est donnée par :

$$\beta = 21,3 - 5,8 (1,1\%) = 14,92$$

Cette relation paramétrique s'appuie sur le fait qu'une même dureté est obtenue pour deux revenus différents $(T, t_R)_1$ et $(T, t_R)_2$, si et seulement si :

$$T_{R1} (\beta + \log t_{R1}) = T_{R2} (\beta + \log t_{R2})$$

Pour cette étude le domaine de validité des paramètres d'équivalence est encadré d'une part, par la température de revenu après trempe (160°C) et d'autre part, par la température de début d'austénitisation du 100C6 (770°C).

Les analyses de filiation par microdureté ont été conduites sur des coupes de pions, effectuées au moyen d'une scie diamant. Quinze à vingt séries de cinq mesures ont été effectuées, depuis la surface de frottement jusqu'à l'arrière du pion. Les mesures sont concentrées près de la surface afin de recueillir le plus de renseignements dans cette zone très sollicitée par le frottement.

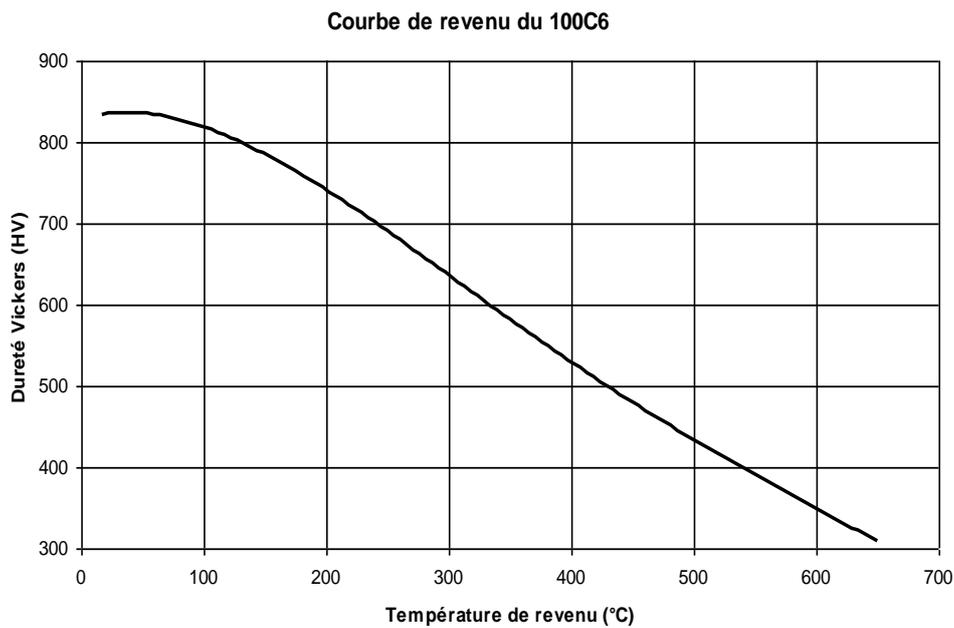


Figure III.13 : Courbe de revenu de l'acier 100C6 après trempe à l'huile [Secosar].

3.4 Analyse par diffraction des rayons X

Il est important de noter que la diffraction intéresse les couches sous-jacentes de la surface soit 10 à 30 μm . On peut ainsi par cette méthode analyser des couches adhérentes de forte épaisseur. Un second mode de fonctionnement permet de diminuer l'épaisseur de la couche analysée en conservant la source de RX fixe par rapport à l'échantillon observé que l'on peut ainsi placer sous incidence rasante.

Des essais d'analyse de phase ont été effectués au laboratoire sur un diffractomètre à détecteur linéaire à localisation spatiale X'Pert (Philips). La source est un tube céramique avec anticathode cuivre (en position linéaire) dont la radiation caractéristique $K\alpha$ possède une longueur d'onde de 1,542 Å. Nous ne disposons pas au laboratoire d'une optique permettant de faire véritablement de l'incidence rasante. Néanmoins, en se plaçant à un faible angle d'incidence (2°) et en adoptant un mode de déplacement approprié, nous nous en sommes approchés pour certains échantillons. L'identification des différentes phases cristallographiques s'est effectuée par comparaison avec le fichier de référence J.C.P.D.S., à l'aide de l'ordinateur assurant le pilotage, l'acquisition et le traitement des données.

EVALUATION DES TEMPERATURES DE CONTACT

Les cartes de température proposées par M. F. Ashby et de Y. Wang (Cf. chapitre I) nous ont paru très pertinentes pour évaluer les températures de contact dans nos essais en raison de la similitude de la configuration de contact étudiée (géométrie pion-disque). En adaptant directement les paramètres géométriques des modèles aux dimensions de notre dispositif d'essai on obtient deux cartes distinctes : la première (Figure IV.1a) provient du logiciel « T-MAPS2 » de Ashby et la seconde (Figure IV.1b) est obtenue avec le modèle de Wang, après programmation sur MATLAB™.

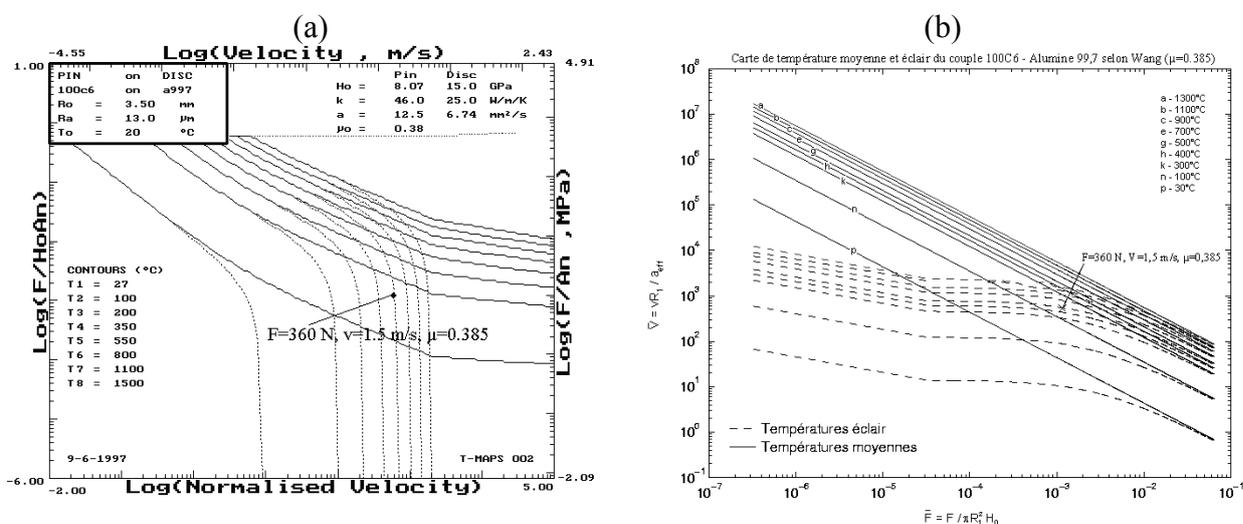


Figure IV.1 : Cartes de température pour le couple acier 100C6-alumine ;

(a) [Ashby 91] ; (b) [Wang 94]

Sur ces cartes, nous avons placé des points expérimentaux issus d'essais effectués sur notre tribomètre. Il s'agit ici d'un essai pour lequel la température moyenne (T_b) évaluée en surface est de 780°C pour les conditions de frottement suivantes : $F=360\text{ N}$, $V=1,5\text{ m/s}$, $\mu_{\text{moy}}=0,38$. Le modèle de Ashby donne une température moyenne dans le contact d'environ 90°C et une température éclair de 550°C tandis que le modèle de Wang prédit une température

moyenne de 180°C , et une température éclair de 500°C . On relève ainsi un facteur huit entre la mesure expérimentale et les résultats du modèle de Ashby, et un écart d'un facteur quatre avec le modèle de Wang. L'approche de Wang repose sur des hypothèses légèrement plus réalistes et fournit effectivement une meilleure corrélation avec les mesures effectuées sur notre tribomètre. En particulier, contrairement à Ashby, l'approche de Wang prend en considération les échanges thermiques entre le pion et son environnement ainsi qu'entre le disque et le milieu extérieur.

Comme la détermination des expressions qui constituent le modèle analytique n'est pas explicitée précisément dans la littérature, nous nous proposons tout d'abord de présenter l'ensemble des outils utilisés pour son élaboration. Devant la non-concordance entre nos résultats expérimentaux et les valeurs prédites par ces deux modèles, nous avons modifié la formulation de Wang afin de la rendre conforme à la géométrie de notre tribomètre. Nous présentons ensuite les essais qui ont fourni les valeurs expérimentales permettant le calage final du modèle.

1. ELABORATION DU MODÈLE

1.1 Equations relatives aux températures moyennes

La configuration géométrique du montage expérimental utilisée par Y. Wang est rappelée sur la figure IV.2. Il s'agit d'une configuration pion-disque où le pion est tenu dans un support à la température T_0 et où le disque, qui comporte un changement de section, est fixé dans un autre support à la température T_0 .

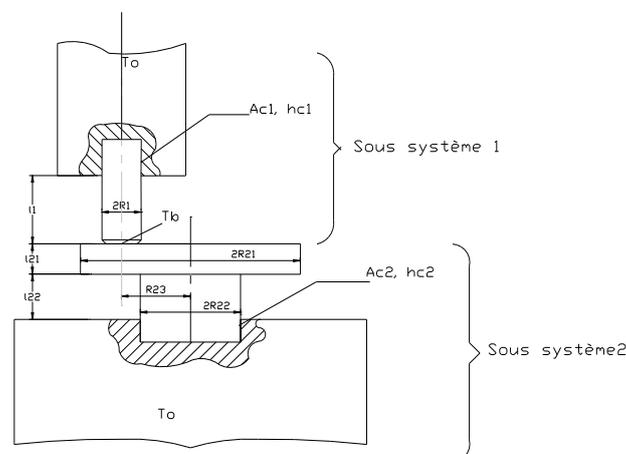


Figure IV.2 : Configuration pion-disque du modèle de Wang et Rodkiewicz [Wang 94].

1.1.1 Hypothèses de travail

Les nombreuses hypothèses exploitées dans les publications relatives à la modélisation analytique du contact thermique et utilisées ici, sont les suivantes [Wang 94] :

Hyp 1 - contact axisymétrique,

Hyp 2 - régime considéré comme permanent ou stationnaire sans production interne de chaleur (pas de changement de phase),

Hyp 3 - flux thermique généré à l'interface uniforme et sections de transfert de chaleur uniformes,

Hyp 4 - contact thermique parfait (pas de résistance thermique de contact),

Hyp 5 - usure nulle (on néglige l'existence d'un troisième corps au niveau de l'interface de frottement) et déformations volumiques et surfaciques négligeables des éléments,

Hyp 6 - température à une distance suffisamment éloignée de la zone de contact égale à la température ambiante T_0 , que l'on soit du côté du pion ou du disque,

Hyp 7 - parois du pion et du disque considérées comme adiabatiques (effets de convection et de rayonnement négligés),

Hyp 8 - conductivités thermiques λ_i indépendantes de la température et dureté H constante jusqu'à une température $T = 0,7.T_{\text{fusion}}$,

Hyp 9 - coefficient de frottement μ constant durant l'essai.

1.1.2 Longueurs équivalentes de diffusion

- **Analogie électrique**

L'expression des températures moyennes fonction des longueurs équivalentes de diffusion donnée dans le chapitre I est la suivante :

$$T_b = T_0 + \frac{\mu F v}{A_n} \left(\frac{\lambda_1}{l_{1b}} + \frac{\lambda_2}{l_{2b}} \right)^{-1} \quad (1)$$

Les hypothèses 2 et 3 permettent d'utiliser l'analogie électrique pour établir les expressions des longueurs équivalentes de diffusion l_{1b} et l_{2b} . En effet, le système tribologique peut être représenté par un réseau électrique dans lequel le flux de chaleur est assimilé à un

courant, la différence de température à une différence de potentiel et les résistances thermiques à des résistances électriques (Figure IV.3). Le tableau IV.1 regroupe les expressions de chacune des résistances thermiques (de conduction et de paroi selon la position considérée).

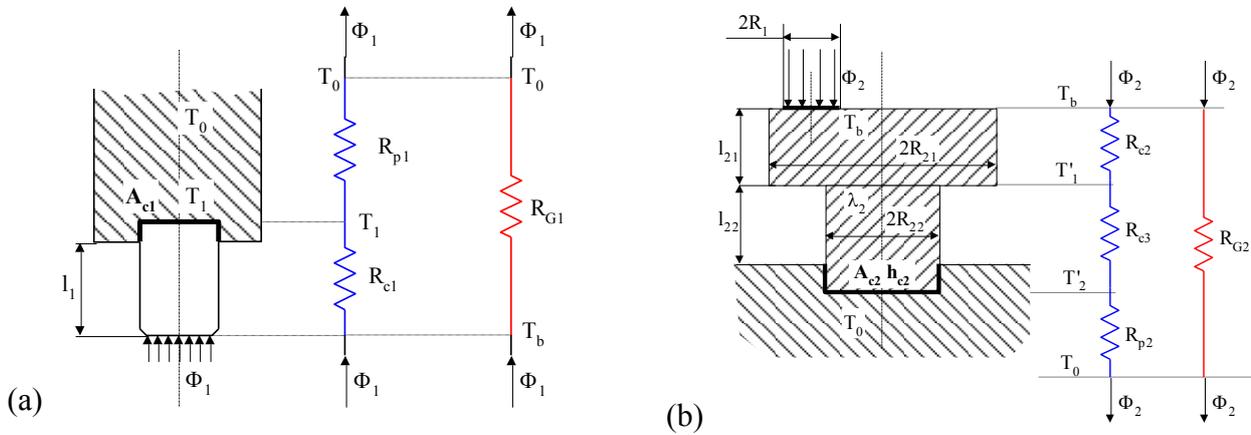


Figure IV.3 : Circuits thermiques permettant de modéliser les deux sous-systèmes, (a) pion-mandrin du sous-système 1 et (b) disque-mandrin du sous-système 2.

Sous-système 1		Sous-système 2	
Résistance thermique globale du système 1	$R_{G1} = \frac{l_{1b}}{\lambda_1 A_n}$	Résistance thermique globale du système 2	$R_{G2} = \frac{l_{2b}}{\lambda_2 A_n} = \frac{l_{2b}}{\lambda_2 \pi R_1^2}$
Résistance thermique de paroi (échange de chaleur entre le pion et le mandrin)	$R_{p2} = \frac{1}{A_{c1} h_{c1}}$	Résistance thermique de paroi (échange de chaleur entre le disque et le mandrin)	$R_{p2} = \frac{1}{h_{c2} A_{c2}}$
Résistance thermique de conduction dans le pion	$R_{c1} = \frac{l_1}{\lambda_1 A_n}$	Résistance thermique de conduction de la partie supérieure du disque de rayon R_{21} :	$R_{c2} = \frac{l_{21}}{\lambda_2 \pi R_{21}^2}$
		Résistance thermique de conduction de la partie inférieure de rayon R_{22} du disque	$R_{c3} = \frac{l_{22}}{\lambda_2 \pi R_{22}^2}$

Tableau IV.1 : Expressions de différentes résistances thermiques.

• Résolution du problème

A partir des données précédentes, on décompose la différence de température $(T_b - T_0)$ pour obtenir la longueur équivalente (l_{1b}) pour le sous-système 1 (figure IV.3a) :

$$(T_b - T_0) = (T_b - T_1) + (T_1 - T_0) \quad (2)$$

$$\text{soit :} \quad R_{G1} \phi_1 = R_{c1} \phi_1 + R_{p1} \phi_1 \quad (3)$$

$$\text{d'où :} \quad \frac{\phi_1 I_{1b}}{\lambda_1 A_n} = \frac{\phi_1 I_1}{\lambda_1 A_n} + \frac{\phi_1}{h_{c1} A_{c1}} \quad (4)$$

$$\text{Ainsi :} \quad \boxed{I_{1b} = I_1 + \frac{\lambda_1}{h_{c1}} \cdot \frac{A_n}{A_{c1}}} \quad (5)$$

Le coefficient d'échange de paroi h_{c1} dépend de la résistance thermique de contact entre le pion et le mandrin, qui à son tour dépend de plusieurs paramètres tels que la pression de contact, la rugosité et le degré d'oxydation des surfaces. Ces paramètres sont difficilement accessibles et rendent problématique la détermination de h_{c1} . Ainsi l'auteur simplifie cette expression en introduisant une constante C_1 à calibrer expérimentalement et pose : $I_{1b} = C_1 I_1$. Ashby et Wang ont trouvé que $C_1 = 2$, donne une bonne approximation. Ainsi :

$$\boxed{I_{1b} = 2 I_1} \quad (6)$$

En effectuant une décomposition identique de $(T_b - T_0)$ pour le sous-système 2 (figure IV.3b), on obtient la longueur équivalente I_{2b} :

$$(T_b - T_0) = (T_b - T_1) + (T_1 - T_2) + (T_2 - T_0) \quad (7)$$

$$\text{soit :} \quad R_{G2} \phi_2 = R_{c2} \phi_2 + R_{c3} \phi_2 + R_{p2} \phi_2 \quad (8)$$

$$\text{d'où :} \quad \frac{I_{2b}}{\lambda_2 \pi R_1^2} = \frac{I_{21}}{\lambda_2 \pi R_{21}^2} + \frac{I_{22}}{\lambda_2 \pi R_{22}^2} + \frac{1}{A_{c2} h_{c2}} \quad (9)$$

$$\text{Ainsi :} \quad \boxed{I_{2b} = I_{21} \frac{R_1^2}{R_{21}^2} + I_{22} \frac{R_1^2}{R_{22}^2} + \frac{\lambda_2 \pi R_1^2}{A_{c2} h_{c2}}} \quad (10)$$

Pour les mêmes raisons que celles précédemment évoquées h_{c2} n'est pas calculé. On introduit une seconde constante C_2 en posant $I_{2b} = C_2 \cdot \left(I_{21} \frac{R_1^2}{R_{21}^2} + I_{22} \frac{R_1^2}{R_{22}^2} \right)$. Les auteurs ont également obtenu des résultats satisfaisants en posant $C_2 = 2$. Ainsi :

$$\boxed{I_{2b} = 2 \cdot \left(I_{21} \frac{R_1^2}{R_{21}^2} + I_{22} \frac{R_1^2}{R_{22}^2} \right)} \quad (11)$$

• Remarques

L'analogie électrique est une méthode simple pour calculer la température moyenne. Il faut néanmoins rester prudent dans son utilisation. En effet, l'hypothèse 2 rappelle que l'on est

en régime permanent. Si l'on isole un point du disque, ce dernier rencontre la source de chaleur par intermittence et par conséquent le régime est considéré comme quasi-stationnaire (cas d'une source mobile). En toute rigueur l'analogie électrique ne devrait pas être utilisée lorsqu'on travaille sur le sous-système 2. Néanmoins, cette méthode peut être appliquée en considérant le régime comme stabilisé.

1.2 Equations relatives aux températures éclairs

La température éclair est la température au niveau de l'interface des aspérités en contact lorsque le flux généré à l'interface ($\Phi = \mu F v$) passe au travers de la surface réelle de contact (A_r). Comme l'on cherche les valeurs des températures éclairs pour différentes valeurs d'effort et de vitesse, il est nécessaire de connaître la variation de l'aire réelle de contact en fonction de ces paramètres.

1.2.1 Détermination des températures éclairs

En considérant que le flux thermique s'écoule à travers la surface réelle de contact A_r , Y. Wang détermine la température éclair (relation 32 chapitre I) en considérant que la température T'_b à la base de l'aspérité est égale à la température moyenne de surface T_b préalablement déterminée :

$$T_f = T_b + \frac{\mu F v}{A_r} \left(\frac{\lambda_1}{l_{1f}} + \frac{\lambda_2}{l_{2f}} \right)^{-1} \quad (12)$$

Pour évaluer les longueurs équivalentes de diffusion l_{1f} et l_{2f} relatives aux températures éclairs, Y. Wang adapte les expressions issues des travaux d'Archard [Archard 58]. Ce dernier détermine l'augmentation de température à l'interface de deux massifs en glissement relatif par l'intermédiaire d'une aspérité élémentaire de rayon r (Figure IV.4). Le flux thermique résultant du frottement de l'aspérité est supposé constant. Les élévations de température par rapport à la température moyenne de surface sont données pour trois cas distincts :

- source de chaleur stationnaire :

$$\Delta T = \frac{\Phi_1}{4 r \lambda_1} \quad (13)$$

- source de chaleur mobile à faible vitesse de déplacement :

$$\Delta T = \frac{\Phi_2}{4 r \lambda_2} \quad (14)$$

- source de chaleur mobile à grandes vitesses de déplacement :

$$\Delta T = 0,31 \frac{\Phi_2}{r \lambda_2} \sqrt{\frac{a_2}{v r}} \quad (15)$$

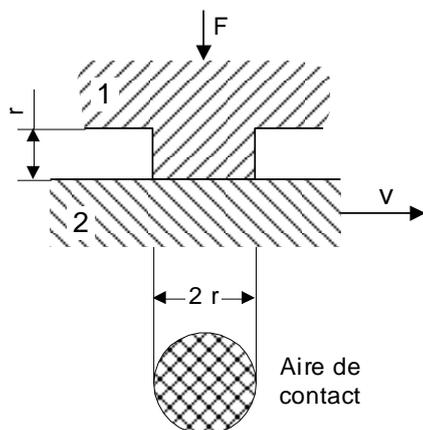


Figure IV.4 : Modèle d'une aspérité utilisé par Archard pour le calcul des températures de contact [Archard 58].

Les températures calculés sont ainsi différenciées en fonction de la valeur de la vitesse de glissement et donc du nombre de Peclet $\Psi = \frac{v r}{2 a_2}$.

- **Contact statique et faibles vitesses de glissement ($\Psi \leq 0,1$)**

Il s'agit du problème d'une source de chaleur en régime stationnaire, dont Archard donne pour solution l'expression suivante :

$$\Delta T = 0,5 M \Psi \quad \text{en posant} \quad M = \frac{\pi \Phi_2}{\rho c v} \quad (16)$$

soit :

$$\Delta T = \frac{\pi r \Phi_2}{4 \lambda_2} \quad (17)$$

L'analogie avec la loi de Fourier donne $\Delta T = \frac{l_{2f} \Phi_2}{\lambda_2}$, au moyen de laquelle nous déduisons l'expression de la longueur équivalente de diffusion pour le disque :

$$\boxed{l_{2f} = \frac{\pi r}{4}} \quad (18)$$

Comme cette équation est valable pour les faibles vitesses et correspond à un régime thermique stationnaire, on peut donc l'utiliser pour déterminer la longueur équivalente de diffusion du **pion** (source de chaleur stationnaire) quelle que soit la valeur du nombre de Peclet.

Ainsi,
$$l_{1f} = \frac{\pi r}{4} \quad (19)$$

• **Vitesses intermédiaires ($0,1 < \Psi < 5$)**

Archard introduit un coefficient correcteur afin d'avoir une continuité entre le régime à faible vitesse et le régime à forte vitesse. Ce coefficient, introduit par Jaeger et par Holm, noté B_L par Wang (α par Archard) prend les différentes valeurs présentés dans le tableau IV.2 [Jaeger 42, Holm 52]. L'écart de température s'écrit sous la forme suivante :

$$\Delta T = 0,5 B_L M \Psi \quad (20)$$

ainsi :
$$l_{2f} = B_L \frac{\pi r}{4} \quad (21)$$

Ψ	5	2	1	0,5	0,2	0,1
B_L	0,44	0,57	0,66	0,76	0,83	0,85

Tableau IV.2 : Valeurs numériques du coefficient correcteur B_L en fonction du nombre de Peclet Ψ [Wang 94].

• **Vitesses de glissement élevées ($\Psi \geq 5$)**

Pour les fortes vitesses de glissement, l'expression de l'élévation de la température donnée par Archard est :

$$\Delta T = 0,435 M \Psi^{0,5} = 0,435 \frac{\pi \phi_2 a_2}{v \lambda_2} \left(\frac{v r}{2 a_2} \right)^{0,5} \quad (22)$$

L'analogie avec la loi de Fourier donne $\Delta T = \frac{l_{2f} \phi_2}{\lambda_2}$, et nous permet de déduire que :

$$l_{2f} = 0,31 \pi r \left(\frac{a_2}{v r} \right)^{0,5} \quad (23)$$

Nous venons d'exprimer les longueurs équivalentes de diffusion en fonction de l'aire de contact associée à une aspérité élémentaire. Nous allons maintenant étudier l'évolution de l'aire réelle de contact en fonction de la charge et de la vitesse de glissement.

1.2.2 Détermination de l'aire réelle de contact

L'évaluation de l'aire réelle de contact n'est pas chose aisée, car elle dépend de la charge, de la forme du contact, ainsi que de la distribution des aspérités au niveau du contact.

- **Croissance de l'aire réelle avec la charge**

Des auteurs tels que Greenwood & Williamson ont cherché à donner une formulation mathématique de l'accroissement de l'aire réelle de contact en fonction de la charge appliquée [Greenwood 66]. Ils ont remarqué que si l'on applique la théorie de Hertz au niveau du contact, d'une part l'aire des points de contact dépend de la taille des aspérités qui n'est généralement pas connue, et d'autre part la variation de cette aire en fonction de la charge prévue par la théorie n'est pas validée expérimentalement. En effet, la théorie de Hertz suppose que les deux corps en contacts sont parfaitement élastiques. Or, bien que les contraintes globales soient inférieures à la limite élastique, les contraintes locales au sein des zones de contact sont toujours suffisamment élevées pour produire localement un écoulement plastique sous les effets combinés des contraintes normale et tangentielle [Johnson 68, Collins 80]. Par conséquent, la pression de contact est égale à la limite d'écoulement plastique du matériau, paramètre souvent assimilé à la dureté et donc indépendant de la charge et de la géométrie du contact. En considérant que l'effort tangentiel T correspond au cisaillement des jonctions sur l'aire réelle de contact, on a [Tabor 59] :

$$T = \tau A_r \quad \text{avec} \quad T = \mu F \quad \text{d'où} \quad \tau = \frac{\mu F}{A_r} = \mu H_0$$

Ainsi, le critère de plasticité introduit par Tabor (relation 8, chapitre I) permet de déterminer l'aire réelle de contact comme :

$$\boxed{A_r = \frac{F}{H_0} \sqrt{1 + \alpha_t \mu^2}} \quad (24)$$

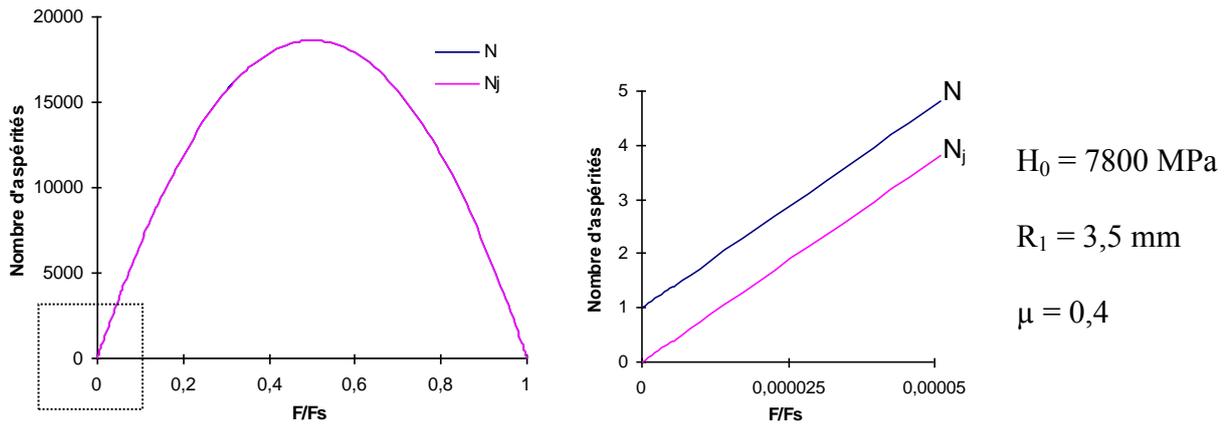
Ashby et Wang ont choisi tous deux pour leur modèle la valeur $\alpha_t = 12$.

- **Taille moyenne et nombre des jonctions**

S. C. Lim a établi l'expression de A_r après avoir effectué une étude statistique de la répartition des aspérités à la surface du pion [Lim 87]. En considérant que la taille moyenne r_a des aspérités en contact est indépendante de la charge, l'auteur aboutit à l'expression suivante :

$$A_r = N \pi r_a^2 \quad N = \left(\frac{R_1}{r_a} \right)^2 \bar{F}(1 - \bar{F}) + 1 \quad \text{où } \bar{F} = \frac{F}{A_n H_0} \quad \text{et } H_0 = \frac{F}{A_r} \quad (25)$$

où N est le nombre d'aspérités en contact. En effet, bien que la taille de chaque aspérité en contact croisse avec la charge, simultanément de nouveaux points de contact apparaissent. Ainsi l'aire réelle de contact croît par accroissement du nombre d'aspérités en contact et non par seule augmentation due à l'écrasement des aspérités [Greenwood 67, Quinn 85, Allen 85].



L'expression de N ne vérifie pas la condition limite qui veut que si la charge F est nulle, les surfaces ne sont plus en contact (en faisant tendre F vers zéro, on trouve N=1, ce qui n'est pas correct). Une modification de l'expression (25) permet l'obtention d'une limite satisfaisante en introduisant un terme fonction de la charge limite d'écoulement plastique F_S :

$$A_r = N_j \pi r_j^2 \quad N_j = \frac{F}{F_S} \left[\left(\frac{R_1}{r_a} \right)^2 \left(1 - \frac{F}{F_S} \right) + 1 \right] \quad \text{et} \quad \frac{F}{F_S} = \frac{A_r}{A_n} \quad (26)$$

Cet artifice de calcul ne modifie que la limite inférieure de N et l'expression de N_j reste étroitement proche de N (Figure IV.5). On modifie de la même façon l'expression de r par r_j rayon équivalent de jonction pour respecter la validité de A_r. On vérifie ainsi que quand F tend vers zéro, N_j tend également vers zéro et que quand F tend vers F_S alors A_n tend vers A_r et N_j vers 1.

Sachant que A_n = π R₁², on obtient finalement :

$$r_j = \frac{R_1}{\sqrt{\left(\frac{R_1}{r_a}\right)^2 \left(1 - \frac{F}{F_s}\right) + 1}} \quad (27)$$

Cette formulation est réutilisée par Wang pour calculer la taille de l'aire réelle de contact. On vérifie les conditions aux limites qui veulent que, quand F est très petit, $r_j = r_a$ ($R_1 \gg r_a$) et quand $F = F_s$ alors $r_j = R_1$. Pour déterminer le rayon moyen d'un aspérité r_a , Ashby précise qu'une bonne approximation peut être faite en prenant :

$$r_a = \frac{0,1}{H_0} \quad (28)$$

où r_a s'exprime en mètres et H_0 , la dureté à température ambiante s'exprime en MPa [Ashby 91]. La charge limite d'écoulement est déterminée à l'aide de la relation de Tabor [Tabor 59] :

$$F_s = \frac{A_n H_0}{\sqrt{1 + 12 \mu^2}} \quad (29)$$

Wang signale que pour les faibles charges l'expression 27 n'est pas satisfaisante et propose pour les faibles charges de déterminer l'aire réelle de contact avec la relation 24. Il distingue ainsi deux domaines pour le calcul de r_j suivant que A_r est supérieur ou inférieur à πr_a^2 .

Ainsi :

$$r_j = \begin{cases} \sqrt{\frac{A_r}{\pi}} & A_r < \pi r_a^2 \\ R_1 \cdot \left[\left(1 - \frac{F}{F_s}\right) \cdot \left(\frac{R_1}{r_a}\right)^2 + 1 \right]^{-0.5} & A_r \geq \pi r_a^2 \end{cases} \quad (30)$$

A la frontière entre les deux domaines nous avons $r_j = r_a$.

- **Evolution de la contrainte d'écoulement avec la température et la vitesse**

Lim propose une relation plus « complète » de la dureté en tenant compte de l'influence de la température et de la vitesse :

$$\frac{H}{H_0} = 1 - \frac{(T_b - T_0)}{20T_m} \ln\left(\frac{10^6}{\beta \bar{v}}\right) \quad \text{avec} \quad \bar{v} = \frac{v R_1}{a_{\text{eff}}} \quad (31)$$

où T_m est la température de fusion et β un nombre sans dimension à fixer et \bar{v} est la vitesse réduite (le coefficient égal à 20 n'est valable que pour les métaux). On obtient alors la contrainte d'écoulement suivante :

$$F_s = \frac{A_n H_0}{\sqrt{(1+12\mu^2)}} \left(1 - \frac{(T_b - T_0)}{20T_m} \ln \left(\frac{10^6}{\beta \bar{v}} \right) \right) \quad (32)$$

Ainsi, quand la vitesse de glissement augmente, la température moyenne T_b s'élève et occasionne une chute locale de la dureté. Cependant, pour les aciers, cet effet est compensé par une élévation de la dureté due au phénomène d'écrouissage et ainsi $H = H_0$ s'avère correct. L'expression assez complexe de $\text{Lim } n$ n'a pas été intégrée dans le modèle de Wang et n'a pas été retenu non plus pour notre modèle.

- **Variation du coefficient de frottement avec la vitesse**

Lim puis Ashby ont tenu compte dans leur modélisation de l'évolution du coefficient de frottement avec la vitesse de glissement. Ashby considère ainsi qu'en deçà d'une vitesse critique v_0 , le coefficient de frottement ne dépend que des propriétés des surfaces et des matériaux et est égal à μ_0 . Au delà de la vitesse critique le coefficient de frottement diminue quand la vitesse augmente. L'auteur propose le modèle suivant :

$$\mu = \mu_0 \quad \text{si } v \leq v_0$$

$$\mu = \mu_0 \exp \left[- \frac{\log(v/v_0)}{\log C_1} (1 - C_2 \log \bar{F}) \right] \quad \text{si } v > v_0 \quad (33)$$

où C_1 et C_2 sont des constantes égales à 500 et 0,3 dans le cas d'un acier doux. Comme Wang nous n'avons pas implémenter cette loi empirique dans notre modélisation, par manque d'information quant aux valeurs des constantes C_1 et C_2 et des vitesses seuil v_0 pour nos matériaux.

1.2.3 Démarche de calcul et de tracé des cartes de température éclair

La méthode de calcul pour le tracé des isothermes relatives aux températures éclairs est décrite par l'organigramme de la figure IV.6.

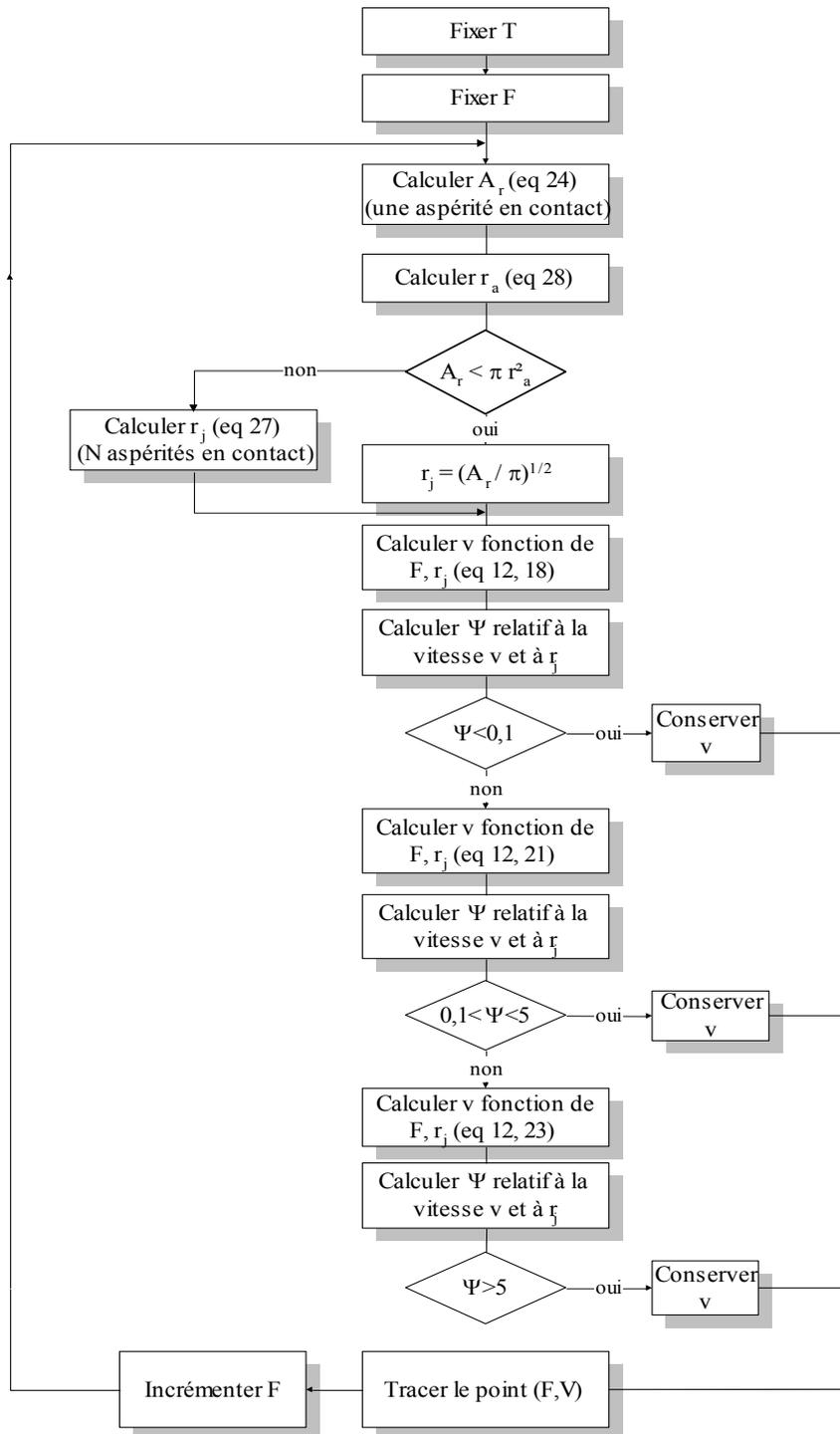


Figure IV.6 : Principe de calcul des isothermes pour les températures éclairs.

Comme nous cherchons à tracer des courbes isothermes, nous devons commencer par fixer la valeur de la température, puis calculer la variable choisie v pour un ensemble de valeurs de charge F donné. Ainsi, après avoir fixé T et F on évalue l'aire réelle de contact à l'aide de la relation 24. La relation 28 permet de déterminer le rayon r_a d'une aspérité en contact. Si A_r est

inférieure à πr_a^2 , on peut en déduire la valeur du rayon équivalent de la jonction r_j grâce à la relation 30a. En revanche, si A_r est supérieure à πr_a^2 , on évalue r_j à l'aide de la relation 30b.

On fait maintenant l'hypothèse d'une faible vitesse relative, soit $\Psi < 0,1$ et l'on détermine la valeur de v à l'aide de F , r_j et des relations 12 et 18. On évalue ensuite Ψ avec v et r_j et on contrôle la validité de l'hypothèse de départ ($\Psi < 0,1$). Si cette hypothèse est vérifiée on conserve v , sinon on se place sur l'intervalle suivant (nouvelle hypothèse $0,1 < \Psi < 5$) et on réitère le calcul de v à l'aide des relations 12 et 21. Si après réévaluation de Ψ on ne satisfait pas à la nouvelle hypothèse, on refait le calcul pour l'intervalle suivant ($\Psi > 5$, relations 12 et 23). Une fois que l'on a la valeur de v , on peut tracer le point du couple (F , v) puis incrémenter F et recommencer le calcul. Cette procédure complète ne concerne en fait que l'évaluation de l_{2f} , puisque pour l_{1f} on se place toujours dans le cas stationnaire où $\Psi < 0,1$.

2. MODIFICATION DU MODÈLE

Bien que le modèle proposé par Wang prenne en compte les échanges thermiques entre le pion et le mandrin supérieur (sous-système 1) ainsi que des échanges entre le disque et le mandrin inférieur (sous-système 2), une imprécision subsiste dans la méthode d'obtention des longueurs équivalentes de diffusion relatives à la température moyenne de contact (l_{1b} et l_{2b}). En effet, les modèles ne précisent pas où se situe la température au loin T_o . Cette température peut se trouver à 3 mm ou à 30 cm des surfaces d'échange de chaleur sans que cela modifie les expressions de l_{1b} et l_{2b} , alors que ces conditions aux limites influent sur l'équilibre thermique du système.

Ainsi, plusieurs phénomènes thermiques tels que la conduction existant au-delà des surfaces d'échange dans le mandrin sont pris en compte dans les coefficients d'échange h_{c1} et h_{c2} . Ces coefficients ne devraient traduire par définition que le transfert de chaleur au niveau des surfaces A_{c1} et A_{c2} . Ils perdent ainsi leur sens physique et sont d'autant plus difficiles à évaluer qu'ils regroupent plusieurs phénomènes.

L'adaptation du modèle à notre tribomètre, consiste ainsi à développer de nouvelles expressions des longueurs équivalentes de diffusion relatives à la température moyenne en tenant compte des échanges thermiques ayant lieu au delà des surfaces de contact A_{c1} et A_{c2} . La

nouvelle formulation s'appuie sur la théorie de l'ailette qui a pour avantage supplémentaire de prendre en considération les échanges thermiques entre les supports d'échantillon et l'environnement.

2.1 Modification des équations relatives à la température moyenne

Pour notre modèle nous avons situé la température T_0 à la sortie du système de refroidissement (boîtes à eau), où une température constante est garanti (figure IV.7). Dans les zones proches des échantillons (entre T_b et T_3 , et T_b et T'_2) nous traitons le problème de la même façon que Wang. Au delà, entre T_3 et T_0 , et T'_2 et T_0 , le problème est abordé au moyen de la théorie de l'ailette.

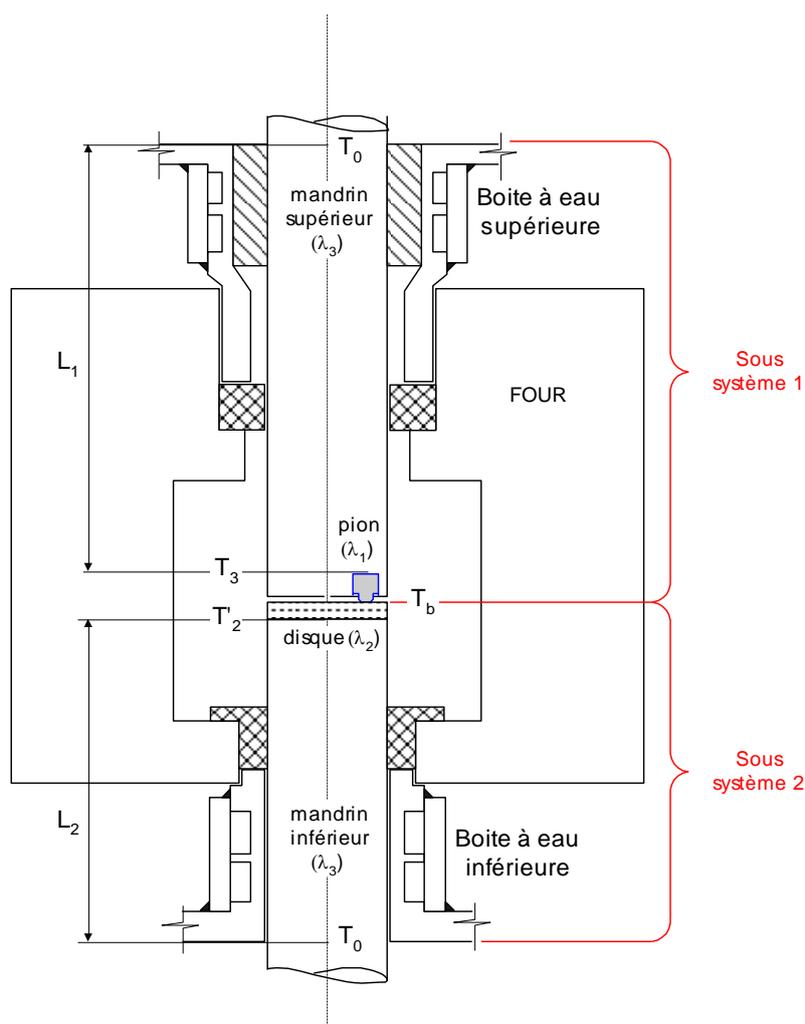


Figure IV.7 : Descriptif de la configuration pion-disque de notre modèle.

2.1.1 Modification des expressions des longueurs équivalentes de diffusion

- **Modification des longueurs l_{1b} et l_{2b}**

La densité de flux générée à l'interface obtenue par les modèles précédents, est donnée par l'expression :

$$\frac{\mu F_V}{A_n} = \frac{\lambda_1}{l_{1b}}(T_b - T_0) + \frac{\lambda_2}{l_{2b}}(T_b - T_0) \quad (34)$$

où λ_1 et λ_2 sont les conductivités thermiques respectivement du pion et du disque.

En explicitant les densités de flux φ_1 et φ_2 , nous allons maintenant décrire les phénomènes thermiques dans les parties supérieure et inférieure du tribomètre. Nous introduisons pour cela quatre longueurs équivalentes de diffusion :

l_{pb} : longueur équivalente de diffusion dans le pion,

l_{db} : longueur équivalente de diffusion dans le disque,

l_{mb1} : longueur équivalente de diffusion dans le mandrin supérieur (sous-système 1),

l_{mb2} : longueur équivalente de diffusion dans le mandrin inférieur (sous-système 2).

Chaque sous-système est constitué de deux matériaux, soient deux conductivités thermiques différentes, ce qui n'était pas les cas pour le modèle de Wang. Nous allons différencier les systèmes de même conductivité thermique en utilisant l'analogie électrique. Ainsi, la partition des températures pour le sous-système 1 s'effectue de la façon suivante (Figure IV.7) :

$$(T_b - T_0) = (T_b - T_3) + (T_3 - T_0) \quad (35)$$

soit :

$$(T_b - T_0) = \left(\frac{l_{pb}}{\lambda_1 A_n} + \frac{l_{mb1}}{\lambda_3 A_m} \right) \Phi_1 \quad (36)$$

d'où :

$$\Phi_1 = \frac{\lambda_1 \lambda_3 A_m}{\lambda_3 A_m l_{pb} + \lambda_1 l_{mb1} A_n} (T_b - T_0) \quad (37)$$

où λ_3 représente la conductivité thermique des mandrins et A_m leurs sections.

De même, pour le sous-système 2, on a :

$$(T_b - T_0) = (T_b - T'_2) + (T'_2 - T_0) \quad (38)$$

$$(T_b - T_0) = \left(\frac{l_{db}}{\lambda_2 A_n} + \frac{l_{mb2}}{\lambda_3 A_m} \right) \Phi_2 \quad (39)$$

$$\text{d'où} \quad \varphi_2 = \frac{\lambda_2 \lambda_3 A_m}{\lambda_3 A_m l_{db} + \lambda_2 l_{mb2} A_n} (T_b - T_0) \quad (40)$$

L'expression de la densité de flux global devient donc :

$$\frac{\mu F v}{A_n} = \left\{ \frac{\lambda_1 \lambda_3 A_m}{\lambda_3 A_m l_{pb} + \lambda_1 l_{mb1} A_n} + \frac{\lambda_2 \lambda_3 A_m}{\lambda_3 A_m l_{db} + \lambda_2 l_{mb2} A_n} \right\} (T_b - T_0) \quad (41)$$

On en déduit les nouvelles expressions de l_{1b} et l_{2b} :

$$\boxed{l_{1b} = \frac{\lambda_3 A_m l_{pb} + \lambda_1 l_{mb1} A_n}{\lambda_3 A_m}} \quad \text{et} \quad \boxed{l_{2b} = \frac{\lambda_3 A_m l_{db} + \lambda_2 l_{mb2} A_n}{\lambda_3 A_m}} \quad (42)$$

Il reste encore à déterminer les longueurs équivalentes l_{pb} , l_{db} , l_{mb1} et l_{mb2} , pour compléter la modélisation.

2.1.2 Détermination de l_{pb} et l_{mb1}

Le réseau de résistances servant à modéliser les échanges entre la surface frottante A_n et le mandrin supérieur est présenté à la (figure IV.8).

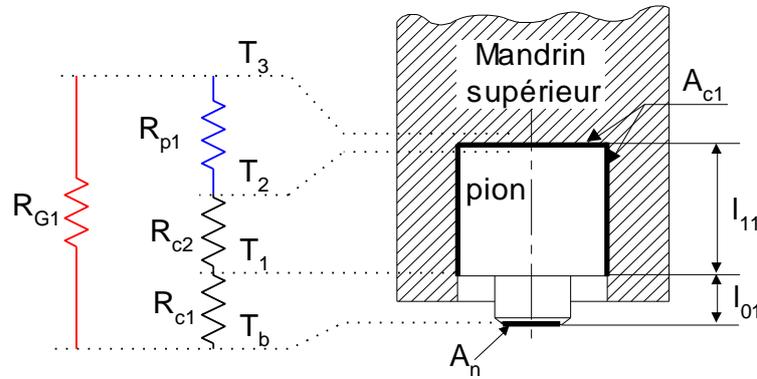


Figure IV.8: Circuit thermique équivalent au système pion-mandrin.

R_{c1} , R_{c2} , sont des résistances associées aux phénomènes de conduction dans le pion. R_{p1} traduit l'échange de chaleur entre le pion et le mandrin supérieur à travers la surface d'échange A_{c1} . Par définition, $R_{c1} = \frac{l_{01}}{\lambda_1 A_n}$, $R_{c2} = \frac{l_{11}}{\lambda_1 A_1}$, $R_{p1} = \frac{1}{h_{c1} A_{c1}}$ où A_1 est la section la plus forte du pion.

Si l'on fait la partition suivante :

$$(T_b - T_3) = (T_b - T_1) + (T_1 - T_2) + (T_2 - T_3) \quad (43)$$

$$\text{alors} \quad (T_b - T_3) = \frac{l_{01}}{\lambda_1 A_n} \Phi_1 + \frac{l_{11}}{\lambda_1 A_1} \Phi_1 + \frac{1}{h_{c1} A_{c1}} \Phi_1 = \frac{l_{pb}}{\lambda_1 A_n} \Phi_1 \quad (44)$$

$$\text{d'où} \quad \boxed{l_{pb} = l_{01} + l_{11} \frac{A_n}{A_1} + \frac{\lambda_1 A_n}{h_{c1} A_{c1}}} \quad (45)$$

Pour décrire les échanges thermiques dans la partie supérieure du tribomètre, on pourrait ne tenir compte que de la conduction au travers du mandrin supérieur [Francez 97]. Cette méthode est imprécise car d'une part elle revient à réintroduire un nouveau coefficient difficilement identifiable et d'autre part ne modélise toujours pas entièrement l'échange thermique puisqu'il ne tient pas compte des pertes thermiques. Une voie plus astucieuse consiste à considérer le mandrin supérieur comme une ailette permettant l'écoulement du flux de chaleur vers le milieu ambiant. Cette méthode a l'avantage supplémentaire de continuer à traiter le problème d'une manière unidimensionnelle tout en prenant en considération la déperdition de chaleur par convection.

La vérification des critères d'emploi du modèle de l'ailette amenait l'utilisation d'un modèle à géométrie infinie (Cf. annexe 3). Néanmoins, des mesures de température des mandrins en cours d'essai ont montré que choisir le modèle à géométrie finie semble mieux s'adapter à notre cas. Ainsi, en notant T_3 la température de la face inférieure de l'ailette ($x = 0$) on obtient (Cf. équation 27, chapitre I) :

$$T_3 - T_0 = \left(\frac{\Phi_1 \omega_1}{2\pi R_m h_{sup}} \right) \left(\frac{\lambda_3 \omega_1 \text{ch}(\omega_1 L_1) + h_{sup} \text{sh}(\omega_1 L_1)}{\lambda_3 \omega_1 \text{sh}(\omega_1 L_1) + h_{sup} \text{ch}(\omega_1 L_1)} \right) \quad \text{avec} \quad \omega_1 = \sqrt{\frac{2h_{sup}}{\lambda_3 R_m}} \quad (46)$$

où R_m est le rayon du mandrin, L_1 est la longueur de mandrin supérieur prise en compte et h_{sup} le coefficient de convection entre le mandrin supérieur et le milieu ambiant.

