T1548

N° d'ordre : 94 - 05

Année 1994

THESE

présentée devant

l'Ecole Centrale de Lyon

pour obtenir le grade de DOCTEUR

spécialité MECANIQUE

par Olivier LESQUOIS

ingénieur ENSIETA

DEGRADATIONS DANS UN CONTACT A GRANDE VITESSE EN REGIME TRANSITOIRE

Soutenue le 7 février 1994 devant la commission d'examen

Monsieur L. VINCENT, Professeur	Président
Monsieur J. FRENE, Professeur	Rapporteur
Monsieur R. GRAS, Maître de conférences	Rapporteur
Monsieur G. BRAULT, DRET/SDR/Gr 8	
Monsieur L. FLAMAND, Professeur	
Monsieur P. KAPSA, Directeur de Recherche CNRS	
Monsieur P.A. MOREAU, Directeur du CETAM	
Monsieur M. RAYNAUD, Maître de conférences	

MAGASIN de 2 - R

N° d'ordre : 94 - 05 Année 1994

THESE

présentée devant

l'Ecole Centrale de Lyon

pour obtenir le grade de DOCTEUR

spécialité MECANIQUE

par Olivier LESQUOIS

ingénieur ENSIETA

DEGRADATIONS DANS UN CONTACT A GRANDE VITESSE EN REGIME TRANSITOIRE

Soutenue le 7 février 1994 devant la commission d'examen

Monsieur L. VINCENT, Professeur	Président
Monsieur J. FRENE, Professeur	Rapporteur
Monsieur R. GRAS, Maître de conférences	Rapporteur
Monsieur G. BRAULT, DRET/SDR/Gr 8	
Monsieur L. FLAMAND, Professeur	
Monsieur P. KAPSA, Directeur de Recherche CNRS	
Monsieur P.A. MOREAU, Directeur du CETAM	
Monsieur M. RAYNAUD, Maître de conférences	

T 15 Li 8
ECOLE CENTRALE DE LYON
BIBLIOTHEQUE
BP 163 F - 69131 ECULLY CEDEX

AVANT PROPOS

Ce travail a été réalisé au sein du Département Physique des Surfaces du Centre de Recherches et d'Etudes d'Arcueil de l'Etablissement Technique Central de l'Armement. Je tiens à affirmer ma sincère gratitude à Monsieur R. TIXIER, Directeur Scientifique de l'E.T.C.A., qui a assuré le financement et le suivi scientifique de cette étude, ainsi que Monsieur Y. REMILLEUX, Directeur du CREA et Messieurs M. CANTAREL et D. DEGOUT, Chefs successifs du Département Physique des Surfaces, pour avoir mis à ma disposition les moyens matériels nécessaires à mes travaux.

Je tiens à remercier aussi Monsieur P. KAPSA, Directeur du Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Surfaces, URA CNRS 855, pour son aide précieuse et sa disponibilité lors de l'encadrement de mes travaux.

J'exprime toute ma gratitude à Monsieur le Professeur J. FRENE pour ses conseils lors de l'élaboration du modèle hydrodynamique pour sa participation au jury et pour l'examen de ce mémoire, à Monsieur R GRAS pour avoir accepté de participer au jury de ma thèse et d'examiner ce mémoire.

Je suis vivement reconnaissant à Monsieur M. RAYNAUD pour avoir accepté de participer au jury et pour les conseils qu'il m'a apportés sur l'application et sur les résultats de la méthode de calcul qu'il a mise au point, à Monsieur le Professeur L. FLAMAND, à Monsieur l'ICA P.A. MOREAU et à Monsieur l'IETA G. BRAULT pour l'intérêt qu'ils ont porté à ce travail en acceptant de participer au jury.

Je remercie vivement Madame M.H. MEURICE pour l'aide qu'elle m'a apportée dans l'élaboration du modèle hydrodynamique, ainsi que Monsieur J.J. SERRA pour ses conseils et son aide dans le domaine thermique. Sa participation s'est étendue à l'élaboration d'un logiciel permettant d'appliquer la "méthode de calcul numérique de Raynaud et Bransier" aux essais effectués sur le TGV.

J'exprime toute ma reconnaissance à Monsieur le Professeur J. SABOT pour ses conseils dans le domaine vibratoire et à Monsieur P. BOCHATEY pour son modèle vibratoire appliqué au TGV.

Enfin, je ne saurais oublier tous les membres du laboratoire que je remercie pour leur aide précieuse et pour le climat d'amitié qu'ils ont su créer. J'ai une pensée particulière pour Monsieur S. SERROR et Mademoiselle C. BOHER.

ECOLE CENTRALE DE LYON

Directeur : J. BORDET
Directeur Adjoint : E. PASCAUD
Directeur des Etudes : J.ROZINOER

LISTE DES PERSONNES HABILITES A ENCADRER DES THESES A L'E.C.L.

(Doctorat d'Etat ou Habilitation au sens de l'Arrêté du 5 Juillet 1984. modifié par l'Arrêté du 21 Mars 1988)

Acoustique

G. COMTE-BELLOT (Mlle)	Professeur
D. JUVE	Professeur
M.A. GALLAND	Maître de Conférences
M. ROGER	Maître de Conférences
P. BLANC-BENON	Chargé de Recherche au CNRS
M. SUNYACH	Professeur - Lyon I (IUT)

Electronique

R. BLANCHET	Professeur
M. LE HELLEY	Professeur
Y. HELLOUIN	Maître de Conférences
P. VIKTOROVITCH	Directeur de Recherche au CNRS
G. HOLLINGER	Directeur de Recherche au CNRS
M. GENDRY	Chargé de Recherche au CNRS
S. KRAWCZYK	Chargé de Recherche au CNRS
J. TARDY	Chargé de Recherche au CNRS

Electrotechnique

P. AURIOL	Professeur
A. NICOLAS	Professeur
A. BEROUAL	Maître de Conférences
R. ROJAT	Maître de Conférences

Machines Thermiques

P. ARQUES	Professeur
M. BRUN	Professeur
J.C. CHAMPOUSSIN	Professeur

Matériaux : Mécanique Physique

P. GUIRALDENQ	Professeur
D. TREHEUX	Professeur
B. VANNES	Professeur
L. VINCENT	Professeur
J. BLANC-BENON	Professeur - Lyon I
J. BRUGIRARD	Professeur - Lyon I
S. FAYEULLE	Chargé de Recherche au CNRS
D. JUVE (Mme)	Ingénieur d'Etudes

Mathématiques - Informatique - Systèmes

B. DAVID	Professeur
M. MARION (Mlle)	Professeur
M.A. MOUSSAOUI	Professeur
J.F. MAITRE	Professeur
G. THOMAS	Professeur
F. MUSY	Maître de Conférences
J. ROZINOER	Maître de Conférences

Mécanique des fluides

J. MATHIEU	Professeur
E. ALCARAZ	Professeur
D. JEANDEL	Professeur
F. LEBOEUF	Professeur
J. SCOTT	Professeur
J. BATAILLE	Professeur - Lyon I
B. GAY	Professeur - Lyon I
J. GENCE	Professeur - Lyon I
M. LANCE	Professeur - Lyon I
H. BEN HADID	Maître de Conférences LYON I
M. BUFFAT	Maître de Conférences LYON I
M. HAMADICHE	Maître de Conférences LYON I
R. MOREL	Professeur - INSA
J.P. BERTOGLIO	Chargé de Recherche au CNRS
D. ESCUDY	Chargé de Recherche au CNRS
P. FERRAND	Chargé de Recherche au CNRS
D. HENRY	Chargé de Recherche au CNRS

Mécanique des solides

B. CAMBOU	Professeur
L. JEZEQUEL	Professeur
F. SIDOROFF	Professeur
C. SURRY	Professeur - E.N.I.S.E.

Physicochimie des Interfaces

P. CLECHET	Professeur
J. JOSEPH	Professeur
C. MARTELET	Professeur
J.R. MARTIN	Professeur
L. PORTE	Professeur
Y. ROBACH	Maître de Conférences
G. STREMSDOERFER	Maître de Conférences
N. JAFFREZIC (Mme)	Directeur de Recherche au CNRS
E. SOUTEYRAND	Chargé de Recherche au CNRS

Photocatalyse

P. PICHAT	Directeur de Recherche au CNRS
J.M. HERRMANN	Directeur de Recherche au CNRS

Technologie des Surfaces

J.M. GEORGES	Professeur
J. SABOT	Professeur
J.M. MARTIN	Professeur
T. MATHIA	Directeur de Recherche au CNRS
P. KAPSA	Directeur de Recherche au CNRS
J.F. LOUBET	Chargé de Recherche au CNRS
J.C. LE BOSSE	Maître de conférences INSA
J. LOPEZ	Maître de conférences UCB
J. ROUSSEAU	Professeur ENISE

SOMMAIRE

INTRODUCTION GENERALE **1**

CHAPITRE 1 : ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE - LE FROTTEMENT A GRANDE VITESSE ET LES EFFETS THERMIQUES ASSOCIES **5**

1.1 INTRODUCTION 5

1.2 PRINCIPAUX RESULTATS BIBLIOGRAPHIQUES 7

1.2.1 Historique, les tribomètres à grande vitesse 7
1.2.2 Comportement général : frottement et usure à grande vitesse 13
1.2.3 Coefficient de frottement 18
1.2.4 Usure 23
1.2.5 Température de surface 27
1.2.6 Génération et transfert de chaleur en tribologie à grande vitesse 31
1.2.6.1 Champ de température et déplacement du front de fusion 31
1.2.6.2 Application numérique 34
1.2.6.3 Principe de calcul de la méthode de Raynaud et Bransier 35
1.2.7 Présence d'un film hydrodynamique dans l'interface 38

1.3 SYNTHESE BIBLIOGRAPHIQUE 40

CHAPITRE 2 :DISPOSITIF EXPERIMENTAL ET METHODOLOGIE D'ESSAI **45**

2.1 INTRODUCTION 45

2.2 LE TRIBOMETRE 46

2.3 PROCEDURE EXPERIMENTALE 48

2.3.1 Eprouvettes fixes 48
2.3.2 Eprouvette mobile 49
2.3.3 Procédure d'essai 50

2.4 MESURES 51

2.4.1 Vitesse de rotation 51
2.4.2 Effort normal et force de frottement 52
2.4.3 Usure linéaire du pion 52
2.4.4 Usure massique des pions 52
2.4.5 Températures 53

2.5 ACQUISITIONS ET TRAITEMENT DES DONNEES 55

2.5.1 Acquisition sur ordinateur 55
2.5.2 Enregistrement sur table tracante 55
2.5.3 Traitement des données sous LOTUS 123 55

2.6 GRANDEURS CARACTERISTIQUES DE COMPARAISON 57

CHAPITRE 3 : RESULTATS EXPERIMENTAUX 59

3.1 INTRODUCTION 59

3.2 DEGRADATIONS EN FROTTEMENT 60

3.2.1 Observations morphologiques 60
3.2.2 Observations métallographiques 65
3.2.3 Comportement du contact en video rapide 76
3.2.4 Conclusion : phénomènes tribologiques observés 80

3.3 COMPORTEMENT DES MATERIAUX PURS 81

3.3.1 Introduction 81
3.3.2 Exemples de comportement 81
3.3.3 Comparaison entre les matériaux purs 83

3.4 LES ACIERS 86

3.4.1 Comparaison entre le fer et les aciers 86
3.4.2 Effet de la variation de la dureté sur l'acier 35NCD16 91
3.4.3 Effet de la variation de la vitesse sur l'acier 35NCD16 92
3.4.4 Effet de la variation de la force à produit pression-vitesse constant sur l'acier 35NCD16 94
3.4.5 Résultats thermiques sur l'acier 35NCD16 96

3.5 LE REVETEMENT DE CHROME ELECTROLYTIQUE 103

3.6 CONCLUSION 111

CHAPITRE 4 : LOIS DE FROTTEMENT ET D'USURE EN TRIBOLOGIE A GRANDE VITESSE - MODELE HYDRODYNAMIQUE DU CONTACT 113

4.1 INTRODUCTION 113

4.2 COMPARAISON DE NOS RESULTATS AVEC CEUX DE LA LITTERATURE. 114

4.2.1 Température de fusion 114
4.2.2 Flux de chaleur généré (f.Fn.U) 115
4.2.3 Travaux de Earles et Kadhim - $Fn^{1/2}.U$ 117
4.2.4 Résultats de Williams et Giffen - $(Fn.U)^{-0.45}$ 120

4.3 MODELE HYDRODYNAMIQUE 121

4.3.1 Hypothèses 121
4.3.2 Calcul de la pression dans le contact 123
4.3.3 Calcul de la portance hydrodynamique 126
4.3.4 Calcul du débit 127
4.3.5 Force de frottement 129
4.3.6 Approche énergétique 132
4.3.7 Application numérique 133

4.4 CONCLUSION 139

CONCLUSION GENERALE 141

Nomenclature

μ : viscosité (Pa.s),
h : épaisseur du film liquide (m),
L : longueur d'un côté du pion (m),
β : rapport de la largeur réelle du contact sur la largeur de l'éprouvette (sans unité),
α : rapport de la longueur réelle du contact sur la longueur de l'éprouvette (sans unité),
θ : rapport de la hauteur de film liquide en un point de la région où le film est incomplet et la hauteur du film dans la région où il est complet (sans unité),
r : rayon du contact dans le cas d'un contact circulaire (m),
μ : coefficient de poisson (sans unité),
E : module de Young (Pa),
l : demi longueur de l'aire de contact dans le cas d'un contact parallépipédique (m),
S : surface de contact (m^2),
v : vitesse de fusion du pion (m/s),
u : vitesse ponctuelle dans le sens du frottement (m/s),
U : vitesse globale de frottement (m/s),
$\tilde{v}$: vitesse de frottement addimentionalisé (sans unité),
U_1 : vitesse du liquide à la paroi du cylindre (m/s),
U_2 : vitesse du liquide à la paroi du pion (m/s),
Ω : vitesse de rotation angulaire du cylindre (Rd/s),
Q_l : débit volumique de liquide (m^3/s),
Q_0 : débit volumique de liquide à l'interface entre le film incomplet et le film complet (m^3/s),
E_{mp} : quantité de chaleur nécessaire pour fondre la masse perdue du pion (J),
E_{ft} : énergie libérée par la force de frottement (J),
ρ : masse volumique (g/m^3),
H : dureté (Pa),
H_0 : dureté à température ambiante (Pa),
P : pression régnant dans le contact (Pa),
F_n : force normale (N),
F_t : force tangentielle (N),
$\tilde{F}$: force normale addimentionalisée (sans unité),
V : volume de matière fondue (m^3),
W_R : taux d'usure (/m),
$\tilde{W}$: taux d'usure addimentionalisée (sans unité),
f : coefficient de frottement (sans unité),
Φ : flux thermique généré par le frottement (W/m^2),
C : chaleur spécifique (J/(g.K)),
k : conductivité thermique (J/(m.s.K)),
a : diffusivité ($a = k/\rho.C$, m^2/s),

b : effusivité ($b = \sqrt{k.C.\rho}$, ($J.K^{-1}.m^{-2}.s^{-1/2}$)),

σ : émissivité (sans unité),

l_b : distance de diffusion thermique linéaire équivalente (m),

L_f : chaleur latente de fusion par unité de masse (J/g).

x : distance par rapport à la position initiale de la face d'entrée (m),

$T_o(x)$: distribution initiale des températures (K),

T_o : température ambiante (K),

T : température (K),

T_f : température de fusion (K),

T^* : température équivalente utilisée par Lim et Ashby (K),

V_f : vitesse de déplacement du front de fusion (m/s),

t_m : temps au bout duquel démarre la fusion (s),

t_c : temps de contact (s),

m : paramètre utilisé pour les calculs thermiques,

R : résistance électrique du contact (Ω),

δ : coefficient de partage de la chaleur (sans unité).

INTRODUCTION GENERALE

INTRODUCTION GENERALE

L'amélioration des performances des systèmes d'armes de tous calibres est nécessaire pour assurer la compétitivité de l'industrie d'armement française. De telles améliorations passent par le maintien d'un équilibre délicat entre la puissance mise en jeu et la durée de vie des tubes d'armes. Cette longévité constitue la préoccupation essentielle des poudriers et des métallurgistes participant à la conception des armes et des munitions.

Les améliorations constantes des qualités de perforation des projectiles s'accompagnent d'un accroissement des agressions imposées aux tubes d'armes lors du tir d'un obus, et les surfaces subissent des sollicitations de tous ordres de plus en plus fortes. La zone la plus préoccupante reste à ce jour l'âme du tube où, le frottement de la ceinture du projectile contre la paroi interne sur les gros calibres s'effectue à des vitesses de près de 2000 m/s à la sortie de bouche. Ces vitesses de frottement sont trop élevées pour tirer des enseignements des résultats disponibles à l'heure actuelle dans la littérature.

En effet, les travaux effectués dans le domaine de la tribologie à grande vitesse sont peu nombreux, et les calculs sont principalement effectués en régime établi alors que le temps du contact de l'obus dans le tube d'un canon est trop bref pour quitter le domaine des régimes transitoires.

Lors du tir d'un projectile, divers phénomènes apportent d'importantes quantités de chaleur dans le tube, le frottement, la déformation de la ceinture du projectile et les gaz de propulsion. Ces gaz atteignent des pressions et des températures très élevées. Ces phénomènes interagissent, mais sont difficiles à étudier ensemble. La plupart des travaux de simulation ne concernent que l'un d'entre eux.

Dans l'optique de l'application aux tubes d'armes, l'E.T.C.A. a mis au point un tribomètre à grande vitesse (TGV) conçu pour l'étude les effets du frottement de la ceinture du projectile sur le tube. La gamme de vitesse de frottement, qui est un compromis entre les besoins pour l'application tube d'arme et les moyens technologiques disponibles, est comprise entre 10 et 400 m/s. Ce tribomètre ne tient pas compte de la contribution des gaz aux dégradations survenant dans les tubes.

Les performances du tribomètre sont encore assez loin de celles qu'il serait souhaitable d'atteindre pour pouvoir simuler les vitesses de frottement atteintes par les projectiles. Il en est de même pour la géométrie de contact qui n'est pas non plus celle que l'on rencontre dans la réalité. Cependant, la mise au point d'un système expérimental permettant d'étudier le frottement dans les tubes d'armes avec une géométrie et des vitesses similaires à celles que l'on a réellement serait fort coûteuse et difficile à instrumenter. Les tribomètres de simulation mis au point par les différents auteurs pour étudier ce type de sollicitations extrêmes accordent une grande importance aux paramètres fondamentaux que sont la pression et la vitesse. Différentes machines travaillant avec des géométries variables ont été mises au point. Cependant, la conception d'un simulateur capable de reproduire fidèlement ce type de sollicitation est utopique. Les travaux de Montgomery ayant les mêmes objectifs que ceux de l'ETCA, les choix effectués lors de la conception du tribomètre à grande vitesse ont fortement tenu compte des études de cet auteur. La machine ainsi réalisée ne prétend pas simuler parfaitement le frottement dans les tubes d'armes, mais elle permet des études intéressantes dans une gamme de pression et de vitesse déjà assez élevée. Les principaux problèmes posés par le tribomètre sont d'ordre vibratoire, mais on doit étudier les phénomènes à travers les réponses qu'en font les systèmes expérimentaux.

Le but de ce travail de thèse était double. Dans un premier temps, il a fallu effectuer une mise au point des essais pour atteindre une bonne reproductibilité et s'affranchir dans la mesure du possible des problèmes liés au comportement vibratoire de la machine. Lors de cette phase, la chaîne de mesure a été enrichie d'un capteur de position permettant d'obtenir l'usure linéaire ainsi que de trois thermocouples positionnés sur le pion. Afin de pouvoir traiter d'une manière performante les données, l'acquisition des mesures a été informatisée. Dans un deuxième temps, afin de mieux comprendre les phénomènes physiques mis en jeu, une approche plus théorique avec une tentative de modélisation a été abordée.

Le premier chapitre de ce mémoire est consacré à une étude bibliographique des frottements à grande vitesse. Les aspects purement tribologiques ont été recherchés tant sur le plan expérimental que théorique. Les travaux étudiés concernent des points aussi variés que l'usure des tubes d'armes, le frottement à grande vitesse avec une forte intensité de courant électrique passant dans le contact, la découpe par frottement et le glissement d'un patineur sur de la glace. Pour compléter cette étude, les phénomènes thermiques s'étant révélés de première importance, cette bibliographie a été complétée par des articles concernant l'aspect thermique du frottement et les moyens de résoudre les équations qui s'y rapportent.

La deuxième partie concerne l'aspect purement expérimental des travaux. Le tribomètre à grande vitesse de l'E.T.C.A. y est décrit ainsi que la procédure d'essai, les mesures, l'acquisition des données et leur traitement.

Les résultats expérimentaux et les observations effectuées en vidéo rapide et en métallographie sont présentés dans le chapitre trois. Le comportement des différents matériaux purs et des aciers étudiés y est détaillé ainsi que l'influence d'une couche de revêtement de chrome dur. L'influence des différents paramètres y est discutée.

La quatrième et dernière partie de ce travail concerne la comparaison entre les principaux résultats relevés au cours de l'étude bibliographique et ceux effectués sur le tribomètre à grande vitesse. De nombreux auteurs ayant émis l'hypothèse de la présence d'un patin hydrodynamique de matière fondue dans les contacts frottant à grande vitesse, un modèle partant de cette hypothèse a été développé et est exposé dans ce chapitre.

CHAPITRE 1

ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE - LE FROTTEMENT A GRANDE VITESSE ET LES EFFETS THERMIQUES ASSOCIES

SOMMAIRE CHAPITRE 1

ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

LE FROTTEMENT A GRANDE VITESSE ET

LES EFFETS THERMIQUES ASSOCIES

1.1 INTRODUCTION 5

1.2 PRINCIPAUX RESULTATS BIBLIOGRAPHIQUES 7

1.2.1 Historique, les tribomètres à grande vitesse 7
1.2.2 Comportement général : frottement et usure à grande vitesse 13
1.2.3 Coefficient de frottement 18
1.2.4 Usure 23
1.2.5 Température de surface 27
1.2.6 Génération et transfert de chaleur en tribologie à grande vitesse 31
1.2.6.1 Champ de température et déplacement du front de fusion 31
1.2.6.2 Application numérique 34
1.2.6.3 Principe de calcul de la méthode de Raynaud et Bransier 35
1.2.7 Présence d'un film hydrodynamique dans l'interface 38

1.3 SYNTHESE BIBLIOGRAPHIQUE 40

CHAPITRE 1

ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

LE FROTTEMENT A GRANDE VITESSE ET

LES EFFETS THERMIQUES ASSOCIES

1.1 INTRODUCTION

Les recherches bibliographiques se sont principalement tournées vers les travaux concernant, du point de vue tribologique, les frottements à grandes vitesses, et, du point de vue thermique, les moyens expérimentaux et les méthodes d'intégrations de l'équation de la chaleur particulièrement lorsqu'on a une frontière mobile.

Les auteurs ayant effectué des travaux en tribologie à grande vitesse sont assez peu nombreux et certains travaux sont assez anciens. On trouve deux types d'études sur le frottement à grande vitesse : des études principalement expérimentales et des études théoriques. Certains des travaux effectués dans cette deuxième catégorie ont été réalisés par des thermiciens qui considèrent le frottement comme une source de chaleur. Ces approches théoriques permettent d'obtenir, avec des précisions variables suivant les hypothèses retenues, le coefficient de frottement et le taux d'usure en fonction des principaux paramètres tribologiques et thermiques, comme la pression de contact, la vitesse de frottement, la température de contact et la température de fusion des matériaux.

Dans un contact frottant à grande vitesse, les paramètres d'entrée qui influent sur le comportement tribologique du système sont :

- La **géométrie du contact**, bien que la plupart des auteurs choisissent, notamment pour construire des modèles, une géométrie de type pion sur disque.

- Les **contraintes liées au moyen expérimental** (longueur de pion usée limitée sur le TGV, ...).

- La **pression de contact** P qui est le rapport entre la charge appliquée et la surface de contact.

- La vitesse de frottement U.

- Le temps du contact.

- La rugosité des surfaces en contact.

- L'environnement (atmosphère, température ambiante) et le lubrifiant éventuel (dont nous ne parlerons pas dans cette étude) qui s'intéresse au frottement à "sec".

- La nature et les caractéristiques mécaniques avant essai du couple de matériaux testés (composition chimique, structure, dureté, ...).

- Les caractéristiques thermiques du couple de matériaux testés (température de fusion T_f, conductivité k, diffusivité a, émissivité σ, chaleur spécifique C, effusivité b, ...).

- L'état de propreté des surfaces frottantes.

Les variables de sortie qui sont les grandeurs physiques auxquelles on s'intéresse :

- La **température moyenne de contact et les températures flash** des aspérités qui sont des valeurs dont l'effet est prédominant.

- Le **coefficient de frottement**, rapport de la force de frottement sur la force normale.

- L'**usure** et la **vitesse d'usure**.

- La **nature** et les **caractéristiques mécaniques** après essai du couple de matériaux testés [composition chimique (notamment la présence d'oxydes), structure, dureté, ...].

- L'**aspect des éprouvettes** après l'essai (forme, transferts, état de surface, ...).

- Les **vibrations** et les **bruits**.

1.2 PRINCIPAUX RESULTATS BIBLIOGRAPHIQUES

1.2.1 HISTORIQUE, LES TRIBOMETRES A GRANDE VITESSE

Le plus ancien tribomètre à grande vitesse trouvé dans la littérature a été conçu pendant la première moitié du siècle, par Bowden et Ridler (1936) (figure 1.1) dans une configuration de contact de type pion sur disque. Les performances de ce tribomètre ne sont cependant pas très élevées, puisque la charge n'excède pas 1,2 N pour des vitesses de frottement pouvant atteindre 50 m/s. Le coefficient de frottement est mesuré par l'angle de déplacement d'un pendule, la température par un système de thermocouples intrinsèques. Un léger courant électrique passant dans l'interface pendant le frottement permet de mesurer l'évolution de la résistance électrique du contact.

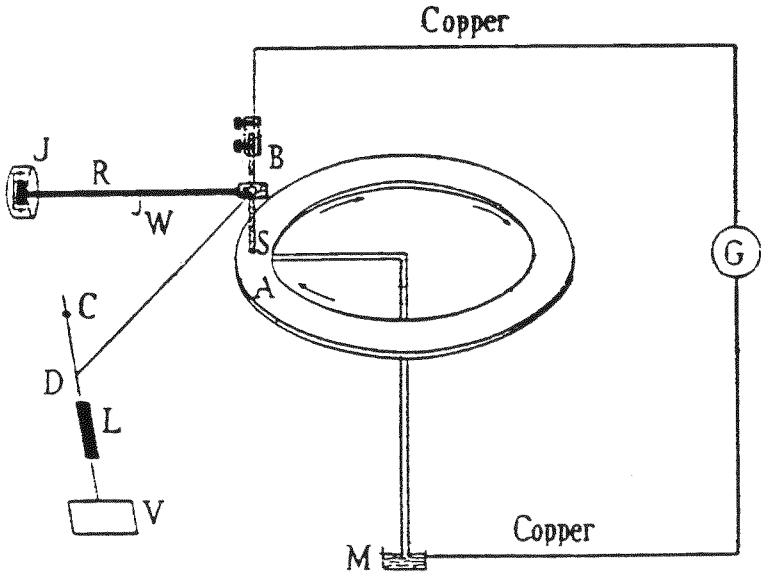


Figure 1.1 : tribomètre de Bowden et Ridler.

Le premier tribomètre à grande vitesse de grande taille date des années 50 (figure 1.2) et a été construit aux Etats Unis, à l'Institut Franklin. Les études menées initialement par Montgomery (publiées en 1976, mais effectuées dans les années 50), puis par ses collaborateurs (Sternlicht et Apkarian 1956; Pilcher et Wineholt 1977) avaient pour objet d'étudier le frottement à grande vitesse pour une application aux tubes d'armes demandée par le Ministère de la Défense Américain. La géométrie de ce tribomètre est de type pion sur disque, le pion décrivant une spirale sur le disque afin de ne pas repasser sur une surface où il a déjà frotté. Des essais ont été effectués sur ce tribomètre jusqu'à des vitesses de frottement de 540 m/s et des pressions de 170 MPa. Les efforts sont mesurés par des jauges de déformation, l'usure par pesée, et la température par des thermocouples. Le temps de contact a aussi été mesuré de façon précise. Pour des raisons de confidentialité, les résultats de la plupart de ces travaux n'ont été publiés qu'à la fin des années 70.

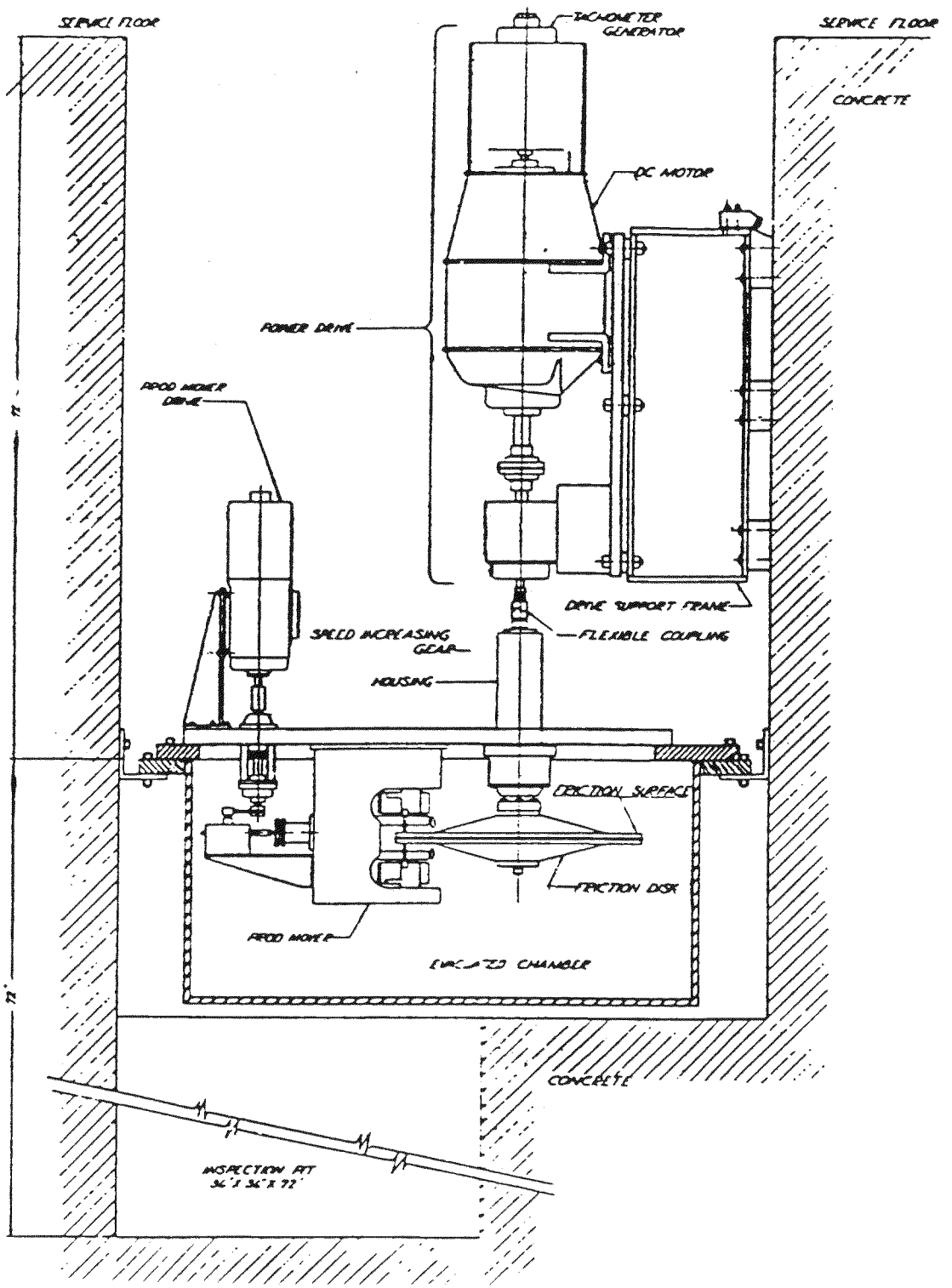


Figure 1.2 : tribomètre de l'institut Franklin.

Un autre tribomètre à grande vitesse de grande taille (figure 1.3) que l'on rencontre dans la littérature est celui de Williams et Giffen (1963/4). La géométrie de contact est similaire à celle de la machine de Montgomery, mais les performances sont cependant moins élevées, puisque la vitesse de frottement ne peut atteindre que 225 m/s et la pression 8 MPa. Les efforts sont mesurés par des jauges de déformation et les échantillons sont observés en métallographie.

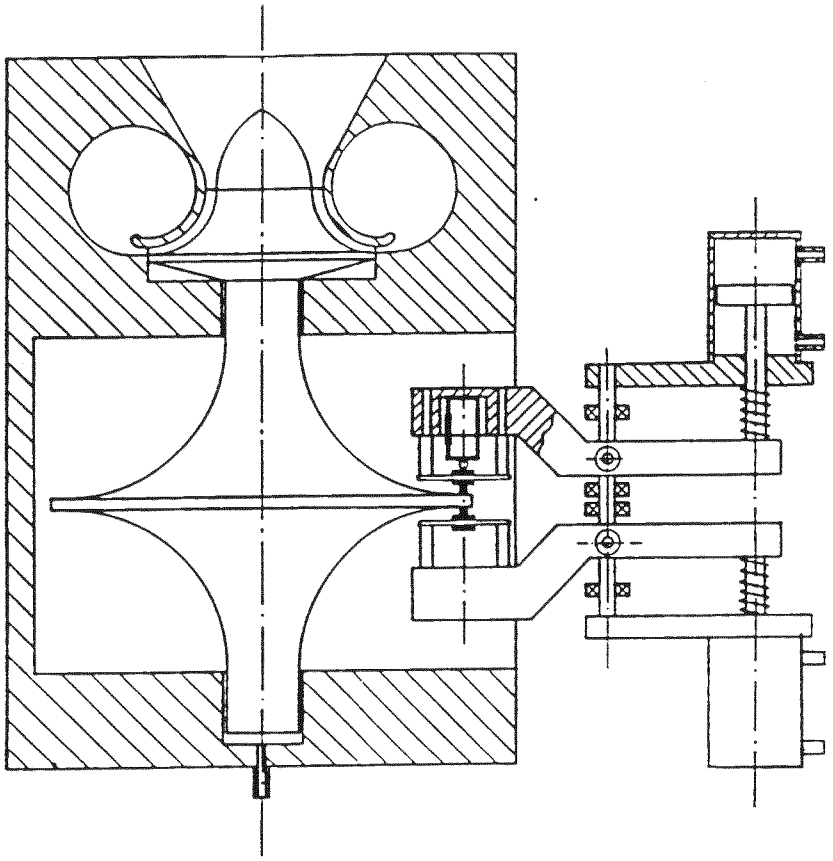


Figure 1.3 : tribomètre de Williams et Giffen.

Les autres machines que l'on trouve dans la littérature sont moins imposantes. Pour obtenir des performances suffisamment élevées, elles utilisent des moyens ingénieux faisant appel à des géomètries souvent moins simples comme celles que Bowden et ses collaborateurs ont utilisées. Citons donc, dans la fin des années 50, les travaux de Bowden et Freitag (1958) (figure 1.4) où une bille métallique est suspendue en lévitation par un champ magnétique. Sa position, qui est stabilisée par un asservissement électronique, est contrôlée par une cellule photoélectrique. La mise en rotation est assurée par l'intermédiaire d'un champ électromagnétique tournant, le tout étant placé dans une enceinte sous vide. La vitesse de rotation n'est en fait limitée que par la résistance à l'éclatement de la bille. Les pièces frottantes fixes sont positionnées en triangle autour de la bille afin de pouvoir appliquer des efforts symétriques. Deux d'entre elles sont solidaires du bâti, et la troisième vient appliquer la charge sous l'effet d'un ressort. La température du contact est mesurée par l'intermédiaire de thermocouples qui sont introduits dans l'une des pièces frottantes perpendiculairement à la surface de contact. La force de frottement est calculée à partir de la mesure de la décélération de la bille. Les vitesses de frottement étudiées sur cette machine ont atteint 1000 m/s, mais les charges appliquées n'ont que légèrement dépassé le Newton.

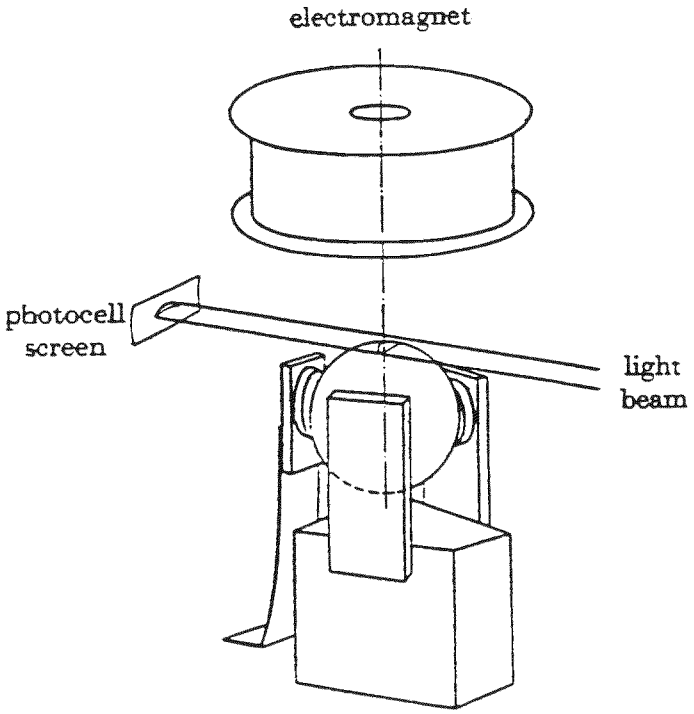


Figure 1.4 : tribomètre de Bowden et Freitag.

Pour remédier à certains défauts de cette machine, Bowden et Persson (1961) ont gardé la suspension magnétique et la mise en rotation électromagnétique, mais, dans leurs expériences (figure 1.5), la bille tombe sur un plan incliné au lieu d'être coincée entre trois doigts. Le coefficient de frottement est calculé à partir de l'angle du rebond latéral de la bille et la force normale par un capteur piézo-électrique. Ce système permet d'atteindre des vitesses de frottement de 700 m/s et des charges de plusieurs déca-Newton, les temps de contact étant de l'ordre de quelques dixièmes de miliseconde. Après les essais, les éprouvettes sont étudiées en métallographie.

Evans, Nye et Cheeseman (1976) ont développé une machine (figure 1.6) adaptée à l'étude du frottement d'un patin de patineur sur de la glace. Etant donné le faible point de fusion de celle-ci, leur système expérimental a nécessité des valeurs de charges et de vitesses moins élevées pour obtenir des phénomènes de frottement à grande vitesse. Le coefficient de frottement est mesuré par l'angle de déplacement du système, des mesures de températures sont faites par des thermocouples.

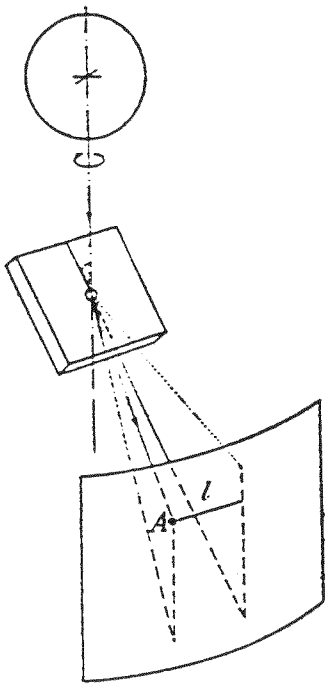


Figure 1.5 : principe du tribomètre de Bowden et Persson.

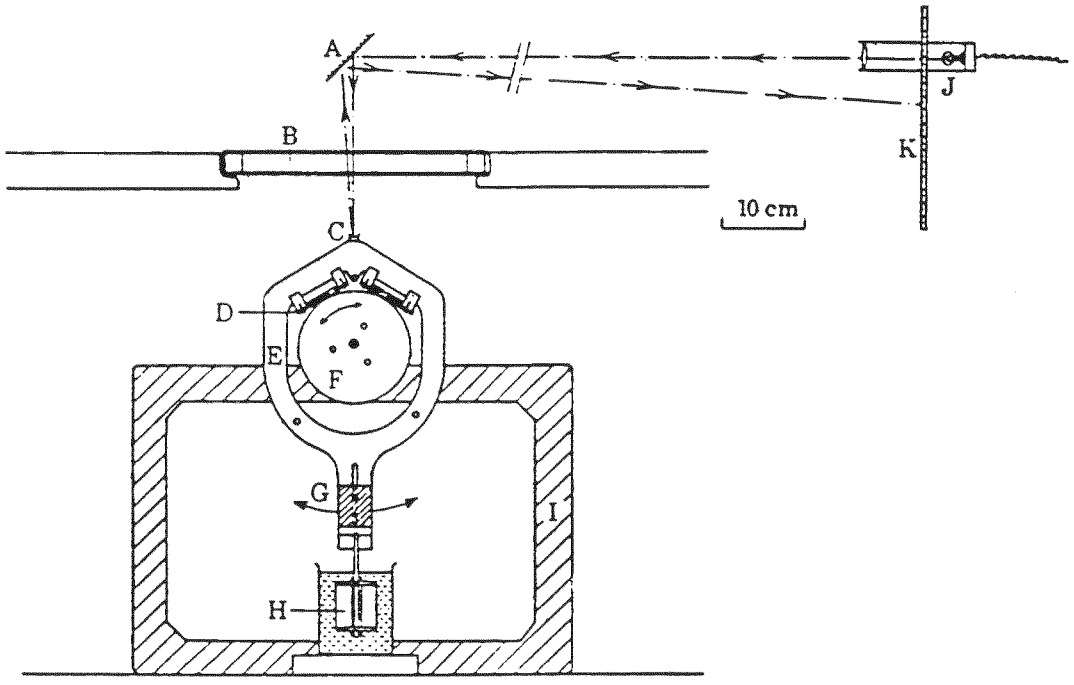


Figure 1.6 : tribomètre de Evans, Nye et Cheeseman.

Certains auteurs, étudient la tribologie à grande vitesse pour des applications particulières. Ainsi, Kinsella et Child ont utilisé les frottements à grande vitesse pour le tronçonnage des aciers doux. Leur appareillage utilise un disque sans dent de 300 mm de diamètre, de 0,25 mm d'épaisseur et tournant à des vitesses linéaires périphériques comprises entre 35 et 94 m/s. Ce disque est refroidi à l'eau, et sa rotation est utilisée pour couper des barreaux d'acier doux.

D'autres machines ont été fabriquées, mais dans la mesure où elles n'étaient pas particulièrement conçues pour étudier les frottements à grande vitesse, leur capacité de montée en charge et en vitesse était plus faible. Les résultats obtenus avec des valeurs élevées de ces deux paramètres ne sont vus, dans ces cas, que comme la limite des résultats possibles sur ces machines.

La figure 1.7 montre, dans un diagramme pression - vitesse, les régions dans lesquelles se situent les travaux de chacun des principaux auteurs.
Pour les cas de Bowden et Person et de Bowden et Freitag, la surface varie en cours d'essai en fonction de l'usure car on a un contact bille sur plan. Les efforts appliqués sont de l'ordre de quelques dizaines de Newton lors des travaux de Bowden et Person et de l'ordre de quelques dixièmes de Newton pour ceux de Bowden et Freitag. Dans les deux cas, les vitesses de frottement utilisées sont élevées et atteignent jusqu'à 700 à 800 m/s.
On a aussi représenté sur ce diagramme la région de travail des essais effectués sur le tribomètre à grande vitesse de l'ETCA (TGV), ainsi que sa région de travail potentiel (en pointillés).
Il faut être conscient quand on lit ce diagramme que tous les auteurs ne travaillent pas avec les mêmes matériaux et utilisent parfois des géométries de contact différentes.

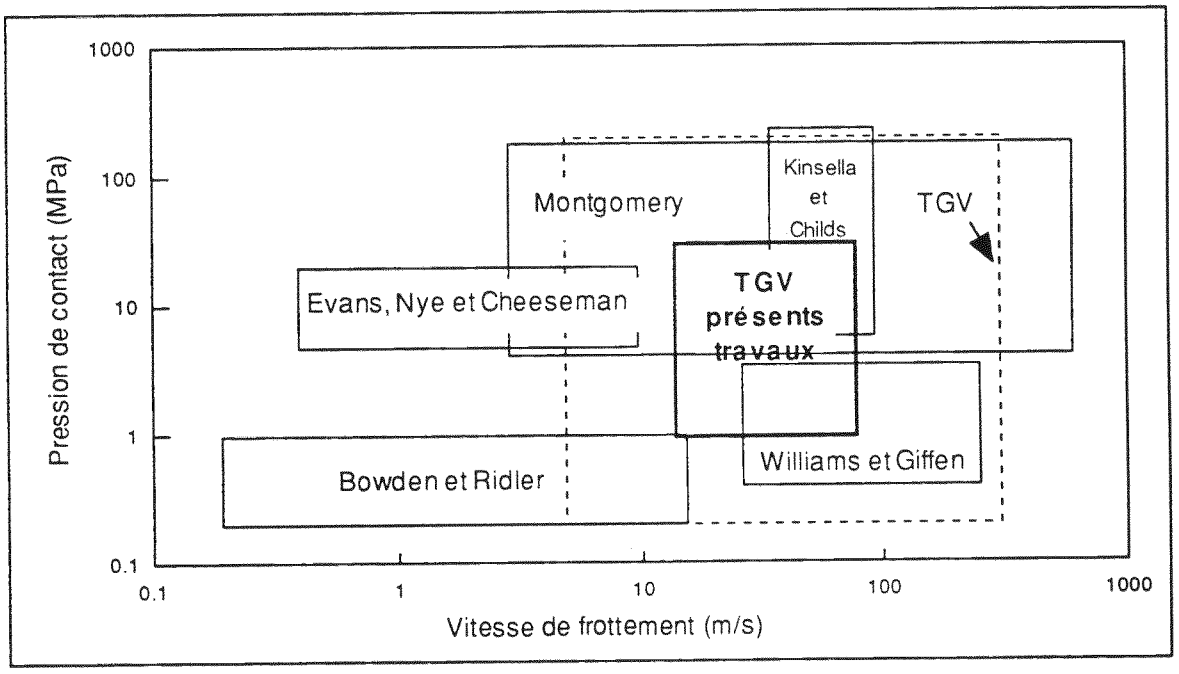


Figure 1.7 : domaines des conditions expérimentales adoptées par différents auteurs.

1.2.2 COMPORTEMENT GENERAL : FROTTEMENT ET USURE A GRANDE VITESSE

La plupart des tribologues n'ont travaillé que dans une plage d'efforts et de vitesses limitées, car ils étudiaient en général un phénomène particulier. Cependant Lim et Ashby (1987) se sont intéressés à l'ensemble des phénomènes d'usure. Ils ont donc établi, d'une part de façon empirique, d'autre part construite à partir des modèles existants (figure 1.8) une carte (valable seulement pour les aciers) de ces mécanismes. Afin de pouvoir comparer les résultats de différents auteurs travaillant avec des éprouvettes de dimensions et de nuances variables, les grandeurs utilisées en abscisses et en ordonnées ont été adimentionnalisées et sont donc des nombres sans dimension. L'abscisse utilisée est la vitesse adimentionnalisée $\tilde{v} = \frac{U}{r.a}$ (U étant la vitesse de frottement, r le rayon du contact, a la diffusivité du pion), et l'ordonnée la force adimentionnalisée $\tilde{F} = \frac{F_n}{S.H}$ (où F_n est la force normale, S la surface de contact et H la dureté du pion). Sur cette carte, on distingue plusieurs zones correspondant à la prédominance de chacun des mécanismes d'usure classiques.

Les frontières indiquées en gros traits sur la carte de la figure 1.8 sont les lignes où deux mécanismes ont des actions égales. Les lignes correspondant aux "iso-taux d'usure" sont tracées en plus fin sur la carte, les valeurs données pour chaque ligne sont sans dimension et correspondent aux résultats obtenus par des formules similaires à la formule (1.7) qui donne le taux d'usure dans le cas de l'usure par liquéfaction.