La loi de Fourier permet d'exprimer l'écart de température en fonction du flux, soit :

$$T_3 - T_0 = \frac{l_{mb1}}{\lambda_3 A_m} \Phi_1 \quad (47)$$

En identifiant les relations 46 et 47, on obtient l'expression de la longueur l_{mb1} .

$$\boxed{l_{mb1} = \frac{1}{\omega_1} \left(\frac{\lambda_3 \omega_1 \text{ch}(\omega_1 L_1) + h_{sup} \text{sh}(\omega_1 L_1)}{\lambda_3 \omega_1 \text{sh}(\omega_1 L_1) + h_{sup} \text{ch}(\omega_1 L_1)} \right)} \quad (48)$$

2.1.3 Détermination de I_{db} et I_{mb2}

Le circuit thermique équivalent servant à modéliser les échanges entre la surface frottante A_n et le mandrin inférieur est présenté à la figure IV.9. Pour modéliser la partie inférieure du tribomètre on utilise la même procédure de calcul qu'au paragraphe précédent.

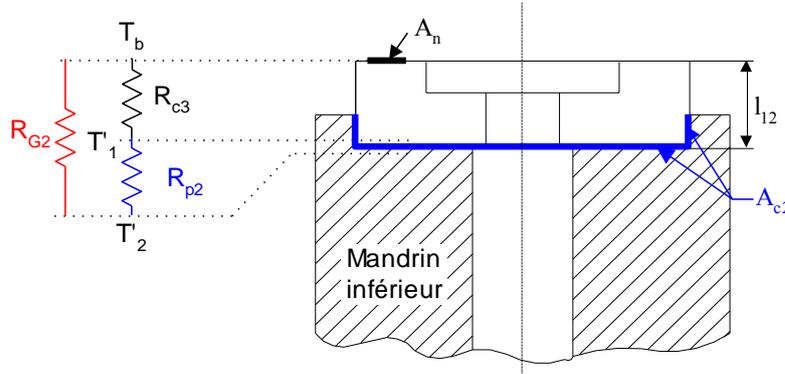


Figure IV.9 : Circuit thermique équivalent au système disque-mandrin.

En effectuant la partition, $(T_b - T_2) = (T_b - T_1) + (T_1 - T_2)$ on obtient :

$$\frac{I_{db}}{\lambda_2 A_n} \Phi_2 = \frac{l_{12}}{\lambda_2 \pi R_{21}^2} \Phi_2 + \frac{1}{h_{c_2} A_{c_2}} \Phi_2 \quad (49)$$

d'où

$$I_{db} = \frac{l_{12} A_n}{\pi R_{21}^2} + \frac{\lambda_2 A_n}{h_{c_2} A_{c_2}} \quad (50)$$

La modélisation des échanges thermiques sous le disque, dans le mandrin inférieur se fait de la même manière que pour la partie supérieure. On fait donc l'analogie entre le mandrin et une ailette à géométrie finie de rayon R_m et de longueur L_2 . Le coefficient de convection entre le mandrin inférieur et le milieu ambiant est noté h_{inf} soit :

$$I_{mb2} = \frac{1}{\omega_2} \left(\frac{\lambda_3 \omega_2 \text{ch}(\omega_2 L_2) + h_{inf} \text{sh}(\omega_2 L_2)}{\lambda_3 \omega_2 \text{sh}(\omega_2 L_2) + h_{inf} \text{ch}(\omega_2 L_2)} \right) \quad \text{avec} \quad \omega_2 = \sqrt{\frac{2h_{inf}}{\lambda_3 R_m}} \quad (51)$$

2.2 Température éclair

Pour les températures éclairs, nous avons conservé les expressions proposées par Wang. En effet, à l'échelle microscopique la modélisation du contact reste la même bien que l'on ait des tribomètres différents.

Cependant une autre approche pour la détermination de l'aire réelle de contact pour une charge et une vitesse de glissement données peut être suggérée. Cette approche, que nous n'avons pu techniquement réaliser est fondée sur l'exploitation d'un relevé rugosimétrique qui permet de déterminer l'aire réelle de contact connaissant la distribution des hauteurs des aspérités de la surface qui a frotté [Greenwood 66]. La résolution du problème ne peut se faire que dans le cas de distributions particulières, exponentielles ou gaussiennes. Malheureusement les distributions obtenues sur le rugosimètre sont difficilement assimilables à des distributions exponentielles ou gaussiennes en particulier après frottement (populations non homogène des hauteurs d'aspérités). Cette démarche permettrait de rattacher des données expérimentales à un modèle exclusivement théorique.

Dans le modèle de Wang, les paramètres tels que les conductivités thermiques sont constants. La prise en compte de la variation de ces paramètres en fonction de la température pourrait faire l'objet d'une modification. Cependant, comme le modèle évalue la température uniquement au niveau de l'interface de contact, il faudrait donc calculer la température moyenne des différentes parties du montage.

3. MESURES EXPÉRIMENTALES DES TEMPÉRATURES

Afin d'effectuer le calage des cartes de températures, nous avons besoin de données expérimentales. La méthode la plus simple est d'utiliser les données recueillies dans la bibliographie comme l'on fait Wang ou Ashby avec les températures issues des travaux de Griffioen, Montgomery ou Sugita. Mais notre modèle thermique traduit l'influence du montage sur les températures moyennes de frottement. Ainsi, pour utiliser les données issues de ces travaux, il faudrait connaître la configuration exacte des dispositifs d'essai utilisés par les auteurs, et modéliser ces dispositifs comme nous l'avons fait pour notre tribomètre. Ne disposant pas de ces informations, nous avons été dans l'obligation de mener une campagne d'essai ayant pour but de recueillir des valeurs expérimentales de températures de surface pour des essais effectués sur le tribomètre haute température.

Les mesures ont été faites par deux techniques différentes et concernent des essais effectués à température ambiante entre des pions en acier 100C6 et des disques en alumine 99,7 et en carbure de tungstène WC.Co. Les deux techniques expérimentales utilisés, sont d'une part

des mesures par filiation de dureté sur des coupes longitudinales des pions en acier 100C6 trempé-revenu et d'autre part des mesures par thermocouple noyé sous la surface de frottement. La filiation de dureté donne une allure correcte du gradient de température à l'intérieur du pion alors que les mesures par thermocouples fournissent des informations montrant l'évolution de la température au cours du temps en un point du pion. On associe ensuite à ces mesures, des méthodes calculatoires permettant d'approcher la température de surface avec un nombre limité d'informations sur les températures à l'intérieur du pion.

3.1 Evaluation des températures par filiation de dureté

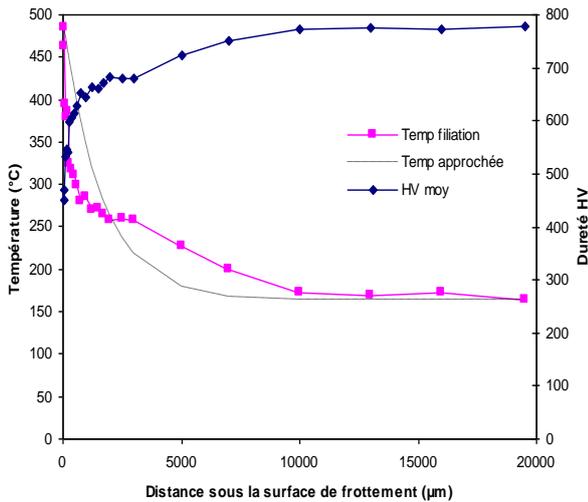
La méthode employée ici, présentée dans le chapitre III, permet la détermination des températures à partir de filiations de dureté faites sur les pions en acier 100C6 ayant frottés face à des disques d'alumine pour différentes conditions de charge. La figure IV.10 présentent ces filiations ainsi que l'évolution de température correspondante, obtenue à partir de la courbe de revenu de cet acier (Cf. Chapitre III).

Pour ces filiations nous nous approchons à une distance d'environ 20 à 40 μm de la surface frottante et obtenons ainsi une idée assez précise de la température moyenne de surface. Le tableau IV.3 rassemble les températures de surface (T_{surf}) issues des mesures de dureté pour nos différents essais ainsi que la température évaluée par la même méthode, à l'arrière du pion (T_L). Rappelons que le domaine de validité des mesures a pour borne inférieure la température initiale de revenu soit 160°C, et pour borne supérieure la température d'austénitisation du 100C6 soit 770°C. Ainsi, nous ne présentons sur la figure IV.10 que les essais ayant permis l'évaluation du gradient de température sur la longueur totale du pion.

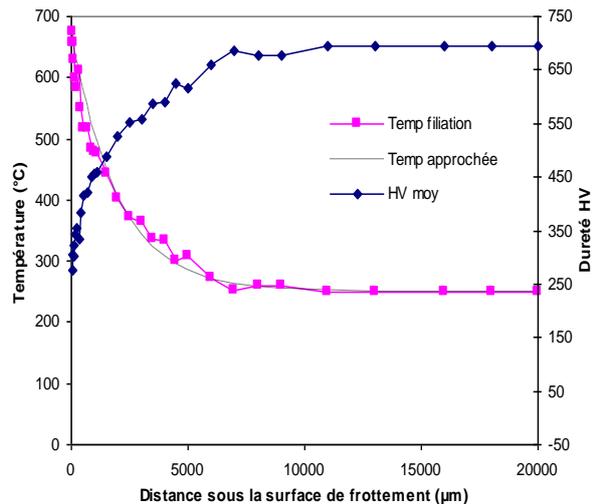
Essai N°	Couple	v (m/s)	F (N)	T_L - (°C)	T_{surf} - (°C)
23	100C6-A99,7	1,5	108	-	432
59		1,5	180	170	492
52		1,5	360	250	674
69	100C6-WC.Co	1,5	180	-	298
68		1,5	360	170	537

Tableau IV.3 : Température à l'arrière des pions (T_L) et température de surface (T_{surf}) déterminées à partir des mesures de dureté.

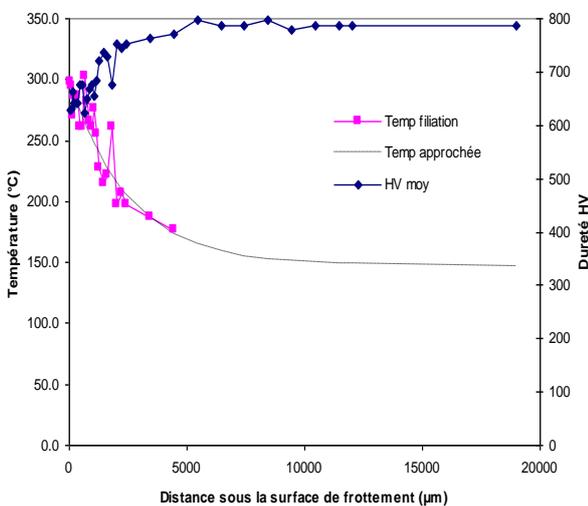
Evaluation des températures de contact



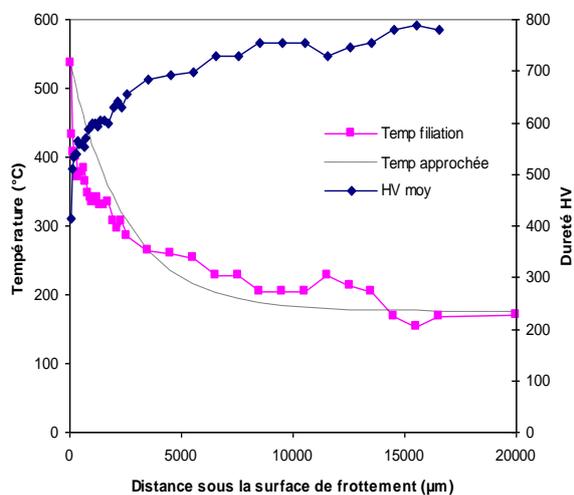
100C6-Al₂O₃ : essai 59 : 20°C, 1,5 m/s, 180 N.



100C6-Al₂O₃ : essai 52 : 20°C, 1,5 m/s, 360 N.



100C6-WC.Co : essai 69 : 20°C, 1,5 m/s, 180 N.



100C6-WC.Co : essai 68 : 20°C, 1,5 m/s, 360 N.

Figure IV.10 : Graphes présentant pour différents essais la filiation de dureté (HV moy), l'évaluation de température qui en découle (Temp filiation) et le modèle de température ($T = a + b \exp(-kx)$) servant à évaluer h (Temp approchée).

3.2 Mesures par thermocouple

L'évolution au cours du temps des températures sous la surface de contact du pion T_x ainsi qu'à l'arrière du pion T_L a été enregistrée pour des essais 100C6-alumine 99,7 et 100C6-WC.Co (Figure IV.11). Pour les pions d'alumine ou de carbure de tungstène l'instrumentation plus difficile et plus onéreuse, n'a pas été faite.

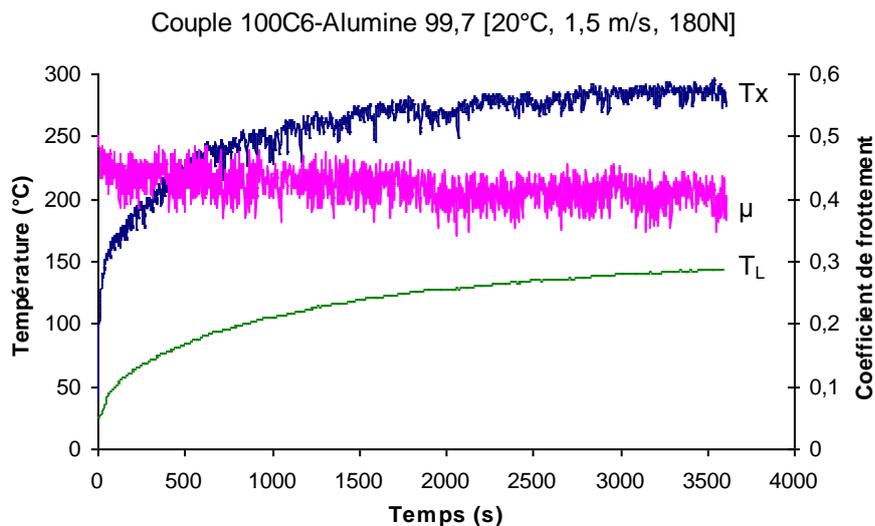


Figure IV.11 : Evolution en fonction du temps, du coefficient de frottement μ , de la température à 1,4 mm sous la surface de frottement T_x , et de la température à 20 mm sous la surface de frottement à l'arrière du pion T_L (essai 59 : 20°C, 1,5 m/s, 180 N).

Comme on le constate sur la figure IV.11, un régime thermique quasi-stationnaire est atteint en fin d'essai. Au démarrage, la montée en température est très rapide. Pour l'essai 59 (20°C, 1,5 m/s, 180 N) on atteint 150°C soit la moitié de la température du régime stationnaire après seulement 40 secondes de frottement. Afin d'effectuer une comparaison entre les mesures par filiation de dureté et celles par thermocouples, nous avons placé dans le tableau IV.4 les valeurs des températures T_x à la distance x sous la surface de frottement, ainsi que les températures à l'arrière du pion T_L . Un certain nombre de valeurs manquent puisque pour ces essais nous avons mesuré une dureté égale à la dureté maximale issue du revenu initial (températures inférieures à 160 °C). Pour les essais où les deux types de mesures ont été faites, les écarts mesurés sont faibles, mais peuvent atteindre 18 % pour le cas le moins favorable.

Nous pouvons conclure de ce qui précède, que la filiation de dureté lorsqu'elle peut être faite, nous renseigne sur le gradient de température à l'intérieur de la pièce et que cette méthode donne des résultats en accord avec les mesures directes par thermocouple. En revanche, contrairement aux mesures par thermocouple, la filiation est limitée par la température initiale de revenu et la température d'austénitisation de l'acier. La prise de température par thermocouple a ici pour inconvénient majeur de ne pas donner la température de surface (température pour $x =$

0). Nous allons ainsi dans la partie suivante nous aider du modèle de l'ailette, afin de déterminer la température de surface des pions.

Essai N°	Couple	Conditions de frottement	x (mm)	Filiation		Thermocouple	
				T _x (°C)	T _L (°C)	T _x (°C)	T _L (°C)
5	100C6- A99,7	0,5 m/s - 36 N	1,3	< 160°C	< 160°C	85	43
4		1 m/s - 36 N	1,7	< 160°C	< 160°C	124	62
23		1,5 m/s - 108 N	0,8	295	< 160°C	247	120
59		1,5 m/s - 180 N	1,4	270	170	288	144
52		1,5 m/s - 360 N	1,0	478	250	490	241
75	100C6-	1,5 m/s - 72 N	1,0	< 160°C	< 160°C	172	85
69	WC.Co	1,5 m/s - 180 N	0,9	264	< 160°C	264	140
68		1,5 m/s - 360 N	0,5	376	170	411	203

Tableau IV.4 : Comparaison entre les températures mesurées par thermocouple et les températures déduites des filiations de dureté.

3.3 Extrapolation en surface de la température

Nous présentons ici une méthode associée au modèle de l'ailette à géométrie finie, qui permet l'extrapolation en surface d'une température mesurée à une certaine distance sous la surface de frottement. En assimilant le pion à une ailette de diamètre $2R$ et de longueur L , on peut déterminer la température de surface (équation 27 chapitre I) connaissant les variables d'essai (μ , F , v et α). Le principal problème réside dans l'évaluation du coefficient d'échange de paroi h .

Pour des cas classiques de convection entre un fluide (air, eau) et un solide, il est possible de caractériser l'écoulement autour du profil de l'ailette et de calculer le coefficient de convection [Kreith 86]. Malheureusement cela n'est pas le cas ici puisque le pion (ailette) est tenu dans son logement (alésage) sur la quasi totalité de sa longueur. Il s'ensuit que l'échange entre le pion et le milieu extérieur se compose en réalité, de convection dans la partie basse, mais surtout de conduction dans l'espace interstitiel entre le pion et le mandrin. Ainsi, l'échange thermique se fait au travers d'une résistance thermique de paroi, dont l'inverse, c'est-à-dire la conductance h , représente le coefficient d'échange de paroi. Ce coefficient ne peut être déterminé

simplement par manque d'information dans la littérature. Nous présentons dans le paragraphe qui suit deux méthodes d'évaluation à partir de mesures expérimentales.

La condition aux limites (équation 26, chapitre I) stipule que le flux thermique Φ_1 entrant par la face frottante du pion est égal au flux dissipé à travers la paroi latérale et la face opposée à la surface frottante, soit :

$$\Phi_1 = \alpha \mu F v = 2 \pi R h \int_0^L (T_x - T_0) dx + h \pi R^2 (T_L - T_0) \quad (52)$$

d'où,

$$h = \frac{\Phi_1}{2 \pi R \int_0^L (T_x - T_0) dx + \pi R^2 (T_L - T_0)} \quad (53)$$

Deux options s'offrent à nous pour évaluer la valeur de l'intégrale. La première consiste à déterminer à partir des filiations de dureté le gradient de température, puis à ajuster la courbe à une loi empirique, pour enfin calculer analytiquement la valeur de cette intégrale. La seconde considère la température du pion T_x comme uniforme sur la longueur L et égale à une température moyenne T_{moy} qu'il reste alors à évaluer. Une méthode itérative ayant pour point de départ les mesures de température par thermocouple est présentée.

3.3.1 Evaluation analytique de h

Les filiations de dureté donnent expérimentalement une allure du gradient de température pour x variant de 0 à L (§ 3.1). La loi d'évolution de la température sous la surface de frottement a une forme exponentielle du type $T_x = a + b \exp(-kx)$ où a , b , et k sont des coefficients à déterminer. Ainsi l'intégrale de l'équation 53 s'écrit :

$$I = \int_0^L (T_x - T_0) dx = \int_0^L (a + b \exp(-kx) - T_0) dx \quad (54)$$

soit :

$$I = (a - T_0) L + \frac{b}{k} (1 - \exp(-kL)) \quad (55)$$

et

$$h = \frac{\alpha \mu F v}{2 \pi R \left[(a - T_0) L + \frac{b}{k} (1 - \exp(-kL)) \right] + \pi R^2 (T_L - T_0)} \quad (56)$$

L'identification des coefficients (a , b , k) de la loi exponentielle a été faite, en minimisant l'écart par rapport aux données expérimentales et en imposant l'égalité des températures limites pour $x = 0$ et $x = L$. L'allure de ces courbes est présenté sur la figure IV.10 sous l'étiquette « Temp. approchée » (courbes en tiretés).

Le tableau IV.5 présente pour 5 essais, les valeurs des coefficients a, b, k ainsi que le coefficient d'échange h et la température de surface correspondante T_{surf} . Ces différents calculs demandent de connaître le coefficient de partage du flux α . Nous avons opté pour un coefficient fonction des conductivités thermiques (équation 2, chapitre I).

essai N°	Couple	v (m/s)	F (N)	T_L (°C)	a	b	k	h	T_{surf} (°C)
23	100C6-	1,5	108	120	125	310	450	780	342
59	A99,7	1,5	180	144	163	335	600	721	401
52		1,5	360	241	250	432	504	819	668
69	100C6-	1,5	180	140	147	153	393	350	265
68	WC.Co	1,5	360	203	175	368	400	578	433

Tableau IV.5 : Détermination du coefficient d'échange de paroi h et de la température de surface T_{surf} qui en découle (équation 27 chapitre I).

3.3.2 Evaluation itérative de h

Pour une partie de nos essais il est impossible de déterminer expérimentalement le gradient de température à l'intérieur du pion, et la méthode précédente ne peut plus être appliquée.

La méthode que nous présentons ici permet de calculer le coefficient d'échange h en considérant une température moyenne T_{moy} uniforme sur la longueur L du pion qu'il faut évaluer. Cette approximation permet de reformuler l'expression 52 comme suit :

$$\alpha \mu F v = 2 \pi R h (T_{moy} - T_0) L + \pi R^2 h (T_L - T_0) \quad (57)$$

d'où :

$$h = \frac{\alpha \mu F v}{2 \pi R L (T_{moy} - T_0) + \pi R^2 (T_L - T_0)} \quad (58)$$

Connaissant la température T_x à une distance x sous la surface de frottement et la température T_L sur la face arrière du pion, on peut déterminer une température moyenne initiale T_{moy0} affectés à la longueur de pion (L-x). On peut alors évaluer h à l'aide de la relation 58. Déplaçons nous maintenant d'un incrément Δx ($\Delta x \ll x$) vers la surface frottante et calculons la température $T_1 = T_{x-\Delta x}$ (équation 27, chapitre I). Cette température T_1 est affectée à la longueur de pion Δx et il devient possible de réévaluer la température moyenne par le calcul suivant : $T_{moy1} = [(L-x)T_0 + \Delta x T_1] / ((L-x) + \Delta x)$. Ainsi, après i incréments, la température moyenne est

égale à la somme des températures T_i pondérées par les longueurs Δx . On renouvelle le processus jusqu'à atteindre la surface soit $x = 0$, à laquelle correspond la température de surface T_{surf} . L'ensemble du processus est décrit par les figures IV.12a et b.

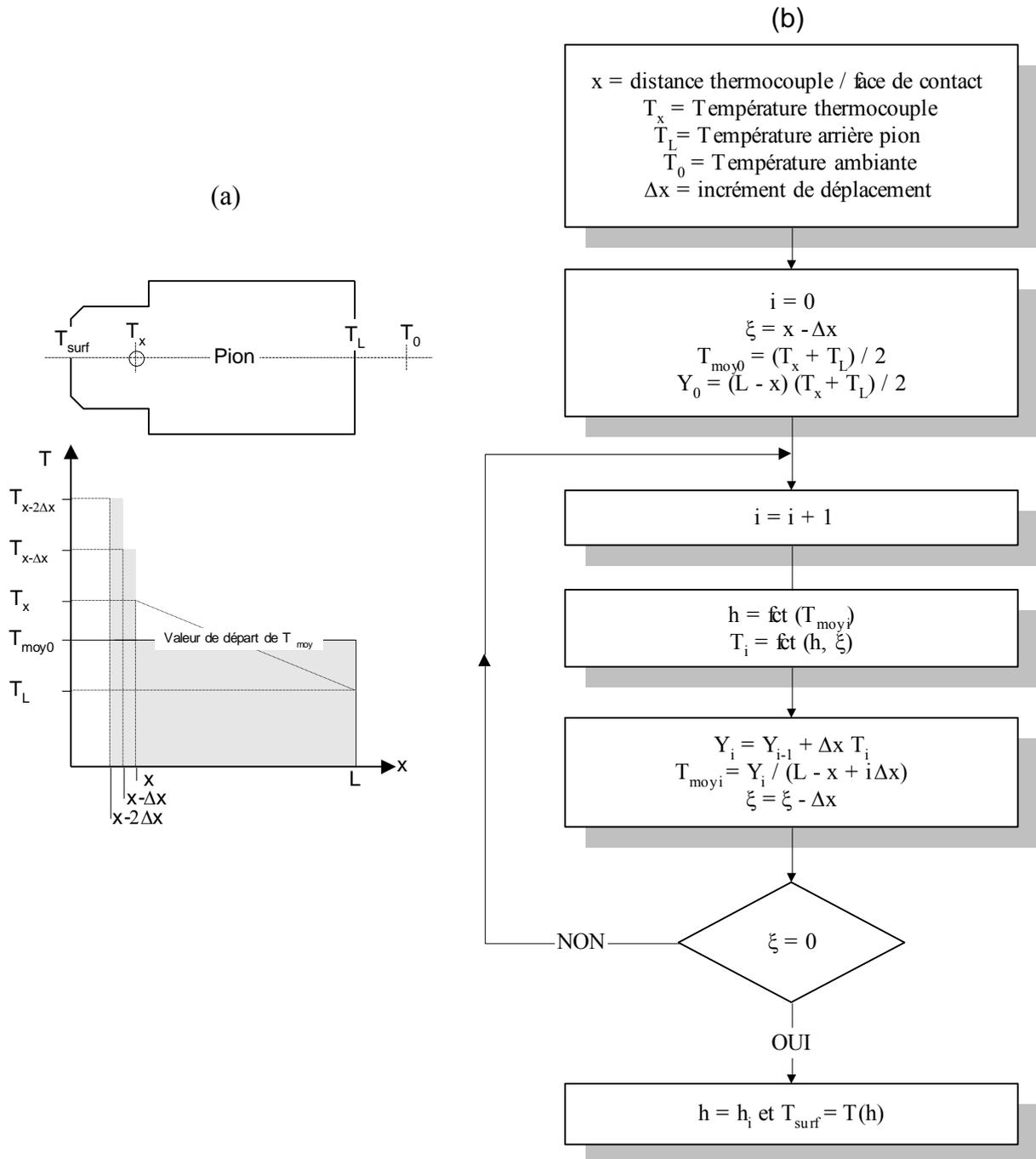


Figure IV.12 : (a) Localisation des différentes températures sur l'axe du pion, et visualisation du schéma itératif permettant la détermination du coefficient d'échange h .

(b) Algorithme de programmation de calcul de h et de la température de surface T_{surf} .

La programmation a été faite sous MATLAB™. Le contrôle et l'évaluation de cette technique d'extrapolation ont été conduits à partir de l'étude d'un cas test concernant une ailette à géométrie finie répondant aux hypothèses du modèle. Une bonne adéquation entre le modèle analytique et la valeur extrapolée a été observée dans le cas nous concernant.

Notons que pour un fort gradient de température, et une température sur la face arrière T_L proche de la température ambiante, l'approximation n'est pas correcte. En effet, pour une longueur d'ailette ou de pion ($L-x$), on suppose que l'évolution de la température est linéaire ($T_{moy0} = 0,5 (T_x + T_L)$). L'extrapolation n'est valable que pour les cas où cette approximation entre T_x et T_L n'est pas trop pénalisante. Une rapide étude permet de constater que lorsque T_L est de l'ordre de la moitié de T_x avec $T_0 \approx 20^\circ\text{C}$ l'approximation est correcte. L'extrapolation de la mesure donne pour ce cas une erreur relative de l'ordre de 3 %.

Le tableau IV.6 présente pour les différents couples instrumentés, les températures mesurées par thermocouple T_x et T_L , le coefficient de transfert de paroi h calculé par la méthode itérative et enfin, la température de surface du pion T_{surf} , calculée pour les différents essais par extrapolation des mesures expérimentale T_x et T_L .

Pour les essais à 20°C avec des couples non instrumentés, c'est-à-dire dont le pion est en alumine ou en carbure de tungstène, l'enregistrement de la température à l'arrière du pion à tout de même été effectué. Les différentes valeurs fonctions de la charge et de la vitesse sont présentées en fin de chapitre dans les tableaux IV.11a, b, c, d et e.

N°	Couple	Conditions frottement	Thermocouple		Méthode itérative	
			T_x (°C)	T_L (°C)	h	T_{surf} (°C)
5	100C6- A99,7	0,5 m/s - 36 N	85	43	521	100
4		1 m/s - 36 N	124	62	720	177
23		1,5 m/s - 108 N	247	120	673	369
59		1,5 m/s - 180 N	288	144	640	427
52		1,5 m/s - 360 N	490	241	657	752
75	100C6-	1,5 m/s - 72 N	172	85	388	200
69	WC.Co	1,5 m/s - 180 N	264	140	293	295
68		1,5 m/s - 360 N	411	203	418	521

Tableau IV.6 : Paramètres expérimentaux et température extrapolée en surface (T_{surf}), pour les couples 100C6-alumine 99,7 et 100C6-WC.Co.

3.3.3 Analyse et comparaison

Le tableau IV.7 présente les résultats de température de surface obtenus d'une part, par identification d'une courbe expérimentale de température (méthode analytique) et d'autre part, à partir de deux mesures expérimentales (méthode itérative). En prenant comme référence les températures de surface déterminées à partir des filiations de dureté nous constatons que l'écart relatif maximum avec les températures calculées est obtenu pour la méthode analytique. La méthode itérative ayant pour avantage supplémentaire de nécessiter moins de données expérimentales, ces résultats seront conservés pour l'élaboration des cartes de températures.

N°	Couple	Conditions	Filiation	Méthode analytique		Méthode itérative	
			T _{surf} (°C)	T _{surf} (°C)	Erreur relative	T _{surf} (°C)	Erreur relative
5	100C6- A99,7	0,5 m/s - 36 N	-	-	-	100	-
4		1 m/s - 36 N	-	-	-	177	-
23		1,5 m/s - 108 N	432	342	21 %	369	15 %
59		1,5 m/s - 180 N	492	401	19 %	427	13 %
52		1,5 m/s - 360 N	674	668	1 %	752	12 %
75	100C6-	1,5 m/s - 72 N	-	-	-	200	-
69	WC.Co	1,5 m/s - 180 N	298	265	11 %	295	1 %
68		1,5 m/s - 360 N	537	433	19 %	521	3 %

Tableau IV.7 : Comparaison entre les températures de surface calculées et les températures issues des filiations de dureté.

Plusieurs raisons peuvent expliquer les écarts entre les différents résultats. Tout d'abord les approximations faites lors de l'utilisation du modèle de l'ailette dont les hypothèses ne correspondent pas parfaitement à notre montage expérimental (rapport L/D faible, changement de section négligé). Il faut noter aussi que la distance du thermocouple à la surface de frottement est connue avec une incertitude relative assez importante (\pm le rayon du trou de passage du thermocouple, soit 0,4 mm) qui peut influencer sur la valeur de la température calculée.

Cet écart de position du thermocouple peut engendrer une incertitude relative sur la température mesurée pouvant atteindre environ 20 % (essai 52) : l'incertitude calculée pour la température extrapolée en surface est alors de l'ordre de 8 % (essai 52 : 752 ± 29). En revanche, le modèle de l'ailette appliquée au pion (méthode itérative) ne fait pas apparaître une forte

sensibilité à la position du thermocouple, en raison des différentes approximations faites pour pouvoir appliquer ce modèle.

Les filiations de dureté ne sont, elles aussi, pas exemptes d'imprécisions, et l'écaillage en surface peut modifier les valeurs des duretés et engendrer une sous-évaluation de la température.

4. ELABORATION DES CARTES DE TEMPÉRATURES

4.1 Ajustement du modèle

Les caractéristiques physiques, mécaniques et thermiques des matériaux utilisés lors de la programmation du modèle sont présentées dans le chapitre III. Le tableau IV.8 résume les différentes expressions nécessaires à l'élaboration de notre modèle.

Température moyenne	Température éclair
$T_b - T_0 = \frac{\mu F v}{A_n} \left[\frac{\lambda_1}{l_{1b}} + \frac{\lambda_2}{l_{2b}} \right]^{-1} \text{ avec}$ $l_{1b} = l_{pb} + l_{mb1} \left(\frac{\lambda_1 A_n}{\lambda_3 A_m} \right) \text{ et } l_{2b} = l_{db} + l_{mb2} \left(\frac{\lambda_2 A_n}{\lambda_3 A_m} \right)$ <p style="text-align: center;">composées de :</p> $l_{pb} = l_{o1} + l_{11} \frac{A_n}{A_1} + \frac{\lambda_1 A_n}{h_{c1} A_{c1}} \text{ et } l_{db} = \frac{l_{12} A_n}{\pi R_{21}^2} + \frac{\lambda_2 A_n}{h_{c2} A_{c2}}$ $l_{mb1} = \frac{1}{\omega_1} \left(\frac{\lambda_3 \omega_1 \text{ch}(\omega_1 L_1) + h_{sup} \text{sh}(\omega_1 L_1)}{\lambda_3 \omega_1 \text{sh}(\omega_1 L_1) + h_{sup} \text{ch}(\omega_1 L_1)} \right)$ $l_{mb2} = \frac{1}{\omega_2} \left(\frac{\lambda_3 \omega_2 \text{ch}(\omega_2 L_2) + h_{inf} \text{sh}(\omega_2 L_2)}{\lambda_3 \omega_2 \text{sh}(\omega_2 L_2) + h_{inf} \text{ch}(\omega_2 L_2)} \right)$	$T_f - T_b = \frac{\mu F v}{A_r} \left[\frac{\lambda_1}{l_{1f}} + \frac{\lambda_2}{l_{2f}} \right]^{-1} \text{ avec}$ $A_r = \frac{F \sqrt{1 + 12 \mu^2}}{H_0} \text{ et } \Psi = \frac{v r_j}{2 a_2}$ $l_{1f} = \frac{\pi r_j}{4}$ $l_{2f} = \begin{cases} \frac{\pi r_j}{4} & \Psi \leq 0,1 \\ \frac{\pi r_j}{4} * B_L & 0,1 < \Psi < 5 \\ 0,31 \pi r_j \left(\frac{a_2}{v r_j} \right)^{0,5} & \Psi \geq 5 \end{cases}$

Tableau IV.8 : Paramètres du modèle thermique.

Comme nous pouvons le remarquer les paramètres h_{c1} , h_{c2} , h_{sup} et h_{inf} ont un sens physique (coefficients d'échange). Par conséquent, si l'on peut les déterminer exactement aucun ajustement du modèle n'est nécessaire. Ainsi, la première opération réalisée a été de calculer les valeurs des paramètres de convection h_{inf} et h_{sup} à partir de la caractérisation de l'écoulement

autour des mandrins (Cf. annexe 4). Les coefficients d'échange de paroi h_{c1} et h_{c2} sont en revanche plus délicats à déterminer. En effet, les résistances thermiques d'interface pion-mandrin et disque-mandrin varient en fonction de nombreux paramètres : nature des matériaux en contact, rugosité et degré d'oxydation des surfaces, pression de contact. La littérature ne propose aucun paramètre correspondant exactement à nos différents couples de matériaux (acier/base nickel Adnic56D, alumine/Adnic56D ou WC.Co/Adnic56D). Une tentative d'évaluation a néanmoins été faite (Cf. annexe 5) et les valeurs retenues pour les coefficients d'échange sont les suivantes :

$$h_{c1} = 700 \text{ W/m}^2.\text{K} ; \quad h_{c2} = 1600 \text{ W/m}^2.\text{K} ; \quad h_{\text{sup}} = 5,5 \text{ W/m}^2.\text{K} ; \quad h_{\text{inf}} = 11 \text{ W/m}^2.\text{K}$$

Remarquons que h_{c1} est du même ordre de grandeur que celui du coefficient h précédemment calculé.

En raison de la précision insuffisante des calculs, les cartes de température programmées avec ces valeurs ne donnaient pas de résultats entièrement satisfaisants. Nous avons donc été obligés d'introduire deux coefficients correcteurs K_1 et K_2 permettant d'ajuster les valeurs numériques des longueurs de diffusion. Ainsi,

$$l_{1b} = l_{pb} + \left(\frac{\lambda_1 A_n}{\lambda_3 A_m} \right) l_{mb1} K_1 \quad \text{et} \quad l_{2b} = l_{db} + \left(\frac{\lambda_2 A_n}{\lambda_3 A_m} \right) l_{mb2} K_2 \quad (59)$$

L'ajustement a été fait pour le couple 100C6-alumine au moyen de l'essai 52 dont la température moyenne extrapolée en surface est de 752°C et pour le couple 100C6-WC.Co au moyen de l'essai 68 où la température moyenne extrapolée en surface est de 521°C (Tableau IV.9).

Essai N°	Couple	$T_{\text{surf}} = T_b$ (°C)	K_1	K_2
52	100C6-Alumine	752	0,500	0,641
68	100C6-WC.Co	521	0,500	0,297

Tableau IV.9 : Valeurs des coefficients d'ajustements K_1 et K_2 pour les différents couples.

4.2 Tracé des cartes

Le modèle entièrement programmée sur MATLAB™ permet l'élaboration des cartes de température. Une version du programme est présenté en annexe 6 où l'on trouve en début de listing toutes les données numériques des paramètres géométriques nécessaires au calcul.

Rappelons qu'une carte donne les températures moyennes et éclairs pour différentes valeurs d'effort et de vitesse adimensionnés et pour une **unique valeur** du coefficient de frottement.

Le tableau IV.10 permet de comparer la valeur de la température moyenne extrapolée en surface T_{surf} avec celle calculée au moyen de notre modèle T_b , pour les différents couples expérimentaux. Nous observons que l'écart relatif entre ces températures augmente quand la température mesurée décroît. Cela peut être dû au fait que pour les faibles charges l'hypothèse de contact parfait commence à être pénalisante pour le modèle. Pour les couples 100C6-WC.Co, on observe un écart assez important de 19 % pour l'essai 52. L'avant dernière colonne tableau IV.10, présente les températures éclairs T_f associées aux températures moyennes calculées.

Essai N°	Couple	T_{surf} (°C)	T_b cartes (°C)	T_f cartes (°C)	$(T_b - T_{surf}) / T_{surf} - (\%)$
5	100C6 / A99,7	100	90	258	10
4		177	185	511	4,5
23		369	374	797	1,4
59		427	421	807	1,4
52		752	752	1126	0
75	100C6 / WC.Co	200	192	397	4
69		295	239	416	19
68		521	52	706	0

Tableau IV.10 : Températures moyennes extrapolées en surface T_{surf} , températures moyennes et éclairs issues de la modélisation T_b , T_f et écarts relatifs entre les valeurs moyennes T_{surf} et T_b .

Les cartes des figures IV.13 et IV.14 concernent respectivement le frottement 100C6- Al_2O_3 (essai 52) et 100C6-WC.Co (essai 68). Le coefficient de frottement a été pris égal à la valeur moyenne obtenue pour ces essais soit respectivement 0,385 et 0,455. Les points repérés sur les cartes représentent les valeurs expérimentales.

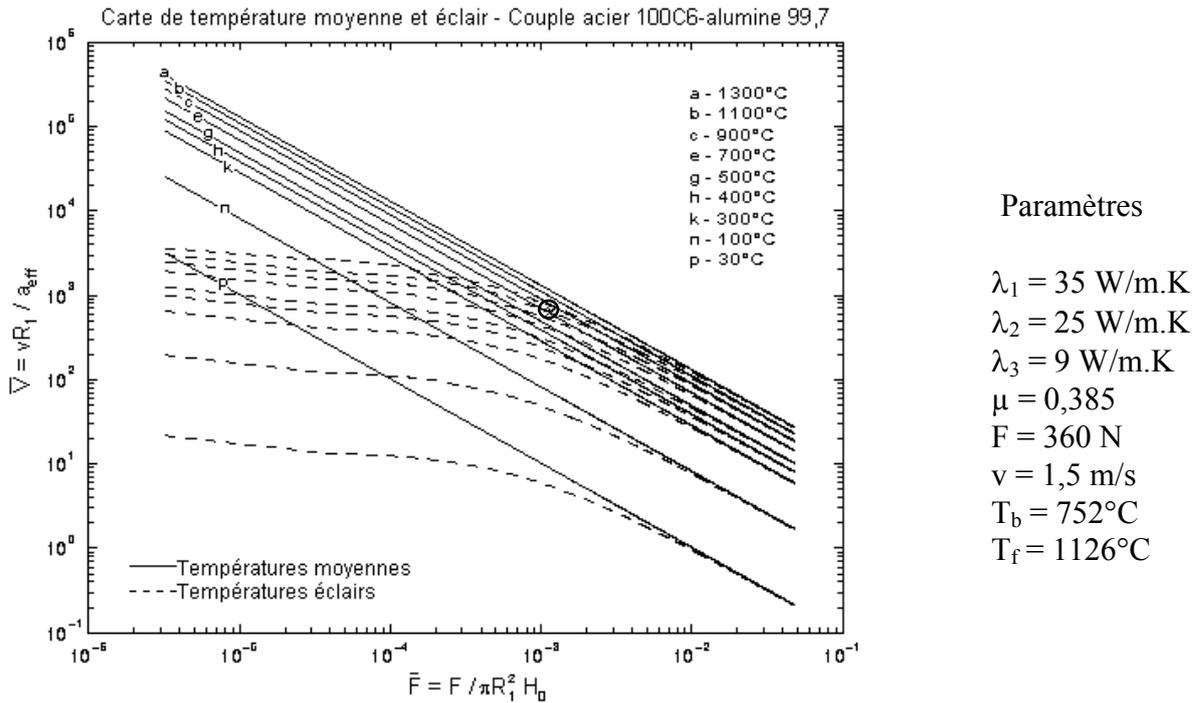


Figure IV.13 : Carte de température pour le couple 100C6-alumine 99,7 (essai 52).

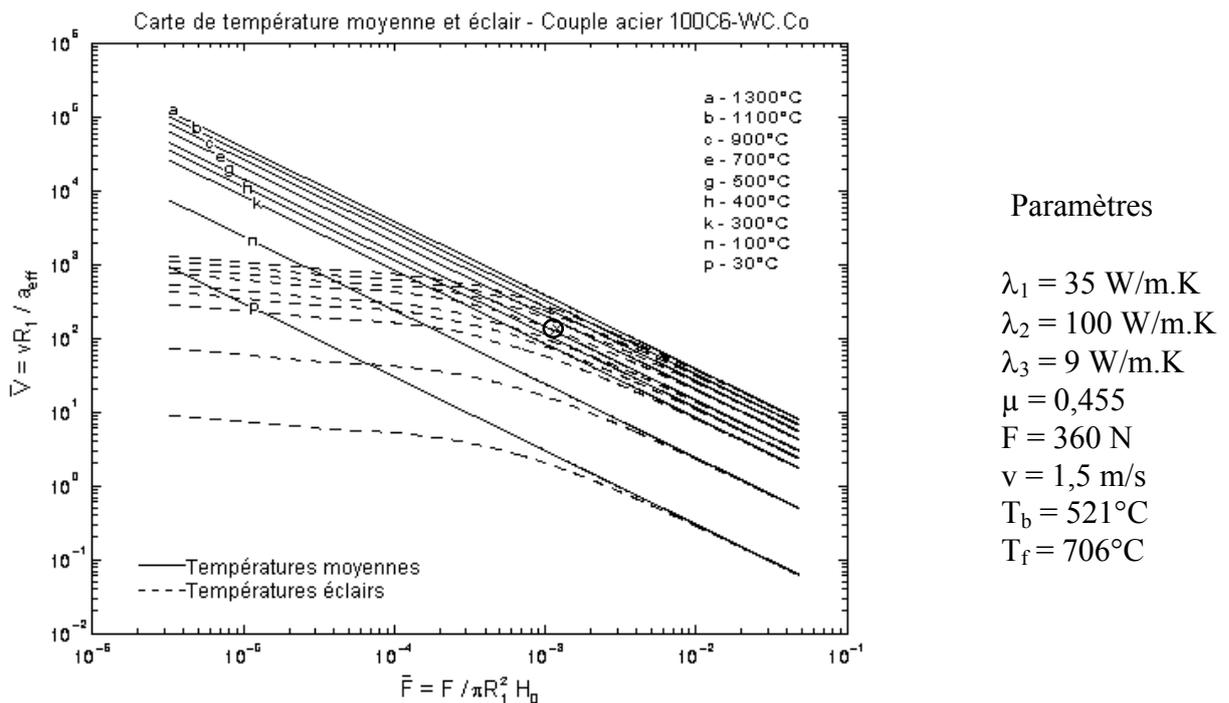


Figure IV.14 : Carte de température pour le couple 100C6-WC.Co (essai 68).

L'intérêt du modèle thermique est de pouvoir découpler les paramètres matériaux des paramètres environnement pour le calcul des températures de frottement. Cet objectif n'a pas été entièrement atteint, puisque nous avons dû introduire deux coefficients correcteurs et les ajuster

aux deux couples étudiés. Ainsi, s'est posé le problème de l'extension de notre modèle à des couples de matériaux pour lesquels nous ne disposons pas de données expérimentales pour vérifier le calage du modèle.

Néanmoins, le prolongement du modèle à nos différents couples a été fait en prenant comme coefficients d'ajustement les coefficients des couples dont le disque est constitué du même matériau. Ce choix se justifie par le fait qu'à vitesse élevée la majeure partie du flux thermique s'écoule préférentiellement vers la partie mobile, c'est-à-dire le disque [Bardon 94]. Ainsi, les cartes de températures pour les couples $Al_2O_3-Al_2O_3$ et $WC.Co-Al_2O_3$ ont été tracés avec les mêmes coefficients d'ajustement que pour les couples 100C6- Al_2O_3 (Figure IV.15). De même pour éditer les cartes de températures des couples homogènes $WC.Co-WC.Co$ nous avons pris les coefficients des couples 100C6- $WC.Co$ (Figure IV.16).

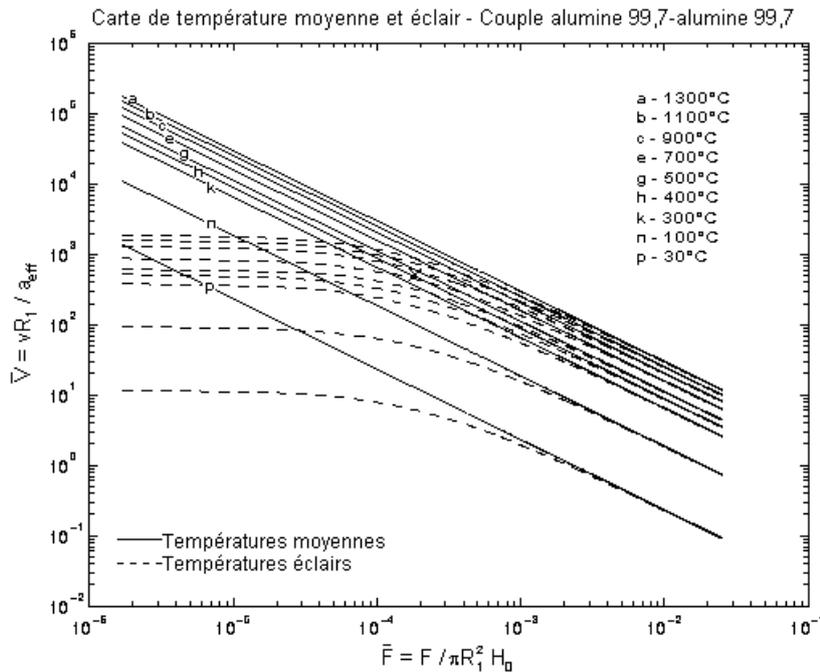


Figure IV.15 : Carte de température en couple homogène $Al_2O_3-Al_2O_3$ (essai 13, $\mu = 1,02$).

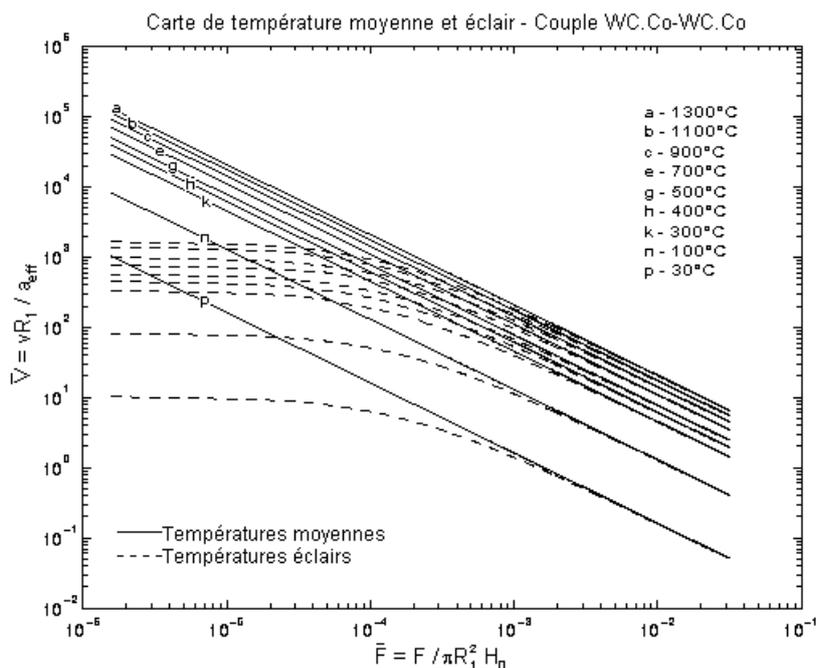


Figure IV.16 : Carte de température en couple homogène WC.Co-WC.Co (essai 34, $\mu = 0,526$).

Les tableaux qui suivent regroupent les résultats de températures moyennes et éclairs associés aux différents essais pour les couples alumine 99,7-alumine 99,7, alumine 99,7-alumine 94, WC.Co-WC.Co, WC.Co-alumine 99,7 et WC.Co-alumine 94. On trouve de plus dans ces tableaux, pour les essais effectués à température ambiante, la valeur de la température à l'arrière du pion T_L .