Pour des valeurs suffisamment élevées de la charge adimentionnalisée et de la vitesse adimentionnalisée, on a une zone que les auteurs ont appelé zone d'usure par liquéfaction. C'est dans cette zone que se situent les phénomènes de frottement à grande vitesse.

Sur cette carte, l'usure par oxydation correspond à l'apparition d'une couche d'oxyde à l'interface et l'usure par liquéfaction à celle d'une couche de métal liquide. Selon les auteurs, on a grippage quand la surface de contact réelle est égale à la surface de contact apparente.

Lim et Ashby ont aussi tracé dans un diagramme similaire les courbes d' "iso-température flash". Ils montrent que la vitesse de 1 m/s est juste suffisante pour obtenir des températures flash suffisamment élevées pour que l'oxydation se produise. La carte des températures montre en effet que la température flash dépend beaucoup de la vitesse et peu de la charge.

Pour des vitesses de frottement allant jusqu'à 1 m/s, les débris d'usure sont des fragments métalliques, mais si on augmente la vitesse, ils deviennent principalement des morceaux d'oxydes. Si la vitesse augmente encore, on peut avoir des gouttelettes de métal en fusion. Donc quand la vitesse n'est pas assez élevée pour atteindre l'usure par liquéfaction, on est dans un régime d'usure par oxydation.

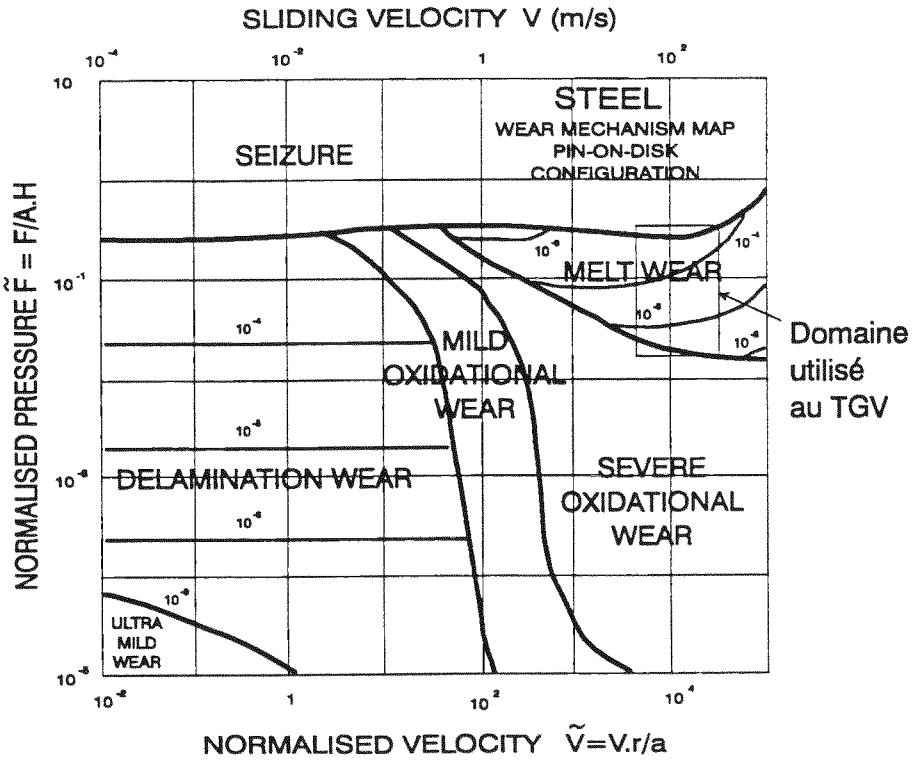


Figure 1.8 : Carte des mécanismes d'usure selon Lim et Ashby

Ces travaux présentent un grand intérêt, mais il faut garder à l'esprit qu'ils ne correspondent pas au cas général et ne sont valables que dans le cas d'un frottement en géométrie pion sur disque avec des matériaux ferreux. Toute extrapolation paraît des plus hasardeuse, et l'établissement d'une telle carte pour d'autres matériaux ou avec d'autres géomètries ne pourrait se faire qu'après une étude similaire à celle effectuée par les auteurs de ces travaux.

Archard (1958) remarque l'importance de la température de contact, car dans un contact frottant, presque toute l'énergie de frottement est transformée en chaleur, et dans tous les cas, sauf celui des très faibles vitesses, la température augmente sensiblement. Il pense que les températures flash exercent une influence considérable sur le frottement et l'usure, et une estimation de leurs valeurs est souvent importante.
Dans le même article, Archard s'est intéressé aux transformations métallographiques à la surface des pièces frottantes :

> Après frottement dans des conditions sévères, les surfaces en acier montrent des modifications structurales et une forte dureté superficielle qui peut faire baisser notablement l'usure. Ces effets sont attribués à la formation de martensite, ce qui est en accord avec la théorie des températures flash.
>
> Une expérience de frottement sur de l'acier a permis de montrer qu'à partir d'une certaine valeur de la vitesse, le taux d'usure diminuait fortement. Les calculs de températures flash effectués à partir des conditions de cette expérience donnent des valeurs suffisantes pour avoir apparition de martensite.

Au cours d'autres travaux, Archard (1961) considère que le volume total qui peut potentiellement être enlevé est le produit de l'aire réelle de contact par la longueur du frottement. L'expérience montre cependant que seulement une faible fraction (entre 10^{-2} et 10^{-7}) du produit précédent donne le volume réel enlevé. Tout le contact participe au frottement, mais seulement une faible part à l'usure.
Quand une seule aspérité est concernée, le comportement plastique est probable, même avec des faibles charges, mais avec de nombreuses aspérités, l'élasticité peut être maintenue jusqu'à des charges très importantes. Pour un contact multiple, la capacité d'une surface à supporter des charges par déformation élastique est plus d'un million de fois supérieure à celle d'un contact unique.

Earles et Kadhim (1965/6), utilisant la machine de Williams et Giffen ont montré que le coefficient de frottement est constant et que le mécanisme d'usure reste inchangé pour des vitesses de frottement allant jusqu'à 10 m/s. Au-dessus de 10 m/s, le coefficient de frottement dépend de la charge et de la vitesse de frottement. La température de surface qui augmente fortement avec la vitesse est le facteur principal de cette évolution. En effet, en présence d'air, la formation d'oxyde a lieu, et, sous vide, les forces de cisaillement aux "jonctions d'accouplement" diminuent, ce qui influence beaucoup le frottement. Quand deux éprouvettes bien nettoyées entrent en contact, des projections d'étincelles sont observées pendant un court laps de temps, une valeur du coefficient de frottement supérieure à celle du régime stabilisé est alors enregistrée pendant ce laps de temps.

Ces mêmes auteurs trouvent que le facteur $F_n^{1/2}.U$, produit de la la racine carré de la force normale par la vitesse de glissement, dirige le comportement tribologique, le coefficient de frottement en particulier.

Dans la gamme de charge et de vitesse étudiée, trois mécanismes d'usure différents ont pu être distingués. Le changement de l'un à l'autre se faisant en fonction de $F_n^{1/2}.U$, et apparaît toujours près des bords de la trace de frottement, c'est à dire à l'endroit le plus chaud de l'éprouvette.

Pour les basses valeurs de $F_n^{1/2}.U$ (coefficients de frottement de plus de 0,11 lors des essais de Williams et Giffen), la surface est couverte d'une couche d'oxyde grise et craquelée avec des trous noirs où l'oxyde a été enlevé. La température n'a pas été assez élevée pour oxyder complètement la surface. Donc, dans cette gamme de valeur de $F_n^{1/2}.U$, le mécanisme d'usure est l'abrasion métallique avec déchirement de la couche d'oxyde. Ce phénomène produit un haut coefficient de frottement et une forte usure.

Pour les valeurs intermédiaires de $F_n^{1/2}.U$ (coefficients de frottement compris entre 0,08 et 0,11), il y a une considérable diminution des zones métalliques. Le mécanisme d'usure est le glissement et le labourage superficiel de la couche d'oxyde qui se détruit et se reforme continuellement.

Pour les hautes valeurs de $F_n^{1/2}.U$ (coefficients de frottement inférieurs à 0,08), la surface apparaît lisse et brillante. Il y a eu recristallisation des grains ayant subi les contraintes. De plus, l'examen microscopique suggère la présence, pendant l'essai, d'une couche visqueuse à l'interface qui devait être très fine et qui a lubrifié la surface. Lors du refroidissement, cette couche s'est transformée en une mince couche d'oxyde qui est observable après l'essai. Donc, dans cette gamme de valeur de $F_n^{1/2}.U$, le mécanisme d'usure est le glissement sur une surface douce continuellement régénérée.

Le facteur $F_n^{1/2}.U$, bien que donnant une idée générale des mécanismes de frottement, n'est pas suffisant pour tout expliquer. A produit $F_n^{1/2}.U$ constant l'usure augmente quand on augmente F_n, bien que le coefficient de frottement ne varie pas. De plus des examens microscopiques montrent que l'état de surface n'est pas le même quand on joue sur les deux paramètres en laissant le facteur $F_n^{1/2}.U$ constant.

Earles et Kadhim ont aussi observé que le bout des échantillons se déforme plastiquement pour former des bourrelets et augmenter la surface de contact. Une fois la période transitoire passée, le coefficient de frottement moyen est indépendant du temps d'usure et du nombre d'essais préalables effectués sur les échantillons.

Pour Bowden et Person (1961), il apparaît que la chaleur libérée par le frottement est le facteur déterminant du comportement des matériaux soumis au frottement à grande vitesse. Le métal entre en contact et adhère aux sommets des irrégularités de surface et ce sont les cisaillements rapides aux extrémités des aspérités qui dégagent la chaleur et conduisent à la fusion. En effet, de précédents travaux ont montré qu'à ces vitesses de frottement le temps de cisaillement d'une des aspérités est très petit par rapport au temps nécessaire pour éliminer la chaleur produite.

La plupart des autres auteurs pensent aussi qu'une couche de métal liquide se forme à l'interface, ainsi pour Montgomery (1976) :

> L'existence d'une couche fondue est plus clairement mise en évidence en observant l'évolution du coefficient de frottement en fonction de la production de chaleur (le flux thermique généré est égal au produit f.P.U).
>
> Les résultats de ces travaux indiquent que le mécanisme d'usure à grande vitesse est la fusion de la surface suivie d'un enlèvement des couches fondues. La vitesse d'usure est alors entièrement fonction du point de fusion. Les autres paramètres comme la conductibilité thermique, la compatibilité des matériaux, la structure cristalline, la dureté, ... n'intervenant que de façon mineure, voire négligeable.
>
> Au niveau de l'application tubes d'armes, la quantité de chaleur que reçoit le projectile lors d'un coup de feu, provient du frottement, de la déformation de la ceinture, et des gaz propulsifs. Aussi le film liquide à la surface de la ceinture du projectile apparaît dans le cas

des tirs réels plus tôt que lors des essais de laboratoire. Dans un tube de canon, le film liquide commence à se former pour un produit P.U d'environ 1 500 MPa.m/s.

Pour Bowden et Freitag (1958), le comportement en frottement et usure à grande vitesse est déterminé principalement par les propriétés physiques relatives des corps frottant à température élevée. La taille de l'aire de contact réelle est fonction de la vitesse de frottement. Bowden et Freitag ont aussi effectué des essais sur des matériaux non ferreux, et trouvent des résultats intéressants notamment sur le cuivre. A basse vitesse de frottement, l'aire réelle de contact est déterminée par la déformation plastique des aspérités sous l'effet de la charge. A grande vitesse où les temps de contact entre les aspérités sont de l'ordre de 10^{-7} à 10^{-8} s, on approche la limite de la vitesse de déplacement des déformations plastiques. A la température ambiante, la vitesse limite de déplacement de ces déformations plastiques est pour le cuivre de 120 m/s, aussi si la vitesse imposée est supérieure, on a rupture fragile.
L'état de propreté des surfaces utilisées s'est révélé sans importance bien qu'en général, les surfaces aient été soigneusement nettoyées avant essais. La dispersion des mesures effectuées (5% avec leur système expérimental) est due à des variations de conductibilité thermique, et à des erreurs de mesure sur la vitesse de rotation. Les effets des variations de charge et l'état de surface initial de la bille se sont révélés peu significatifs, la loi d'Amonton étant assez bien vérifiée.
Lors des essais que les auteurs ont effectués sur des matériaux non ferreux, des transferts de cuivre des parties fixes sur la bille se sont produit presque immédiatement après le début du contact. Le comportement général à forte vitesse de frottement de l'aluminium et du duralumin est le même que celui du cuivre, mais les coefficients de frottement atteignent des valeurs moins élevées. La surface usée ne révèle pas de signe évident de fusion, mais les mesures thermoélectriques montrent que la température de contact avoisinait la température de fusion et ce presque tout de suite après le début du contact.

Pour Bowden et Person (1961), la déformation du solide est principalement plastique lorsque l'on applique des fortes charges. Ils affirment de plus que :

- Après un très court temps de contact, les corps à bas point de fusion fondent sur une surface importante et le contact se fait alors sur une couche liquide.

- Quand la vitesse de frottement augmente, l'usure augmente très vite, les maximums des courbes d'évolution de la charge et de la force de frottement diminuent, le temps de contact augmente, et le coefficient de frottement passe par un minimum pour les matériaux métalliques à bas point de fusion. Pour les autres matériaux, il diminue de plus en plus.

- L'aire réelle de contact est estimée égale à 0,1 % de l'aire géométrique apparente.

- Au début du contact, il y a une période de transition où suffisamment de chaleur doit être dégagée pour que la couche liquide puisse se former. Les auteurs pensent que ce temps doit être inférieur à 10 µs.

Pour Welsh (1965), qui travaille avec des vitesses relativement faibles pour du frottement à grande vitesse, l'usure est toujours forte pour des aciers ayant de très basses teneurs en carbone.

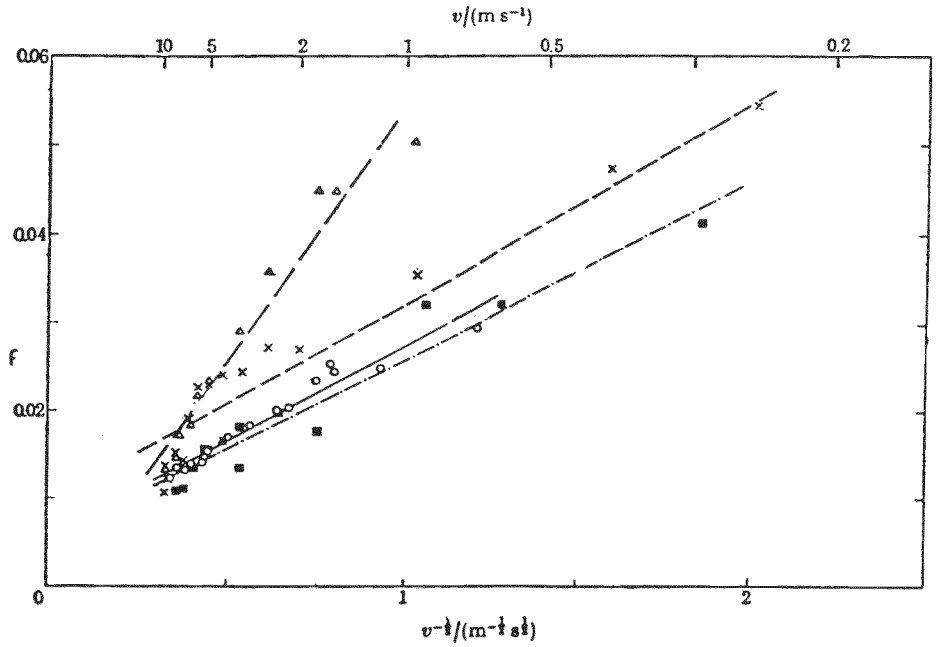
Evans, Nye et Cheeseman (1976) ont trouvé sur la glace des résultats similaires à ceux que l'on obtient en frottement à grande vitesse sur les métaux. Ils ont ainsi obtenu de très bas coefficients de frottement et un film d'eau entre les deux corps frottant lors du passage d'un patin sur une piste de glace.

Etant donné la complexité et la pluridisciplinarité des phénomènes mis en oeuvre la modélisation est difficile dans le domaine de la tribologie comme le constate Meng et Ludema (1993) après une importante recherche bibliographique. Ils n'ont pas trouvé de modèle ou d'équation générale qui soit applicable dans la majorité des cas pour déterminer le taux d'usure. La meilleure équation dont on dispose est la loi d'Archard $W_R = \frac{C_1 . F_n . U}{H}$, C_1 étant une constante mal définie qui varie en général de 10^{-4} à 10^{-9} (W_R est le taux d'usure, H la dureté, F_n la force normale et U la vitesse de frottement). Cette équation ne permet pas de calculs très précis et a des limitations, principalement dans le fait qu'elle suggère qu'il n'y a qu'un mécanisme d'usure : l'adhésion. De ce fait, la loi d'Archard ne peut être employée que dans des cas particuliers et avec une faible précision.
A partir des 5467 articles que Meng et Ludema ont étudiés, on peut extraire environ 300 équations utilisables seulement dans des contextes particuliers car certains de ces modèles se contredisent, et n'emploient pas tous les mêmes paramètres pour décrire les mêmes phénomènes.

1.2.3 COEFFICIENT DE FROTTEMENT

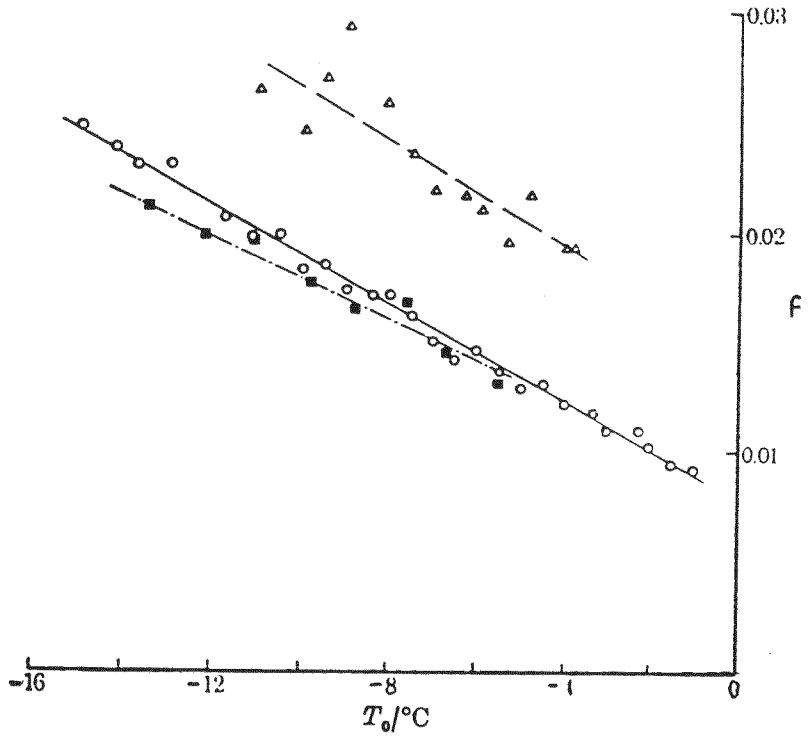
Tous les auteurs constatent une baisse du coefficient de frottement en fonction de l'augmentation de la charge et de la vitesse de frottement, donc quand l'énergie libérée dans le contact augmente.

Evans, Nye et Cheeseman (1976) trouvent, pour la glace, que dans tous les cas, f est proportionnel à la racine carrée de la vitesse, mais qu'à forte vitesse, toutes les courbes ont tendance à se rejoindre (figure 1.9). La force de frottement augmente avec la charge, et le coefficient de frottement baisse quand la racine cubique de la charge augmente; il diminue quand la température ambiante s'approche de la température de fusion des matériaux en présence (figure 1.10).



△, (— —) copper rods; ▪ (-·-·-·-) Perspex rods;
○ (——) mild steel rods; × (- - - -) mild steel skate.

Figure 1.9 : variation du coefficient de frottement en fonction de la vitesse de frottement pour divers matériaux à une température de -11,5°C et pour une charge de 45,4 N (d'après Evans, Nye et Cheeseman).



△ (- - -) copper rods; ▪ (-·-·-) Perspex rods; ○ (——) mild steel rods.

Figure 1.10 : variation du coefficient de frottement en fonction de la température ambiante pour une vitesse de frottement de 3,16 m/s et une charge de 45,4 N pour divers matériaux (d'après Evans, Nye et Cheeseman).

Pour Williams et Giffen (1963/4), l'augmentation de la température des matériaux diminue la force de cisaillement sur la surface de contact et réduit le coefficient de frottement. Celui-ci peut alors s'exprimer en fonction de la vitesse de frottement et soit de la force normale F_n, soit de la force tangentielle F_t par :

$$f = C_1.(U.F_n)^{-0,45}, \quad et \quad f = C_2.(U.F_t)^{-0.82} \tag{1.1}$$

C_1 et C_2 étant des constantes (figure 1.11 et 1.12).

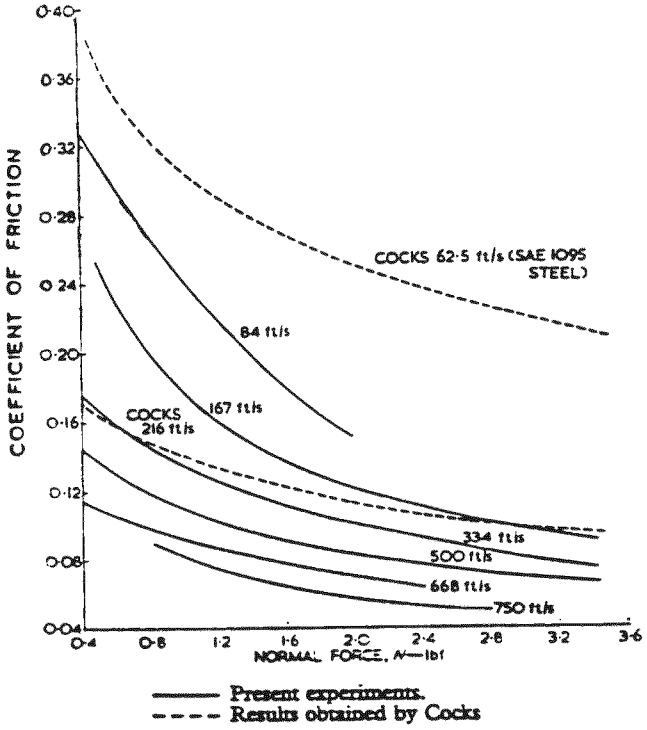


Figure 1.11 : variation du coefficient de frottement en fonction de la force normale pour différentes valeurs de la vitesse de frottement (d'après Williams et Giffen).

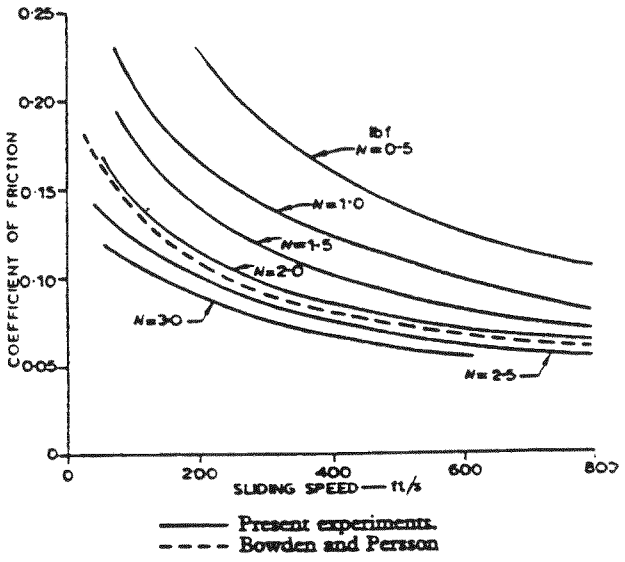


Figure 1.12 : variation du coefficient de frottement en fonction de la vitesse de frottement pour différentes valeurs de la force normale (d'après Williams et Giffen).

D'après Sternlicht et Apkarian (1956), la force de frottement est produite par le cisaillement dans les couches liquides. Elle diminue plus vite suite à la liquéfaction et au changement de viscosité qu'elle n'augmente suite à l'augmentation du gradient de vitesse dans les couches liquides. On peut supposer que la diminution du gradient de vitesse dans la couche fondue provient de l'augmentation de l'épaisseur de liquide.

Bowden et Ridler (1936) ont donné une interprétation thermique en exprimant la proportionnalité entre le coefficient de frottement et la différence entre la température de contact et la température ambiante:

$$T - T_0 = \frac{\delta . f . F_n . U}{\pi . r} \cdot \sqrt{\frac{1}{2 . \sigma . k . r}} \qquad (1.2)$$

Où δ est le coefficient de partage de la chaleur (rapport entre la quantité de chaleur rentrant dans le pion et la quantité de chaleur totale produite), r rayon de contact, k conductivité thermique et σ émissivité de la surface.

Les variations du coefficient de frottement en fonction des variations de la vitesse de glissement et de la force normale ont montré que le facteur déterminant était la vitesse de dissipation de l'énergie à la surface de contact qui est directement lié à la température de la surface.

Les auteurs montrent aussi que le coefficient de frottement, la surface de contact et la résistance électrique de contact fluctuent de façon rapide et importante, donc que le frottement n'est pas uniforme, et que les résultats obtenus ne sont qu'une moyenne.

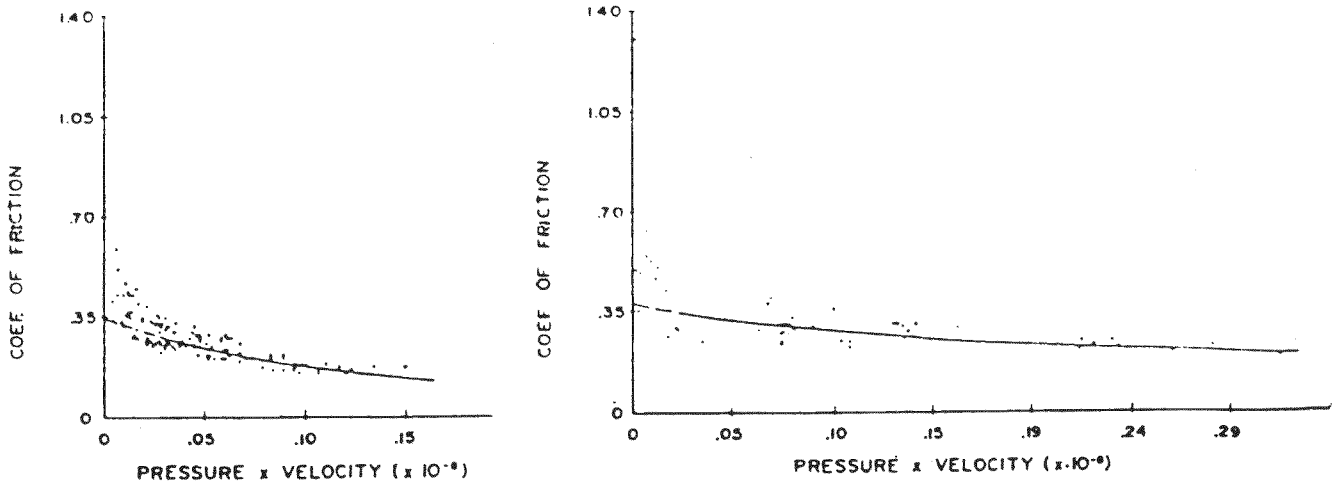


*Figure 1.13 : variation du coefficient de frottement en fonction du produit (pression de contact) * (vitesse de frottement) (exprimé en $lb.in^{-2}.ft.s^{-1}$) pour de l'acier recuit (à gauche) et de l'acier à projectile (à droite) (d'après Montgomery).*

Montgomery (1976) s'est lui aussi rendu compte des fluctuations que l'on obtenait dans les résultats, et il note que de hauts coefficients de frottement et des oscillations ont été enregistrés pour les basses valeurs du produit P.U, mais que au-dessus d'une valeur de ce produit de 6 000 MPa.m/s le coefficient de frottement est faible, stable et décroît doucement avec l'augmentation du produit P.U (figure 1.13).

L'importance de la température est encore une fois démontrée par Sternlicht et Apkarian (1956) qui utilisent la machine de Montgomery en envoyant un important courant électrique dans le contact. Ils constatent que le coefficient de frottement baisse quand la puissance dissipée par effet joule dans le contact (I^2R, I étant l'intensité du courant et R la résistance électrique du contact) augmente suite à l'augmentation de chaleur apportée à l'interface. La résistance de contact s'accroît avec l'augmentation de la vitesse de frottement, alors que le coefficient de frottement diminue.

Bowden et Freitag (1958) en étudiant des matériaux non ferreux ont pu mettre en évidence les particularités de matériaux comme le cuivre et l'aluminium. Pour le cuivre, le coefficient de début de frottement est assez bas, mais dès que la vitesse de la bille atteint 100 à 120 m/s, il monte très rapidement suite à un grippage.
A basse vitesse (1 m/s) on note des traces d'abrasion puis de grippage. A plus haute vitesse (150 m/s), un autre type d'endommagement est observé, le cuivre se comporte comme un fluide très visqueux ce qui explique le très fort coefficient de frottement qui peut atteindre 1,5.
A très haute vitesse (600 m/s), le coefficient de frottement décroît pour atteindre de plus basses valeurs (de l'ordre de 0,2). Une microstructure de la surface montre alors une taille de grain très fine, mais pas d'orientation préférentielle.
Le comportement général à forte vitesse de frottement de l'aluminium et du duralumin est le même que celui du cuivre, mais les coefficients de frottement atteignent des valeurs moins élevées.
Pour des métaux ayant des points de fusion voisins, ceux ayant des basses conductivités ont des bas coefficients de frottement.

Pour Earles et Kadhim (1965/6) le coefficient de frottement baisse avec la charge de manière similaire quels que soient le diamètre du pion et la vitesse utilisée (figure 1.14). Il baisse un peu quand la vitesse de frottement augmente et quand le diamètre du pion diminue (donc quand la pression augmente).

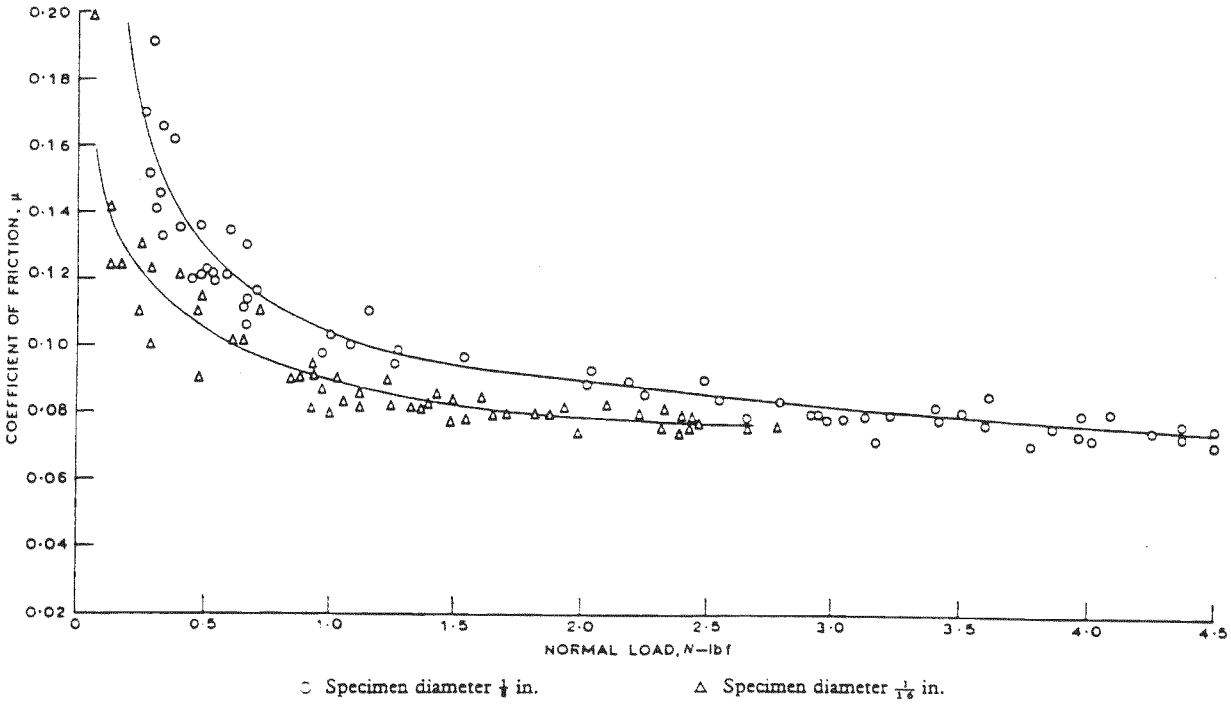


Figure 1.14 : coefficient de frottement en fonction de la charge normale pour deux diamètres différents de pion en acier frottant à une vitesse de 100 m/s (d'après Earles et Kadhim).

1.2.4 USURE

Pour obtenir leur carte d'usure théorique, Lim et Ashby (1987) ont eu besoin d'équations modélisant chaque phénomène d'usure. Pour l'usure par liquéfaction, ils ont utilisé les résultats de Evans, Nye et Cheeseman (1976) qui établissent les équations d'un film hydrodynamique d'eau à la surface de la glace lors du patinage.

L'équation du flux de chaleur utilisée par Evans, Nye et Cheeseman est modifiée en :

$$\delta.\Phi = -\ k.\nabla T + \ L_f.\frac{V}{S} \tag{1.3}$$

où δ est le coefficient de partage, Φ le flux généré par le frottement, k la conductivité thermique, T la température, L la chaleur latente de fusion par unité de volume, V le volume de matière fondue, et S la surface de contact. On peut remplacer Φ dans cette relation, sachant que l'on a :

$$\Phi = \frac{f.F_n.U}{S} \tag{1.4}$$

En introduisant l_b, la distance de diffusion thermique linéaire équivalente, on obtient :

$$\delta.\frac{f.F_n.U}{S} = \frac{k.(T_m - T_0)}{l_b} + L_f.\frac{V}{S} \tag{1.5}$$

Si tout le métal qui est fondu est éjecté, l'usure adimentionnalisée est simplement :

$$\tilde{W} = \frac{V}{U.S} \tag{1.6}$$

En modifiant l'équation (1.5), on obtient une valeur de l'usure adimentionnalisée pour le frottement par liquéfaction (T^* étant une température équivalente utilisée par les auteurs) :

$$\tilde{W} = \left(\frac{T_m - T_0}{T^*}\right).\frac{H_0}{L_f}.\frac{r}{l_b.\tilde{v}}.\left[\delta.f.\tilde{F}_n.\tilde{v}.\frac{T^*.l_b}{(T_m - T_0).r} - 1\right] \tag{1.7}$$

Les résultats empiriques de Montgomery (1976) montrent que le taux d'usure (W_R) est proportionnel au carré de la vitesse de production de la chaleur, et que lorsque cette grandeur dépasse des valeurs de 2 500 MPa.m/s, on peut correctement approcher les résultats expérimentaux obtenus (figure 1.15) par :

$$W_R = C_1.(f.F_n.U)^2, \quad C_1 \text{ étant une constante} \tag{1.8}$$

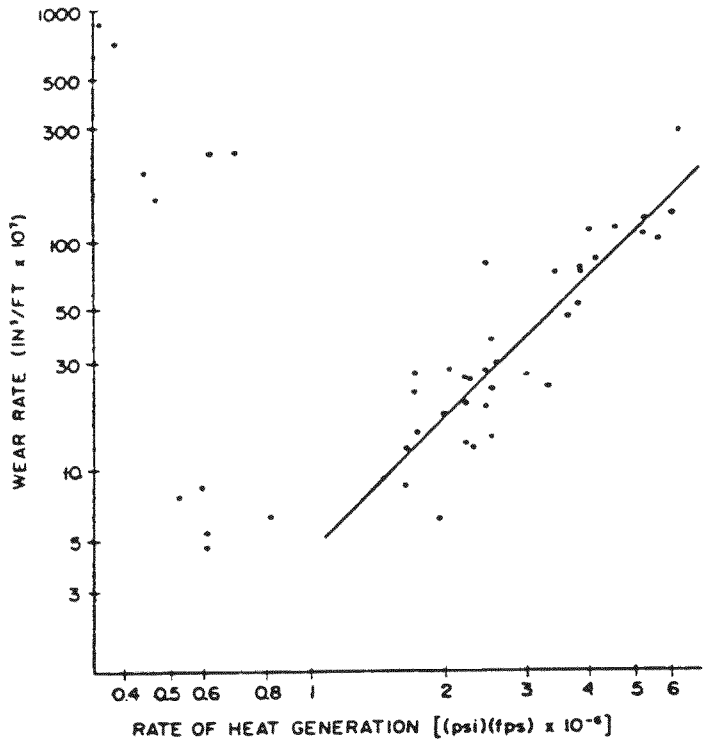


Figure 1.15 : taux d'usure en fonction de la production d'énergie dans le contact d'après Montgomery.

En comparant les résultats obtenus sur divers matériaux, Montgomery montre que ceux qui ont les plus hauts points de fusion s'usent le moins (figure 1.16), et on a :

$$C_1 = C_2.\exp\left(\frac{C_3}{T_f}\right) \qquad C_1, C_2, \text{ et } C_3 \text{ étant des constantes} \qquad (1.9)$$

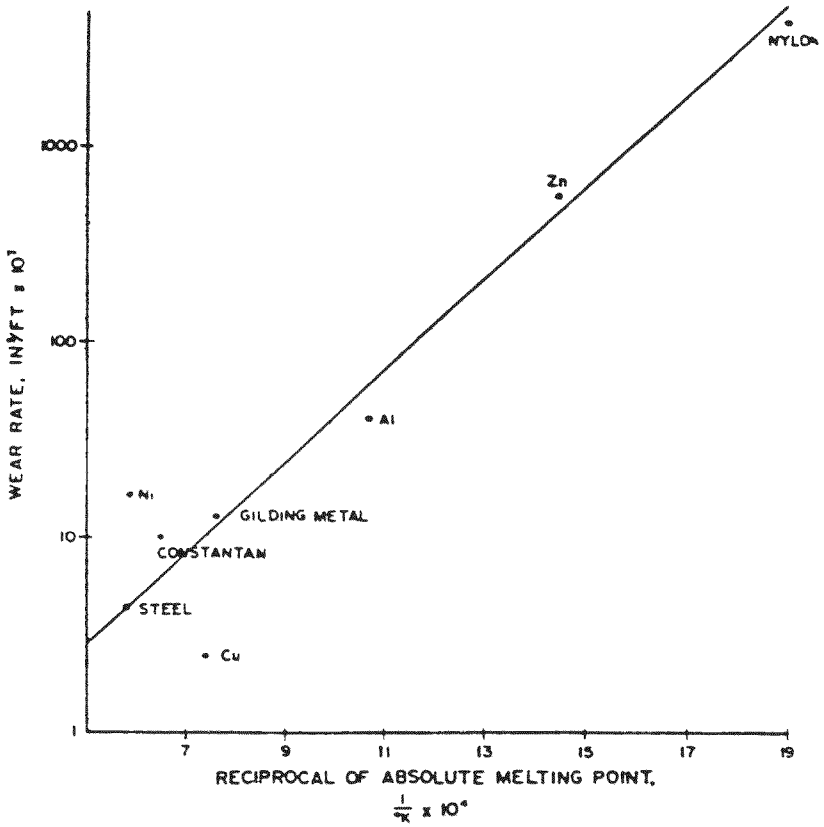


Figure 1.16 : taux d'usure de différents matériaux (pour des énergies dissipées équivalentes) en fonction de l'inverse de leur température de fusion absolue d'après Montgomery.

Montgomery trouve que le cuivre et l'acier à projectiles ont des courbes d'apparence voisine avec des usures élevées et très variables pour des valeurs du produit P.U inférieures à 6 000 MPa.m/s. Dès que l'on atteint cette valeur, l'usure diminue très nettement, puis réaugmente lentement par la suite avec l'augmentation du produit P.U. L'auteur pense que pour les basses valeurs du produit P.U on a probablement une fusion partielle de la surface de contact, la stabilisation des résultats n'intervenant que pour une fusion totale.

Pour Earles et Khadim (1965/6), l'usure augmente linéairement avec le temps de frottement avec cependant une augmentation un peu plus élevée au début de l'essai (figure 1.17). En début d'essai, l'usure augmente peu avec la charge, mais à partir d'une certaine valeur de la charge, il croît linéairement avec l'augmentation de celle-ci (figure 1.18).

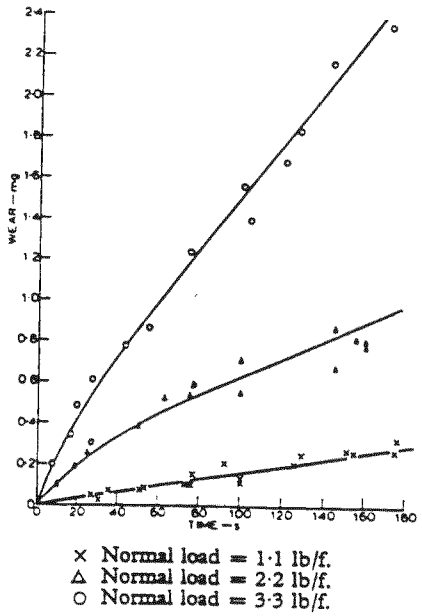


Figure 1.17 : usure en fonction du temps à une vitesse de frottement de 100 m/s et pour différentes valeurs de la charge (d'après Earles et Khadim).

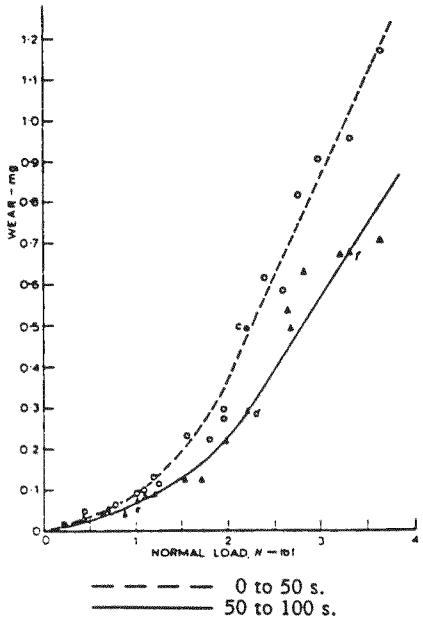


Figure 1.18 : usure en fonction de la charge à une vitesse de frottement de 100 m/s et pour différentes valeurs du temps de contact (d'après Earles et Khadim).

1.2.5 TEMPERATURE DE SURFACE

La température de la surface de l'éprouvette fixe se révèle donc comme étant une grandeur de première importance, et la plupart des auteurs ayant travaillé dans le domaine du frottement à grande vitesse s'y sont intéressés.

Floquet, Play et Godet (1978) ont montré que :

- l'effet de l'épaisseur du matériau de frottement sur la température de contact est peu important,
- l'augmentation de la puissance dissipée correspondant à une augmentation de la charge appliquée entraîne une augmentation proportionnelle de la température,
- l'augmentation de la vitesse de glissement pour une puissance dissipée constante se traduit en mouvement continu par une diminution importante de la température maximum due à une uniformisation des températures à la surface.

En écrivant l'égalité des températures moyennes de surface, Jaeger (1942) a obtenu :

- pour les faibles vitesses (nombre de Péclet Pe < 0,1) :

$$\delta = 1 - \frac{k_2}{k_1 + k_2} \qquad (1.10)$$

- pour les fortes vitesses (Pe>5) :

$$\delta = 1 - \frac{k_2.\sqrt{Pe}}{0,795.k_1 + k_2.\sqrt{Pe}} \qquad (1.11)$$

L'indice 1 indique le corps stationnaire par rapport à la source. Le nombre de Péclet, qui sera explicité en détail plus loin, est le rapport entre le temps de diffusion et la durée du contact.

Raynaud et Bransier (1989) ont montré que δ est fortement influencé par la géométrie et les conditions aux limites des deux surfaces en contact, la vitesse relative, les caractéristiques thermophysiques, la dureté relative et la durée d'établissement du régime thermique stationnaire.
L'expérience montre que le flux et la température de surface passent par un maximum très marqué aux premiers instants de la mise en frottement. Les valeurs des températures maximales et moyennes sont peu sensibles à la valeur du flux moyen généré par le frottement, mais dépendent en revanche fortement de la conductibilité thermique du pion. Par contre le pourcentage de flux entrant dans le pion est d'autant plus faible que le flux généré est grand.

Lorsqu'un solide A de largeur infini frotte en contact plan/plan sur un solide B et que l'on néglige les pertes de chaleur, Bowden et Thomas (1954) utilisant les résultats de Jaeger (1942) calculent la température du contact et obtiennent :

$$T = \frac{0,236.f.F_n.U}{l.\left(k_A + 0,88.k_B.(U.l/a)^{1/2}\right)} \qquad (1.12)$$

T : température de contact,
2l : longueur de l'aire de contact,
k_A : conductivité thermique du solide A,
k_B : conductivité thermique du solide B,
f : coefficient de frottement,
F_n : charge normale appliquée,
U : vitesse de glissement,
a : diffusivité thermique du corps B (a = K/ρ.C; ρ étant la densité et C la chaleur spécifique).

Analysant ces calculs, Bowden et Thomas (1954) concluent que :

$$T \underset{\sim}{\propto} \left(F_n^{1/2}.U\right)^n \qquad (1.13)$$

Avec n = 1 quand $F_n{}^{1/2}U$ est petit, et n = 1/2 quand $F_n{}^{1/2}U$ est suffisamment grand.

Cependant, les auteurs remarquent aussi que pour des métaux s'oxydant rapidement à l'air, les températures de contact peuvent atteindre des valeurs très élevées par rapport au point de fusion, suite à une oxydation violente avec libération d'énergie dans la zone de contact.

Bowden et Ridler (1936) montrent expérimentalement que la température de la surface de contact dépend de la charge, du coefficient de frottement, de la vitesse et de la conductivité thermique. Malgré les faibles valeurs de la charge qu'ils emploient, elle peut atteindre des valeurs dépassant 1000°C bien que le reste de la pièce ne semble pratiquement pas s'échauffer.

Quand on a des vitesses et des efforts suffisants, la température monte plus ou moins vite suivant la charge jusqu'à une valeur correspondant à la température de fusion du pion et se stabilise après.

En traçant la courbe expérimentale température de surface en fonction de $1/\sqrt{k}$ (k étant la conductivité thermique), ils obtiennent une droite qui vérifie la prévision théorique.

De nombreux autres auteurs tant tribologues que thermiciens ont effectué des calculs sur la température de surface dans le cas d'un contact à grande vitesse. Ainsi Bowden et Freitag (1958) montrent qu'à 1 µm de la surface de contact, la température n'est que de 12 % de celle de l'interface. Ils en concluent que la fusion n'a lieu que pendant des temps très courts et en des

points localisés dont la surface totale ne représente pas plus du 100 ème de la surface de contact.

Une portion de l'éprouvette mobile ne voit le flux de chaleur généré par le frottement que pendant le temps de son passage dans le contact alors que l'éprouvette fixe le voit en permanence. Ceci provoque une forte dissymétrie entre les deux éprouvettes et induit d'autres phénomènes. Ainsi, pour Williams et Giffen (1963/4), les aspérités du rotor gardent plus facilement leurs duretés que celles du pion qui sont en permanence plus chaudes et donc plus facilement cisaillables. De plus un fluage plastique provoque une augmentation de la surface de contact. Sur le rotor, les hautes températures sont confinées aux bouts des aspérités.

Du fait de cette dissymétrie entre les éprouvettes vis à vis du flux de chaleur généré, celui-ci ne se partage pas symétriquement entre les deux corps. On définit donc un coefficient de partage δ comme étant le rapport entre le flux entrant dans l'éprouvette fixe et le flux total généré (figure 1.19) :

$$\delta = \frac{\Phi_{fixe}}{\Phi_{généré}} \qquad (1.14)$$

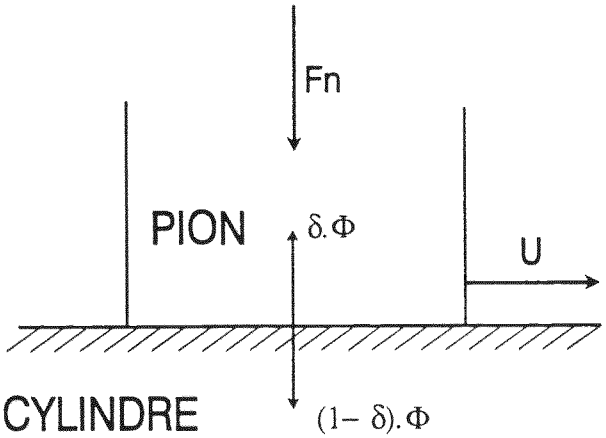


Figure 1.19 : partage du flux de chaleur Φ généré à l'interface par le frottement entre le pion et le cylindre.

On montre que ce coefficient de partage est fonction d'une grandeur sans dimension appelée nombre de Péclet qui est le rapport entre le temps de diffusion et la durée du contact. Ce temps de diffusion t_d est lui-même le rapport du carré du rayon de contact r divisé par la diffusivité a du matériau, la durée du contact étant le rapport entre la longueur du contact et la vitesse de frottement. On a donc :

$$t_d = \frac{r^2}{a} \quad \text{et} \quad t_c = \frac{2.r}{U} \qquad (1.15)$$

Soit :

$$Pe = \frac{t_d}{t_c} = \frac{r.U}{2.a} \qquad (1.16)$$

Si Pe < 1, il existe une répartition stable de température dans le pion, et $\delta = 1/2$ dans le cas où les deux corps sont identiques alors qu'autrement il est fonction de la diffusivité respective des matériaux en contact. Pour deux corps identiques, si Pe > 1, il existe un champ de température transitoire dans le pion et $\delta < 1/2$.

Il est à noter que ce nombre de Péclet n'est qu'un cas particulier d'un nombre appelé nombre de Déborah qui est utilisé dans différents domaines de la Physique. Ce nombre de Déborah est le rapport entre le temps caractéristique d'un phénomène et le temps de l'expérience. Si le temps caractéristique du phénomène est le plus petit, le phénomène se produit, si, au contraire c'est le temps de l'expérience qui est le plus court, le phénomène étudié n'a pas le temps de se réaliser et laisse place à un autre phénomène.

Pour De Vrient (1982), deux corps frottant l'un sur l'autre se partagent le flux thermique Φ proportionnellement à leurs effusivités respectives.

Williams et Giffen (1963/4) notent que le gradient de température est plus important dans le rotor que dans le pion car le rotor n'atteint la température de contact que lorsque le pion est dessus et se refroidit le reste du temps.

Kounas et Dimarogonas (1972) ont obtenu en régime établi et pour une géométrie similaire à celle du TGV des équations donnant la température moyenne de la zone de contact et le coefficient de partage.

Sternlicht et Apkarian (1956) qui ont utilisé la même machine que Montgomery, mais en imposant un courant électrique dans le contact, montrent par leurs calculs que l'énergie suffisante pour obtenir la fusion est produite pour des vitesses bien inférieures à 600 m/s, et que seulement 0,2 à 1% de la chaleur produite est nécessaire pour fondre les matériaux frottants. L'énergie électrique apportée s'ajoute à celle produite par le frottement.

De nombreux moyens ont été utilisés pour mesurer la température. Ainsi, Bowden et Thomas (1954) la mesurent par émission infrarouge et cellule photosensible sur un disque en verre, d'autres auteurs utilisent des thermocouples ou des moyens pyrométriques divers.

1.2.6 GENERATION ET TRANSFERT DE CHALEUR EN TRIBOLOGIE A GRANDE VITESSE

Raynaud et Bransier (1989) montrent par une étude sur le frottement entre deux plans que le coefficient de partage δ est sensiblement égal à 0,5 en tout début de contact, puis, au bout d'un temps assez faible, décroît jusqu'à une valeur de l'ordre de 0,2. L'aptitude relative des deux corps à évacuer la chaleur a d'autant plus d'effet sur δ que le flux de chaleur généré est important.

Mazo, Cassagne, Badie-levet et Bardon (1978) trouvent que le flux de chaleur déduit des répartitions de température ne coïncide pas avec la puissance mécanique dissipée obtenue à partir de la mesure du couple de frottement. Cet écart, qui diminue avec la pression de contact, s'explique par une non-uniformité du flux généré et par des discontinuités de température à l'interface.

Les calculs thermiques de Bowden et Ridler (1936) permettent d'obtenir, en régime établi, la température de surface en géométrie pion sur disque. Si on considère que toute la surface est en contact, l'augmentation de température est de quelques dizaines de degrés. Mais si on admet que seul le 10ème de la surface est sollicité, on obtient plusieurs centaines de degrés, et on peut atteindre plusieurs milliers de degrés si on ne prend que un 100ème de surface portante.

Bowden et Freitag, (1958) qui n'utilisaient pas de fortes charges, ont fait un intéressant calcul du flux de chaleur entrant dans le pion. Ce calcul montre que dans les conditions de charges et de vitesses utilisées, la surface de contact entière ne peut pas se liquéfier et que les points chauds sont localisés.

1.2.6.1 Champ de température et déplacement du front de fusion

Serra (1989) a appliqué les travaux d'autres auteurs au cas du tribomètre à grande vitesse de l'ETCA. Lors d'un frottement à grande vitesse, on peut considérer, en première approximation, que la cause principale de l'usure du matériau est d'origine thermique. La puissance dissipée sous forme de chaleur entre deux corps frottants peut être suffisante pour aboutir à une fusion de surface, l'usure étant alors représentée par un déplacement du front de fusion.

La résolution d'un problème de transfert de chaleur avec changement de phase et déplacement de l'interface solide-liquide appartient à une classe de problèmes dits à frontière mobile ou problèmes de Stéfan (Crank, 1981). La mise en équations du problème s'appuie sur :

- l'équation de la chaleur dans les phases solide et liquide,

- la continuité des flux à l'interface en posant que la différence des flux entrant et sortant est égale à la quantité de chaleur absorbée sous forme d'enthalpie de changement d'état par la progression du front de fusion.

Les hypothèses supplémentaires liées à la nature du phénomène sont les suivantes :

a) le flux thermique Φ dégagé par le frottement est supposé constant (Montgomery, 1976) et égal à:

$$\Phi = f.P.U \tag{1.17}$$

Soit, δ étant le coefficient de partage, un flux entrant dans le pion qui vaut donc :

$$\Phi = \delta.f.P.U \tag{1.18}$$

b) le liquide formé est évacué au fur et à mesure de sa formation sous l'effet de la pression de contact et de la vitesse de frottement.

On notera que ces hypothèses supplémentaires sont incompatibles dans la mesure où le liquide, agissant à la manière d'un lubrifiant, va modifier la valeur du coefficient de frottement et donc celle du flux entrant. Néanmoins, cette première approche va permettre de décrire :

- la période qui précède la formation du liquide (frottement sec avec une valeur de f élevée),

- le régime stabilisé (frottement lubrifié avec une valeur de f faible).

Pour les régimes transitoires, le problème est plus complexe, car la valeur de f évolue entre celle du frottement sec et celle du régime stabilisé.

On considérera donc un solide semi-infini, initialement isotherme, recevant sur la face x = 0, un flux thermique Φ constant. Au bout d'un certain temps, la température de la face x = 0 atteint la température de fusion T_f du matériau. Le liquide est évacué dès sa formation ainsi la face solide du matériau, située initialement en x = 0, recule et se trouve à l'instant t en une position s(t).

L'équation de la chaleur dans la partie solide s'écrit :

$$C.\rho.\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(k.\frac{\partial T}{\partial x}\right) \qquad \text{pour s(t) <x, t> 0} \qquad (1.19)$$

ρ étant la masse volumique, C la chaleur spécifique et k la conductivité thermique.

L_f étant la chaleur latente de fusion par unité de volume, la conservation à l'interface du flux de chaleur Φ s'écrit :

$$\Phi(t) = -\ k.\frac{\partial T}{\partial x} + \rho.L_f.\frac{ds}{dt} \qquad \text{pour x = s(t), t>0} \qquad (1.20)$$

On a de plus :

$$T(x,0) = T_0(x) \leq T_f \qquad \text{pour x} \leq 0,\ t = 0 \qquad (1.21)$$

$$\frac{\partial T}{\partial x} \to 0,\ soit\ T \to T_0 \qquad \text{pour x} = \to\infty,\ t>0 \qquad (1.22)$$

et :

$$\frac{\partial s}{\partial t} = 0 \qquad \text{pour } T(s(t),t) < T_f \qquad (1.23)$$

$$\frac{\partial s}{\partial t} \geq 0 \qquad \text{pour } T(s(t),t) = T_f \qquad (1.24)$$

Ce problème a été résolu initialement par Landau (1950), qui fournit une solution exacte nécessitant une intégration numérique. Par la suite, d'autres auteurs (Goodman 1958 et Boley 1961) ont proposé des solutions analytiques simplifiées.

La distribution des températures avant le début de la fusion est donnée par:

$$T(x,t) = T_0 + \frac{2.\Phi}{k}.\left[\sqrt{\frac{a.t}{\pi}}.e^{\frac{x^2}{4.a.t}} - \frac{x}{2}.erfc\left(\frac{x}{2.\sqrt{a.t}}\right)\right] \qquad (1.25)$$

Soit :

$$T(x,t) = T_0 + \frac{2.\Phi}{k}.\sqrt{a.t}.ierfc\left(\frac{x}{2.\sqrt{a.t}}\right) \qquad (1.26)$$

Où a est la diffusivité, erfc la fonction d'erreur complémentaire et ierfc son intégrale.

A partir de l'équation (1.26), le temps t_m où commence la fusion est donné par:

$$t_m = \frac{\pi}{4}.\frac{k.C.\rho}{\Phi^2}.\left(T_f - T_0\right)^2 = a.\left(\frac{\rho.L.m}{\Phi}\right)^2 \qquad (1.27)$$

Où :

$$m = \frac{\sqrt{\pi}}{2}.C.\frac{T_f - T_0}{L_f} \qquad (1.28)$$

Landau utilise une transformation telle que le problème se réduit à une forme où le seul paramètre est m. Cette solution qui permet de modéliser la phase transitoire n'est pas utilisable pour décrire le phénomène tribologique car elle correspond au moment où le coefficient de frottement varie brusquement pour passer d'un frottement sec à un frottement lubrifié.

Lorsque f est stabilisé à sa nouvelle valeur, on peut atteindre un régime d'équilibre où la vitesse de déplacement du front de fusion est donnée par:

$$V_f = \frac{\Phi}{\rho.\left(L_f + C.\left(T_f - T_0\right)\right)} \qquad (1.29)$$

1.2.6.2 Application numérique

Pour illustrer, par un exemple, les équations (1.18) et (1.27), on a choisi le cas du frottement du fer sur lui-même. La géométrie de contact est celle utilisée par le tribomètre à grande vitesse de l'ETCA, c'est à dire pion sur disque.

Les paramètres de conduction thermique sont :

- C : chaleur spécifique = 460 J/kg/K,
- ρ : masse volumique = 7 860 kg/m^3.
- k : conductivité = 75 w/m/K,
- T_f : température de fusion = 1539 °C,
- L_f : chaleur latente de fusion = 272 000 J/kg.

La figure 1.20 donne, pour une valeur de f fixée à 0,3, le temps nécessaire pour démarrer la fusion en fonction de U pour différentes valeurs de P. On constate que, pour des valeurs de P et de U que l'on peut considérer comme moyennes pour du frottement à grande vitesse, on arrive à des valeurs de ce temps qui sont de l'ordre du millième de seconde.

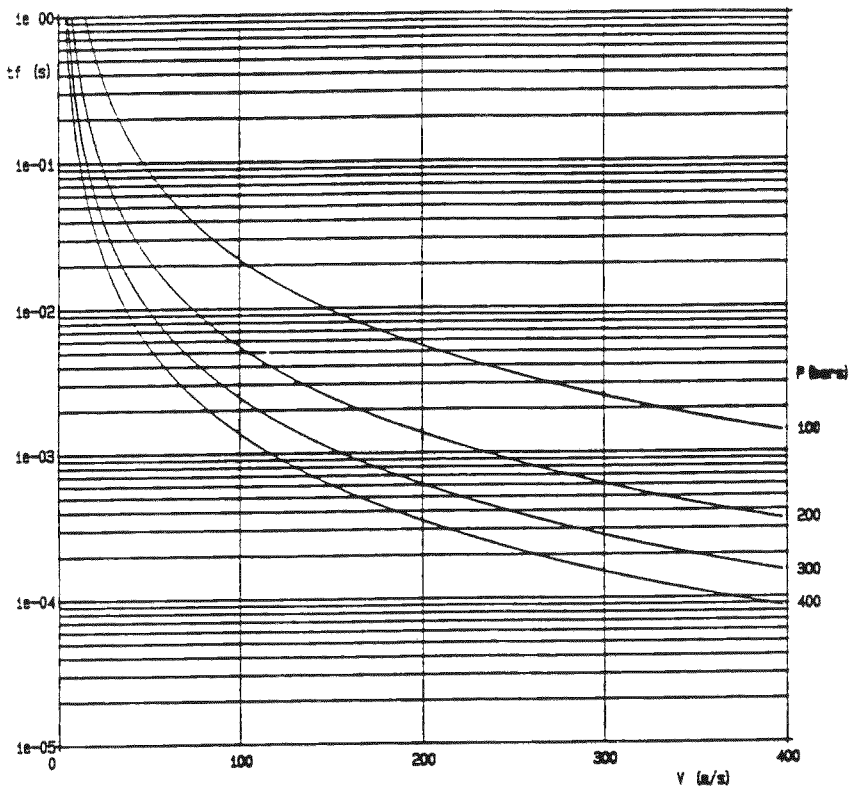


Figure 1.20 : temps nécessaire pour atteindre la fusion en surface à différentes pressions de contact en fonction de la vitesse de frottement.

1.2.6.3 Principe de calcul de la méthode de Raynaud et Bransier

La température de surface et le flux de chaleur entrant dans le pion sont des grandeurs qui intéressent les métallurgistes travaillant dans le domaine de l'usure des tubes d'armes. Or les valeurs qui sont, sur le TGV, mesurées par les thermocouples donnent la température à différentes profondeurs de frottement, mais pas en surface où on ne peut pas en implanter. Pour obtenir les valeurs recherchées à partir des données mesurées, il faut intégrer l'équation de la chaleur en sens inverse avec une frontière mobile. Cette équation est une équation différentielle aux dérivées partielles qui ne peut être intégrée que numériquement. La méthode exposée ci-dessous, qui est actuellement la méthode numérique la plus performante pour notre application, a été proposée par Raynaud et Bransier (1986).

Le problème est considéré comme un problème de conduction à une dimension dans le pion qui est initialement à une température uniforme T_0. Au temps t = 0, la surface de contact de l'éprouvette, située à une position notée x = 0 dans notre problème, est sujette à un flux de chaleur produit par le frottement. L'objectif de la méthode est d'estimer à x = 0 (noeud 1), le flux de chaleur à l'interface q(0,t). Pour ce faire, nous disposons des mesures de températures intérieures à $x = x_j$ et à $x = x_k$ effectuées à l'aide de thermocouples. Ce problème peut être résolu en utilisant un algorithme de calcul par progression spaciale développé par Raynaud &

Bransier (1986 et 1989).

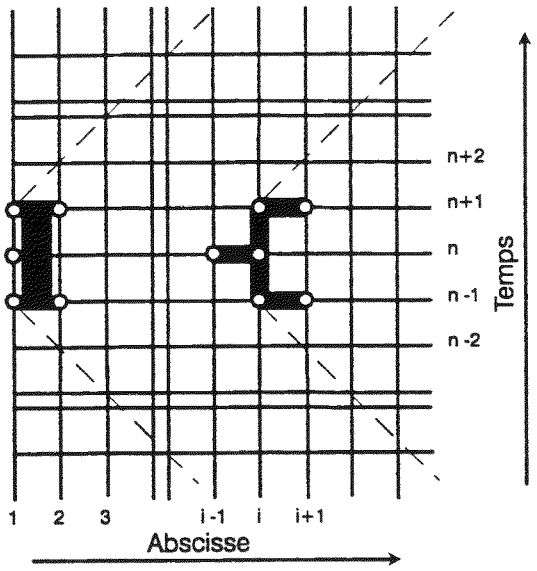


Figure 1.21 : principe de l'algorithme de calcul par progression spaciale de Raynaud et Bransier.

Pour effectuer le calcul, on distingue deux régions où la méthode utilisée va être différente. La région située entre les positions des deux thermocouples ($x_j \leq x \leq x_k$) est appelée région directe. On connaît, suite aux mesures par thermocouples, les évolutions des conditions aux limites à chaque extrémité de cette région. La deuxième région est située entre la surface et la position du thermocouple qui en est la plus proche ($0 \leq x \leq x_j$); elle est appelée région inverse car on ne dispose que de la condition thermique à la position x_j du thermocouple, l'évolution de la condition thermique en x = 0 étant l'inconnue.

Dans la région directe, le flux de température peut être calculé par un pur schéma implicite, parce que les conditions du premier type en x_j et x_k sont connues. Dans la région inverse, nous notons T_i^n la température au temps $n\Delta t$ et à la profondeur $i\Delta x$. Dans cette région, les auteurs ont démontré que la température T_{i-1}^n, au point $(i-1)\Delta x$ et au temps $n\Delta t$, peut être exprimée comme une fonction des températures T_i^n, T_i^{n-1} et T_{i+1}^{n-1} (températures passées) et T_i^{n+1} et T_{i+1}^{n+1} (températures futures). La relation obtenue est :

$$T_{i-1}^n = \frac{1}{2.F_1}\left[\left(F_3 - 1\right).T_i^{n-1} + 2.F_1.T_i^n + \left(F_2 + 1\right)T_i^{n+1} - F_3.T_{i+1}^{n-1} - F_2.T_{i+1}^{n+1}\right] \qquad (1.30)$$

Où les quantités F_1, F_2 et F_3 (modules de Fourier sans dimension) sont données par :

$$F_1 = \frac{k_{i-1/2}^n}{C_i^n}.\frac{\Delta t}{\Delta x^2},\quad F_2 = \frac{k_{i+1/2}^{n+1}}{C_i^n}.\frac{\Delta t}{\Delta x^2},\quad F_3 = \frac{k_{i+1/2}^{n-1}}{C_i^n}.\frac{\Delta t}{\Delta x^2} \qquad (1.31)$$

Le flux de chaleur à l'interface q_1^n est calculé à partir du bilan thermique exprimé dans un volume situé à mi-profondeur ($\Delta x/2$) sur la droite du noeud 1.

$$q_1^n = \frac{C_1^n.\Delta x}{4.\Delta t}.\left[\left(2.F_3 - 1\right).T_1^{n-1} + \left(2.F_2 + 1\right)T_1^{n+1} - 2.F_3.T_2^{n-1} - 2.F_2.T_2^{n+1}\right] \qquad (1.32)$$

Quand le pion s'use (par fusion ou par une autre manière), la surface de contact se déplace vers les thermocouples. Dans le cas du TGV, la perte de cote produite par le frottement est continuellement mesurée pendant l'essai par un capteur capacitif, aussi l'abscisse s(t) de la surface de contact est continuellement connue. L'équation itérative (1.30) donnant, à un temps donné la température un pas d'espace en avant, est répétée jusqu'à ce que le dernier noeud avant le front de fusion soit atteint. Pour la dernière itération, la taille de la cellule de calcul est réduite afin que le noeud suivant soit placé à la surface de contact, et que le noeud précédent soit situé symétriquement par rapport à la dernière position calculée (figure 1.22). Ces températures sont interpolées entre les valeurs connues en $T_i^{n\pm1}$ et en $T_{i+1}^{n\pm1}$, et la température T_{i-1}^n est alors donnée par la relation (1.30) où Δx est remplacé par $\Delta x' = i\Delta x - s(t)$ dans (1.31). Le flux de chaleur entrant par l'interface est calculé à partir de l'écriture de l'équilibre thermique sur le dernier demi volume utilisé ($\Delta x'/2$ de large) en utilisant une formulation explicite.

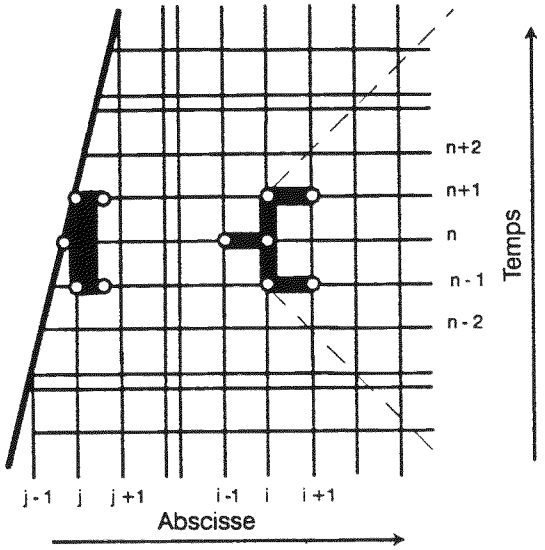


Figure 1.22 : dernière itération lors de l'arrivée à la surface en utilisant l'algorithme de calcul par progression spaciale.

Si le pion est usé par fusion, le flux de chaleur réel doit être corrigé du terme correspondant à l'énergie utilisée pour la transformation entre l'état solide et l'état liquide de la partie fondue du pion. Cette énergie peut s'exprimer par :

$$Q_m = \rho.L_f.\frac{\Delta s}{\Delta t} \qquad (1.33)$$

1.2.7 PRESENCE D'UN FILM HYDRODYNAMIQUE DANS L'INTERFACE

Le fait d'atteindre localement la température de fusion à l'interface fait penser que l'on peut avoir localement un changement d'état. Ainsi pour Bowden et Person (1961), si la couche fondue n'est pas enlevée suffisamment vite, un état d'équilibre où l'ensemble de la surface est liquide peut s'instaurer. La force de frottement est alors celle nécessaire pour cisailler la couche en fusion; la viscosité du matériau liquide, l'épaisseur et la surface de la couche fondue et la vitesse de frottement deviennent les paramètres dominants et on se trouve alors dans le cas d'un contact hydrodynamique.
Pour les métaux, la température dans la couche liquide ne dépasse que de quelques degrés la température de fusion, car suite à la viscosité et à la haute conductivité de cette couche, le gradient de température y est très faible.
Dans ces conditions, les auteurs concluent que la chaleur dégagée par les efforts de cisaillement dans le film provoque une éjection de celui-ci et donc une usure rapide. Ce phénomène est confirmé par des analyses métallographiques.

La plupart des autres auteurs parlent aussi de l'apparition de ce film hydrodynamique à l'interface. Ainsi pour Lim et Ashby (1987) la fusion localisée peut intervenir même à des vitesses aussi basses que 1 m/s. Mais à plus hautes vitesses de frottement, le coefficient de frottement diminue fortement suite à l'obtention d'un film liquide qui supporte la charge grâce à un mécanisme classique d'hydrodynamisme.

Sauer (1956) affirme que dans le cas limite où on atteint la température de fusion à la surface de contact, on a liquéfaction d'un film métallique dont l'écoulement est laminaire. L'énergie nécessaire à la fusion est fournie par le cisaillement des couches liquides.

Evans, Nye et Cheeseman (1976) avaient l'avantage de travailler sur la glace qui a un bas point de fusion et où des phénomènes comme les pertes thermiques par radiation sont très faibles. Ils annoncent que si l'eau sépare complètement les deux solides, la force de frottement ne vient que de la force de cisaillement du film liquide. Les calculs permettant d'obtenir l'épaisseur du film dans les conditions de l'expérience donnent 5 nm, ce qui est bien plus petit que les aspérités des surfaces. De plus en supposant une épaisseur de film d'eau de 0,3 µm, on trouve que la force de cisaillement donnerait lieu à un coefficient de frottement de 0,0004 ce qui est 60 fois trop faible. Ils en concluent qu'il y a lubrification mixte, que le liquide supporte la majeure partie de la charge et qu'aux points hauts, les surfaces sont soit en contact, soit séparées par seulement quelques molécules de liquide, la majeure partie de la force de frottement se trouvant générée à ces endroits. Etant donné que l'on est en lubrification mixte, les valeurs du coefficient de frottement doivent dépendre du rapport entre les zones de frottement fluide et de contact solide. L'interface doit cependant être très proche de la température de fusion, puisqu'il y a de l'eau. Aussi, le coefficient de frottement s'ajuste de lui-même pour remplir ces conditions. On peut donc penser qu'il est plus pertinent de traiter le problème en terme d'équilibre thermique plutôt qu'en tant que mécanisme physique de

frottement. Aussi, les auteurs considèrent le frottement comme une production de chaleur par unité de déplacement.

Pour Montgomery (1976), l'existence d'une couche fondue est plus clairement mise en évidence en traçant le coefficient de frottement en fonction de la production de chaleur qui est le produit f.P.V. Pour le cuivre, le résultat est légérement faussé, car des bourrelets ont tendance à se former autour de la tête du pion et donc à donner une plus grande surface de frottement, donc une plus basse pression. Dès que la couche liquide est formée sur la surface de contact, le frottement est gouverné par des données hydrodynamiques. Pour repérer le passage à cet état liquide, il faut regarder le saut dans la courbe du coefficient de frottement.

Pour Sternlicht et Apkarian (1956), les considérations hydrodynamiques doivent permettent de calculer la pression dans le film généré à l'interface et les pertes en liquide en bout qui représentent l'usure. Les calculs montrent que l'énergie suffisante pour obtenir la fusion est produite pour des vitesses bien inférieures à 600 m/s, et que seulement 0,2 à 1% de la chaleur dégagée était nécessaire pour fondre les matériaux frottants.

1.3 SYNTHESE BIBLIOGRAPHIQUE

A partir de l'analyse bibliographique que l'on vient de voir en détail, on peut retenir les principaux points suivants :

- L'**augmentation de la température** dans le contact est le facteur prédominant lors d'un frottement à grande vitesse.

- Pour des pressions et des vitesses insuffisamment élevées on a de l'**usure par oxydation**, alors que pour des valeurs plus importantes, on aura **fusion à l'interface**.

- La **température de l'éprouvette fixe** (qui subit le flux de chaleur pendant tout l'essai) est plus élevée que celle de l'**éprouvette mobile** qui se refroidit entre deux passages à travers le contact, c'est donc à la surface de l'éprouvette fixe que la fusion aura lieu.

- Si l'augmentation de la température dans le contact est suffisamment élevée, il peut y avoir un **film hydrodynamique** entre les deux pièces frottantes.

- Il faut atteindre des pressions et des vitesses de frottement très élevées pour que le **film hydrodynamique se forme**. Quand les valeurs du produit pression-vitesse ne sont pas suffisamment élevées, le film est incomplet et on a une lubrification mixte avec parfois des instabilités.

- Le **coefficient de frottement décroît** avec l'augmentation du produit pression-vitesse, les valeurs obtenues sont faibles si on considère que le contact est sec, mais élevées par rapport aux coefficients de frottement rencontrés dans les contacts hydrodynamiques classiques.

- Le **métal fondu en surface est éjecté** du contact par le mouvement de l'éprouvette mobile, l'usure est donc élevée.

- La **structure des matériaux** frottant est affectée par le frottement.

- Grâce à des **mesures par thermocouples** à différentes profondeurs du pion, on peut calculer la température de contact et le flux entrant dans le pion par une méthode numérique d'intégration de l'équation de la chaleur en sens inverse et avec une frontière mobile.

Ainsi, dans le cadre du frottement à grande vitesse, l'influence des paramètres tribologiques peut être résumée comme suit :

- La **géométrie du contact** a une influence au niveau de la pression de contact, de l'oxydation et de l'élimination des produits d'usure.

- La **pression de contact et la vitesse de frottement** sont des paramètres importants puisqu'ils produisent le flux de chaleur généré à l'interface.

- Le **temps du contact** détermine si on reste en régime transitoire ou si on atteint un régime établi.

- La **rugosité des surfaces** en contact ne semble importante que pour le tout début de l'essai car l'usure est telle que la surface du pion est très vite abrasée.

- L'**atmosphère ambiante** (notamment la présence d'oxygène) détermine les réactions chimiques qui pourront se produire à l'interface.

- La **composition chimique** des matériaux de frottement influe sur la réactivité de la surface chauffée par frottement.

- La **température ambiante et la température de fusion du pion** interviennent par leur différence. Plus la température ambiante sera près de la température de fusion, moins la valeur du produit pression-vitesse devra être élevée pour obtenir la fusion du pion.

- La **structure et la dureté des matériaux** n'interviennent que faiblement pendant la phase transitoire.

- L'influence des **caractéristiques thermiques** du couple de matériaux testé réside principalement dans la vitesse à laquelle l'énergie produite à la surface se dissipe au lieu d'augmenter la température du contact.

- L'état de **propreté des surfaces** frottantes n'entre pratiquement pas en ligne de compte à cause de la très forte production d'énergie dans le contact.

Les tableaux récapitulatifs ci-dessous donnent, les principaux résultats expérimentaux sur les phénomènes d'usure à grande vitesse, et les principaux résultats théoriques.

Auteurs	Type de contact	Matériaux utilisés	Vitesses et charges	Phénomènes observés
Williams et Giffen puis Earles et Kadhim	Pion sur disque	Acier sur acier.	-U élevée -F_n faible	-Importance du facteur $F_n^{1/2}.U$. -Déformation plastique des échantillons. -Diminution du coefficient de frottement avec l'augmentation de F_n et de U. $-f = C_1.(U.F_n)^{-0,45}$; $f = C_2.(U.F_t)^{-0,82}$. -Augmentation linéaire du taux d'usure avec le temps de frottement, augmentation plus forte au début. -Augmentation du taux d'usure avec la charge faible en début d'essai, mais croissance linéaire à partir d'une certaine valeur. -Pente du gradient de température plus raide dans le rotor que dans le pion.
Montgomery	Pion sur disque	Disque en acier ou revêtus de chrome. Pion en : -laiton, -acier recuit, -nickel, -aluminium, -zinc, -constantan.	-U élevée -F_n élevé	-Le mécanisme d'usure est la fusion de la surface suivie d'un enlèvement des couches fondues. -Le coefficient de frottement est fonction de la chaleur générée à l'interface, c'est à dire de P.U. -Présence d'un film liquide à l'interface; ce film est incomplet si le produit P.U n'est pas assez élevé. -La conductibilité thermique, la compatibilité des matériaux, la structure cristalline, la dureté, ... n'interviennent qu'au début du frottement, mais de façon mineure. -De hauts coefficients de frottement et des oscillations ont été enregistrés pour les basses valeurs du produit P.U, mais, au-dessus d'une valeur de ce produit de 6 000 MPa.m/s le coefficient de frottement est faible, stable et décroît doucement avec l'augmentation du produit P.U. -Le taux d'usure est proportionnel au carré de la vitesse de production de la chaleur : $W_R = C_1.(f.F_n.U)^2$. -Les matériaux qui ont les plus hauts points de fusion s'usent le moins : $C_1 = C_2.\exp\left(C_3/T_f\right)$. -Dans un tube de canon, le film liquide est formé pour un produit PU d'environ 1 500 MPa.m/s.
Sternlicht et Apkarian	Pion sur disque	Disque en acier avec revêtement cuivre, ou chrome. Pion en : tungstène, molybdène, aluminium, chrome, argent, cuivre.	-U élevée -F_n élevé	-La fusion du pion est augmentée si on fait passer du courant électrique dans le contact. -Seulement 0,2 à 1% de la chaleur produite est nécessaire pour fondre les matériaux frottants. -La résistance de contact augmente avec la vitesse.
Bowden et Ridler	Pion sur disque	Disque en acier doux. Pion en : -gallium, -alliage de Wood, -plomb.	-U faible à moyenne -F_n faible	-La courbe température de surface en fonction de $1/\sqrt{K}$, est une droite qui vérifie la prévision théorique. -On a proportionnalité entre le coefficient de frottement et la température de contact. -Le coefficient de frottement, la surface de contact et la résistance électrique du contact fluctuent de façon rapide et importante; les résultats obtenus ne sont donc qu'une moyenne.

Bowden et Freitag	Sphère sur plan	Bille en acier. Plaquettes en : -cuivre, -aluminium, -duralumin, -bismuth, -antimoine, -tungstène, -molybdène.	-U élevée -F_n très faible	-Les effets des variations de charge et l'état de surface initial de la bille se sont révélés peu significatifs, la loi d'Amonton étant assez bien vérifiée. -A basse vitesse (1 m/s) les traces d'abrasion à la surface du cuivre deviennent grippage dès que la couche d'oxyde superficielle est détruite. A plus haute vitesse (150 m/s), le cuivre se comporte comme un fluide visqueux et f atteint 1,5. A très haute vitesse (600 m/s), f à de plus basses valeurs (0,2) -Le comportement général de l'aluminium et du duralumin est le même que celui du cuivre, mais f est moins élevé. -Les calculs montrent qu'à 1 µm de l'interface, la température n'est que 12 % de celle de l'interface. -Pour des métaux ayant des points de fusion voisins, ceux ayant des basses conductivités ont des f bas . -Le calcul du flux de chaleur montre que la surface de contact entière ne peut pas se liquéfier, et que les points chauds sont localisés.
Bowden et Person	Sphère sur plan	Bille en acier. Plaquettes en : -bismuth, alliage de Wood, plomb, laiton, nitrate d'argent, acier, cuivre, nylon, matières plastiques, verre, caoutchouc, diamant.	-U élevée -F_n faible	-Avec des fortes charges, la déformation du solide est principalement plastique. -Certains polymères à forte viscosité à l'état liquide s'usent moins vite que les métaux et ont une température de contact plus élevée que leur température de fusion. -L'analyse métallographique a mis en évidence la présence d'une couche fondue à l'interface. -Suite à la haute conductivité et à la basse viscosité de la couche liquide de métal, la température dans la couche liquide ne dépasse que de quelques degrés la température de fusion et le gradient de température dans celle-ci est très faible. -Au début du contact, on a une période de transition où suffisamment de chaleur doit être dégagée pour que la couche liquide puisse se former (on pense que ce temps doit être inférieur à 10 µs).
Evans, Nye et Cheeseman	Patin sur plan	Acier doux, cuivre ou perspex sur glace	-U élevée -F_n élevé	-f est proportionnel à la racine carrée de la vitesse; mais à forte vitesse, toutes les courbes ont tendance à se rejoindre. -Avec une charge entre 5 et 20 N, f baisse comme la racine cubique de la charge augmente. -le frottement peut être considéré comme une production de chaleur par unité de déplacement.

Tableau 1.1 : récapitulatif des principaux résultats expérimentaux sur les phénomènes d'usure à grande vitesse.

Auteurs	hypothèses	résultats
Bowden et Ridler	-Géométrie pion sur disque. -Régime stationnaire. -Tout le travail produit par le frottement est transformé en chaleur. -La chaleur rentrant dans le pion se dissipe seulement par conduction et par émission.	$T - T_0 = \frac{\delta . f . F_n . U}{\pi . r} \cdot \sqrt{\frac{1}{2 . \sigma . k . r}}$
Bowden et Thomas (Jaeger)	-Géométrie pion sur disque. -Régime stationnaire. -Tout le travail produit par le frottement est transformé en chaleur. -La surface de contact entre les deux solides est déterminée par la pression d'écoulement plastique.	$T = \frac{0,236 . f . F_n . U}{l . \left(K_A + 0,88 . K_B \left(U . l / a \right)^{1/2} \right)}$; $T \propto \left(F_n^{1/2} . U \right)^n$

Wilson	-Géométrie pion sur disque. -Régime hydrodynamique stationnaire avec fusion d'une surface. -La largeur du contact est infinie, donc les pertes sont nulles. -Le liquide formé est Newtonien et de viscosité homogène. -L'équation de Reynolds dans le cas de l'incompressibilité et du régime permanent est applicable. -Il n'y a pas de changement de volume pendant la fusion. -Toute la chaleur produite par le cisaillement visqueux dans le film est utilisée en tant que chaleur latente de fusion pour fondre la surface voisine.	-L'épaisseur de film minimum est proportionnelle à la racine carrée de la vitesse de glissement et inversement proportionnelle à la charge. - f est proportionnel à la racine carré de la vitesse de glissement et décroit avec l'augmentation de la charge.
Lim et Ashby (Evans, Nye et Cheeseman)	-Géomètrie pion sur disque. -Régime stationnaire. -Régime hydrodynamique avec fusion d'une surface. -La largeur du contact est infinie, donc les pertes sont nulles. -Le liquide formé est Newtonien et de viscosité homogène. -Une partie de la chaleur produite est utilisée pour fondre le pion.	$-\tilde{W} = \left(\frac{T_m - T_0}{T^*}\right).\frac{H_0}{L}.\frac{r}{l_b.\tilde{v}}\left[\delta.f.\tilde{F}_n.\tilde{v}.\frac{T^*.l_b}{(T_m - T_0).r} - 1\right]$.
Jaeger	-Géomètrie pion sur disque. -Régime stationnaire. -On a égalité des températures moyennes de surface.	- pour les faibles vitesses (nombre de Péclet Pe<0,1) : $\delta = 1 - \frac{k_2}{k_1 + k_2}$ - pour les fortes vitesses (Pe>5) : $\delta = 1 - \frac{k_2.\sqrt{Pe}}{0,795.k_1 + k_2\sqrt{Pe}}$
Serra utilisant les travaux de Landau	-Un solide semi infini, initialement isotherme reçoit sur la face x = 0 un flux thermique constant. -Au bout d'un certain temps, la température de la surface x = 0 atteint la température de fusion du matériau. -Le liquide est évacué dès sa formation, donc la surface du matériau se déplace. -f est constant.	- La température du contact est: $T(x,t) = T_0 + \frac{2.\Phi}{k}.\sqrt{a.t}.ierfc\left(\frac{x}{2.\sqrt{a.t}}\right)$. - Le temps t_m où démarre la fusion est donné par: $t_m = \frac{\pi}{4}.\frac{k.C.\rho}{\Phi^2}.(T_f - T_0)^2 = a.\left(\frac{\rho.L.m}{\Phi}\right)^2$ - Lorsque f est stabilisé à sa nouvelle valeur la vitesse de déplacement du front de fusion est : $V_f = \frac{\Phi}{\rho.(L + C.(T_f - T_0))}$

Tableau 1.2 : récapitulatif des principaux résultats théoriques sur les phénomènes d'usure à grande vitesse.

CHAPITRE 2

DISPOSITIF EXPERIMENTAL ET METHODOLOGIE D'ESSAI

SOMMAIRE CHAPITRE 2

DISPOSITIF EXPERIMENTAL
ET METHODOLOGIE D'ESSAI

2.1 INTRODUCTION 45

2.2 LE TRIBOMETRE 46

2.3 PROCEDURE EXPERIMENTALE 48

2.3.1 Eprouvettes fixes 48
2.3.2 Eprouvette mobile 49
2.3.3 Procédure d'essai 50

2.4 MESURES 51

2.4.1 Vitesse de rotation 51
2.4.2 Effort normal et force de frottement 52
2.4.3 Usure linéaire du pion 52
2.4.4 Usure massique des pions 52
2.4.5 Températures 53

2.5 ACQUISITIONS ET TRAITEMENT DES DONNEES 55

2.5.1 Acquisition sur ordinateur 55
2.5.2 Enregistrement sur table tracante 55
2.5.3 Traitement des données sous LOTUS 123 55

2.6 GRANDEURS CARACTERISTIQUES DE COMPARAISON 57

CHAPITRE 2

DISPOSITIF EXPERIMENTAL

ET METHODOLOGIE D'ESSAI

2.1 INTRODUCTION

Le tribomètre à grande vitesse a été conçu en 1983 à l'ETCA pour l'étude des frottements dans les tubes d'armes. Des améliorations ont été effectuées depuis.

Dans un premier temps, le tribomètre, les éprouvettes utilisées et la procédure d'essai sont présentés.

Le sous-chapitre suivant décrit les appareillages de mesure tant tribologiques que thermiques.

L'acquisition et le traitement des données sont ensuite explicités; l'informatisation de la machine y est décrite.

Notre étude a eu pour objet de comparer le comportement de différents matériaux. Dans la dernière partie, des grandeurs caractéristiques de comparaison sont définies. Certaines de ces grandeurs sont d'ordre tribologique, les autres sont thermiques.

2.2 LE TRIBOMETRE

Le tribomètre à grande vitesse (figure 2.1) est bâti autour d'un échantillon cylindrique de diamètre 360 mm qui est fixé par frettage hydraulique sur l'arbre (procédé SKF). L'axe est horizontal et l'échantillon antagoniste est placé dessous. La géométrie de contact est donc de type cylindre sur pion. La vitesse linéaire de frottement peut être choisie dans une plage allant de 10 à 400 m/s, soit une vitesse de rotation maximale de 20 000 t/mn.

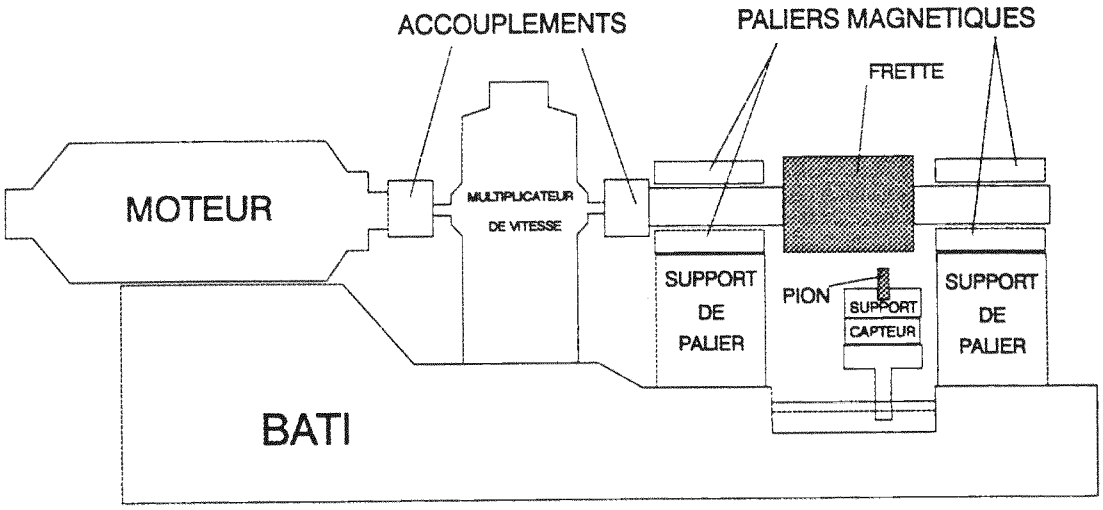


Figure 2.1 : tribomètre à grande vitesse de l'ETCA.

Initialement, la mise en charge était effectuée par un vérin hydraulique qui permettait d'appliquer des efforts pouvant atteindre 500 daN. Le réglage de la charge était alors peu précis; les valeurs minimales utilisables étaient d'environ 50 daN, et le temps de réaction du système était trop faible pour maintenir la charge lorsque la vitesse d'usure était élevée.
Afin de remédier à ces inconvénients, un nouveau système de mise en charge utilisant un bras de levier muni de masses mortes a été mis au point. Ce sous-ensemble est fixé sur un chariot pouvant se déplacer parallèlement à l'axe du cylindre et permettant ainsi d'obtenir plusieurs pistes de frottement successives. L'effort normal utilisable avec ce système est compris entre 1 et 100 daN.
Le support de l'éprouvette fixe est monté sur la partie mâle d'une glissière à billes dont la partie femelle est solidaire du chariot. Ce système permet de compenser l'usure du pion en assurant une translation verticale de l'ensemble pion-support et capteurs tout en maintenant la charge normale presque constante si la cinétique d'usure n'est pas trop importante. Plus la vitesse d'usure est grande, moins le système mécanique est capable de compenser la perte de charge produite, qui, en fin d'essai, peut atteindre 50 %.

La durée de l'essai est programmée par l'action de deux vérins pneumatiques qui manipulent le bras de mise en charge. Cette durée peut être comprise entre 0,15 s et plusieurs minutes.

Une originalité de cette machine réside dans l'utilisation de paliers magnétiques actifs (S2M) pour supporter l'échantillon tournant. L'arbre et le cylindre (poids 340 daN) sont mis en rotation autour de leur axe d'inertie ce qui limite les vibrations parasites. Les deux seuls types de paliers permettant de supporter les contraintes induites lors d'essai sous fortes charges sont le palier hydrodynamique et le palier magnétique actif. Ce dernier a l'avantage de recentrer automatiquement l'axe d'inertie de l'arbre quand un effort est appliqué sur le cylindre.

Un système d'usinage du cylindre sur site a été mis au point pour obtenir une surface vierge lorsqu'une série d'essais a été effectuée. Cette opération permet de contrôler l'état de surface et de diminuer très fortement les défauts de cylindricité. En effet, l'état de surface de l'éprouvette fixe s'est révélé comme ayant un effet non négligeable, et les défauts de cylindricité présents sur la frette lors des premières séries d'essais provoquaient des vibrations nuisibles.

2.3 PROCEDURE EXPERIMENTALE

Le contact glissant est réalisé entre une éprouvette fixe (pion) et un cylindre mobile entrainé en rotation.

2.3.1 EPROUVETTES FIXES

Les éprouvettes fixes ont la forme de barreaux cylindriques ou parallélépipédiques. En effet, une telle géométrie permet de conserver une surface de contact, et donc une pression, à peu près constante pendant l'essai. Les phénomènes physiques mis en jeu peuvent ainsi être mieux cernés, et leur modélisation facilitée. Les échantillons antagonistes utilisés ont donc été des éprouvettes parallélépipèdiques (22*5*5 mm^3) frottant sur leur section carrée (25 mm^2).

Les éprouvettes fixes sont usinées par lot pour assurer la meilleure reproductibilité possible. La face verticale des éprouvettes qui recevront les thermocouples est polie au papier abrasif jusqu'à une granulométrie de 1200. Elles sont ensuite dégraissées par immersion dans un bain d'éthanol sous ultrasons pendant 10 mn, séchées et pesées avec une balance précise au dixième de milligramme.

Les premiers matériaux testés, pour leurs paramètres thermomécaniques, ont été le fer, le cuivre, l'aluminium, le zinc, le chrome, le tungstène et le plomb, tous les matériaux utilisés étant très purs. Dans un deuxième temps, l'acier 100C6 et l'acier 35NCD16 ont eux aussi été testés, ainsi que des revêtements de chrome électrolytique sur des substrats en 35NCD16.

Les réusinages successifs du cylindre ayant débouché sur des défauts de cylindricité et des états de surfaces différents, les résultats n'ont pas toujours été reproductibles entre les séries d'essais correspondant à chaque usinage.
Pour certains matériaux comme le fer, le cuivre et l'aluminium, les essais n'ont pas tous été faits lors de la même série. Les problèmes d'usinages de l'éprouvette mobile sont très certainement responsables d'une partie de la dispersion des résultats que l'on observe sur ces matériaux. Il faut de plus ajouter que lors des deux premières séries d'essais, la surface frottante du pion, de section carrée, était orientée avec une diagonale dans le sens du frottement, alors que par la suite, le pion a été tourné de 45° de façon à avoir deux de ses côtés dans le sens du frottement. Les deux géométries de contact ont donné des résultats assez différents, voire complètement différents comme dans le cas de l'aluminium où on distingue sur les graphes deux groupes de points très distincts correspondant aux essais effectués lors de la deuxième série et à ceux faits lors des séries suivantes. Dans le chapitre 3, les résultats correspondant à la première série d'essais effectués sur un matériau sont notés "1", ceux représentant les séries postérieures sont suivies d'un "+".

L'intérêt d'utiliser principalement des matériaux purs réside dans la bonne connaissance que l'on peut avoir de leurs caractéristiques mécaniques et thermiques (tableau 2.1).

Matériaux	Température de fusion (°C)	Coefficient de dilatation linéaire (10^{-6} K^{-1})	Dureté (MPa)
plomb	327°C	29,0	< 60
zinc	420°C	31,0	380
aluminium	660°C	23,5	290
cuivre	1083°C	17,0	810
fer	1536°C	12,1	920
100C6	1446°C	-	2230
35NCD16	1485°C	-	-
chrome	1875°C	6,5	1060
tungstène	3410°C	4,5	3990

Tableau 2.1 : caractéristiques thermomécaniques des matériaux testés.