(a) - Couples alumine 99,7-alumine 99,7							
Essai N°	Température (°C)	Vitesse (m/s)	Charge (N)	μ moyen	T_L (°C)	T_b (°C)	T_f (°C)
8	20	0,5	36	0,76	30	70	263
10	20	0,5	72	0,53	39	91	271
12	20	0,5	108	0,77	74	174	366
9	20	1	36	1,00	74	153	548
11	20	1	72	1,16	94	329	728
13	20	1	108	1,02	108	427	823
14	800	0,5	36	0,79	-	853	1046
16	800	0,5	72	0,46	-	861	1035
18	800	0,5	108	0,61	-	922	1108
15	800	1	36	0,51	-	868	1226
17	800	1	72	0,57	-	952	1319
19	800	1	108	0,48	-	992	1344

Evaluation des températures de contact

(b) - Couples alumine 99,7-alumine 94							
Essai N°	Température (°C)	Vitesse (m/s)	Charge (N)	μ moyen	T _L (°C)	T _b (°C)	T _f (°C)
24	20	1	11	1,49	33	81	538
20	20	1	36	0,97	62	150	597
25	800	1	11	0,95	-	839	1285
21	800	1	36	0,80	-	907	1346

(c) - Couples WC.Co-WC.Co							
Essai N°	Température (°C)	Vitesse (m/s)	Charge (N)	μ moyen	T _L (°C)	T _b (°C)	T _f (°C)
26	20	1	108	1,03	178	231	340
28	20	1	182	0,95	213	349	457
29	20	1	360	0,69	272	492	597
31	20	1	540	0,64	332	675	778
34	20	1	810	0,53	377	830	930
27	600	1	108	0,75	-	754	860
30	600	1	182	0,69	-	839	943
32	600	1	360	0,52	-	958	1057
33	600	1	540	0,49	-	1107	1205
38	600	1	810	0,41	-	1225	1318
41	20	0,5	540	0,86	269	459	513
42	20	1,5	540	0,53	354	839	977
43	600	0,5	540	0,61	-	913	964
40	600	1,5	540	0,40	-	1221	1348

(d) - Couples WC.Co-alumine 99,7							
Essai N°	Température (°C)	Vitesse (m/s)	Charge (N)	μ moyen	T _L (°C)	T _b (°C)	T _f (°C)
44	20	1	72	0,18	79	61	154
45	20	1	180	0,71	221	420	581
46	20	1	360	0,59	298	684	841
48	20	1	540	0,54	328	926	1080
50	20	1	810	0,48	450	1235	1384
36	600	1	72	0,92	-	807	973
47	600	1	180	0,62	-	951	1109
49	600	1	360	0,50	-	1160	1311
51	600	1	540	0,40	-	1276	1418
60	20	0,5	360	0,82	231	482	564
64	20	1,5	360	0,54	349	940	1166
62	600	0,5	360	0,56	-	917	994
65	600	1,5	360	0,36	-	1207	1407

(e) - Couples WC.Co-alumine 94							
Essai N°	Température (°C)	Vitesse (m/s)	Charge (N)	μ moyen	T_L (°C)	T_b (°C)	T_f (°C)
55	20	1	72	0,19	70	62	161
53	20	1	180	0,52	161	318	479
54	20	1	360	0,42	307	498	649
56	600	1	72	0,75	-	771	942
57	600	1	180	0,53	-	900	1061
58	600	1	360	0,47	-	1130	1286
61	20	0,5	180	0,43	146	143	221
66	20	1,5	180	0,55	251	391	614
63	600	0,5	180	0,44	-	755	838
67	600	1,5	180	0,48	-	1009	1237

Tableau IV.11 : Températures moyennes T_b , éclairs T_f , et températures mesurées à l'arrière du contact T_L , associées aux différents essais pour les couples, (a) alumine 99,7-alumine 99,7, (b) alumine 99,7-alumine 94, (c) WC.Co-WC.Co, (d) WC.Co-alumine 99,7, (e) WC.Co-alumine 94.

4.3 Commentaires

La forme des isothermes obtenues dans cette étude est similaire à celles obtenues par Y, Wang. En particulier, le graphe des températures moyennes est situé au dessus du réseaux de courbes des températures éclairs. Ainsi, pour une charge donnée, il faut une vitesse de glissement plus élevée pour obtenir $T_b = 100^\circ\text{C}$ que pour obtenir $T_f = 100^\circ\text{C}$ en raison de la différence de taille entre A_n et A_r . En effet, si $A_r \ll A_n$, la pression au niveau des aspérités est très importante et pour un même flux $\Phi = \mu Fv$, la densité de flux pénétrant à travers la surface réelle A_r est beaucoup plus élevée que celle entrant à travers la surface nominale A_n . Par conséquent, pour une même charge et une même vitesse, T_f sera plus importante que T_b ,

La température éclair est égale à la somme de la température moyenne et de l'élévation de température au sommet des aspérités. En fait, la température éclair maximale est atteinte quand la température moyenne devient stationnaire, ce qui justifie le fait d'avoir considéré un régime non transitoire.

Enfin, pour des efforts très importants, les isothermes T_b et T_f se rejoignent. En effet, dans l'expression de r_j (rayon de jonction), si $F = F_s$ alors $A_r = A_n$, ainsi la température éclair ou température de la surface réelle de contact est égale à la température moyenne, température de la surface nominale.

DISCONTINUITÉ DE COMPORTEMENT EN FROTTEMENT ET USURE DE L'ALUMINE

Ce chapitre regroupe un ensemble de résultats expérimentaux concernant le comportement tribologique de l'alumine dans l'air en fonction de la charge appliquée, de la vitesse de glissement et de la température. La première partie présente le frottement homogène alumine 99,7-alumine 99,7 et s'attache plus particulièrement aux rôles respectifs de la température de l'essai et celle générée par le frottement. La deuxième partie, analyse l'influence de la nature des matériaux en opérant d'abord un changement de pureté de l'alumine (couples non homogènes alumine 99,7-alumine 94) pour finir avec le frottement acier 100C6-alumine 99,7. Tout au long de l'étude, l'analyse des mécanismes de dégradation observés pour les différents couples s'appuie sur l'identification des mécanismes d'accommodation de vitesse afin de préciser les enchaînements ayant conduit aux différents comportements observés.

1. INFLUENCE DE LA TEMPÉRATURE EN COUPLE HOMOGENE

Pour cette première série d'essais, l'alumine 99,7 a frotté face à elle-même, à 20 et 800°C, pour des vitesses de 0,5 et 1 m/s et des charges de 36, 72 et 108 N.

1.1 Allures générales des courbes de frottement et d'usure

La plupart des travaux concernant l'usure de matériaux et en particulier celle des céramiques considèrent l'usure comme constante et linéaire tout au long de l'essai. En fait, ce comportement régulier n'est pas un phénomène si fréquent et l'ensemble des résultats obtenus dans cette étude montre que plusieurs périodes se succèdent au cours du temps (Figure V.1).

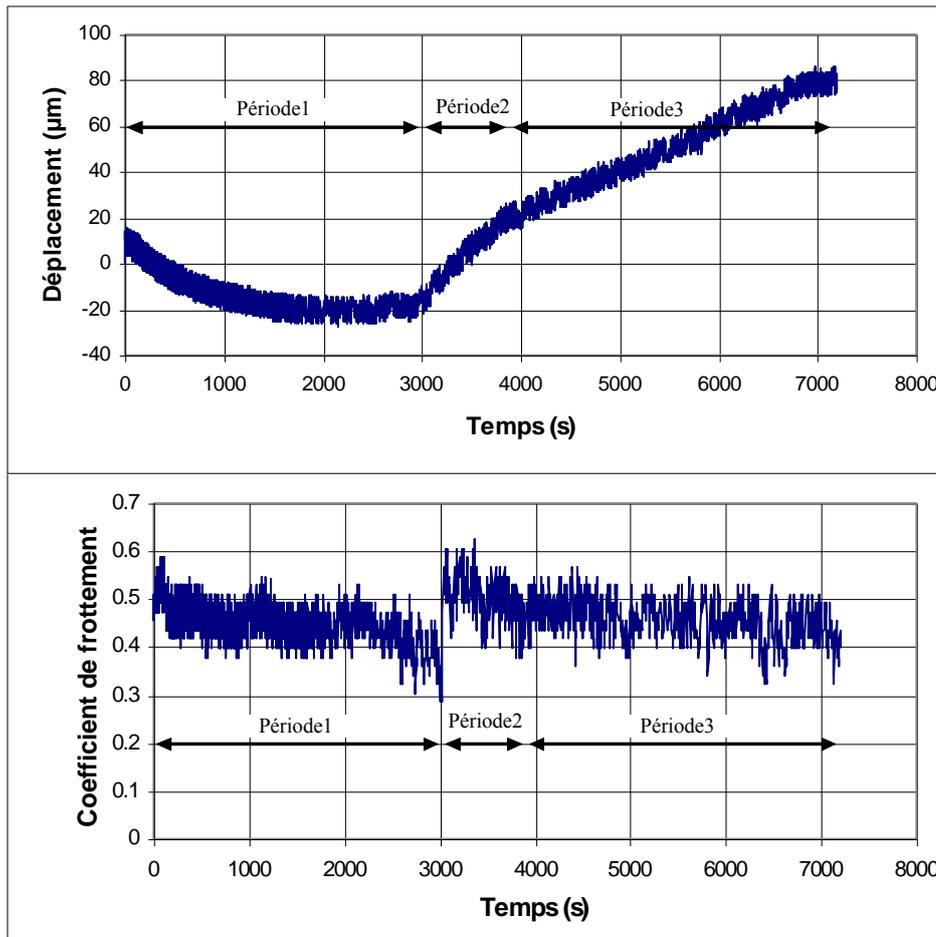


Figure V.1 : Frottement alumine 99,7 %-alumine 99,7 % (essai 16 : 800°C, 0,5 m/s, 72 N).

- La **première période** correspond au début du glissement. Elle est caractérisée par un régime de dégradation extrêmement réduit et négligeable devant les phénomènes de dilatation liés au montage. Ce régime de frottement se traduit par une courbe caractérisée par une portion d'exponentielle décroissante. En effet, comme la disposition du capteur de déplacement sur le tribomètre entraîne une mesure cumulative des effets antagonistes de la dilatation du montage et de l'usure des matériaux, lorsque l'usure est nulle ou négligeable, les courbes de déplacement visualisent un phénomène transitoire de dilatation des lignes de montage ayant pour unique origine l'apport thermique dû au frottement.
- La **deuxième période** se traduit par l'apparition bien marquée d'un premier régime de dégradation des matériaux. L'effet de la dilatation devient faible (régime permanent) et la courbe de déplacement peut être identifiée à une courbe d'usure. Il s'agit d'un régime régulier correspondant à une croissance linéaire du déplacement en fonction du temps de glissement. Les

valeurs du coefficient de frottement observées au cours de cette période présentent généralement de fortes instabilités.

- La **troisième période** marque l'établissement d'un nouveau régime de dégradation. Ce changement de régime correspond à une diminution de la pente sur la courbe de déplacement. L'évolution concomitante du coefficient de frottement est peu marquée.

Le comportement associée aux périodes 2 et 3 se définit donc essentiellement par **une réduction ou une intensification différée des mécanismes activées dans le contact**. Enfin, les trois périodes précédemment décrites ne sont pas systématiquement observées. Quelques essais ne présentent que la période 1, d'autres que les périodes 2 et 3.

1.2 Paramètres d'usure

L'examen des paramètres d'usure est d'abord abordé en considérant les taux d'usure globaux, autrement dit ceux ne tenant pas compte des régimes successifs de dégradation subis par les matériaux. Bien qu'ils impliquent l'hypothèse d'une usure à taux constant pendant l'essai, les taux d'usure globaux donnent cependant une idée générale assez juste de la résistance à l'usure dans les conditions observées. Les paramètres d'usure liés à chaque période sont ensuite examinés séparément.

- **Taux d'usure globaux :**

Les taux d'usure globaux du pion (U_P) et du disque (U_D) sont rassemblés dans le tableau V.1. Leurs variations illustrent la complexité des phénomènes observés.

Pour une vitesse de glissement de 0,5 m/s à 20°C, (Figure V.2a) aucune dégradation n'est décelée pour des charges de 36 et 72 N, la dégradation ne débute qu'à 108 N avec un taux d'usure équivalent pour le pion et pour le disque. A 800°C, la dégradation est extrêmement faible à 36 N, elle devient mesurable à 72 N avec un taux d'usure global du pion nettement supérieur à celui du disque. En revanche à 108 N, la tendance s'inverse et le taux d'usure global du disque est nettement supérieur à celui du pion.

Pour une vitesse de glissement de 1 m/s, le taux d'usure global des échantillons à faible charge (36 N) sont du même ordre de grandeur à 20 et 800°C (Figure V.2b). La différence

devient marquée avec l'augmentation de la charge. A température ambiante, le taux d'usure global des antagonistes est nettement supérieur à celui obtenu à 800°C.

Essai N°	Température (°C)	Vitesse (m/s)	Charge (N)	$U_P \cdot 10^{-14}$ (m ³ /N.m)	$U_D \cdot 10^{-14}$ (m ³ /N.m)
8	20	0,5	36	0	0
10	20	0,5	72	0	0
12	20	0,5	108	3,2	3,1
9	20	1	36	7,7	2,6
11	20	1	72	22	28
13	20	1	108	22	31
14	800	0,5	36	0	0,026
16	800	0,5	72	2,3	0,67
18	800	0,5	108	2,1	9,3
15	800	1	36	2,5	1,1
17	800	1	72	7,0	2,0
19	800	1	108	7,0	1,4

Tableau V.1 : Paramètres d'usure pour le couple Al_2O_3 99,7- Al_2O_3 99,7 ;
taux d'usure global pour le pion et le disque (U_P , U_D).

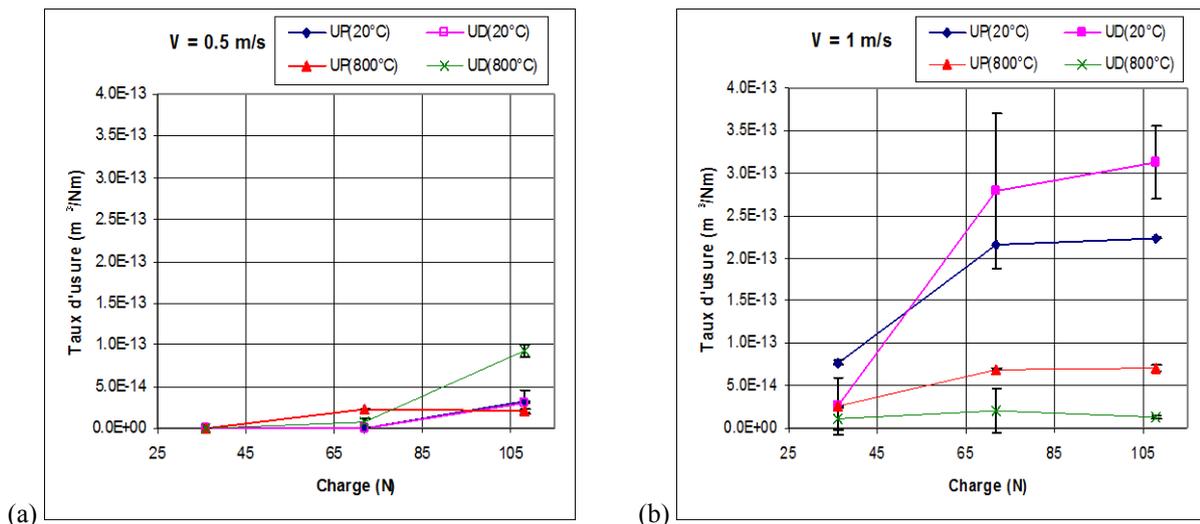


Figure V.2 : Evolution des taux d'usure globaux pour les couples Al_2O_3 99,7- Al_2O_3 99,7 ;
(a) à 0,5 m/s ; (b) à 1 m/s.

• Période 1

La première période se caractérise par une absence de dégradation sur le disque comme sur le pion. L'indicateur associé est la distance d_1 (Tableau V.2) pendant laquelle cette période est observée.

Pour une vitesse de glissement de 0,5 m/s et une charge de 36 ou 72 N, nous constatons que cette période subsiste durant tout l'essai à 20°C (3600 m soit une durée de 2 heures). Pour les

autres essais, la distance de la période de frottement sans dégradation se situe entre 1100 et 1500 m (soit des durées de 36 et 50 minutes). Généralement cette distance décroît quand la charge augmente (Figure V.3a).

Essai N°	Température (°C)	Vitesse (m/s)	Charge (N)	d ₁ (m)	d ₂ (m)	d ₃ (m)	d (m)
8	20	0,5	36	3600	-	-	3600
10	20	0,5	72	3600	-	-	3600
12	20	0,5	108	1433	1067	1100	3600
9	20	1	36	1850	0	1750	3600
11	20	1	72	180	1903	1517	3600
13	20	1	108	29	2364	1207	3600
14	800	0,5	36	1285	0	2315	3600
16	800	0,5	72	1500	500	1600	3600
18	800	0,5	108	1131	453	2016	3600
15	800	1	36	2914	330	356	3600
17	800	1	72	861	347	2392	3600
19	800	1	108	772	200	2628	3600

Tableau V.2 : Paramètres d'usure pour le couple Al_2O_3 99,7- Al_2O_3 99,7 ;
distance parcourue par les différentes périodes identifiées.

Pour une vitesse de glissement de 1 m/s, les allures des courbes à 20 et 800°C sont identiques (Figure V.4a). A 20°C, la distance de frottement sans dégradation décroît rapidement avec l'augmentation de la charge (1850 m à 36 N, 180 m à 72 N et 29 m à 108 N soit respectivement 30 minutes, 3 minutes et 50 secondes). En revanche à 800°C, la distance d₁ est toujours plus importante, l'écart restant à peu près constant et égal à 350 m (environ 6 minutes). Nous observons que mis à part l'essai à faible charge (36 N), la distance d₁ est plus courte pour une vitesse de 1 m/s que pour une vitesse de 0,5 m/s.

• Période 2

Pour la vitesse de glissement de 0,5 m/s, les valeurs restent dans l'ensemble faibles et comparables. On note cependant qu'à 800°C le taux d'usure du pion est plus élevé que celui du disque (Tableau V.3).

Pour une vitesse de glissement de 1 m/s, les taux d'usure augmentent régulièrement en fonction de la charge. Pour une température de 20°C, les taux d'usure augmentent brutalement à 72 N, celui du disque étant supérieur à celui du pion. A 800°C, le taux d'usure du pion croit progressivement en fonction de la charge et rejoint pour 108 N la valeur trouvée à 20°C. En revanche, l'augmentation du taux d'usure du disque reste très faible (Figure V.4b).

• **Période 3**

Lorsque les deux périodes d'usure existent (périodes 2 et 3), nous constatons que les taux d'usure sur la deuxième période de dégradation (période 3), sont inférieurs à ceux de la première période de dégradation (période 2).

Essai N°	Temp (°C)	Vitesse (m/s)	Charge (N)	$U_{2p} \cdot 10^{-14}$ (m ³ /N.m)	$U_{2D} \cdot 10^{-14}$ (m ³ /N.m)	$U_{3p} \cdot 10^{-14}$ (m ³ /N.m)	$U_{3D} \cdot 10^{-14}$ (m ³ /N.m)
8	20	0,5	36	-	-	-	-
10	20	0,5	72	-	-	-	-
12	20	0,5	108	6,1	6,0	4,5	4,4
9	20	1	36	-	-	16	5,4
11	20	1	72	28	36	17	22
13	20	1	108	28	39	12	17
14	800	0,5	36	-	-	-	0,041
16	800	0,5	72	6,3	1,9	3,1	0,92
18	800	0,5	108	6,3	2,8	2,3	1,0
15	800	1	36	4,4	2,0	22	9,6
17	800	1	72	15	4,5	8,2	2,4
19	800	1	108	28	5,3	7,5	1,5

Tableau V.3 : Paramètres d'usure pour le couple Al_2O_3 99,7- Al_2O_3 99,7 ; taux d'usure pour le pion et le disque sur les périodes 2 et 3 (U_{2p} , U_{2D} , U_{3p} , U_{3D}).

Pour une vitesse de 0,5 m/s, les valeurs des taux d'usure sur la période 3 sont toujours assez faibles. A 800°C, comme dans le cas de la période 2, le taux d'usure du pion est supérieur au taux d'usure du disque (Figure V.3c).

A 1 m/s, les taux d'usure sont nettement plus élevés qu'à 0,5 m/s (Tableau V.3). En revanche à 800°C on constate, contrairement à la période 2, que les taux d'usure diminuent constamment avec la charge (Figure V.4c).

• **Synthèse**

Les paramètres d'usure globaux montrent que pour une vitesse de 0,5 m/s, le couple de frottement se comporte mieux à température ambiante qu'à 800°C. A 1 m/s, on constate nettement le phénomène inverse où l'augmentation de la charge à 20°C se traduit par une brutale augmentation de l'usure.

Dans l'ensemble, l'analyse spécifique des périodes 1, 2 et 3 révèle de multiples inversions de phénomènes vis-à-vis de la charge appliquée, de la température et du comportement entre pion et disque. Cependant on retrouve les tendances observées pour les taux d'usure globaux : le

meilleur comportement du couple alumine-alumine à haute pureté à 0,5 m/s est obtenu à 20°C spécialement pour les faibles charges (36 et 72 N) alors qu'à 1 m/s, le meilleur comportement est observé à 800°C plutôt aux fortes charges (108 N).

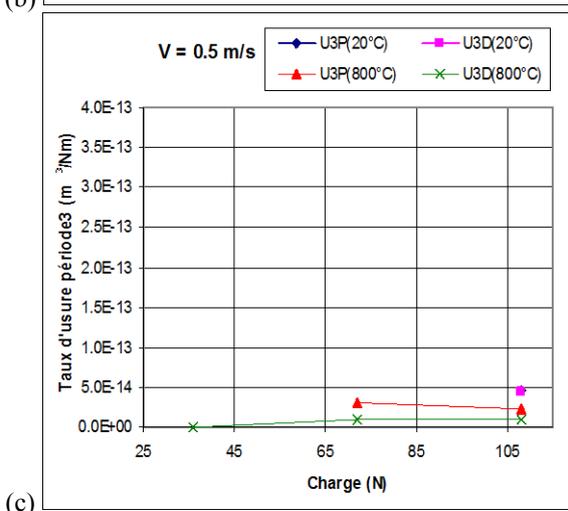
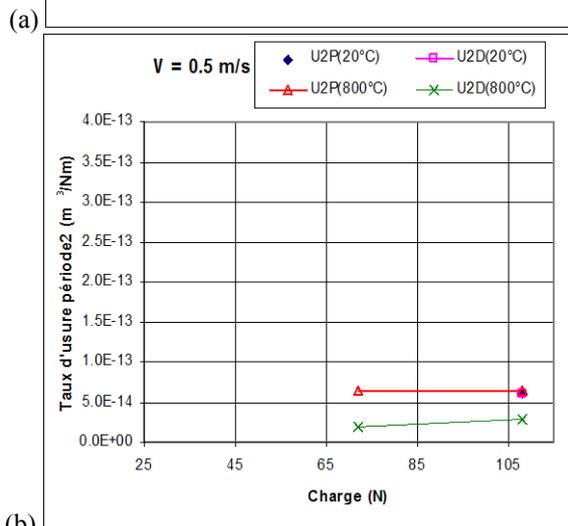
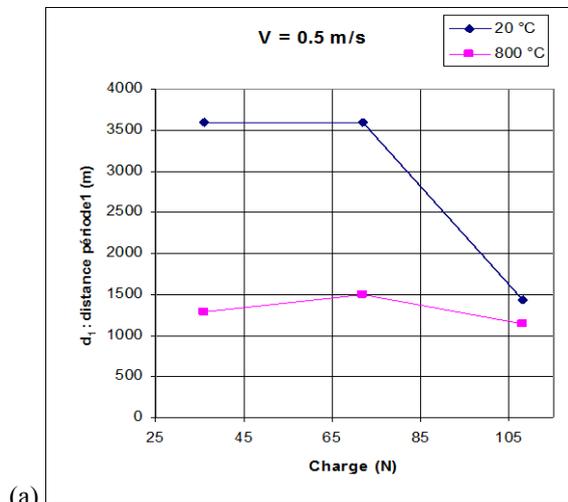


Figure V.3 : Paramètres d'usure pour le couple Al_2O_3 99,7- Al_2O_3 99,7 à 0,5 m/s.

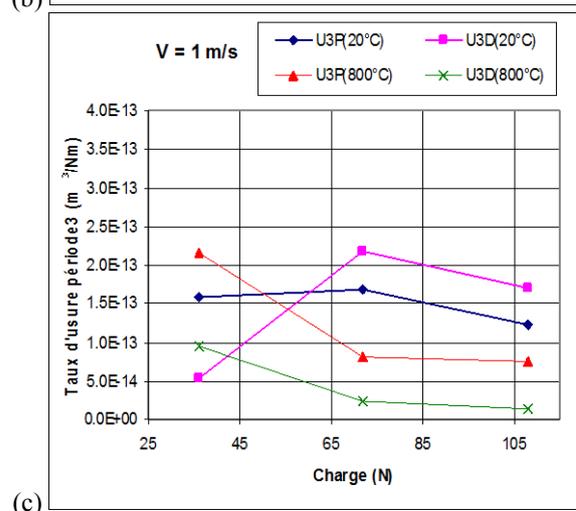
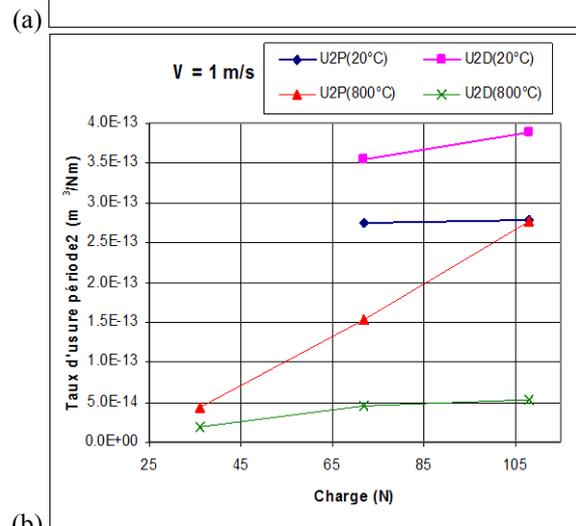
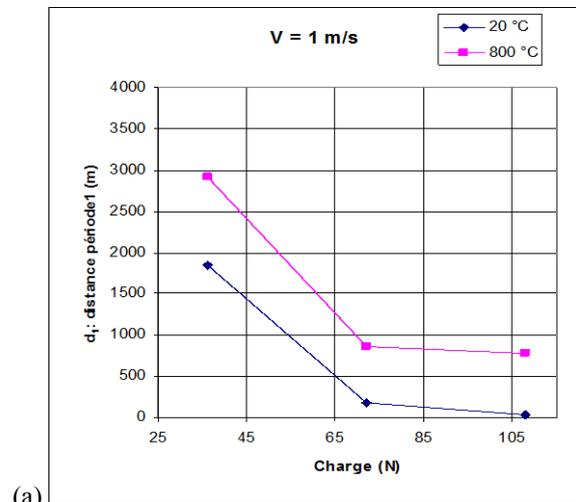


Figure V.4 : Paramètres d'usure pour le couple Al_2O_3 99,7- Al_2O_3 99,7 à 1 m/s.

1.3 Paramètres de frottement

En règle générale la courbe de frottement d'un essai reproduit les discontinuités observées sur la courbe de déplacement associée. On peut ainsi scinder cette courbe en trois périodes. Seules les périodes 1 et 3 qui représentent des régimes stables, sont décrites ici. La période 2 est une période de transition présentant généralement de fortes variations du coefficient de frottement (Tableau V.4).

Essai N°	Température (°C)	Vitesse (m/s)	Charge (N)	f_1	f_2	f_3
8	20	0,5	36	0,78	-	-
10	20	0,5	72	0,53	-	-
12	20	0,5	108	0,56	1,04	1,0
9	20	1	36	0,80	-	1,26
11	20	1	72	0,80	1,32	1,0
13	20	1	108	0,51	1,12	0,79
14	800	0,5	36	0,8	-	0,78
16	800	0,5	72	0,46	0,48	0,46
18	800	0,5	108	0,58	0,66	0,64
15	800	1	36	0,47	0,58	0,83
17	800	1	72	0,49	0,58	0,61
19	800	1	108	0,37	0,38	0,54

Tableau V.4 : Paramètres de frottement pour le couple Al_2O_3 99,7- Al_2O_3 99,7 ;
Coefficients de frottement associés aux périodes 1, 2 et 3 (f_1, f_2, f_3).

- **Période 1**

A 0,5 m/s, les courbes de frottement à 20°C et à 800°C sont pratiquement confondues (Figure V.5a). On observe une diminution des valeurs du coefficient de frottement de 0,8 à 0,5 lorsque la charge passe de 36 à 72 N. Au-delà le coefficient de frottement n'augmente que très faiblement de 0,5 à 0,6.

Pour une vitesse de 1 m/s, le coefficient de frottement est nettement plus faible à 800°C qu'à 20°C. Il reste de l'ordre de 0,8 à 20°C de 36 à 72 N alors qu'il est déjà à 0,5 à 800°C pour ces mêmes charges. L'augmentation de la charge à 108 N diminue les coefficients de frottement à 20 et 800°C respectivement à environ 0,5 et 0,4 (Figure V.6a).

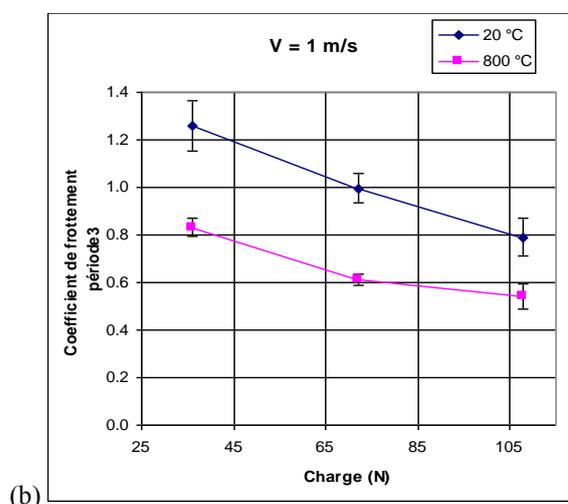
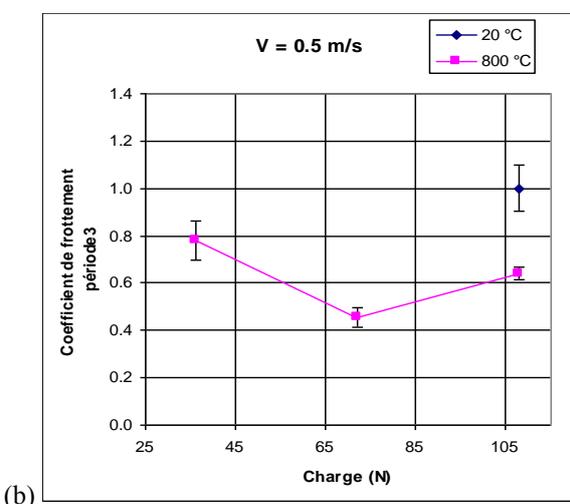
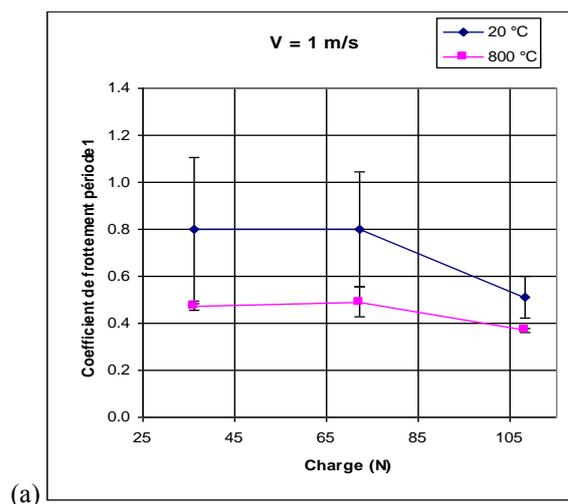
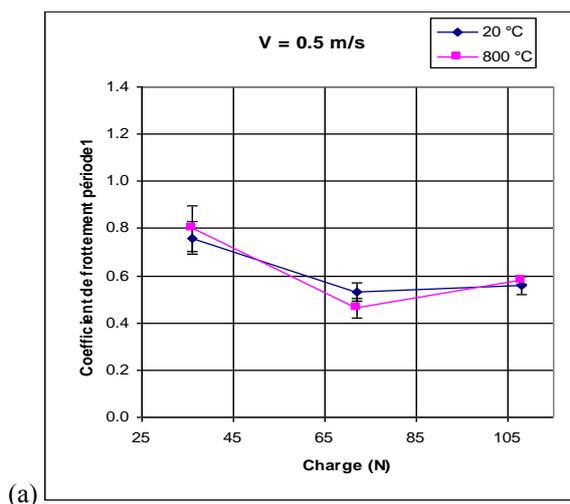


Figure V.5 : Paramètres de frottement pour le couple Al_2O_3 99,7- Al_2O_3 99,7 à 0,5 m/s.

Figure V.6 : Paramètres de frottement pour le couple Al_2O_3 99,7- Al_2O_3 99,7 à 1 m/s.

• Période 3

Pour une vitesse de 0,5 m/s et une température de 20°C, la période 3 n'a été clairement identifiée que pour la charge de 108 N. Le coefficient de frottement est alors égal à 1 et est nettement supérieur à la valeur prise pour l'essai effectué à 800°C qui est de 0,64. On observe à 800°C le même type de variation que pour la période 1 (Figure V.5b) soit une diminution notable des valeurs du coefficient de frottement lorsque la charge passe de 36 à 72 N, puis une faible augmentation quand on passe de 72 à 108 N.

Pour la vitesse de 1 m/s, le coefficient de frottement décroît linéairement lorsque la charge augmente (Figure V.6b). Nous observons toujours un écart très net entre la courbe à 20°C et celle à 800°C, où les coefficients de frottement sont une fois et demi plus élevés.

- **Remarque**

Le seul essai ne donnant pas un comportement identique à l'allure générale décrite précédemment est l'essai 15 (800°C, 36 N, 1 m/s) où malgré l'augmentation notable du coefficient de frottement entre les périodes 1 et 3 ($f_1 = 0,5$, $f_3 = 0,8$) (Tableau V.4) le second régime de dégradation est supérieur au premier ($U_{3D} = 3.6 \cdot 10^{-14} \text{ m}^3/\text{N.m} > U_{2D} = 2 \cdot 10^{-14} \text{ m}^3/\text{N.m}$) (Tableau V.3).

Les autres particularités rencontrées sont :

- les essais 8 et 10, (20°C, 0,5 m/s, 36 et 72 N) où seule la période 1 existe (pas de dégradation des échantillons),
- les essais 9 (20°C, 1 m/s, 36 N) et 14 (800°C, 0,5 m/s, 36 N), où la période de transition (période 2) n'apparaît pas. Deux interprétations sont possibles : soit la période 2 est imperceptible, soit la durée du test n'est pas suffisante. Nous penchons pour la première solution, car la durée de frottement de deux heures pour ces essais (soit 3600 m), nous semble suffisante à l'instauration d'un régime stable de frottement.

- **Synthèse**

Les évolutions du coefficient de frottement suivent celles des taux d'usure spécifiques et montrent que le comportement en frottement est indéniablement meilleur à 800°C qu'à température ambiante. L'augmentation de la charge et de la vitesse semble conforter cette amélioration.

1.4 Mécanismes de dégradation

Les observations microscopiques (imageries MEB et AFM) et la caractérisation des états de surface (rugosimétrie 3D, tableau V.5) montrent différents mécanismes de dégradation : micropolissage, abrasion, rupture transgranulaire et surtout décohésion intergranulaire (plus fort débit de débris). Conjointement à ces actions mécaniques, un rôle important est joué par l'activation thermique des mécanismes de dégradation. Ce rôle a été identifié par la mise en évidence d'attaque thermomécanique et de phénomènes d'altération des joints de grains sous l'effet des sollicitations de frottement.

Essai N°	Temp (°C)	Vitesse (m/s)	Charge (N)	Prof _P (μm)	Prof _D (μm)	Alt - (μm)	Alt + (μm)
8	20	0,5	36	0	0	0	0
10	20	0,5	72	0	0	0	0
12	20	0,5	108	250	15	21	1
9	20	1	36	190	4	9	1
11	20	1	72	1190	91	85	5
13	20	1	108	1800	153	138	0
14	800	0,5	36	0	0	2	0
16	800	0,5	72	100	2	16	3
18	800	0,5	108	170	5	11	4
15	800	1	36	45	2	14	4
17	800	1	72	390	7	20	4
19	800	1	108	615	7	20	4

Tableau V.5 : Paramètres de dégradation de surface pour le couple Al_2O_3 99,7- Al_2O_3 99,7 : profondeur moyenne d'usure du pion et du disque ($Prof_P$, $Prof_D$), moyenne des écarts maximaux d'altitude par rapport à la surface origine du disque.

1.4.1 Mécanismes d'accommodation dans les couches superficielles

Ces mécanismes concernent les essais où une mesure d'usure est invalide par les moyens d'investigation conventionnels. Ils regroupent des mécanismes d'accommodation dans les écrans (deuxièmes corps S_2 et S_4), des mécanismes de dégradation qui affectent les massifs sur une profondeur bien inférieure à la taille de grain moyenne de la population de plus faible dimension (premiers corps S_1 et S_5) ainsi que des mécanismes physico-chimiques thermiquement activés. Ces mécanismes, qui gouvernent le comportement de la première période de frottement, ont été observés pour les couples sollicités à faible vitesse (0,5 m/s) et faible charge (36 et 72 N à 20°C et 36 N à 800°C, respectivement essais 8, 10 et 14).

Pour ces essais, la localisation des sites de dégradation est particulière. En effet, on observe systématiquement sur les pions une couronne à la périphérie du contact (Figure V.7a). Cette zone correspond au lieu de plus forte contrainte de compression du contact (Figure III.4, chapitre III). Pour le disque, le contact s'avère être effectif seulement sur une partie de la piste de frottement et oscille entre le bord extérieur et intérieur de cette dernière. On observe souvent un feston régulier tout au long de la trace de frottement (Figure V.7b). En l'absence de tout autre mécanisme de dégradation, ces observations s'expliquent par la contribution du montage expérimental vis-à-vis de l'accommodation des vitesses dans le contact (S_0 M_1). En effet, au cours du frottement les arbres et les mandrins supérieurs et inférieurs du tribomètre sont soumis à des vibrations de faible amplitude. A l'extrémité des mandrins où se situent les échantillons, se

trouve un ventre de vibration (amplitude maximale). La superposition des régimes vibratoires des deux parties peut expliquer les festons ainsi que l'excentration de la trace observée.

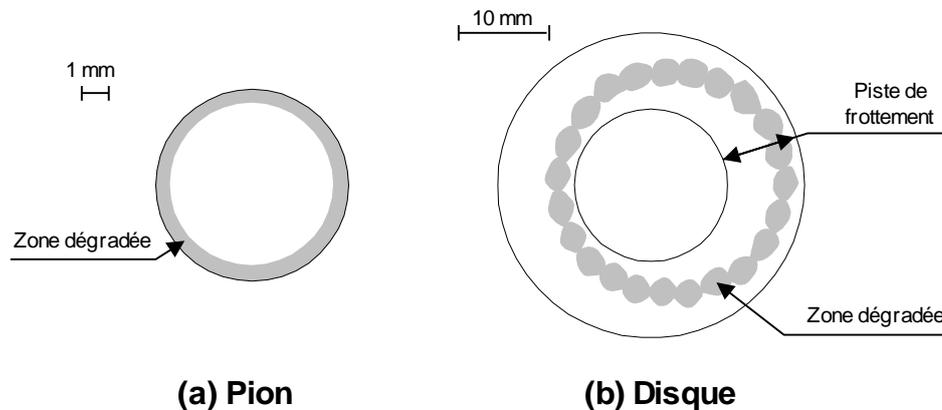


Figure V.7: Localisation des sites d'accommodation à faible charge ;
(a) pour le pion ; (b) pour le disque.

- **Mécanisme d'accommodation dans les écrans**

Pour l'essai 8 (20°C, 0,5 m/s, 36 N) bien qu'aucune usure n'ait pu être révélée, une simple observation à l'oeil nu, permet de distinguer des zones réfléchissant différemment la lumière à la périphérie de la surface frottante du pion. Une observation plus fine au microscope optique fait apparaître un écran sous lequel les stries de polissage issues de la préparation initiale des échantillons sont encore visibles (Figure V.8). Ce film est certainement le résultat d'une contamination non maîtrisée de la surface : le mécanisme d'accommodation activé consiste essentiellement dans le cisaillement de ce film ($S_2 M_3$). Les températures moyenne et éclair estimées, respectivement 70 et 263°C (Tableau IV.11a, chapitre IV) sont compatibles avec l'existence et la persistance de ce type d'écran de contamination. En revanche, le disque ne présente aucune marque permettant de distinguer la piste de frottement du reste de la surface de la pièce. Un mécanisme d'accommodation de type élastique est sans doute le seul sollicité ($S_5 M_1$).

- **Mécanismes d'accommodation à très faible production de débris**

Une couronne réfléchissante est également visible en périphérie de la surface frottante des pions de l'essai 10 (20°C, 0,5 m/s, 72 N) et 14 (800°C, 0,5 m/s, 36 N). Les mêmes observations ont été faites pour les disques antagonistes où un chemin d'usure de faible largeur allant de l'intérieur à l'extérieur de la piste de frottement, présente un indice de réflexion différent du reste

de la surface de l'échantillon. Une observation au MEB a permis de mettre en évidence la disparition des stries de polissage issus de la préparation des échantillons. L'examen détaillé de l'arrière du pion dévoile de plus un léger comblement des porosités initiales dû à un apport de matière provenant préférentiellement de l'avant du pion ($S_1 M_3$). Sur les disques, seules quelques zones ont subi ce type de micropolissage par arasement des aspérités ($S_5 M_3$). On y observe également la présence de quelques débris d'une taille largement inférieure au dixième de micromètre dans les cavités déjà présentes sur la surface initiale des échantillons (Figure V.9).

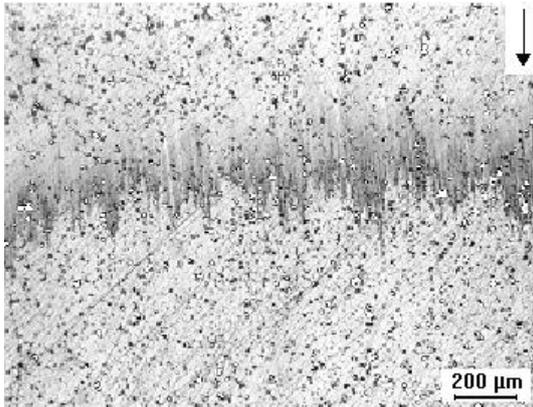


Figure V.8 : Couronne à la périphérie de la surface frottante du pion (essai 8 : 20°C, 0,5 m/s, 36 N). ()*

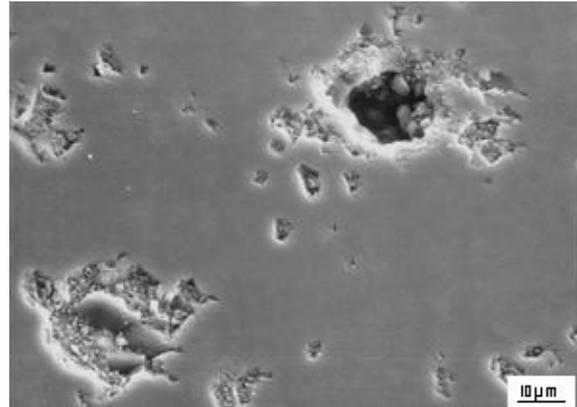


Figure V.9 : Présence de débris dans des cavités issues du polissage du disque (essai 14 : 800°C, 0,5 m/s, 36 N).

() Pour l'ensemble des micrographies présentés dans le texte qui suit, nous considérons l'observateur comme fixe par rapport à la surface observée. Ainsi, la flèche indique toujours sens de déplacement apparent de l'échantillon antagoniste.*

Ainsi, deux mécanismes vont s'ajouter au cisaillement du film de contamination ($S_2 M_3$) : la microabrasion à l'avant du contact ($S_{1,5} M_3$) et un transport des débris vers l'arrière par un mécanisme de cisaillement des débris ($S_3 M_3$).

- **Mécanisme d'accommodation thermiquement activé**

Le pion de l'essai 14 (800°C, 0,5 m/s, 36 N) fait apparaître un mécanisme d'accommodation différent de ceux décrit jusqu'à présent. En effet, l'observation au MEB et à l'AFM de la périphérie du pion, montre la mise en relief de la microstructure de l'alumine (Figure V.10a et b). Ce gravage fait apparaître les grains comme différents pavés présentant un écart d'altitude de 60 à 90 nm (Figure V.11). Le faciès ainsi révélé s'apparente à une altération

thermomécanique agissant préférentiellement sur certains plans cristallographiques des grains d'alumine. Les températures moyenne et éclair évaluées dans le contact sont respectivement de 853 et 1046°C. On ne peut donc pas évoquer une attaque thermique classique qui n'altère que les joints de grains et nécessite des températures supérieures à 1400°C.

L'ensemble des mécanismes décrits engendrent des transformations tribologiques de surface qui fragilisent les premiers corps et préparent les étapes suivantes à plus fort débit de débris.

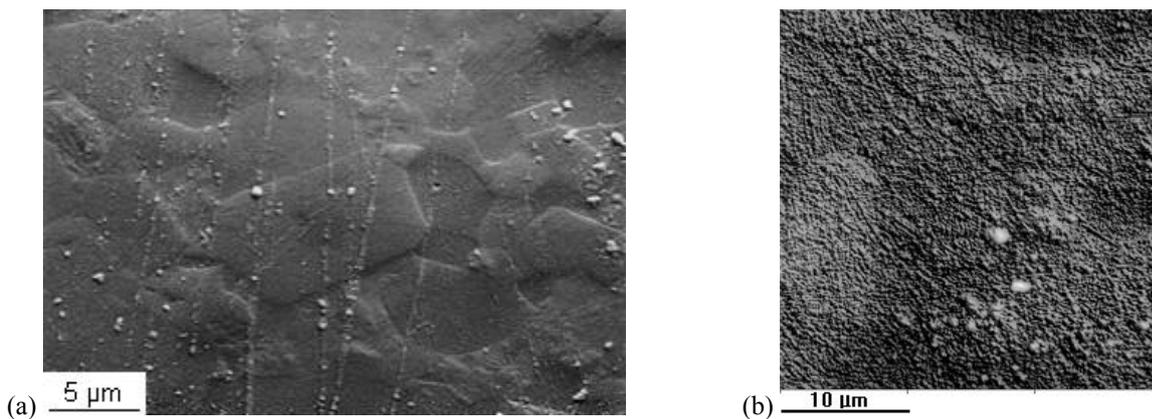


Figure V.10 : Bordure du pion ayant subi une attaque thermomécanique sous l'effet du frottement. Observation, (a) au MEB, (b) à l'AFM (essai 14 : 800°C, 0,5 m/s, 36 N).

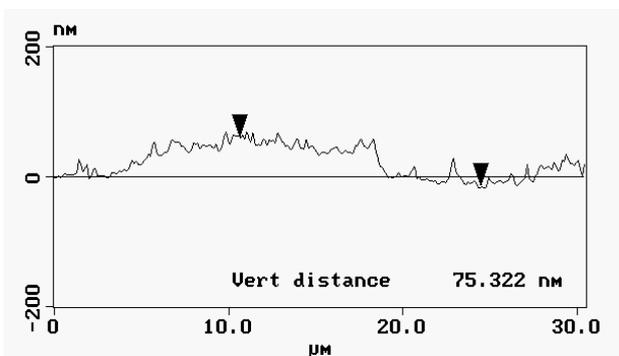


Figure V.11 : Analyse d'une section relevée à l'AFM montrant la différence de hauteur entre des grains voisins sur une surface d'alumine ayant subi une altération thermomécanique.

1.4.2 Mécanismes d'accommodation gouvernés par les débris

Le premier mécanisme élémentaire de création de débris est essentiellement le microclivage des aspérités présentes en surface des premiers corps (rupture transgranulaire $S_{1,5} M_3$). Pour le pion, ces mécanismes sont préférentiellement localisés à l'avant du contact, où l'on observe une augmentation notable de la densité de dégradation (Figure V.12a). En revanche, on remarque qu'à l'arrière du contact la densité des arrachements a diminuée (Figure V.12b). Cette morphologie est le résultat de la mise en circulation des microparticules (débit source interne) qui

se retrouvent piégées à l'arrière du contact principalement dans des cavités présentes avant frottement.

Lorsque les débris mis en circulation deviennent plus nombreux et forment un troisième corps à part entière, on observe une piste de frottement nettement marquée. La morphologie des sections de la trace d'usure du disque est fortement dépendante de la température d'essai. Pour une température de 20°C, la trace d'usure a une forme de cuvette (Figure V.13a), alors qu'à 800°C on observe une alternance de zones hautes et basses (Figure V.13b). Ces observations illustrent clairement le rôle de la température sur les mécanismes de détachement mais surtout sur la rhéologie des débris, la constitution et l'endurance des couches adhérentes aux surfaces.

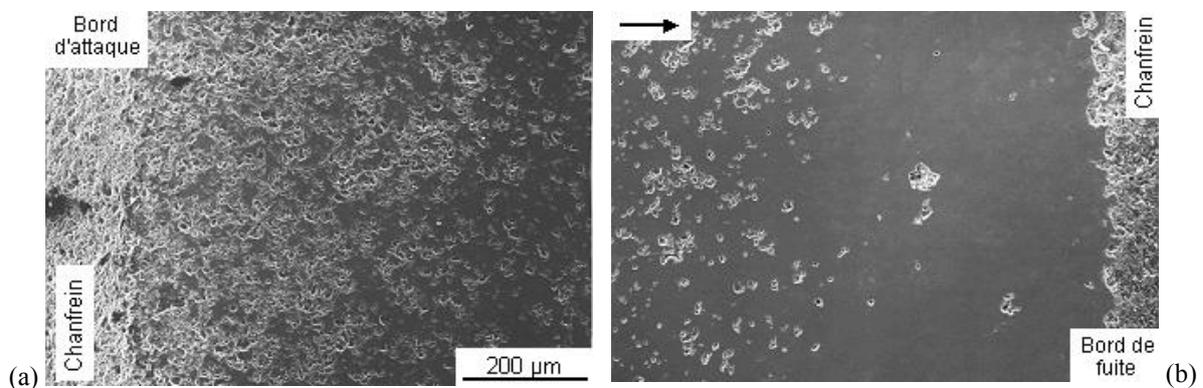


Figure V.12: Mécanisme de dégradation du bord d'attaque (a) et de constitution d'une couche compacte de débris sur le bord de fuite (b) d'un pion (essai 15 : 800°C, 1 m/s, 36 N).

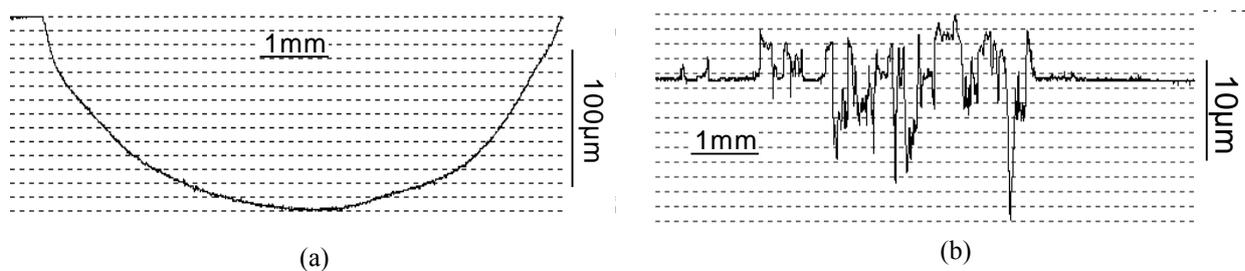


Figure V.13 : Section de la trace d'usure du disque ; (a) essai 13 (20°C, 1 m/s, 108N) ; (b) essai 17 (800°C, 1 m/s, 72 N) relevées par rugosimétrie.

• Mécanismes activés à 20°C

A 20°C, les traces d'usure du pion comme du disque présentent une surface dépolie recouverte de débris adhérents. Les débris sont d'abord générés par rupture ($S_{1,5} M_2$) transgranulaire et surtout intergranulaire (déchaussement de grains, figure V.14b), puis broyés entre les surfaces frottantes ($S_3 M_{2,3}$). Leur taille est alors généralement inférieure au dixième de

micromètre. Ces débris sont ensuite agglomérés sous forme d'écailles régulièrement espacées dont la pointe est orientée dans le sens opposé au déplacement de l'antagoniste (Figure V.14a). La température dans le contact n'autorise l'adhérence des particules que sur des zones de faible dimension. En effet, pour la plus forte charge la température moyenne calculée est de 427°C et la température éclair correspondante est de 830°C. Ainsi, les mécanismes activés dans le contact sollicitent fortement les premiers corps (débit source important) et se traduisent par un débit d'usure élevé en raison d'une contribution limitée du débit interne du troisième corps.