En ce qui concerne le domaine thermique, les équations 1.27 et 1.29 montrent que les facteurs $k.C.\rho.(T_f - T_0)^2$ et $\rho.(L + C.(T_f - T_0))$ sont de première importance. Ils caractérisent le temps nécessaire pour obtenir le début de la fusion pour le premier et la vitesse de fusion pour le deuxième.

Les éléments ont été classés en fonction de ces deux grandeurs d'après les données de "Handbook of heat transfer" de W.M. Rohsenow et J.P. Hartnett (1973). Afin de couvrir au mieux la plage de valeurs obtenue, les matériaux rapportés dans le tableau 2.2 ont été choisis et utilisés pour les essais.

SY	$k.C.\rho.(T_f - T_0)^2$	$\rho.(L + C.(T_f - T_0))$
Pb	$5.5\ 10^4$	$7.8\ 10^2$
Zn	$5.7\ 10^5$	$1.9\ 10^3$
Al	$2.5\ 10^6$	$2.7\ 10^3$
Fe	$6.2\ 10^6$	$5.6\ 10^3$
Cr	$1.0\ 10^7$	$8.5\ 10^3$
Cu	$1.6\ 10^7$	$7.6\ 10^3$
W	$5.2\ 10^7$	$1.2\ 10^4$

Tableau 2.2 : valeurs de $k.C.\rho.(T_f - T_0)^2$ et de $\rho.(L + C.(T_f - T_0))$ pour les matériaux purs sélectionnés.

2.3.2 EPROUVETTE MOBILE

Le cylindre qui a un diamètre de 360 mm est en acier inoxydable APX4 (Z6CND17-4-1; 0,06 % C, 17 % Cr, 4 % Ni, 1 % Mo).

Après chaque usinage, la rugosité (Ra) de l'éprouvette est relevée. Une empreinte d'une partie de la surface est aussi effectuée à l'aide d'une résine d'enrobage sans retrait. Tous les essais qui sont effectués entre chaque usinage forment une série d'environ 30 à 40 essais.

Avant chaque essai, l'éprouvette mobile est dégraissée avec un chiffon imbibé d'alcool éthylique.

2.3.3 PROCEDURE D'ESSAI

Avant de fixer le pion instrumenté dans son support, les cotes sont ajustées afin de réduire au maximum la distance pion-cylindre. Des valeurs de 0,1 mm sont généralement obtenues. Des amortisseurs (mousses polymères) sont intercalés entre les masses mortes placées sur le bras de levier. Ces deux précautions permettent de diminuer les vibrations parasites produites par le choc de mise en contact des éprouvettes.

Une fois l'éprouvette en position, la hauteur de pion disponible pour les essais est de 3 mm. Le temps de contact est fixé par le réglage du déclenchement des vérins pneumatiques.

Le chariot est positionné par rapport au cylindre, puis immobilisé en translation. S'il y a lieu, les branchements des thermocouples sont alors effectués.

Le cylindre est mis en rotation jusqu'à la vitesse désirée. Une fois les enregistreurs déclenchés, le vérin pneumatique de mise en contact est commandé. En cas d'utilisation de la caméra vidéo à grande vitesse, il faut un deuxième expérimentateur qui puisse commander son déclenchement.

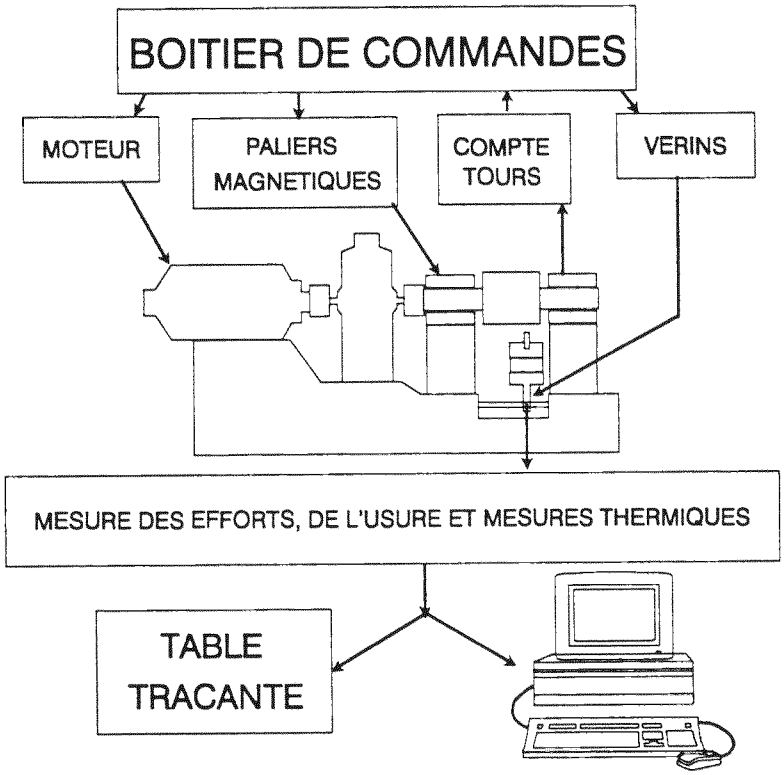


Figure 2.2 : environnement du tribomètre à grande vitesse de l'ETCA.

2.4 MESURES

2.4.1 VITESSE DE ROTATION

Le système de mesure de la vitesse de rotation est intégré dans l'un des paliers magnétiques. Les valeurs sont lues sur un compte-tour placé sur le tableau de commande. La perte de vitesse due à l'énergie cinétique de rotation consommée par le frottement lors d'un essai est considérée négligeable.

Afin de vérifier cette hypothèse, nous allons calculer l'énergie cinétique consommée par le frottement dans un cas fort défavorable :

- Le matériau ayant les plus hauts coefficients de frottement est le cuivre.
- La valeur retenue pour le coefficient de frottement (f) est 1.
- La durée du temps d'essai (t) est prise égale à 1 seconde.
- Une des plus forte charge (F_n) utilisée sur le cuivre est de 200 N.
- La vitesse de rotation (U) la plus courante est de 1500 tr/mn soit 28,15 m/s ou $2.\pi.25$ Rd/s.
- On supposera que le moteur ne fournit pas d'énergie pendant le temps de l'essai.

La perte d'énergie provoquée par la force tangentielle est de :

$$\Delta W = f.F_n.U.t \tag{2.1}$$

Soit :

$$\Delta W = 1.200.28,15.1 = 5630\ J \tag{2.2}$$

Le moment d'inertie d'un cylindre est (m étant la masse du cylindre et r son rayon) :

$$J = \frac{m.r^2}{2} \tag{2.3}$$

Soit dans le cas du TGV :

$$J_{TGV} = \frac{350.(0,18)^2}{2} = 5,67\ Kg.m^2 \tag{2.4}$$

Or l'énergie cinétique de rotation est :

$$E_c = \frac{1}{2}.J_{TGV}.\dot{\theta}^2 \tag{2.5}$$

Soit dans notre cas :

$$E_c = \frac{1}{2}.5,67.(2.\pi.25)^2 = 69951\ J \tag{2.6}$$

5630 J étant consommés par la force tangentielle, la vitesse de rotation restante est donnée par:

$$E_c - W = \frac{1}{2} \cdot J_{TGV} \cdot \dot{\theta}_1^2 \Rightarrow \dot{\theta}_1 = \sqrt{\frac{2.(E_c - W)}{J_{TGV}}} \quad (2.7)$$

Soit :

$$\dot{\theta}_1 = \sqrt{\frac{2.(69951 - 5630)}{5,67}} = 150,6 \ Rd/s = 24 \ tr/s \quad (2.8)$$

En considérant le cas du frottement le plus défavorable, et en considérant que le moteur ne fournit pas d'énergie pendant le temps de l'essai, on obtient donc une perte de 4% de vitesse.

2.4.2 EFFORT NORMAL ET FORCE DE FROTTEMENT

Une table piézo-électrique tri axes est placée sous le support d'éprouvette et permet d'enregistrer les efforts dans les trois axes. En pratique, seuls les deux correspondants à l'effort normal et à l'effort tangentiel sont utilisés. Des fils blindés partent du capteur vers son amplificateur de charge. La capacité nominale du capteur est de 1000 daN, et sa bande passante s'étend de 0 à 2000 Hz.

2.4.3 USURE LINEAIRE DU PION

Deux grandeurs permettent de mesurer l'usure du pion : sa perte de cote (usure linéaire) et sa perte de masse (usure massique). Ces deux grandeurs ne peuvent pas se déduire l'une de l'autre car il est difficile d'évaluer la quantité de matière présente dans le bourrelet.

L'usure linéaire du pion est mesurée en continu en cours d'essai par un capteur de position de type capacitif (Kaman) fixé le long du support de l'échantillon. Le signal émis par le capteur est transmis à un amplificateur qui délivre dans sa plage de linéarité une tension d'environ 1 mV par micromètre de déplacement.

2.4.4 USURE MASSIQUE DES PIONS

Les pions sont pesés avant et après essais avec une balance Mettler HE10 précise au dixième de milligramme. On peut ainsi déterminer leur usure massique et la comparer avec la mesure de l'usure linéaire du pion. On en déduit la quantité de matière perdue et celle qui s'est déplacée dans le bourrelet par déformation plastique. L'usure massique n'était pas mesurée lors des premières séries d'essais. Elle ne figure donc dans les résultats que pour le fer, le cuivre, l'aluminium et les aciers.

2.4.5 TEMPERATURES

La température de surface étant un des paramètres clé de l'expérimentation, des thermocouples fer-alumel sont implantés le long d'un des côtés du pion (figure 2.3). Les positions précises de ces thermocouples sont mesurées sur des photos agrandies des pions.

Le couple de métaux fer - alumel a été employé pour les thermocouples; les éprouvettes instrumentées étaient en fer et en acier. On a pu ainsi utiliser la méthode des thermocouples intrinsèques en prenant une référence commune en fer. Cette méthode a l'avantage de permettre de n'implanter qu'un seul fil à chaque position de mesure et un seul fil de référence soudé le plus loin possible de la zone de contact, c'est à dire dans les cas présents au bas du pion. La réponse des thermocouples est ainsi quasi instantanée alors qu'avec la méthode classique (deux fils à chaque point de mesure), le temps de réponse des thermocouples décroît avec le diamètre des fils. L'étalonnage des réponses des thermocouples, tant sur le fer que sur l'acier, a été réalisé au centre d'essai d'Odeillo.

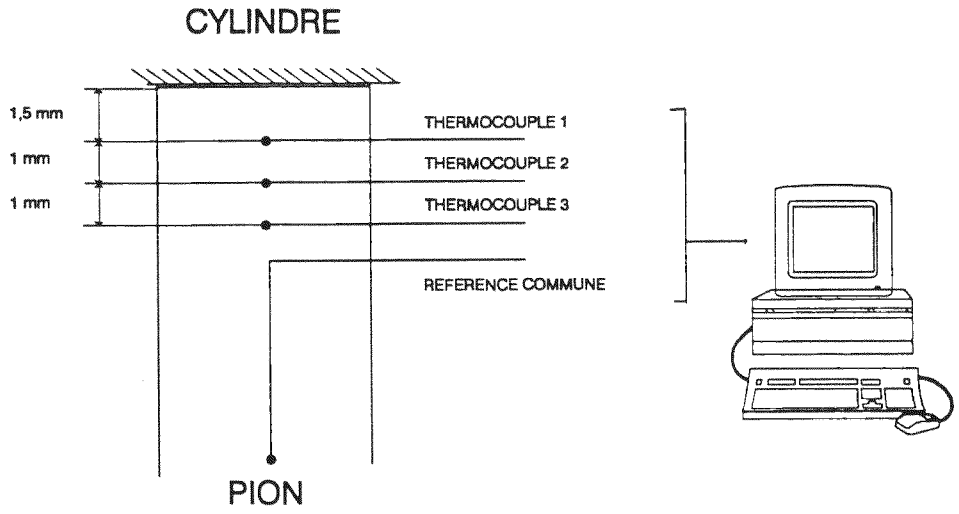


Figure 2.3 : implantation des thermocouples

Les thermocouples sont soudés par décharge capacitive sur la face polie des éprouvettes fixes. Trois thermocouples distants respectivement d'environ 1,5, 2,5 et 3,5 mm de la surface de frottement sont implantés sur chaque éprouvette. L'implantation des thermocouples à des distances plus faibles de la surface donnerait certe des mesures plus précises, suite à la plus grande proximité entre le phénomène physique et le point de mesure, mais les thermocouples seraient très vite pris dans le bourrelet dès que l'usure deviendrait importante. A l'opposé, si on les plaçait trop loin, ils seraient situés dans la zone où l'éprouvette est bridée et seraient éloignés du phénomène physique mesuré. Les distances d'implantation énoncées précédemment sont donc un compromis pour obtenir le meilleur résultat possible.

Les amplificateurs des thermocouples ont un gain de 300. Pour limiter au maximum les parasites, les fils correspondant aux thermocouples sont gainés dans une tresse de fils métalliques. Cette gaine est reliée à la référence commune des thermocouples par l'intermédiaire d'un fil de fer qui lui est soudé. Les paliers magnétiques émettant de nombreux parasites, les signaux des thermocouples restent assez bruités malgré toutes les précautions qui ont pu être prises.

En toute rigueur, il faudrait installer un montage avec une soudure froide afin de tenir compte de la température ambiante lors de la mesure. Cependant pour éviter d'alourdir les expériences, la "compensation de soudure froide" est effectuée en rajoutant numériquement la température ambiante lors du traitement par ordinateur.

2.5 ACQUISITIONS ET TRAITEMENT DES DONNEES

L'acquisition est effectuée en parallèle sur un ordinateur du type PC et sur un enregistreur papier.

2.5.1 ACQUISITION SUR ORDINATEUR

Les données sont acquises à une fréquence de 250 Hz avec le logiciel NOTEBOOK. Plusieurs "set-up" ont été mis au point pour les essais TGV suivant les mesures qui sont effectuées.

Les signaux correspondant aux efforts normaux et tangentiels sont enregistrés avant et après le passage du signal à travers un filtre passe bas qui coupe les fréquences à partir de 30 Hz (pour des essais à 1500 t/mn soit 25 t/s). Les signaux correspondant aux mesures de l'usure linéaire et des températures ne subissent pas de filtrage avant l'acquisition.

2.5.2 ENREGISTREMENT SUR TABLE TRACANTE

Les signaux de la force normale, de la force tangentielle, de l'usure et éventuellement les mesures par thermocouples sont acquis sur un enregistreur papier (GOULD ES1000).

Pour les essais où le micro-ordinateur n'a pas été utilisé, on peut digitaliser les courbes obtenues par la table traçante.

2.5.3 TRAITEMENT DES DONNEES SOUS LOTUS 123

Les données acquises sous NOTEBOOK sont traitées sous le tableur LOTUS 123 grâce à un programme constitué d'une série d'environ 10 000 macro-instructions. Ce programme, permet de traiter les fichiers d'une manière reproductible en l'espace d'environ un quart d'heure par essai.

Pour chaque essai, les résultats du traitement se présentent sous la forme de colonnes de valeurs qui permettent de tracer automatiquement les graphes suivants :

- force normale et force tangentielle filtrées en fonction du temps,
- force normale et force tangentielle lissées (à partir des valeurs filtrées) en fonction du temps,
- force normale et force tangentielle moyennées par période (à partir des valeurs filtrées) en fonction du temps,
- force normale et force tangentielle moyennées sur deux périodes (à partir des valeurs filtrées) en fonction du temps,
- force normale lissée et force normale non filtrées,
- force tangentielle lissée et force tangentielle non filtrées,

- coefficient de frottement (à partir des valeurs filtrées de la force normale et de la force tangentielle) et coefficient de frottement lissé en fonction du temps,
- coefficient de frottement moyenné sur une période et coefficient de frottement lissé en fonction du temps,
- coefficient de frottement moyenné sur deux périodes et coefficient de frottement lissé en fonction du temps,
- usure linéaire en fonction du temps,
- usure linéaire lissée et vitesse d'usure linéaire en fonction du temps.

Pour les essais où les thermocouples ont été employés les courbes suivantes peuvent également être tracées :

- températures mesurées en trois profondeurs,
- températures lissées prises en trois profondeurs,
- températures lissées prises en trois profondeurs et vitesse d'usure linéaire, le tout restreint au temps de l'essai,
- pour chaque couple de thermocouples, température de surface après calcul par la méthode de Raynaud et Bransier,
- pour chaque couple de thermocouples, flux entrant dans le contact après calcul par la méthode de Reynaud et Bransier et flux généré à l'interface par le frottement,
- pour chaque couple de thermocouples, coefficient de partage de la chaleur calculé à partir des calculs effectués par la méthode de Reynaud et Bransier sur les valeurs mesurées par les thermocouples,
- pour chaque couple de thermocouples, coefficient de partage de la chaleur lissés.

2.6 GRANDEURS CARACTERISTIQUES DE COMPARAISON

Afin de caractériser les différents essais, et de les comparer, un certain nombre de grandeurs physiques caractéristiques ont été choisies. Leurs évolutions ont été suivies en fonction de la charge appliquée, et de la force de frottement. Pour tenir compte du fait que la charge diminue au cours de l'essai si l'usure linéaire est trop importante, ces valeurs ont aussi, dans certains cas, été tracées par rapport à la charge mesurée en début d'essai.

- Coefficient de frottement initial : il correspond au coefficient de frottement du début de l'essai. Il est assez difficile à apprécier, car en début d'essai, il est malaisé de différencier le coefficient de frottement réellement physique du coefficient de frottement fictif produit par les accélérations et les instabilités survenant durant le temps stabilisation du système mécanique. De plus, l'accroissement du coefficient de frottement en début d'essai est très variable suivant les cas, et la détermination informatique d'un intervalle de temps pour le calcul du coefficient de frottement initial ne donne pas des résultats homogènes, et produit des dispersions importantes.

- Coefficient de frottement moyen : c'est la moyenne des coefficients de frottement relevés tout au long de l'essai.

- Coefficient de frottement final : c'est la valeur obtenue au moment où le coefficient de frottement se stabilise ou, s'il n'y a pas de stabilisation, la valeur obtenue en fin d'essai.

- L'usure linéaire : elle correspond à la perte de cote de l'échantillon entre le début et la fin de l'essai.

- L'usure massique : c'est la différence de masse de l'échantillon entre le début et la fin de l'essai.

- Les vitesses d'usure après 0,5 et 1 mm d'usure : elles correspondent aux pentes de la courbe d'usure lorsque l'usure linéaire de l'éprouvette est respectivement de 0,5 mm et de 1 mm. Lorsque ces vitesses d'usure sont importantes, le temps de réponse du système mécanique de mise en charge est trop lent pour que la charge soit totalement maintenue. Les diminutions de charge obtenues influent fortement sur la vitesse d'usure. Aussi pour compenser au maximum ce phénomène, les vitesses d'usure à 0,5 et à 1 mm d'usure ont aussi été évaluées après un calcul de compensation. Pour cela, chaque point de la vitesse d'usure a été multiplié par la valeur moyenne de la charge sur tout l'essai et divisé par la valeur de la charge prise au même instant. Les résultats de ces valeurs "ajustées" de la vitesse d'usure sont indiqués avec la notation V' Usu.

On a donc :

$$V'_{usu} = \frac{v_{usu} \cdot \overline{F}_n}{F_{ni}} \qquad (2.9)$$

- Le temps pour obtenir 0,1 mm d'usure : on a considéré que la phase d'usure rapide commençait lorsque l'usure linéaire du pion atteignait 0,1 mm. Cette valeur caractérise donc le moment où débute l'usure rapide.

- La puissance dissipée par le frottement.

Pour compléter ces résultats purement tribologiques, des mesures thermiques par thermocouples ont été effectuées au cours de certains essais sur le fer et surtout sur les aciers. Ces mesures ont permis, après traitement par un logiciel utilisant la méthode de Raynaud et Bransier, de déterminer d'autres grandeurs caractéristiques qui sont cette fois-ci purement thermiques.

- La température moyenne de la surface frottante du pion pendant l'essai.

- Le flux de chaleur généré à l'interface de contact par le frottement.

- Le flux de chaleur entrant dans le pion pendant l'essai.

- Le coefficient de partage moyen au cours de l'essai.

CHAPITRE 3

RESULTATS EXPERIMENTAUX

SOMMAIRE CHAPITRE 3

RESULTATS EXPERIMENTAUX

3.1 INTRODUCTION 59

3.2 DEGRADATIONS EN FROTTEMENT 60

3.2.1 Observations morphologiques 60
3.2.2 Observations métallographiques 65
3.2.3 Comportement du contact en video rapide 76
3.2.4 Conclusion : phénomènes tribologiques observés 80

3.3 COMPORTEMENT DES MATERIAUX PURS. 81

3.3.1 Introduction 81
3.3.2 Exemples de comportement 81
3.3.3 Comparaison entre les matériaux purs 83

3.4 LES ACIERS 86

3.4.1 Comparaison entre le fer et les aciers 86
3.4.2 Effet de la variation de la dureté sur l'acier 35NCD16 91
3.4.3 Effet de la variation de la vitesse sur l'acier 35NCD16 92
3.4.4 Effet de la variation de la force à produit pression-vitesse constant sur l'acier 35NCD16 94
3.4.5 Résultats thermiques sur l'acier 35NCD16 96

3.5 LE REVETEMENT DE CHROME ELECTROLYTIQUE 103

3.6 CONCLUSION 111

CHAPITRE 3

RESULTATS EXPERIMENTAUX

3.1 INTRODUCTION

Les nombreux essais effectués sur ce tribomètre ont permis de comparer et de classer les matériaux suivant leur comportement en frottement à grande vitesse. L'objectif de ce travail de recherche a été de déterminer les lois tribologiques du frottement à grande vitesse dans le domaine de la balistique intérieure.

Dans un tube d'arme, les efforts normaux et les vitesses de frottement sont très élevés, alors que la durée du contact est très courte. La réalisation et l'instrumentation d'un système de simulation reproduisant de telles conditions de frottement étant utopiques, on a cherché à dilater le phénomène afin d'avoir plus facilement accès aux grandeurs physiques utiles. Ainsi, les charges et les vitesses expérimentales sont plus faibles que lors d'un coup de canon, et la durée de contact est plus élevée. Les phénomènes tribologiques survenant lors d'un tir de canon restant probablement dans le domaine du transitoire, la phase initiale du frottement à grande vitesse a été plus particulièrement recherchée que le régime établi.

Les matériaux purs utilisés qui ont servis aux essais sont : le fer, le cuivre, l'aluminium, le plomb, le zinc, le chrome et le tungstène. Les aciers 100C6 et 35NCD16 ont aussi été étudiés. Une couche de chrome électrolytique a été appliquée sur certaines éprouvettes de ce dernier matériau.

Les observations effectuées en métallographie et à l'aide d'une caméra vidéo à grande vitesse sont détaillées dans le premier sous chapitre.

Les matériaux purs sont comparés dans la deuxième partie.

Dans un troisième temps, le parallèle entre le fer et les aciers est effectué et l'influence des différents paramètres tribologiques sur l'acier 35NCD16 est étudiée.

La dernière partie montre l'influence sur le comportement tribologique et thermique de la présence d'une couche de chrome électrolytique sur des éprouvettes en acier 35NCD16.

3.2 DEGRADATIONS EN FROTTEMENT

3.2.1 OBSERVATIONS MORPHOLOGIQUES

L'endommagement des éprouvettes fixes est caractérisé par une déformation dans le sens de la contrainte de frottement qui se traduit par un refoulement de matière situé à la sortie du contact ainsi que par un aspect typique d'une zone ayant subi un échauffement important. Le cas le plus extrême de ce comportement est celui du cuivre (figure 3.1). Dans toute la partie libre (zone hors serrage du support d'échantillon), on remarque que le fort effet de cisaillement a provoqué un déplacement du matériau dans le sens du frottement.

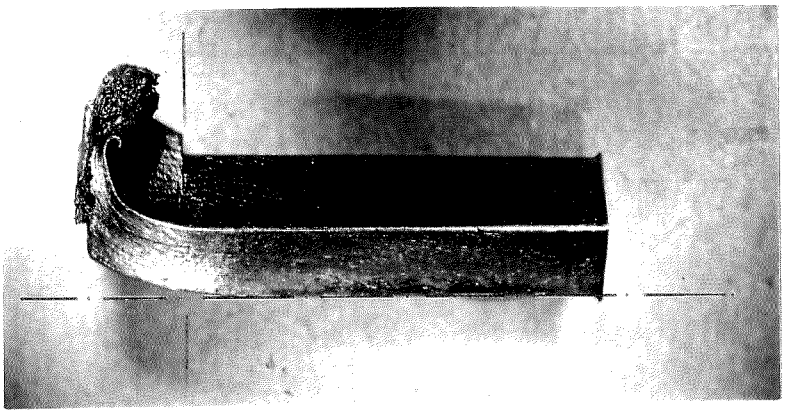


*Figure 3.1 : éprouvette fixe de cuivre après essai (*3). Le trait vertical montre la position où le pion était encastré dans son support. On remarque que le bourrelet est très rugueux et que la surface de contact semble accidentée.*

Par contre l'éprouvette mobile n'est que très légèrement affectée, la trace de frottement n'étant visible que par les transferts de matière du pion sur le cylindre. Ce transfert est important avec le cuivre, l'acier et le fer où il y a grippage et dépôt sur le cylindre d'importantes aspérités anguleuses . Les autres matériaux, et notamment l'aluminium, ne laissent qu'une fine couche de transfert assez homogène qui ne comporte pas (sauf cas exceptionnel) d'aspérités anguleuses susceptibles de labourer le pion lors de leur passage dans le contact.

La figure n° 3.2 montre l'allure des pistes de frottement du cylindre. Sur la droite de la figure, se trouvent les pistes correspondant aux essais sur le fer et l'acier. Au centre, reconnaissable à leur couleur, on trouve les pistes relatives aux essais sur le cuivre (il y a une autre piste de cuivre sur la gauche de la photo). On peut noter que les dépôts sont plus importants avec ce matériau qu'avec les matériaux ferreux. La plupart des pistes situées sur la gauche de la photo, ont été faites lors d'essais avec l'aluminium. On peut noter leur aspect lisse sauf pour l'une d'entre elles où on observe de légères adhérences.
Les adhérences sont produites par de forts grippages qui peuvent concerner des zones plus ou moins importantes. La figure 3.3 montre l'une des plus grosses traces de grippage qui ait été relevée sur le cylindre. On observe que cette trace n'est pas homogène, mais présente des zones plus épaisses que d'autres. Ces inhomogénéités font penser aux traces produites par des phénomènes comme le "stick slip". A l'avant de cette trace, une zone plus foncée dénote la

formation d'oxydes.

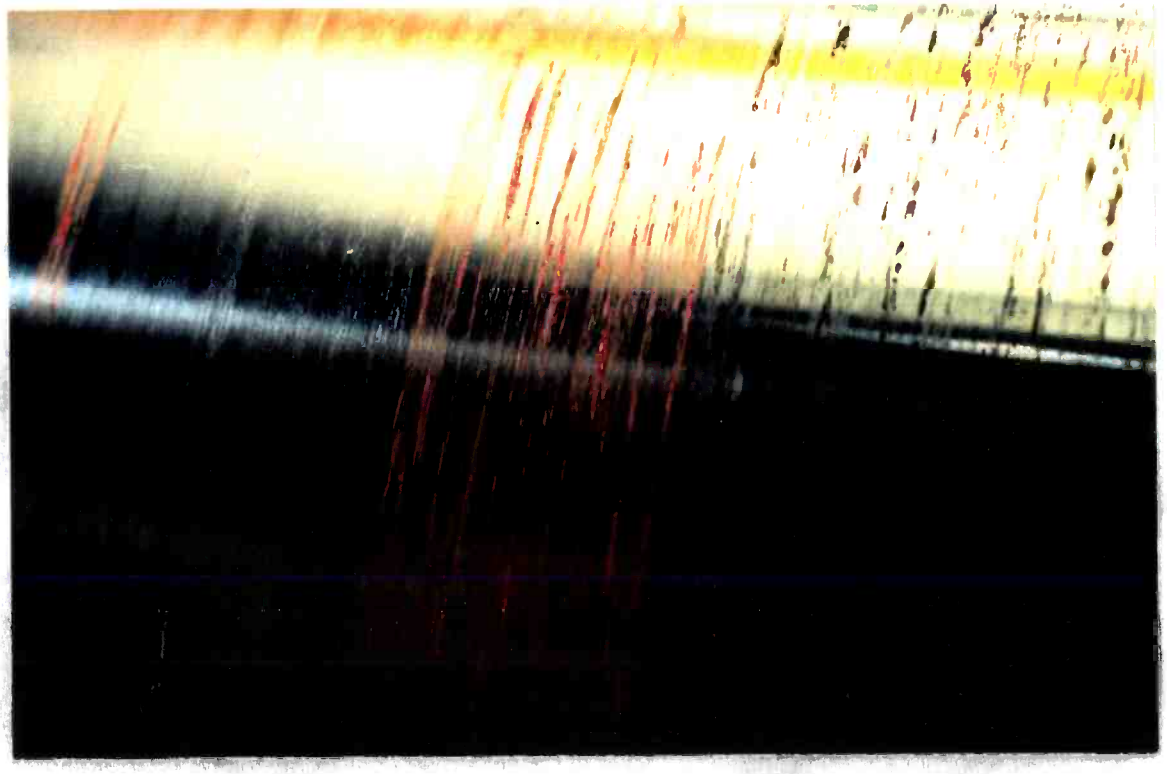


Figure 3.2 : traces de frottement sur le cylindre (échelle 1).

Figure 3.3 : grosse trace de grippage sur le cylindre (échelle 2). La grosse rayure au milieu de l'image correspond à un essai effectué avec un pion en céramique.

Bien que le cylindre ne paraisse pas dégradé, l'observation à la microsonde électronique du bourrelet des pions en fer pur révèle des traces de chrome et de nickel qui ne peuvent provenir que du cylindre (figure 3.4 et 3.5). Ces traces sont infimes et situées principalement dans la partie du bourrelet qui s'est formée en début d'essai, alors que la température du pion n'était pas encore très élevée.

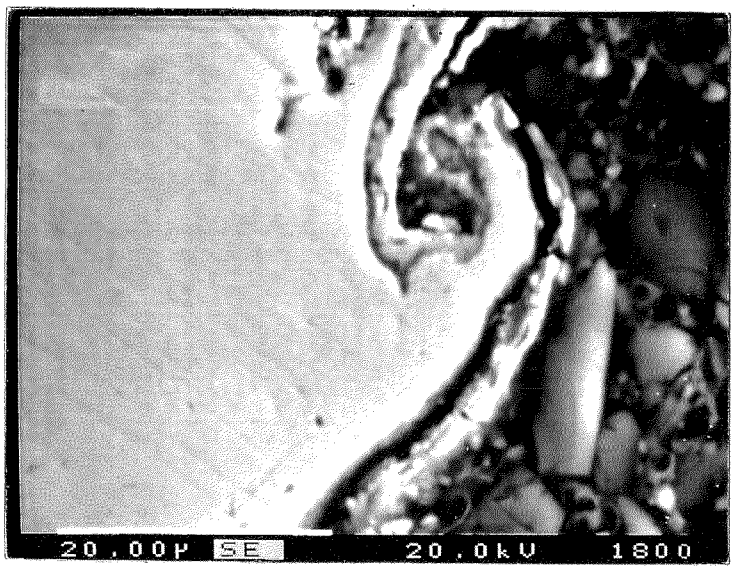


*Figure 3.4 : vue d'un repli du bourrelet effectuée avec la microsonde électronique (*1800). La partie droite de la photo correspond à la résine d'enrobage.*

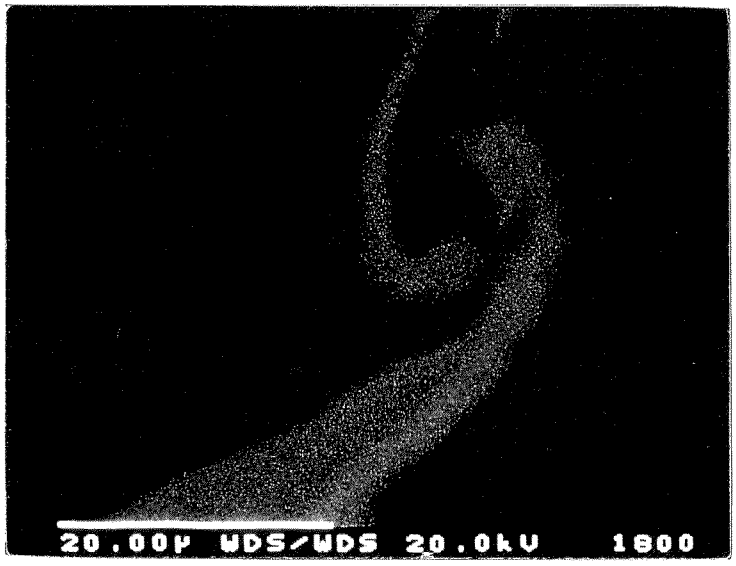


*Figure 3.5 : même vue que sur la figure 3.4, mais seules les émissions X de la raie Kα du chrome sont enregistrées. (*1800).*

Les coefficients de frottement mesurés lors des essais au tribomètre à grande vitesse sont en général très nettement inférieurs à ceux obtenus lors d'un essai pion sur disque en frottement sec. Sur l'acier, ils peuvent parfois descendre en dessous de 0,1 pour les vitesses et les charges élevées. Par contre, l'aluminium et surtout le cuivre peuvent présenter des coefficients de frottement très élevés pouvant dépasser 1.

En début d'essai, le système mécanique de mise en charge est sujet à des vibrations engendrées par le choc se produisant lors de la mise en contact des éprouvettes. Ce choc provoque des perturbations importantes des efforts normaux et tangentiels. Ce phénomène est d'autant plus marqué que les charges utilisées sont faibles.

La cinétique d'usure se décompose généralement en deux phases, une phase de faible usure et une phase d'usure rapide (figure 3.6). Lors de la première phase, la température du pion augmente, et on peut mesurer une usure apparente légèrement négative résultant de la compétition entre l'usure par abrasion et l'augmentation de cote due au phénomène de dilatation linéaire produit par l'accroissement de température de la partie du pion située au voisinage de la zone de frottement. Pour vérifier cette hypothèse, on a effectué pour le cuivre le calcul d'accroissement de longueur par dilatation linéaire présenté ci-dessous. On observe, en effet, assez couramment des usures apparemment négatives sur ce matériau.

La température de fusion est atteinte ou fortement approchée au cours de l'essai. La température du pion augmente donc de la température ambiante à une valeur proche du point de fusion, donc un accroissement de :

$1083 - 20 = 1063°C$; soit environ 1000°C.

Le coefficient de dilatation linéaire du cuivre étant égal à $17\ 10^{-6}\ K^{-1}$, on a, en considérant d'après l'observation, que 2 mm de l'éprouvette sont affectés, un accroissement Δl de longueur égal à :

$1000 \times 17\ 10^{-6} \times 2 = 0{,}034\ mm = 34\ \mu m$.

Cette valeur est de l'ordre de grandeur des valeurs négatives de l'usure en début d'essai. En fait, suite à la grande conductivité thermique du cuivre, la longueur de pion affectée est plus importante. Mais compte tenu du gradient décroissant de température, la valeur de 2 mm avec une température de fusion a été retenue comme valeur moyenne pour le calcul.

Les perturbations de la courbe d'usure que l'on remarque sur la figure 3.6 sont dues d'une part aux vibrations, et d'autre part, comme on le verra plus loin aux passages dans le contact des particules de cuivre collés sur le cylindre.

Le cuivre permet, lors de l'observation du pion à l'oeil nu pendant l'essai, de bien distinguer les différentes phases du frottement. Dans un premier temps, le pion ne semble pas s'user, mais rougit de plus en plus. On peut alors voir à sa surface une zone d'irisation produite par une oxydation superficielle du matériau. Cette zone se déplace en suivant le front de chaleur qui se propage dans le pion. Quand la surface du pion a atteint une température suffisante, l'usure linéaire est très rapide et le pion semble "s'effondrer" assez rapidement.

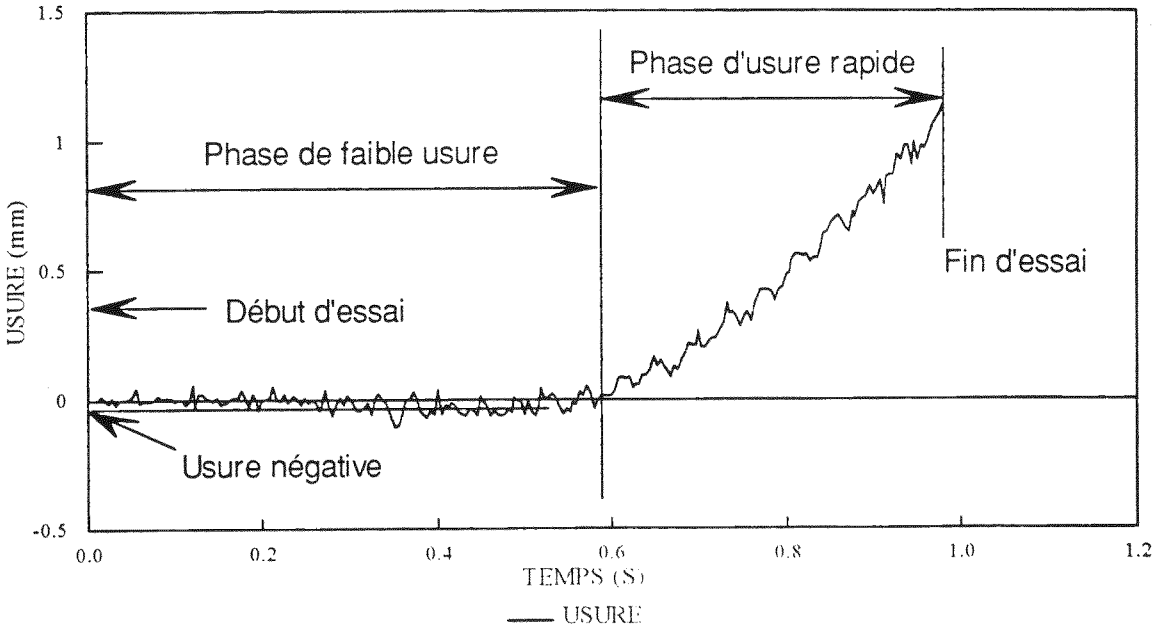


Figure 3.6 : évolution de l'usure en fonction du temps pour l'essai N°61 (cuivre, F_n = 77 N, U = 28,15 m/s).

3.2.2 OBSERVATIONS METALLOGRAPHIQUES

Les observations métallographiques effectuées sur le cuivre et sur le fer pur montrent une forte déformation plastique avec un bourrelet plus important sur le cuivre que sur le fer. On peut remarquer que l'éprouvette en fer a légèrement fléchi dans le sens du frottement, alors que l'éprouvette en cuivre a subi un fléchissement beaucoup plus important et s'est fortement déformée. Plusieurs raisons permettent d'expliquer ce phénomène :

- Le fer presque pur cristallise dans le système cubique centré (ferrite) alors que le cuivre a une structure réticulaire cubique à faces centrées qui présente plus de plans de glissement activables, et donc de ce fait a une plus grande malléabilité. A haute température, la ferrite se transforme en austénite qui cristallise en réseaux cubiques faces centrées. On peut donc prévoir que des déformations plastiques surviennent aussi sur le fer mais avec un décalage temporel par rapport au cuivre. Ce décalage correspond au temps nécessaire à l'éprouvette de fer pour atteindre la température de transformation ferrite → austénite.

- Les photos des figures 3.7 et 3.8 montrent que les grains du fer sont beaucoup plus gros que ceux du cuivre. Or une structure fine permet d'obtenir une limite élastique et un allongement plus élevés qu'une structure à gros grains.

- La force tangentielle obtenue à forces normales égales, est beaucoup plus importante sur le cuivre que sur le fer.

Le bourrelet de l'éprouvette en fer s'est entièrement recristallisé alors que celui de l'éprouvette en cuivre n'est recristallisé qu'en surface (figure 3.7 et 3.8). Or l'énergie de faute d'empilement γ_s du fer est plus élevée que celle du cuivre. L'écoulement des dislocations partielles de ce dernier sera donc plus important et il s'écrouira moins que le fer. De ce fait, il aura moins tendance à recristalliser.

Une zone d'importantes circonvolutions est observée à la surface du pion en cuivre (figure 3.9). On y observe, des strates de cuivre avec différents états de recristallisation intercalées entre de fines couches d'oxydes. Ces strates sont recristallisées en grains de taille variable. Certains sont très fins, alors que d'autres ne sont probablement pas recristallisés. On observe notamment que de nombreuses couches d'oxydes se trouvent situées sous des zones où le cuivre n'est pas recristallisé, et donc que des "plages" de cuivre peu affectées par la température se retrouvent dans les circonvolutions. L'observation à la microsonde électronique révèle une concentration d'oxygène entre les strates.
Les phénomènes survenus dans cette zone pendant l'essai sont très complexes, et des états physico-chimiques variés de la matière ont coexisté à de très faibles distances les uns des autres.
Etant donné les températures atteintes en surface, on peut également émettre l'hypothèse que la chaleur induite par le frottement a pu produire un phénomène de ségrégation d'impuretés.

Celles-ci auraient été repoussées de l'interface pour s'accumuler par strates dans la masse du matériau.

*Figure 3.7 : coupe d'une éprouvette en fer pur après essai (*12,8). On peut observer la taille des grains à coeur, la fine zone affectée thermiquement en surface et la recristallisation dans le bourrelet (45 N, 28,15 m/s, 2 s d'essai, sens du frottement : de la gauche vers la droite).*

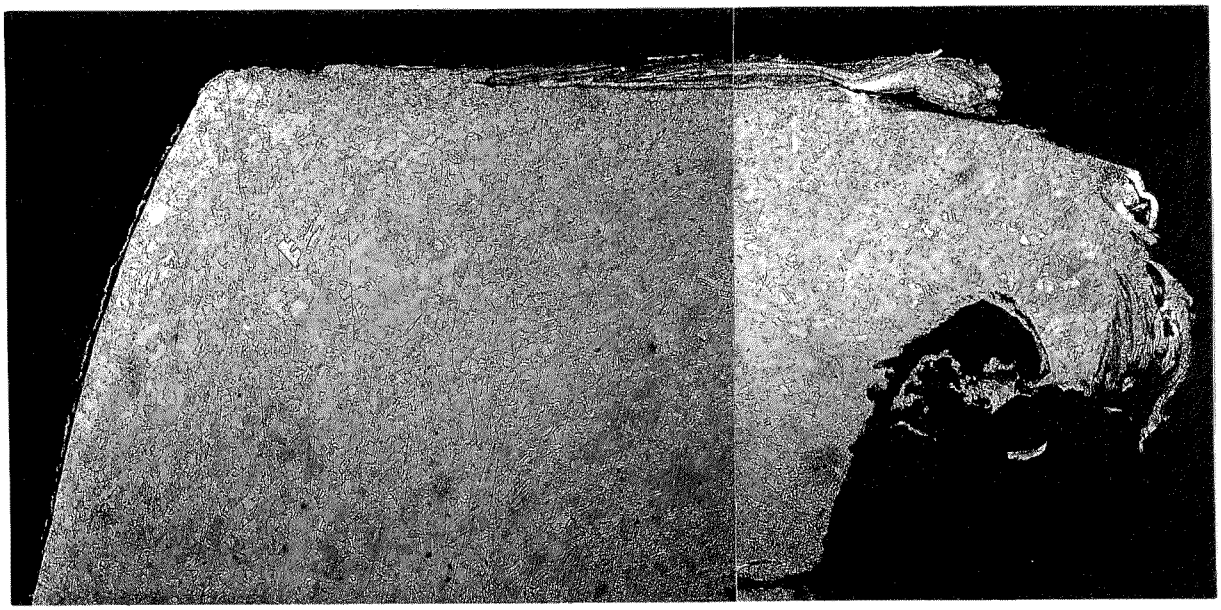


*Figure 3.8 : coupe d'une éprouvette en cuivre pur après essai. On peut observer les irrégularités dans le bourrelet et la zone de circonvolutions en surface (*12,8, 90 N, 28,15 m/s, 2 s d'essai). Les circonvolutions sont visibles au centre de la surface du pion).*

Des phénomènes de restauration et de recristallisation à grains fins (figure 3.9 et 3.10) apparaissent plus ou moins nettement sur tous les échantillons. La température de recristallisation des matériaux est fonction du taux d'écrouissage. Elle est de 550 °C pour le fer pur avec un taux d'écrouissage de 20 %, mais diminue fortement lorsque le taux d'écrouissage augmente. Sur le pion dont la surface est représentée sur la figure 3.10, on observe une couche recristallisée qui s'étend jusqu'à 25 µm de profondeur. Cette faible épaisseur de recristallisation dénote un gradient de température très abrupte dans le pion.

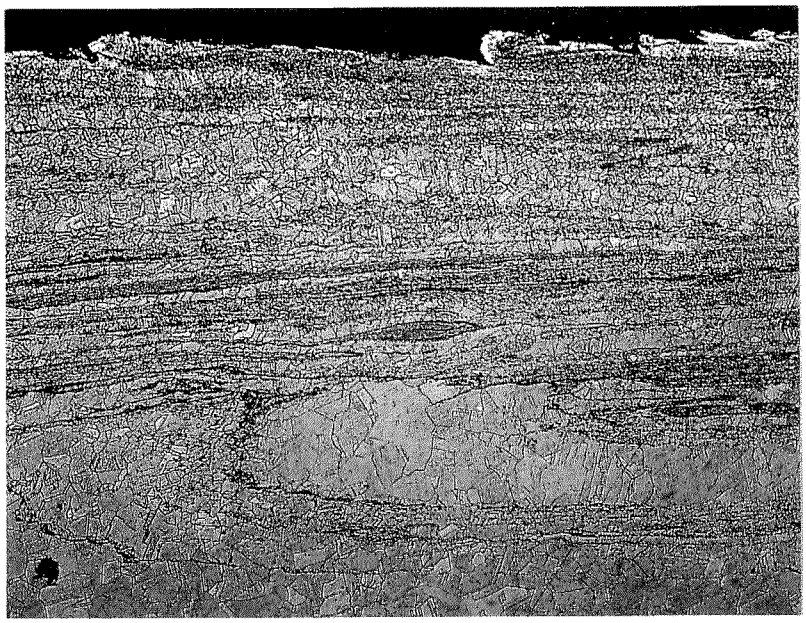


*Figure 3.9 : coupe d'une éprouvette en cuivre pur dans la zone des circonvolutions. Les lignes noires représentent de fines couches d'oxydes au sein du matériau (*320, 90 N, 28,15 m/s, 2 s d'essai).*

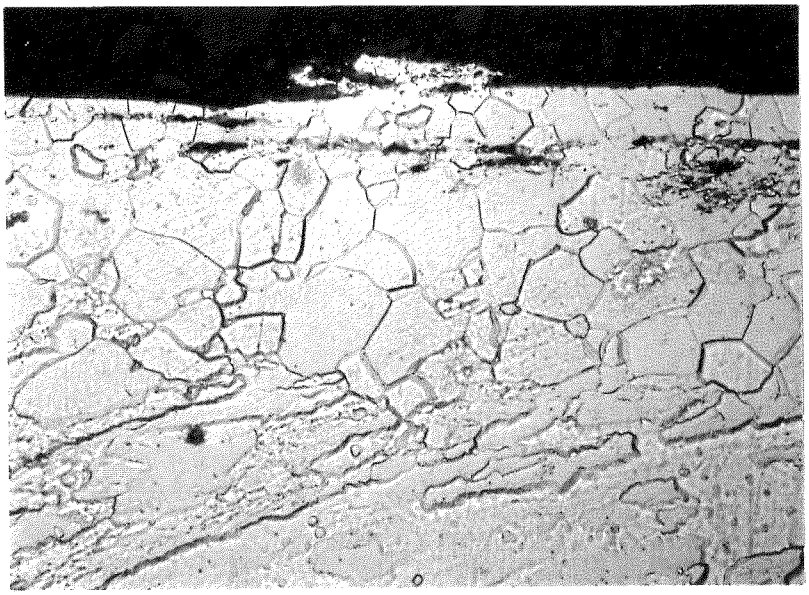


*Figure 3.10 : recristallisation superficielle en surface d'une éprouvette en fer pur (*640, 45 N, 28,15 m/s, 2 s d'essai).*

La forte déformation plastique des grains dans la région sous-jacentes à la surface montre bien la compétition, en dynamique, entre les phénomènes de recristallisation et d'écrouissage (figure 3.11).

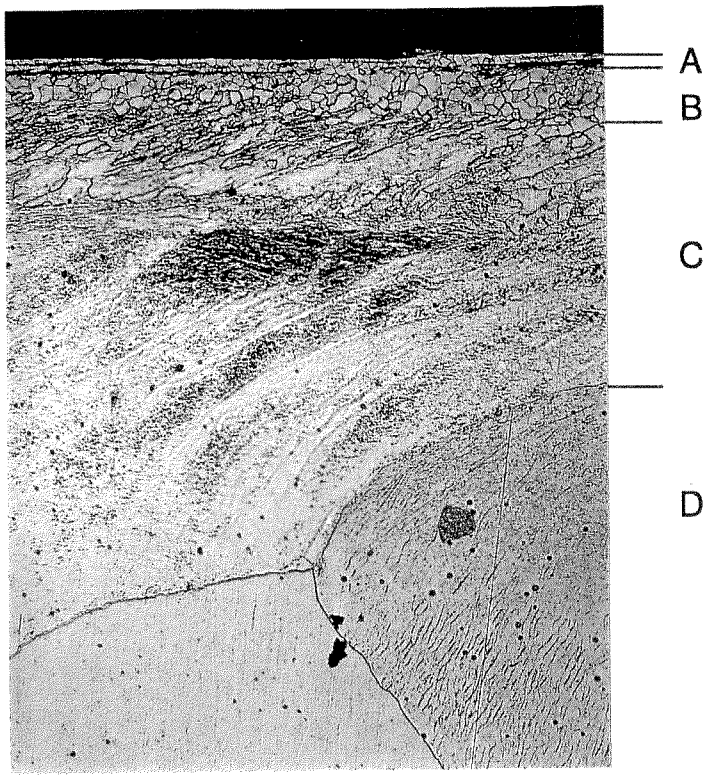


*Figure 3.11 : déformation plastique des grains d'une éprouvette en fer pur. On observe à partir de la surface des couches intercalées de fer et d'oxydes (A), puis une zone recristallisée (B), puis une région à forte déformation plastique (C), et enfin la structure à coeur qui n'est pas affectée (D). (*128, 45 N, 28,15 m/s, 2 s d'essai).*

La présence, sur les éprouvettes de fer, de couches d'oxydes à quelques micromètres sous la surface montre que les circonvolutions que l'on observe sur le cuivre doivent se produire aussi, mais dans une moindre mesure sur le fer. La figure 3.12 montre le détail de la région proche de la surface de l'éprouvette (même pion que celui de la figure 3.11). On peut y voir, intercalées, les strates de métal et d'oxydes.

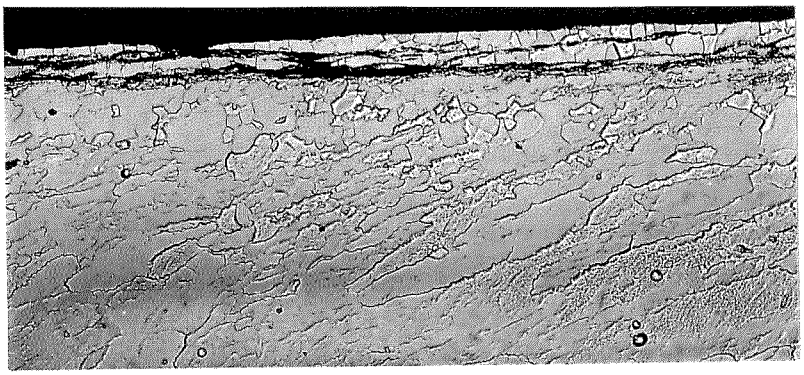


*Figure 3.12 : couches d'oxydes dans une éprouvette en fer pur (*320, 45 N, 28,15 m/s, 2 s d'essai).*

Des filiations de microdureté Vickers ont été réalisées sur les échantillons de fer et de cuivre afin de mieux déterminer la profondeur affectée thermiquement (figure 3.13).

Pour le fer, l'accroissement de dureté (environ 20 %) observé dans la région recristallisée peut être expliqué par la diminution de la taille des grains. La dureté de la région écrouie a augmenté de 60%. La valeur de la dureté à coeur est obtenue à partir de 0,7 mm de la surface.

Avec le cuivre, l'accroissement de dureté superficielle (40 %) résulte également de la forte diminution de la taille des grains. Cet accroissement de dureté s'étend sur 0,3 mm, puis on observe une légère diminution de la dureté sur une profondeur de quelques dixièmes de millimètre avant d'atteindre la valeur de la dureté à coeur.

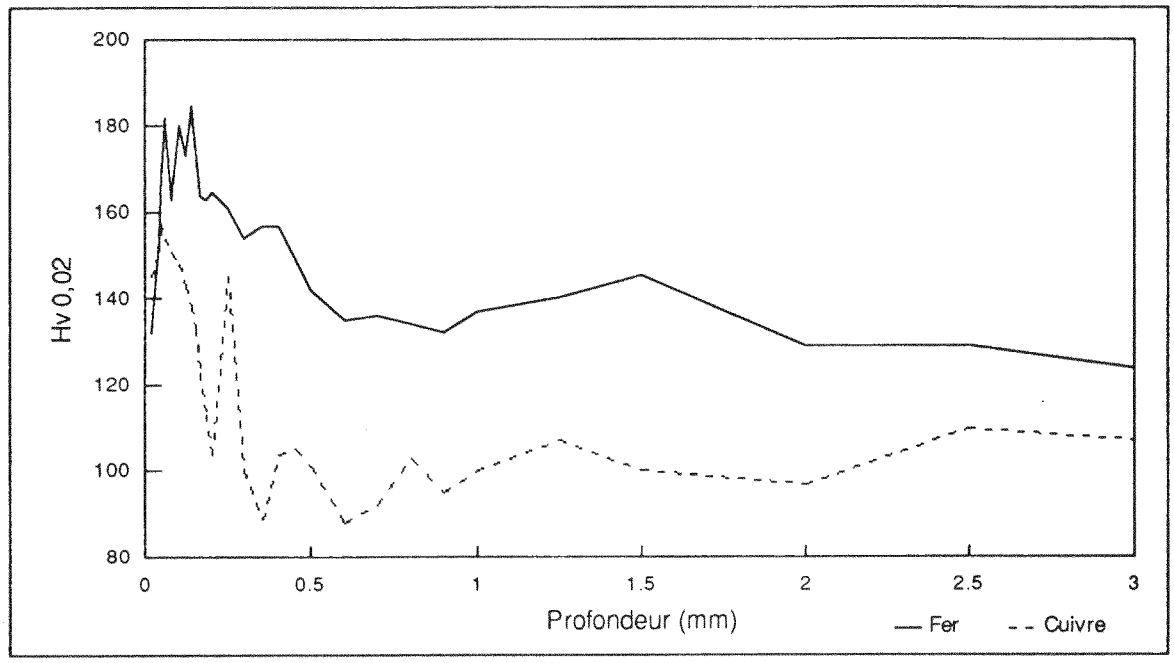


Figure 3.13 : microdureté sous 20 g sur des éprouvettes en fer et en cuivre.

La surface de frottement de l'acier 100C6 reste neutre à l'attaque chimique (figure 3.14). Cette région inerte englobe le bourrelet de fin de contact et s'étend en coin sous la surface du pion. Un deuxième bourrelet moins important est présent à l'entrée du contact et ne comprend pas de couche neutre.

La figure 3.15 montre une coupe transverse d'un échantillon ayant subi un essai dans des conditions voisines de celui présenté à la figure 3.14. On peut remarquer des bourrelets latéraux de formes sensiblement identiques, et la présence en surface de la couche neutre à l'attaque chimique. La surface de frottement de l'éprouvette présente un profil très irrégulier probablement du à l'abrasion de la surface du pion par les aspérités transférées sur le cylindre.

Les circonvolutions observées précédemment sur le cuivre se produisent dans une moindre mesure sur l'acier car, bien qu'il n'y ait pas de régions similaires à celles observées sur la figure 3.9, de nombreuses traces d'oxydes emprisonnées sous la surface sont mises en évidence. Ce

phénomène est visible sur la figure 3.16 où sont simultanément présents des traces d'oxydes en surface et des strates d'oxydes dans le matériau.

La zone blanche (figures 3.14 et 3.15) correspond à un gradient structural visible sur la figure 3.17. L'extrême surface correspond à une zone hypertrempée. Etant donné la cinétique de refroidissement de ce phénomène de trempe, il est de moins en moins marqué au fur et à mesure que l'on s'éloigne de la surface du matériau. On voit alors apparaître progressivement la structure globulaire perlitique caractéristique du matériau de base.

La figure 3.18, montre un fort écrouissage superficiel qui décroît au fur et à mesure que l'on s'éloigne de la surface.

Une attaque chimique prolongée du matériau a permis de révéler que la couche blanche est composée d'une structure martensitique visible sur la figure 3.19.

Les micrographies révèlent la présence, dans le sens vertical, de fibres de laminage. Celles situées au bord des échantillons s'enroulent dans les bourrelets, alors qu'au contraire, celles qui sont plus en retrait de la sortie du contact se terminent brusquement en arrivant perpendiculairement à la surface du pion.

Ces observations montrent que les phénomènes qui se produisent à la surface du pion diffèrent suivant la position de la matière dans le contact. L'élévation de température produite par le frottement, échauffe la surface du pion et ramollit la matière superficielle. Quand la dureté a suffisamment diminuée, le matériau se déforme plastiquement et se déplace vers les extrémités du contact avec, suite à l'action de la force de frottement, une prédominance pour la fin du contact. La matière proche des extrémités va avoir le temps de sortir de la zone de frottement avant que sa température n'augmente trop et va former les bourrelets. Par contre, quand on se situe trop loin des extrémités de la zone de frottement, la température de la matière s'accroît suffisamment pour que le métal passe à l'état liquide avant de pouvoir rejoindre l'un des bourrelets. Le point de fusion est alors atteint et la matière est éjectée sous la forme de fines gouttelettes qui doivent très vite se solidifier et s'oxyder.

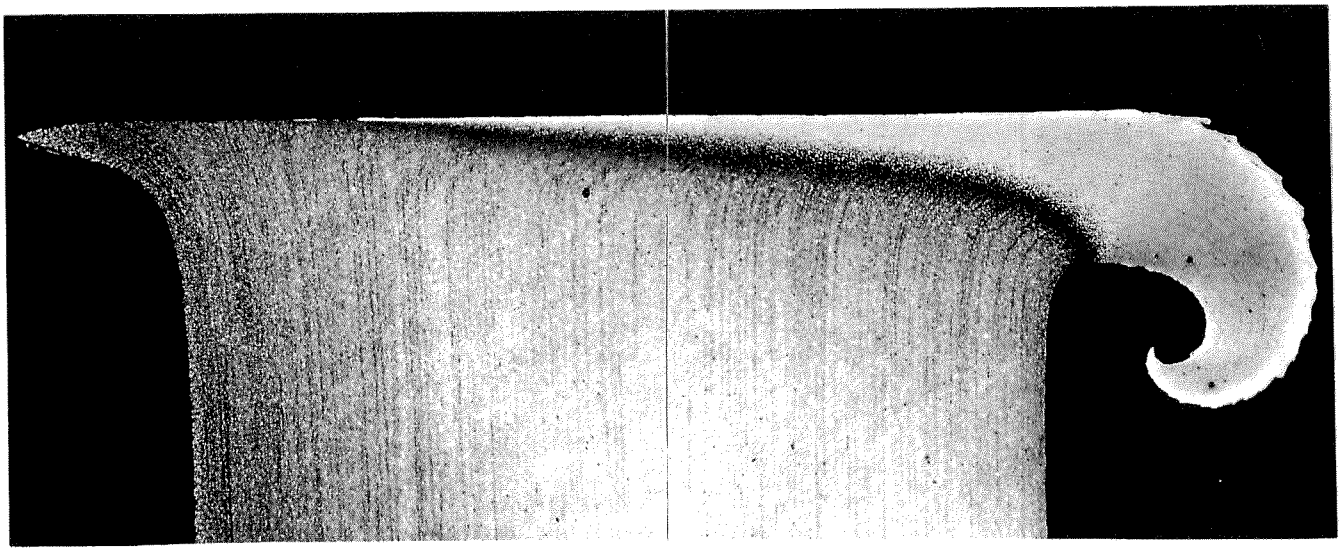


*Figure 3.14 : coupe dans le sens du frottement (de la gauche vers la droite) d'une éprouvette en acier 100C6 (*13).*

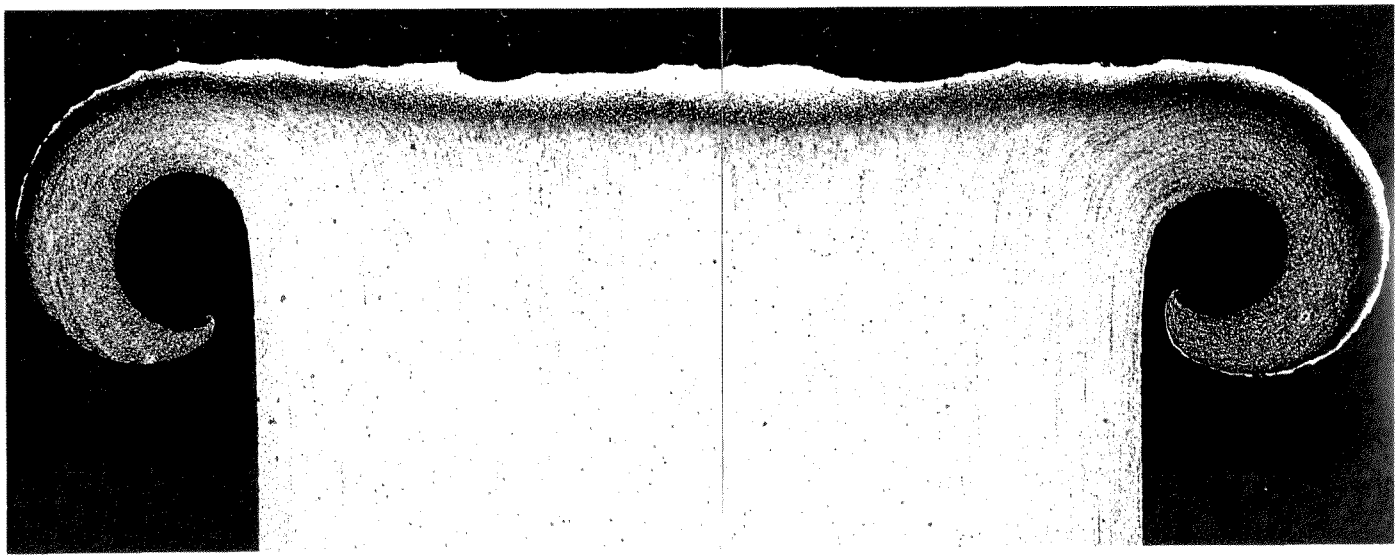


*Figure 3.15 : coupe dans le sens transverse (perpendiculaire au plan de la feuille) d'une éprouvette en acier 100C6 (*13).*

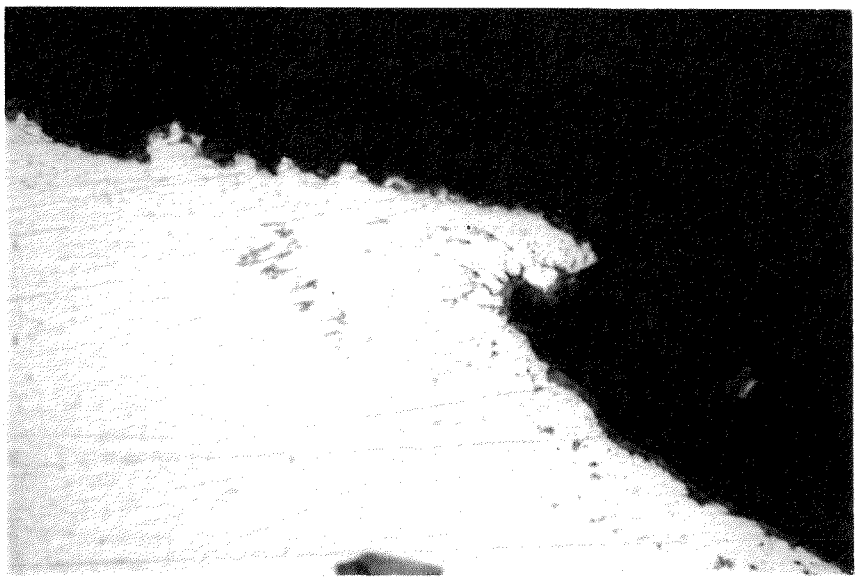


*Figure 3.16 : présence d'oxyde en surface et sous la surface d'un pion en 100C6 (*800).*

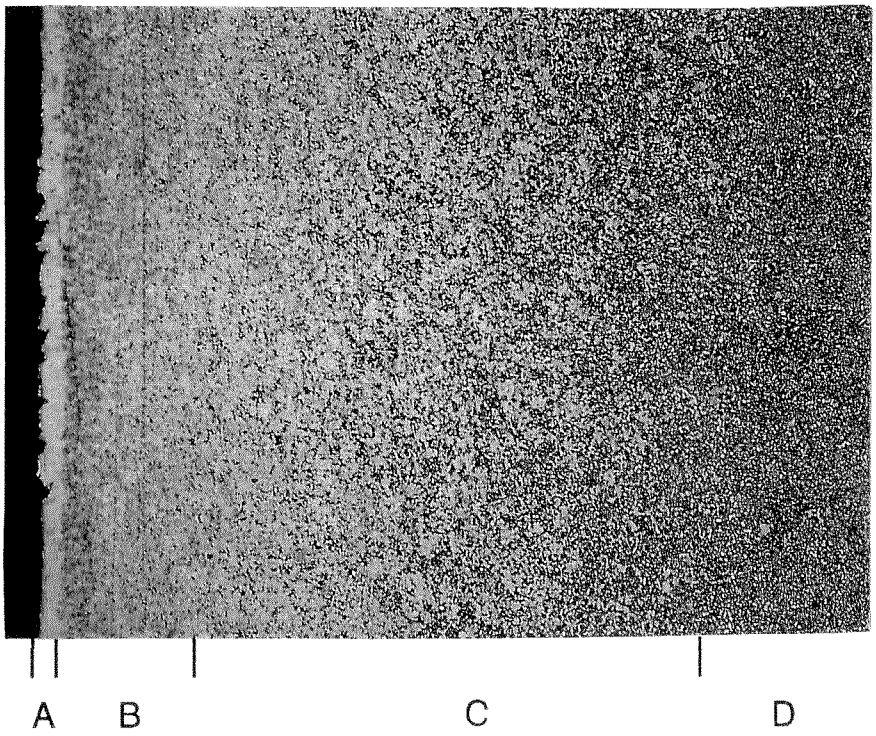


*Figure 3.17 : dégradé structural dans un pion en acier 100C6. On distingue une zone hypertrempée (A), une région trempée totalement (B), puis une zone où la trempe n'est que partielle (C) avant d'arriver à la structure à coeur (D). (*400).*

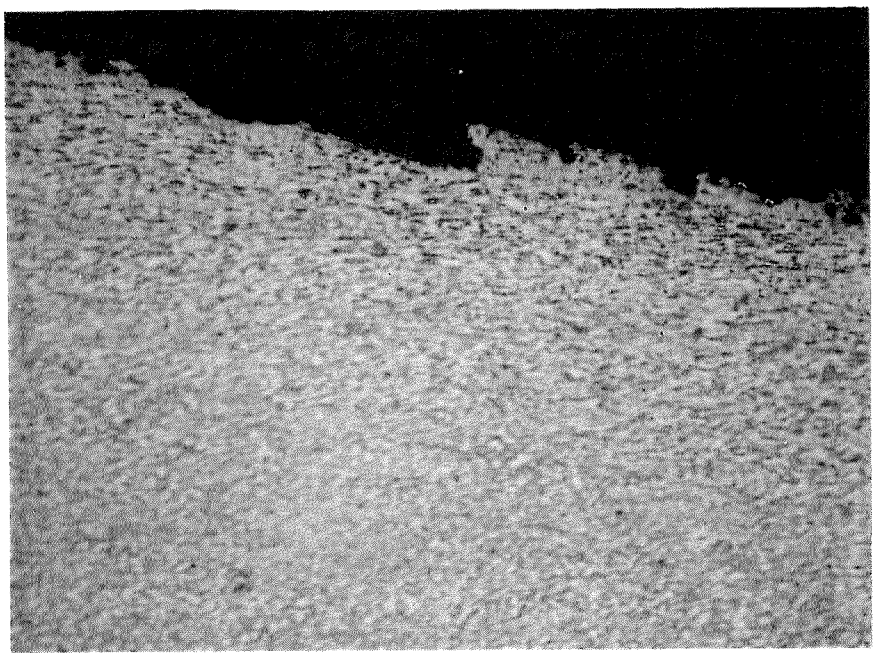


*Figure 3.18 : écrouissage superficiel sur un pion d'acier 100C6 (*800).*

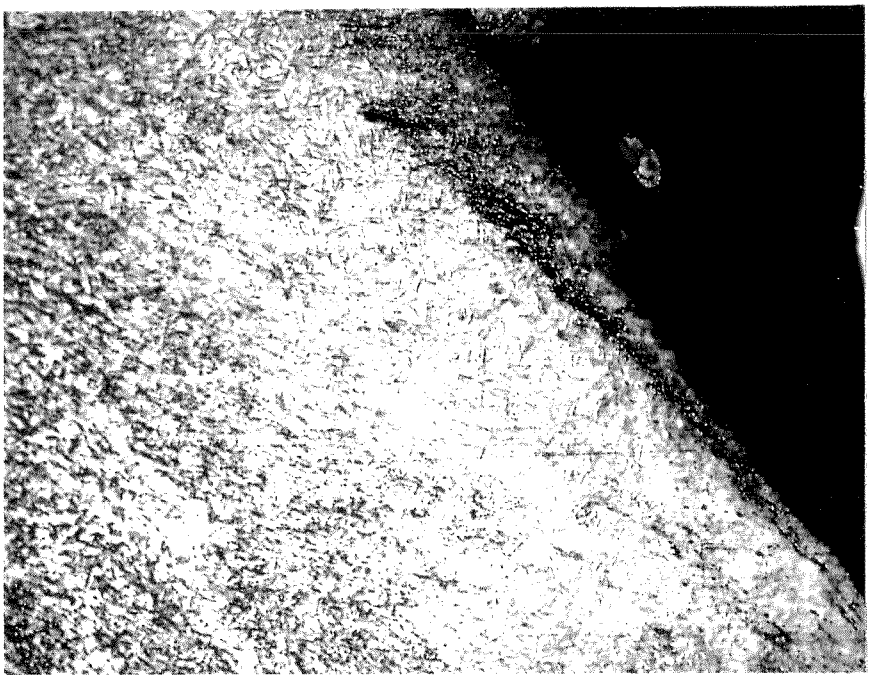


*Figure 3.19 : aiguilles de martensite sur une éprouvette d'acier 100C6 (*640).*

Contrairement à ce qui est observé avec le fer, le cuivre et les aciers, l'usure massique des pions en aluminium est quasiment nulle (quelques milligrammes qui correspondent presque totalement à la matière qui doit se déposer sur le cylindre). Toute la matière perdue par la diminution de cote du pion est amenée dans le bourrelet par déformation plastique.

Avant la série d'essais, le cylindre a été démonté avant d'être usiné. Des défauts de cylindricité sous la forme d'une variation de la longueur du rayon du cylindre s'en sont suivis. Suite à cet usinage, les courbes d'enregistrement de la force normale sont entachées d'une oscillation à la fréquence de rotation de la frette résultant du faux rond du cylindre. Ce faux rond provoque un accroissement de la force normale qui se manifeste par une forte augmentation de la plasticité sur les éprouvettes en aluminium. On a ainsi une "vaguelette" de matière déformée plastiquement qui vient accroître le bourrelet du pion à chaque passage du défaut de cylindricité. Ce phénomène est observable sur la figure 3.20 sous la forme de vaguelettes régulières dans le sens du frottement.
Les circonvolutions observées sur l'aluminium prennent une forme caractéristique illustrée sur la figure 3.21. De la matière est donc passée à fusion et a été emprisonnée sous une couche de matière plus froide qui est venue l'enfermer sous la surface. Cette matière en fusion s'est alors très rapidement trempée et a formé des cristaux de très faibles tailles. Dans le bourrelet, des circonvolutions plus importantes s'intercalent avec de la matière qui a recristallisé en grains plus fins que ceux de la matrice (figure 3.22).

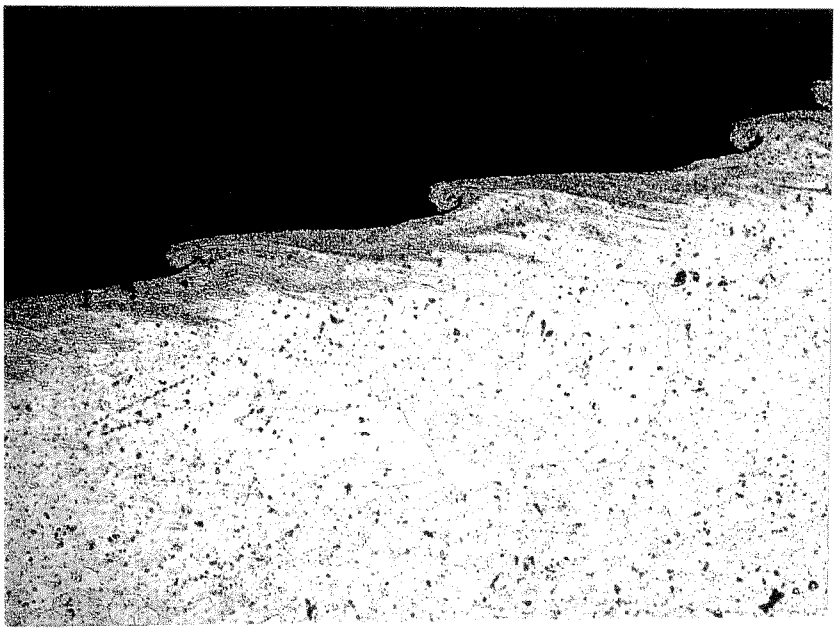


*Figure 3.20 : vaguelettes à la surface d'une éprouvette en aluminium pur. On a une recristallisation superficielle en petits grains (*320; deuxième série d'essais).*

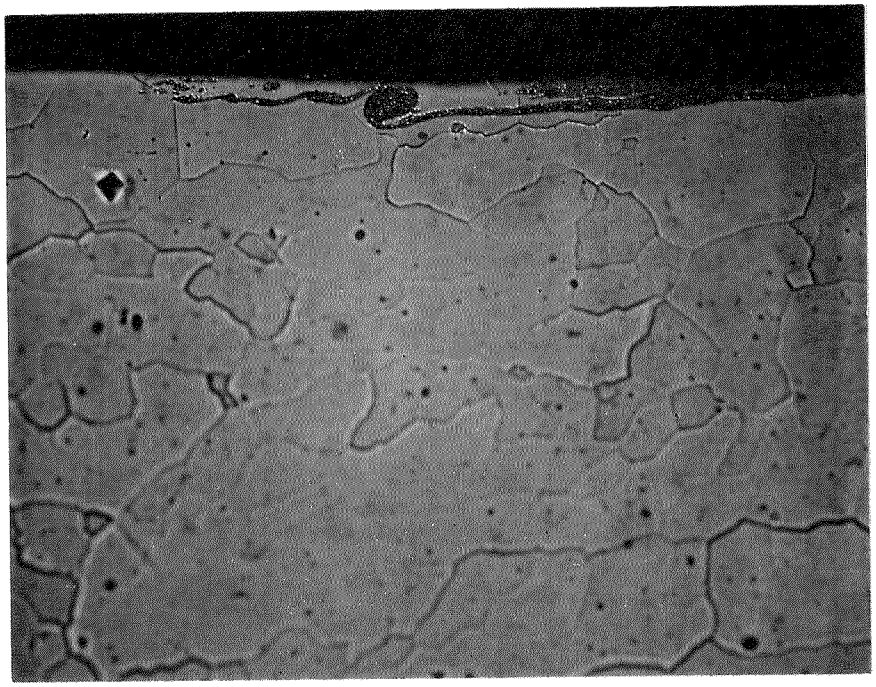


*Figure 3.21 : circonvolution à la surface d'une éprouvette en aluminium pur. La matière et les oxydes présents dans la circonvolution sont très finement recristallisée (*400).*

*Figure 3.22 : circonvolutions dans le bourrelet d'une éprouvette en aluminium pur. On remarquera les petits grains formés entre les circonvolutions. Ils proviennent de la recristallisation des couches de matière qui y ont été entrainées (*400).*

3.2.3 COMPORTEMENT DU CONTACT EN VIDEO RAPIDE

Une caméra à grande vitesse a été mise en place pour observer le contact à des vitesses d'enregistrement pouvant aller jusqu'à 1000 images par seconde. Les observations ainsi effectuées (sur du fer, de l'acier, du cuivre et de l'aluminium) permettent, d'une part de discerner des phénomènes qui échappent à l'observation en temps réel, et, d'autre part de mieux appréhender le comportement des matériaux frottant à grande vitesse. Ainsi le ralenti vidéo à montré que les matériaux étudiés n'avaient pas tous le même comportent dynamique.

Cas du fer et des aciers : la déformation plastique est rapide, et le bourrelet grossit tout au long de l'essai. Les éprouvettes ne sont pas en contact constant car le pion sautille légèrement à chaque fois qu'une aspérité provenant du transfert de matière sur le cylindre passe dans le contact. L'amplitude de ce phénomène s'accroît au cours de l'essai, et les ruptures du contact, qui sont de l'ordre du millième de seconde peu après le début du contact, peuvent atteindre le centième de seconde en fin d'essai.

Ce comportement peut être expliqué par les mécanismes d'adhésion. Dés que la température devient suffisamment élevée, de petits fragments de matière provenant du pion viennent adhérer au cylindre. Ces particules soudées à la surface du cylindre vont alors effectuer un tour complet avant de se représenter dans le contact. Elles auront donc le temps de se refroidir, et même de subir une trempe (pour l'acier), et seront donc beaucoup plus dures que la surface du pion dont la température est élevée. A chaque passage dans le contact, ces particules dures et très adhérentes labourent le pion et provoquent de fortes élévations de températures (visibles sous la forme d'étincelles) sur leur passage. Cet accroissement de température facilite le phénomène d'adhésion de la matière du pion sur les aspérités qui vont ainsi grossir un peu plus à chacun de leur passage dans le contact.

Lorsque l'une de ces aspérités laboure la surface molle du pion, le contact réel ne se produit pas sur toute la surface du pion, mais seulement sur la zone où passe l'aspérité. La température produite dans cette zone de contact réel peut être considérée comme une température flash, et la pression dans cette région est nettement plus élevée que la pression moyenne mesurée. Ce labourage produit une force verticale dirigée vers le bas qui repousse le pion et provoque des ruptures du contact. Ce comportement est d'autant plus marqué que la charge appliquée est faible et que l'aspérité est importante (figure 3.23 et 3.24).

Les zones réelles de contact sont visibles sur les films vidéo car elles correspondent aux régions où on observe les étincelles (figure 3.24). Etant donnée la température moyenne de contact (voir les résultats des mesures thermiques plus loin dans ce chapitre) et les étincelles observées, les températures atteignent probablement localement, pendant le passage des aspérités, des valeurs au moins égales à la température de fusion.

Juste après l'apparition d'une étincelle, une "bouffée" de particules sortant du contact est observée sur le film vidéo. De part leurs aspects sphériques (qui est agrandie et rendue floue par un effet d'optique), ces particules sont probablement des gouttelettes de métal en fusion. Cependant, étant donné leurs tailles et leurs températures, elles doivent se transformer

rapidement en poussières d'oxydes. Des tentatives expérimentales ont été faites pour récupérer ces particules, mais leur taille est tellement faible qu'elles doivent être emportées par le courant d'air provoqué par le mouvement du cylindre, et aucune n'a pu être recueillie. Quand la vitesse de frottement augmente, on observe des éjections de particules plus grosses et des "coulées" de métal en fusion (figure 3.25 et 3.26).

Si on augmente la charge, le bourrelet est plus régulier et les sautillements du pion sont moins importants car le pion est moins facilement repoussé vers le bas. En effet, les mécanismes d'abrasion par labourage sont plus rapides et par là même plus violents, ce qui induit des étincelles de plus grandes tailles et l'éjection de particules de plus grandes dimensions.

Lors du passage d'une aspérité, l'apport d'énergie à la surface et la vitesse de fusion du pion sont probablement suffisants pour qu'un mini patin hydrodynamique se forme durant la fraction de seconde que va durer le passage de l'aspérité. Le modèle présenté au § 5 part de cette hypothèse. Ses résultats sont appliqués aux mesures effectuées sur le tribomètre à grande vitesse pour juger de la validité des hypothèses émises sur le comportement du pion au cours des essais.

Figure 3.23 : passage d'une aspérité dans le contact. La grosse tache lumineuse au centre de l'image (A) correspond à l'étincelle produite par le passage de l'aspérité, les figures rondes visibles en haut à gauche (B) sont de fines gouttelettes éjectées du contact et qui apparaissent ici très grosses car elles se situent dans un plan assez avancés et sont déformées par un effet optique. On observe sur la gauche du contact des éjections plus importantes (C) qui sont probablement constituées elles aussi de métal liquide. (photo extraite du film vidéo rapide, temps de pause 3,0 µs, 35NCD16, charge 200 N, vitesse de rotation 2000 t/mn).

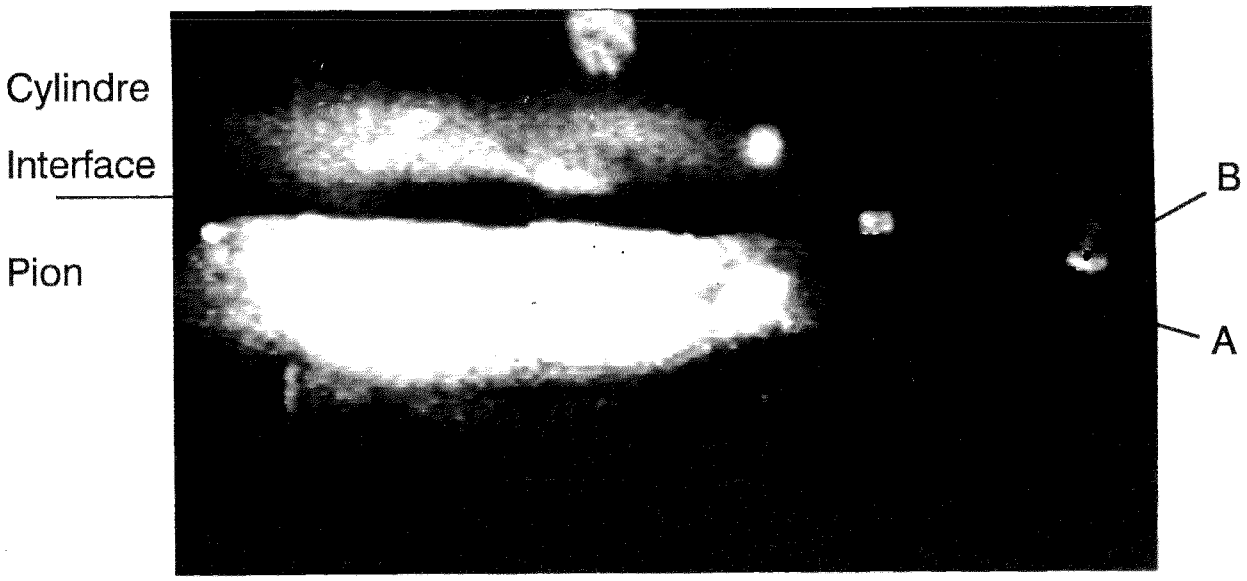


Figure 3.24 : rupture du contact après le passage d'une aspérité. Le pion est situé en dessous, le bourrelet est nettemment visible, la partie supérieur de l'image correspond au reflet du pion sur le cylindre. Sur la droite de l'image, on apperçoit deux gouttelettes faiblement lumineuse (A) qui sont similaires à celles observées en haut à gauche de la figure 3.22, et qui sont éjectées vers la caméra. Derrière ces deux gouttelettes, une particule (B) qui est en fait plus grosse est éjectée latéralement (photo extraite du film vidéo rapide, 35NCD16, charge 300 N, vitesse de rotation 1500 t mn, temps de pause 10 µs).

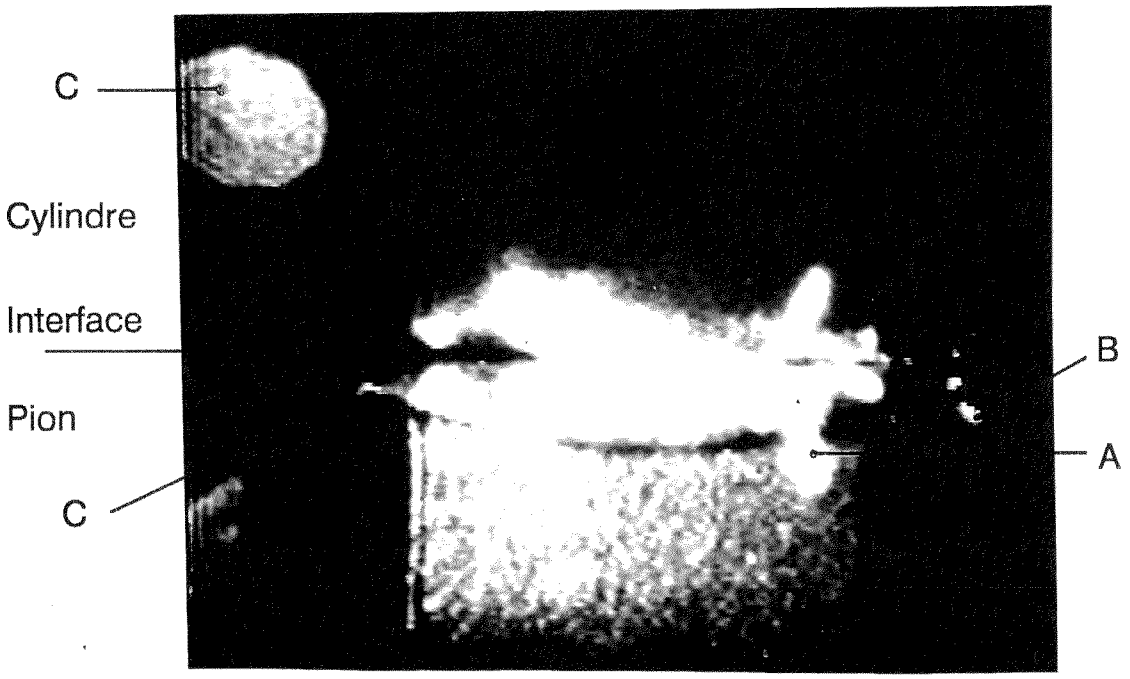


Figure 3.25 : photo similaire à celle de la figure 3.24. On observe nettement sur la droite de l'image une coulée de métal en fusion sortant du contact (A) ainsi que son reflet sur le cylindre. A l'extrême droite, on a une légère ejection latérale (B). Sur la gauche, on distingue encore deux gouttelettes (C) similaires à celles observées sur les photos précédentes. (photo extraite du film vidéo rapide, 35NCD16, charge 225 N, vitesse de rotation 1500 t mn, temps de pause 10 µs).

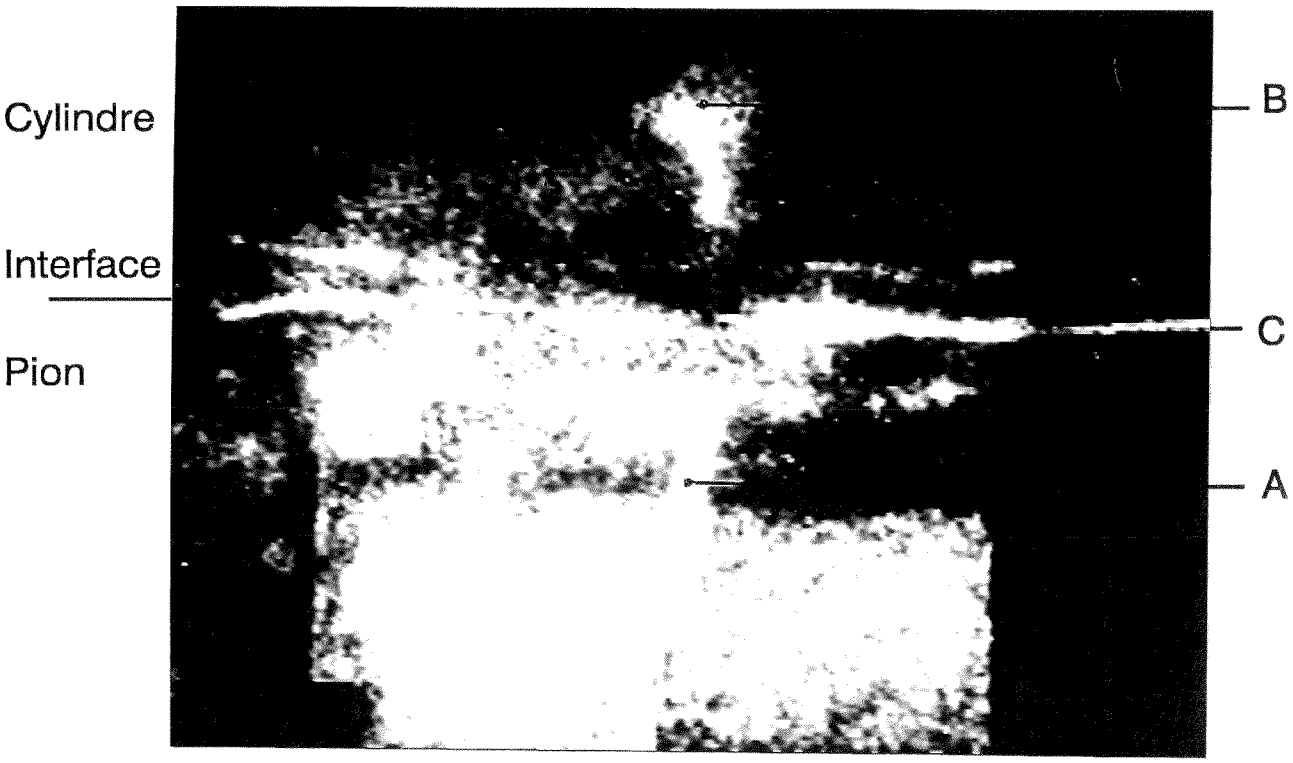


Figure 3.26 : contact à 4000 t/mn et 200 N de charge sur du 35NCD16. Deux éjections de métal liquide apparaissent nettement, une vers l'avant (A) à peu près au milieu du pion (et dont on distingue le reflet (B) sur le cylindre), et l'autre latéralement sur la droite de l'image (C). (photo extraite du film vidéo rapide, temps de pose 10 µs).

Avec le cuivre, le bourrelet n'apparaît que tardivement, mais, dés qu'il a commencé à se former, sa croissance est plus rapide qu'avec le fer. Il est beaucoup moins lisse que celui qui est produit avec le fer et disperse fortement la lumière ce qui rend le contact difficile à observer. Les transferts de cuivre sur le cylindre sont nombreux et même plus importants que pour le fer. Cependant, on n'observe pas de sautillement du pion, et aucune étincelle ni aucune éjection de matière ne sont visibles sur le film vidéo rapide. Comme le suggèrent certains auteurs, on doit produire à l'interface une couche pâteuse suffisamment épaisse pour que des phénomènes d'accommodations puissent se produire et échapper à l'observation.

Aluminium. Contrairement à ce qui est observé avec le cuivre, le bourrelet produit avec l'aluminium, est très lisse et renvoit bien la lumière. Comme avec le fer, il commence à se former dès le début du contact et grossit progressivement. La trace laissée par le pion sur le cylindre est, la plupart du temps, un léger transfert lisse, mais il arrive parfois qu'un transfert plus épais vienne se coller sur la piste de frottement. Ce transfert aura alors un effet de labourage local nettement moins spectaculaire que sur les éprouvettes en fer, et éjectera occasionnellement une petite particule d'aluminium lors de son passage sur le pion (figure 3.27).

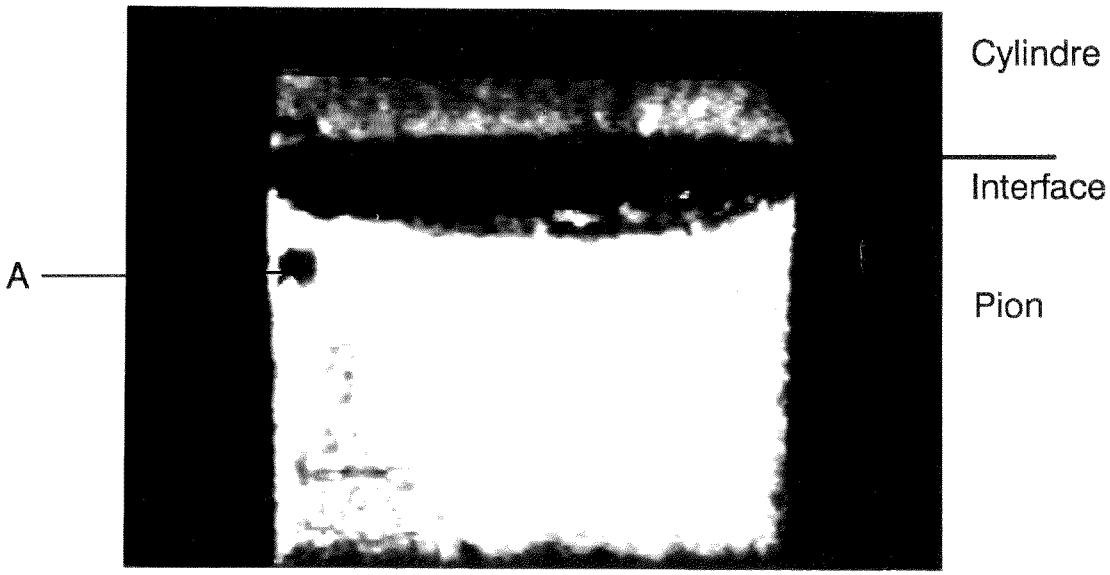


Figure 3.27 : éjection d'une petite particule d'aluminium par une aspérité transférée sur le cylindre. (photo extraite du film vidéo rapide, charge 200 N, vitesse de frottement 28 m/s, temps de pose 10 µs).

3.2.4 CONCLUSION : PHENOMENES TRIBOLOGIQUES OBSERVES

Macroscopiquement, on observe d'importantes déformations plastiques des pions ainsi que des transferts sur le cylindre dont l'apparence varie en fonction de la nature du matériau frottant.

Le flux de chaleur produit à l'interface par le frottement induit des transformations structurales importantes dans les matériaux. Le fer est principalement sujet à une recristallisation superficielle; le cuivre montre, en surface, d'importantes déformations plastique en circonvolutions; l'acier est fortement trempé; et l'aluminium qui s'est fortement déformé plastiquement présente des structures en circonvolutions très finement recristallisées.

L'observation avec une caméra vidéo rapide montre que le contact n'est pas constant sur tous les matériaux. Dans les cas du fer et des aciers, les tranferts anguleux en relief sur le cylindre labourent le pion et provoquent des ruptures du contact. A chaque passage d'une telle aspérité, on observe une étincelle dans la zone de contact réel et l'éjection de gouttelettes de métal en fusion. Les pions en cuivre et en aluminium restent apparemment en contact avec le cylindre mais se déforment fortement.

3.3 COMPORTEMENT DES MATERIAUX PURS.

3.3.1 INTRODUCTION

Le fer, le cuivre, l'aluminium, le plomb, le zinc, le chrome et le tungstène (taux de pureté ≥ 99,99 %) ont été testés sur le tribomètre à grande vitesse. Ces matériaux ont été choisis pour leurs propriétés thermomécaniques (voir § 3.2.1).