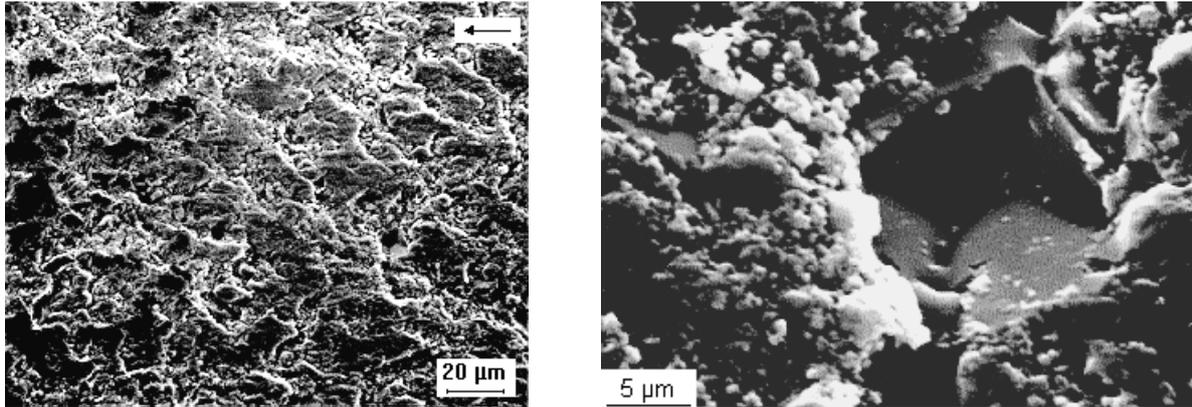


Figure V.14 : (a) Orientation privilégiée du lit de débris adhérents à la surface du pion (essai 12 : 20°C, 0,5 m/s, 108 N). (b) Détail de la micrographie précédente montrant le déchaussement d'un grain d'alumine.

- **Mécanismes activés à 800°C et 0,5 m/s**

A 800°C, les traces d'usure font apparaître des faciès de dégradation fort différents. A faible vitesse (0,5 m/s), on observe sur le disque la constitution d'une couche uniforme de débris (agglomération et compaction de débris primaires, c'est-à-dire issus des premiers corps) qui engendre une homogénéisation et une diminution de la rugosité de surface. La température dans le contact favorise effectivement l'agglomération d'une couche continue de débris masquant entièrement la piste de frottement. En effet, le niveau de température estimée dans le contact varie respectivement de 853 à 922°C pour la température moyenne et de 1046 à 1108°C pour la température éclair (Figure V.15a). Une attaque thermique effectuée sur un tel disque conserve cette morphologie de surface alors que sur les zones non soumises au frottement révèlent normalement les joints de grains. Un réseau de fissures orienté parallèlement et perpendiculairement au sens de glissement indique que cette couche est soumise à de fortes contraintes de tension. La fissuration superficielle du disque aboutit à un écaillage conduisant à l'apparition de bandes fortement perturbées, orientées parallèlement au sens de glissement

(Figure V.15b). Ce mécanisme permet la recirculation dans le contact de débris de grandes tailles (débris secondaires, c'est-à-dire issus du troisième corps).

Les mécanismes d'accommodation identifiés ici sont l'attrition, le transport et l'adhésion de débris primaires par des mécanismes de déformation, de rupture et de cisaillement ($S_3 M_{2,3}$) puis la fissuration de la couche adhérente ($S_3 M_2$) éventuellement prolongée par celle du premier corps pion ou disque ($S_{1,5} M_2$).

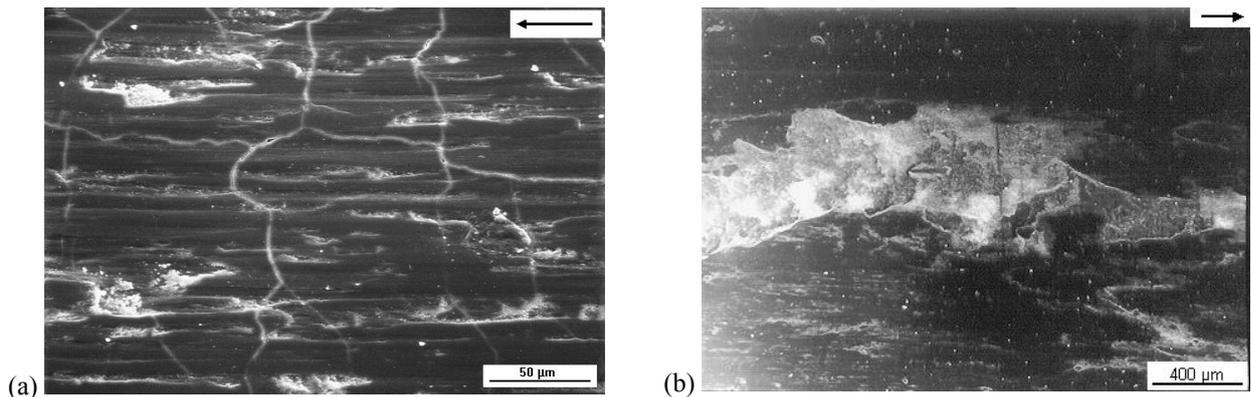


Figure V.15 : (a) Réseau de fissures orientées à la surface du disque et (b) arrachement par bandes des zones fissurées (essai 18 : 800°C, 0,5 m/s, 108 N).

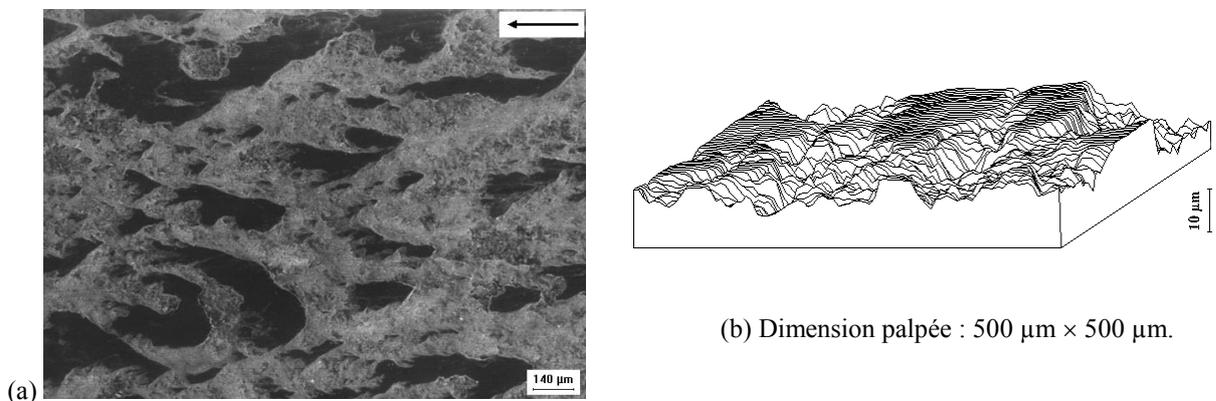


Figure V.16: Formation d'îlots de débris sur le disque en alumine 99,7 % ; (a) MEB ; (b) Rugosimètre 3D ; (essai 15 : 800°C, 1 m/s, 36 N).

- **Mécanismes activés à 800°C et 1 m/s**

Toujours à 800°C mais pour une vitesse plus élevée (1 m/s), la dégradation des pions et des disques se présente sous la forme d'une surface alternant des zones creuses irrégulières et des zones lisses surélevées (Figure V.16a et b). Les zones creuses d'une forte rugosité forment des vallées caractérisées par une double dégradation intergranulaire (déchaussement) et transgranulaire (clivage). Les zones lisses forment des plateaux constitués de débris compactés

dont l'étendue varie suivant les conditions de frottement. Les plateaux constituent les zones effectives de contact et assurent la portance du contact alors que les vallées permettent la circulation des débris. La présence de ces plateaux dont la hauteur est de l'ordre de 5 à 10 μm (la taille des plus gros grains varie de 10 à 20 μm) fait que la rugosité est plus forte à 800°C que dans le cas des couples sollicités à température ambiante. En effet, alors qu'à 20°C la différence des hauteurs maxi et mini (R_t) ne dépasse pas 10 μm , pour une température de 800°C le R_t reste toujours compris entre 15 et 20 μm quelle que soit la charge.

Ainsi, à une vitesse de glissement élevée, un ensemble de mécanismes d'accommodation de vitesse assez élaboré a été mis en évidence. A partir du moment où la surface des premiers corps cède ($S_{1,5} M_2$), une quantité importante de débris se retrouve piégée dans le contact où ils sont alors broyés et mis en circulation ($S_3 M_{2,3}$). L'action de la température modifie la rhéologie du troisième corps qui va s'agglomérer cette fois sous forme de plateaux pour assurer une portance plus locale du contact. Ces plateaux sont à leur tour soumis à de fortes contraintes qui se traduisent par le mécanisme fissuration ($S_3 M_2$). Ces plateaux ne sont pas statiques, ils se forment par accrétion à l'avant (face à l'échantillon antagoniste) et s'érodent par l'arrière. Ainsi, la température a pour effet d'augmenter le débit interne et de limiter le débit source et le débit d'usure en facilitant le piégeage des particules.

Un mécanisme de piégeage de type « refrrittage sous charge » peut être activé dans le contact et participer à la consolidation des surfaces portantes. En effet, pour cette gamme de vitesse et d'effort, la température moyenne estimée varie entre 900 et 1000°C et la température éclair entre 1200 et 1350°C. K. Adachi rapporte les conditions de frittage suivantes pour l'alumine : en compression isostatique à chaud (HIP) 1,5 GPa et 1500 à 1600°C ou 3 GPa et 1100°C [Adachi 96]. Pour nos valeurs d'effort, la pression apparente de contact varie de 0,9 à 2,8 MPa. L'aire réelle de contact évaluée à partir du modèle présenté au chapitre IV (équation 30) représente 0,01 à 0,03 % de la surface apparente de contact. La pression locale estimée vaut 7,7 GPa, pressions du même ordre de grandeur que celles susceptible de conduire à un refrrittage sous charge des particules d'alumine.

1.4.3 Observations particulières à faible distance de glissement

Un essai complémentaire a été réalisé sous forte charge 108 N, à 20°C et 1m/s afin de mettre en évidence les mécanismes de relais entre la première et la deuxième période. Pour cela

l'essai a été interrompu après 100 m de glissement, distance pour laquelle commence à apparaître une quantité importante de débris dans le contact, mais où le débit d'usure est quasiment nul. Durant les 40 premiers mètres (40 secondes), le capteur de déplacement représentatif de l'usure ne bouge pratiquement pas (Figure V.17a). Le mécanisme activé correspond au cisaillement des écrans ($S_{2,4} M_3$). Au fur et à mesure de la consommation de ces écrans, le coefficient de frottement croît de 0,16 à 0,38 puis une fois ceux-ci consommés (après 40 m) on sollicite les premiers corps en cisaillement et en rupture ($S_{1,5} M_{2,3}$). On observe alors une nette augmentation du signal sur les courbes d'usure et de frottement associée à un mécanisme de décohésion préférentiel aux joints des grains de l'alumine ($S_{1,5} M_2$) avec production de fins débris (Figure V.17b).

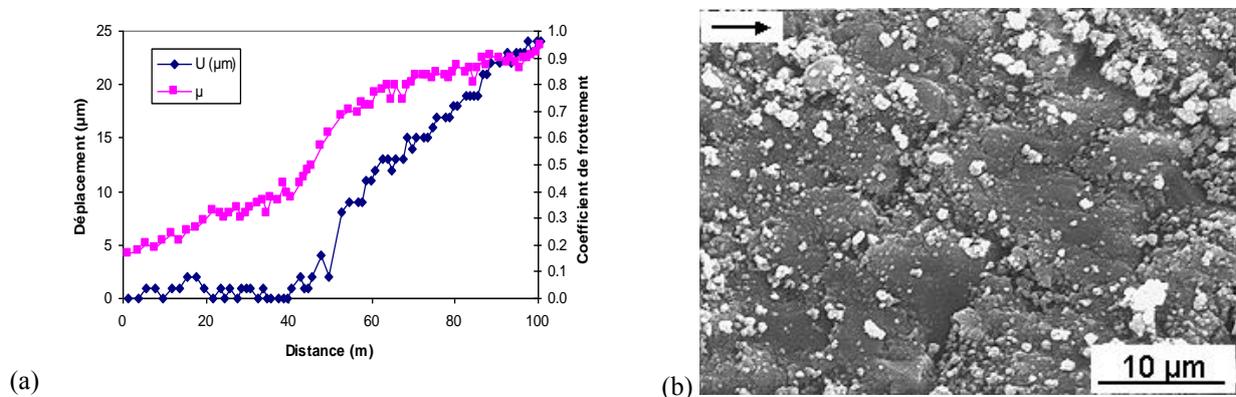


Figure V.17 : (a) Evolution du frottement et de l'usure et (b) décohésion intergranulaire de la surface d'alumine après 100 m de glissement (20°C, 1 m/s, 108 N).

1.5 Reconstitution de la vie du contact

1.5.1 Naissance du contact

La naissance du contact regroupe un ensemble d'événements conduisant à la mise en place d'un régime de frottement stabilisé. Ces événements ont lieu au cours de la première période de frottement et vont préparer l'activation des débits sources permettant la constitution d'un lit de débris durant les deux périodes suivantes.

Avant la mise en mouvement des échantillons la pression est relativement uniforme au sein du contact (contact plan-plan). Cependant, aussi minime que soit les jeux fonctionnels du dispositif expérimental, la mise en contact des échantillons induit un déséquilibre des pressions avec en particulier une élévation de pression à l'avant du contact qui est ainsi le lieu privilégié de

mécanismes d'accommodation de vitesse par cisaillement des premiers corps. En raison de la rigidité malgré tout élevé du montage, l'enlèvement de matière à l'avant et son transport vers l'arrière du contact engendre un transfert du maximum de pression vers l'arrière du contact [Play 77]. On peut identifier ce processus en observant attentivement, l'évolution d'une zone incandescente qui se déplace de l'avant vers l'arrière du contact au cours de la première période.

Pour de faibles sollicitations de frottement, les mécanismes d'accommodation dans les premiers corps sont précédés d'un mécanisme de cisaillement des écrans (films de contamination par des éléments organiques) qui peut persister sur de longues distances de glissement. Lorsque la charge ou la vitesse augmente, on observe une consommation plus rapide des écrans (diminution de la durée de la période 1). Les premiers corps prennent le relais et accommodent le déplacement par des mécanismes de cisaillement et de rupture. Deux débits sources internes sont ainsi activés dans les premiers corps S_1 et S_5 .

L'augmentation de température pour les essais à 800°C s'accompagne d'un décapage thermique qui élimine les écrans de contamination. Ainsi à $0,5\text{ m/s}$, la période 1 est plus courte à 800°C qu'à 20°C car l'accommodation se fait directement dans les premiers corps. Cependant à 1 m/s , des mécanismes tribochimiques thermiquement activés permettent de reconstituer un écran superficiel suffisamment dur. On observe alors une durée plus importante pour la période 1 à 800°C qu'à 20°C .

1.5.2 Vie propre du contact

On regroupe dans cette phase les deux périodes d'usure (périodes 2 et 3) durant lesquelles les mécanismes d'accommodation sont gouvernés par les débris. Deux scénarios distincts se présentent en fonction de la température d'essai (Figure V.18).

A température ambiante, une fois consommés les écrans de contamination, les premiers corps sont très rapidement sollicités en rupture. La décohésion intergranulaire produit alors un débit source important. Une partie de ces débris adhère localement sur les surfaces pour former des zones n'assurant que très partiellement la portance du contact.

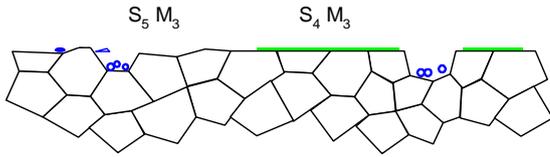
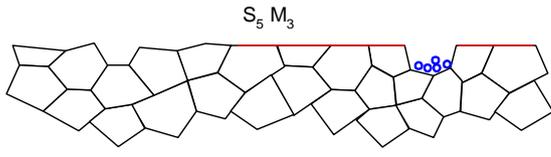
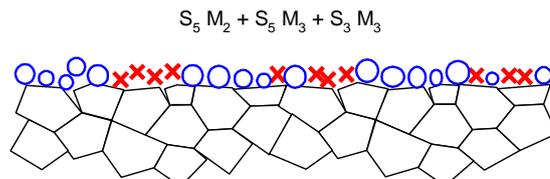
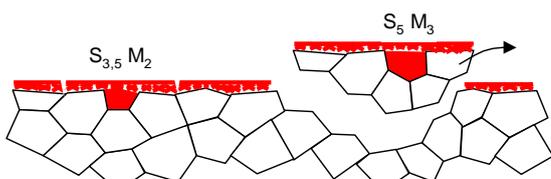
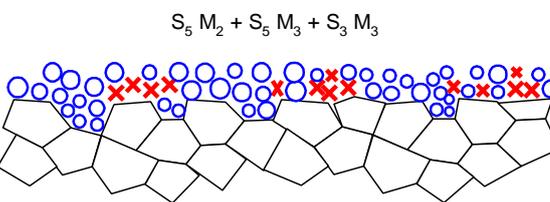
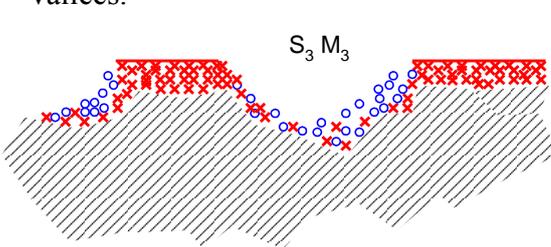
	Comportement à 20°C	Comportement à 800°C
Période 1	<p>Naissance du contact</p> <ul style="list-style-type: none"> • Cisaillement des écrans de contamination. • Microabrasion des aspérités.  <p>Faible débit source - Débit d'usure nul</p>	<p>Naissance du contact</p> <ul style="list-style-type: none"> • Arasement des aspérités (comblement de la porosité). • Mécanismes tribochimiques thermiquement activés (TTS).  <p>Faible débit source - Débit d'usure nul</p>
Période 2	<p>Formation de débris</p> <ul style="list-style-type: none"> • Décohésion intergranulaire des surfaces. • Faible adhérence des débris.  <p>Fort débit source - Fort débit d'usure</p>	<p>Formation de débris</p> <ul style="list-style-type: none"> • Forte adhérence des débris (constitution d'une couche intercalaire). • Fissuration et écaillage.  <p>Débit source modéré - Débit d'usure modéré</p>
Période 3	<p>Vie propre des débris</p> <ul style="list-style-type: none"> • Constitution d'un lit de débris. • Portance partiellement assurée par la circulation des débris.  <p>Réduction débit source - Réduction débit d'usure</p>	<p>Vie propre des débris</p> <ul style="list-style-type: none"> • Constitution de plateaux (protection des surfaces) • Portance assurée par appui sur les parties hautes et circulation des débris dans les vallées.  <p>Réduction débit source - Faible débit d'usure</p>

Figure V.18 : Reconstitution de la vie d'un contact alumine 99,7-alumine 99,7 à 20 et 800°C

(○ débris non adhérents, × débris adhérents).

A haute température, les débris émis sont suffisamment adhérents pour former un troisième corps cohérent qui accommode efficacement la vitesse relative par cisaillement. Lorsque les sollicitations augmentent on observe la rupture puis l'écaillage de cette couche intercalaire. La morphologie des surfaces en glissement est alors caractérisée par la présence de plateaux porteurs constitués de débris compactés séparés par des vallées permettant la circulation des débris. Les débris sont piégés à l'avant des plateaux et remis en circulation à l'arrière ce qui implique une migration des sites de portance. Les températures de contact estimées (1400°C) permettent de soupçonner qu'un mécanisme de refrittage sous charge participe à la reconstitution de la surface des plateaux.

1.5.3 Dynamique des débris

Quelle que soit la température d'essai, la distinction entre la deuxième et la troisième période d'usure se fait plus par une différence de débit de recirculation et de production des débris que par des mécanismes de dégradation spécifiques (Tableau V.6). Rappelons l'équilibre

des débits du circuit tribologique dans le cas d'un circuit fermé :

$$\begin{cases} Q_i = Q_s - Q_u \\ Q_u = Q_e - Q_r \end{cases}$$

Température d'essai	Période	Section piste frottement	Qs	Qi	Qe	Qr	Qu
20°C	1		+	+	+	+	0
	2		+++++	++	++++	+	+++
	3		++++	++	++++	++	++
800°C	1		+	+	+	+	0
	2		++++	++	+++	+	++
	3		+++	++	++	+	+

Tableau V.6 : Débits activés au cours des différentes périodes : débit source Q_s , débit interne Q_i , débit externe Q_e , débit de recyclage Q_r et débit d'usure Q_u pouvant varier de nul (0), très faible (+) à très fort (+++++).

Ainsi à 20°C, la période 1 se caractérise par un débit source Q_s très faible équilibrée par le débit interne Q_i et le débit de recirculation Q_r . En revanche, dès qu'apparaissent de fortes dégradations (débit source élevé), le débit externe Q_e augmente fortement et le débit d'usure Q_u est élevé du fait de la faible adhérence des débris (début de période 2). Lorsque la piste de frottement est creusée (fin de période 2), les débris sont plus efficacement piégés et ainsi le débit

de recirculation Q_r augmente au dépend du débit d'usure Q_u , ce qui réduit également un peut le débit source Q_s (période 3).

A 800°C , la période 1 est décrite par le même équilibre des débits. Durant la phase où l'écaillage se produit (période 2), le débit source augmente fortement alors que le débit externe et le débit d'usure ne progressent pas dans les mêmes proportions en raison de la forte adhérence des débris qui retarde considérablement leur expulsion du contact. Il s'agit de la période de formation des plateaux où s'établit un équilibre entre portance et circulation des débris dans les vallées (période 3).

2. RÔLE DES MATÉRIAUX EN CONTACT

2.1 Influence de la pureté de l'alumine

Cette étude concerne les essais pions alumine 99,7-disques alumine 94 avec les conditions expérimentales suivantes : une vitesse de glissement de 1 m/s, des charges normales de 11 et 36 N, des températures de 20 et 800°C . Le domaine de charges est plus réduit que celui de la série précédente car dès 36 N nous avons obtenu un comportement à forte usure conduisant même à une rupture du pion pour certains cas. Les essais pion alumine 94-disque alumine 99,7 n'ont pas été réalisés.

2.1.1 Allure générale des courbes

On observe pour les couples alumine 99,7-alumine 94, les mêmes allures des courbes de déplacement et de frottement que pour les couples homogènes (Figure V.19). La période 1 est sans dégradation ; la période 2 présente un régime de dégradation à taux constant suivit à nouveau de la période 3 illustrant elle aussi un second régime de dégradation différent du précédent. La différence essentielle provient de ce second régime de dégradation où contrairement au frottement en couple homogène le taux d'usure est plus fort que sur la période précédente. On observe aussi, une nette diminution du coefficient de frottement entre la période 1 et 3.

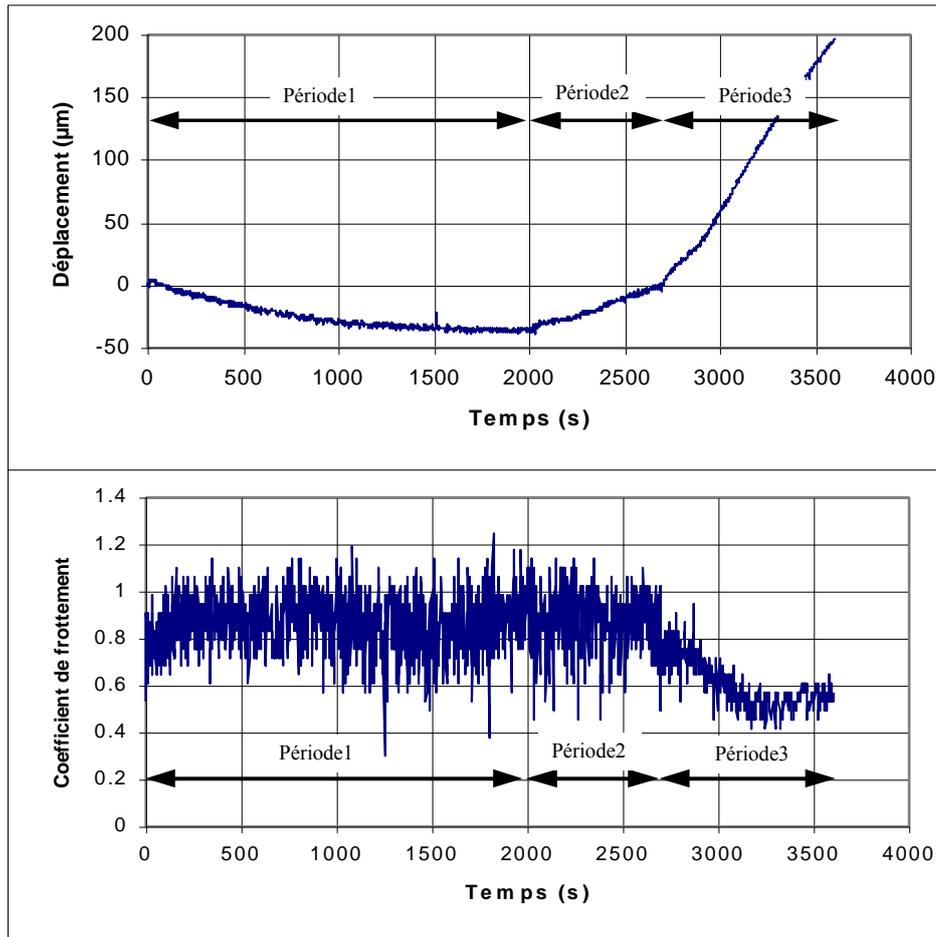


Figure V.19 : Frottement alumine 99,7 %-alumine 94 % (800°C, 1 m/s, 36 N).

2.1.2 Paramètres tribologiques

Alors que la variation du **taux d'usure global** en fonction de la charge est très faible, elle varie fortement avec la température d'essai : elle est 4 fois plus élevée pour le pion à 20°C qu'à 800°C et 10 fois plus élevée pour le disque à 20°C qu'à 800°C (Tableau V.7 et Figure V.20a). Par ailleurs, le taux d'usure global du pion est généralement supérieur à celui du disque

Essai N°	Température (°C)	Vitesse (m/s)	Charge (N)	$U_P \cdot 10^{-14}$ (m ³ /N.m)	$U_D \cdot 10^{-14}$ (m ³ /N.m)
24	20	1	11	35	38
20	20	1	36	36	31
25	800	1	11	8,4	3,5
21	800	1	36	7,4	2,2

Tableau V.7 : Paramètres d'usure pour le couple Al_2O_3 99,7- Al_2O_3 94 ;
taux d'usure global pour le pion et le disque (U_P , U_D).

La **période 1** se caractérise toujours par une usure nulle, identifiée sur les courbes de déplacement par une portion d'exponentielle décroissante. A 20°C, cette période, très réduite

(178 m, c'est-à-dire d'une durée de 3 minutes) pour l'essai effectué à 11 N, devient inexistante pour celui effectué à 36 N. A 800°C, en revanche, cette période s'allonge fortement pour atteindre 1600 et 2030 m (respectivement d'une durée de 27 et 34 minutes) pour des charges respectives de 11 et 36 N. La mise en température des couples alumine 99,7-alumine 94 a donc une action bénéfique sur le comportement à l'usure en différant les mécanismes de dégradation sévères (Figure V.20b).

Le graphe des taux d'usure de la **période 2** (première période de dégradation, Figure V.20c) est incomplet, car cette période n'est identifiée que dans deux cas (charge de 11 N à 20°C, et charge de 36 N à 800°C). On remarque néanmoins un taux d'usure nettement plus élevé à basse température qu'à haute température (écart minimal d'un facteur 10), bien que la charge soit plus faible à 20°C qu'à 800°C.

Essai N°	Température (°C)	Vitesse (m/s)	Charge (N)	d ₁ (m)	d ₂ (m)	d ₃ (m)	d (m)	U _{2p} .10 ⁻¹⁴ (m ³ /Nm)	U _{2D} .10 ⁻¹⁴ (m ³ /Nm)	U _{3p} .10 ⁻¹⁴ (m ³ /Nm)	U _{3D} .10 ⁻¹⁴ (m ³ /Nm)
24	20	1	11	178	2403	1019	3600	51	56	2,3	2,5
20	20	1	36	0	0	3600	3600	-	-	36	31
25	800	1	11	1600	0	2000	3600	-	-	15	6,2
21	800	1	36	2030	672	1528	3600	6,5	1,9	25	7,2

Tableau V.8 : Paramètres d'usure pour le couple Al₂O₃ 99,7-Al₂O₃ 94 ; durée des différentes périodes identifiées et taux d'usure pour le pion et le disque sur les périodes 2 et 3 (U_{2p}, U_{2D}, U_{3p}, U_{3D}).

La **période 3** (deuxième régime de dégradation) présente une très forte augmentation des taux d'usure (d'un facteur 15) quand la charge passe de 11 à 36 N (Figure V.20d). A 800°C, le taux d'usure du disque varie peu quand la charge augmente alors que celui du pion augmente sensiblement (d'un facteur 1,7). De plus, on enregistre un écart important entre les valeurs concernant le pion et le disque avec un taux d'usure pour le pion égal à plus de 3 fois celui du disque à 800°C et 36 N.

Essai N°	Température (°C)	Vitesse (m/s)	Charge (N)	f ₁	f ₂	f ₃
24	20	1	11	1,53	1,68	1,08
20	20	1	36	-	-	0,97
25	800	1	11	1,0	-	0,82
21	800	1	36	0,86	0,87	0,54

Tableau V.9 : Paramètres de frottement pour le couple Al₂O₃ 99,7-Al₂O₃ 94 ; Coefficients de frottement associés aux zones 1, 2 et 3 (f₁, f₂, f₃).

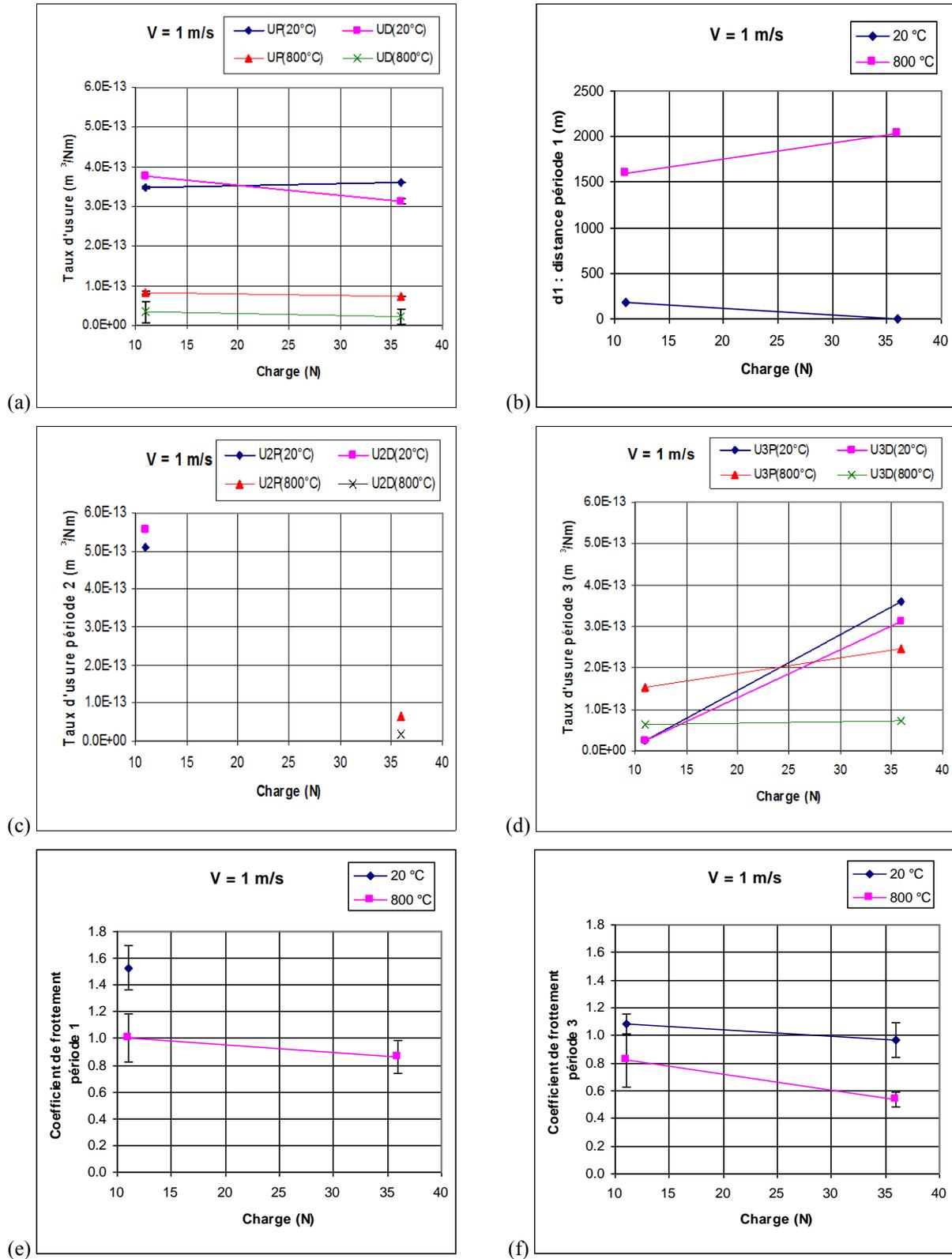


Figure V.20 : Paramètres tribologiques pour le couple Al₂O₃ 99,7-Al₂O₃ 94 à 1 m/s.

L'ensemble des couples étudiés ici présente des **coefficients de frottement** très élevés. Quelle que soit la période observée (période 1 ou 3), les valeurs du coefficient de frottement sont

comprises entre 0,97 et 1,53 pour les essais à 20°C et entre 0,54 et 1 pour les essais à 800°C. On observe une diminution du coefficient de frottement quand la charge ou la température augmente (Tableau V.9, Figure V.20e et f).

2.1.3 Comparaison avec les essais en couple homogène

La figure V.21 regroupe pour les comparer, un ensemble de résultats de frottement pour les couples homogènes et non homogènes. Les histogrammes sont tracés pour trois charges différentes (seule la valeur médiane de 36 N est commune aux deux couples).

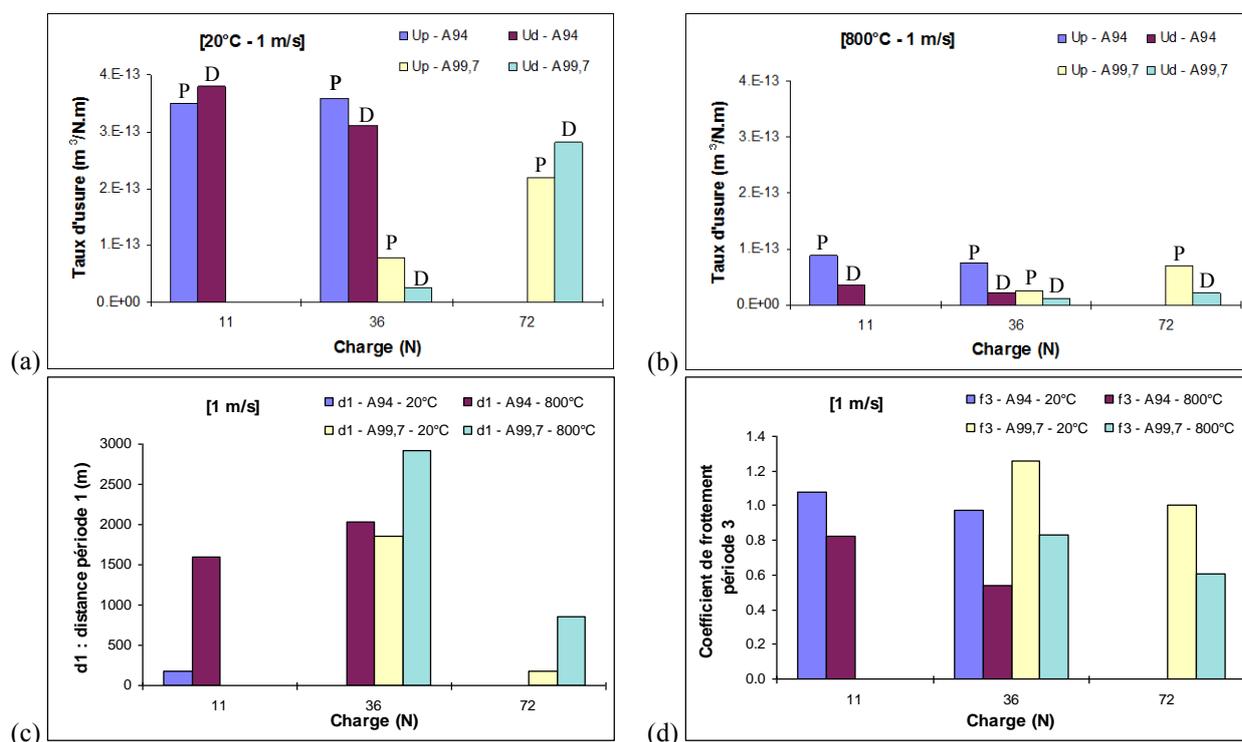


Figure V.21 : Comparaison de comportement entre couples homogènes Al_2O_3 99,7- Al_2O_3 99,7 (couleurs jaune et verte) et couples non homogène Al_2O_3 99,7- Al_2O_3 94 (couleurs bleu et bordeaux). Les histogrammes (a) et (b) présentent le taux d'usure global du pion (Up) et du disque (Ud) respectivement à 20 et 800°C. Les histogrammes (c) et (d) montrent respectivement l'extension de la période 1 (d_1) et le coefficient de frottement sur la période 3 (f_3).

On observe que le taux d'usure global à 20°C est nettement plus faible pour le couple alumine 99,7-alumine 99,7 que pour le couple alumine 94-alumine 99,7, et ce, même lorsque la charge est de 72 N pour le couple homogène (Figure V.21a). Il en est de même à 800°C, mais l'écart est alors très faible (Figure V.21b). En revanche, on observe nettement un meilleur comportement à 800°C qu'à 20°C pour les différents couples.

La période 1 à 20 et 800°C, est nettement plus courte pour les couples non homogènes (Figure V.21c) et le coefficient de frottement à 36 N est lui aussi plus faible dans le cas des couples non homogènes (Figure V.21d).

2.1.4 Mécanismes spécifiques de dégradation

Les mécanismes de dégradation des couples alumine 99,7-alumine 94 sont semblables à ceux observés dans le cas du frottement en couple homogène de l'alumine 99,7. Que l'on soit à 20 ou 800°C, on retrouve les mêmes faciès de dégradation des premiers corps. Le lit de débris constituant le troisième corps conserve la même morphologie fonction de la température d'essai. En revanche, les taux d'usure mesurés montrent que l'intensité des mécanismes de dégradation, et donc des débits source internes, est dans l'ensemble plus forte en couples non homogène. Cette observation est à relier à la moins grande pureté du disque d'alumine à 94 %, autrement dit à la qualité de ses joints de grains.

Cette plus faible résistance mécanique des joints de grains de l'alumine à 94 % favorise le détachement par rupture intergranulaire d'un grand volume de débris. Néanmoins, elle ne peut pas expliquer entièrement la précocité des phénomènes d'usure des couples non homogènes faiblement sollicités (1 m/s, 11 N). L'explication pourrait en revanche provenir des écrans de contamination qui ne joueraient plus ici leur rôle d'accommodation de vitesse. En effet, bien que la rugosité (R_a et R_t) des disques d'alumine à 94 % soit équivalente à celle des disques d'alumine à 99,7 %, les morphologies des surfaces visualisées à l'AFM diffèrent (Cf. chapitre III). Les grains du disque d'alumine 94 se trouvent en relief, ce qui a tendance à augmenter localement les contraintes et engendrent une consommation rapide des écrans. La surface du disque se trouve ainsi prématurément sollicitée ($S_5 M_3$) en vue de la constitution d'un lit de débris pulvérulents. Pour une faible charge, où malgré la faible adhérence des débris leurs piègeages est efficace, nous pouvons observer après une certaine distance de glissement un débit d'usure Q_u nul (essai 24, $d = 2400$ m, Figure V.22). Le débit de recyclage Q_r est alors maximum et égal au débit externe Q_e .

Un mécanisme de rupture macroscopique ($S_1 M_2$) entraînant le détachement du talon du pion en alumine 99,7 face au disque en alumine 94 a été observé à 800°C, 36 N et 1 m/s. Cette rupture a été à nouveau observée lorsque l'on a refait l'essai dans les mêmes conditions (Figure V.23). L'essai étant mené en aveugle, il n'a pas été interrompu après rupture et la moitié restante

de la surface apparente assurait le contact. Après ouverture du contact une morphologie de dégradation des surfaces identique à celle des essais à 800°C a été observée. Cette rupture peut s'expliquer par une abrasion préférentielle sur l'avant du pion puis par le piégeage des particules à l'arrière. Les contraintes dans le talon peuvent alors fortement augmenter jusqu'à dépasser la contrainte de rupture du matériau. Cette fragilisation peut être favorisée par le niveau élevé de température dans le contact ($T_b = 907^\circ\text{C}$, $T_f = 1346^\circ\text{C}$) qui engendre une diminution notable du facteur d'intensité de contrainte. De plus le fort pourcentage d'éléments d'addition de l'alumine 94 est susceptible de favoriser l'adhésion des particules et participer ainsi à élever le niveau de contraintes dans le contact, entraînant la rupture des pions.

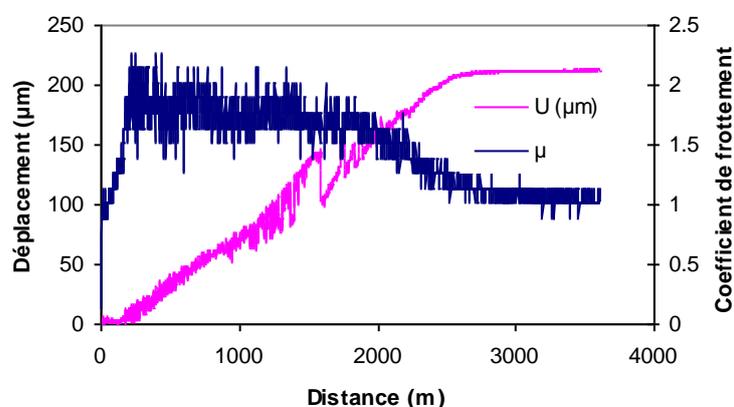


Figure V.22 : Evolution du frottement et du déplacement pour l'essai 24 (alumine 99,7-alumine 94 : 20°C, 1 m/s, 11 N).

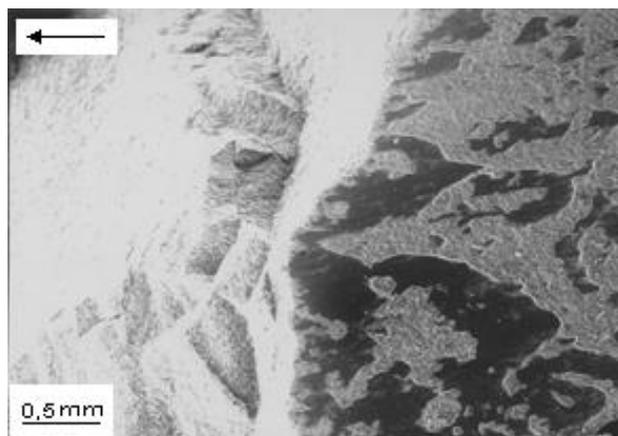


Figure V.23 : Rupture du talon du pion en alumine 99,7 frottant face à un disque en alumine 94 à haute température (800°C, 1 m/s, 36 N).

2.2 Frottement contre un acier

Nous présentons ici les résultats des essais tribologiques concernant les couples acier 100C6-alumine 99,7, à température ambiante (20°C), pour des charges appliquées variant de 36 à 360 N et des vitesses variant de 0,5 à 1,5 m/s. L'objectif de ces essais était surtout d'obtenir des résultats sur l'évaluation des températures de contact, ce qui explique les conditions de frottement différentes de celles exposées en début d'étude. Cependant l'analyse des mécanismes d'accommodation nous a semblé intéressante quant à leur relation avec les températures évaluées au cours du frottement.

2.2.1 Allure générale des courbes

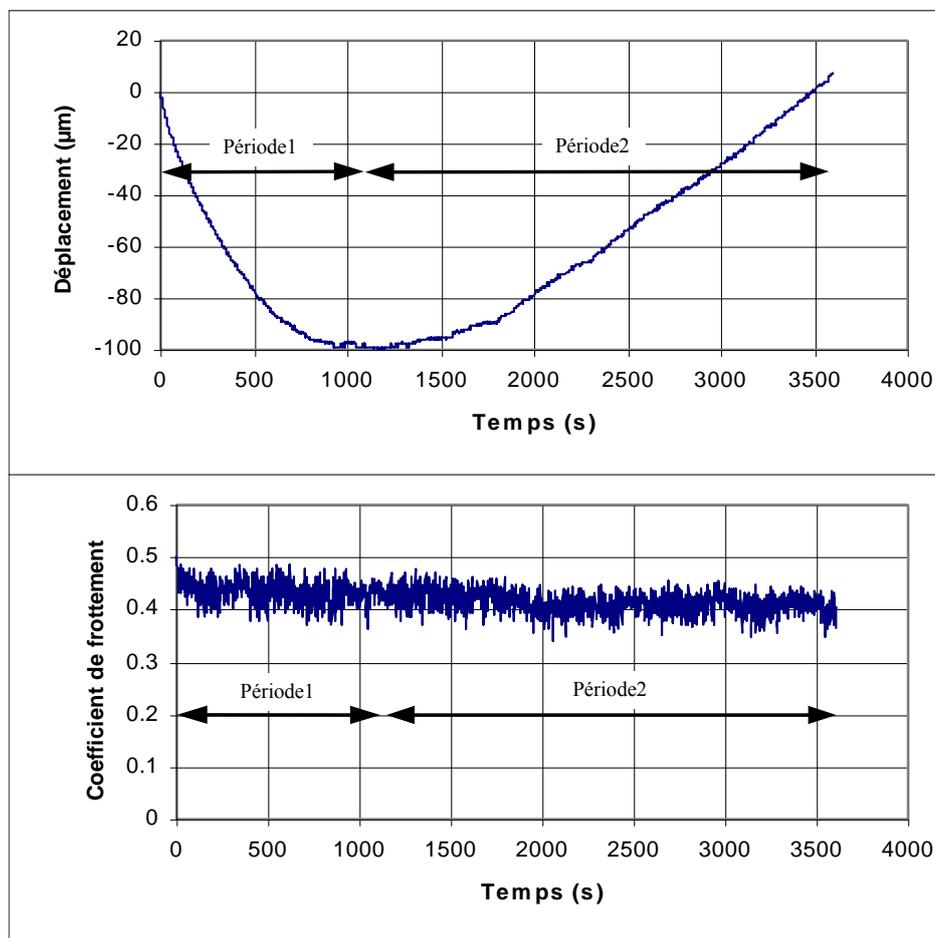


Figure V.24 : Frottement acier 100C6-alumine 99,7 % (essai 59 : 20°C, 1,5 m/s, 180 N).

L'allure générale des courbes de déplacement ne permet de dissocier que deux périodes (Figure V.24a). La période 1 correspond à un régime de frottement sans réel enlèvement de

matière où la dilatation du mécanisme est le seul phénomène observable. La période 2 correspond à l'établissement d'un régime d'usure stable.

La courbe de frottement ne fait apparaître aucune discontinuité permettant une corrélation avec la courbe de déplacement (Figure V.24b). On observe néanmoins une légère diminution du coefficient de frottement avec la température. Les fluctuations de la courbe de frottement autour de la valeur moyenne sont assez faibles et régulières.

2.2.2 Paramètres tribologiques

Pour la majorité des essais considérés, on enregistre les **taux d'usure globaux** très faibles pour le disque en alumine, de l'ordre de 10^{-16} m³/N.m alors que celui du pion en acier est plutôt supérieur à 10^{-14} (Tableau V.10).

Essai N°	Température (°C)	Vitesse (m/s)	Charge (N)	$U_p \cdot 10^{-14}$ (m ³ /N.m)	$U_D \cdot 10^{-14}$ (m ³ /N.m)	$U_{2P} \cdot 10^{-14}$ (m ³ /N.m)	$U_{2D} \cdot 10^{-14}$ (m ³ /N.m)	d ₁ (m)	d ₂ (m)	d (m)
5	20	0,5	36	2,9	0,06	6,0	0,11	1849	1751	3600
4	20	1	36	2,8	0,076	0	0	3600	-	3600
6	160	0,5	36	2,2	0,045	3,8	0,08	1500	2100	3600
23	20	1,5	108	1,2	0,007	1,7	0,1	2820	7230	10050
59	20	1,5	180	1,5	0,057	2,3	0,09	1894	3506	5400
52	20	1,5	360	0,4	0,10	0,4	0,1	100	5300	5400

Tableau V.10 : Paramètres d'usure pour le couple acier 100C6-Al₂O₃ 99,7 ; taux d'usure pour le pion et le disque (global U_p, U_D et pour la période 2 U_{2P}, U_{2D}) et extension des différentes périodes identifiées.

Pour l'essai 23 (20°C, 1,5 m/s, 108 N), où charge et vitesse sont relativement élevées, le taux d'usure global observé pour le disque est le plus faible bien que la distance de frottement soit presque trois fois plus importante que pour les autres essais. Enfin l'essai 6 (160°C, 0,5 m/s, 36 N), effectué à la température de revenu du pion 100C6, présente un taux d'usure du pion et du disque inférieur à celui de l'essai 5 effectué à 20°C dans les mêmes conditions de charge et de vitesse.

La période 1, sans usure, correspond à une distance parcourue d'au moins 1500 m excepté pour l'essai 52 où elle n'est que de 100 m (Tableau V.10). Cette distance augmente quand la vitesse croît à charge constante mais diminue quand la charge et la température augmentent.

Les **taux d'usure spécifiques** affectés à la période 2 en concordance avec les taux d'usure globaux en raison de l'existence d'une seule période de dégradation (il y a amplification des tendances observées). Ainsi, on constate que le taux d'usure décroît quand la vitesse ou la température augmente à charge constante. De même, pour une vitesse constante égale à 1,5 m/s, le taux d'usure du disque croît avec la charge. En revanche, dans des conditions extrêmes (essai 52, 1,5 m/s, 36 N) le taux d'usure maximal pour le disque correspond le taux d'usure minimal pour le pion.

On note un très faible écart entre les valeurs du coefficient de frottement des périodes 1 et 2. Ces coefficients de frottement sont élevés (de l'ordre de 1 à 1,2) pour les essais à faible charge et faible vitesse. En revanche, on enregistre une diminution des coefficients de frottement lorsque la charge et la vitesse augmentent (de l'ordre de 0,4 pour les conditions les plus sévères). Le passage à une température égale à la température de revenu (essai 6) n'a eu que très peu d'influence sur les valeurs du coefficient de frottement (légère diminution).

Essai N°	Température (°C)	Vitesse (m/s)	Charge (N)	f_1	f_2
5	20	0,5	36	1,19	1,17
4	20	1	36	1,3	-
6	160	0,5	36	1,15	1,06
23	20	1,5	108	0,64	0,58
59	20	1,5	180	0,43	0,41
52	20	1,5	360	0,38	0,38

Tableau V.11 : Paramètres de frottement pour le couple acier 100C6- Al_2O_3 99,7 ; coefficients de frottement associés aux périodes 1 et 2 (f_1, f_2).

2.2.3 Mécanismes de dégradation

L'enlèvement de matière se produit essentiellement à partir du pion acier soit par polissage (faibles vitesses et faibles charges) soit par arrachements associés à un fluage superficiel important (vitesses et charges élevées). Les débris formés sont ensuite rapidement piégés sur la surface du disque en alumine où ils adhèrent fortement pour constituer un « transfert » couvrant une surface plus ou moins étendue. Différents types de transferts (brun-orangé, brun foncé ou noir) ont été observés selon l'intensité des sollicitations appliquées. Enfin, bien que très peu endommagé, le disque en alumine présente sous le transfert des zones de déchaussements intergranulaires ainsi que des zones d'altération préférentielle aux joints des

grains. Nous présentons ci-dessous une description plus détaillée de ces différents phénomènes et nous y associerons les mécanismes d'accommodation correspondants.

- **Mécanismes d'accommodation dans le pion**

Les pions en acier subissent à faible charge (36 N) un polissage issu de l'arasement des aspérités sur la majorité de la surface de contact ($S_1 M_3$). La rugosité de surface passe ainsi de 0,32 à 0,02 $\mu\text{m Ra}$. Plus localement, on observe des zones d'une rugosité plus forte, sièges d'arrachements (Figure V.25) ainsi que des stries d'abrasion, parallèles au déplacement.