Il a été constaté de nombreuses différences de comportement tribologique entre les matériaux. Dans nos conditions d'essai, ces différences montrent que le régime établi n'a pas été atteint, et que le comportement au frottement et à l'usure des matériaux n'est pas seulement fonction de la température de fusion (loi de Montgomery 1976), mais aussi d'autres paramètres.
De ce fait, le temps nécessaire pour avoir un début d'usure rapide n'a pas pu être corrélé avec le facteur $k.C.\rho.\left(T_f - T_0\right)^2$ (voir § 2.3.1). De même, aucune corrélation significative n'a pu être obtenue entre la vitesse d'usure et le terme $\rho.\left(L + C.\left(T_f - T_0\right)\right)$.

Les résultats provenant de diverses séries d'essais ont donné des résultats assez différents, voire complètement différents comme dans le cas de l'aluminium où l'on distingue sur les graphes deux groupes de points très distincts correspondants aux essais effectués lors de la deuxième série et à ceux fait lors des séries suivantes. Sur les légendes, les résultats correspondant aux premières séries d'essais sont notés "1", ceux représentant les séries suivantes sont suivis d'un "+". Ces problèmes expérimentaux sont très certainement responsables d'une partie de la dispersion des résultats que l'on observe.

La diminution au cours du temps de la charge, et donc de la vitesse d'usure, observée sur certains graphes où l'usure est importante est due à la mauvaise compensation de la perte de cote par le système de mise en charge.

3.3.2 EXEMPLES DE COMPORTEMENT

Pour le fer, le coefficient de frottement augmente en début d'essai, passe par un maximum qui peut être assez élevé (des valeurs voisines de 1 sont parfois atteintes), puis diminue vers des valeurs proches des valeurs initiales (figure 3.28).

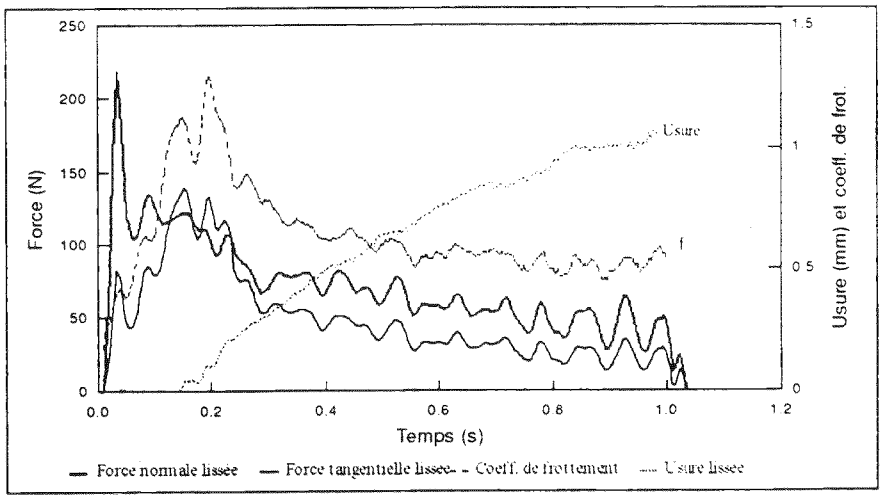


Figure 3.28 : exemple de résultats d'essai sur le fer (charge 120 N, vitesse de frottement 22,5 m/s).

Dans le cas du cuivre, le coefficient de frottement initial est plus faible que pour le fer, mais il augmente beaucoup plus vite. Il passe par un maximum relatif plus ou moins marqué et situé souvent au-dessus de 1, voire de 1,5, puis diminue légèrement et remonte enfin a des valeurs supérieures au maximum relatif précédemment cité pour atteindre des valeurs pouvant dépasser 2. Bowden et Freitag ayant étudié le comportement du cuivre à grande vitesse parlent d'un état pâteux qui se produit quand la charge et la vitesse ne sont pas trop élevées dans la gamme des frottements à grandes vitesses. Ils ont alors constaté des coefficients de frottement pouvant atteindre 1,5 (figure 3.29).

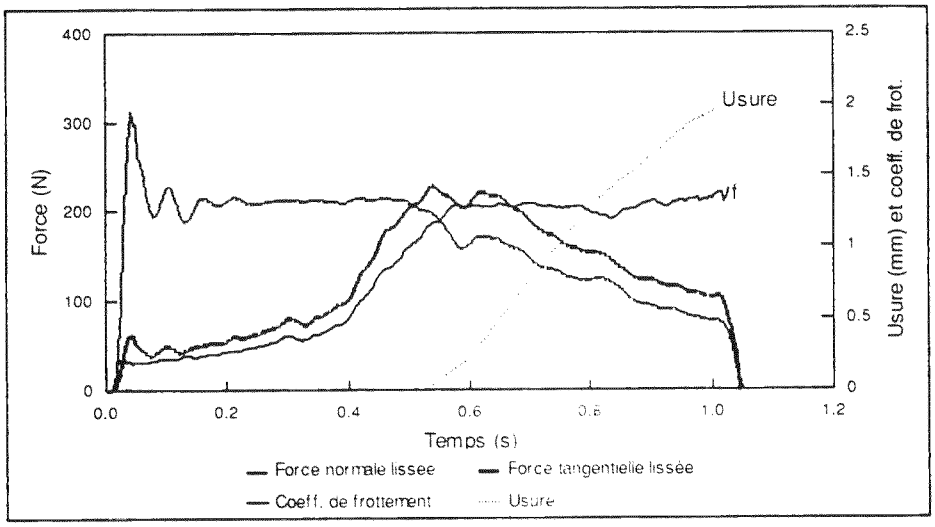


Figure 3.29 : exemple de résultats d'essai sur le cuivre (charge 140 N, vitesse de frottement 28,15 m/s). Le maximum relatif du coefficient de frottement est peu marqué car la charge est assez élevée par rapport aux autres essais effectués sur ce matériau.

3.3.3 COMPARAISON ENTRE LES MATERIAUX PURS

Le fer et le cuivre laissent par grippage des dépôts anguleux sur la piste du cylindre alors que les autres matériaux purs ne laissent que des transferts peu épais et assez homogènes. Ces dépôts anguleux se comportent comme des aspérités abrasives et influencent fortement le frottement en labourant le pion à chaque passage. Ils accroissent ainsi l'usure par abrasion.

Le coefficient de frottement initial est proportionnel aux efforts, et est, suivant les matériaux, soit légèrement croissant soit légèrement décroissant par rapport à la force normale et à la force tangentielle. Le coefficient de frottement initial le plus faible est obtenu pour le zinc, le plus élevé est celui du fer.

Le coefficient de frottement moyen a un comportement voisin du coefficient de frottement initial, mais ses valeurs sont en général un peu plus élevées (figure 3.30). Le plomb donne les coefficients de frottement moyens les plus faibles. Les valeurs les plus hautes étant obtenues pour le cuivre, puis pour l'aluminium "+".

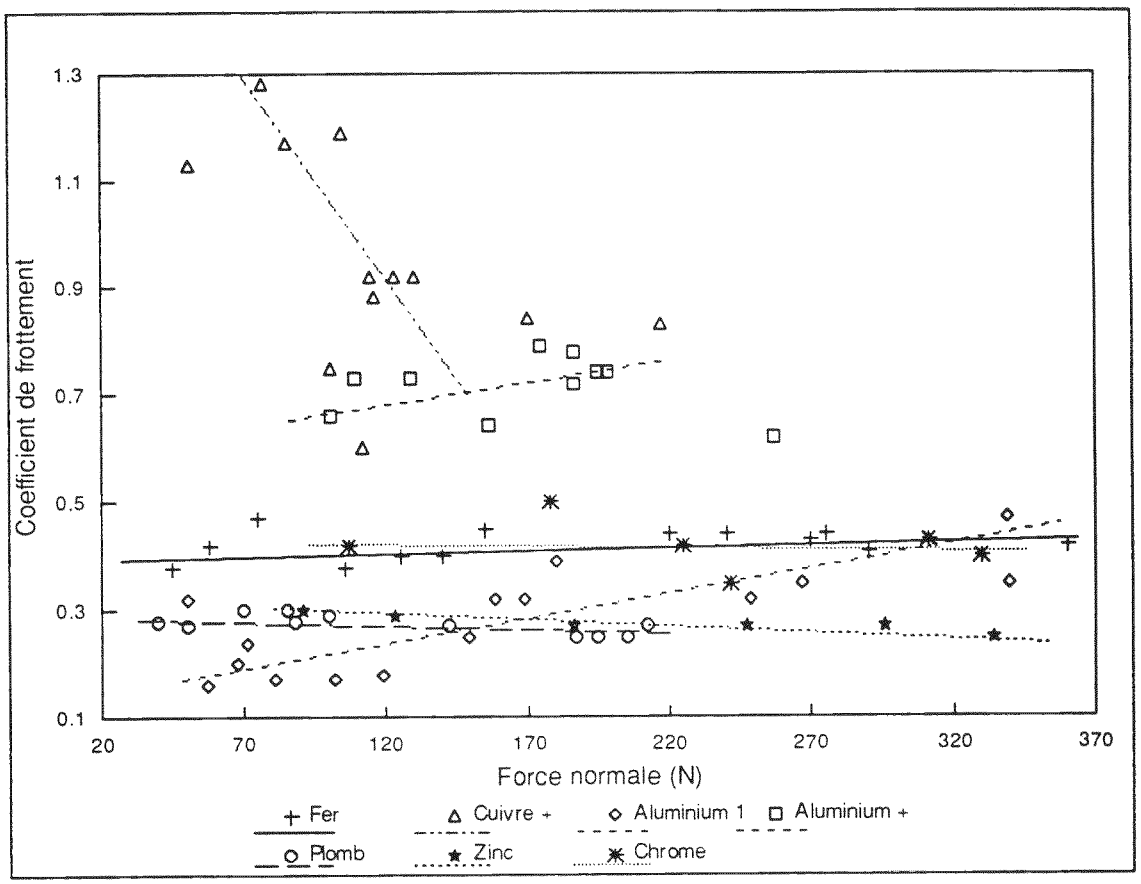


Figure 3.30 : Coefficients de frottement moyens pour les matériaux purs (points expérimentaux et tendances).

Le coefficient de frottement final est lui aussi proportionnel à la force normale et à la force tangentielle, la pente de chaque courbe étant soit positive soit négative suivant le matériau. Le classement des valeurs des coefficients de frottement finaux est similaire à celui des coefficients de frottement moyens.

Les grandes différences de comportement des coefficients de frottement des différents matériaux montrent que lorsque le produit P.U n'est pas très élevé, les matériaux ont des comportements propres très marqués. Malgré les cas particuliers, la tendance générale est une légère diminution du coefficient de frottement avec la charge.

L'usure, tant linéaire que massique, varie proportionnellement avec la charge appliquée et avec la force de frottement (figure 3.31). La course du pion étant limitée pour des raisons mécaniques, les points indiquant une usure de plus de deux millimètres sont à exploiter avec précautions.
Le zinc est le matériau pour lequel la pente d'usure en fonction de la charge est la plus faible; le cuivre est celui pour lequel elle est la plus forte.
Les points proches de zéro représentent des essais où la charge n'était pas suffisante pour que la phase d'usure rapide puisse s'initier. Elle apparaît cependant avec des faibles charges sur le fer alors qu'il faut atteindre 180 N pour qu'elle survienne sur le zinc.
Le prolongement des courbes d'usure ne passe pas par l'origine, suite à la nécessité d'avoir une charge suffisante pour que l'usure rapide puisse apparaître.
Dans le cas du plomb, la transition entre la phase d'usure lente et la phase d'usure rapide est plus douce et la courbe de la tendance expérimentale s'incurve vers zéro. La faible dureté de ce matériau en est probablement responsable.
Dans des conditions de charges et de vitesses similaires à celles utilisées pour les autres matériaux, le chrome et le tungstène ne s'usent quasiment pas.

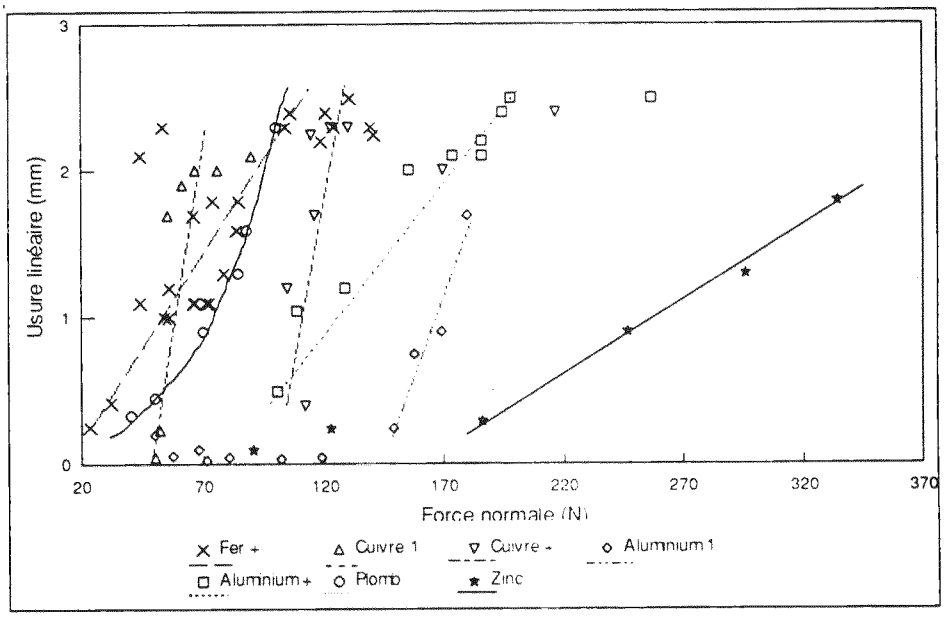


Figure 3.31 : usure linéaire pour les matériaux purs (points expérimentaux et tendances).

La vitesse d'usure croît linéairement avec la charge pour tous les matériaux qui se sont usés (figure 3.32). L'ordre des vitesses d'usure décroissantes est : l'aluminium, le cuivre, le plomb, le fer et le zinc.

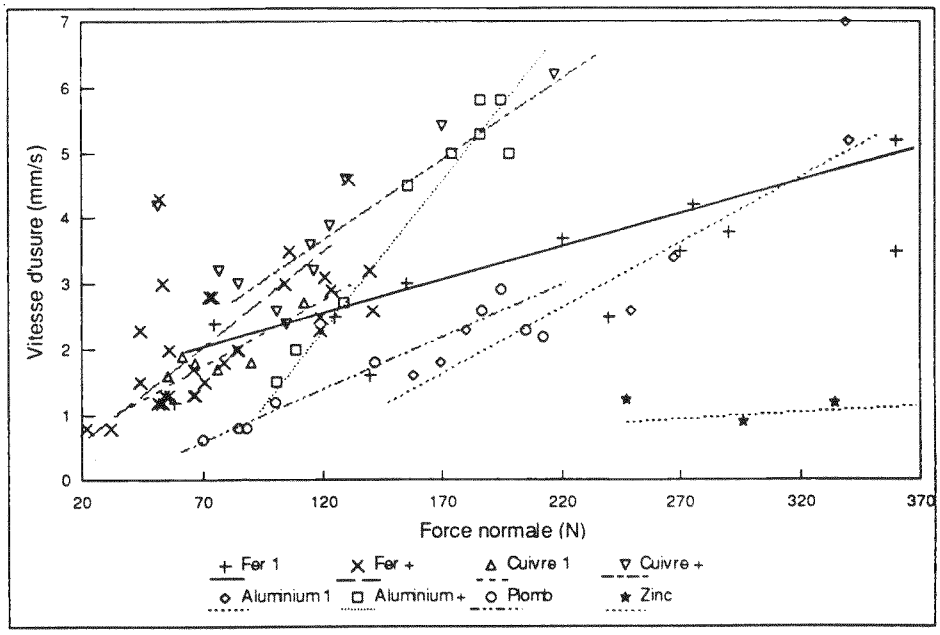


Figure 3.32 : vitesse d'usure linéaire au bout de 0,5 mm d'usure pour les matériaux purs (points expérimentaux et tendances).

Le temps pour obtenir 0,1 mm d'usure décroît exponentiellement avec la charge pour tous les matériaux pour lesquels la phase d'usure rapide est apparue. Cette phase commence vite avec le fer et le plomb, mais demande un temps plus long pour apparaître pour des matériaux comme le zinc et l'aluminium "1". On notera les importants écarts entre les courbes correspondantes à différentes séries d'essais avec le même matériau.

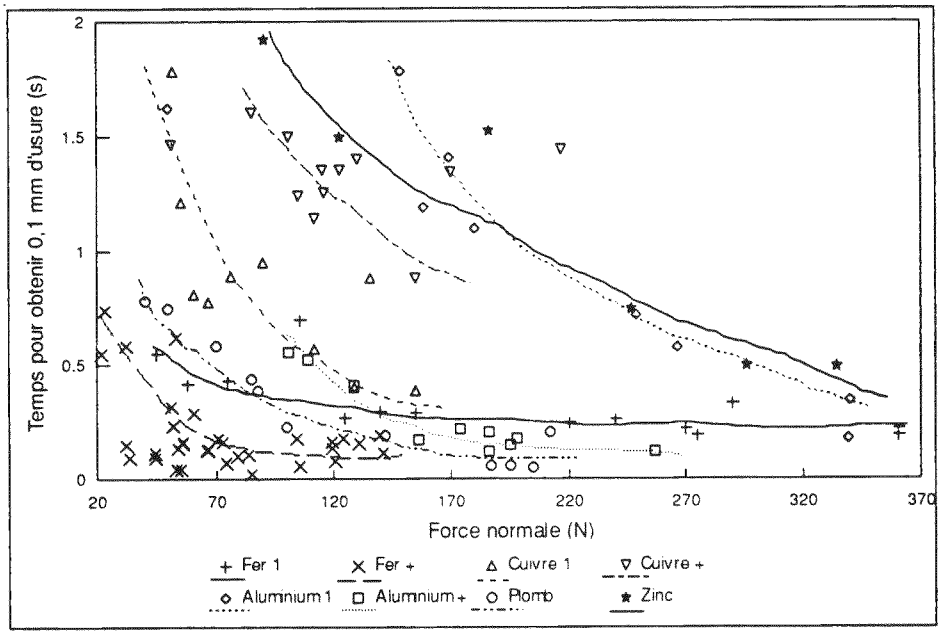


Figure 3.33 : temps pour obtenir 0,1 mm d'usure pour les matériaux purs (points expérimentaux et tendances).

3.4 LES ACIERS

3.4.1 COMPARAISON ENTRE LE FER ET LES ACIERS

Deux nuances d'aciers, le 100C6 et le 35NCD16, ont été étudiées. Le comportement de ces deux aciers est notablement différent. Les valeurs obtenues sont parfois très éloignées de celles atteintes avec le fer pur.

Après essai, la piste d'usure du cylindre est, comme pour les essais sur le fer, recouverte de transferts ayant la forme de petits dépôts anguleux.

La figure 3.34 présente un résultat représentatif des essais effectués sur le 35NCD16. Le coefficient de frottement a une évolution similaire à celui du fer pur, mais les valeurs atteintes sont nettement plus basses.

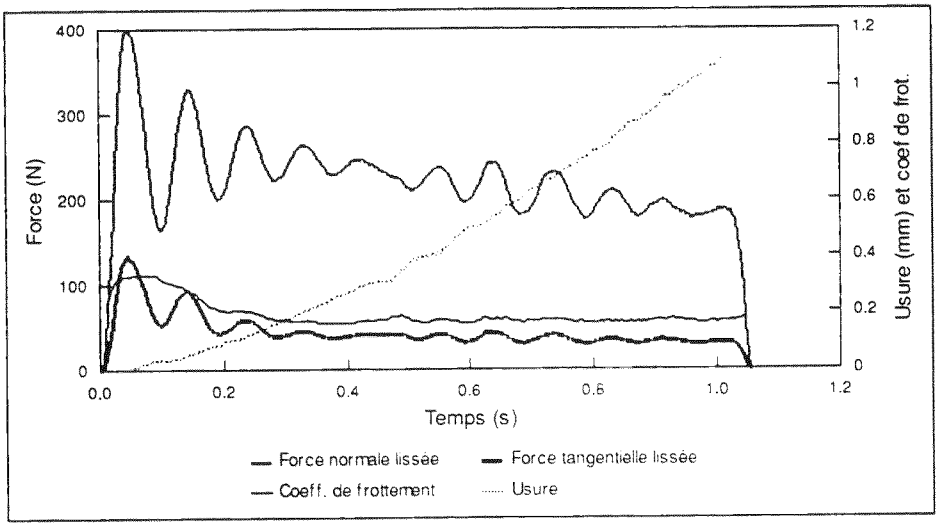


Figure 3.34 : exemple de résultats d'essai obtenus sur l'acier 35NCD16 (charge 220 N, vitesse de frottement 28,15 m s).

Les coefficients de frottement initiaux des aciers sont plus faibles que ceux du fer pur. Pour le 100C6, les valeurs sont nettement inférieures à celles du 35NCD16 (figure 3.35). La pente de croissance du coefficient de frottement initial en fonction de la charge normale est voisine pour le fer et pour le 100C6 alors qu'elle est un peu supérieure pour le 35NCD16.

Le coefficient de frottement moyen est stable pour le fer pur et décroît légèrement avec l'augmentation de la charge pour les aciers. La pente est très faible pour le 35NCD16 et un peu plus forte pour le 100C6.
Une plus forte diminution du coefficient de frottement moyen par rapport au coefficient de frottement initial est observée sur le 35NCD16. De ce fait, les courbes des coefficients de frottement des deux aciers sont plus rapprochées pour les valeurs moyennes que pour les valeurs initiales.

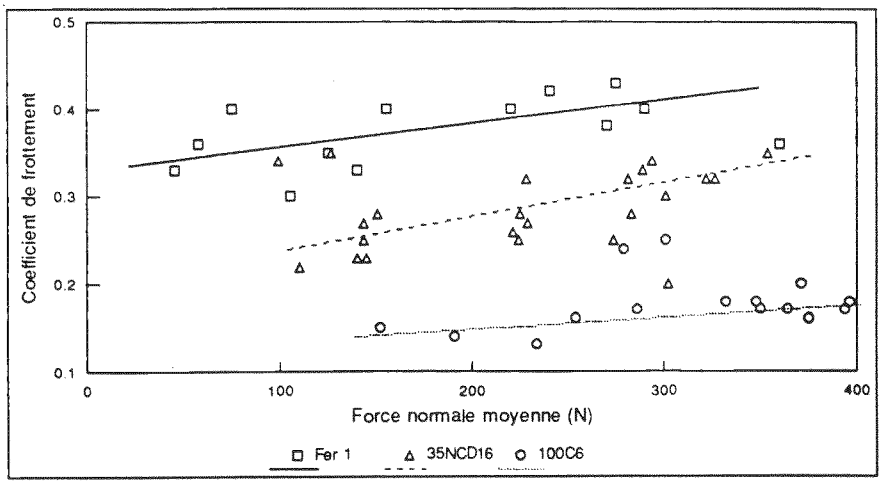


Figure 3.35 : coefficients de frottement initiaux en fonction de la force normale moyenne sur le fer, et les aciers 35NCD16 et 100C6 (points expérimentaux et tendances).

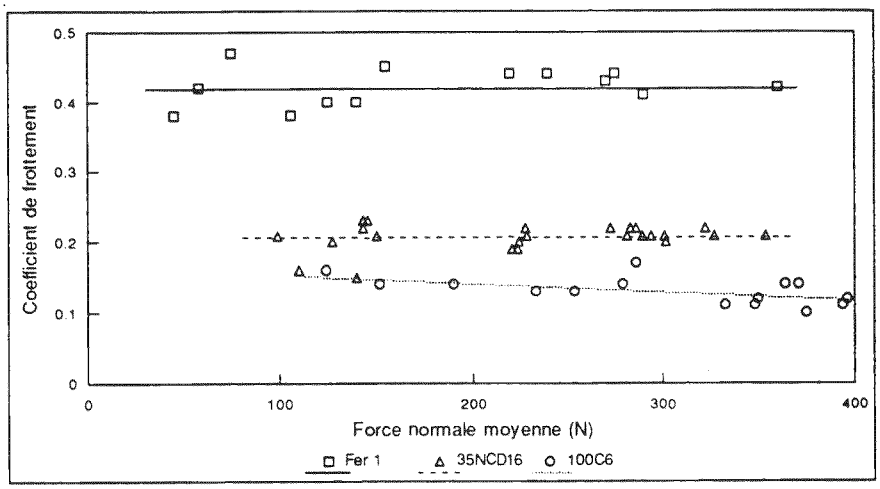


Figure 3.36 : coefficients de frottement moyens en fonction de la force normale moyenne sur le fer et sur les aciers 35NCD16 et 100C6 (points expérimentaux et tendances).

Le coefficient de frottement final du fer croît avec la charge alors qu'il décroît pour le 100C6 et reste stable pour le 35NCD16 (figure 3.37).

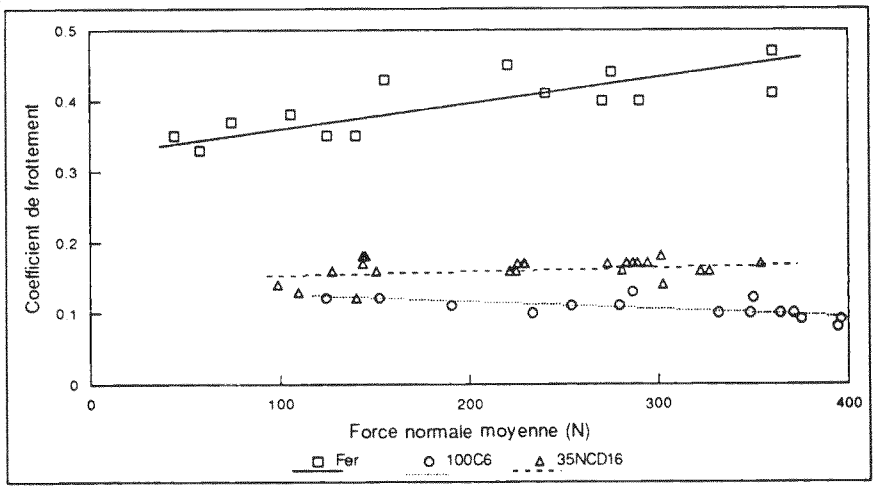


Figure 3.37 : coefficients de frottement finaux en fonction de la force normale moyenne sur le fer, et les aciers 35NCD16 et 100C6 (points expérimentaux et tendances).

L'apparition d'une usure importante s'observe avec des charges équivalentes pour les deux types d'aciers étudiés et avec une charge beaucoup plus faible pour le fer. La pente de la courbe la plus forte est celle du fer. Viennent ensuite dans l'ordre celle du 35NCD16, puis celle du 100C6 qui est nettement moins forte.
L'usure massique a, pour les trois matériaux et en tout point, un comportement semblable à l'usure linéaire.

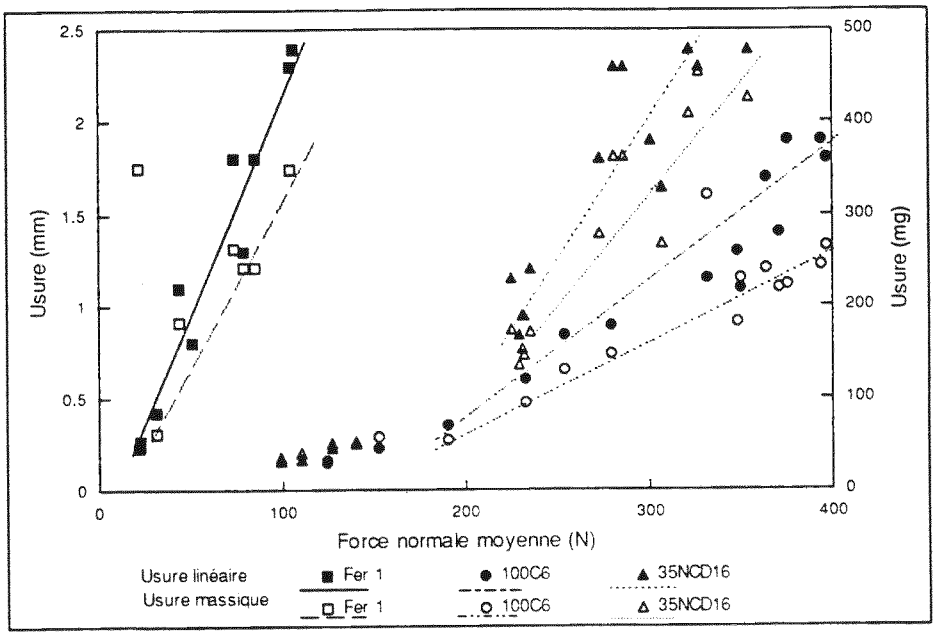


Figure 3.38 : usure linéaire et usure massique en fonction de la force normale moyenne sur le fer et sur les aciers 35NCD16 et 100C6 (points expérimentaux et tendances).

On observe de grosses différences de comportement si on trace le diagramme de la figure 3.38 en prenant en abscisse la force tangentielle (figure 3.39). Les pentes sont alors très voisines les unes des autres, et les valeurs nécessaires pour obtenir une usure notable se sont fortement resserrées.

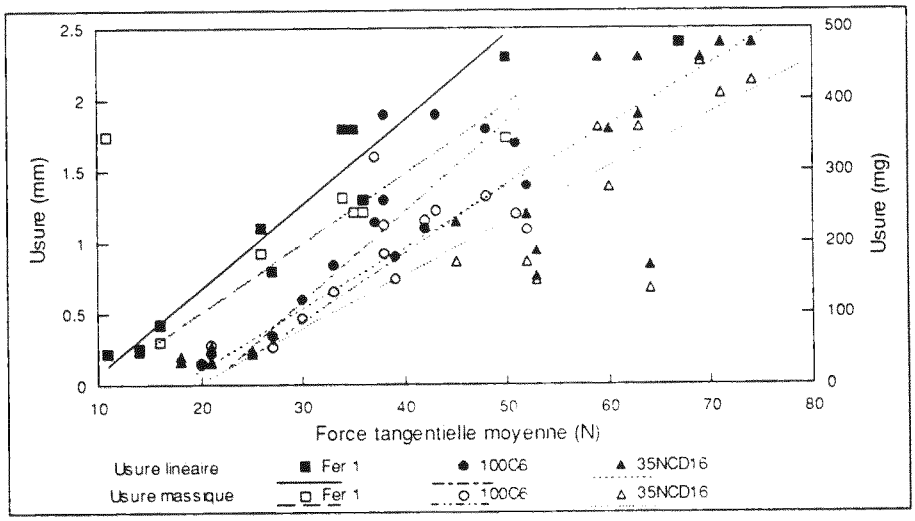


Figure 3.39 : usure linéaire et usure massique en fonction de la force tangentielle moyenne sur le fer et sur les aciers 35NCD16 et 100C6 (points expérimentaux et tendances).

Les pentes des vitesses d'usure linéaire du fer et du 100C6 sont assez proches (figure 3.40). Celle du 35NCD16 est plus importante. On note une dispersion plus forte si la courbe est tracée en fonction de la force tangentielle.

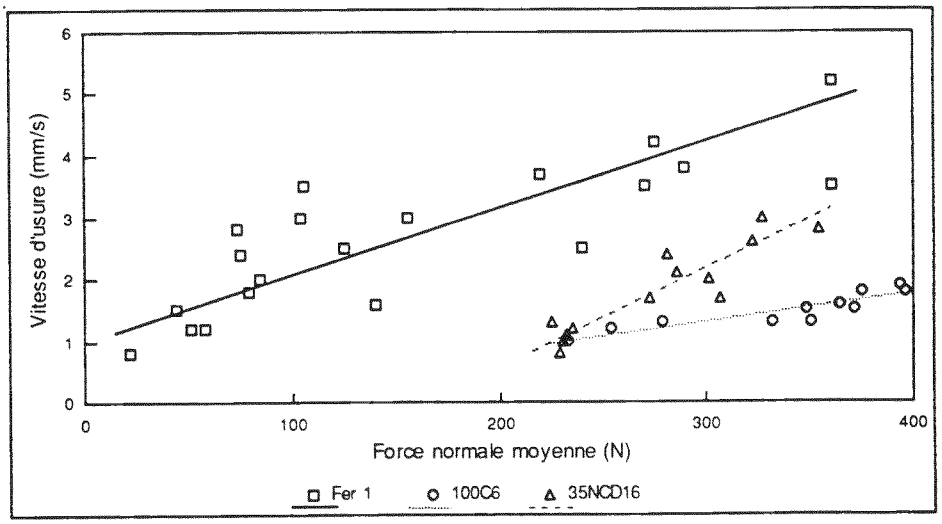


Figure 3.40 : vitesse d'usure linéaire à 0,5 mm d'usure en fonction de la force normale moyenne sur le fer, et sur les aciers 35NCD16 et 100C6 (points expérimentaux et tendances).

Les courbes représentant le temps nécessaire pour obtenir 0,1 mm d'usure par rapport à la force normale montrent qu'aux faibles charges il faut plus de temps pour user l'acier que le fer (figure 3.41). Par contre, à forte charge, c'est le contraire qui se produit.
On remarque qu'à charge égale, le 35NCD16 s'use plus vite que le 100C6. Ce comportement était attendu, car le coefficient de frottement étant plus faible avec le 100C6, la quantité de chaleur libérée par frottement dans le contact est plus grande avec le 35NCD16.

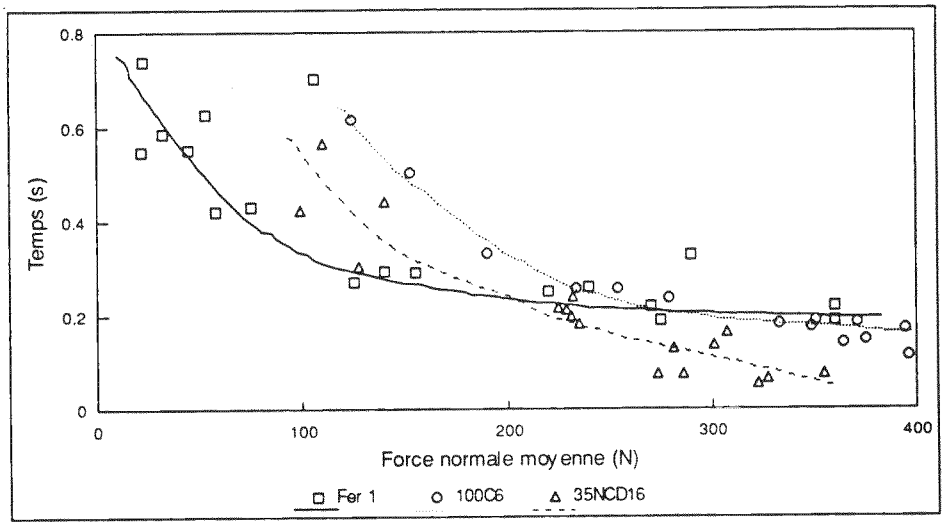


Figure 3.41 : temps pour obtenir 0,1 mm d'usure en fonction de la force normale moyenne sur le fer et sur les aciers 35NCD16 et 100C6 (points expérimentaux et tendances).

Par rapport à la force tangentielle moyenne, le fer est le matériau qui demande le plus de temps pour commencer sa phase d'usure rapide bien que les courbes se rejoignent quand la force tangentielle est faible (figure 3.42). Le 35NCD16 s'use un peu plus vite que le 100C6 quand la force tangentielle est faible alors qu'il s'use légèrement plus lentement pour les plus fortes valeurs.

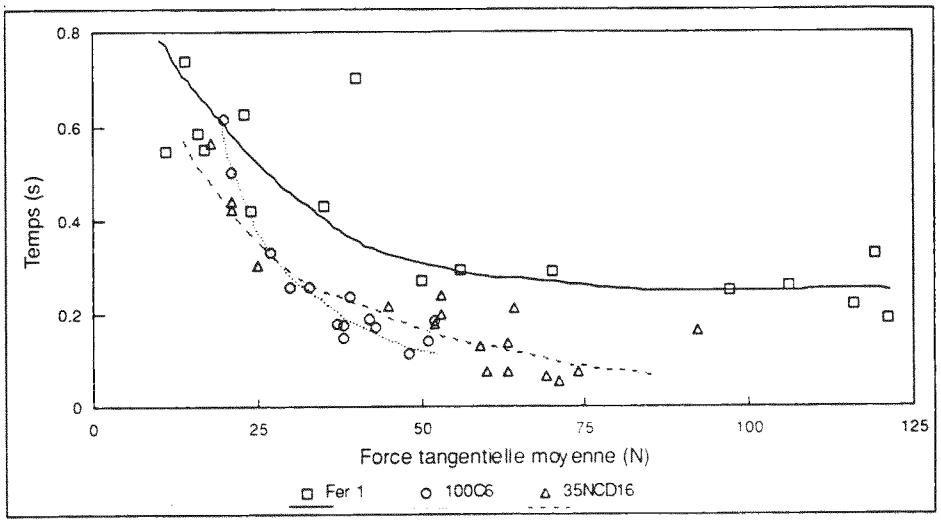


Figure 3.42 : temps pour obtenir 0,1 mm d'usure en fonction de la force tangentielle moyenne sur le fer, et les aciers 35NCD16 et 100C6 (points expérimentaux et tendances).

3.4.2 EFFET DE LA VARIATION DE LA DURETE SUR L'ACIER 35NCD16

Au vu des écarts remarqués entre les résultats du fer et des aciers, la question s'est posée de savoir quel paramètre provoquait une si forte variation entre ces matériaux proches chimiquement. Les aciers sont constitués de fer faiblement allié (1 % de carbone et 1,5 % de chrome pour le 100C6; 0,35 % de carbone, 4 % de nickel et moins de 1 % de chrome et de molybdène pour le 35NCD16). La dureté semblait être le paramètre sur lequel le plus grand écart pouvait être constaté. Aussi des éprouvettes en acier 35NCD16 traitées à 1900 MPa ont été recuites pour obtenir des valeurs de dureté comprises entre 1100 MPa et 1900 MPa. Une série d'essais a été effectuée, à vitesse constante et pour trois charges différentes, sur des éprouvettes de chaque dureté obtenue.

Les écarts observés sur tous les graphes correspondant à cette série d'essais sont à imputer à la dispersion (figures 3.43). Les résultats tendent à montrer que le frottement génère des phénomènes équivalents à un recuit éliminant les différences de dureté initiale.
On peut donc en conclure que la différence de dureté n'est pas prédominante (Montgomery la considère même comme négligeable) pour expliquer les écarts entre les résultats obtenus sur le fer et sur les aciers.

On remarque que le 100C6 qui a une forte teneur en carbone est l'acier dont les coefficients de frottement sont les plus faibles. On peut donc penser que la composition chimique, et notamment la quantité de carbone présente, est responsable des variations du comportement en frottement entre le fer et les aciers. Welsh (1965) a d'ailleurs montré que l'usure est toujours plus forte pour des aciers ayant de très basses teneurs en carbone.

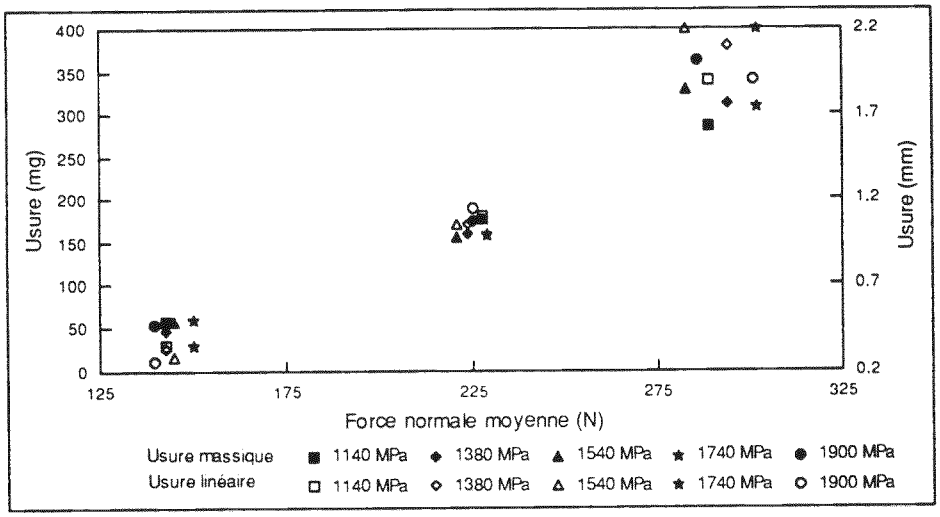


Figure 3.43 : usures linéaires et usures massiques en fonction de la force normale moyenne, sur l'acier 35NCD16 à différentes duretés (points expérimentaux).

3.4.3 EFFET DE LA VARIATION DE LA VITESSE SUR L'ACIER 35NCD16

Pour tester l'influence de la vitesse de frottement, des essais ont été effectués sur l'acier 35NCD16 avec une charge de 200 N et des vitesses comprises entre 18,8 et 75 m/s. Les mesures de l'effort normal moyen en cours d'essai ont été sujettes à des écarts de ± 15 % au cours de cette série d'essais. Cet écart peut être, au moins en partie, tenu pour responsable de la dispersion des mesures.

Les coefficients de frottement initiaux, moyens et finaux décroissent exponentiellement quand la vitesse augmente. Les courbes sont presque parallèles, mais on peut noter que l'écart se réduit légèrement quand la vitesse est élevée (figure 3.44).

On peut penser que le coefficient de frottement est principalement lié à des phénomènes d'abrasion (c'est à dire le labourage du pion par les aspérités de la frette). Lorsque qu'il y a augmentation de la vitesse de frottement, les temperatures flash augmentent, ce qui conduit à une plus faible résistance de la surface au labourage par les aspérités du transfert, donc à une diminution du coefficient de frottement.

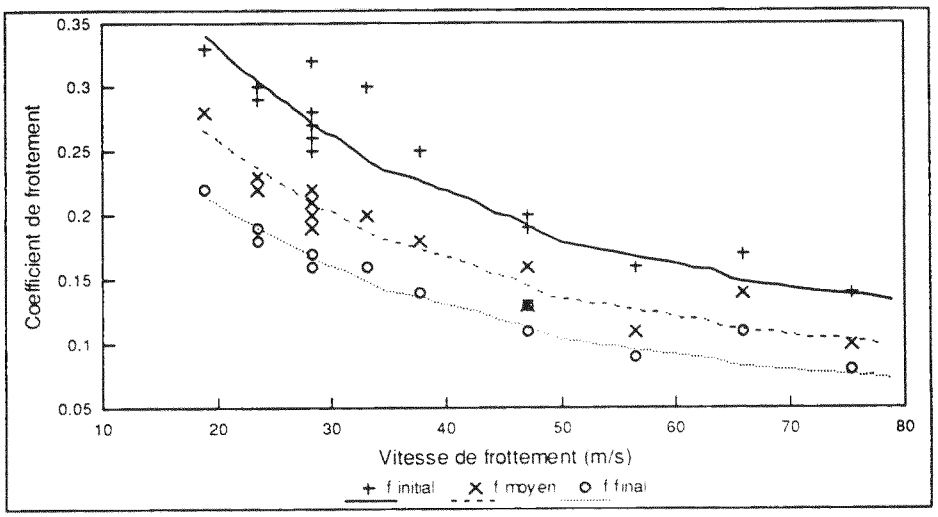


Figure 3.44 : coefficients de frottement initiaux, moyens et finaux en fonction de la vitesse de frottement sur l'acier 35NCD16 (points expérimentaux et tendances).

Si on excepte les deux essais aux vitesses comprises entre 30 et 40 m/s où a eu lieu une usure importante, l'usure croit linéairement avec l'augmentation de la vitesse de frottement (figure 3.45). La dispersion est cependant importante et peut cacher certains phénomènes.
La vitesse d'usure linéaire à 0,5 mm d'usure augmente proportionnellement avec la vitesse de frottement. Si on attend d'avoir eu 1 mm d'usure linéaire pour relever la vitesse d'usure, on observe une inflexion de la courbe obtenue vers l'axe des abscisses.

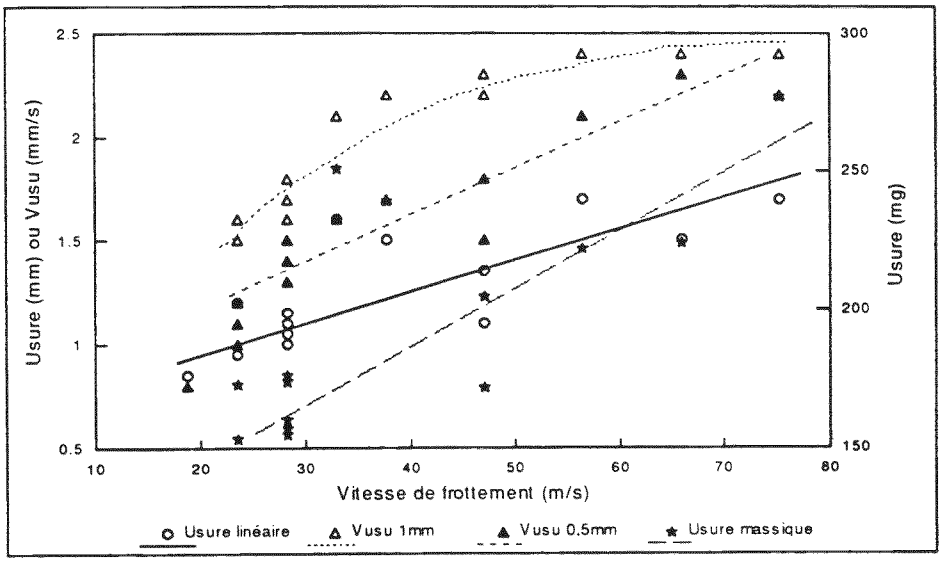


Figure 3.45 : usure linéaire, usure massique et vitesse d'usure linéaire au bout de 0,5 et de 1 mm d'usure en fonction de la vitesse de frottement sur l'acier 35NCD16 (points expérimentaux et tendances).

Contrairement à ce qui était attendu, le temps pour obtenir 0,1 mm d'usure s'accroît avec l'augmentation de la vitesse de frottement (figure 3.46). La dispersion est cependant très forte et la tendance n'a pas été jugée assez nette pour être tracée sur la figure. On peut supposer que, la température de surface augmentant avec l'accroissement de la vitesse, il y a formation d'oxydes en surface pendant la phase d'usure lente. Ces oxydes peuvent protéger la surface et ainsi augmenter le temps nécessaire pour obtenir la phase d'usure rapide.

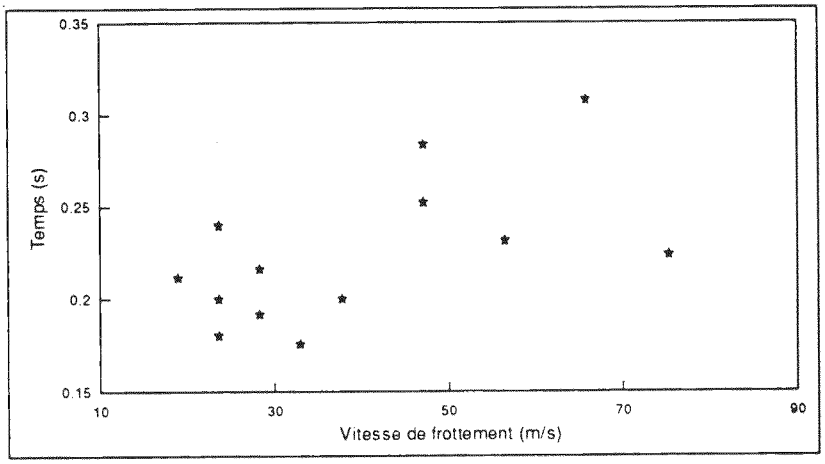


Figure 3.46 : temps pour obtenir 0,1 mm d'usure linéaire en fonction de la vitesse de frottement sur l'acier 35NCD16 (points expérimentaux).

3.4.4 EFFET DE LA VARIATION DE LA FORCE A PRODUIT PRESSION-VITESSE CONSTANT SUR L'ACIER 35NCD16

Le flux généré à la surface de frottement est égal au produit [(coefficient de frottement) x (pression) x (vitesse de frottement)]. La surface étant identique pour toutes les éprouvettes, le produit [(coefficient de frottement) x (force normale) x (vitesse de frottement)] est proportionnel au flux généré à l'interface. Il semblait intéressant d'étudier les effets de la variation des paramètres de frottement tout en essayant de maintenir un flux généré à l'interface constant. Le flux généré est d'après Montgomery un paramètre directeur du frottement à grande vitesse. Le coefficient de frottement étant difficilement contrôlable, une série d'essais a été effectuée à produit [(force normale) x (vitesse de frottement)] constant. Toutes les courbes présentées dans ce paragraphe (figure 3.47 à 3.49) ont été tracées à partir des résultats obtenus dans cette série d'essais.

Quand on augmente la vitesse de frottement, la charge a tendance à diminuer légèrement, car le tribomètre répond moins bien mécaniquement à haute vitesse de frottement. Aussi, certaines des charges obtenues dans cette série d'essais sont plus faibles que prévu.
On observe que les coefficients de frottement croissent linéairement avec la force normale (figure 3.47).
Ce résultat est cohérent avec la décroissance du coefficient de frottement (qui peut être en 1/U) observée à charge constante et sa quasi indépendance vis à vis de la charge. On a en effet sur le graphe 3.47 :

$$f = C.F_n = C.\frac{\Phi}{U} \quad puisque \quad F_n.U = \Phi = Cte \tag{3.1}$$

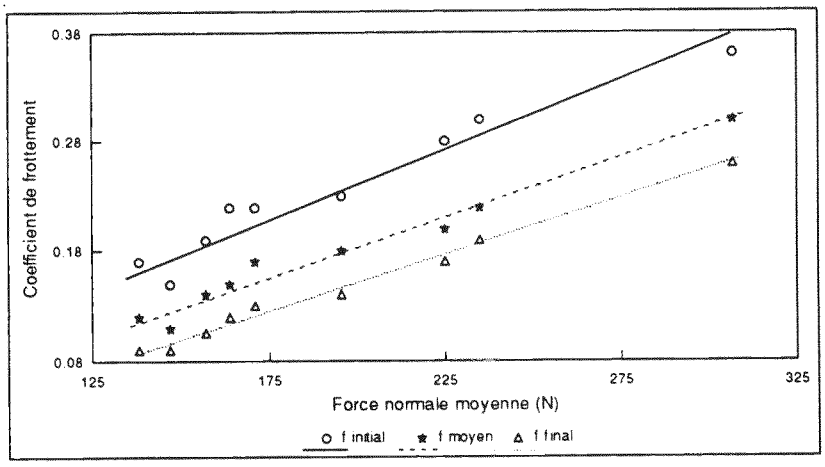


Figure 3.47 : coefficients de frottement initiaux, moyens et finaux en fonction de la force normale moyenne sur l'acier 35NCD16 (points expérimentaux et tendances).

L'usure linéaire et l'usure massique augmentent, en première approximation, linéairement avec les forces normales (figure 3.48). L'usure linéaire qui était de 1,5 mm pour 100 N d'accroissement de la charge à vitesse constante n'est plus ici que de 0,6 mm pour une même

augmentation de l'effort normal.

Les vitesses d'usure diminuent avec l'augmentation de la charge, passent par un minimum quand la force normale atteint 300 N, et remontent ensuite lorsque la force normale croît. Cette décroissance initiale est plus ou moins marquée suivant le traitement appliqué aux données et peut être quasiment nulle comme dans le cas de la vitesse d'usure linéaire prise à 0,5 mm d'usure non compensée qui est représentée sur le diagramme de la figure 3.48.

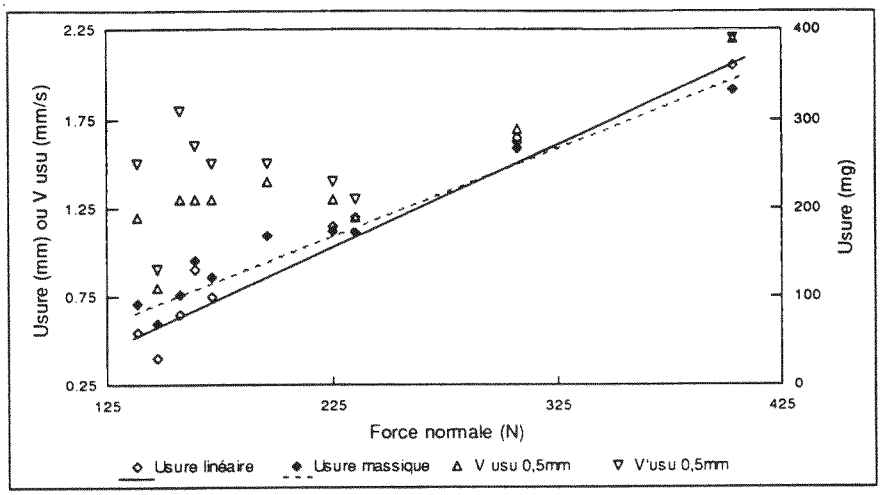


Figure 3.48 : usure linéaire, usure massique et vitesse d'usure linéaire compensée (V' usu) et non compensée (V usu) pris à 0,5 mm d'usure en fonction de la force normale moyenne sur l'acier 35NCD16 (points expérimentaux et tendances).

Le temps pour obtenir 0,1 mm d'usure décroît exponentiellement avec une faible dispersion en fonction de la force normale et de la force tangentielle (figure 3.49).

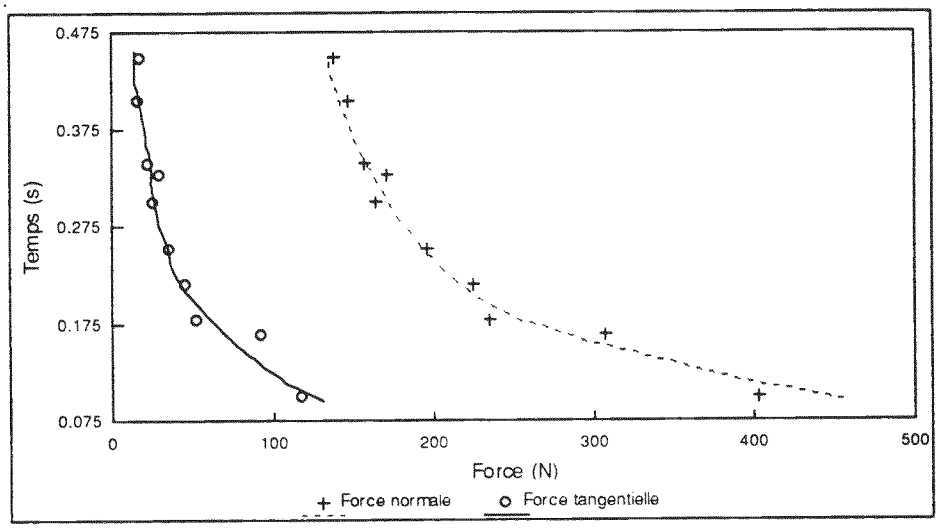


Figure 3.49 : temps pour obtenir 0,1 mm d'usure en fonction de la force normale moyenne et de la force tangentielle moyenne sur l'acier 35NCD16 (points expérimentaux et tendances).

3.4.5 RESULTATS THERMIQUES SUR L'ACIER 35NCD16

Un nombre important d'éprouvettes en 35NCD16 a été instrumenté avec des thermocouples. Les mesures ainsi effectuées ont été traitées par le logiciel "Micadeff" conçu par Serra à partir de la méthode de Raynaud et Bransier.

Grâce à ce logiciel, la température de surface peut être calculée numériquement en utilisant les résultats des mesures de deux des thermocouples. Trois thermocouples étant implantés, on peut les appareiller et obtenir ainsi trois couples (1 - 2, 1 - 3, 2 - 3; le N° 1 étant le plus proche du contact) à partir desquels on pourra affectuer les calculs.
Les courbes obtenues à partir des thermocouples 1 - 2 et 1 - 3 sont très voisines car le début des calculs par méthode inverse a pour origine le thermocouple N°1 alors qu'il s'effectue au thermocouple N°2 dans le cas de l'utilisation des thermocouples 2 - 3. L'influence de ce choix est très important, car plus le point de mesure de température est éloigné de la surface, moins la mesure est précise et plus le nombre d'itérations nécessaire au calcul est élevé.
La figure 3.50 présente un exemple d'évolution de la température de surface obtenue par le logiciel. La croissance est rapide en début d'essai et augmente plus faiblement ensuite jusqu'à un maximum. La température de surface décroît alors avant la fin de l'essai, puis diminue exponentiellement lors du refroidissement du pion. Les courbes correspondantes aux cas 1 - 2 et 1 - 3 s'arrêtent brusquement après 0,8 s car l'usure est importante et atteint le thermocouple 1 qui se retrouve alors dans le bourrelet du pion. Les calculs utilisant les mesures effectuées par ce thermocouple sont arrêtés à partir de cet instant.

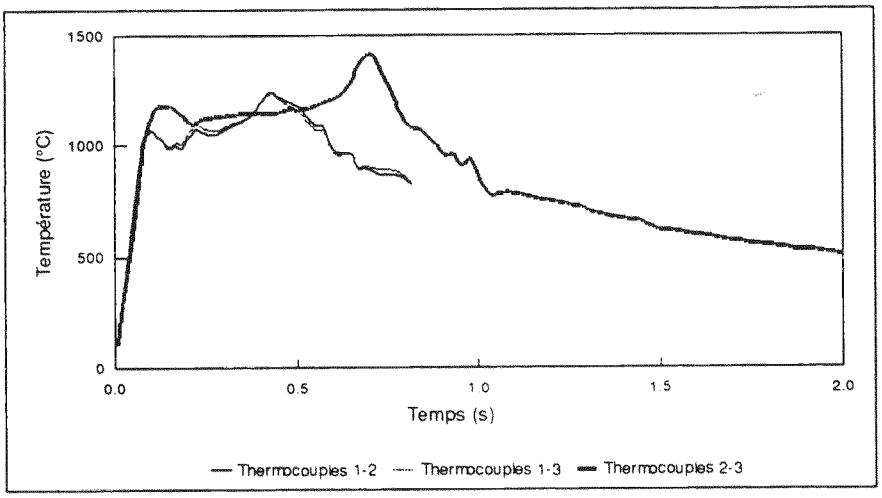


Figure 3.50 : températures de surface calculées de trois manières différentes en utilisant les mesures des thermocouples sur l'acier 35NCD16 (charge 400 N, vitesse de frottement 14 m/s, 2 mm d'usure pendant la seconde d'essai).

Les résultats de différents essais montrent que les calculs sont d'autant plus précis que les thermocouples (et particulièrement celui qui sert d'origine pour la méthode inverse) sont proches de la surface. Les courbes sont donc perturbées par l'usure qui déplace la position des thermocouples par rapport à la surface. La phase d'augmentation lente de la température observée sur certaines courbes comme celle de la figure 3.50 est probablement produite par ce

phénomène. La perte de précision produite par l'éloignement du thermocouple d'origine est observée sur presque toutes les courbes où les résultats obtenus par les thermocouples 2 - 3 sont assez éloignés de ceux produits par les autres paires de thermocouples.
La chute de la température de surface après le maximum peut être attribuée à la déformation plastique qui a tendance à amener le thermocouple dans le bourrelet avant que l'usure linéaire n'atteigne sa position (figure 3.51). Le même phénomène se produit pour la courbe correspondante aux calculs menés avec les thermocouples 2 - 3, mais dans ce cas, on a un retard qui est dû à la position décalée du thermocouple d'origine des calculs.

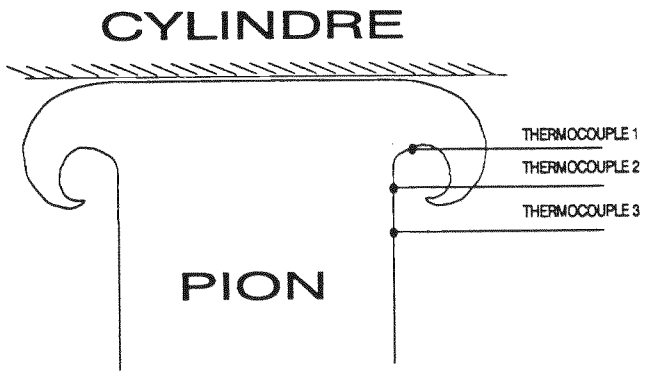


Figure 3.51 : entraînement d'un thermocouple dans le bourrelet par la déformation plastique du pion avant que l'usure correspondant à sa position ne soit atteinte. Le thermocouple donnera des résultats qui seront d'autant plus erronés qu'il sera décalé dans le bourrelet.

On peut noter que sur les courbes correspondantes aux essais où l'usure est faible, on a une montée rapide en début d'essai, un plateau où la température reste pratiquement stable durant tout le reste de l'essai et une décroissance de la température qui ne commence qu'à la fin de l'essai (figure 3.52).

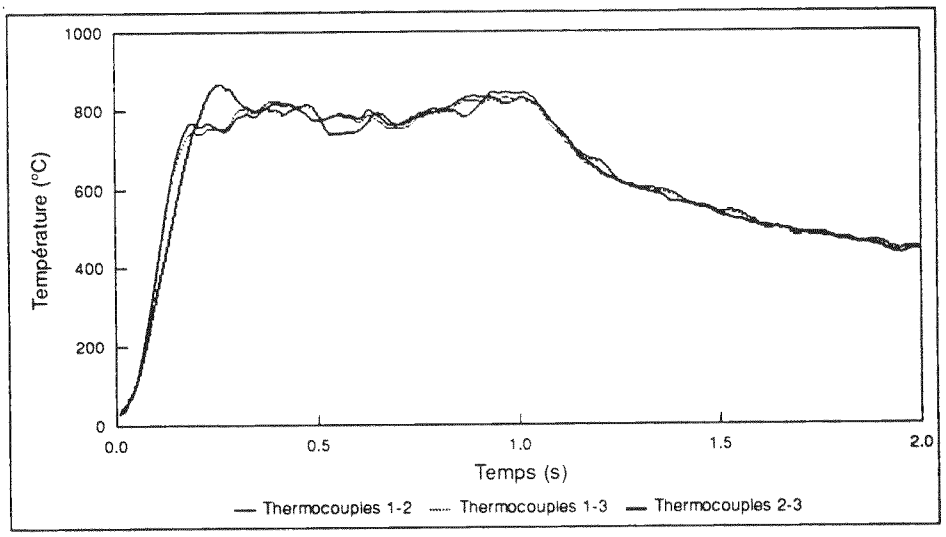


Figure 3.52 : températures de surface calculées de trois manières différentes en utilisant les mesures des thermocouples sur l'acier 35NCD16 (charge 150 N, vitesse de frottement 28,15 m/s, 0,35 mm d'usure pendant la seconde d'essai).

Le logiciel "Micadeff" permet aussi le calcul de l'évolution du flux de chaleur entrant dans le contact. Le flux généré à l'interface par le frottement pouvant être obtenu à partir de la force tangentielle, on obtient le coefficient de partage de la chaleur en effectuant le rapport entre ces deux flux.

Les figures 3.53 et 3.54 donnent un exemple d'évolution des flux de chaleur et des coefficients de partage. L'essai de référence est le même que celui utilisé pour obtenir la figure 3.50 et on retrouve les valeurs correspondant aux calculs effectués avec les trois paires de thermocouples.

Le flux total généré à l'interface croît très rapidement jusqu'à un maximum qui est atteint au bout d'environ 0,1 s, puis il décroît d'une manière légèrement exponentielle. Les oscillations sont produites par le rebond du pion sur la frette lors de la mise en charge et s'atténuent au cours de l'essai.

Le flux entrant dans le pion est important en début d'essai, puis diminue assez nettement avant de se stabiliser. Les chutes que l'on peut observer en fin d'essai sont causées par le phénomène évoqué plus haut qui provoque une diminution apparente de la température de surface quand on a une forte usure.

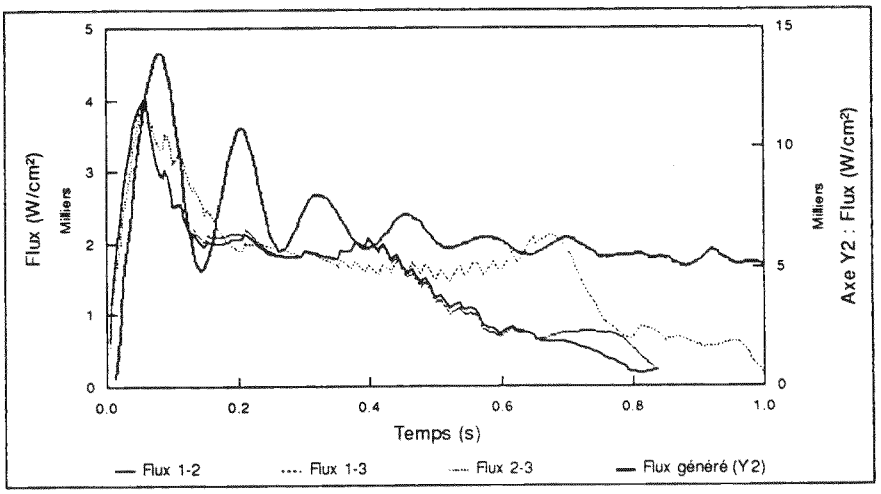


Figure 3.53 : flux de chaleur généré à l'interface et flux de chaleur entrant calculés de trois manières différentes en utilisant les mesures des thermocouples sur l'acier 35NCD16 (charge 400 N, vitesse de frottement 14 m/s).

Le coefficient de partage augmente en début d'essai à la même vitesse que le flux entrant dans le contact, puis il se stabilise à une valeur comprise entre 0,15 et 0,35 qui reste alors à peu près constante jusqu'à la fin de l'essai. Le coefficient de partage est très élevé en début d'essai. Ceci est du à un artefact produit par la méthode de calcul. Les oscillations sont dues au sautillement du pion.

La méthode de calcul employée par le logiciel Micadeff est une méthode de différences finies pour la résolution de problèmes de conduction inverse. Dans de telles méthodes, on fait l'hypothèse que les propriétés physiques sont constantes sur le pas d'espace choisi. L'effet de filtre qui permet de stabiliser la méthode est proportionnel au nombre de noeuds. Si on utilise un pas d'espace petit, cet effet de filtre va être important et va masquer les phénomènes

transitoires rapides. Si le pas d'espace est trop grand, on amplifie les erreurs de mesure. Il faut donc trouver un compromis sur la taille du pas d'espace. La figure 3.55 montre, pour le même essai que celui de la figure 3.50, la température de surface calculée avec des pas d'espace respectivement de 0,001 mm (cas de la méthode stabilisé à la figure 3.50) et de 0,01 mm. Suite aux plus grandes approximations faites en choisissant un grand pas d'espace, cette deuxième courbe indique des températures un peu plus faibles. Elle révèle cependant des oscillations en début d'essai dans une partie de la courbe où le calcul effectué avec un pas de temps petit n'indiquait qu'une faible ondulation. On observe sur la courbe donnant l'évolution de la charge en fonction du temps que le choc produit par la mise en contact des éprouvettes a produit une baisse de charge environ 0,15 s après le début de l'essai. Les deux pics les plus bas relevés sur la figure 3.55 surviennent pendant cette chute d'effort où on a eu une baisse de la quantité de chaleur dégagée dans le contact par le frottement.

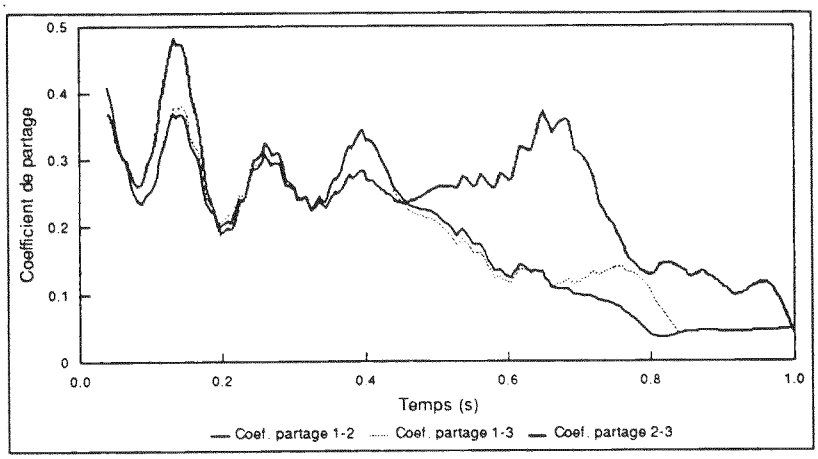


Figure 3.54 : coefficients de partage lissés calculés de trois manières différentes en utilisant les mesures des thermocouples sur l'acier 35NCD16 (charge 400 N, vitesse de frottement 14 m/s).

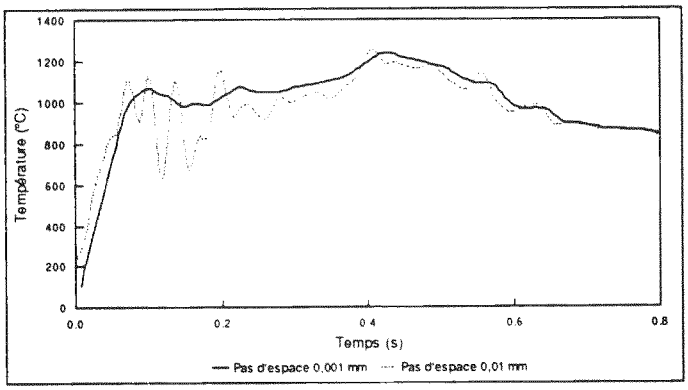


Figure 3.55 : températures de surface calculées par Micadeff avec des pas d'espace de 0,001 et de 0,01 mm en utilisant les mesures des thermocouples 1 et 2 sur l'acier 35NCD16 (charge 400 N, vitesse de frottement 14 m/s).

Les oscillations de la courbe de température de surface sont amplifiées lors du calcul du flux de chaleur, car celui-ci s'obtient à partir de la dérivée de la température. On observe ce phénomène sur la figure 3.56 qui présente les calculs de flux associés aux courbes de la figure 3.55. Sur certains essais, les chutes brutales du flux thermique entrant dans le pion ont pu être corrélées à des ruptures du contact observées sur les films vidéo rapides. Des calculs effectués à des vitesses d'acquisition plus élevées devraient permettre d'obtenir des résultats plus précis.

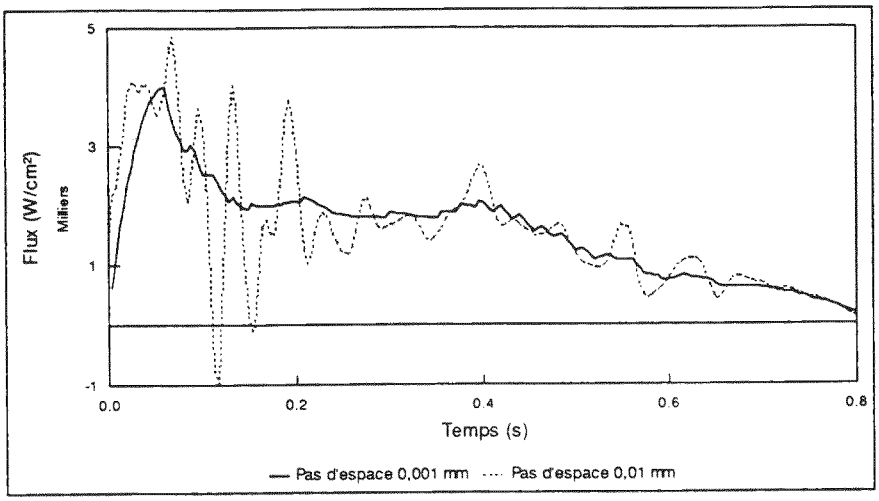


Figure 3.56 : flux entrant calculés par Micadeff avec des pas d'espace de 0,001 et de 0,01 mm en utilisant les mesures des thermocouples 1 et 2 sur l'acier 35NCD16 (charge 400 N, vitesse de frottement 14 m/s).

La température de surface croit logarithmiquement avec la force normale et avec la force tangentielle (figure 3.57).

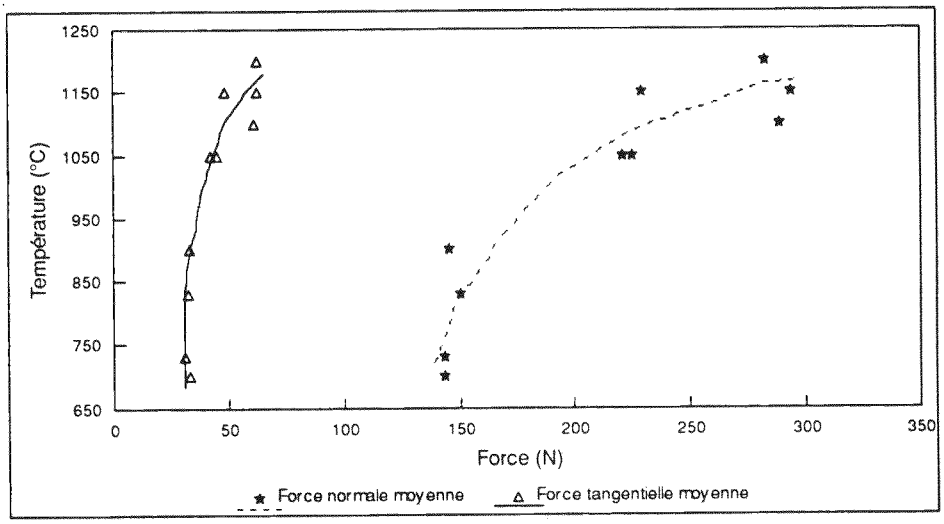


Figure 3.57 : température de surface en fonction de la force normale moyenne et de la force tangentielle moyenne sur l'acier 35NCD16 (points expérimentaux et tendances).

Le flux entrant dans le contact croît logarithmiquement avec l'augmentation de la charge. Il passe par un maximum au bout d'une durée variant de 0,05 s à 0,3 s.

Le coefficient de partage décroît logarithmiquement avec la force normale et linéairement avec

la force tangentielle (figure 3.58). Cependant, il est possible que la décroissance soit aussi logarithmique par rapport à la force tangentielle, mais que la forme soit peu prononcée et cachée par la dispersion des mesures.

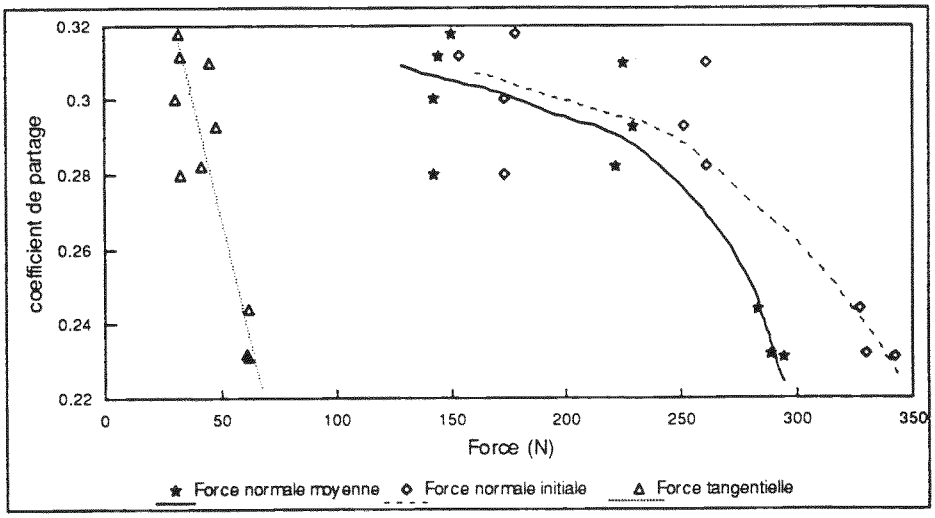


Figure 3.58 : coefficients de partage en fonction de la force normale moyenne, de la force normale initiale et de la force tangentielle moyenne sur l'acier 35NCD16 (points expérimentaux et tendances).

D'après De Vrient (1982), le flux de chaleur se répartit pour les faibles vitesses suivant les effusivités respectives. Malgré la vitesse élevée, ce résultat peut être employé en première approximation en tout début d'essai car le pion est alors froid.

On trouve des valeurs thermiques correspondant à des aciers proches de ceux utilisés dans le Smithells (1983). L'EN23 et le EN57 (normes américaines) ayant des compositions voisines du 35NCD16 et de l'APX4, on peut évaluer leurs effusivités b et en déduire le coefficient de partage initial théorique.

On a donc, le pion étant affecté de l'indice 1 :

$$\delta = \frac{b_1}{b_1 + b_2} = 0{,}58 \qquad (3.2)$$

Si on maintient le produit $F_n.U$ constant, la croissance logarithmique de la température de surface en fonction des forces est aussi constatée (figure 3.59).

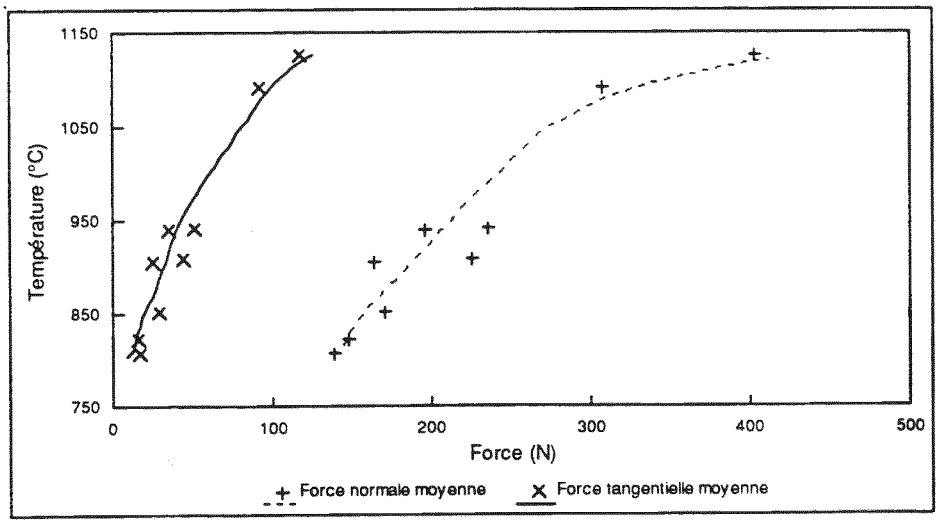


Figure 3.59 : température de surface en fonction de la force normale moyenne et de la force tangentielle moyenne sur l'acier 35NCD16 à produit $F_n.U$ constant (points expérimentaux et tendances).

A produit $F_n.U$ constant, la décroissance du coefficient de partage apparaît plus linéaire (figure 3.60). Les deux points correspondant aux efforts les plus élevés sont assez éloignés. Celui ayant un coefficient de partage de 0,26 a été considéré comme étant entaché d'erreur et n'a pas été pris en compte pour le tracé de la courbe. Cependant, il faudrait augmenter le nombre de points de mesure pour avoir une idée plus précise de la nature de la courbe et de la valeur de la pente si on a bien une droite.

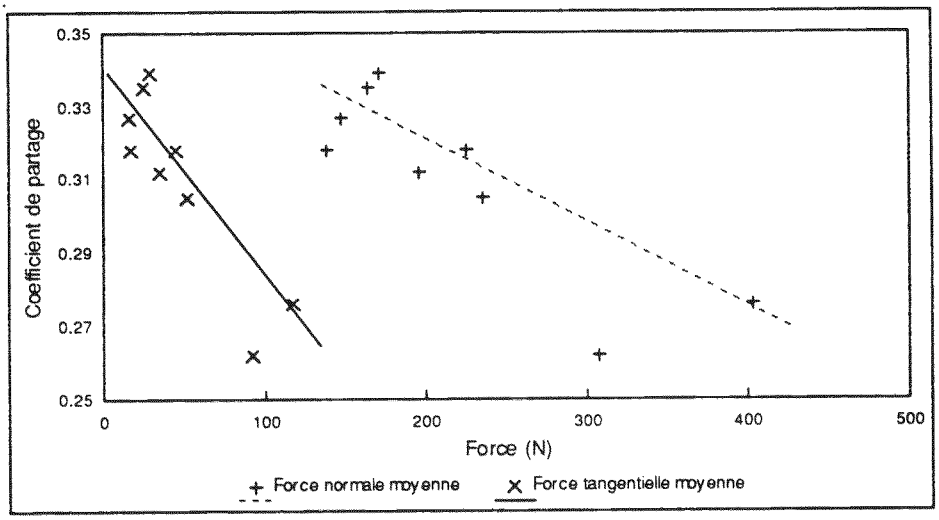


Figure 3.60 : coefficient de partage du flux de chaleur en fonction de la force normale moyenne et de la force tangentielle moyenne sur l'acier 35NCD16 à produit $F_n.U$ constant (points expérimentaux et tendances).

3.5 LE REVETEMENT DE CHROME ELECTROLYTIQUE

Des pions en acier 35NCD16 revêtus de chrome électrolytique (chrome dur) d'une épaisseur de 100 à 120 µm ont été testés au tribomètre à grande vitesse dans les mêmes conditions que les pions du même acier non revêtu.
Deux essais avec une vitesse de 18,8 m/s et un temps de contact de 0,27 s ont été effectués, l'un sur un pion d'acier 35NCD16 revêtu de chrome, l'autre sur un même pion nu. Deux autres essais ont aussi été réalisés avec une vitesse et un temps de contact plus élevés. Les principaux paramètres correspondant à ces quatre essais sont répertoriés dans le tableau 3.1.

Comme le chrome pur, le chrome électrolytique résiste très bien au frottement. Le revêtement ne s'est que très peu usé pendant l'essai. Les masses mortes utilisées étaient les mêmes pour les quatre essais, la baisse de force normale enregistrée sur l'essai 237 vient de la mauvaise compensation de l'usure par le système de mise en charge.

N°	Revêtu	F_n (N)	U (m/s)	t (s)	f ini	f moy	f fin	Usure (mm)	Usure (mg)	W (J)
228	oui	176	18,8	0,27	0,26	0,35	0,4	ε	0	465
229	non	167	18,8	0,27	0,23	0,35	0,46	0,3	24	428
234	oui	180	28,15	0,42	0,34	0,37	0,38	ε	1	776
237	non	134	28,15	0,42	0,27	0,26	0,24	0,8	71	414

Tableau 3.1 : paramètres tribologiques et résultats des essais effectués pour caractériser les couches de chrome dur. "t" est le temps de contact, "f ini" est le coefficient de frottement initial, "f moy" le coefficient de frottement moyen sur tout l'essai, "f fin" le coefficient de frottement final et "W" la puissance dissipée par la force de frottement.

La figure 3.61 présente des filiations de micro dureté effectuées sous 100 g sur les pions des essais N°228 et 229. La dureté de la couche de chrome qui était de 1100 HV avant l'essai a, principalement en surface, fortement baissé.
Le chrome dur a une structure métastable comparable à celle d'un métal écroui à froid. Il a une densité très élevée de dislocations qui participent au durcissement. Lors du frottement, il y a compétition entre la déformation plastique qui a tendance à durcir la couche de chrome et l'apport de température qui provoque une restauration de ce matériau et le fait tendre vers une structure stable. Cette restauration commence par l'élimination d'un grand nombre de dislocations. Les micrographies effectuées sur les échantillons de chrome ayant frotté montrent que la phase de recristallisation n'a pas encore été atteinte sur les essais effectués. Une durée de contact plus importante devrait permettre d'observer une recristallisation du chrome et une valeur de dureté atteignant les 200 Hv correspondant au chrome recuit.
Dans l'acier, une région trempée de 300 µm de profondeur apparaît pour le matériau non revêtu alors que sous le revêtement, la trempe est moins marquée et ne s'étend que sur une profondeur de 120 µm. Une région ayant subi un sur-revenu apparaît après cette couche

trempée. La cuvette de dureté ainsi formée a un aspect très similaire dans les deux cas. La dureté minimum atteinte est un peu plus importante pour le pion revêtu, mais la chute de dureté est de même amplitude. La dureté à coeur de l'acier est atteinte après 300 µm pour le pion revêtu et après 600 µm pour l'autre éprouvette. La profondeur de la zone affectée thermiquement a donc été réduite de moitié grâce à la présence de la couche de chrome.

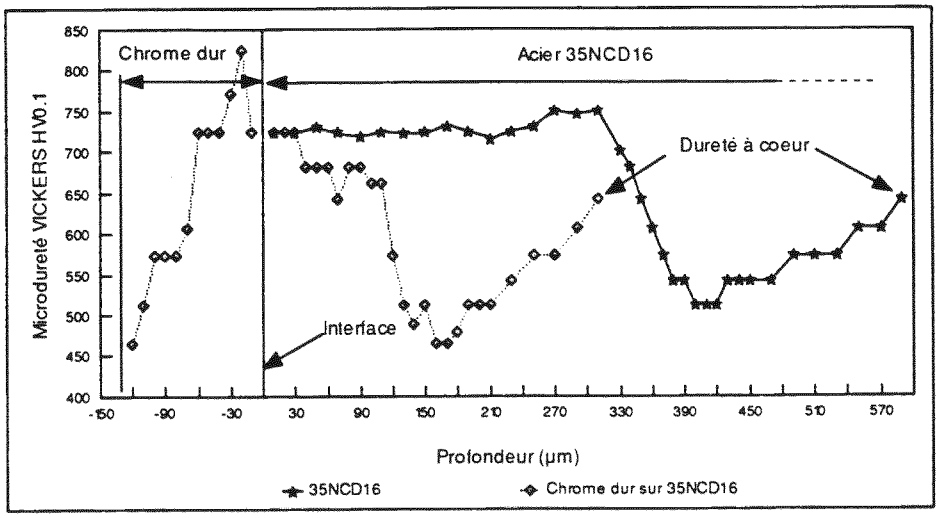


Figure 3.61 : micro duretés effectuées sur l'acier 35NCD16 avec et sans revêtement de chrome dur. La valeur 0 de la profondeur correspond à la surface de l'acier (essais N° 228 et 229).

Les résultats présentés sur la figure 3.62 montrent que les profondeurs affectées thermiquement dans l'acier sont du même ordre de grandeur lors des essais n° 234 et 237. Cependant, l'intensité de la zone trempée est plus forte sur l'acier non protégé que sur celui revêtu par la couche de chrome. Cette dernière éprouvette s'est trempée plus en profondeur.
La dureté de la couche de chrome a fortement diminué par rapport à celle de l'essai N°228. La dureté est moindre en surface car le chrome a atteint des températures plus élevées; à l'interface, les échanges thermiques avec l'acier ont aussi provoqué un adoucissement de la couche.

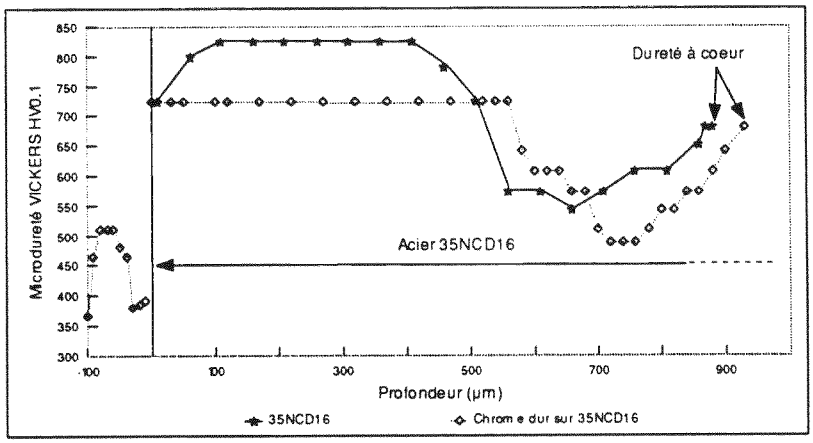


Figure 3.62 : micro duretés effectuées sur l'acier 35NCD16 avec et sans revêtement de chrome dur. La valeur 0 de la profondeur correspond à la surface de l'acier (essais N° 234 et 237).

Quand le temps de contact est faible, la couche de chrome joue bien le rôle d'une barrière thermique et diminue la profondeur de la zone affectée thermiquement dans l'acier. Si l'on augmente l'énergie et le temps de contact, le chrome étale la diffusion de la chaleur qui pénètre plus en profondeur mais provoque une trempe moins forte.

Du point de vue tribologique, le chrome résiste bien mieux que l'acier. On voit sur la figure 3.63 que le pion en acier s'est fortement déformé plastiquement et est profondément rayé. Le chrome n'est, en comparaison, que faiblement affecté.

Comme on a pu le constater sur les filiations de dureté de la figure 3.62, les zones affectées thermiquement sont d'une taille comparable pour les essais 234 et 237, avec cependant une profondeur affectée un peu plus importante pour l'éprouvette revêtue (figures 3.64 et 3.65).

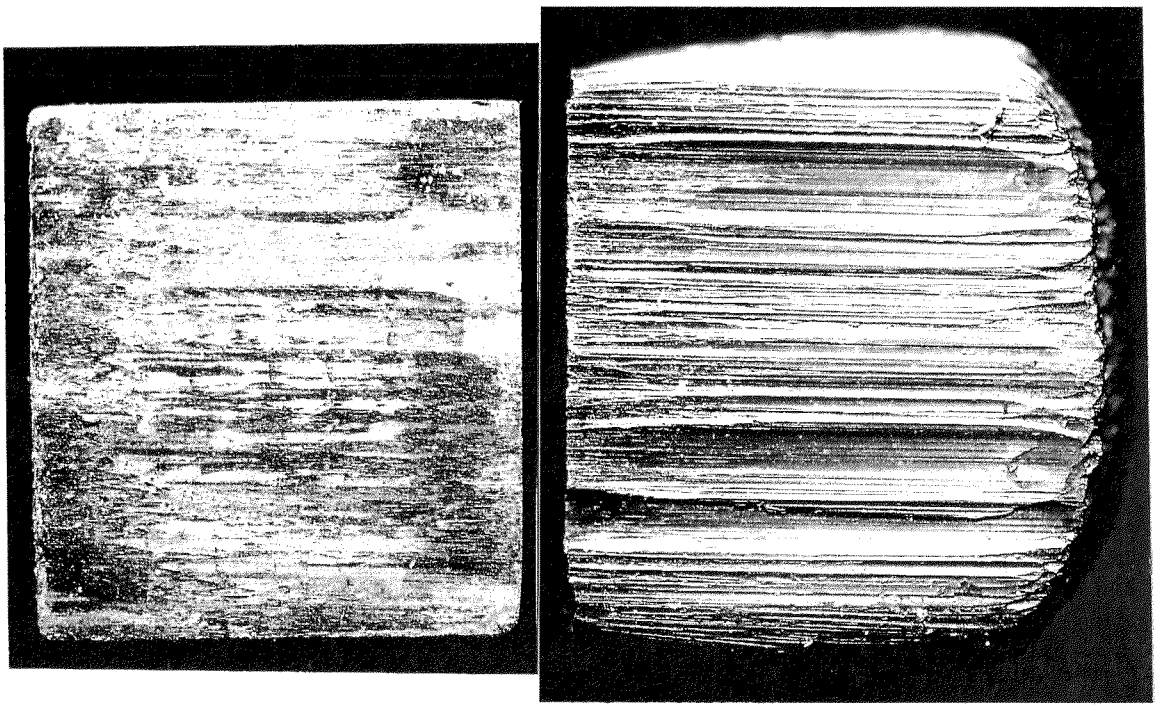


Figure 3.63 : vue de dessus des surfaces frottantes (x22). A gauche N°234 (revêtu de chrome dur) et à droite N°237 (non revêtu).

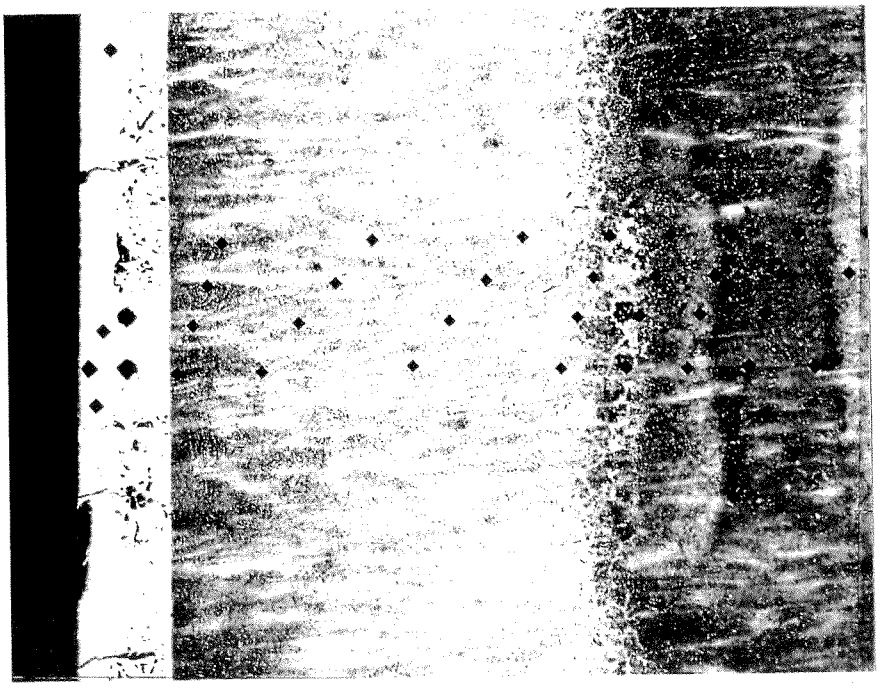


*Figure 3.64 : coupe du pion revêtu de chrome (essai N°234; *125).*

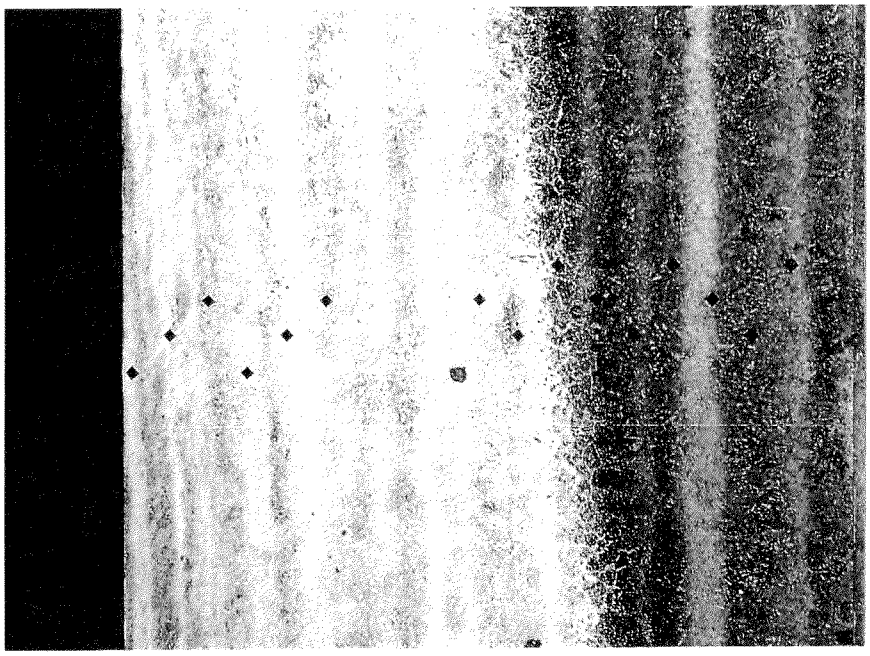


*Figure 3.65 : coupe du pion non revêtu de chrome (essai N°237; *125).*

La figure 3.64 montre que le dépôt du pion relatif à l'essai 234 est fissuré et qu'il y a ablation de fragments de chrome. Ces dégradations de la couche sont nettement plus importantes sur le pion de l'essai 234 que sur celui de l'essai 228. Dans les deux cas on observe un transfert de matière du cylindre sur la surface du pion, une déformation plastique superficielle du chrome, et la cicatrisation des microfissures de surface (figure 3.66).

Sur la droite de la figure 3.66, l'interface présente une marche à partir de laquelle une fissure s'est formée et s'est propagée jusqu'à la surface. Au voisinage de la marche, la déformation des lattes de martensite dans le substrat prouvent l'effet d'emboutissage d'un fragment de chrome dans l'acier porté à haute température. Il s'agit d'un véritable cisaillement.