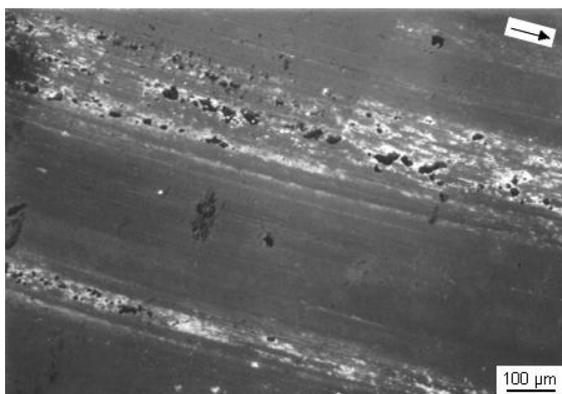


Figure V.25 : Polissage et arrachements de matière à la surface du pion (essai 6 : 160°C, 0,5 m/s, 36 N).

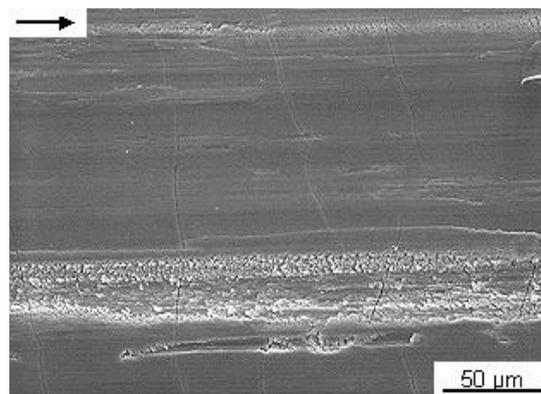


Figure V.26 : Réseau de fissures à la surface du pion (essai 52 : 20°C, 1,5 m/s, 360 N).

Lorsque la charge et la vitesse augmentent les dégradations s'amplifient et la rugosité augmente au-delà de 1 $\mu\text{m Ra}$. On observe des arrachements importants sous forme de bandes et un transport de matière par fluage superficiel ($S_1 M_3$) associée à une importante arrête rapportée à l'arrière du contact (Figure V.27a) et un bourrelé d'une taille plus réduite à l'avant. Une attaque au nital sur des coupes longitudinales permet de mettre en évidence l'écrouissage de la surface du pion (Figure V.27b). L'épaisseur de la zone perturbée par le fluage est comprise entre 10 μm (essai 23 : 20°C, 1,5 m/s, 108 N) et 110 μm pour la plus forte charge (essai 52 : 20°C, 1,5 m/s, 360 N).

Enfin, un réseau de fissures perpendiculaire au sens de glissement ($S_1 M_2$) a été également observé à forte charge (essai 52). Ces fissures se développent préférentiellement sur les zones polies mais peuvent s'étendre aux zones arrachées (Figure V.26).

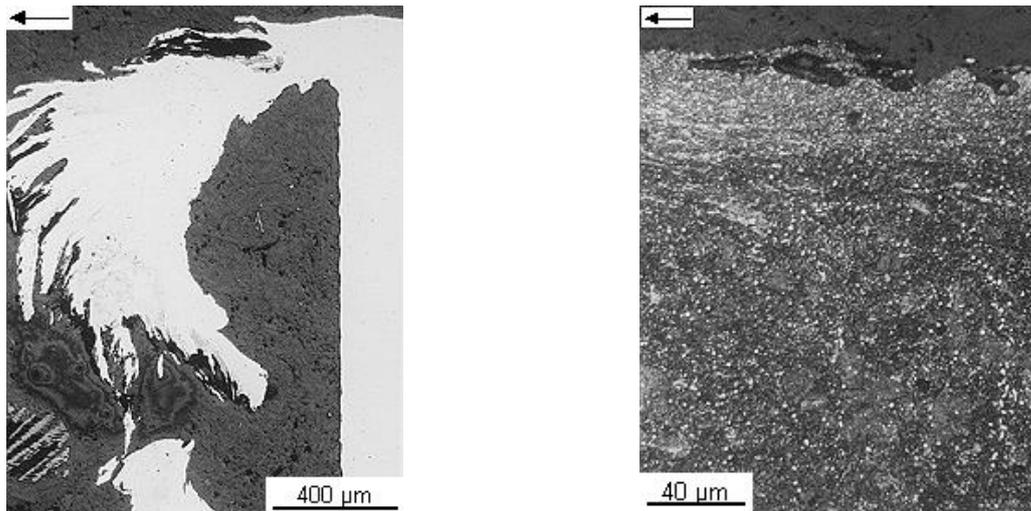


Figure V.27 : Coupe longitudinale d'un pion en acier 100C6 (essai 52 : 20°C, 1,5 m/s, 360 N) (a) arrête rapportée à l'arrière du contact et (b) couche affectée par l'érouissage et le fluage.

• Mécanismes d'évolution des transferts

L'apparition d'une couche-transfert adhérente sur le disque dès le début du frottement a été systématiquement détectée, quelle que soit la charge employée. Trois types de transfert facilement identifiables à leur couleur, ont été observés en fonction des sollicitations appliquées.

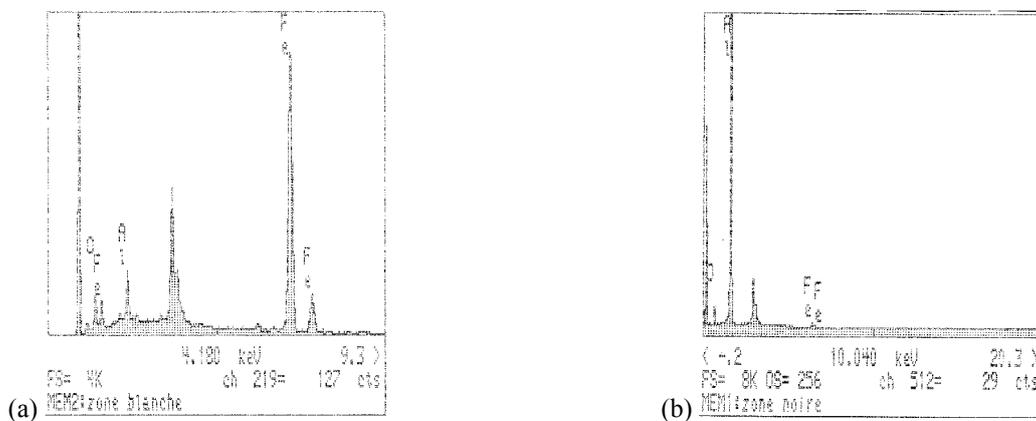
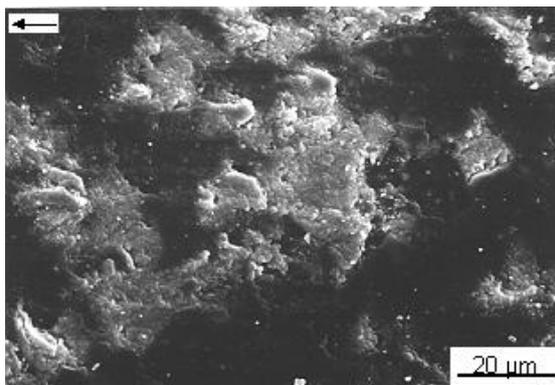
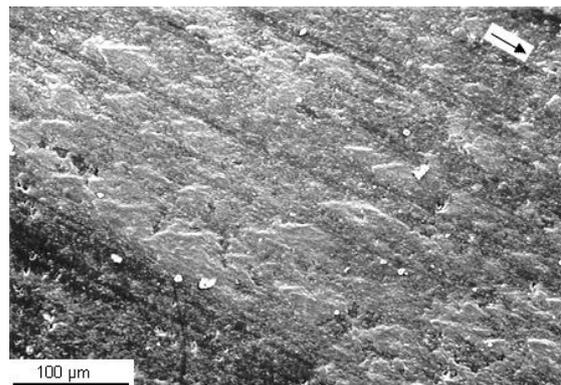


Figure V.28 : Analyse EDX sur un disque d'alumine (essai 4 : 20°C, 1 m/s, 36 N). (a) identification de l'élément Fe à la surface du disque (zone claire) et (b) disparition de cet élément (zone foncée).

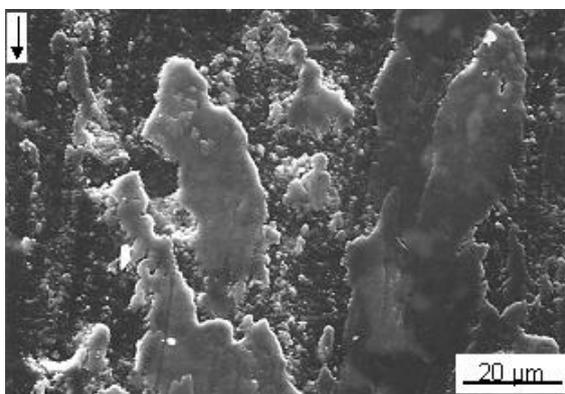
Le premier type de transfert se caractérise par une couleur brun-orangée donnant l'impression que la surface du disque a été « métallisée ». Il s'agit d'une couche de très faible épaisseur où l'on distingue au MEB l'alternance de zones « claires » riches en fer et de zones « foncées » qui en sont pratiquement exemptes (Figures V.28 et V.29a). Ce type de transfert s'observe pour les essais à faibles charge (essai 5 : 20°C, 0,5 m/s, 36 N ; essai 4 : 20°C, 1 m/s, 36 N ; essai 6 : 160°C, 0,5 m/s, 36 N).



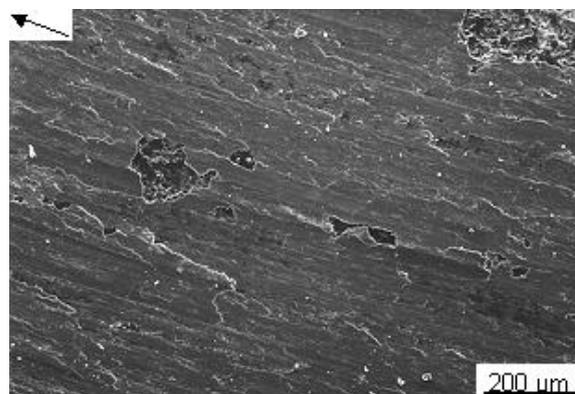
(a) : Mécanisme de comblement de la porosité de la surface du disque, transfert orangé (essai 4 : 20°C, 1 m/s, 36 N).



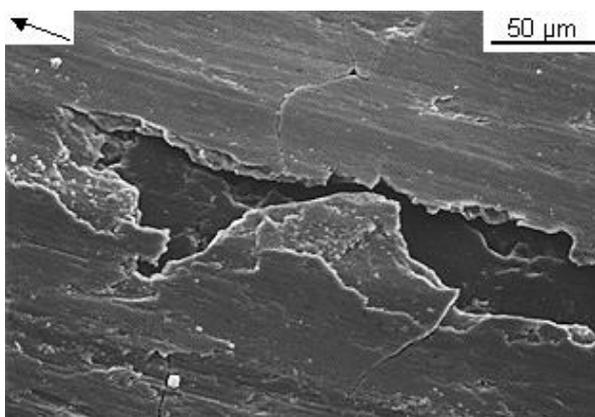
(b) : Transfert brun foncé d'aspect mat, sur un disque d'alumine 99,7 (essai 5 : 20°C, 0,5 m/s, 36 N).



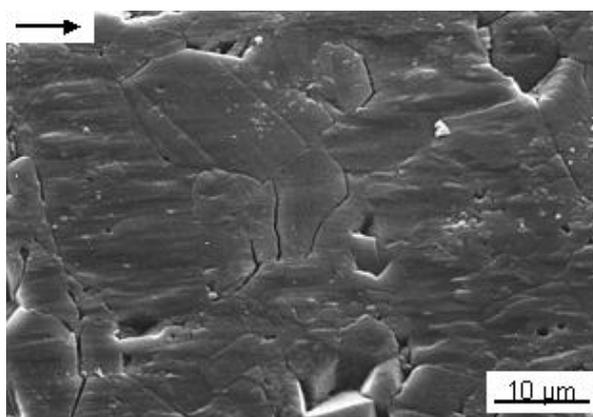
(c) : Transfert noir sous forme d'îlots sur le disque en alumine 99,7 (essai 4 : 20°C, 1,5 m/s, 36 N).



(d) : Transfert noir très épais sur le disque en alumine 99,7 (essai 23 : 20°C, 1,5 m/s, 108 N).



(e) : Fissuration et écaillage du transfert (agrandissement de la figure d).



(f) : Attaque thermique et fissuration des joints de grains visibles sous le transfert (essai 23 : 20°C, 1,5 m/s, 108 N).

Figure V.29 : Observation des transferts métalliques sur le disque en alumine.

Le second type de transfert est suffisamment épais pour masquer le substrat (Figure V.29b). Il prend alors une couleur brun foncé, d'aspect mat et se présente sous la forme d'une poudre d'oxyde de fer faiblement compactée et étalée grossièrement sur le disque. Les mécanismes d'accommodation de vitesse n'ont pas changé : on retrouve le cisaillement des aspérités ($S_1 M_3$) pour la production des débris et le cisaillement du troisième corps ($S_3 M_3$) qui en assure la circulation dans le contact.

Le troisième type de transfert observé est nettement différent. Il est noir, étalé en forte épaisseur et est issu d'un apport important de matière en provenance du pion. On retrouve ici la forme d'îlots allongés (Figure V.29c) ou de bandes (Figure V.29b) d'une morphologie analogue à celle rencontrée pour le frottement alumine-alumine à haute température. En effet, sa formation est associée aux essais à vitesses et charges élevées (essais 23, 59 et 52 à 1,5 m/s et respectivement 108, 180 et 360 N) qui engendrent une élévation importante de température. A l'arrachement initial de matière par cisaillement ($S_1 M_3$) et l'étalement du transfert par cisaillement ($S_3 M_3$), ce transfert se fissure ($S_3 M_2$) sous l'effet de contraintes périodiques élevées ce qui entraîne une recirculation de débris ($S_3 M_3$) par écaillage (Figure V.29e).

Les trois types de transfert ont été présentés comme fonction de la charge. Néanmoins ils sont souvent observés simultanément sur une même piste de frottement et c'est seulement la proportion de l'un ou de l'autre qui varie. Ainsi, l'essai 6 (160°C, 0,5 m/s, 36 N) permet de visualiser sur la trace d'usure du disque les trois types de transfert, et les essais 4 et 5 (20°C, 0,5 et 1 m/s, 36 N) permettent d'observer les deux premiers.

Aucune analyse physico-chimique n'a été entreprise pour ces essais. Cependant, on peut dire que la composition du transfert est très certainement constituée d'oxydes de fer (FeO , Fe_2O_3 , Fe_3O_4). En effet, des analyses de type ESCA précédemment réalisées sur des disques céramiques (3Y-TZP et Al_2O_3 à 99,7 % de pureté) ayant frottés contre des pions en acier 100C6, ont montré sans ambiguïté, la présence de ces oxydes [Paris 94, Guilmard 91]. Néanmoins les énergies de liaison associées au Fe_2O_3 et au Fe_3O_4 étant très proches, il n'avait pas été possible de préciser davantage ces observations. Néanmoins, la couleur brun orangé des transferts fait pencher pour une composition majoritairement formée d'oxyde ferreux Fe_2O_3 alors que la couleur noire serait caractéristique d'oxyde FeO stable à haute température ; la couleur brun foncé étant un mélange des trois oxydes précédemment cités.

La littérature fait ressortir 600°C comme la température probable à partir de laquelle peut se former l'oxyde FeO [Allen 85, Caplan 66]. Nous avons en effet observé les transferts noirs supposés constitués de FeO pour les essais 23, 59 et 52, dont les températures éclairs estimées sont respectivement 797, 807 et 1126°C (la température moyenne évaluée pour l'essai 52 est de 752°C). Les essais pour lesquels nous soupçonnons avoir observé des transferts constitués de Fe₂O₃ et Fe₃O₄, sont ceux où la température éclair maximale estimée est égale à 511°C.

- **Mécanismes d'accommodation dans le disque**

La surface du disque après frottement est globalement très peu endommagée. Après dissolution du transfert à l'acide chlorhydrique, on constate qu'il reste dans la majorité des cas les stries issues de la préparation initiale des disques d'alumine avec localement l'action d'un polissage de type S₅ M₃. En revanche, les zones arrachées issues d'un mécanisme de rupture intergranulaire (S₅ M₂) se sont légèrement étendues sous le transfert issu des sollicitations les plus sévères (transfert « noir »).

De plus, sous ce type de transfert épais, on observe des surfaces d'une morphologie semblable à celles résultant d'une attaque thermique. En effet, on distingue nettement le creusement des joints de grains, alors que les stries de polissage sont encore visibles sur la surface des grains voisins (Figure V.29f). Ce gravage des joints de grains pourrait provenir de la superposition d'un phénomène thermique et chimique mettant en jeu le fer métal, l'alumine et les impuretés présentes aux joints de grains [Mehan 82]. La réaction susceptible de survenir conduirait à la formation, à partir du monoxyde de fer FeO, d'une phase spinelle FeAl₂O₄ éliminée par l'attaque à l'acide chlorhydrique. Cette phase spinelle pourrait être à l'origine de l'affaiblissement des joints de grains et faciliter la fissuration intergranulaire du disque. Le mécanisme d'accommodation de vitesse de type rupture (S₅ M₂) est donc thermiquement activé au cours du frottement.

3. SYNTHÈSE

Nous avons mis en évidence les non-linéarités du comportement en usure et frottement au cours du temps de différents couples de matériaux. Le comportement de l'alumine a ainsi été décrit au moyen de trois périodes successives, une première période sans usure suivi de deux autres périodes présentant deux régimes de dégradation distincts. Le taux d'usure du second régime de dégradation des couples alumine 99,7-alumine 99,7 est inférieur à celui du premier régime. On observe le phénomène inverse pour les couples alumine 99,7-alumine 94. En revanche, le frottement acier 100C6-alumine 99,7 ne fait apparaître qu'un seul régime de dégradation.

Nous avons ensuite décrit les différents mécanismes d'accommodation de vitesse identifiés dans le contact. Ce travail met en exergue l'influence des différentes composantes du triplet tribologique (tribomètre, premiers corps, troisième corps) sur le comportement en frottement de nos matériaux et précise la façon dont s'enchaînent ces mécanismes d'accommodation.

Ainsi, le début du glissement est gouverné par les écrans superficiels (contamination) recouvrant les surfaces des premiers corps. Ces écrans jouent un rôle essentiel à basse température (20°C) et faible sollicitation où ils peuvent, en accord avec la rigidité du tribomètre, prendre en charge la quasi totalité de l'accommodation de vitesse. Le cisaillement de ces écrans permet de limiter considérablement les interactions physiques entre les surfaces des matériaux en couple homogène.

Toujours à température ambiante mais à forte charge ou à vitesse élevée, les premiers corps se dégradent ensuite brutalement pour passer le relais au troisième corps constitué des particules piégées dans le contact. L'étude des différents débits de particules intervenant dans le contact a permis d'estimer le taux de détachement des particules (débit source) par rapport au taux d'élimination des particules (débit d'usure) à travers les contributions du taux de récupération des débris (débit de recirculation) et surtout du taux de piégeage de ces débris (débit interne). Ainsi, c'est l'équilibre entre la rupture des premiers corps le piégeage des particules et le recyclage du troisième corps faiblement adhérent qui assure la portance du contact.

Deux phénomènes importants apparaissent à haute température (800°C). On observe d'une part la disparition des écrans de contamination qui n'accommodent donc plus les déplacements pour les faibles sollicitations et d'autre part l'augmentation de la cohésion des particules émises dans le contact qui forment ainsi une couche adhérente. Après une phase partielle d'écaillage, le troisième corps se présente sous forme de plateaux qui assurent la portance du contact. Nous soupçonnons la contribution d'un mécanisme thermo-chimique de refrittage sous charge pour expliquer la consolidation de ces plateaux en raison des fortes températures moyennes et éclaircies impliquées dans ces essais.

Le changement de pureté de l'alumine du disque influence peu les mécanismes d'évolution du troisième corps. On observe toujours une plus faible adhérence de particules à basse température qu'à haute température. Cependant, à faible charge les écrans ne jouent plus qu'un rôle protecteur limité et l'on observe une forte usure. Ce phénomène a été attribué à la morphologie différente de la surface du disque d'alumine 94. Le fort taux d'ajout de frittage introduit dans cette alumine est susceptible de favoriser les phénomènes d'adhésion à haute température. Il en résulte une augmentation locale des contraintes dans le contact pouvant entraîner une rupture brutale du pion à haute température.

Enfin, pour le frottement acier 100C6-alumine 99,7 les principaux mécanismes d'accommodation de vitesse se situent dans le transfert métallique recouvrant la céramique (cisaillement) et dans le pion (fluage). L'action conjuguée de l'élévation de la température et de la formation de l'oxyde de fer FeO peut conduire à une attaque thermo-chimique des joints de grains de l'alumine et favorisent la rupture intergranulaire de la céramique.

MÉCANISMES DE DEGRADATION DU WC.Co

Ce chapitre regroupe l'ensemble des résultats expérimentaux concernant le comportement tribologique dans l'air d'une céramique (plus précisément un cermet) non-oxyde : le carbure de tungstène à liant cobalt. Nous allons d'abord nous intéresser à son comportement en couple homogène en nous attachant à cerner les paramètres influençant la vie du contact et notamment le rôle joué par l'oxydation du WC.Co à haute température. Nous verrons ensuite l'influence d'une combinaison en couple hétérogène où le disque est constitué d'alumine α à 99,7 et 94 % de pureté, c'est-à-dire de matériaux très stables vis-à-vis de l'oxydation (ce sont déjà des oxydes).

1. FROTTEMENT EN COUPLE HOMOGENE DU WC.Co

Les essais en couple homogène WC.Co-WC.Co nous ont permis de balayer un large spectre de conditions de frottement. Ainsi, nous avons fait évoluer la charge normale de 108 à 810 N pour deux températures différentes de 20 et 600°C et une vitesse de glissement de 1 m/s. La pression moyenne de contact correspondante varie ainsi entre 2,8 et 21 MPa. Nous avons ensuite, toujours pour les deux mêmes températures, fixé la charge à 540 N et sollicité le couple à des vitesses de glissement de 0,5, 1 et 1,5 m/s. La distance de frottement choisie pour l'ensemble des essais est de 3600 m (soient des durées d'essai de deux heures à 0,5 m/s, de une heure à 1 m/s et de 40 minutes à 1,5 m/s).

Comme le carbure de tungstène s'oxyde de façon significative à partir de 600°C, la détermination des volumes d'usure des disques s'est avérée délicate en raison de l'épaisseur importante de la couche d'oxyde formée en bordure des surfaces frottantes. En effet, lorsque la couche d'oxyde croît, l'altitude du substrat non oxydé décroît simultanément. Cette couche d'oxyde se fragilise en s'épaississant, s'écaille, et ne peut donc pas servir de référence de mesure sûre. En conséquence, avant de relever les sections nous permettant de mesurer l'usure, nous

avons éliminé la couche d'oxyde en bordure de piste de frottement (élimination mécanique). Le volume ainsi déterminé fait donc référence à une frontière mobile, fonction du degré d'oxydation de la surface, lui-même fonction des conditions d'essai. Ainsi, le taux d'usure qui en résulte n'est donné qu'à titre indicatif pour les disques ayant frotté à 600°C.

1.1 Allure générale des courbes de frottement

L'allure globale des courbes de frottement varie nettement suivant la température de l'essai comme nous pouvons le constater sur les courbes suivantes (Figure VI.1).

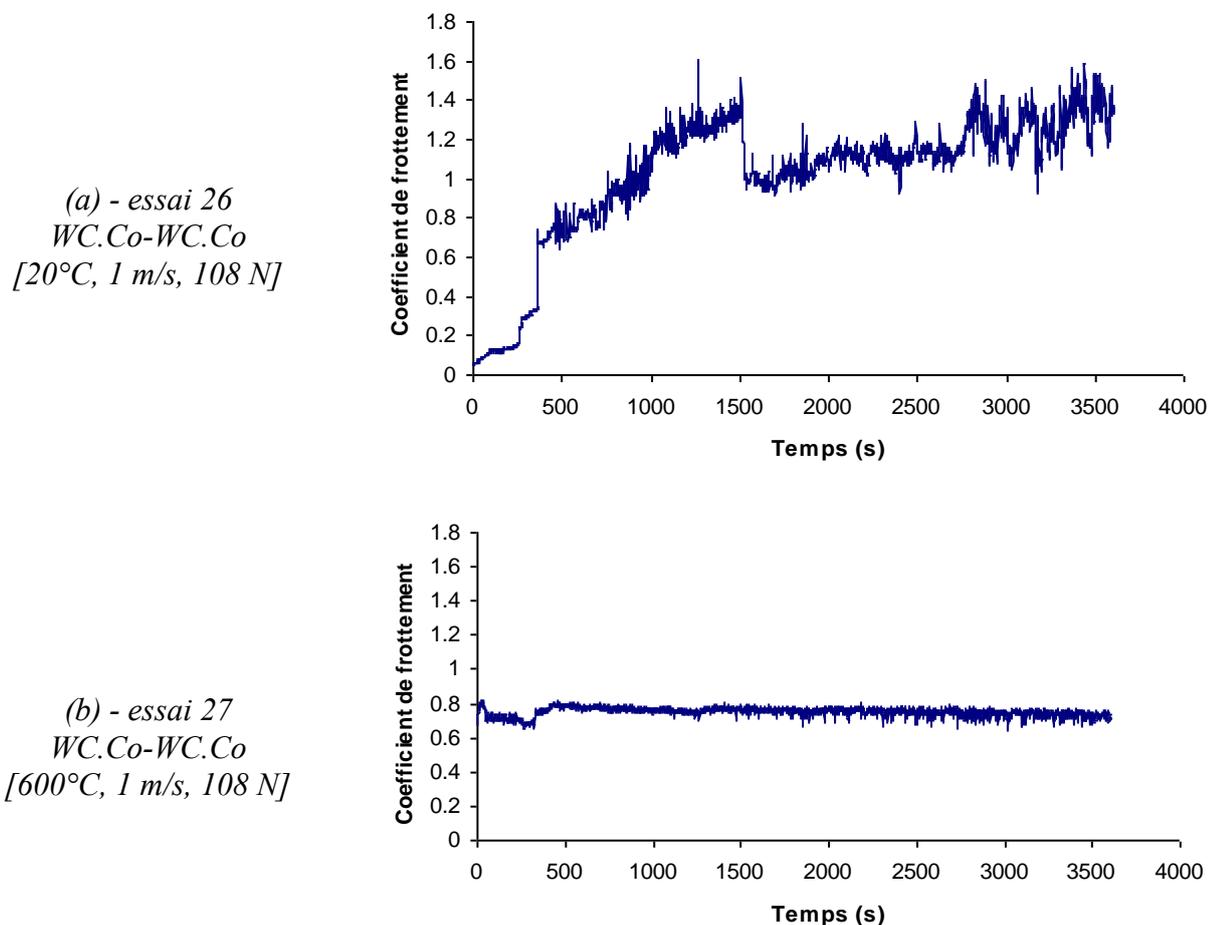


Figure VI.1 : Allure générale des courbes de frottement en fonction de la température d'essai.

A 20°C, le coefficient de frottement démarre généralement à une valeur faible souvent inférieure à 0,2, puis croît rapidement à des valeurs bien plus élevées. La courbe de frottement se caractérise par une instabilité importante du signal et de brusques discontinuités positives ou négatives, associées à une émission sonore d'un niveau élevé. Ce comportement est d'autant plus

marqué que la charge et la vitesse sont faibles. En revanche, à 600°C les courbes de frottement sont beaucoup plus stables avec généralement, en début d'essai, une courte période d'adaptation pendant laquelle le coefficient de frottement décroît légèrement, puis augmente pour reprendre une valeur proche de celle de départ.

1.2 Paramètres tribologiques

1.2.1 Paramètres de frottement

L'évolution du coefficient de frottement moyen avec la charge est proche pour les deux températures d'essai (Tableau VI.1, Figure VI.2).

A 20°C, quand la charge passe de 108 à 810 N, nous observons d'une part une diminution de moitié de la valeur du coefficient de frottement et d'autre part une réduction des variations du coefficient de frottement par rapport à la valeur moyenne : les valeurs extrêmes sont ainsi de $1,03 \pm 0,35$ à 108 N et de $0,53 \pm 0,04$ à 810 N.

Essai N°	Température (°C)	Vitesse (m/s)	Charge (N)	μ_{moy}	$U_P \cdot 10^{-16}$ (m ³ /N.m)	$U_D \cdot 10^{-16}$ (m ³ /N.m)	Ox Pion (μm)	Ox Disque (μm)
26	20	1	108	1,03	4,9	2,7	-	-
28	20	1	180	0,95	1,5	1	-	-
29	20	1	360	0,69	3,7	1	-	-
31	20	1	540	0,64	5,9	3,4	-	-
34	20	1	810	0,53	5,8	6,4	-	-
27	600	1	108	0,75	0	38,5	2	2
30	600	1	180	0,69	0	6,5	6,4	2,6
32	600	1	360	0,52	2,9	4	22,7	29
33	600	1	540	0,49	4,4	1,5	54,4	31,2
38	600	1	810	0,41	4	0,5	61,3	41,5
41	20	0,5	540	0,86	0	0,3	-	-
42	20	1,5	540	0,53	1	1,9	-	-
43	600	0,5	540	0,61	5	4	14,7	16
40	600	1,5	540	0,40	1	0	52,8	67

Tableau VI.1 : Paramètres de frottement et d'usure pour le couple homogène WC.Co-WC.Co, coefficient de frottement moyen (μ_{moy}), taux d'usure du pion et du disque (U_P et U_D), épaisseur de la couche d'oxyde sur le pion et le disque (Ox Pion et Ox Disque).

A 600°C, comme à 20°C, la diminution du coefficient de frottement est d'un facteur 2 (décroissance de 0,75 à 0,41). On observe une légère diminution de l'écart entre les deux courbes

à 20 et 600°C (Figure VI.2a). A cette température, la variation autour de la valeur moyenne est faible et pratiquement constante.

L'évolution du coefficient de frottement avec la vitesse amène les mêmes commentaires que ceux faits précédemment. Ainsi, quand la vitesse augmente à température ambiante, on assiste à nouveau à une baisse du coefficient de frottement accompagnée d'une diminution de ses variations autour de la valeur moyenne. De même, le coefficient de frottement est plus faible à 600°C qu'à 20°C, l'écart entre les deux courbes étant plus élevé à 0,5 m/s ($\Delta\mu = 0,25$) qu'à 1,5 m/s ($\Delta\mu = 0,13$) (Figure VI.2b).

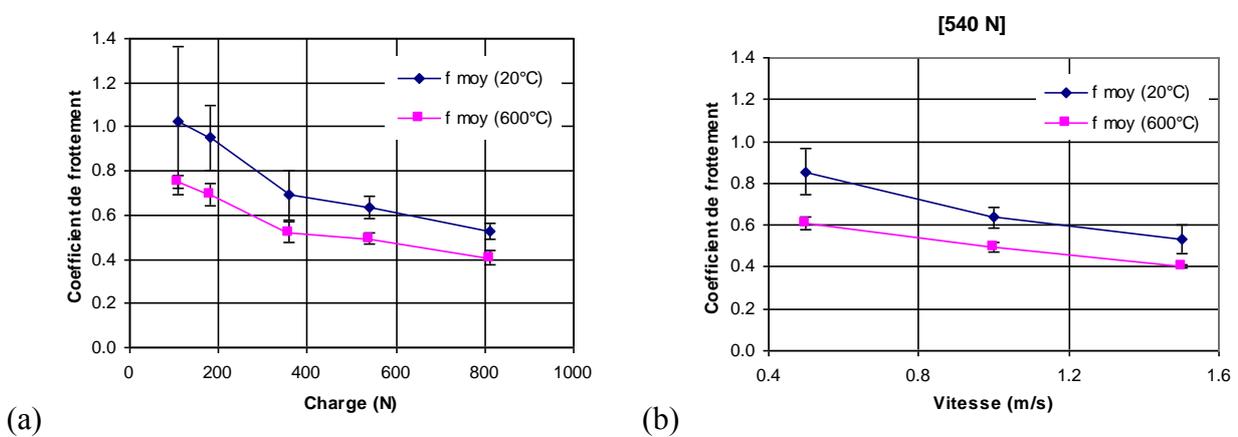


Figure VI.2 : Evolution du coefficient de frottement des couples WC.Co-WC.Co en fonction : (a) de la charge, (b) de la vitesse.

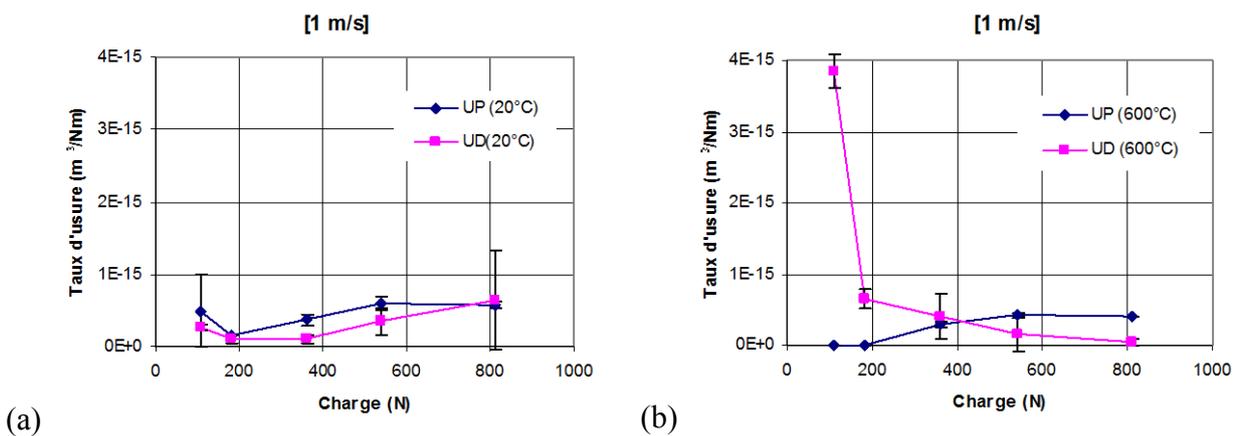


Figure VI.3 : Taux d'usure fonction de la charge des couples WC.Co-WC.Co, (a) à 20°C et (b) à 600°C.

1.2.2 Paramètres d'usure

Quelles que soient les conditions de charge, de vitesse et même de température, les taux d'usure du pion comme du disque restent très faibles (de l'ordre de 10^{-16} m³/N.m). La seule exception vient de l'essai 27 (600°C, 1 m/s, 108 N) où le taux d'usure du disque est de l'ordre de 10^{-15} m³/N.m (Tableau VI.1, Figure VI.3a) alors que l'usure mesurée sur le pion est quasiment nulle (Figure VI.3b).

1.2.3 Evolution de la couche d'oxyde sur le pion et le disque

La coloration et l'épaisseur de la couche d'oxyde en bordure des surfaces de frottement peuvent donner une bonne idée de la température atteinte dans le contact. Dans le cas des essais conduits à 600°C, la mesure de l'épaisseur d'oxyde est effectuée par profilométrie au rugosimètre 3D après écaillage partiel (grattage) de la couche d'oxyde en bordure de la piste de frottement. Le relevé se fait ainsi proche de la piste de frottement pour le disque et sur la partie avant du pion, à 4 mm en retrait de la face frottante.

A 20°C, et pour de faibles charges (108 et 180 N), aucune coloration franche n'est discernable sur la piste de frottement ou à ses abords. En revanche, à partir de 360 N, une nette coloration bleue, mauve et jaune apparaît hors de la piste de frottement. Cette irisation pourrait être due à l'apparition d'oxydes dont la stoechiométrie varie entre WO₂ et WO₃ [Benard 64, Rieck 67]. Des couleurs similaires ont été obtenues sur un de nos échantillons qui a été maintenu pendant 1 heure dans un four à 400°C. A partir de 540 N, la coloration vire au vert puis au gris mat pour l'essai à 810 N. Ces couches d'oxydes restent néanmoins trop fines pour être mesurées au rugosimètre. A. Warren a mesurée pour un matériau de même composition, une épaisseur d'oxyde de 12 Å pour une durée d'exposition d'une heure à 200°C en milieu oxydant et une épaisseur de 100 Å lorsque la température est de 500°C [Warren 96].

Pour les essais à 600°C, une couche d'oxyde est présente sur les surfaces des premiers corps avant la mise en contact des échantillons. Cette couche d'une épaisseur initiale voisine du micromètre, se compose d'oxydes de type WO₃ et CoWO₄ qui ont été identifiés en analyse de phase par diffraction de rayons X. La couleur de l'oxyde WO₃ est jaune, mais peut virer au vert (couleur effectivement observée) pour des stoechiométries comprises entre WO_{2,95} et WO₃ [Rieck 67]. Le changement de couleur peut être également dû à la présence de l'oxyde CoWO₄

L'épaisseur de la couche mesurée après frottement, augmente avec la charge de 2 à 41,5 μm sur le disque en bordure de piste et de 2 à 61,3 μm sur le pion à 4 mm en arrière de la face frottante (Figure VI.4a). De même, cette épaisseur s'accroît avec la vitesse de glissement dans un rapport 4 pour le disque quand la vitesse passe de 0,5 à 1,5 m/s (Figure VI.4b). Une épaisseur maximale de 67 μm est mesurée pour l'essai 40 (600°C, 1,5 m/s, 540 N).

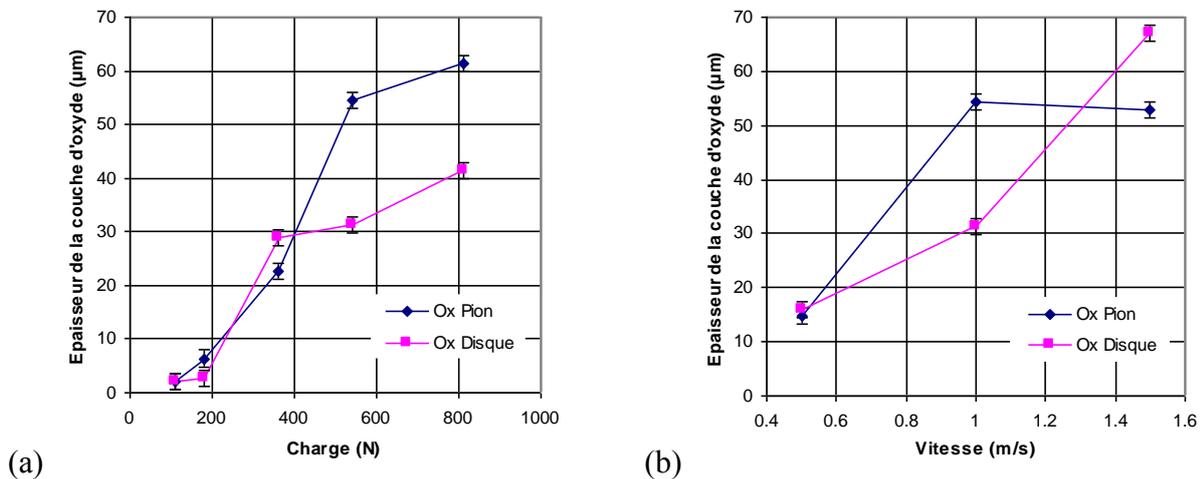


Figure VI.4 : Épaisseur de la couche d'oxyde des couples WC.Co-WC.Co en fonction, (a) de la charge, (b) de la vitesse, pour les essais réalisés à 600°C.

1.3 Mécanismes de dégradation

Les mécanismes de dégradation des pions et des disques évoluent avec la charge mais surtout avec la température d'essai. A faible charge et à température ambiante, la production de débris est très faible. Les premiers corps sont alors fortement sollicités et participent d'une façon importante à l'accommodation de vitesse. En revanche, à charge plus élevée et à 600°C, une couche d'oxyde permet une accommodation plus efficace des vitesses.

1.3.1 Evolution à température ambiante (20°C)

- Mécanismes de dégradation dans les premiers corps

Deux mécanismes de dégradation ont été observés dans les premiers corps : du polissage (ou de l'abrasion) et de la fissuration.

Le mécanisme de **polissage** intervient aussi bien sur le pion que sur le disque. La rugosité diminue ainsi fortement de 0,05 à 0,018 μm Ra pour le disque et de 0,12 à 0,03 μm Ra pour le

pion (essai 26 : 20°C, 1 m/s, 108 N) et même 0,009 μm Ra pour le pion de l'essai 41 (20°C, 0,5 m/s, 540 N). A faible charge (essai 26), cette surface « poli miroir » ne concerne qu'une partie de la surface nominale du pion et se présente sous la forme d'un croissant situé sur la partie avant du contact (Figure VI.5a). Des observations à fort grossissement au niveau de ces zones lisses permettent de visualiser la microstructure du matériau sur le pion et le disque (Figure VI.5b). La partie arrière reste intacte et ne semble pas avoir été en contact avec le disque. Aux fortes charges, le polissage fait progressivement place à un mécanisme d'abrasion sur le disque avec des stries d'une largeur d'environ 2 μm (Figure VI.7)

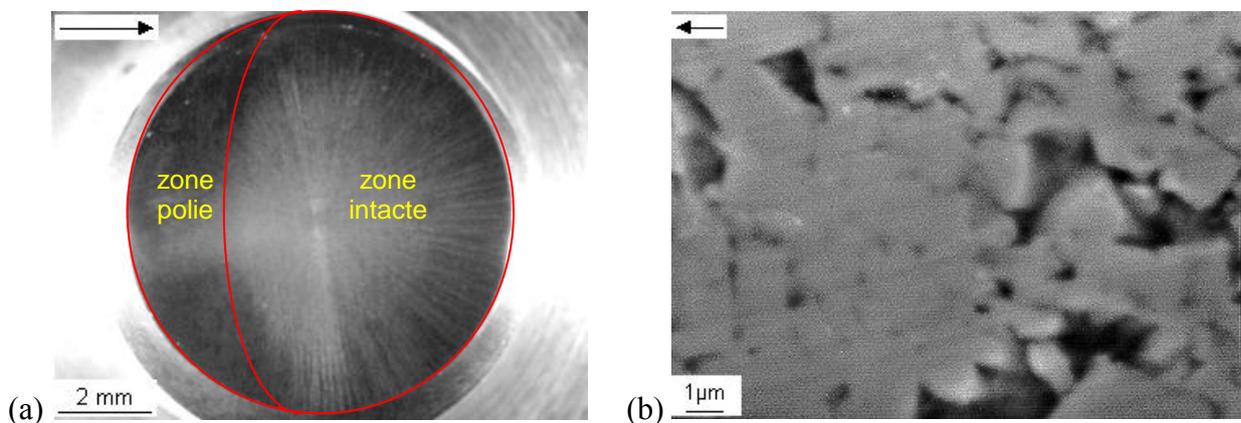


Figure VI.5 : (a) Zone polie à l'avant du pion (essai 26 : 20°C, 1 m/s, 108 N), (b) apparition de la microstructure du WC.Co par polissage (essai 41 : 20°C, 0,5 m/s, 540 N).

Le mécanisme de **fissuration** a été identifiée sur le disque à faible charge essai 26 (20°C, 1 m/s, 108 N) ainsi que sur le pion mais à forte charge (essai 34 : 20°C, 1 m/s, 810 N). Ces fissures se produisent perpendiculairement à la direction de frottement et présentent une courbure toujours opposée au sens apparent de glissement (Figure VI.6). Sur le disque, ces fissures se situent essentiellement sur une demi-circonférence de la piste de frottement, sont distantes de 2 mm environ et leur longueur atteint plusieurs millimètres. Sur le pion, elles apparaissent sur les zones les plus lisses, leur extension est plus réduite mais elles sont plus rapprochées.

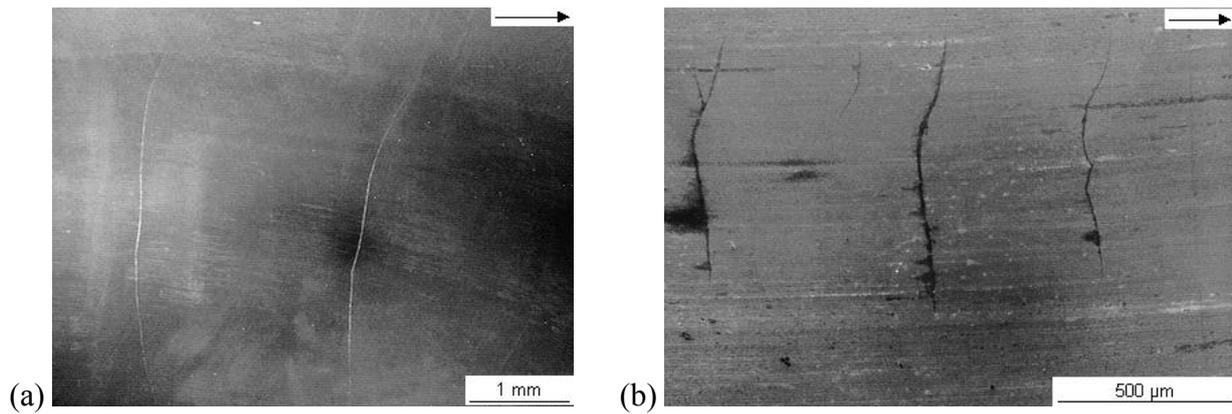


Figure VI.6 : (a) Mécanisme de fissuration du disque à faible charge (essai 26 : 20°C, 1 m/s, 108 N) et (b) du pion à charge élevée (essai 34 : 20°C, 1 m/s, 810 N).

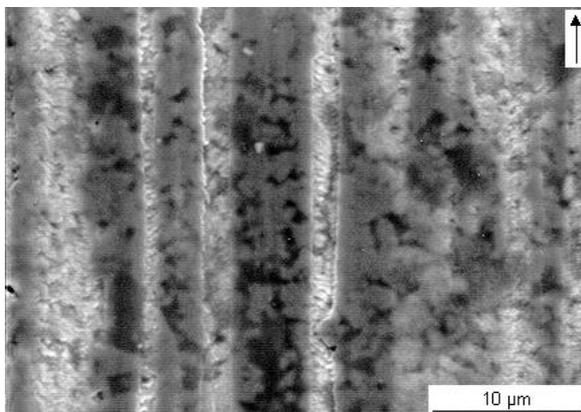


Figure VI.7 : Présence de rayures à la surface du disque en WC.Co (essai 28 : 20°C, 1 m/s, 180 N).

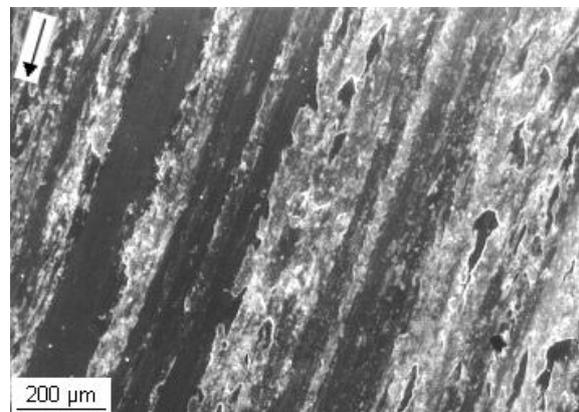


Figure VI.8 : Structure en forme de bandes du troisième corps à la surface d'un disque en WC.Co (essai 34 : 20°C, 1 m/s, 810 N).

- **Mécanismes d'accommodation dans les couches d'oxyde**

Dès que la charge dépasse 180 N des mécanismes d'oxydation peuvent être activés dans le contact. Pour cette charge, la température moyenne estimée est de 350°C et la température éclair approche alors les 500°C. Le seul oxyde identifié pour cette charge est le W_3O , oxyde de tungstène présentant la plus faible proportion en oxygène (Figure VI.9). A plus forte charge, on identifie systématiquement les deux oxydes WO_3 et $CoWO_4$ (Figure VI.10).

L'action conjointe du frottement et de l'oxydation entraîne une production de débris oxydés qui s'amalgament sous la forme de bandes et d'îlots allongés (Figure VI.8) pour former un troisième corps suffisamment endurant pour limiter les dégradations des massifs. Cette morphologie de surface a un aspect tourmenté, néanmoins la rugosité reste toujours faible (0,18

et 2,3 μm respectivement pour le Ra et le Rt du disque et à 0,13 et 2,1 μm respectivement pour le Ra et le Rt du pion). On remarque que la valeur du Rt reste proche de celle de la taille de grain.

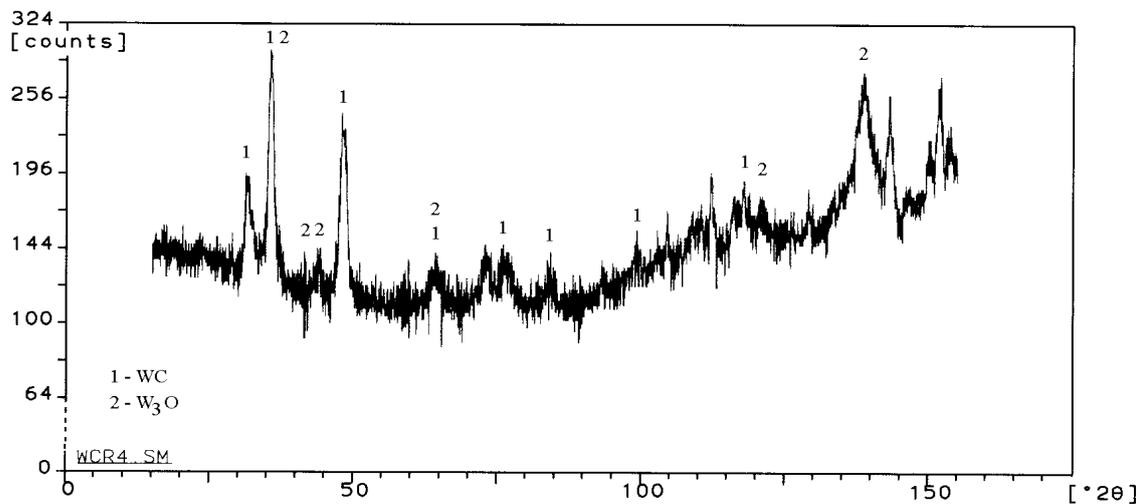


Figure VI.9 : Présence d'oxyde W_3O à faible charge (essai 28 : 20°C , 1 m/s, 180 N).

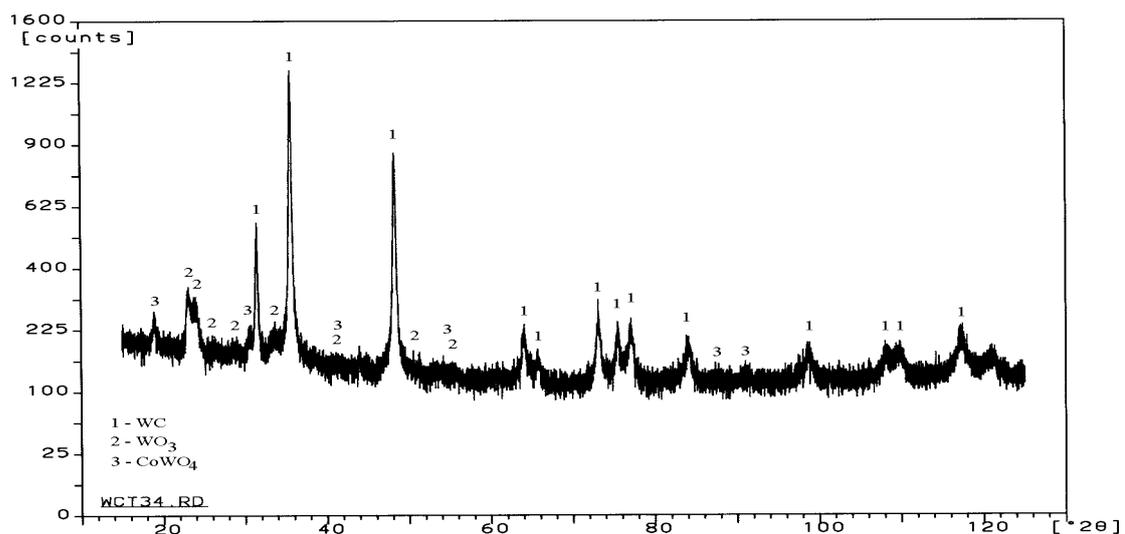


Figure VI.10 : Présence à forte charge d'oxydes WO_3 et CoWO_4 (essai 28 : 20°C , 1 m/s, 540 N).

1.3.2 Evolution à haute température (600°C)

Après stabilisation thermique lors de la mise en température à 600°C du tribomètre, on observe systématiquement avant frottement la présence d'une couche d'oxyde sur les surfaces des échantillons. Les oxydes identifiés (avant comme après frottement) sont toujours de type WO_3 et CoWO_4 . La couche présente en bordure de la piste de frottement possède une structure poreuse composée de nodules sphériques d'une dimension maximale de l'ordre du micromètre (Figure VI.11a).

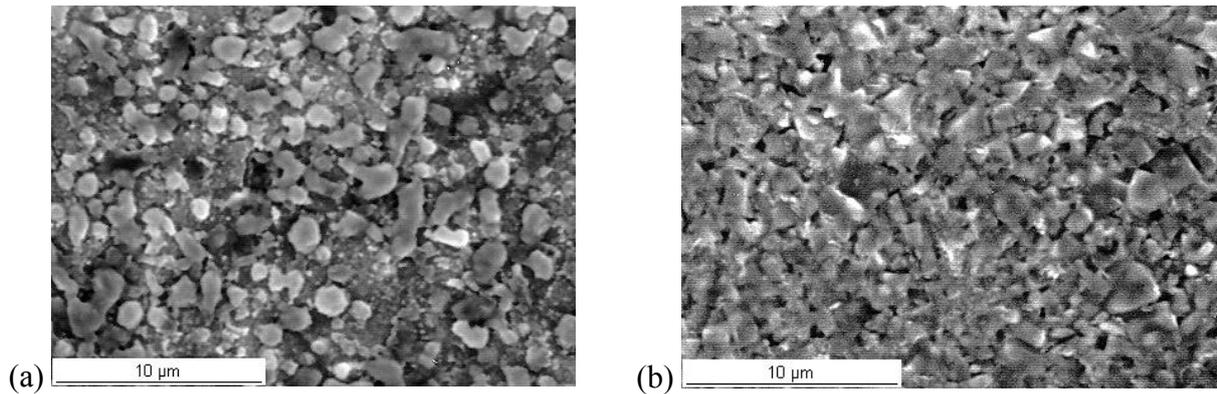


Figure VI.11 : (a) Morphologie de la couche d'oxyde à 600°C en surface du WC.Co avant frottement, (b) structure du substrat sous la couche oxydée.

La couche oxydée constitue un troisième corps qui agit comme un lubrifiant solide et participe à l'accommodation du gradient de vitesse. De plus, l'oxydation modifie la surface du substrat en mettant en relief les grains de WC et ainsi favorise leur détachement ultérieur (Figure VI.11b).

- **Mécanismes de dégradation liés aux premiers corps**

A 600°C comme à température ambiante, la zone à l'avant du pion est soumise à un polissage efficace, d'abord de la couche initiale d'oxyde puis par arasement des aspérités (très faible rugosité à 0,044 μm Ra et 0,6 μm Rt). La taille de cette zone lisse est relativement importante à 108 N. Au fur et à mesure que la charge augmente des sites d'accrochages naissent à l'arrière du contact (Figure VI.12a et b). Ainsi, des îlots formés de débris vont progressivement assurer la portance du contact et permettre, sur les zones adjacentes moins sollicitées, d'une part la circulation des débris et d'autre part la progression de l'oxydation. La hauteur d'un îlot est d'environ 1 μm (mesuré sur une section à l'AFM).

Sur le disque, le cisaillement de la couche initiale d'oxyde contribue à la formation d'un fin film de débris. Les sollicitations transmises au substrat vont conduire localement à l'écaillage de zones de faible étendue (Figure VI.13a). Lorsque la sévérité des conditions de frottement augmente (charge et vitesse), on observe une extension des arrachements avec la constitution à grande échelle de surfaces portantes lisses constituées de débris d'oxyde compactés alternant avec des zones plus rugueuses en retraits (Figure VI.13b).

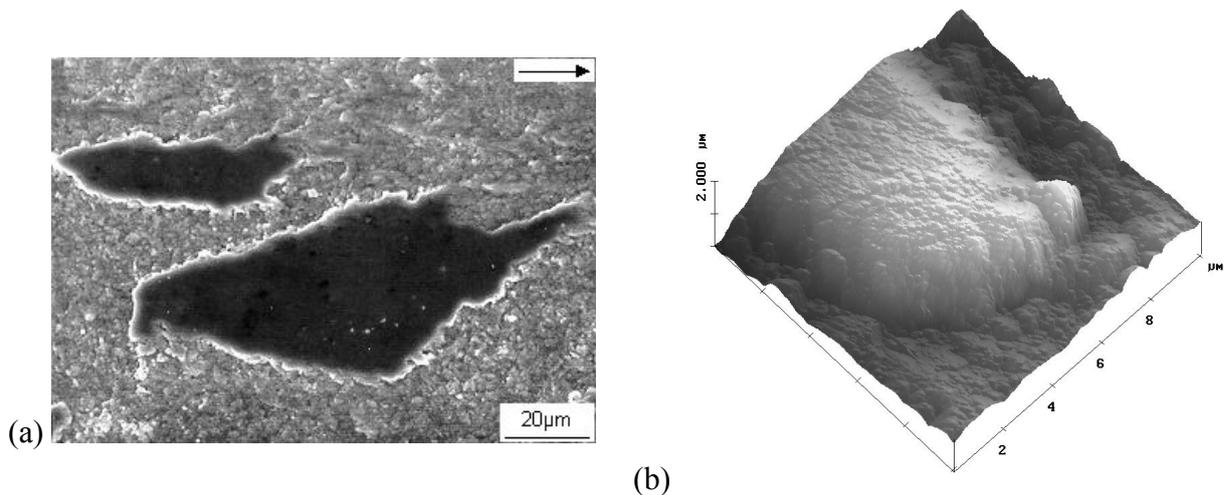


Figure VI.12 : Mise en place d'un site d'accrochage à l'arrière du pion
 (a) visualisation au MEB, (b) à l'AFM (essai 27 : 600°C, 1 m/s, 180 N).

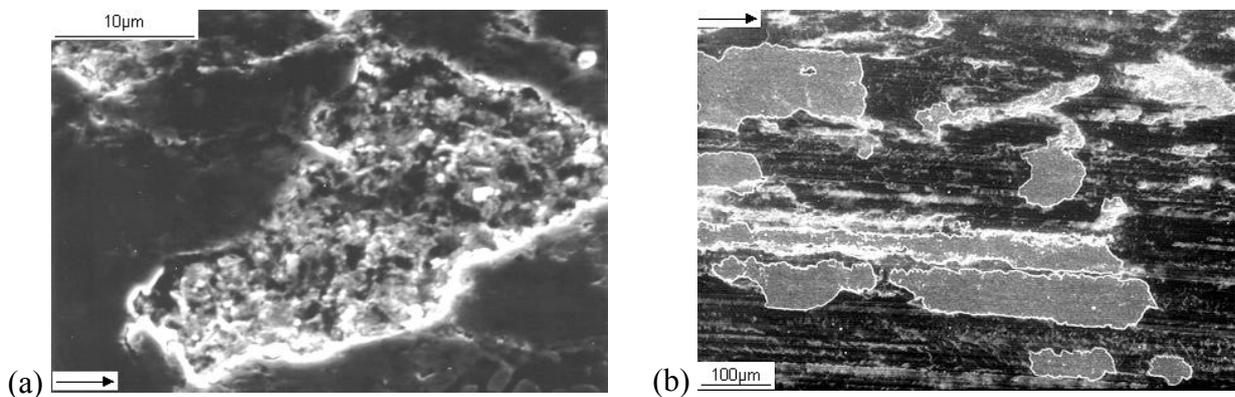


Figure VI.13 : (a) Détachement de particule (essai 27 : 600°C, 1m/s, 108 N)
 (b) extension à l'ensemble de la surface de zones portantes (en sombre) et de zones en retrait (en clair) (essai 30 : 600°C, 1m/s, 180 N).

- **Contribution des couches d'oxyde**

Les couches d'oxyde sont fortement sollicitées par des mécanismes de fissuration qui, associés au cisaillement, conduisent à de l'écaillage (Figure VI.14a). Les zones fraîchement écaillées montrent nettement des grains de carbure de tungstène dont la phase liante a disparu (Figure VI.14b). Ainsi, la couche d'oxyde en s'écaillant semble amener avec elle la phase liante cobalt.

Enfin, en raison de la chaleur supplémentaire générée par le frottement, on observe une croissance plus importante de la couche d'oxyde à la périphérie du pion et notamment sur les flancs du chanfrein (structure multicouche). Il s'en suit une augmentation de la surface apparente

du contact qui contribue à en augmenter la portance (Figure VI.15a). Cette couche est néanmoins assez fragile et peut se fissurer et s'écailler principalement à l'arrière du pion où elle contribue à alimenter au tour suivant le contact en particules. Quand le flux thermique augmente (μFv), on observe aussi une progression des surfaces actives fortement oxydées de la périphérie vers le centre du pion (Figure VI.15b).

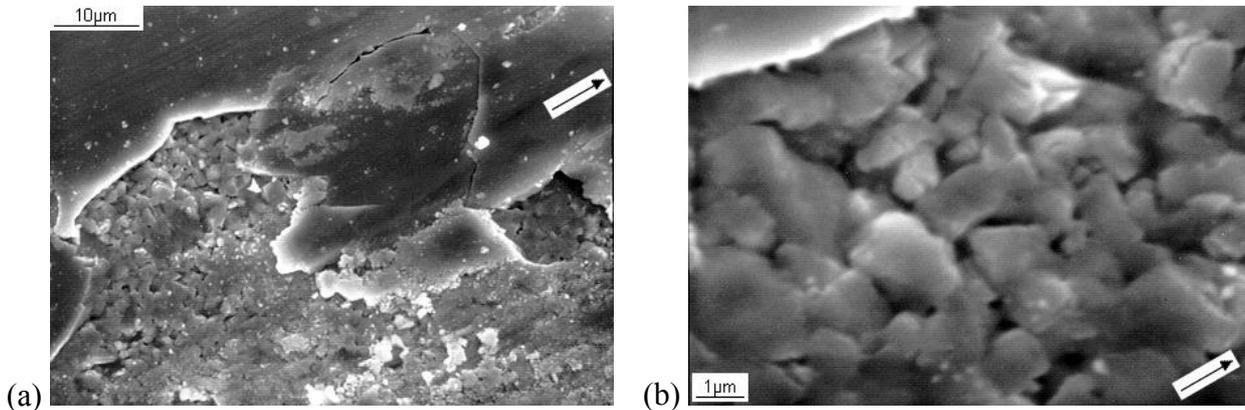


Figure VI.14 : (a) rupture et écaillage de transfert, (b) extraction de la phase liante sous le transfert (essai 33 : 600°C, 1 m/s, 540 N)

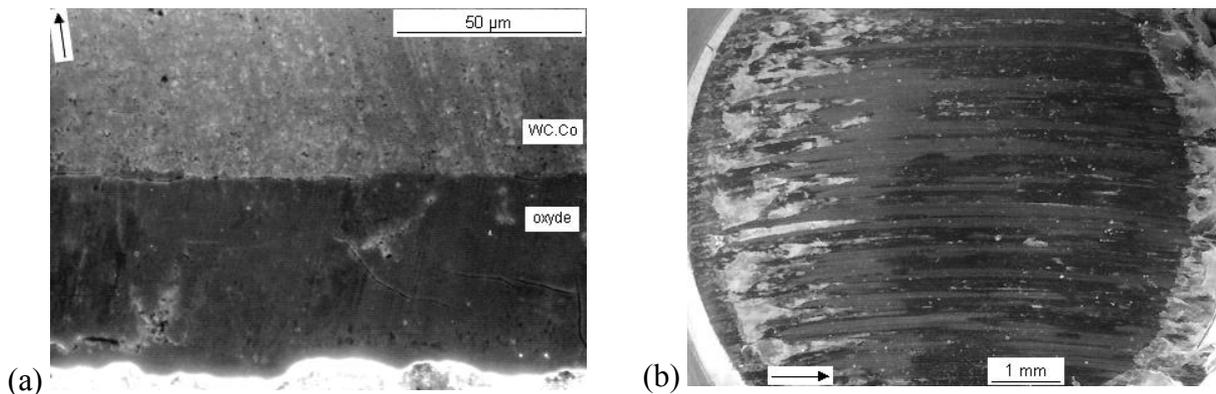


Figure VI.15 : (a) Couche d'oxyde sur le chanfrein (essai 43 : 600°C, 0,5 m/s, 540 N), (b) extension des zones oxydées à partir de la périphérie de la surface frottante du pion (essai 40 : 600°C, 1,5 m/s, 540 N).

1.4 Vie du contact WC.Co-WC.Co

L'étude qui précède conduit à établir un scénario permettant de décrire l'évolution tribologique des surfaces en contact pour le frottement en couple homogène WC.Co-WC.Co (Tableau VI.2). La description présente tout d'abord la phase de naissance du contact suivie de sa

vie propre, et met en évidence le rôle de l'oxydation (usure tribochimique) associé à la température de contact et la température d'essai.

1.4.1 Naissance du contact

Nous regroupons ici les mécanismes tribologiques qui précèdent la mise en place d'un régime de frottement stable. Il s'agit essentiellement de transformations tribologiques de surface à l'origine de la mise en circulation des premières particules dans le contact.

Dès la mise en contact des échantillons, les premières dégradations mettent en évidence l'incidence de la rigidité du dispositif expérimental sur le comportement du système tribologique. A faible charge, le rattrapage des jeux fonctionnels se traduit par une zone préférentielle de frottement à l'avant du pion. Le premier mécanisme d'accommodation activé est le cisaillement des écrans d'oxydes essentiellement présents sur les surfaces aussi bien à température ambiante qu'à 600°C (S₃ M₃). Néanmoins, un mécanisme de dégradation des premiers corps prend très rapidement le relais et se traduit par un polissage fin de la surface des massifs (S_{1,5} M₃).

A température ambiante, la très faible quantité de débris mis en circulation dans le contact explique le coefficient de frottement élevé à faible charge. Le rôle minime des écrans à cette température conduit à la prise en charge d'une partie de l'accommodation de vitesse par un mécanisme de fissuration du disque (S₅ M₂). Ces fissures sont le reflet d'un mécanisme de relaxation discontinu des contraintes de tension à l'arrière du contact. Ce mécanisme explique les très fortes instabilités du coefficient de frottement enregistrées à faible charge. Une fois les fissures ouvertes, la raideur du disque diminue et la part de l'accommodation prise en compte dans le disque par un mécanisme de déformation élastique augmente (S₅ M₁). A plus forte charge, les effets thermiques du frottement permettent de reconstituer cet écran d'oxydes ce qui décharge les massifs (S₃ M₃) et réduit le coefficient de frottement. Par ailleurs, l'élévation de température dans le contact entraîne une réduction significative de la dureté du carbure de tungstène [Santhaman 92] facilitant les mécanismes d'accommodation par déformation.

Une température d'essai élevée (600°C) a pour effet de renforcer les surfaces des échantillons en formant une couche initiale d'oxyde plus épaisse (WO₃ et CoWO₄). Ainsi, dès la mise en contact des échantillons, ce troisième corps naturel joue le rôle de lubrifiant solide en

prenant en compte la quasi-totalité de l'accommodation des vitesses ($S_3 M_3$). La température élevée régnant dans le contact assure le renouvellement constant de cette couche d'oxyde.

1.4.2 Vie propre du contact

La mise en circulation des premiers débris est engendrée par polissage et arasement des aspérités des massifs ($S_{1,5} M_3$). Ces débris soumis à l'action de la température de contact s'oxydent et se fixent en surface. Ils forment ainsi une couche intercalaire qui se fissure et s'écaille sous l'action des contraintes. Ce mécanisme alimente le contact en débris qui sont à leur tour broyés par les massifs ($S_3 M_3$). La morphologie du troisième corps se caractérise alors par des bandes et des îlots allongés constitués d'oxydes qui assurent la portance du contact. Les zones contiguës, en creux permettent la circulation des débris. Lorsque la charge augmente fortement, l'accommodation se fait aussi dans le pion par fissuration ($S_1 M_2$).

A haute température, l'accommodation se fait instantanément dans le troisième corps provenant de l'oxydation initiale des massifs ($S_3 M_3$). Le cisaillement de cette couche engendre un glaçage de la surface du pion par les débris d'oxyde. La faible perte de côte (faible usure) du pion s'explique par le fait que le contact est pauvre en oxygène ce qui limite le développement de l'oxydation au centre de la surface portante du pion. En revanche, la périphérie de la surface de contact s'oxyde d'autant plus que la température générée par le frottement est élevée. Cette couronne d'oxyde participe à la portance et une partie de ces débris est recyclée dans le contact. Le disque, quand à lui, s'oxyde sensiblement à la même vitesse sur la trace d'usure qu'en bordure de celle-ci. On remarque en effet, que quelle que soit l'épaisseur de la couche d'oxyde formée hors de la piste de frottement, le niveau non-oxydé est toujours à peu près à la même altitude que la trace d'usure. Ainsi, la production de particules alimentant le troisième corps provient de la consommation progressive de la couche d'oxyde qui se renouvelle au contact de l'air après passage dans le contact. L'usure qui en découle est donc purement d'origine tribochimique.

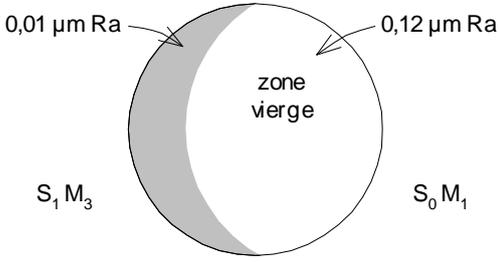
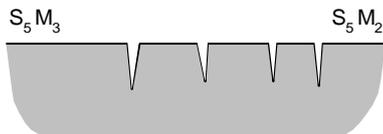
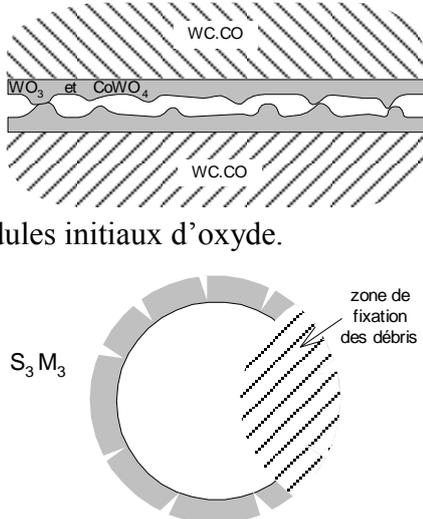
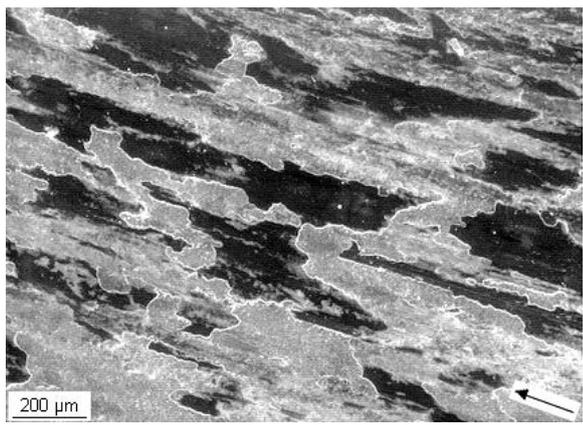
Comportement à 20°C	Comportement à 600°C
<p style="text-align: center;">Naissance du contact</p> <p style="text-align: center;"><i>Oxydation limitée des surfaces</i></p>  <ul style="list-style-type: none"> • Polissage zone avant du pion (faible charge). • Abrasion du pion (forte charge).  <ul style="list-style-type: none"> • Fissuration disque (faible charge) et relaxation des contraintes de tension. <p style="text-align: center;"><i>Instabilité du coefficient de frottement</i></p>	<p style="text-align: center;">Naissance du contact</p> <p style="text-align: center;"><i>Couche initiale d'oxyde importante</i></p>  <ul style="list-style-type: none"> • Nodules initiaux d'oxyde. <ul style="list-style-type: none"> • Polissage des surfaces. • Accommodation dans les écrans d'oxydes (WO₃ et CoWO₄). <p style="text-align: center;"><i>Stabilité du coefficient de frottement</i></p>
<p style="text-align: center;">Vie propre du contact</p> <p style="text-align: center;"><i>Oxydation des surfaces sous l'effet des températures de contact</i></p> <div style="display: flex; justify-content: space-between;"> <div data-bbox="188 1400 526 1691" style="width: 45%;"> <ul style="list-style-type: none"> • Alternance de bandes lisses portantes et de creux où circulent les débris. • Usure tribochimique par consommation et renouvellement des couches d'oxyde. </div> <div data-bbox="542 1344 1125 1769" style="width: 45%; text-align: center;">  </div> <div data-bbox="1141 1400 1452 1668" style="width: 45%;"> <ul style="list-style-type: none"> • Débit source externe (O₂). • Faible débit source interne (W, Co). • Débit interne fort • Débit d'usure faible. </div> </div> <p style="text-align: center;"><i>Piégeage efficace des débris (forte adhésion)</i></p>	

Tableau VI.2 : Reconstitution de la vie d'un contact WC.Co-WC.Co dans l'air.

2. FROTTEMENT DU WC.Co FACE À L'ALUMINE

Nous présentons dans ce paragraphe des essais effectués à 20 et 600°C pour des couples WC.Co-alumine 99,7 et WC.Co-alumine 94. Pour le premier couple, les charges retenues ont varié de 72 à 810 N, la vitesse de glissement étant fixée à 1 m/s. Pour le second couple, seules les charges de 72, 180 et 360 N ont été expérimentés. Enfin, toujours pour les deux mêmes températures, nous avons sollicité les échantillons à des vitesses de 0,5, 1 et 1,5 m/s sous une charge fixe de 360 N pour le couple WC.Co-alumine 99,7 et de 180 N pour le couple WC.Co-alumine 94. La distance totale parcourue pour chacun des essais est de 3600 m, excepté pour l'essai 50 (20°C, 1 m/s, 810 N) où la distance parcourue n'a été que de 2175 m.

2.1 Allure générale des courbes de frottement

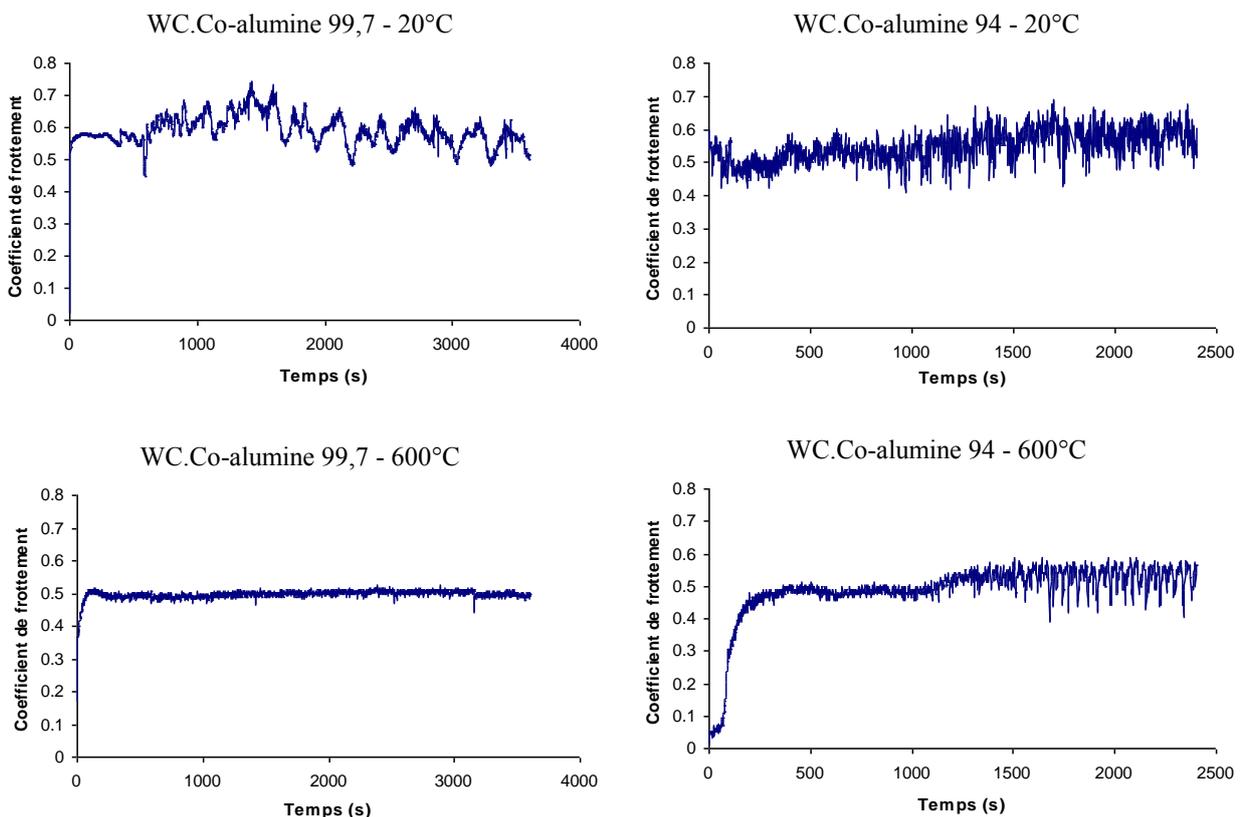


Figure VI.16 : Allures générales des courbes de frottement pour les couples WC.Co-alumine 99,7 et WC.Co-alumine 94 à 20 et 600°C.

A température ambiante, les essais effectués à la plus faible charge (72 N) font systématiquement apparaître pour les deux couples une allure légèrement décroissante du

coefficient de frottement en fonction de la distance parcourue. Pour tous les autres cas de charge et de vitesse, le coefficient de frottement est soit stable tout au long de l'essai, soit croissant au démarrage puis stable après une période d'accommodation plus ou moins longue (Figure VI.16). On remarque de nouveau que les essais effectués à 600°C présentent généralement moins de perturbation que ceux effectués à 20°C.

2.2 Paramètres tribologiques

L'ensemble des résultats obtenus avec les deux couples WC.Co-alumine 99,7 et WC.Co-alumine 94 est regroupé dans le tableau VI.3.

2.2.1 Paramètres de frottement

Les courbes de frottement révèlent toutes les mêmes tendances (Figure VI.17). A 20°C, on observe tout d'abord l'existence d'un seuil de charge entre 72 et 180 N. Pour la charge de 72 N, le coefficient de frottement présente les plus basses valeurs (0,18 et 0,19) de tous les essais effectués. On observe ensuite une forte remontée du coefficient de frottement, suivit d'une diminution progressive de ce dernier quand la charge augmente.

Temp (°C)	v (m/s)	Couples WC.Co-alumine 99,7						Couples WC.Co-alumine 94					
		Essai N°	Charge (N)	μ moy	$U_p \cdot 10^{-16}$ (m ³ /N.m)	$U_D \cdot 10^{-16}$ (m ³ /N.m)	Ox Pion (μm)	Essai N°	Charge (N)	μ moy	$U_p \cdot 10^{-16}$ (m ³ /N.m)	$U_D \cdot 10^{-16}$ (m ³ /N.m)	Ox Pion (μm)
20	1	44	72	0,18	0	0	-	55	72	0,19	0	0,2	-
20	1	45	180	0,71	66,5	590	-	53	180	0,52	0	0	-
20	1	46	360	0,59	24,3	475,8	-	54	360	0,42	6	2315	-
20	1	48	540	0,54	13,5	300,6	-	-	-	-	-	-	-
20	1	50	810	0,48	0	76	-	-	-	-	-	-	-
600	1	36	72	0,92	0	0	6	56	72	0,75	0	0	6
600	1	47	180	0,62	3	0	13	57	180	0,53	6,1	0	14
600	1	49	360	0,50	4,5	0,2	50	58	360	0,47	8,9	0,7	58
600	1	51	540	0,40	4	0,1	84	-	-	-	-	-	-
20	0,5	60	360	0,82	107	370,1	-	61	180	0,43	0	0	-
20	1,5	64	360	0,54	6	272,8	-	66	180	0,55	5,9	2984	-
600	0,5	62	360	0,56	0,3	0,1	23	63	180	0,44	4,8	0	9
600	1,5	65	360	0,36	4,5	0,4	37	67	180	0,48	6	0,4	20

Tableau VI.3 : Paramètres de frottement et d'usure pour les couples WC.Co-alumine 99,7 et WC.Co-alumine 94, coefficient de frottement moyen (μ_{moy}), taux d'usure du pion et du disque (U_P et U_D), épaisseur de la couche d'oxyde sur le pion (Ox Pion).

En revanche, à 600°C, le coefficient de frottement est élevé à faible charge et décroît régulièrement quand celle-ci augmente. Excepté le cas des essais à 72 N, les courbes de frottement à 20 et 600°C sont proches et présentent les mêmes tendances. On observe tout de même pour le couple WC.Co-alumine 99,7 un coefficient de frottement plus faible à 600°C qu'à 20°C.

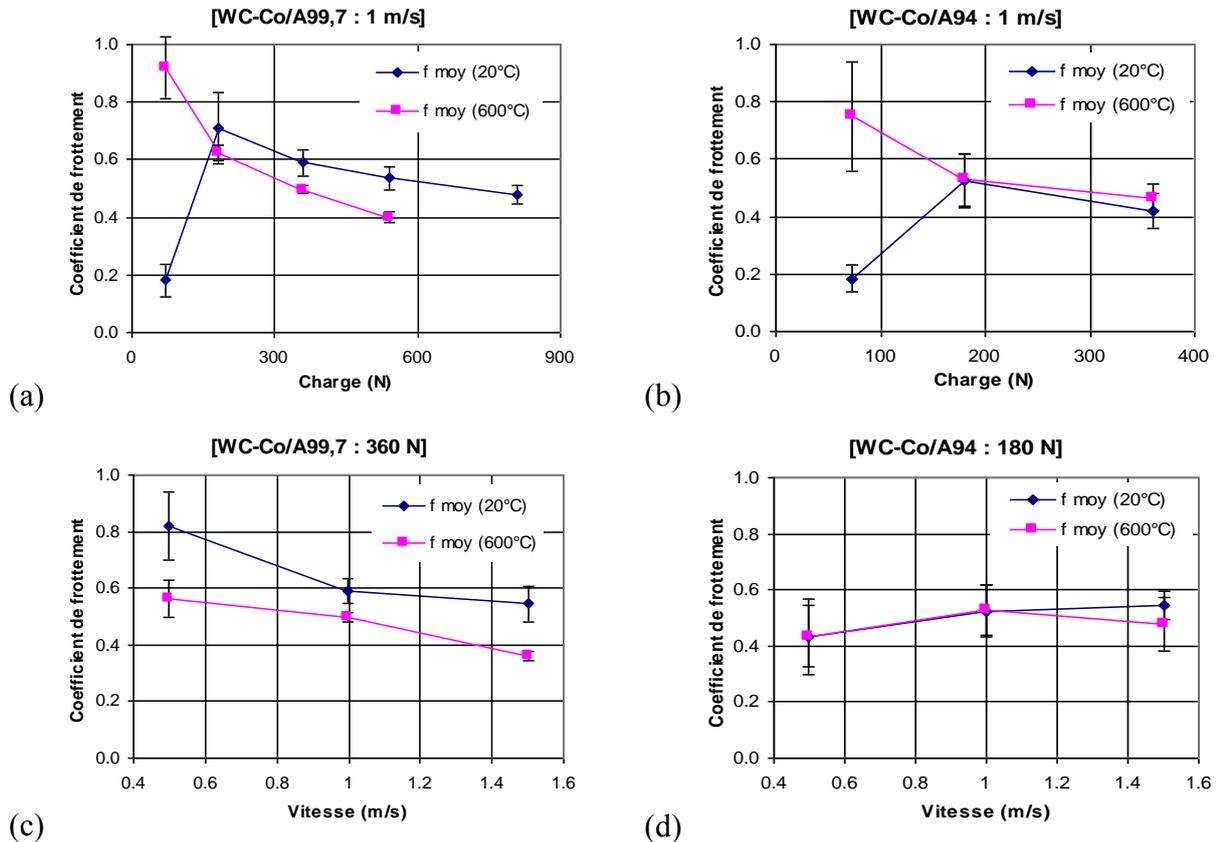


Figure VI.17 : Coefficient de frottement fonction (a, b) de la charge à 1 m/s et (c, d) de la vitesse à 360 N.

A 20 et 600°C, l'évolution du coefficient de frottement en fonction de la vitesse est décroissante pour le couple WC.Co-alumine 99,7 et légèrement croissante pour le couple WC.Co-alumine 94.

2.2.2 Paramètres d'usure

A 20°C, un écart important entre les valeurs de taux d'usure du pion et du disque est observé (Figure VI.18a et b). Alors que les pions en carbure de tungstène ne s'usent pratiquement pas, les disques en alumine font apparaître des taux d'usure pouvant être quatre cents fois plus élevés (essai 54 : 20°C, 1 m/s, 360 N). Comme pour le coefficient de frottement, le taux d'usure

présente un seuil entre les charges de 72 et 180 N, pour le couple WC.Co-alumine 99,7 et entre 180 et 360 N pour le couple WC.Co-alumine 94. Pour le couple WC.Co-alumine 99,7, une fois le seuil franchi, le taux d'usure décroît quand la charge augmente.

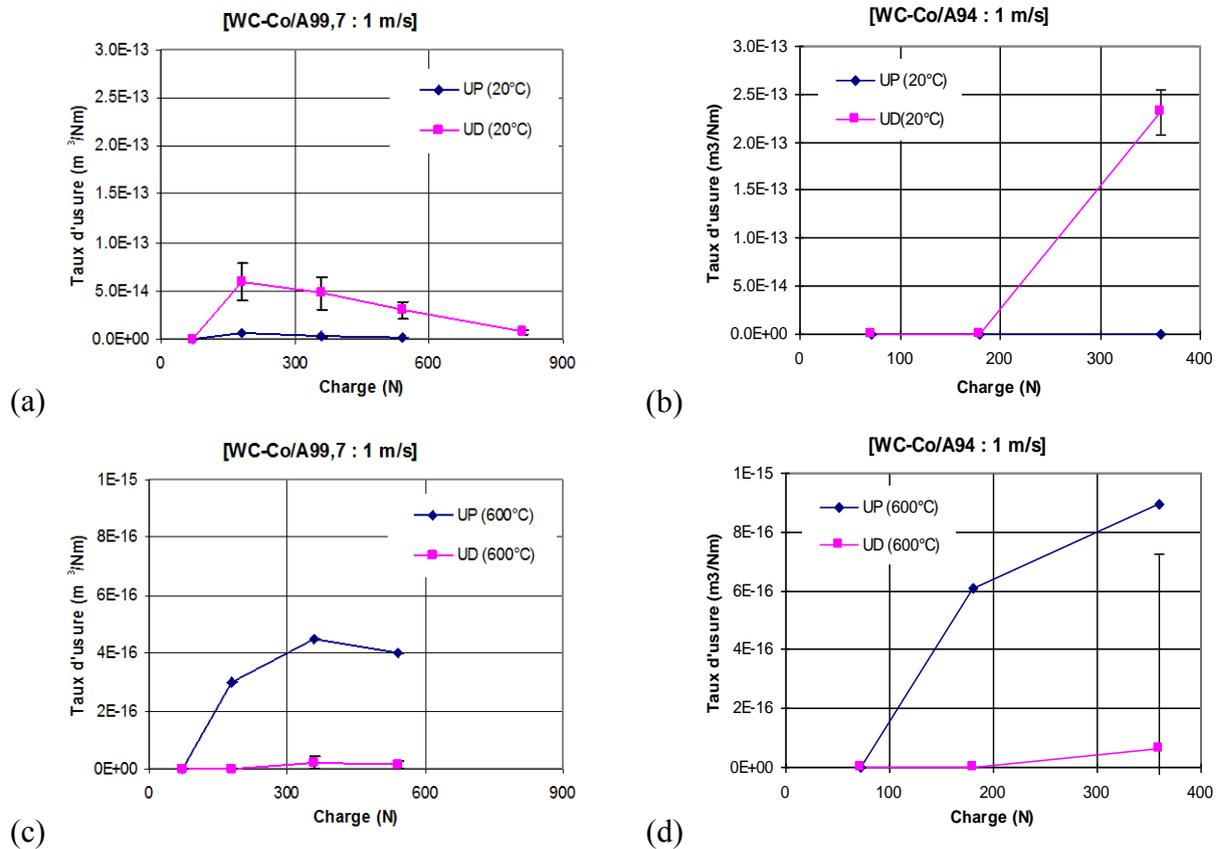


Figure VI.18 : Taux d'usure fonction de la charge, (a, b) à 20°C et (c,d) à 600°C.

A 600°C, les taux d'usure sont globalement inférieurs à ceux observés à température ambiante (Tableau VI.3). En revanche, pour cette température, c'est le pion WC.Co qui s'use plus fortement que le disque alumine (Figure VI.18c et d). Les deux couples de matériaux montrent une augmentation du taux d'usure avec la charge.

L'évolution des taux d'usure avec la vitesse montre de nouveau qu'ils sont toujours plus élevés à 20°C qu'à 600°C et que le taux d'usure du pion est supérieur à celui du disque à 20°C contrairement à 600°C. On observe que le couple WC.Co-alumine 94 à 20°C montre une augmentation spectaculaire du taux d'usure de l'alumine entre 0,5 et 1 m/s.

2.2.3 Evolution de la couche d'oxyde sur le pion

A température ambiante, aucune couche d'oxyde suffisamment épaisse n'a pu être mesurée. En revanche, nous avons observé une coloration bleue de la partie avant du pion dès 180 N (1 m/s) pour le couple WC.Co-alumine 99,7 et dès 360 N (1 m/s) pour le couple WC.Co-alumine 94. On vérifie en effet que pour ces conditions de frottement, la température moyenne estimée dans le contact est de 420°C pour le premier couple et 498°C pour le second, températures pour lesquelles on observe un début de formation d'oxyde.

Lorsque la charge augmente, la coloration vire au « gris-vert » d'aspect mat. Pour la plus forte charge face au disque d'alumine 99,7 (essai 50 : 20°C, 1 m/s, 810 N) un important développement radial de la couche d'oxyde, associé à de la fissuration est observé et confirme la forte température moyenne estimée dans le contact ($T_b = 1235^\circ\text{C}$) (Figure VI.19a). En effet, l'épaisseur de la couche mesurée sur la photo figure VI.19a, peut être estimée à 0,7 mm. Cet essai ayant duré 2175 secondes nous pouvons estimer le taux d'oxydation à $0,32 \mu\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$. Dans le cas d'un matériau proche (carbure de tungstène à 6 % Co / $3 \mu\text{m}$ WC) un taux d'oxydation dans l'air égal à $0,14 \mu\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ a été évalué pour une température de 800°C [Lofaj 95], la morphologie de la couche décrite étant identique à celle observée sur nos pions.

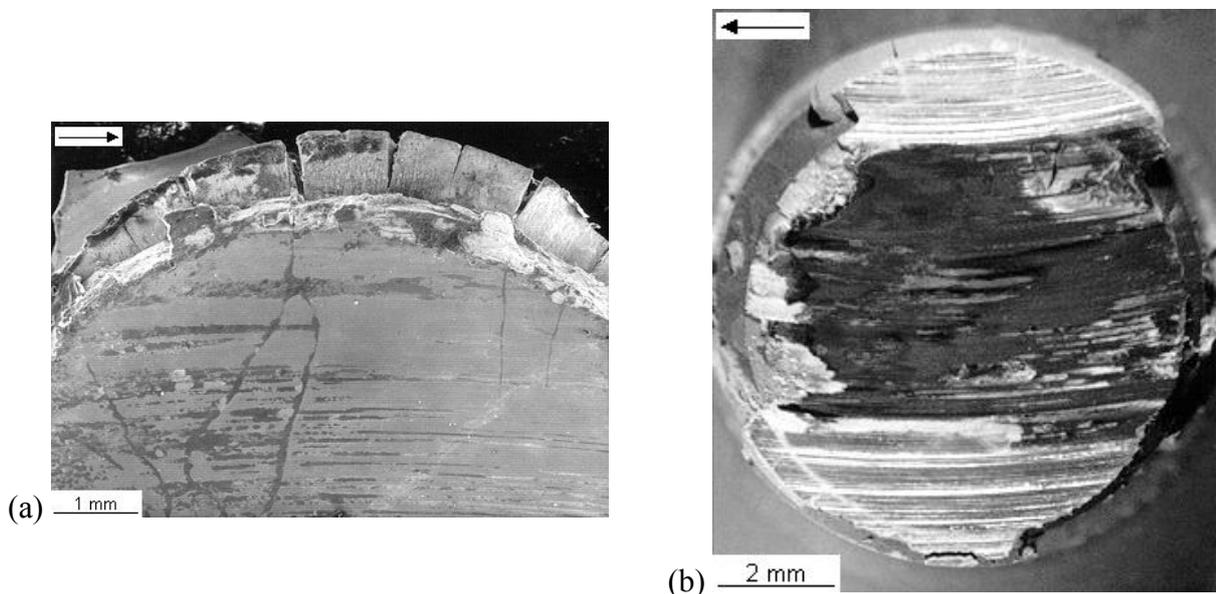


Figure VI.19 : Croissance de la couche d'oxyde à la périphérie du contact pour le couple WC.Co-alumine 99,7, (a) à 20°C essai 50 et (b) à 600°C essai 51.

A 600°C, l'épaisseur de la couche d'oxyde mesurée en retrait de la surface de contact varie de 6 à 84 μm pour les couples WC.Co-alumine 99,7 (charge variant de 72 à 540 N) et de 6

à 58 μm pour les couples WC.Co-alumine 94 (charge variant de 72 à 360 N). Pour les charges élevées et une température d'essai de 600°C, la couche d'oxyde en bordure de la surface frottante croît d'une façon importante (Figure VI.19b).

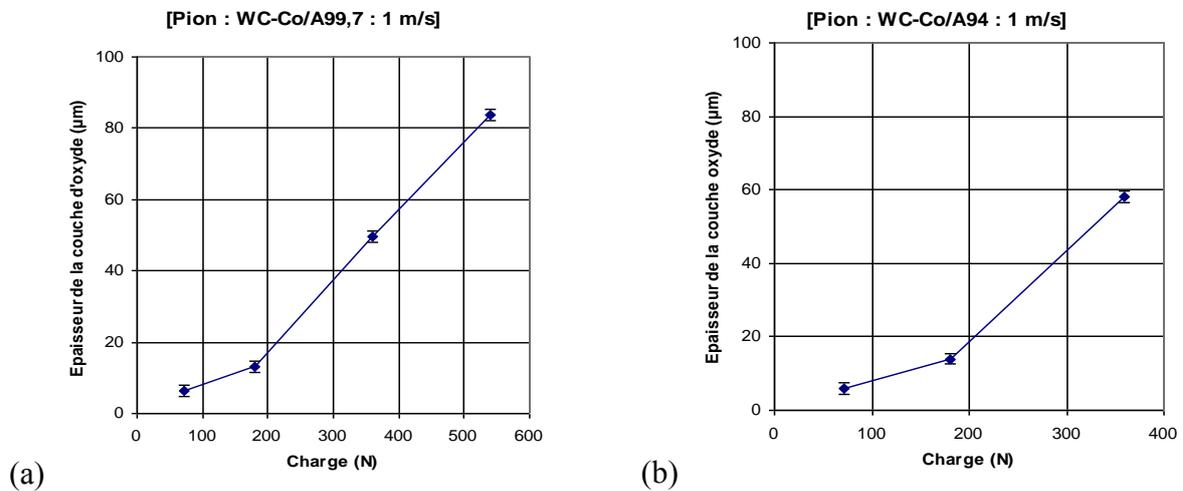


Figure VI.20 : Épaisseur de la couche d'oxyde en fonction de la charge pour les couples, (a) WC.Co-alumine 99,7 et (b) WC.Co-alumine 94.

2.2.4 Comparaison avec les essais en couple homogène

La comparaison des résultats obtenus avec un pion en carbure de tungstène en couple homogène et face aux alumines a été menée pour quatre essais à 20°C échelonnés de 180 à 810 N et trois essais à 600°C de 180 à 540 N (Tableau VI.4).

Temp (°C)	v (m/s)	Charge (N)	μ_1	μ_2	μ_3	$U_{P1} \cdot 10^{-16}$ ($\text{m}^3/\text{N.m}$)	$U_{P2} \cdot 10^{-16}$ ($\text{m}^3/\text{N.m}$)	$U_{P3} \cdot 10^{-16}$ ($\text{m}^3/\text{N.m}$)
20	1	180	0,95	0,71	0,52	1,5	66,5	0
20	1	360	0,69	0,59	0,42	3,7	24,3	6
20	1	540	0,64	0,54	-	5,9	13,5	-
20	1	810	0,53	0,48	-	5,8	0	-
600	1	180	0,69	0,62	0,53	0	3	6,1
600	1	360	0,52	0,50	0,47	2,9	4,5	8,9
600	1	540	0,49	0,40	-	4,4	4	-

Tableau VI.4 : Tableau comparatif pour les coefficients de frottement (μ_1 , μ_2 , μ_3) et les taux d'usure des pions (U_{P1} , U_{P2} , U_{P3}) pour les couples : (1) WC.Co-WC.Co, (2) WC.Co-alumine 99,7, (3) WC.Co-alumine 94.

On voit que les plus hauts coefficients de frottement ont été obtenus pour le couple homogène WC.Co-WC.Co et les plus bas pour le couple WC.Co-alumine 94 à 20°C. Le taux d'usure le plus élevé pour le pion en WC.Co est celui obtenu face à l'alumine 99,7 à faible

charge et à 20°C, alors que le plus bas est obtenu dans les mêmes conditions face à l'alumine 94. On remarque cependant que l'amélioration est marquée avec l'augmentation de la charge dans le premier cas, alors qu'il se dégrade dans le second.

Temp (°C)	v (m/s)	Charge (N)	Ox P ₁ (µm)	Ox P ₂ (µm)	Ox P ₃ (µm)	T _{b1} (°C)	T _{b2} (°C)	T _{b3} (°C)
600	1	180	6,4	13	14	839	951	900
600	1	360	22,7	50	58	958	1160	1130
600	1	540	54,4	84	-	1107	1276	-

Tableau VI.5 : Tableau comparatif pour les épaisseurs d'oxyde sur les pions (Ox P₁, Ox P₂, Ox P₃) et les températures moyennes de contact (T_{b1}, T_{b2}, T_{b3}) pour les couples : (1 : WC.Co-WC.Co) (2 : WC.Co-alumine 99,7) (3 : WC.Co-alumine 94).

A température élevée, les coefficients de frottement ainsi que les taux d'usure du pion WC.Co sont proches dans les conditions d'essai étudiées. On remarque cependant, face aux alumines, une importante augmentation d'épaisseur de couche d'oxyde ayant pour origine une élévation plus forte des températures dans le contact. En effet, à 360 N, l'épaisseur de la couche d'oxyde est environ deux fois plus importante face à l'alumine que pour les couples homogènes, et correspond à un écart de température moyenne de 200°C pour le frottement face à l'alumine 99,7 et de 180°C face à l'alumine 94 (Tableau VI.5). On retrouve effectivement le même écart d'épaisseur d'oxyde en couple homogène entre 360 et 540 N où la différence de température est de 150°C. Lorsque les températures restent aux environs de 900-950°C (soit pour la charge de 180 N) les épaisseurs d'oxyde varient autour de 10 µm.

2.3 Mécanismes de dégradation

A température ambiante, l'accommodation des vitesses se fait principalement par la rupture intergranulaire et transgranulaire du disque d'alumine. Les particules forment alors un troisième corps servant à l'accommodation des déplacements. En revanche, à 600°C c'est l'oxydation du pion WC.Co qui alimente le contact en particules. Présent dès le démarrage de l'essai, ce troisième corps oxydé protège alors efficacement les disques d'alumine.

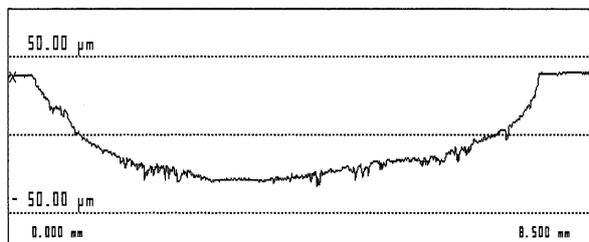
2.3.1 Evolution à température ambiante (20°C)

- Mécanismes d'accommodation dans les écrans

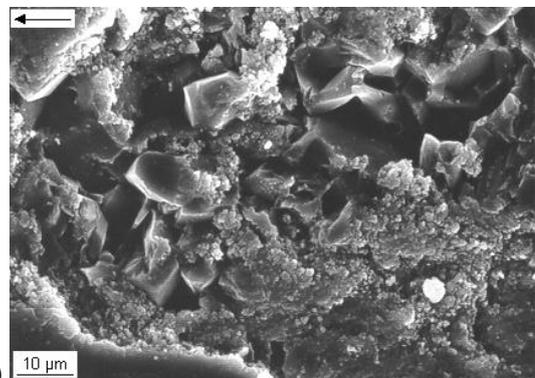
A faible charge, un mécanisme de cisaillement des écrans a sans doute été activé. En effet, aucune usure n'a été mesurée à faible charge (72 N), et ce quelque soit le type d'alumine du disque. On observe néanmoins sur le bord d'attaque du pion une surface finement polie, en forme de croissant, résultant d'un mécanisme de fin polissage. Le disque présente aussi une surface réfléchissant différemment la lumière sur une portion de la piste de frottement. Néanmoins un examen au MEB ne permet pas de déceler de débris d'usure ni de disparition des stries du polissage initial.

- Mécanismes de dégradation spécifiques aux disques d'alumine

A température ambiante, pour le frottement des pions en carbure de tungstène face aux disques d'alumine, on observe d'importantes dégradations sur la piste de frottement du disque après le franchissement d'un seuil de charge relativement bas. On observe systématiquement le creusement de la trace d'usure en forme de cuvette provenant d'un mécanisme intense de rupture transgranulaire et surtout intergranulaire (Figure VI.21a et b).



(a)



(b)

Figure VI.21 : (a) Creusement de la piste de frottement d'un disque. (b) Rupture transgranulaire et intergranulaire de l'alumine (essai 64 : WC.Co-Al₂O₃ 99,7 : 20°C, 1,5 m/s, 360 N).

La surface observée est généralement homogène, d'une rugosité de l'ordre de 1,4 µm Ra (11 µm Rt). La morphologie de cette surface présente des amas de débris dont l'extension varie avec la charge. Pour des sollicitations moyennement fortes, on observe ainsi une surface constituée d'îlots (Figure VI.22a) qui lorsque la charge augmente tendent à former des plateaux d'une plus grande étendue (Figure VI.22b). Pour les essais avec des disques d'alumine 94, les

phénomènes sont amplifiés et la charge à partir de laquelle les plateaux se forment est inférieure à celle concernant les disques d'alumine 99,7.

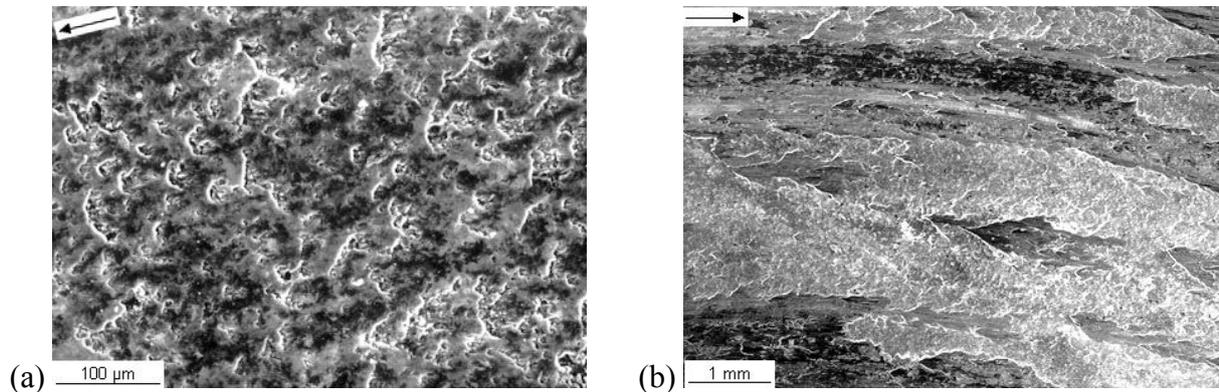


Figure VI.22 : Morphologie des dépôts adhérents à la surface du disque,
(a) îlots (essai 60 : WC.Co-Al₂O₃ 99,7 : 20°C, 0,5 m/s, 360 N),
(b) plateaux (essai 54 : WC.Co-Al₂O₃ 94 : 20°C, 1 m/s, 360 N).

Alors que pour l'alumine 99,7 les débris ne semblent pas suffisamment adhérents pour constituer une couche étendue, pour l'alumine 94 on observe la formation de larges plateaux. Ces derniers sont fortement sollicités et peuvent rompre par fissuration et s'écailler (Figure VI.23a et b).

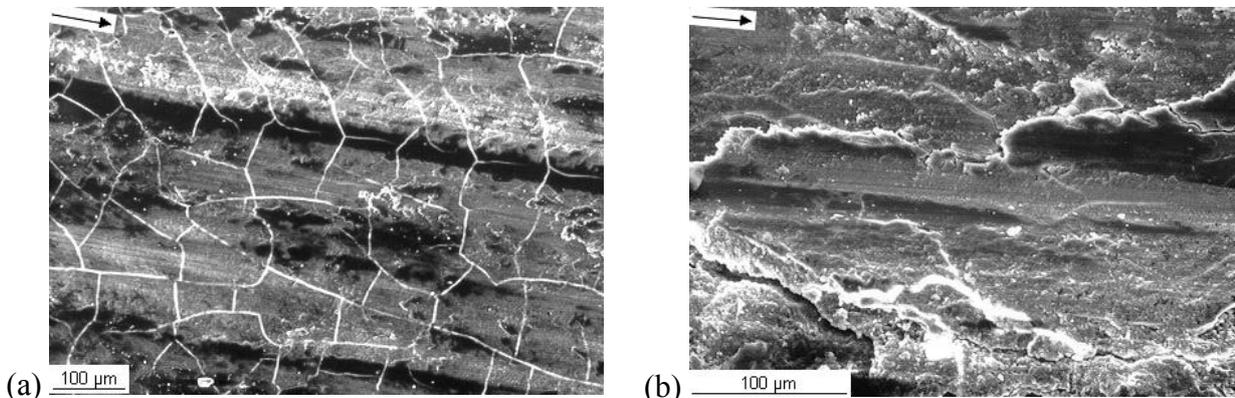


Figure VI.23 : (a) Fissuration du troisième corps adhérent à la surface des disques d'alumine et
(b) délaminage de la couche (essai 54 : WC.Co-Al₂O₃ 94 : 20°C, 1 m/s, 360 N).

L'analyse EDX des débris à la surface des disques d'alumine montre que cette couche est principalement constituée d'alumine. La très faible proportion d'éléments W et Co est en accord avec la faible usure enregistrée pour les pions en carbure de tungstène. Une analyse de la surface par diffraction de rayons X a permis d'identifier sur le disque la présence de divers oxydes allant du W₃O au WO₃ (essai 48 : 20°C, 1 m/s, 540 N).

- Mécanismes de dégradation spécifiques aux pions de WC.Co

On observe toujours la présence à l'avant du contact d'une zone plus lisse (polissage), alors que la zone arrière fixe les débris. Le dépôt ainsi constitué se rompt et se détache en arrachant une partie du substrat de WC.Co (Figure VI.24a). La densité des arrachements croît avec la sévérité du contact. Pour de fortes sollicitations, ces dégradations s'étendent sous forme de bandes parallèles au déplacement et s'accompagnent de fissures en surface des pions, perpendiculairement à la direction de déplacement (Figure VI.24b). En analyse EDX, on décèle la présence d'élément Al (transfert) sur ces zones, alors que les parties lisses ne font apparaître que les éléments W et Co.

Lorsque le pion frotte face à un disque d'alumine 94, on observe plus nettement un mécanisme d'abrasion et de rupture intergranulaire à l'avant du contact. Ce mécanisme met en relief les grains de carbure de tungstène (Figure VI.25).

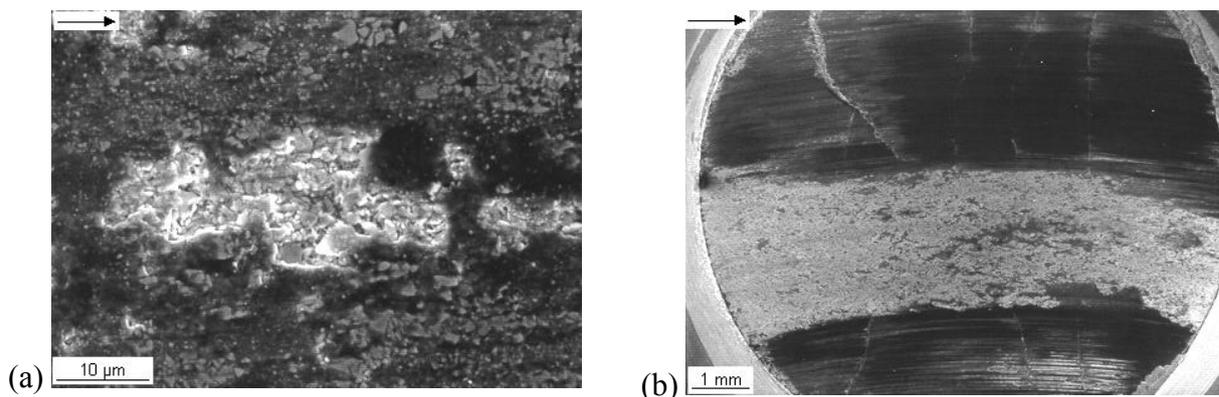


Figure VI.24 : (a) Détachement local de la surface du pion (essai 60 : WC.Co-Al₂O₃ 99,7, 20°C, 0,5 m/s, 360 N), (b) prolongement des dégradations sous forme de bandes et fissuration du pion (essai 64 : WC.Co-Al₂O₃ 99,7 : 20°C, 1,5 m/s, 360 N),

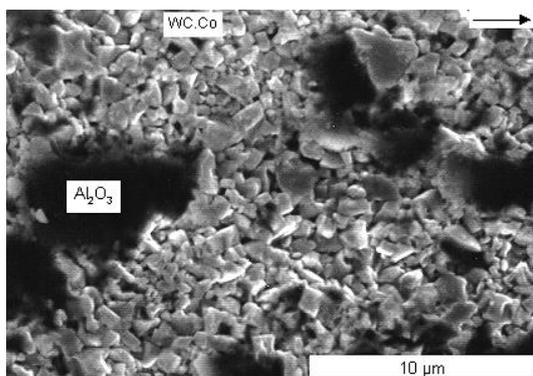


Figure VI.25 : Rupture intergranulaire sur un pion en WC.Co (essai 66 : WC.Co-Al₂O₃ 94 : 20°C, 1,5 m/s, 180 N).

2.3.2 Evolution à haute température (600°C)

- Mécanismes de dégradation spécifiques aux disques d'alumine

L'examen au rugosimètre 3D de la piste de frottement révèle la présence d'une surface lisse sur la partie centrale et rugueuse en bordure (Figure VI.26). Une très faible usure est observée sur les disques quelle que soit la charge utilisée.

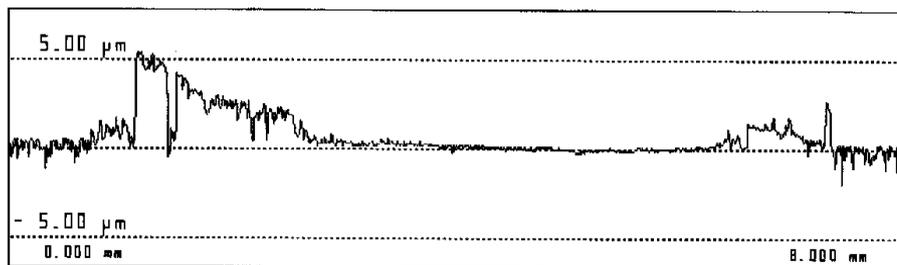


Figure VI.26 : Analyse d'une section de la trace d'usure au rugosimètre 3D.

Pour les essais à 600°C, aucune différence de mécanisme de dégradation n'est observée suivant le type d'alumine étudié. On observe systématiquement la présence sur les disques d'une poudre d'oxyde de couleur verte, dont l'intensité varie suivant la quantité de débris présent et la contrainte subie. Ainsi, au début de l'essai, mais aussi à faible charge, la couche initiale d'oxyde du pion sert à combler la porosité de surface des disques d'alumine (Figure VI.27a et b). Ce type de transfert est principalement observé à faible charge sur l'ensemble de la piste de frottement et à forte charge sur la zone centrale de la trace d'usure des disques. La rugosité et notamment du R_t peut descendre en dessous du micromètre.

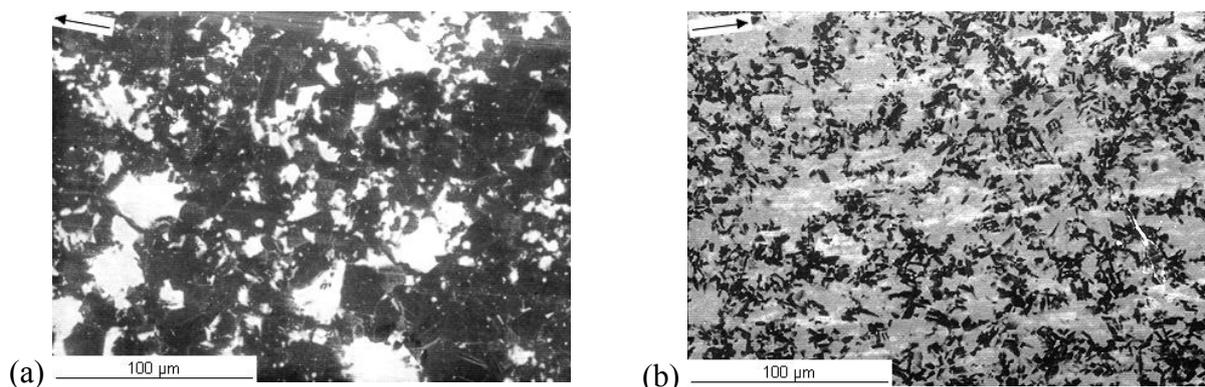


Figure VI.27 : Dépôts peu épais à la surface des disques d'alumine, sur la section centrale de la trace d'usure, (a) Al_2O_3 99,7 (essai 49) et (b) Al_2O_3 94 (essai 58).

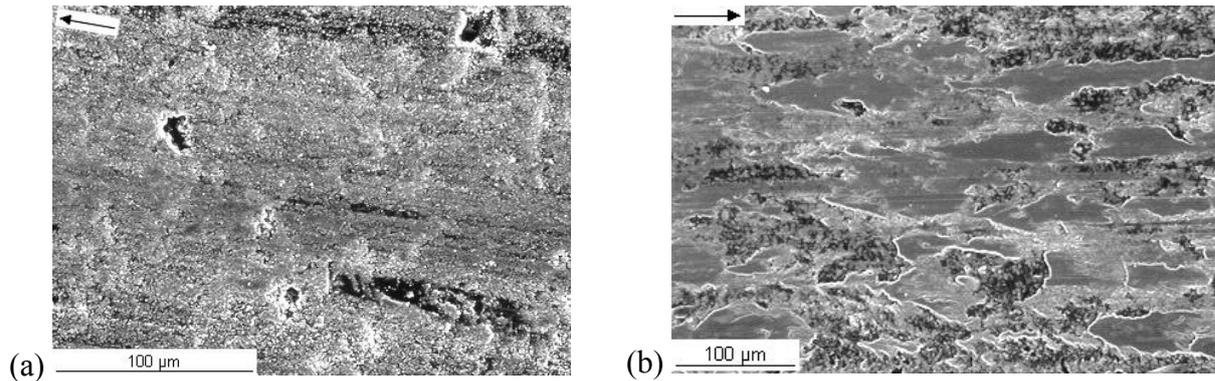


Figure VI.28 : Couche de débris à la surface du disque, (a) épaisse mais peu compacte (essai 49) et (b) fixée sous forme d'îlots (essai 63).

Lorsque la charge et donc la température de contact augmente, les mécanismes d'oxydation du carbure de tungstène s'amplifient. Il y a alors épaissement de la couche de transfert oxyde sur le disque. Ces débris peuvent rester faiblement compactés (Figure VI.28a) où pour les plus fortes charges se fixer sous forme d'îlots (Figure VI.28b). L'analyse par diffraction X de la surface des disques a permis d'identifier les mêmes oxydes que dans le cas du frottement en couple homogène, soit le WO_3 et le $CoWO_4$.

- **Mécanismes de dégradation spécifiques aux pions WC.Co**

A faible charge, nous observons toujours une zone lisse à l'avant du contact (glaçage de la surface initiale de la couche d'oxyde) et rugueuse à l'arrière (couche d'oxyde n'ayant pas frotté sur le disque). La zone lisse, permet de distinguer la microstructure du WC.Co mise en relief par l'altération thermique (Figure VI.29).

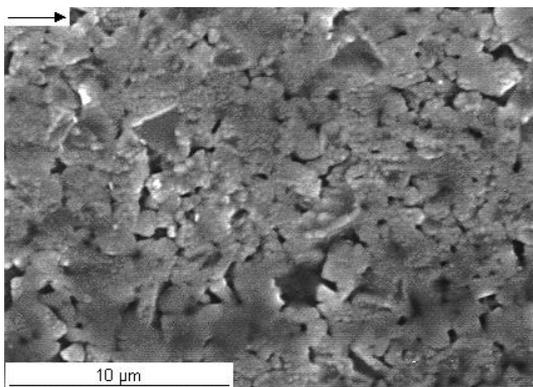


Figure VI.29 : Surface polie par le frottement (essai 67 : 600°C, 1,5 m/s, 180 N).



Figure VI.30 : Surface de frottement oxydée (essai 58 : 600°C, 1 m/s, 360 N)

L'augmentation de la charge et/ou de la vitesse provoque une élévation de température dans le contact qui se traduit par une plus forte oxydation de carbure de tungstène plus spécialement sur le pourtour de la surface de contact. On observe ainsi la présence de zones fortement oxydées principalement à la périphérie du contact et de zones moins oxydées où la microstructure du carbure de tungstène est encore visible (Figure VI.30).

2.4 Vie du contact WC.Co-alumine

Le remplacement des disques en carbure de tungstène par des disques d'alumine agit à plusieurs niveaux sur la vie du contact décrite au chapitre précédent (Tableau VI.6).

Comportement à 20°C	Comportement à 600°C
<p align="center">Naissance du contact</p> <ul style="list-style-type: none"> • Cisaillement des écrans de l'alumine (couche hydratée) à faible charge. → S₄ M₃ <p align="center"><i>Faible coefficient de frottement</i></p>	<p align="center">Naissance du contact</p> <ul style="list-style-type: none"> • Cisaillement de la couche d'oxyde initiale du WC.Co. → S₂ M₃ <p align="center"><i>Faible coefficient de frottement</i></p>
<p align="center">Vie propre du contact</p> <ul style="list-style-type: none"> • Déchaussement intergranulaire de l'alumine et polissage important de WC.Co → S_{1,5} M₃. • Lit de débris peu adhérents → S₃ M₃. <p align="center"><i>Très fort débit source de l'alumine</i> <i>Débit source élevé du WC.Co</i></p>	<p align="center">Vie propre du contact</p> <ul style="list-style-type: none"> • Usure tribochimique du WC.Co et alimentation du contact en oxyde → S₁ M₃. • Lit de débris adhérents → S₃ M₃. <p align="center"><i>Très faible débit source de l'alumine</i> <i>Débit source notable du WC.Co</i></p>

Tableau VI.6 : Reconstitution de la vie du contact WC.Co-alumines.

A température ambiante et à faible charge, on observe des mécanismes d'accommodation sensiblement différents de ceux décrits en couple homogène. Alors qu'en couple homogène le rôle des écrans est très limité, en revanche en couple hétérogène l'hydratation en surface de l'alumine semble prendre une part très importante à l'accommodation de vitesse (S₄ M₃) et explique le faible coefficient de frottement et les taux d'usure négligeables observés pour la plus faible charge. Lorsque la charge augmente, on observe alors la dégradation importante et brutale (seuil de charge), principalement intergranulaire du disque en alumine (S₅ M_{2,3}). La vie du

contact est alors gouvernée par l'équilibre entre ce débit source et la portance fournie par un lit de débris faiblement adhérents essentiellement constitué d'alumine.

Pour les plus fortes charges, l'adhérence des particules devient plus élevée et entraîne la formation de plateaux qui limitent l'évacuation des débris. Toujours aux fortes charges, les pions prennent peu à peu part à l'accommodation des vitesses par des mécanismes chimiques locaux (oxydation superficielle suivie de l'élimination des produits oxydés) en raison de températures de contact relativement élevées dans ces conditions ($S_{1,2} M_3$).

A température élevée, l'altération de la couche initiale d'oxyde en surface du WC.Co tend à conduire très rapidement le contact dans des conditions de lubrification solide. Les oxydes détachés comblent d'abord la porosité de surface de l'alumine, puis envahissent une grande partie du contact et protègent efficacement le surface d'alumine. L'accommodation du gradient de vitesse se fait donc essentiellement par cisaillement de ce troisième corps ($S_3 M_3$).

3. SYNTHÈSE

Le comportement en frottement du carbure de tungstène face à lui-même et face à deux alumines est gouverné par des phénomènes tribochimiques thermiquement activés où l'oxydation des surfaces tient une place prépondérante. On aboutit ainsi à un comportement analogue à la lubrification solide qui se traduit par une diminution du coefficient de frottement lorsque la charge, la vitesse et la température augmentent.

Pour les couples homogènes WC.Co-WC.Co, à température ambiante et faible charge, c'est-à-dire lorsque la température moyenne de surface est faible, les phénomènes d'oxydation jouent un rôle minime. Le principal mécanisme d'accommodation pour le pion et le disque est alors un léger polissage des surfaces auquel vient s'ajouter pour le disque un mécanisme de fissuration. A forte charge l'élévation des températures moyennes de surface permet la constitution d'écrans locaux d'oxyde qui accommodent la différence de vitesse et réduisent encore les débits d'usure.

A 600°C, la constitution d'une couche initiale d'oxyde permet l'accommodation immédiate par cisaillement de cet écran. Le pion est protégé, d'une part par le lissage de la couche d'oxyde et d'autre part par la faible teneur en oxygène à l'intérieur du contact qui limite

la reformation rapide de cette couche. En revanche, le disque subit une importante usure tribochimique par oxydation qui renouvelle de façon continue le troisième corps consommé dans le contact.

Pour les couples hétérogènes WC.Co-alumine 99,7 et WC.Co-alumine 94 à température ambiante et à faible charge les écrans (essentiellement sur le disque en alumine) prennent en charge la quasi-totalité de l'accommodation de vitesse. Dès que la charge et la vitesse augmentent l'accommodation se fait par dégradation brutale de l'alumine puis par cisaillement du lit de débris ainsi constitué. Pour l'alumine 94, la dégradation est rapidement plus importante que pour l'alumine 99,7.

A 600°C, l'oxydation du pion WC.Co est suffisante pour constituer une couche d'oxyde qui prend le relais des écrans solidaire du disque d'alumine. L'accommodation s'effectue par cisaillement de cette couche d'oxyde transférée sur l'alumine qui est alors efficacement protégée au détriment du pion en WC.Co.

CONCLUSION

Le frottement et l'usure de différents couples de céramiques oxydes (alumine α à 99,7 % et 94 % de pureté) et non-oxyde (carbure de tungstène à 6 % de cobalt) ont été étudiés à température ambiante et à haute température en s'attachant à mettre en relief l'incidence des phénomènes thermiques sur le comportement tribologique de ces matériaux.

Un dispositif de frottement haute température, permettant d'effectuer des essais en configuration pion-disque ou disque-disque à des températures s'échelonnant de 20 à 900°C a été conçu et réalisé pour cette étude (seule la configuration pion-disque a été expérimentée dans le cadre de ce travail). Il se démarque des tribomètres existants d'une part par la possibilité de solliciter les échantillons avec une charge importante (10 à 1000 N en configuration pion-disque) et d'autre part par la possibilité de suivre l'évolution de l'usure au cours du temps.

Un modèle thermique d'évaluation des températures moyennes et éclairs dans un contact frottant a été développé. Un modèle existant a d'abord été adapté à notre montage expérimental puis modifié afin de tenir compte des pertes thermiques par convection sur les parties haute et basse du tribomètre. L'ajustement des coefficients du modèle a été effectué à partir de mesures de température par thermocouples et filiations de dureté dans des pions en acier 100C6 ayant frotté face à des disques d'alumine 99,7 et de carbure de tungstène. Les résultats sont présentés sous forme de cartes de températures spécifiques à un couple de matériaux et à un coefficient de frottement donné. Le modèle nous a servi à extraire les températures de contact (moyenne et éclair) à partir des conditions d'essais (F , v , μ) pour les différents cas des études tribologiques.

Une première série d'essais a permis de mettre en évidence et de caractériser les non-linéarités de comportement au cours du temps de l'usure et du frottement des différents couples alumine-alumine (à 20 et 800°C) et 100C6-alumine (à 20 et 160°C). Cette caractérisation, associée à l'étude des mécanismes d'accommodation de vitesse, a permis de reconstituer la vie du contact et de préciser la contribution des différents éléments du triplet tribologique.

Plusieurs périodes successives de frottement ont ainsi pu être définies. A température ambiante la première période de frottement (naissance du contact) est contrôlée par les écrans de contamination qui recouvrent les surfaces des massifs. A haute température, des mécanismes tribochimiques thermiquement activés permettent la constitution d'un nouvel écran superficiel endurant. Ces écrans évitent toute dégradation des massifs. La ou les périodes suivantes se traduisent par des dégradations des massifs et sont gouvernées par la mise en circulation de nombreux débris qui vont constituer le troisième corps (vie propre du contact). A température ambiante, les débris sont faiblement adhérents et forment un lit homogène de particules qui assure partiellement la portance du contact. C'est l'équilibre entre la rupture des massifs, le piégeage des particules et le recyclage du troisième corps qui contrôle l'usure. A haute température, la plus forte cohésion des particules entraîne la formation d'une couche adhérente qui favorise le piégeage des débris pour aboutir à la formation de plateaux qui assurent la portance du contact. L'usure est ainsi fortement réduite par rapport aux essais à température ambiante. Un mécanisme de refrittage sous charge, compatible avec les évaluations de pression et de température régnant dans le contact, est soupçonné contribuer à la consolidation de ces plateaux. La substitution de l'alumine 94 à l'alumine 99,7 a pour effet d'intensifier les mécanismes de dégradation par rupture à température ambiante et d'accroître les phénomènes d'adhésion à haute température.

Une seconde série d'essais effectuée avec du carbure de tungstène (à 20 et 600°C) en couple homogène et face à des disques d'alumine a permis de mettre en évidence le rôle tribochimique joué par l'oxydation des surfaces. En couple homogène, à température ambiante ou pour les faibles températures de contact, les écrans naturels de contamination et les phénomènes d'oxydation jouent un rôle mineur. Le polissage et pour certaines conditions la fissuration du disque sont alors les mécanismes de dégradation principaux auxquels s'ajoutent des mécanismes d'accommodation relatifs au montage. Lorsque la charge ou la vitesse augmente, la température moyenne de surface s'élève et engendre la constitution de films d'oxydes qui prennent en charge l'essentiel de l'accommodation de vitesse. A haute température, la formation d'une couche initiale d'oxyde permet l'accommodation sans dommage important pour les massifs. La surface du pion frotte en continu, se trouve à l'abri de l'air et est ainsi préservée d'une forte oxydation. En revanche, le disque subit une importante usure tribochimique par oxydation qui alimente de façon continue le contact en éléments constituant le troisième corps.

La forte adhésion permet un piégeage efficace des débris et l'instauration d'une usure tribochimique par consommation et renouvellement des couches d'oxyde.

Pour le frottement WC.Co-alumine, la phase naissance du contact se fait, à température ambiante, par cisaillement des écrans de contamination sur le disque d'alumine et, à haute température par cisaillement de la couche initiale d'oxyde formée sur le pion de carbure de tungstène. Ensuite, la phase de vie propre du contact s'effectue à 20°C par accommodation de vitesse en grande partie dans un lit de débris peu adhérent provenant de l'altération du disque d'alumine. En revanche, à 600°C, l'accommodation se fait par cisaillement de la couche d'oxyde formée sur le pion et transférée sur le disque d'alumine. Le disque d'alumine est préservé au détriment du pion de carbure de tungstène qui subit un phénomène d'usure tribochimique marqué.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- ADACHI 96** - K. ADACHI, K. KATO and R. TAKIZAWA : «Smoothing effect of the third body compaction on alumina surface in sliding contact», Tribology Series, 31 Leeds-Lyon, (1996), pp 585-596.
- ADACHI 97** - K. ADACHI, K. KATO, N. CHEN : «Wear map of ceramics», Wear, Vol 203-204, (1997), pp 291-301.
- AGRAIVES 85** - B. C. d'AGRAIVES, R. MARTINELLA : «Proposition pour améliorer les tests de frottement sec en optimisant la cinématique d'une machine patin sur anneau», Eurotrib 85, Vol 4, (1985), pp 1-8.
- ALLEN 85** - C. B. ALLEN, T. F. J., QUINN and J. L. SULLIVAN : «The oxidational wear of high-chromium ferritic steel on austenitic stainless steel», Journal of Tribology, Vol 107, (1985), pp 172-179.
- ALLEN 85** - C. B. ALLEN, T. F. J. QUINN and J. L. SULLIVAN : «The oxidational wear of high-chromium ferritic steel on austenitic stainless steel», Journal of Tribology, Vol 107, (1985), pp 172-179.
- ARCHARD 58** - J. F. ARCHARD : «The temperature of rubbing surfaces», Wear, Vol 2, (1958/59), pp 438-455.
- ASHBY 91** - M. F. ASHBY, J. ABULAWI and H. S. KONG : «Temperature maps for frictional heating in dry sliding», Tribology Transactions, Vol 34, N° 4, (1991), pp 577-587.
- BADIE-LEVET 85** - D. BADIE-LEVET : «Les paramètres thermiques du frottement sec métal-matière plastique. Recherche des champs de température dans les corps en mouvement relatif pour une condition de contact imparfait : application aux paliers», Thèse présentée à l'Université de Nantes, (1985).
- BADIE-LEVET 92** - D. BADIE-LEVET : «Détermination des champs de température au sein des composants d'une liaison pivot», Journée d'études du 3 juin 1992. « Transfert de chaleur entre solides en frottement aspects microscopiques et macroscopiques » (SFT & STF), (1992).
- BAIR 91** - S. BAIR, I. GREEN, B. BHUSHAN : «Measurements of asperity temperatures of a read/write head slider bearing in hard magnetic recording disks», Journal of Tribology, Vol 113, (1991), pp 547-554.
- BARBER 70** - J. R. BARBER : «The conduction of heat from sliding solids», Int. J. Heat Mass Transfer, Vol 13, (1970), pp 857-869.
- BARDON 92** - J.-P. BARDON : «Température de surface», Techniques de l'Ingénieur, Vol R 2730, R 2732, (1992).
- BARDON 94** - J.-P. BARDON : «Bases physiques des conditions de contact thermique imparfait entre milieux en glissement relatif», Revue Générale de Thermique, Vol 386, (1994), pp 85-91.
- BARRALIS 83** - J. BARRALIS et G. MAEDER : «Précis de métallurgie», Ed. Afnor et Nathan, (1983), pp 89.
- BASS 82** - M. BASS : «Physical processes in laser-material interaction», NATO Advanced Studies Institute Series, (1982), pp 77-115.
- BASU 96** - S. N. BASU, V. K. SARIN : «Oxidation behaviour of WC-Co», Materials Science and Engineering, Vol A 209, (1996), pp 206-212.
- BENARD 64** - J. BENARD : «L'oxydation des métaux», Ed. Gauthier Villards, Tome II, (1964), pp 251-252.

- BERTHIER 88** - Y. BERTHIER : «Mécanismes et tribologie», Thèse d'état présentée devant l'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon et l'Université Claude Bernard de Lyon, (1988).
- BERTHIER 89** - Y. BERTHIER, M. GODET, M. BRENDLE : «Velocity accommodation in friction», Tribology transaction, Vol 32, N° 4, (1989), pp 490-496.
- BERTHIER 90** - Y. BERTHIER : «Experimental evidence for friction and wear modelling», Wear, N° 139, (1990), pp 77-92.
- BERTHIER 92** - Y. BERTHIER : «Tribologie Science Carrefour», Journée Européenne du Freinage», Lille, France, (1992), pp 1-26.
- BLOMBERG 93** - A. BLOMBERG, S. HOGMARK and J. LU : «An electron microscopy study of worn ceramic surfaces», Tribology International, Vol 26, N° 6, (1993), pp 369-381.
- BOCH 89** - P. BOCH, F. PLATON and G. KAPELSKI : «Effect of temperature and environment on wear and friction of Al₂O₃ and SiC ceramics», Eurotrib 89, Vol 3, (1989), pp 114-119.
- BOCH 89** - P. BOCH, F. PLATON and G. KAPELSKI : «Tribological and interfacial phenomena in Al₂O₃/SiC and SiC/SiC couples at high temperature», Journal of the European Ceramic Society, Vol 5, N° 4, (1989), pp 223-228.
- BOWDEN 50** - F.P. BOWDEN and D. TABOR : «The friction and lubrication of solids : Surface temperature of rubbing solids», Oxford 1950, (1950), pp 33-57.
- BUDINSKI 92** - K. G. BUDINSKI : «Laboratory testing methods for solid friction», ASM Handbook, Vol 18, (1992), pp 45-58.
- CAPLAN 66** - D. CAPLAN and M. COHEN : «Effect of cold work on the oxidation of iron from 400-650°C», Corrosion Science, Vol 6, (1966), pp 321-335.
- CARIGNAN 92** - F. J. CARIGNAN : «High-Temperature tribometer», Final Report, Aero Propulsion and Power Directorate Wright Laboratory (AFSC), (1992), pp 1-22.
- CARSLAW 59** - H. S. CARSLAW and J. C. JAEGER : «Conduction of heat in solids», Oxford University Press (Second edition), (1959).
- CHANTRENNE 95** - P. CHANTRENNE : «Détermination des paramètres d'un modèle thermique du contact sec glissant : Application aux roulements en ambiance cryogénique», Thèse de l'INSA de Lyon, (1995).
- CHANTRENNE 96** - P. CHANTRENNE et M. RAYNAUD : «Détermination numérique de la résistance thermique de contact entre deux solides en frottement sec à partir d'un modèle thermique microscopique», Journée d'étude du 19 juin 1996 - S.F.T. / S.T.F., (1996).
- CHEN 90** - Y. CHEN : «Caractérisation du comportement du couple céramique / acier en frottement à grande vitesse», Thèse présentée à l'UTC, (1990).
- COLLINS 80** - I. F. COLLINS : «Geometrically self-similar deformations of a plastic wedge under combined shear and compression loading by a rough flat die», Int. J. Mech. Sci., Vol 22, (1980), pp 735-742.
- COWAN 92** - R. S. COWAN and W. O. WINER : «Frictional heating calculations», Friction, Lubrication, and Wear Technology ASM Handbook, Vol 18, (1992), pp 39-44.
- COX 97** - J. M. COX, M. G. GEE : «Hot friction testing of ceramics», Wear, Vol 203-204, (1997), pp 404-417.
- CRANMER 85** - D. C. CRANMER : «Friction and wear properties of monolithic silicon-based ceramics», J. Mat. Sci., Vol 20, (1985), pp 2029-2037.
- CZICHOS 87** - H. CZICHOS, S. BECKER and J. LEXON : «Multilaboratory tribotesting : results from the Versailles advanced materials and standards programme on wear test methods», Wear, Vol 114, (1987), pp 109-130.

DENAPE 96 - J. DENAPE : «Céramiques à usages mécaniques et thermomécaniques», Techniques de l'Ingénieur, Vol A 2010, A 2011, A 2012, (1996).

DesRUISSEAUX 70 - N. R. DesRUISSEAUX and R. D. ZERKLE : «Temperature in semi-infinite and cylindrical bodies subjected to moving heat sources and surface cooling», Journal of Heat Transfer, Vol 8, (1970), pp 456-464.

DONG 91 - X. DONG, S. JAHANMIR and S. M. HSU : «Tribological characteristics of α -alumina at elevated temperatures», Journal of the American Ceramic Society, Vol 74, N° 5, (1991), pp 1036-1044.

DUFRENOY 95 - P. DUFRENOY : «Étude du comportement thermomécanique des disques de freins vis à vis des risques de défaillance», Thèse de l'Université des sciences et technologies de Lille, (1995).

ESPOSITO 90 - L. ESPOSITO, G. TIMELLINI, A. TUCCI : «Tribological aspects of commercial alumina», Ceramica Acta., Vol 2, N° 6, (1990), pp 35-45.

ESPOSITO 91 - L. ESPOSITO, A. TUCCI, A. SALOMONI and I. STAMENKOVIC : «Wear behaviour of Y_2O_3 -PSZ- Al_2O_3 composites investigated by the pin on disk technic at high temperatures», Second International conference 17-19 sept. 1991 in Leuven, Belgium, (1991).

ESPOSITO 92 - L. ESPOSITO, A. TUCCI, G. SOLOMAH and C. PALMONARI : «Effects of temperature and sliding velocity on the dry tribological characteristics of high purity, high density polycrystalline aluminium oxides», Wear, Vol 153, (1992), pp 351-360.

FARRIS 89 - T. N. FARRIS and S. CHANDRASEKAR : «Effect of thermal loading on surface and subsurface flaws in sliding ceramic interfaces», Eurotrib 89, Vol 3, (1989), pp 88-93.

FLOQUET 78 - A. FLOQUET : «Températures de contact en frottement sec. Déterminations théorique et expérimentale», Thèse présentée à l'Université Claude Bernard de Lyon, (1978).

FLOQUET 87 - A. FLOQUET et J. M. LEROY : «Mesure des températures éclairés d'un contact tribologique. Détermination des puissances dissipées localement. Application aux matériaux de frein organométalliques.», Compte rendu de fin d'étude de recherche., (1987).

FOULON 95 - D. FOULON, M. WATREMEZ, J.P. BRICOUT et J. OUDIN : «Caractérisation thermomécanique de disques de frein ferroviaires multimatériaux», Matériaux & Techniques, N° 10-12, (1995), pp 3-12.

FRANCEZ 97 - L. FRANCEZ : «Construction de cartes de température d'un système de frottement pion-disque», Mémoire de DEA de Mécanique, ENI Tarbes - Bordeaux I, (1997).

FUREY 60 - M. J. FUREY : «Surface temperatures in sliding contact», ASLE Transactions, Vol 7, (1964), pp 133-146.

GEE 88 - M. G. GEE and C. S. MATHARU : «The measurement of sliding friction and wear at high temperature», Int. J. Technology Ceramics, Vol 4, (1988), pp 319-331.

GEE 89 - M. G. GEE : «Mechanisms of sliding wear for ceramics», Eurotrib 89, Vol 5, (1989), pp 156-165.

GEE 90 - M. G. GEE, C. S. MATHARU, E. A. ALMOND and T. S. EYRE : «The measurement of sliding friction and wear of ceramics at high temperature», Wear, Vol 138, (1990), pp 169-187.

GEE 92 - M. G. GEE : «The formation of aluminium hydroxide in the sliding wear of alumina», Wear, Vol 153, (1992), pp 201-227.

GITZEN 70 - W. H. GITZEN : «Alumina as a ceramic material», The American Ceramic Society, Inc., Spec., Pub., Vol , N° 4, (1970), pp 14-20.

GODET 84 - M. GODET : «Mechanics versus or with materials in the understanding of tribologie», Lubrication Engineering, Vol 40, N° 7, (1984), pp 410-414.

GODET 84 - M. GODET : «The third-body approach : a mechanical view of wear», *Wear*, Vol 100, (1984), pp 437-452.

GODET 90 - M. GODET et L. VINCENT : «Propriétés tribologiques - Frottement - Usure», *Pratique des Matériaux Industriels*, Ch 2.2.4, (1990).

GREENWOOD 66 - J.A. GREENWOOD and J.B.P. WILLIAMSON : «Contact of nominally flat surfaces», *Proceedings of the Royal Society of London*, Vol A 295, (1966), pp 300-319.

GREENWOOD 67 - J. A. GREENWOOD : «The area of contact between rough surfaces and flats», *Journal of Lubrication Technology*, Vol 85, (1967), pp 81-87.

GRIFFIOEN 85 - J. A. GRIFFIOEN, S. BAIR and W. O. WINER : «Infrared surface temperature measurements in sliding ceramic-ceramic contact», *Proceedings of the 12th Leeds-Lyon Symposium on Tribology*, (1985).

GUILMARD 91 - Y. GUILMARD : «Mécanismes d'usure et seuils de dégradation d'une alumine en frottement contre différents alliages métalliques et cermets», Thèse de l'INPT, (1991).

HABIG 89 - K.-H. HABIG and M. WOYDT : «Sliding friction and wear of Al₂O₃, ZrO₂, SiC and Si₃N₄», *Eurotrib* 89, Vol 3, (1989), pp 106-113.

HOLM 48 - R. HOLM : «Calculation of the temperature development in a contact heated in the contact surface, and the application to the problem of the temperature rise in a sliding contact», *J. Appl. Phys.*, Vol 19, (1948), pp 361-366.

HOLM 52 - R. HOLM : «Temperature development in a heated contact with application to sliding contacts», *J. Appl. Mech.*, Vol 19, (1952), pp 369-374.

HSU 91 - S. M. HSU, D. S. LIM, Y. S. WANG and R.G. MUNRO : «Ceramic wear maps : concept and method development», *Lubrication Engineering*, Vol 47, N° 1, (1991), pp 49-54.

HSU 96 - S. M. HSU and M.C. SHEN : «Ceramic wear maps», *Wear*, Vol 200, (1996), pp 154-175.

JAEGER 42 - J. C. JAEGER : «Moving sources of heat and the temperature at sliding contacts», *Proc. Royal Soc. New South Wales*, Vol 56, (1942), pp 203-224.

JIAREN 95 - JIAREN JIANG, F. H. STOTT and M. M. STACK : «A mathematical model for sliding wear of metals at elevated temperatures», *Wear*, Vol 181-183, (1995), pp 20-31.

JOHNSON 68 - B. L. JOHNSON : «Deformation of a plastic wedge by a rigid flat die under the action of a tangential force», *J. Mech. Phys. Solids*, Vol 16, (1968), pp 394-402.

JOHNSON 97 - K. L. JOHNSON : «Continuum mechanics modelling of adhesion and friction on the nanometre scale», 16e Congrès Canadien de mécanique appliquée, Québec, Vol , N° , (1997), pp 1-13.

KANNEL 78 - J. W. KANNEL, F. F. ZUGARO and J. A. DOW : «A method for measuring surface temperature between rolling sliding steel cylinders», *Journal of Lubrication Technology (ASME)*, Vol 100, (1978), pp 110-114.

KAPELSKI 89 - G. KAPELSKI : «Etude des propriétés tribologiques de céramiques thermo-mécaniques en fonction de la température et pour différents environnements», Thèse présentée à l'Université de LIMOGES, (1989).

KENNEDY 92 - F. E. KENNEDY : «Surface temperature measurement», *Friction, Lubrication, and Wear Technology ASM Handbook*, Vol 18, (1992), pp 438-444.

KINGERY 75 - W. D. KINGERY, H. K. BOWEN and D. R. UHLMANN : «Introduction to ceramics», 2nd Edition, (1975).

KREITH 86 - F. KREITH and M. S. BOHN, «Principles of heat transfert», Harper International Edition, 4^e Ed., (1986).

- LABIAZ 95** - M. LABAIZ, I. GUILLOT, G. BERANGER : «Frottement-usure à chaud d'un couple d'acier 28NCDV10 - Z20C13. Influence d'une préoxydation et comparaison avec des céramiques Al_2O_3 et $Al_2O_3-TiO_2$ », La Revue de Métallurgie - CIT / Science et Génie des Matériaux, (1995), pp 1331-1340.
- LARAQUI 92** - N. LARAQUI, J. J. SALGON et J. BRANSIER : «Elaboration des relations phénoménologiques caractérisant le contact thermique entre deux éléments en frottement sec», Journée d'études du 3 juin 1992. « Transfert de chaleur entre solides en frottement aspects microscopiques et macroscopiques » (SFT & STF), (1992).
- LESQUOIS 94** - O. LESQUOIS : «Dégradations dans un contact à grande vitesse en régime transitoire», Thèse présentée à l'ECL, (1994).
- LIM 87** - S. C. LIM and M. F. ASHBY : «Wear mechanism maps», Acta Metallurgica, Vol 35, N° 1, (1987), pp 1-24.
- LING 64** - F. F. LING and S. L. PU : «Probable interface temperatures of solids in sliding contact», Wear, Vol 7, (1964), pp 23-34.
- LING 69** - F. F. LING : «On temperature transients at sliding interface», Journal of Lubrication Technology, Vol 91, (1969), pp 397-405.
- LINGARD 84** - S. LINGARD : «Estimation of flash temperatures in dry sliding», Proc Instn Mech Engrs, Vol 198C, N° 8, (1984), pp 91-97.
- LOFAJ 95** - F. LOFAJ, YU. S. KAGANOVSKII : «Kinetics of WC-Co oxidation accompanied by swelling», Journal of Materials Science, Vol 30, (1995), pp 1811-1817.
- MADHUSUDANA 96** - C. V. MADHUSUDANA : «Thermal contact conductance», Mechanical engineering series, Editor F. F. Ling, E. F. Gloyna, W. H. Hart , (1996).
- MAZO 78** - L. MAZO, B. CASSAGNE, D. BADIE-LEVET, J. -P. BARDON : «Etude des conditions de liaison thermique dans le cas du frottement sec métal-plastique», Revue Générale de Thermique, Vol 204, (1978), pp 921-933.
- MEHAN 82** - R. L. MEHAN and S. C. HAYDEN : «Friction and wear of diamond materials and other ceramics against metal», Wear, Vol 74, (1982), pp 195-212.
- MELANDRI 95** - C. MELANDRI, M. G. GEE, G. de PORTU and S. GUICCIARDI : «High temperature friction and wear testing of silicon nitride ceramics», Tribology International, Vol 28, N° 6, (1995), pp 403-413.
- MOUGINOT 85** - R. MOUGINOT, D. MAUGIS : «Fracture indentation beneath flat and spherical punches», Journal of Materials Science, Vol 20, (1985), pp 4354-4376.
- NICHOLS 93** - F. A. NICHOLS and M. F. ASHBY : «T-MAPS : a PC-code for calculating average and local (« flash ») temperatures on sliding interfaces», ASME Symposium Nov 1993 New Orleans, (1993), pp 75-86.
- NOLL 97** - N. NOLL : «Conception et naissance d'un contact tribologique - Rôle des écrans de surface -», Thèse de l'INSA de Lyon, (1997).
- PALMONARI 89** - C. PALMONARI, L. ESPOSITO and E.H. TOSCANO : «Tribological tests in ceramics materials development : a pin-on-disk tribometer for high temperature and controlled atmosphere», Conference Evolution of Advanced Materials - Milano (Italy), (1989), pp 633-638.
- PARIS 94** - J.-Y. PARIS : «Discontinuité de comportement en frottement et usure d'une Zircone Quadratique Polycristalline», Thèse de l'INPT, (1994).
- PASTOR 84** - H. PASTOR : «Fabrication et propriétés d'utilisation des cermets carbure de tungstène-cobalt - Prospective dans le domaine de la coupe», Matériaux et Techniques, N° 12, (1984), pp 1-18.

PASTOR 95 - H. PASTOR : «Propriétés tribologiques des cermets», Journée d'Information CETIM 13, décembre 1995, (1995), pp 53-67.

PLATON 86 - F. PLATON : «Standard Tribological Tests for Engineering Ceramics», Ceramic Materials and Components for Engines, D. Keram. Ges. Publi., (1986), pp 735-757.

PLAY 77 - D. PLAY : «Visualisation of chalk wear», Third Leeds-Lyon symposium, The wear of non metallic materials, Institution of Mechanical Engineers, (1977), pp 221-229.

QUINN 85 - T. F. J. QUINN and W. O. WINER : «The thermal aspects of oxydational wear», Wear, Vol 102, (1985), pp 67-80.

RIECK 67 - G. D. RIECK : «Tungsten and its compounds», Pergamon Press, (1967), pp 93-99.

SANTHANAM 92 - A. T. SANTHANAM, P. TIERNEY and J. L. HUNT : «Cemented carbides», A.S.M. Handbook, Vol 2, (1992), pp 951-977.

SANTINI 75 - J. J. SANTINI and F. E. KENNEDY : «An experimental investigation of surface temperatures and wear in disk brakes», Lubrication Engineering, Vol 31, (1975), pp 402-417.

SECOSAR - «Aciers de construction SECOSAR», Lyon, pp 262.

SHU 64 - H. H. H. SHU, E. W. GAYLORD, W. F. HUGES : «The relation between the rubbing interface temperature distribution and dynamic thermocouple temperature», Journal of Basic Engineering, Vol 86, (1964), pp 417-422.

SKOPP 95 - A. SKOPP and M. WOYDT : «Ceramic and ceramic composite materials with improved friction and wear properties», Tribology Transaction, Vol 38, N° 2, (1995), pp 233-242.

SKOPP 95 - A. SKOPP, M. WOYDT, K.-H. HABIG : «Tribological behaviour of silicon nitride materials under unlubricated sliding between 22 °C and 1000 °C», Wear, Vol 181-183, (1995), pp 571-580.

SLINEY 86 - H. E. SLINEY, T. P. JACOBSON, D. DEADMORE and K. MIYOSHI : «Tribology of selected ceramics at temperatures to 900 °C», Ceramic Engineering and Science Proceedings, Vol 7, N° 7-8, (1986), pp 1039-1051.

SLINEY 91 - H. E. SLINEY and C. DELLACORTE : «A new test machine for measuring friction and wear in controlled atmospheres to 1200 °C», Lubrication Engineering, Vol 47, N° 4, (1991), pp 314-319.

SLINEY 94 - H. E. SLINEY and C. DELLACORTE : «The friction and wear of ceramic/ceramic and ceramic/metal combinations in sliding contact», Lubrication Engineering, Vol 50, N° 7, (1994), pp 571-576.

SUZUKI 91 - S. SUZUKI, F. E. KENNEDY : «The detection of flash temperatures in a sliding contact by the method of tribo-induced thermoluminescence», Journal of Tribology, Vol 113, (1991), pp 120-127.

TABOR 59 - D. TABOR : «Junction growth in metallic friction : the role of combined stresses and surface contamination», Proceedings of the Royal Society of London, Series A : Mathematical and Physical Sciences, Vol 251, (1959), pp 378-393.

TIAN 94 - X. TIAN and F. E. KENNEDY Jr. : «Maximum and average flash temperatures in sliding contacts», Journal of Tribology, Vol 116, (1994), pp 167-174.

TICO 95 - B. TICO : «Conception et optimisation de disques de frein à haute énergie pour matériel ferroviaire», Thèse de l'Université de Bordeaux I, (1995).

TRAINE 95 - J. TRAINE & J.-P. PETIT : «Transfert thermiques, mécanique des fluides anisothermes», Ed. Dunod, 2° édition, (1995).

- USAMI 93** - H. USAMI, K. FUNABASHI and T. NAKAMURA : «Experimental study of surface temperature during friction and wear test», Eurotrib 93, Vol 3, (1993), pp 440-445.
- VULLIERME 79** - J. J. VULLIERME, J. J. LAGARDE et H. CORDIER : «Etude de la résistance de contact entre deux matériaux en frottement - Influence de la vitesse relative de glissement», Int. J. Heat Mass Transfer, Vol 22, (1979), pp 1209-1219.
- WANG 92** - Y. WANG and S. M. HSU : «Wear and wear transition mechanisms of ceramics», Wear, Vol 195, (1992), pp 112-122.
- WANG 94** - Y. WANG and C. M. RODKIEWICZ : «Temperature maps for pin on disk configuration in dry sliding», Tribology International, Vol 27, N° 4, (1994), pp 259-266.
- WARREN 96** - A. WARREN, A. NYLUND & I. OLEFJORD : «Oxidation of tungsten and tungsten carbide in dry and humid atmospheres», Int. J. of Refractory Metals & Hard Materials, Vol 14, (1996), pp 345-353.
- WEICK 94** - B. L. WEICK, M. J. FUREY, B. VICK : «Surface temperatures generated with ceramic materials in oscillating/fretting contact», Journal of Tribology, Vol 116, (1994), pp 260-267.
- WOYDT 89** - M. WOYDT and K. -H. HABIG : «High temperature tribology of ceramics», Tribology International, Vol 22, N° 2, (1989), pp 75-88.
- YOUSSEF 89** - H. YOUSSEF, L. THEMELIN : «Comportement à l'usure des garnitures métalliques frittées à haute énergie», C.D.R. HY/LT/VD - 174 - 89, SFT Lyon 26 avril 89, (1989).
- YUST 85** - C. S. YUST and F. J. CARIGNAN : «Observations on the sliding wear of ceramics», ASLE Transaction, Vol 28, N° 2, (1985), pp 245-252.
- ZUM GAHR 87** - K.-H. ZUM GAHR : «Microstructure and wear of materials», Tribology series, 10, (ed. Elsevier), (1987), pp 53-64.

ANNEXE 1 - TECHNIQUES DE MESURE DES TEMPERATURES

Rappelons tout d'abord que la température est proportionnelle à l'énergie d'agitation moyenne des particules qui constituent la matière à l'équilibre thermodynamique. La notion de température est donc indissociable de celle de matière. En conséquence, parler de température en un point d'une surface que l'on considère comme une entité géométrique sans épaisseur est sans fondement. La température de surface ne peut représenter en fait que celle d'un petit élément de matière immédiatement sous-jacent à l'élément de surface et appartenant à la frontière immatérielle. Son épaisseur, très mince devant l'élément de surface doit rester suffisante pour que la notion de température garde sa signification (de l'ordre de 0,1 μm pour des solides homogènes à plusieurs micromètres pour des milieux hétérogènes) [Bardon 92].

1. Techniques de mesure par contact

Ces techniques regroupent les techniques où l'interaction capteur-surface se fait par contact direct et où le capteur tend à se mettre en équilibre thermodynamique local avec l'élément de surface. Ces capteurs pourront être répertoriés en deux groupes suivant l'existence ou non d'une liaison matérielle entre le capteur et le milieu extérieur (Tableau AI.1).

Les procédés les plus classiques qui nécessitent une liaison matérielle avec l'extérieur, exploitent des **phénomènes électriques**. Il s'agit soit de mesurer les variations de la résistivité électrique avec la température d'un élément semi-conducteur (thermistance) ou métallique (thermomètres à résistance) soit d'utiliser l'effet thermoélectrique qui prend naissance dans un circuit constitué de deux conducteurs de type différent lorsque les températures de leurs jonctions sont différentes (thermocouples). Les thermistances offrent une très grande sensibilité pour un faible encombrement. Leurs plages d'utilisation se situent entre 4 et 500 K. Les thermomètres à résistance couvrent un domaine de température de -200 à +1000°C. Les thermocouples, peu coûteux et d'utilisation facile, explorent une gamme de température très étendue allant des très basses températures (quelques kelvins) aux températures élevées (1500 à 2500°C). Leur

Annexe 1

sensibilité est plus faible que celle des thermomètres à résistance, mais ils permettent des mesures plus ponctuelles.

Nature du phénomène	Domaine de température °C	Type de méthode
<ul style="list-style-type: none"> • force thermoélectrique <ul style="list-style-type: none"> - métaux - semi-conducteur • résistance électrique <ul style="list-style-type: none"> - métaux - semi-conducteur 	-260 à +1500 -200 à +600 -200 à +1000 -50 à +500	Par contact <i>avec</i> liaison matérielle pour la lecture du phénomène
<ul style="list-style-type: none"> • photoluminescence <ul style="list-style-type: none"> - fluorescence - phosphorescence • couleur <ul style="list-style-type: none"> - cristaux liquides - peintures, papiers • changements d'état (fusion, vaporisation) 	-240 à +200 -240 à +400 10 à 330 40 à 1400 40 à 1500	Par contact <i>sans</i> liaison matérielle pour la lecture du phénomène
<ul style="list-style-type: none"> • rayonnement thermique <ul style="list-style-type: none"> - infrarouge (total ou spectral) - pyrométrie optique (total ou spectral) 	-40 à +700 700 à 3000	sans contact

Tableau AI.1 : Principaux phénomènes thermométriques [Bardon 92].

Les erreurs associées à ces procédés sont liées soit à la mesure du phénomène thermométrique, soit à la perturbation du champ thermique que provoque la présence du thermomètre. Ce dernier type d'erreur est souvent le plus pénalisant. En régime permanent, trois phénomènes différents y sont impliqués :

- Il y a tout d'abord l'effet de **macrostriction** au sein du milieu, qui représente l'effet de convergence des lignes de flux vers la zone de mesure. Ces perturbations peuvent être importantes pour les mesures sur des milieux isolants.

- Vient ensuite l'effet de **résistance de contact** à l'interface milieu-thermomètre, qui est lié à l'imperfection du contact résultant des irrégularités de surface. Cet effet est important pour les dispositifs non soudés sur la surface et dans le cas de mesures sur des milieux conducteurs. Le dispositif doit être conçu de manière que la pression de contact soit la plus constante et la plus forte possible.

- Enfin **l'effet d'ailette** est responsable des échanges de chaleur entre la partie extérieure du thermomètre et le milieu ambiant, que l'on minimise par une liaison avec le milieu extérieur suivant le chemin le plus long possible sur une isotherme de surface, ou sous la surface (protection face au rayonnement).

Les techniques de mesure par contact sans liaison matérielle utilisent soit des **phénomènes de photoluminescence** (fluorescence, phosphorescence) de substances telles que les sulfures (ZnS) excités par un rayonnement ultraviolet, soit des produits changeant de couleur (cristaux liquides, peintures thermosensibles) ou d'état (fusion, vaporisation). Le domaine d'utilisation des phénomènes photoluminescent s'étend de -240 à +400°C, les cristaux liquides sont utilisés de 10 à 330°C et les peintures de 40 à 1400°C, alors que pour les changements d'état ce domaine s'étale de 40 à 1500°C.

Une autre solution employée est une mesure indirecte associée à des **méthodes inverses**, permettant à partir de relevés des températures à différentes profondeurs au sein du matériau sous-jacent à la surface, de déterminer la température de surface par extrapolation de lois théoriques ou semi-empiriques connues. L'avantage de cette technique réside dans le fait que les capteurs ainsi implantés ne perturbent pas la température superficielle. Elle est par contre très sensible aux erreurs sur la position des capteurs internes et sur l'erreur de la mesure. Ces méthodes s'appliquent plus spécialement aux champs de températures stationnaires ainsi qu'aux champs transitoires dont le phénomène thermique progresse de l'intérieur du matériau vers la surface.

Enfin, une technique basée sur la modification de la dureté de certains alliages à structure métastable (aciers martensitiques) permet de connaître par **micro-indentation** la température maximale atteinte [Paris 94]. On peut aussi l'approcher par **identification de phases** comme la martensite dans les aciers non trempés [Archard 59].

2. Techniques de mesure sans contact

Pour ces techniques le capteur peut être très éloigné de la surface et n'est plus en équilibre thermique avec celle-ci, mais la grandeur physique qu'il mesure dépend de son état thermique. Les techniques de mesure reposent sur l'analyse énergétique du rayonnement émis (optique ou infrarouge) par une surface soit dans une bande de longueur d'onde (pyromètre

Annexe 1

monochromatique ou bichromatique, pyromètre à bande spectrale) soit pour l'ensemble du spectre (pyromètre à radiation totale). Deux types de capteurs sont utilisés :

- les **capteurs thermiques** pour lesquels le rayonnement provenant de la surface est absorbé et transformé en chaleur, l'échauffement étant alors transformé en signal électrique.
- les **capteurs photoniques** pour lesquels l'absorption des photons est directement convertie en signal électrique par excitation d'électrons dans le matériau photosensible (phénomènes de photoémission, photoconduction et effet photovoltaïque).

Ces techniques couvrent une gamme de températures allant de -40 à +700°C pour la détection infrarouge et de 700 à 3000°C pour la pyrométrie. L'inconvénient majeur de ces méthodes réside dans le fait que la détermination d'une température implique la connaissance de l'émissivité (spectrale ou totale) de la surface, paramètre parfois difficile à déterminer lorsque l'état de la surface évolue (présence d'oxydation, de salissure, de film lubrifiant...).

Le tableau ci-dessous donne les principaux phénomènes thermométriques pouvant être utilisés lors de la mesure d'une température de surface, ainsi que le domaine de température où ils peuvent être envisagés.

ANNEXE 2 - DESCRIPTIF COMPLÉMENTAIRE DU DISPOSITIF DE FROTTEMENT À CHAUD

La **mise en rotation** de l'arbre inférieur, et donc de l'échantillon inférieur, se fait par un moteur asynchrone (LEROY SOMER, 7500 W, 1455 tr/mn). La liaison entre le moteur et l'arbre inférieur se fait par l'intermédiaire d'une courroie crantée et de poulies présentant un rapport de réduction de 1,82. Pour la vitesse de glissement de 0,1 m/s, le taux de rotation du moteur est de 98 tr/min, et pour une vitesse de glissement de 1,5 m/s, il est de 1455 tr/mn. Un variateur de fréquence numérique permet de piloter le moteur pour obtenir en continu l'ensemble de cette gamme de vitesse. Le moteur est en outre équipé d'une génératrice tachymétrique et est asservi en vitesse, ce qui garanti une faible variation de la vitesse en fonction du couple de frottement.

La **broche inférieure** (Figure A2.1) doit assurer la mise en rotation la plus régulière et la plus précise possible de l'échantillon. Les critères de conception retenus (forte rigidité, montage sans jeux, limitation des vibrations), sont identiques à ceux utilisés pour la fabrication des machines outils. Pour avoir une excellente rigidité, le montage choisi présente trois roulements à billes à contact oblique combiné en T et O (type TBT) pour le palier supérieur et deux roulements appairés montés en O (type DB) pour le palier inférieur. Le palier supérieur encaisse les efforts axiaux, tandis que le palier inférieur monté glissant élimine le risque de sur-contrainte dû à la dilatation différentielle de l'arbre lors des essais à haute température. Les roulements sont montés avec une classe de précontrainte légère et ont un angle de pression de 25° (au lieu de 15° habituellement) pour augmenter la rigidité du montage.

La **broche supérieure** (figure A2.2) assure le guidage de l'arbre supportant l'échantillon supérieur (pion ou disque suivant la configuration). Cet arbre sert à transmettre l'effort normal aux échantillons et à récupérer le couple de frottement. Une liaison pivot glissant entre l'arbre et le bâti est assurée par des roulements à aiguilles sans bague intérieure. Ce choix permet l'obtention d'une très grande rigidité du montage tout en minimisant les imprécisions dues au frottement propre des paliers. L'arrêt en translation de l'arbre se fait par la mise en contact et le maintient des échantillons en configuration d'essai. L'arbre, libre en rotation vient s'appuyer (par

l'intermédiaire de deux renvois) sur deux capteurs de flexion solidaire du bâti et servant à enregistrer le couple de frottement. Des cannelures assurent la liaison glissière entre l'arbre et le bloc de renvoie. Pour ne pas introduire d'efforts parasites sur les capteurs, le bloc de renvoie n'est pas fixé à ces capteurs, mais repose sur le bâti par l'intermédiaire d'une butée à billes. L'ensemble de ce mécanisme pèse environ 30 kg, aussi un système de contrepoids a été mis en place pour compenser le poids de la chaîne cinématique supérieure.

Le **four** (SUPERTHAL™) est formé de deux demi-coquilles permettant une ouverture frontale et un accès aisé aux échantillons. Les deux éléments chauffants ont une puissance nominale de 575 W chacun, et peuvent atteindre une température maximale de 1800°C. Les résistances en bisiliciure de molybdène (MoSi_2) sont disposées en demi-cercle tout autour de la zone à chauffer. Un thermocouple Chromel-Alumel (type K) placé à proximité des échantillons permet de contrôler la température du four au moyen d'un régulateur programmeur numérique (programmeur EUROTHERM 902P ; gradateur EUROCUBE 425A).

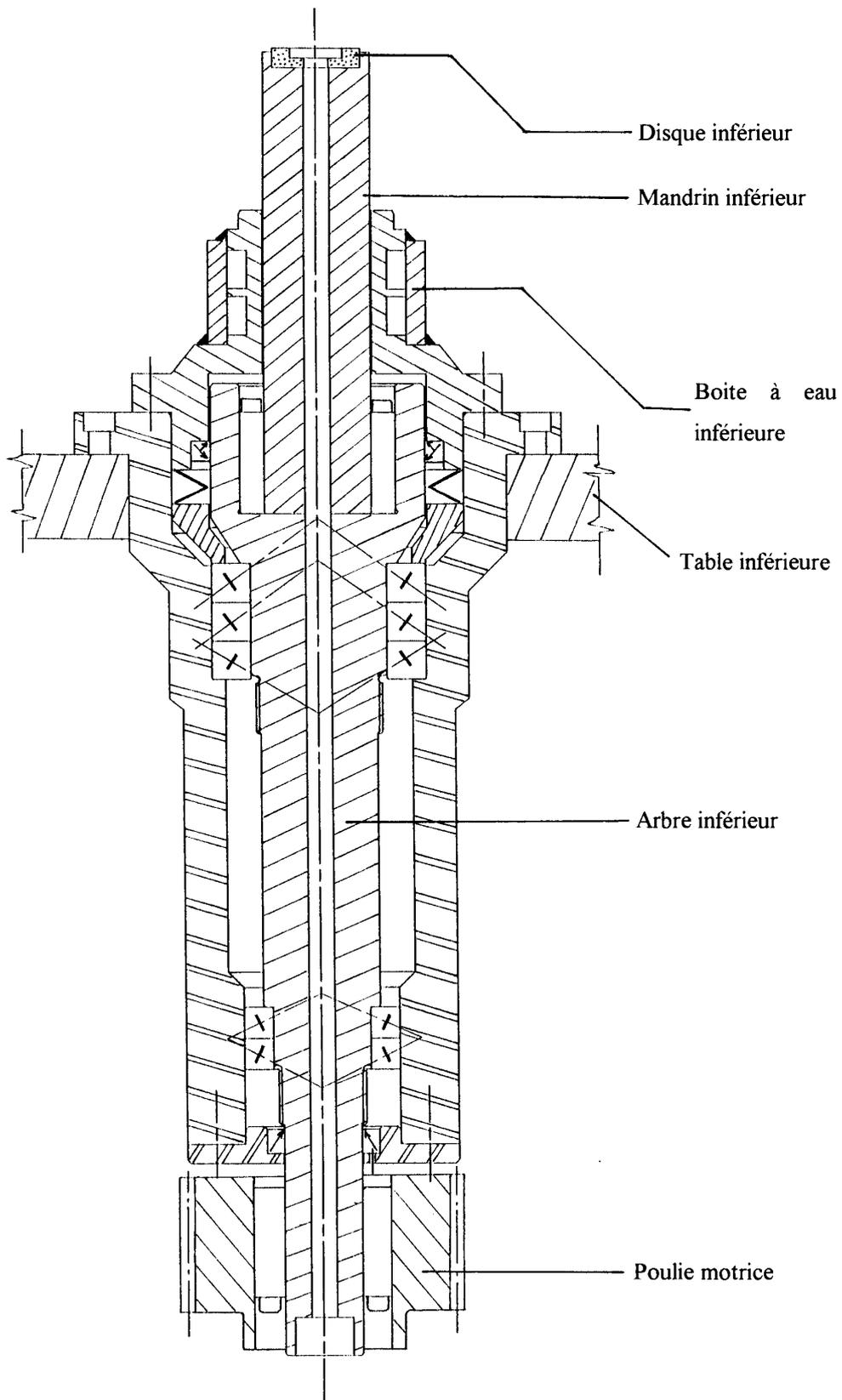


Figure A2.1 : Vue en coupe de la broche inférieure.

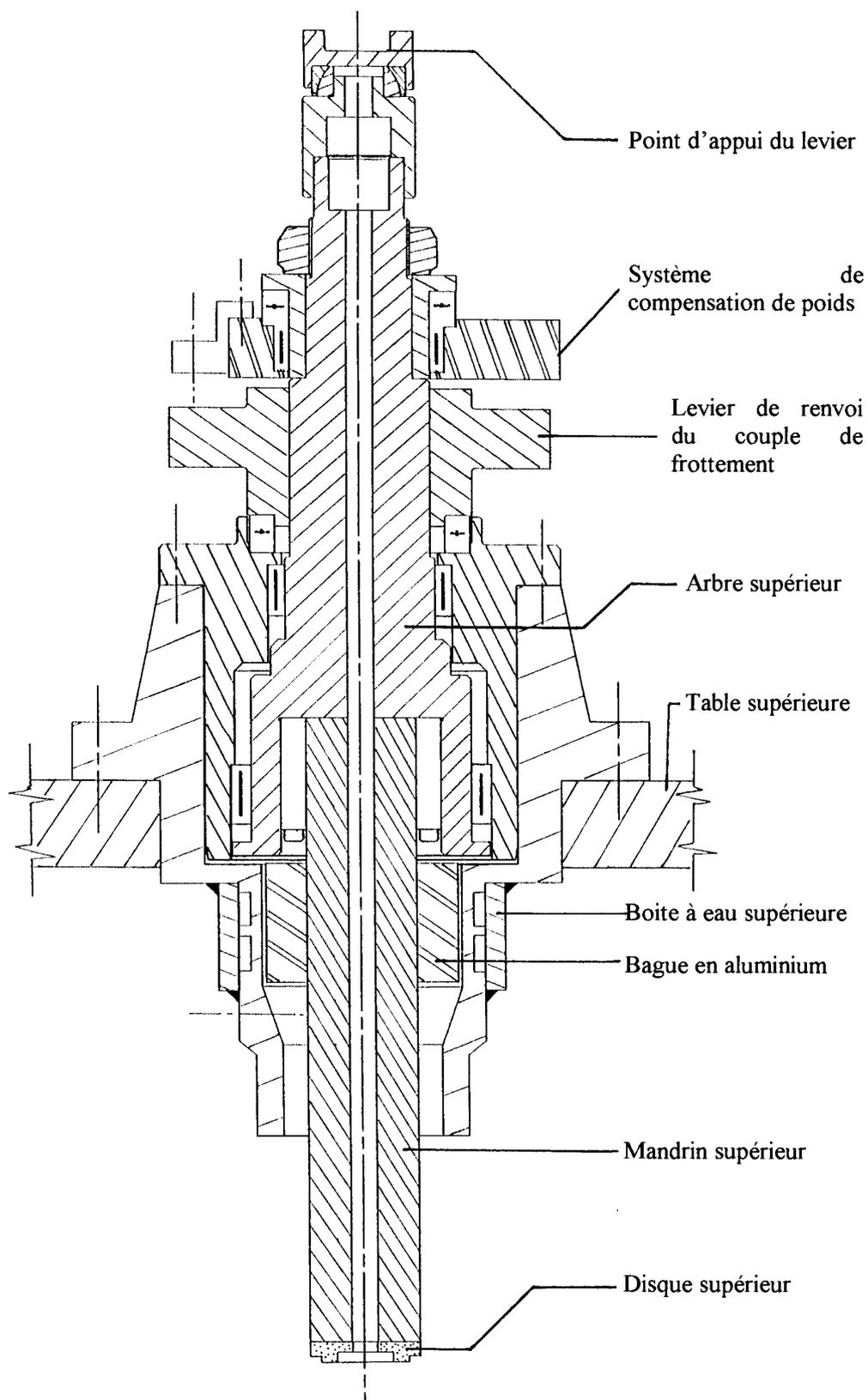


Figure A2.2 : Vue en coupe de la broche supérieure.

ANNEXE 3 - CRITÈRES D'EMPLOI DU MODÈLE DE L'AILLETTE

L'approximation de l'ailette, suppose qu'en première approximation, les isothermes au sein de l'ailette sont normales à l'axe principal de propagation de la chaleur (Ox pour le cas qui nous intéresse, figure I.35, chapitre I). On néglige donc la variation de température suivant une direction perpendiculaire à cet axe, le champ de température est alors monodimensionnel [Trainé 95].

- Une ailette est considérée comme infinie lorsqu'elle est suffisamment longue pour que le champ des températures en bout d'ailette tende vers la température ambiante T_0 . La condition appliquée au champ des températures en bout d'ailette se traduit par le critère suivant :

$$\exp(\omega L) \gg 1 \quad \text{où} \quad \omega = \sqrt{\frac{2h}{\lambda R}} \quad \text{et } L \text{ la longueur de l'ailette.}$$

Cette relation est en pratique vérifiée dès que L est supérieur à $2/\omega$ (précision de $4 \cdot 10^{-2}$) ou $5/\omega$ (précision meilleure que 10^{-2}). Dans le cas de l'ailette infinie, aucun flux de chaleur n'est dissipé en bout d'ailette puisque la température est égale à celle du milieu ambiant.

- La validité de l'approximation de l'ailette au sens du profil des températures est traduite pour une ailette infinie, par un flux surfacique associé au coefficient de transfert convectif h petit devant le flux conductif dans l'ailette. On obtient ainsi la condition suivante :

$$\frac{\lambda}{h} \omega \gg 1 \quad \text{ou} \quad Bi \ll 1 \quad \text{avec } Bi \text{ nombre de Biot et } Bi = \frac{h A}{\lambda P}.$$

(A désigne la section transversale de l'ailette et P le périmètre mouillé).

Ce critère local est très restrictif, mais si l'on s'intéresse au flux globalement échangé par toute l'ailette on obtient une condition moins pénalisante.

- La validité de l'approximation de l'ailette (ailette infinie) du point de vue du flux dissipé est étudié en comparant les valeurs exacte et approchée du flux dissipé par l'ailette, c'est-à-dire en étudiant la quantité $(\Phi_{\text{approché}} - \Phi_{\text{exact}})/\Phi_{\text{exact}}$ en fonction du nombre de Biot. Ainsi, tant que le

Annexe 3

nombre de Biot est inférieur à 1 l'erreur commise sur le flux est inférieure à 13 %, quelle que soit la géométrie de l'ailette.

- Application aux mandrins.

Le nombre de Biot, pour une ailette de section cylindrique, suit l'expression ; $Bi = \frac{hR}{2\lambda}$.

Compte tenu du rayon des mandrins ($R = 22,5$ mm) et de la conductivité thermique de l'ADNIC 56D ($\lambda_3 = 9$ W/m.K), on détermine la condition sur le coefficient de transfert h . La valeur limite (supérieure) calculée pour le coefficient d'échange de paroi est égale à 800 W/(m².K). Les mandrins étant dans l'air, la condition est respectée. Les calculs de ces coefficients (annexe 4) donnent des valeurs variant de 5,5 à 10 pour lesquelles nous déterminons ω . Ainsi, l'évaluation de la quantité $\exp(\omega L)$ permet de définir l'approximation géométrique qui correspond ici au cas de l'ailette infinie.

	Mandrin supérieur	Mandrin inférieur
Longueur L (m)	0,23	0,162
$Bi < 1 \Rightarrow h < \frac{2\lambda}{R}$	$h < 800$	$h < 800$
$\exp(\omega L) \gg 1$	5,5	3,3

Tableau A3.1 : Evaluation des critères de l'ailette pour les mandrins.

ANNEXE 4 - COEFFICIENTS DE CONVECTION DES MANDRINS

Le mode de transfert convectif se caractérise par deux types de transfert opérant simultanément : un transfert d'énergie dû au mouvement moléculaire (mode conductif) auquel se superpose un transfert d'énergie dû au mouvement macroscopique d'ensemble du fluide sous l'effet de forces externes générées soit par un gradient de densité (convection naturelle), soit par un gradient de pression (convection forcée). Ces phénomènes dépendent des propriétés physiques du fluide (ρ , μ_{dy} viscosité dynamique, c_p , λ), des caractéristiques dynamique et thermiques imposées au fluide (champ de force, vitesse, pression, température), de la géométrie de la paroi (forme, rugosité) et des caractéristiques thermiques de la paroi (température, flux de chaleur). L'analyse dimensionnelle, permet, pour un phénomène physique dépendant de n grandeurs, à partir d'un nombre p d'unités fondamentales (quatre en thermique : longueur, masse, temps, température) de définir $n-p$ nombres sans dimension qui caractérisent le phénomène. On définit ainsi trois nombres sans dimension (Nusselt Nu , Prandtl Pr et Reynolds Re) qui caractérisent respectivement l'échange thermique entre le fluide et la paroi, les propriétés thermiques du fluide et son régime d'écoulement. D'autres groupements sans dimension peuvent être utilisés.

- Pour modéliser les échanges convectifs autour du mandrin supérieur on utilise un modèle relatif à une plaque ou un cylindre vertical, isotherme, soumis à un régime de convection naturelle dans l'air [Kreith 85, Traine 95]. Les propriétés du fluide, ici de l'air (ρ , μ_{dyn} , ν , c_p , λ , a), sont déterminées à partir de tables [Traine 95]. L'écoulement est caractérisé à partir de la valeur du nombre de Rayleigh Ra qui doit être compris entre 10^4 et 10^9 . Ainsi,

$$Ra = \frac{g\beta(T_p - T_0)L^3}{\nu a} \quad \text{avec } \beta = \frac{1}{T} \text{ pour un gaz à pression atmosphérique à}$$

la température $T = 0,5(T_p + T_0)$, T_p est la température de la paroi et T_0 celle de l'air, $g = 9,81 \text{ m.s}^{-2}$ et la L longueur du mandrin.

$$\text{En régime laminaire } Nu = 0,59 Ra^{1/4} = \frac{hL}{\lambda}.$$

On obtient dans notre cas $Ra = 37 \cdot 10^6$ avec $T_p = 60^\circ\text{C}$, $T_0 = 20^\circ\text{C}$, $L = 0,23 \text{ m}$, $\lambda = 0,0272 \text{ W/m.K}$, $\nu = 1,7 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ et $a = 2,42 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$. On évalue ainsi le coefficient d'échange pour le mandrin supérieur $h = 5,5 \text{ W/m}^2.\text{K}$. Ce calcul ne donne qu'une valeur approximative de h puisque d'une part la température de paroi est mal connue et a été évaluée en faisant la moyenne de mesures ponctuelles le long du mandrin et d'autre part on néglige le fait que, au droit des boîtes à eau, l'échange thermique se fait entre deux parois à travers un film d'air d'une épaisseur de 0,4 à 0,5 mm.

- Le mandrin inférieur assure la mise en rotation du disque ($\omega = 18$ à 55 rad/s). Il est donc soumis à un régime de convection forcée. Par manque d'information sur la modélisation du cas d'un cylindre vertical en rotation, nous avons utilisé un modèle décrivant un cylindre horizontal en rotation [Kreith 85]. On introduit pour ce modèle un nombre de Reynolds fonction de la vitesse angulaire $Re_\omega = \frac{\omega \pi D^2}{\nu}$. Des turbulences apparaissent lorsque Re_ω approche la valeur de 50. Dans l'air, pour $Re_\omega > 8000$, le nombre de Reynolds contrôle le transfert. Les effets combinés des nombres de Reynolds Re , Prandtl Pr et Grashof Gr sur la valeur moyenne du nombre de Nusselt Nu sont exprimés par la relation suivante :

$$Nu = 0,11 \left(0,5 Re_\omega^2 + Gr Pr \right)^{0,35} = \frac{hD}{\lambda} \quad \text{avec} \quad Gr = \frac{\beta g (T_p - T_0) D^3}{\nu^2} \quad \text{et} \quad Pr = 0,70729$$

Ce calcul donne pour h une valeur de $5,5 \text{ W/m}^2.\text{K}$. Néanmoins on ne tient pas compte du fait que le cylindre étant en position verticale, le régime de convection naturelle est en compétition avec le régime de convection forcée. On peut de plus, faire les mêmes remarques que pour le cas précédent en ce qui concerne l'écoulement entre le mandrin inférieur et la boîte à eau. Afin de prendre en considération ces imprécisions qui contribuent à sous estimer la valeur de h , nous avons doublé la valeur calculée du coefficient d'échange du mandrin inférieur. Ainsi, $h = 11 \text{ W/m}^2.\text{K}$.

ANNEXE 5 - COEFFICIENTS D'ÉCHANGE DE PAROI

Nous cherchons ici à déterminer les coefficients d'échange thermique entre le pion et le mandrin supérieur, ainsi qu'entre le disque et le mandrin inférieur.

L'analogie électrique permet de définir la résistance thermique entre deux points A et B par l'expression :

$$R_{th} = \frac{(T_A - T_B)}{\Phi} \quad (R_{th} \text{ en K/W}).$$

La résistance thermique de contact statique entre deux corps à la température T_A et T_B s'exprime de la même manière (Cf. chapitre 1). Le coefficient de transfert h d'un corps quelconque à la température T_A vers un autre corps à la température T_B , à travers la surface S , est défini par :

$$\Phi = hS(T_A - T_B).$$

Ainsi, h peut s'exprimer en fonction de la résistance thermique de paroi entre les deux corps R_{th} et de la surface de contact S , sous la forme : $h = \frac{1}{R_{th}S}$.

L'évaluation de la résistance thermique de paroi, permet alors de calculer le coefficient d'échange entre les deux massifs.

La résistance thermique d'interface dépend de nombreux paramètres comme la nature des matériaux en contact, la rugosité, la pression de contact, le degré d'oxydation et la propreté des surfaces. La littérature ne propose aucune donnée expérimentale correspondant aux couples de matériaux (Adnic56D contre l'alumine, le 100C6 ou le carbure de tungstène). Néanmoins, pour connaître l'ordre de grandeur de la valeur du coefficient d'échange, nous avons utilisé les valeurs de résistance thermique mesurées pour un contact acier-acier soit $6 \cdot 10^{-4}$ à $25 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2 \cdot \text{K/W}$ pour une pression de contact de 0,1 MPa et $0,7 \cdot 10^{-4}$ à $4 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2 \cdot \text{K/W}$ pour une pression de contact de 100 MPa [Kreith 86].

Les pressions moyennes de contact, entre les surfaces d'échange du pion et du mandrin supérieur puis du disque et du mandrin inférieur, ont été évaluées en fonction des efforts

Annexe 5

appliqués aux échantillons. Elles varient en moyenne de 0,5 à 1,8 MPa. Ainsi, les résistances thermiques évaluées ont des valeurs de l'ordre de $6 \cdot 10^{-4}$ à $25 \cdot 10^{-4}$ m².K/W. Compte tenu des surfaces d'échange entre les différentes pièces, les coefficients d'échange h de paroi varient entre 400 et 1600 W/m².K.

ANNEXE 6 - PROGRAMME PERMETTANT L'ÉLABORATION DES CARTES DE TEMPÉRATURE

```

clear
%-----choix: utiliser les données du programme ou celles de l'utilisateur-----
%-----données du programme 100C6/ALUMINE-----
%-----caractéristiques géométrique et mécanique-----

l01=4e-3;           %longueur téton du pion en m
l11=16e-3;          %longueur de la partie supérieure du pion en m
R1=3.5e-3;          %rayon du pion
An=pi*(3.5e-3)^2;   %surface apparente du contact
A1=pi*(8e-3)^2;     %surface à l'arrière du pion
Ac1=pi*(16e-3)*16e-3; %surface latérale pion/mandrin
Am=pi*(22.5e-3)^2;  %section du mandrin
Act1=Ac1+A1;        %surface totale d'échange pion/mandrin
A2=pi*((22.5e-3)^2-(6.25e-3)^2)-6.8e-6; %Aire de pression à l'arrière du disque
Ac2=2*8e-3*30e-3;   %surface de contact latérale disque/mandrin
Act2=A2+Ac2;        %surface d'échange entre le disque et le mandrin
R21=26.5e-3;        %rayon du disque en m
l12=10e-3;          %épaisseur de la partie supérieure du disque en m
L1=0.23;            %longueur mandrin sup
L2=0.162;           %longueur mandrin inf
la3=9;              %conductivité du mandrin
hc1=800;            %Coeff paroi pion/mand
hc2=1600;           %Coeff paroi disque/mand
hcon1=5.5;          %coefficient de convection mandrin sup
hcon2=11;           %coefficient de convection mandrin inf
KX1=0.5;
KX2=0.646;

w1=sqrt(2*hcon1/(la3*22.5e-3));
w2=sqrt(2*hcon2/(la3*22.5e-3));
par1=(la3*w1*cosh(w1*L1)+hcon1*sinh(w1*L1))/(la3*w1*sinh(w1*L1)+hcon1*cosh(w1*L1));
par2=(la3*w2*cosh(w2*L2)+hcon2*sinh(w2*L2))/(la3*w2*sinh(w2*L2)+hcon2*cosh(w2*L2));

k=input('Voulez vous rentrer des nouvelles caractéristiques pour l essai? 1=oui 2=non ');
if k==1
%-----caractéristiques thermiques-----
'
entrée des caractéristiques thermiques'
Ho=input('entrer la valeur de la dureté du matériau le plus "mou" en Pa. [Ho]=') %dureté du matériau le plus mou en Pa
la1=input('entrer la valeur de la conductivité du pion en W/m/K. [la1]=') %conductivité du pion en W/m/K
la2=input('entrer la valeur de la conductivité du disque en W/m/K. [la2]=') %conductivité du disque en W/m/K
ro1=input('entrer la densité du pion en kg/m3. [ro1]=')
ro2=input('entrer la densité du disque en kg/m3. [ro2]=') %densité des deux matériaux
c1=input('entrer la valeur de la chaleur spécifique du pion en J/kg/K. [C1]=')
c2=input('entrer la valeur de la chaleur spécifique du disque en J/kg/K. [C2]=') %chaleurs spécifiques des 2 matériaux
elseif k==2
Ho=7800e6;
%-----caractéristiques thermiques -----
la1=35;           %conductivité du pion en W/m/K
ro1=7845;         %masse volumique du pion
c1=470;           %chaleurs spécifiques du pion
la2=25;           %conductivité du disque en W/m/K
ro2=3900;         %densité du disque
c2=950;          %chaleurs spécifiques du disque
end

%-----fin de l'acquisition-----
ra=0.1e6/Ho;      %calcul de ra

%-----caractéristiques de l'essai-----
'
entrer le point caractéristique expérimental '

```

Annexe 6

```

P1=input('entrer une charge référence en N ')
W1=input('entrer une vitesse de glissement référence en m/s ')
mu=input('entrer le coefficient de frottement moyen mu= ')
Fs=pi*R1^2*Ho/(sqrt(1+12*mu^2));
' entrer la valeur mini et maxi de la charge '
Fmini=input('entrer la valeur de Fmini. [Fmini]=')
Fmaxi=input('entrer la valeur de Fmaxi. [Fmaxi]=')

%-----calcul des diffusivités thermiques-----
a1=la1/(ro1*c1); a2=la2/(ro2*c2);
aeff=(a1+a2)/2;

%-----interpolation des coefficients correcteurs de Holm-----
c=0.0803;
b=0.8028;

%-----PROGRAMME-----
%T=Tb
T=30;
m=0;
figure('color','black','numbertitle','off','name','Cartes de température')
M=[1 1 1 ; 1 0 0; 0 .5 0; 0 0 1; 1 0.5 0; 1 0 1; 0 1 1; 0.5 0 1; 0.5 1 0; 0.5 .5 .5];
while(T<1500)
F=[];
v=[];
V1=[];
N1=[];
V2=[];
N2=[];
V3=[];
N3=[];
Rj=[];
To=20;
n=0;
Bl=0.85;
m=m+1;
t(m)=T;

for f=Fmini:10:Fmaxi %incrémentation pas à pas de f

%-----calcul des longueurs équivalentes locales de diffusion
lpb=l01+l11*An/A1+la1*An/(hc1*Act1); %longueur équivalentes de diffusion du pion
ldb=(112*An/(pi*R21^2))+la2*An/(hc2*Act2); %longueur équivalentes de diffusion du disque
lmb1=KX1*par1/w1; %longueur équivalente de diffusion du mandrin supérieur
lmb2=KX2*par2/w2; %longueur équivalente de diffusion du mandrin inférieur

%-----Calcul des longueurs équivalentes de diffusion globales
l1b=(la3*Am*lpb+la1*lmb1*An)/(la3*Am);
l2b=(la3*Am*ldb+la2*lmb2*An)/(la3*Am);
%*****
n=n+1;
F(n)=f;
v4=An*(la1*(T-To)/l1b+la2*(T-To)/l2b)/(mu*f); %Calcul de la température moyenne
V4(n)=v4;
Ar=f/Ho*(1+12*mu^2)^0.5;
rj=(f*((1+12*mu^2)^(0.5))./(pi*Ho)).^(0.5);

if Ar<=pi*ra^2 %première condition
v1=(-4*(-(Ar*la1*la2*l1b*pi*R1^2*T)-Ar*la2^2*l1b*pi*R1^2*T-
Ar*la1^2*l2b*pi*R1^2*T-
Ar*la1*la2*l2b*pi*R1^2*T+Ar*la1*la2*l1b*pi*R1^2*To+Ar*la2^2*l1b*pi*R1^2*To+Ar*la1^2*l2b*pi*R1^2*To+Ar*la1*la2*
l2b*pi*R1^2*To))/(4*Ar*f*la1*l1b*l2b*mu+4*Ar*f*la2*l1b*l2b*mu+f*la2*l1b*mu*pi^2*rj*R1^2+f*la1*l2b*mu*pi^2*rj*R1^2
);
L1=(v1.*rj)/(2*a2);

```

```

v2=(-4*(-(Ar*Bl*la1*la2*11b*pi*R1^2*T)-Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*T-
Ar*Bl*la1^2*12b*pi*R1^2*T-
Ar*la1*la2*12b*pi*R1^2*T+Ar*Bl*la1*la2*11b*pi*R1^2*To+Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*To+Ar*Bl*la1^2*12b*pi*R1^2*To+Ar*la
1*la2*12b*pi*R1^2*To))/(4*Ar*Bl*f*la1*11b*12b*mu+4*Ar*f*la2*11b*12b*mu+Bl*f*la2*11b*mu*pi^2*rj*R1^2+Bl*f*la1*12b*
mu*pi^2*rj*R1^2);
L2=(v2.*rj)/(2*a2);
if L2>=0.1 & L2<0.2
    Bl=0.85;
    v2=(-4*(-(Ar*Bl*la1*la2*11b*pi*R1^2*T)-Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*T-
Ar*Bl*la1^2*12b*pi*R1^2*T-
Ar*la1*la2*12b*pi*R1^2*T+Ar*Bl*la1*la2*11b*pi*R1^2*To+Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*To+Ar*Bl*la1^2*12b*pi*R1^2*To+Ar*la
1*la2*12b*pi*R1^2*To))/(4*Ar*Bl*f*la1*11b*12b*mu+4*Ar*f*la2*11b*12b*mu+Bl*f*la2*11b*mu*pi^2*rj*R1^2+Bl*f*la1*12b*
mu*pi^2*rj*R1^2);
elseif L2>=0.2 & L2<0.5
    Bl=0.83;
    v2=(-4*(-(Ar*Bl*la1*la2*11b*pi*R1^2*T)-Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*T-
Ar*Bl*la1^2*12b*pi*R1^2*T-
Ar*la1*la2*12b*pi*R1^2*T+Ar*Bl*la1*la2*11b*pi*R1^2*To+Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*To+Ar*Bl*la1^2*12b*pi*R1^2*To+Ar*la
1*la2*12b*pi*R1^2*To))/(4*Ar*Bl*f*la1*11b*12b*mu+4*Ar*f*la2*11b*12b*mu+Bl*f*la2*11b*mu*pi^2*rj*R1^2+Bl*f*la1*12b*
mu*pi^2*rj*R1^2);
    Bl=0.76;
    v2=(-4*(-(Ar*Bl*la1*la2*11b*pi*R1^2*T)-Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*T-
Ar*Bl*la1^2*12b*pi*R1^2*T-
Ar*la1*la2*12b*pi*R1^2*T+Ar*Bl*la1*la2*11b*pi*R1^2*To+Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*To+Ar*Bl*la1^2*12b*pi*R1^2*To+Ar*la
1*la2*12b*pi*R1^2*To))/(4*Ar*Bl*f*la1*11b*12b*mu+4*Ar*f*la2*11b*12b*mu+Bl*f*la2*11b*mu*pi^2*rj*R1^2+Bl*f*la1*12b*
mu*pi^2*rj*R1^2);
elseif L2>=1 & L2<2
    Bl=0.66;
    v2=(-4*(-(Ar*Bl*la1*la2*11b*pi*R1^2*T)-Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*T-
Ar*Bl*la1^2*12b*pi*R1^2*T-
Ar*la1*la2*12b*pi*R1^2*T+Ar*Bl*la1*la2*11b*pi*R1^2*To+Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*To+Ar*Bl*la1^2*12b*pi*R1^2*To+Ar*la
1*la2*12b*pi*R1^2*To))/(4*Ar*Bl*f*la1*11b*12b*mu+4*Ar*f*la2*11b*12b*mu+Bl*f*la2*11b*mu*pi^2*rj*R1^2+Bl*f*la1*12b*
mu*pi^2*rj*R1^2);
elseif L2>=2 & L2<4.5
    Bl=0.57;
    v2=(-4*(-(Ar*Bl*la1*la2*11b*pi*R1^2*T)-Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*T-
Ar*Bl*la1^2*12b*pi*R1^2*T-
Ar*la1*la2*12b*pi*R1^2*T+Ar*Bl*la1*la2*11b*pi*R1^2*To+Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*To+Ar*Bl*la1^2*12b*pi*R1^2*To+Ar*la
1*la2*12b*pi*R1^2*To))/(4*Ar*Bl*f*la1*11b*12b*mu+4*Ar*f*la2*11b*12b*mu+Bl*f*la2*11b*mu*pi^2*rj*R1^2+Bl*f*la1*12b*
mu*pi^2*rj*R1^2);
elseif L2>=4.5 & L2<=5
    Bl=0.44;
    v2=(-4*(-(Ar*Bl*la1*la2*11b*pi*R1^2*T)-Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*T-
Ar*Bl*la1^2*12b*pi*R1^2*T-
Ar*la1*la2*12b*pi*R1^2*T+Ar*Bl*la1*la2*11b*pi*R1^2*To+Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*To+Ar*Bl*la1^2*12b*pi*R1^2*To+Ar*la
1*la2*12b*pi*R1^2*To))/(4*Ar*Bl*f*la1*11b*12b*mu+4*Ar*f*la2*11b*12b*mu+Bl*f*la2*11b*mu*pi^2*rj*R1^2+Bl*f*la1*12b*
mu*pi^2*rj*R1^2);
end
A=f*mu./((la1/11b+la2/12b)*pi*R1^2); %Variables définies pour l'estimation de v3
B=31*mu*f*(a2/rj)^(1/2)*rj*pi/Ar;
C=25*2^(3/2)*la2;
E=124*(a2/rj)^(1/2)*la1;
a=C.*A;
b=(E.*A+B);
c=T*C;
d=T*E;
v3=(-b/(3*a)+(2^(1/3)*(b^2+3*a*c))/(3*a*(-2*b^3-9*a*b*c+27*a^2*d+3^(3/2)*a*(-b^2*c^2)-
4*a*c^3-4*b^3*d-18*a*b*c*d+27*a^2*d^2)^(1/2))^(1/3))+(-2*b^3-9*a*b*c+27*a^2*d+3^(3/2)*a*(-b^2*c^2)-4*a*c^3-
4*b^3*d-18*a*b*c*d+27*a^2*d^2)^(1/2))/(3*2^(1/3)*a)^2;
L3=(real(v3).*rj)/(2*a2);
if L1<0.1
    v(n)=v1;

```

Annexe 6

```

elseif L2>=0.1 & L2<=5
    v(n)=v2;
elseif L3>5
    v(n)=real(v3);
end
V1(n)=v1;
V2(n)=v2;
V3(n)=v3;
N1(n)=L1;
N2(n)=L2;
N3(n)=L3;
Rj(n)=rj;

elseif Ar>pi*ra^2 %Deuxième condition
    rj=R1/((1-f/Fs)*(R1/ra)^2+1)^(0.5);

    v1=(-4*(-(Ar*la1*la2*11b*pi*R1^2*T)-Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*T-
Ar*la1^2*12b*pi*R1^2*T-
Ar*la1*la2*12b*pi*R1^2*T+Ar*la1*la2*11b*pi*R1^2*To+Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*To+Ar*la1^2*12b*pi*R1^2*To+Ar*la1*la2*1
2b*pi*R1^2*To))/(4*Ar*f*la1*11b*12b*mu+4*Ar*f*la2*11b*12b*mu+f*la2*11b*mu*pi^2*rj*R1^2+f*la1*12b*mu*pi^2*rj*R1^2
);
    L1=(v1.*rj)/(2*a2);

    v2=(-4*(-(Ar*Bl*la1*la2*11b*pi*R1^2*T)-Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*T-
Ar*Bl*la1^2*12b*pi*R1^2*T-
Ar*la1*la2*12b*pi*R1^2*T+Ar*Bl*la1*la2*11b*pi*R1^2*To+Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*To+Ar*Bl*la1^2*12b*pi*R1^2*To+Ar*la
1*la2*12b*pi*R1^2*To))/(4*Ar*Bl*f*la1*11b*12b*mu+4*Ar*f*la2*11b*12b*mu+Bl*f*la2*11b*mu*pi^2*rj*R1^2+Bl*f*la1*12b*
mu*pi^2*rj*R1^2);
    L2=(v2.*rj)/(2*a2);

    if L2>=0.1 & L2<0.2
        Bl=0.85;
        v2=(-4*(-(Ar*Bl*la1*la2*11b*pi*R1^2*T)-Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*T-
Ar*Bl*la1^2*12b*pi*R1^2*T-
Ar*la1*la2*12b*pi*R1^2*T+Ar*Bl*la1*la2*11b*pi*R1^2*To+Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*To+Ar*Bl*la1^2*12b*pi*R1^2*To+Ar*la
1*la2*12b*pi*R1^2*To))/(4*Ar*Bl*f*la1*11b*12b*mu+4*Ar*f*la2*11b*12b*mu+Bl*f*la2*11b*mu*pi^2*rj*R1^2+Bl*f*la1*12b*
mu*pi^2*rj*R1^2);
        elseif L2>=0.2 & L2<0.5
            Bl=0.83;
            v2=(-4*(-(Ar*Bl*la1*la2*11b*pi*R1^2*T)-Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*T-
Ar*Bl*la1^2*12b*pi*R1^2*T-
Ar*la1*la2*12b*pi*R1^2*T+Ar*Bl*la1*la2*11b*pi*R1^2*To+Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*To+Ar*Bl*la1^2*12b*pi*R1^2*To+Ar*la
1*la2*12b*pi*R1^2*To))/(4*Ar*Bl*f*la1*11b*12b*mu+4*Ar*f*la2*11b*12b*mu+Bl*f*la2*11b*mu*pi^2*rj*R1^2+Bl*f*la1*12b*
mu*pi^2*rj*R1^2);
            Bl=0.76;
            v2=(-4*(-(Ar*Bl*la1*la2*11b*pi*R1^2*T)-Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*T-
Ar*Bl*la1^2*12b*pi*R1^2*T-
Ar*la1*la2*12b*pi*R1^2*T+Ar*Bl*la1*la2*11b*pi*R1^2*To+Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*To+Ar*Bl*la1^2*12b*pi*R1^2*To+Ar*la
1*la2*12b*pi*R1^2*To))/(4*Ar*Bl*f*la1*11b*12b*mu+4*Ar*f*la2*11b*12b*mu+Bl*f*la2*11b*mu*pi^2*rj*R1^2+Bl*f*la1*12b*
mu*pi^2*rj*R1^2);
            elseif L2>=1 & L2<2
                Bl=0.66;
                v2=(-4*(-(Ar*Bl*la1*la2*11b*pi*R1^2*T)-Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*T-
Ar*Bl*la1^2*12b*pi*R1^2*T-
Ar*la1*la2*12b*pi*R1^2*T+Ar*Bl*la1*la2*11b*pi*R1^2*To+Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*To+Ar*Bl*la1^2*12b*pi*R1^2*To+Ar*la
1*la2*12b*pi*R1^2*To))/(4*Ar*Bl*f*la1*11b*12b*mu+4*Ar*f*la2*11b*12b*mu+Bl*f*la2*11b*mu*pi^2*rj*R1^2+Bl*f*la1*12b*
mu*pi^2*rj*R1^2);
                elseif L2>=2 & L2<4.5
                    Bl=0.57;
                    v2=(-4*(-(Ar*Bl*la1*la2*11b*pi*R1^2*T)-Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*T-
Ar*Bl*la1^2*12b*pi*R1^2*T-
Ar*la1*la2*12b*pi*R1^2*T+Ar*Bl*la1*la2*11b*pi*R1^2*To+Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*To+Ar*Bl*la1^2*12b*pi*R1^2*To+Ar*la
1*la2*12b*pi*R1^2*To))/(4*Ar*Bl*f*la1*11b*12b*mu+4*Ar*f*la2*11b*12b*mu+Bl*f*la2*11b*mu*pi^2*rj*R1^2+Bl*f*la1*12b*
mu*pi^2*rj*R1^2);
                    elseif L2>=4.5 & L2<=5

```

```

BI=0.44;
v2=(-4*(-(Ar*BI*la1*la2*11b*pi*R1^2*T)-Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*T-
Ar*BI*la1^2*12b*pi*R1^2*T-
Ar*la1*la2*12b*pi*R1^2*T+Ar*BI*la1*la2*11b*pi*R1^2*To+Ar*la2^2*11b*pi*R1^2*To+Ar*BI*la1^2*12b*pi*R1^2*To+Ar*la
1*la2*12b*pi*R1^2*To))/(4*Ar*BI*f*la1*11b*12b*mu+4*Ar*f*la2*11b*12b*mu+BI*f*la2*11b*mu*pi^2*rj*R1^2+BI*f*la1*12b*
mu*pi^2*rj*R1^2);
end

A=f*mu./((la1/11b+la2/12b)*pi*R1^2);
B=31*mu*f*(a2/rj)^(1/2)*rj*pi/Ar;
C=25*2^(3/2)*la2;
E=124*(a2/rj)^(1/2)*la1;
a=C.*A;
b=(E.*A+B);
c=T*C;
d=T*E;

v3=(-b/(3*a)+(2^(1/3)*(b^2+3*a*c))/(3*a*(-2*b^3-9*a*b*c+27*a^2*d+3^(3/2)*a*(-b^2*c^2)-4*a*c^3-4*b^3*d-
18*a*b*c*d+27*a^2*d^2)^(1/2))^(1/3))+(-2*b^3-9*a*b*c+27*a^2*d+3^(3/2)*a*(-b^2*c^2)-4*a*c^3-4*b^3*d-
18*a*b*c*d+27*a^2*d^2)^(1/2))^(1/3)/(3*2^(1/3)*a)^2;
L3=(real(v3).*rj)/(2*a2);

if L1<0.1
    v(n)=v1;
elseif L2>=0.1 & L2<=5
    v(n)=v2;
elseif L3>5
    v(n)=real(v3);
end
V1(n)=v1;
V2(n)=v2;
V3(n)=v3;
N1(n)=L1;
N2(n)=L2;
N3(n)=L3;
Rj(n)=rj;
end
end

Fbarre=F./(pi*R1^2*Ho);
Vbarre=v*R1/aeff;
V4barre=V4*R1/aeff;

Hf_c=loglog(Fbarre,Vbarre,'-');
set(Hf_c,'Color',[M(m,1) M(m,2) M(m,3)])
axis auto
hold on

Hf_f=loglog(Fbarre,V4barre);
set(Hf_f,'Color',[M(m,1) M(m,2) M(m,3)])
axis auto
hold on

legend('Températures éclairs','Températures moyennes')
xlabel('fbarre=f/(pi*R1*Ho)')
ylabel('vbarre=v*R1/aeff')
title('Carte de température moyenne et éclair ')

if T<100
    T=T+70;
elseif T>=100 & T<300
    T=T+200;
elseif T>=300 & T<500
    T=T+100;
elseif T>=500
    T=T+200;
end

Pbarre=P1/(pi*R1^2*Ho);

```

Annexe 6

```

Vbarre=W1*R1/aeff;

loglog(Pbarre,Vbarre,'wx')

end
' température moyenne au point expérimental donné '

Tb=W1/(An*(la1/l1b+la2/l2b))*(mu*P1)+To
f=P1;
Ar=f/Ho*(1+12*mu^2)^0.5;
rj=(f.*((1+12*mu^2)^(0.5))./(pi*Ho)).^(0.5);
l1f=pi*rj/4;
    if Ar<=pi*ra^2                                     %première condition
        L=(W1.*rj)./(2*a2);
        if L<0.1
            l2f=pi*rj/4;
            Tf=Tb+mu*P1*W1/(Ar*(la1/l1f+la2/l2f));
        elseif L>=0.1 & L<0.2
            Bl=0.85;
            l2f=Bl*pi*rj/4;
            Tf=Tb+mu*P1*W1/(Ar*(la1/l1f+la2/l2f));
        elseif L>=0.2 & L<0.5
            Bl=0.83;
            l2f=Bl*pi*rj/4;
            Tf=Tb+mu*P1*W1/(Ar*(la1/l1f+la2/l2f));
        elseif L>=0.5 & L<1
            Bl=0.76;
            l2f=Bl*pi*rj/4;
            Tf=Tb+mu*P1*W1/(Ar*(la1/l1f+la2/l2f));
        elseif L>=1 & L<2
            Bl=0.66;
            l2f=Bl*pi*rj/4;
            Tf=Tb+mu*P1*W1/(Ar*(la1/l1f+la2/l2f));
        elseif L>=2 & L<4.5
            Bl=0.57;
            l2f=Bl*pi*rj/4;
            Tf=Tb+mu*P1*W1/(Ar*(la1/l1f+la2/l2f));
        elseif L>=4.5 & L<=5
            Bl=0.44;
            l2f=Bl*pi*rj/4;
            Tf=Tb+mu*P1*W1/(Ar*(la1/l1f+la2/l2f));
        elseif L>5
            l2f=0.31*pi*rj*(a2/(rj*W1))^(0.5);
            Tf=Tb+mu*P1*W1/(Ar*(la1/l1f+la2/l2f));
        end
    elseif Ar>pi*ra^2                                     %Deuxième condition
        rj=R1/((1-f/Fs)*(R1/ra)^2+1)^(0.5);
        l1f=pi*rj/4;
        L=(W1.*rj)./(2*a2);
        if L<0.1
            l2f=pi*rj/4;
            Tf=Tb+mu*P1*W1/(Ar*(la1/l1f+la2/l2f));
        elseif L>=0.1 & L<0.2
            Bl=0.85;
            l2f=Bl*pi*rj/4;
            Tf=Tb+mu*P1*W1/(Ar*(la1/l1f+la2/l2f));
        elseif L>=0.2 & L<0.5
            Bl=0.83;
            l2f=Bl*pi*rj/4;
            Tf=Tb+mu*P1*W1/(Ar*(la1/l1f+la2/l2f));
        elseif L>=0.5 & L<1
            Bl=0.76;
            l2f=Bl*pi*rj/4;
            Tf=Tb+mu*P1*W1/(Ar*(la1/l1f+la2/l2f));
        elseif L>=1 & L<2
            Bl=0.66;

```

```

        l2f=B1*pi*rj/4;
        Tf=Tb+mu*P1*W1/(Ar*(la1/l1f+la2/l2f));
elseif L>=2 & L<4.5
        B1=0.57;
        l2f=B1*pi*rj/4;
        Tf=Tb+mu*P1*W1/(Ar*(la1/l1f+la2/l2f));
elseif L>=4.5 & L<=5
        B1=0.44;
        l2f=B1*pi*rj/4;
        Tf=Tb+mu*P1*W1/(Ar*(la1/l1f+la2/l2f));
elseif L>5
        l2f=0.31*pi*rj*(a2/(rj*W1))^(0.5);
        Tf=Tb+mu*P1*W1/(Ar*(la1/l1f+la2/l2f));
end
end
' estimation de la température éclair '
Tf=Tf

```