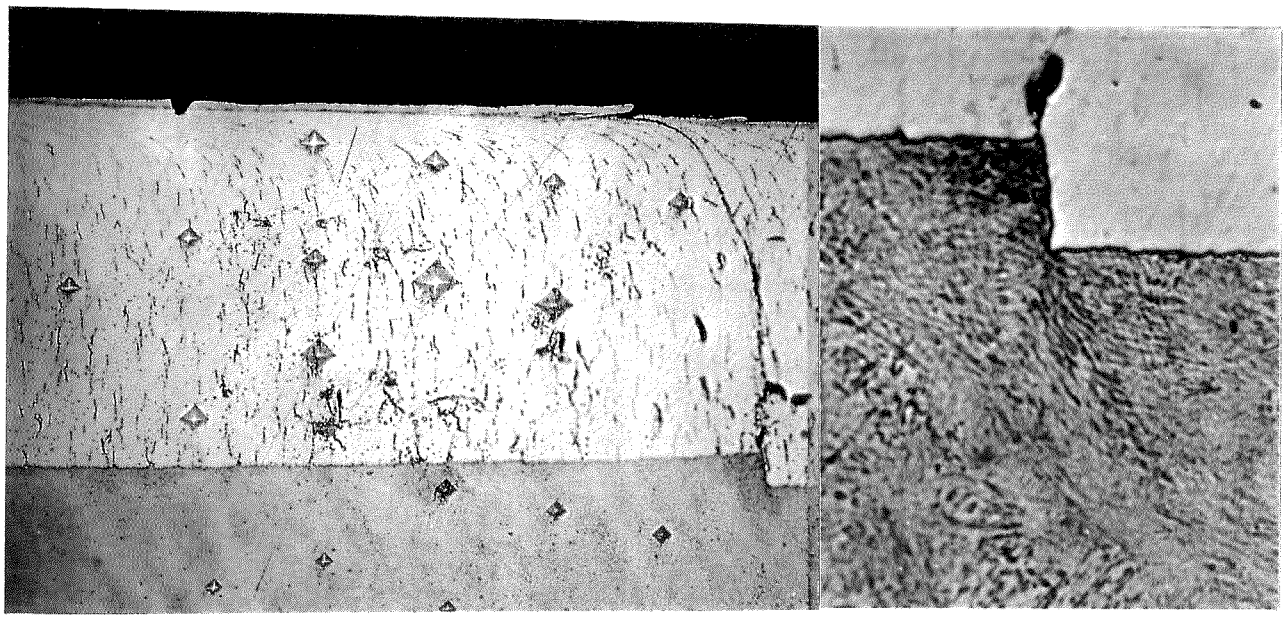


*Figure 3.66 : photo gauche : coupe du pion revêtu de chrome de l'essai N°228 (x400). La photo droite est un agrandissement de la marche visible sur la première photo (*1000).*

La protection thermique apportée par le chrome peut être illustrée en comparant les températures de surface des pions revêtus et non revêtus (figure 3.67). La température de surface s'accroît un peu plus vite pour le pion chromé, mais elle atteint des valeurs maximales de 100 à 200°C moins élevées. Le refroidissement de la surface du pion chromé s'effectue un peu plus rapidement à la fin de l'essai.

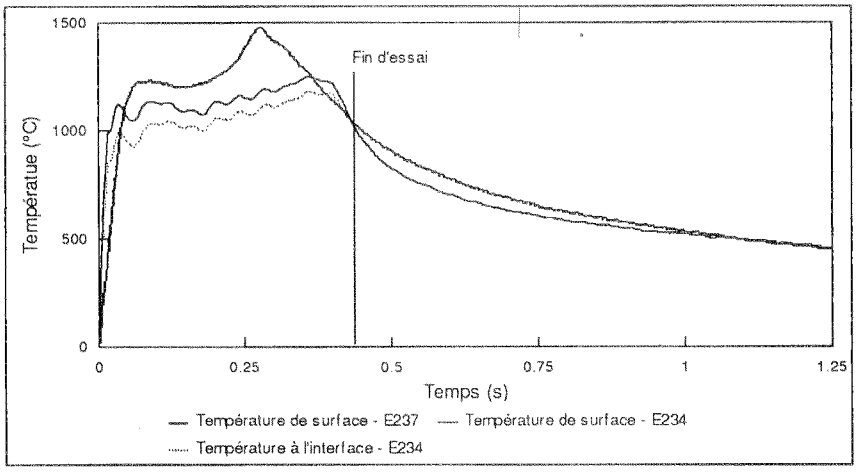


Figure 3.67 : évolution des températures de surface pour les essais N°234 et 237. La température à l'interface chrome/acier est aussi représentée pour l'essai N°234.

Etant donné les plus forts coefficients de frottement obtenus avec le pion chromé, le flux de chaleur généré en surface est plus faible avec le pion non revêtu (figure 3.68). Cependant, le coefficient de partage de la chaleur est nettement plus élevé en l'absence de revêtement.

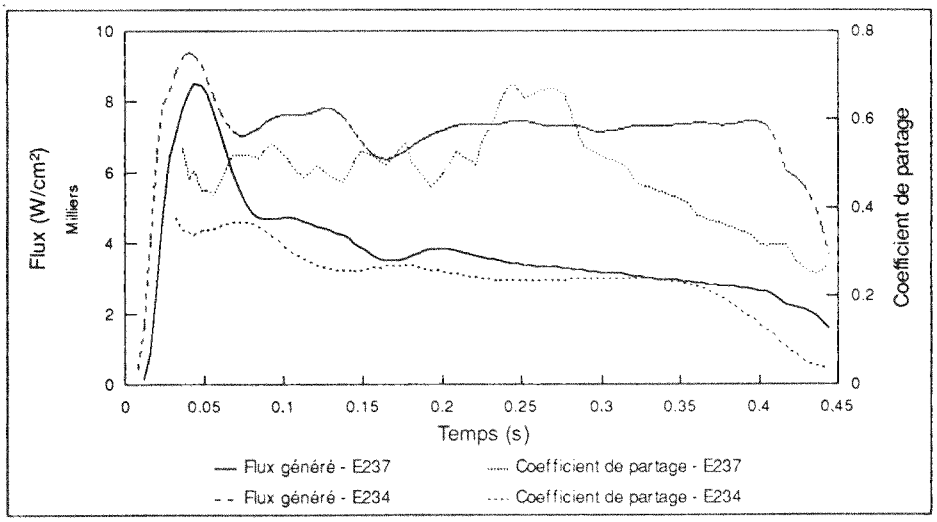


Figure 3.68 : évolution des flux entrant et des coefficients de partage pour les essais N°234 et 237.

La température calculée à plusieurs profondeurs et à plusieurs instants de l'essai permet de tracer les gradients de température successifs dans le pion. Les figures 3.69 et 3.70 montrent l'évolution de ces gradients thermiques pour un pion revêtu de chrome dur. Une température moyenne de surface voisine de 800°C est atteinte au bout de 0,01 seconde de frottement; la barre des 1000°C est franchie en 0,016 seconde.

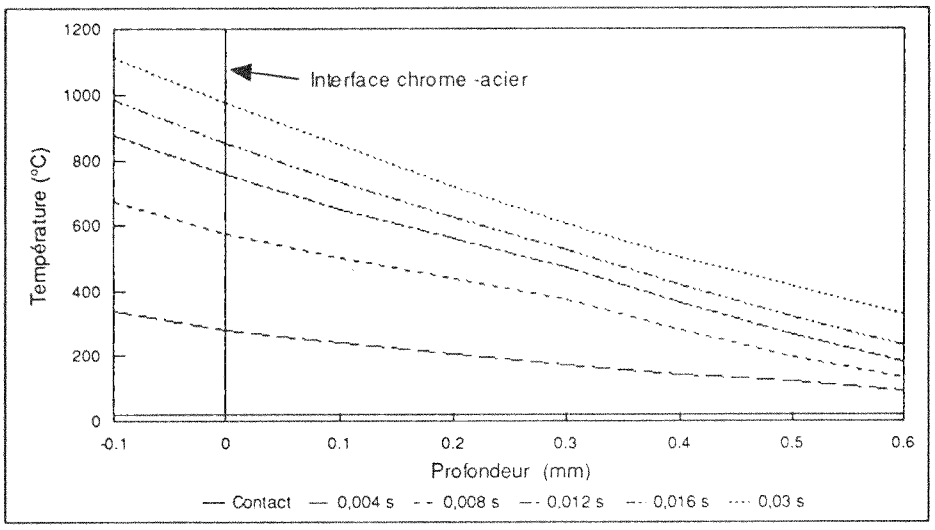


Figure 3.69 : gradients thermiques en début d'essai dans un pion revêtu de chrome dur (essai N°234).

Les sautillements du pion produits par le rebond sont observés sur la figure 3.70 où les courbes de gradient thermique s'entrecroisent.

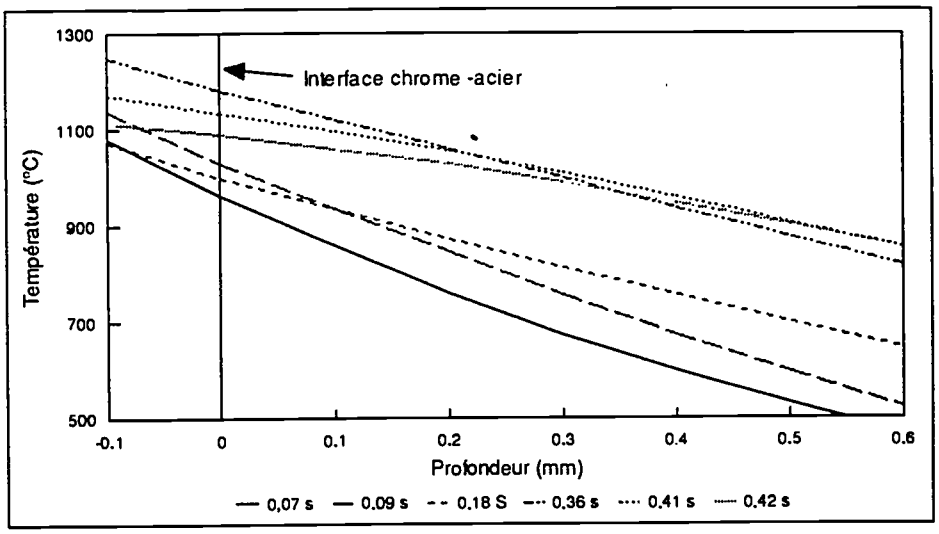


Figure 3.70 : gradients thermiques dans le pion pendant le frottement (essai N°234).

A titre de comparaison, les figures 3.71 à 3.72 donnent des courbes analogues pour le pion de l'essai N°237. La phase d'usure lente a duré 0,035 s pendant lesquelles l'usure est considérée nulle.

Les gradients thermiques relatifs à cette phase atteignent la cote 0 correspondant à la position initiale de la surface du pion. Ceux qui se rapportent à des temps postérieurs sont tronqués à la valeur la plus proche de la surface où les résultats sont enregistrés par le logiciel.

La phase d'usure rapide apparaît lorsque la température moyenne de surface atteint une valeur comprise entre 1000 et 1050 °C, ce qui se produit au bout d'un peu plus de 0,03 seconde.

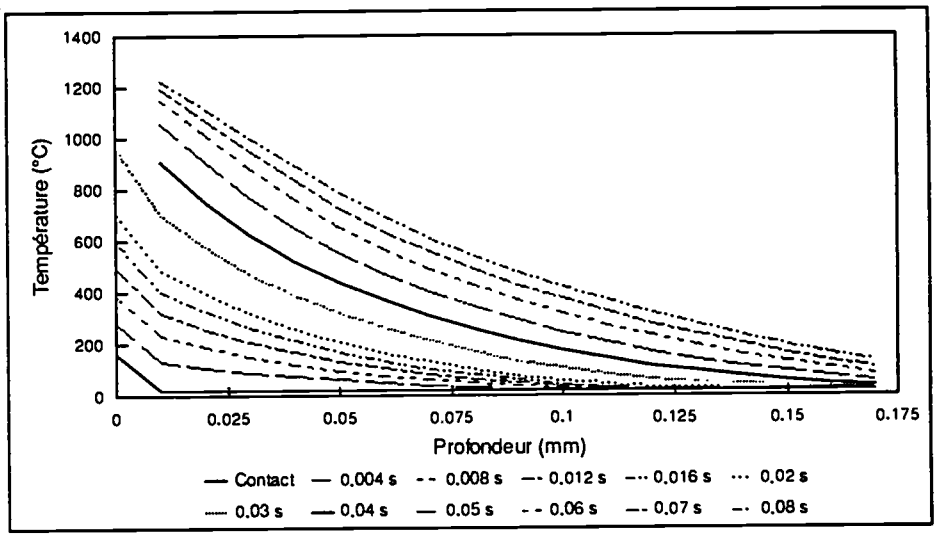


Figure 3.71 : gradients thermiques dans le pion lors de la phase d'usure lente sur l'essai N°237.

Les derniers gradients tracés sur la figure 3.72 s'entrecroisent montrant ainsi la diminution de la température de surface avant la fin de l'essai. On remarque cependant que la température continue à augmenter en profondeur.

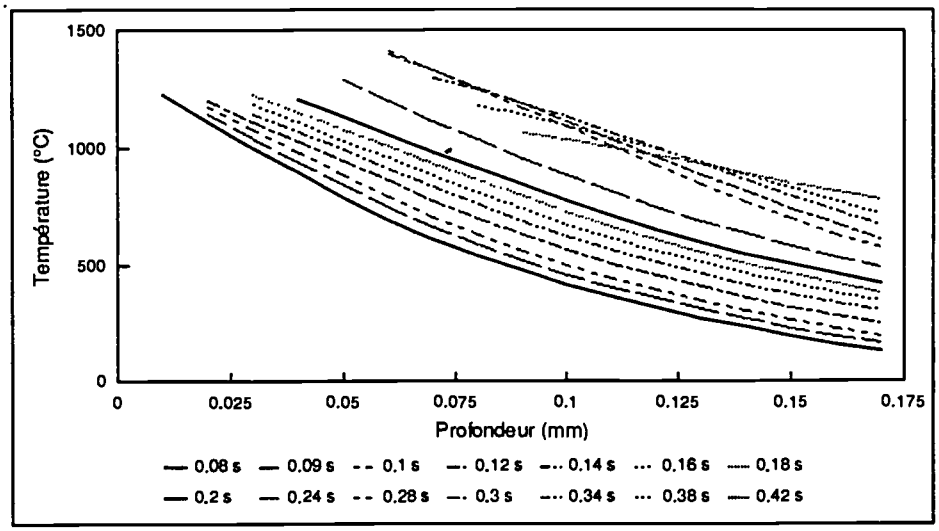


Figure 3.72 : gradients thermiques dans le pion lors de la phase d'usure rapide sur l'essai N°237.

La baisse de la température de l'acier provoquée par la présence de la couche de chrome peut être appréhendée en traçant sur un même graphe et à un même instant les gradients thermiques pour des pions revêtus et non revêtus (figure 3.73).

En début d'essai (1), la température de surface du chrome est plus élevée d'une centaine de degrés que celle de l'acier. Ce résultat était attendu car, d'une part le coefficient de frottement initial, et donc le flux de chaleur généré, est plus élevé sur l'essai N°234 que sur le N°237, d'autre part le chrome conduit moins bien la chaleur que l'acier.

Les courbes 1, 2 et 3 montrent que la température varie peu à la surface du chrome alors qu'elle s'accroît à la surface du pion non revêtu qui s'use fortement. En fin d'essai (4), la température s'est un peu accrue pour le pion revêtu, mais atteint 200°C de plus à la surface du pion nu.

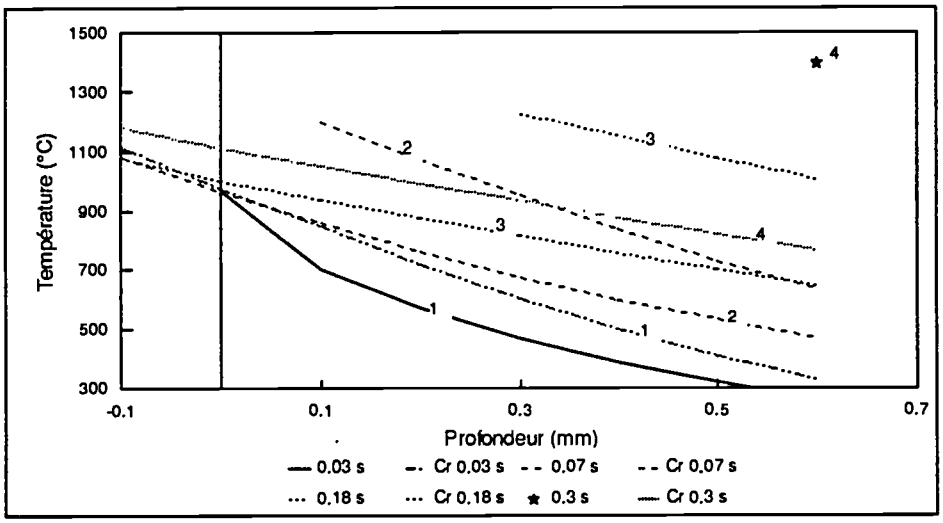


Figure 3.73 : gradients thermiques dans le pion comparés à différents instants entre les essais N°234 (revêtu de chrome dur) et N°237 (non revêtu).

3.6 CONCLUSION

Dans la mesure où les paramètres expérimentaux ont été choisis pour étudier les régimes transitoires du frottement à grande vitesse, le nombre des grandeurs physiques, tant mécaniques que thermiques, intervenant notablement est important. Il est difficile de déterminer celles dont l'influence est prédominante. Il en résulte que les tendances générales ne sont pas nettes et que le comportement des matériaux révèlent de fortes particularités.

Le cuivre se déforme fortement pendant l'essai. Les pions "grippent" et laissent sur la surface du cylindre des transferts importants, mais restent cependant bien en contact avec le cylindre pendant tout le temps de l'essai. Suite à l'augmentation de température, la surface des pions se transforme en une pâte "collante" qui donne lieu à des coefficients de frottement de plus de 1.

Comme le cuivre, le fer laisse de forts transferts sur la surface du cylindre. Cependant, ces transferts durcissent et provoquent des sautillements du pion à chaque fois qu'ils passent dans le contact.

Les autres matériaux purs ne "grippent" pas et ne laissent que de fines traces de transfert sur le cylindre. L'aluminium a un comportement très différent suivant l'orientation du pion. Il se déforme beaucoup plastiquement et son usure massique est quasiment nulle.

Etant donné sa faible dureté, le plomb s'écrase sous l'effet de la charge. Son coefficient de frottement est le plus bas des matériaux purs étudiés et son usure linéaire est élevée.

Le zinc a un coefficient de frottement légèrement plus élevé que le plomb, mais, à l'opposé de ce dernier, son usure est faible et très lente.

Le chrome résiste très bien au frottement mais est très fragile. Son coefficient de frottement est assez bas et régulier, mais aucune usure notable n'a été enregistrée sur les pions.

Le tungstène résiste lui aussi très bien à l'essai et ne casse pas. Des charges importantes et des fortes vitesses de frottement ont pu lui être infligées sans provoquer de fortes usures. Le coefficient de frottement baisse fortement quand l'essai est poursuivi dans le temps.

Les aciers ont un comportement similaire à celui du fer, mais leur coefficient de frottement est beaucoup plus faible. On relève des écarts notables entre les résultats relevés sur les deux aciers étudiés. Les essais ont montré que la dureté n'était pas responsable des différences observées, la responsabilité de ces écarts incombe plus probablement à la composition chimique et notamment à la présence de carbone.

La température de contact moyenne atteint des valeurs proches de la température de fusion lors des essais sur les pions en acier 35NCD16. Le coefficient de partage de la chaleur est de l'ordre de 0,3.

Les dépôts de chrome dur ne s'usent que faiblement lors des essais. Ils protègent le substrat en acier tant sur le plan tribologique que thermique.

CHAPITRE 4

LOIS DE FROTTEMENT ET D'USURE EN TRIBOLOGIE A GRANDE VITESSE MODELE HYDRODYNAMIQUE DU CONTACT

SOMMAIRE CHAPITRE 4

LOIS DE FROTTEMENT ET D'USURE EN TRIBOLOGIE A GRANDE VITESSE - MODELE HYDRODYNAMIQUE DU CONTACT

4.1 INTRODUCTION 113

4.2 COMPARAISON DE NOS RESULTATS AVEC CEUX DE LA LITTERATURE 114

4.2.1 Température de fusion 114
4.2.2 Flux de chaleur généré (f.Fn.U) 115
4.2.3 Travaux de Earles et Kadhim - $Fn^{1/2}.U$ 117
4.2.4 Résultats de Williams et Giffen - $(Fn.U)^{-0.45}$ 120

4.3 MODELE HYDRODYNAMIQUE 121

4.3.1 Hypothèses 121
4.3.2 Calcul de la pression dans le contact 123
4.3.3 Calcul de la portance hydrodynamique 126
4.3.4 Calcul du débit 127
4.3.5 Force de frottement 129
4.3.6 Approche énergétique 132
4.3.7 Application numérique 133

4.4 CONCLUSION 139

CHAPITRE 4

LOIS DE FROTTEMENT ET D'USURE EN TRIBOLOGIE A GRANDE VITESSE - MODELE HYDRODYNAMIQUE DU CONTACT

4.1 INTRODUCTION

Il a paru intéressant de comparer les résultats obtenus au TGV avec ceux dégagés lors de l'étude bibliographique sur les machines les plus proches de la notre. Les deux machines se rapprochant le plus du TGV sont la machine de Montgomery et celle utilisée par Williams et Giffen puis plus tard Earles et Kadhim.

Montgomery a principalement relié ses résultats avec les grandeurs thermiques des matériaux qu'il a testés. Il a ainsi constaté qu'une courbe semi log donnant la vitesse d'usure en fonction de l'inverse de la température de fusion des matériaux était une droite croissante. Pour un matériau donné, l'usure croît proportionnellement au carré du flux de chaleur ($f.F_n.U$) généré dans le contact.

Earles et Kadhim considèrent que le comportement tribologique est fonction du facteur $F_n^{½}.U$. Ils obtiennent des lois expérimentales traduisant l'évolution du coefficient de frottement et de l'usure en fonction de ce facteur.

Cependant, pour Williams et Giffen qui utilisent la même machine, le coefficient de frottement est fonction du produit $(F_n.U)^{-0.45}$.

De nombreux auteurs ont émis l'hypothèse de la présence d'un film hydrodynamique dans le contact lorsque le flux de chaleur dégagé était important. Les observations avec la caméra vidéo rapide ont montré que sur le fer et les aciers des projections de métal en fusion se produisaient à l'arrière du contact. Il ne peut y avoir de film complet car le contact n'a lieu que sur une faible surface lors du passage d'une aspérité. Un modèle a été développé en partant de l'hypothèse qu'un film hydrodynamique pouvait exister lors du passage d'une telle aspérité.

Dans la première partie de ce chapitre, nous comparerons nos résultats avec ceux des auteurs mentionnés ci-dessus. Dans la deuxième partie, nous développerons le modèle hydrodynamique.

4.2 COMPARAISON DE NOS RESULTATS AVEC CEUX DE LA LITTERATURE

4.2.1 TEMPERATURE DE FUSION

Montgomery (1976) a montré que quand un flux (soit un produit (coefficient de frottement) x (pression) x (vitesse)) suffisamment élevé (2100 MPa.m/s pour le cas qu'il cite) était généré à l'interface, une courbe semilog donnant la vitesse d'usure en fonction de l'inverse de la température de fusion était une droite croissante. L'auteur montrait ainsi que les matériaux à haut point de fusion sont ceux qui s'usent le moins (figure 1.16).

Pour tenter de vérifier ce résultat sur nos essais, une valeur du produit $f.F_n.U$ égale à 150 N.m/s a été choisie car elle correspondait à des essais ayant eu lieu sur un grand nombre de matériaux.

Les vitesses d'usure ont été prises à 0,5 mm d'usure pour s'affranchir au mieux des perturbations produites par la diminution de la charge en cours d'essai. Les résultats sont reportés sur la figure 4.1.

La très bonne résistance du zinc à l'usure le tient éloigné de la courbe. Les aciers qui s'usent moins que le fer pour des températures de fusion voisines résistent mieux à l'usure et s'écartent donc aussi assez nettement de la tendance générale.

Les autres matériaux ont chacun un point correspondant à une des séries d'essai qui s'aligne. Etant donné le bas produit $f.F_n.U$ (quatorze fois plus faible que celui utilisé par Montgomery pour établir la courbe 1.16) qui est employé, ce résultat peut être considéré comme bon.

La courbe de Montgomery intégrait plus de matériaux car il s'intéressait aux régimes établis et utilisait des charges et des vitesses plus élevées que celles employées pour les présents travaux. Les forts produit $f.F_n.U$ employés par Montgomery rendent les effets thermiques prédominant et augmentent donc l'importance des grandeurs thermiques des matériaux.

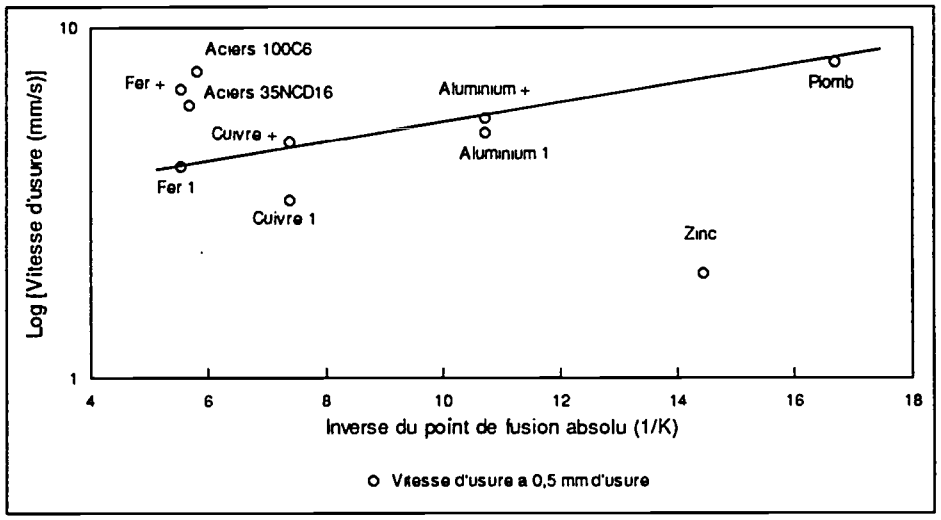


Figure 4.1 : évolution de la vitesse d'usure linéaire en fonction de l'inverse de la température absolue de fusion.

4.2.2 FLUX DE CHALEUR GENERE ($f.F_n.U$)

Un autre résultat de Montgomery qui a pu être vérifié est l'accroissement proportionnel de l'usure avec le produit $(f.F_n.U)^2$. Les points situés correspondant à des valeurs d'usure trop élevées sont à considérer avec précaution. En effet, des problèmes mécaniques limitaient l'usure à environ 2 mm lors des premiers essais, et n'ont pas permis à l'usure d'atteindre sa valeur normale sur certains essais. Ces problèmes de limitation d'usure mis à part, les points restant vérifient la proportionnalité de l'usure avec le produit $(f.F_n.U)^2$. Pour le zinc, les points placés à forte charge correspondent à un temps d'essais de 1 s alors que les autres points représentent des essais de 2 secondes (temps utilisé pour tous les autres points de ce graphe sauf pour le fer où le temps est de 1 s).

Si on exclue les points correspondant au cuivre de la première série qui sont peut être incorrect suite à la limitation de l'usure, on note que la pente la plus faible est obtenue pour le zinc alors que la plus forte est celle du plomb.

On remarque que, non seulement les pentes sont différentes, mais que les prolongement des courbes ne passent pas par les mêmes points d'origine sur l'axe des abscisses. Le prolongement de la droite correspondant aux essais de cuivre (autre que la première série d'essais) passe par l'axe des abscisses pour un produit $(f.F_n.U)^2$ de près de 2 000 000 $(N.m/s)^2$ alors que pour le plomb, la courbe passe approximativement par l'origine. Ce graphe est à rapprocher de celui de la figure 3.31 qui montre l'usure linéaire en fonction de la force normale pour les mêmes matériaux purs. On constate sur ce graphe que la courbe correspondant au plomb tend vers l'origine alors que c'est le zinc qui est le matériau pour lequel il faut la plus forte charge pour obtenir une usure notable. L'inversion des tendances entre le cuivre et le zinc sur les deux graphes vient du fort coefficient de frottement du cuivre.

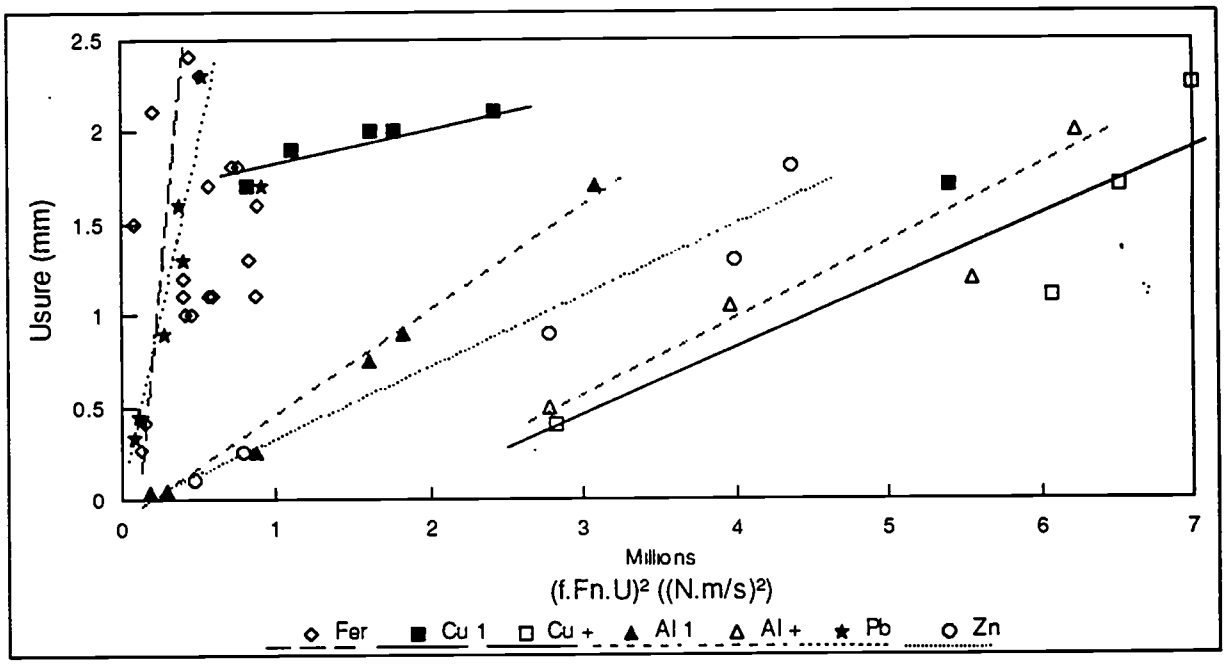


Figure 4.2 : évolution de l'usure linéaire des matériaux purs testés en fonction du produit $(f.F_n.U)^2$.

Le fer et les aciers vérifient aussi la loi de Montgomery indiquant que l'on a proportionnalité entre l'usure et le produit $(f.F_n.U)^2$ (figure 4.3).

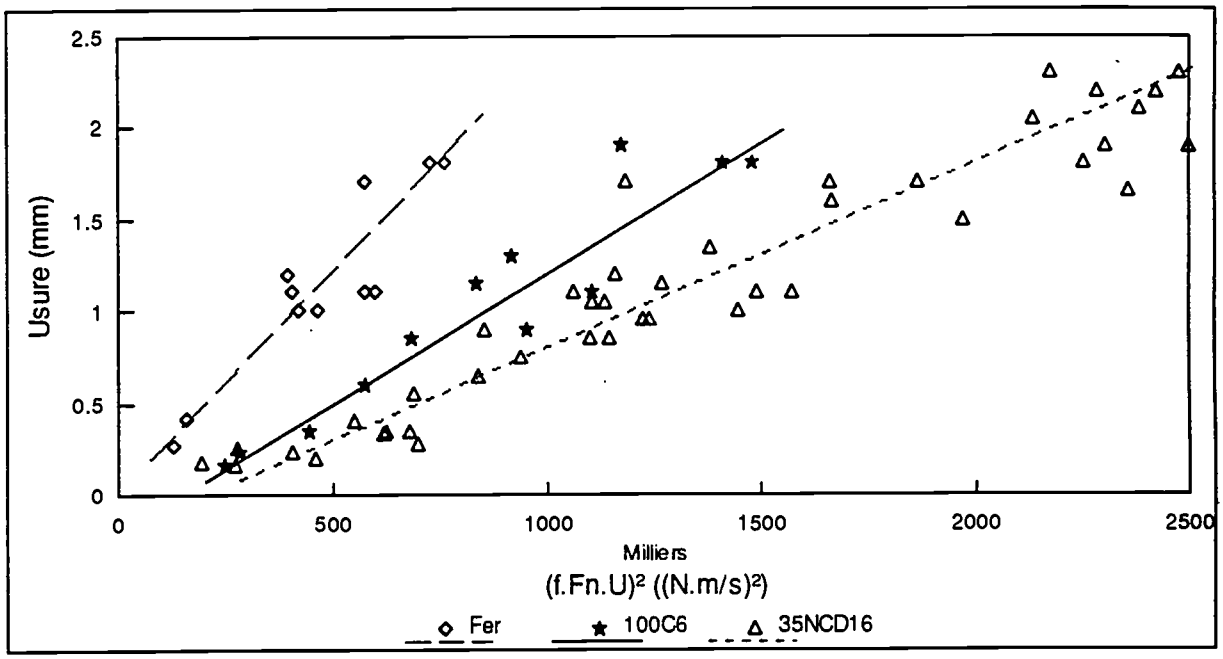


Figure 4.3 : évolution de l'usure linéaire du fer et des aciers testés en fonction du produit $(f.F_n.U)^2$. Tous les points représentés correspondent à des essais de 1 s.

4.2.3 TRAVAUX DE EARLES ET KADHIM - $F_n^{1/2}.U$

Earles et Kadhim considèrent que le facteur $F_n^{1/2}.U$ dirige le comportement tribologique. Les courbes présentées aux figures 4.4 et 4.5 présentent les évolutions du coefficient de frottement moyen des matériaux étudiés en fonction de ce facteur. A part pour l'aluminium, la tendance générale est une décroissance plus ou moins marquée du coefficient de frottement moyen avec le produit $F_n^{1/2}.U$. Cette décroissance est linéaire, la seul exception à cette règle étant le cas du 35NCD16 où les points correspondant aux basses valeurs du produit $F_n^{1/2}.U$ ne s'alignent pas avec les autres et où la tendance est plutôt une décroissance exponentielle.

On a des alignements qui sont très bons pour certains matériaux alors que la dispersion peut être importante pour d'autres.

Pour les différentes séries d'essais correspondant à un même matériau, les courbes d'évolution ne sont pas toujours parallèles, mais les tendances sont les mêmes.

A titre de comparaison, la figure 4.6 est extraite des travaux de Earles et Kadhim. Elle donne pour les résultats des travaux de Cooks (1957) et de Williams et Giffen (1963/4) le coefficient de frottement en fonction du produit $F_n^{1/2}.U$ pour des aciers. Pour pouvoir comparer ce graphe avec ceux obtenus au TVG, il faut multiplier l'échelle des abscisses qui est en mesures anglo-saxonne par 0,64. On observe alors que les coefficients de frottement obtenus sont nettement plus faible, pour les travaux cités, que pour les essais TGV et que la forte décroissance en fonction du produit $F_n^{1/2}.U$ est logarithmique.

Les deux aciers étudiés ont un comportement qui se rapproche de la courbe de Earles et Kadhim, mais les métaux purs en sont pour la plupart très éloignés.

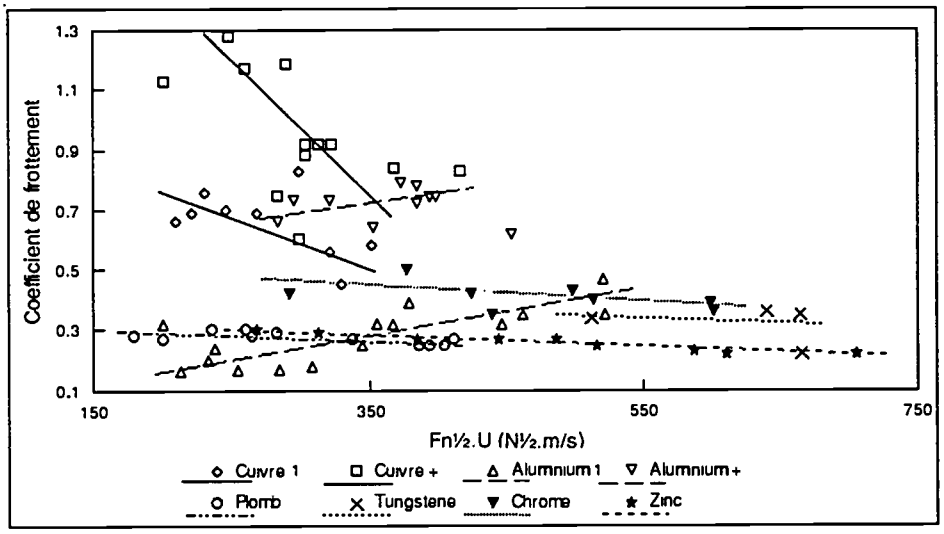


Figure 4.4 : évolution du coefficient de frottement moyen des métaux purs testés en fonction du produit $F_n^{1/2}.U$.

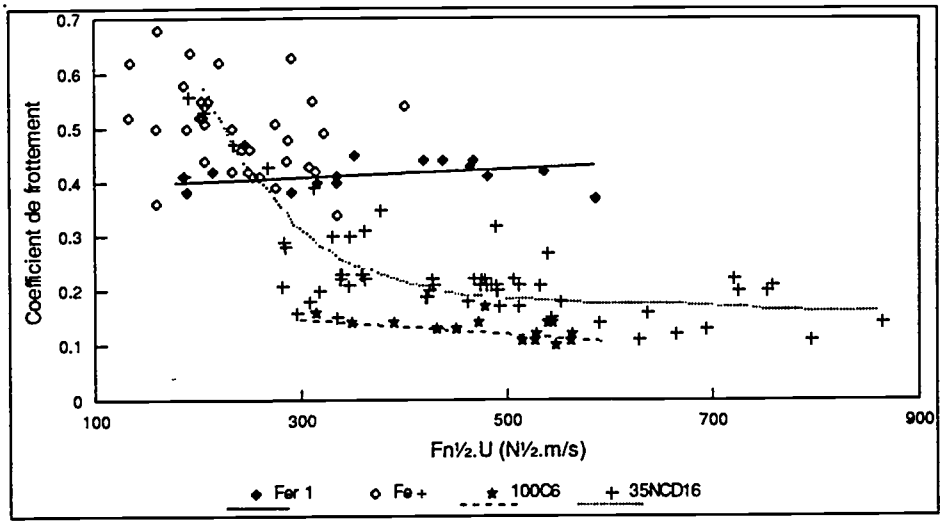


Figure 4.5 : évolution du coefficient de frottement moyen du fer et des aciers testés en fonction du produit $F_n^{1/2}.U$.

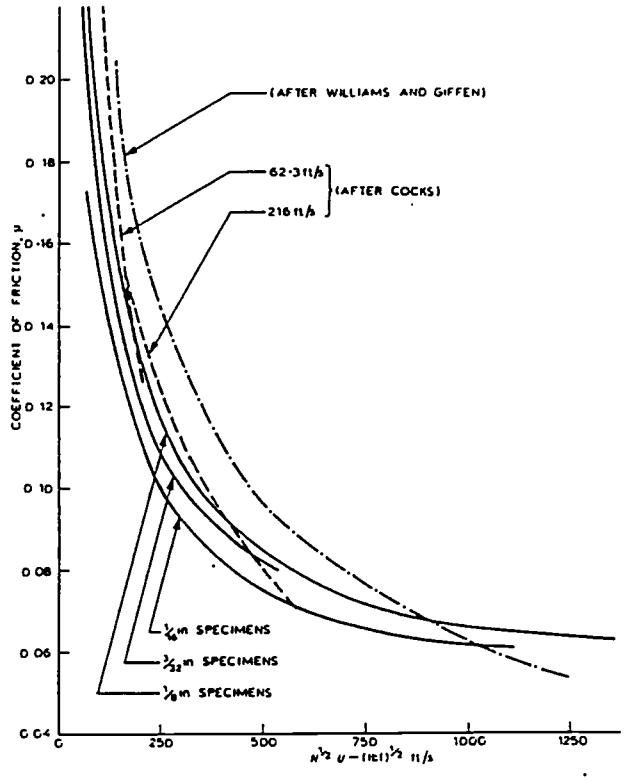


Figure 4.6 : évolution du coefficient de frottement des aciers en fonction du produit $F_n^{1/2}.U$ d'après Earles et Kadhim.

On peut aussi comparer le taux d'usure en fonction du produit $F_n'^{1/2}.U$ (figure 4.7). La dispersion est assez forte pour le fer, mais assez faible pour les aciers. La croissance exponentielle observée sur cette figure peut être comparée à celles de la figure 4.8 qui montre, d'après Earles et Kadhim, le taux d'usure en fonction du produit $F_n'^{1/2}.U$.

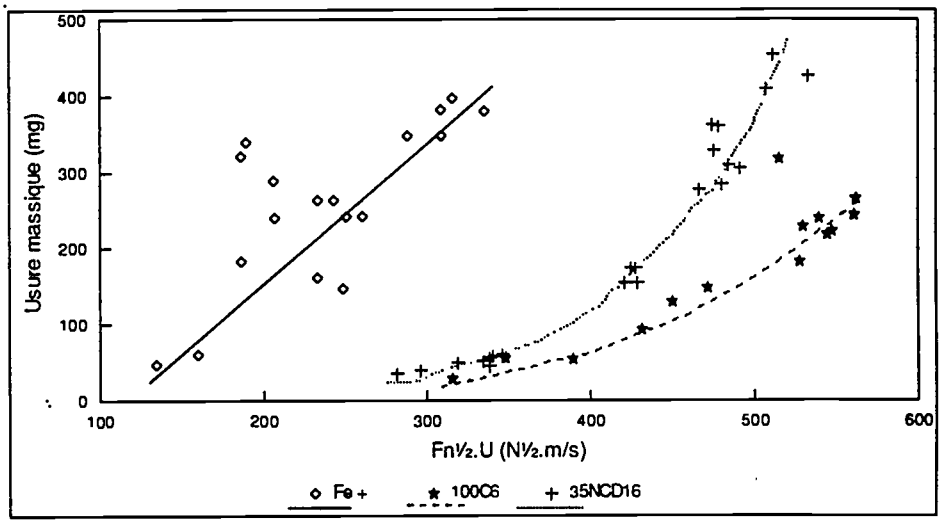


Figure 4.7 : évolution de l'usure massique du fer et des aciers étudiés en fonction du produit $F_n^{½}.U$. La vitesse de frottement était pour tous les essais de 28,25 m/s pour un temps de contact de une seconde.

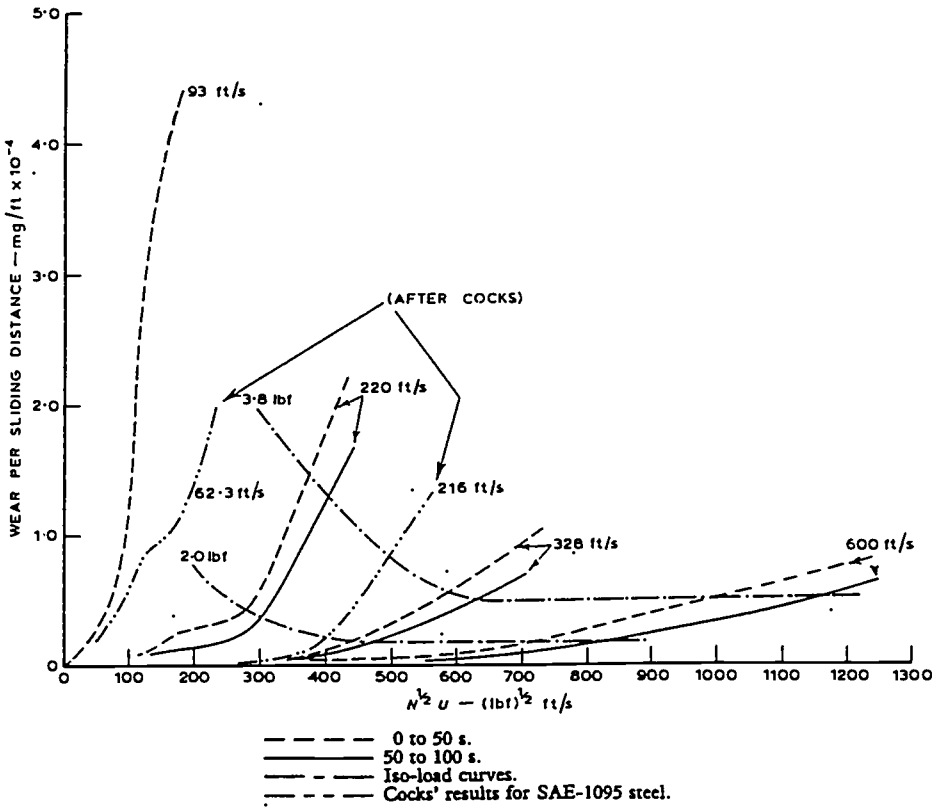


Figure 4.8 : évolution du taux d'usure des aciers étudiés en fonction du produit $F_n^{½}.U$ d'après Earles et Kadhim.

4.2.4 RESULTATS DE WILLIAMS ET GIFFEN - $(F_n.U)^{-0,45}$

Les résultats expérimentaux de Williams et Giffen montrent que le coefficient de frottement est proportionnel à $(F_n.U)^{-0,45}$. Les courbes présentés sur les graphes 4.9 et 4.10 donnent les coefficients de frottement moyens en fonction du facteur $(F_n.U)^{-0,45}$ pour les essais effectués au TGV. La loi est plus ou moins bien vérifiée suivant les matériaux, pour le plomb et pour le zinc, l'alignement est presque parfait, alors que pour le cuivre et l'aluminium, la dispersion est nettement plus importante. On remarque que les tendances sont les mêmes pour les différentes séries d'essais correspondant aux même matériaux et que l'aluminium est le seul pour lequel la tendance est décroissante.

Les points correspondant aux essais sur les éprouvettes en fer de la première série d'essais s'alignent assez bien alors que ceux des autres séries ont, pour les mêmes raisons que précédemment, une forte dispersion.

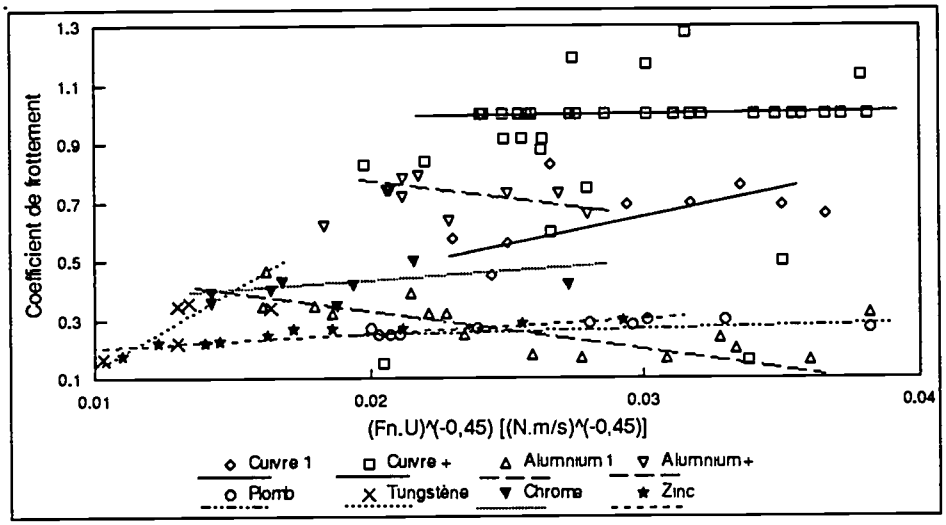


Figure 4.9 : évolution des coefficients de frottement moyens des matériaux purs non ferreux étudiés en fonction du produit $(F_n.U)^{-0,45}$.

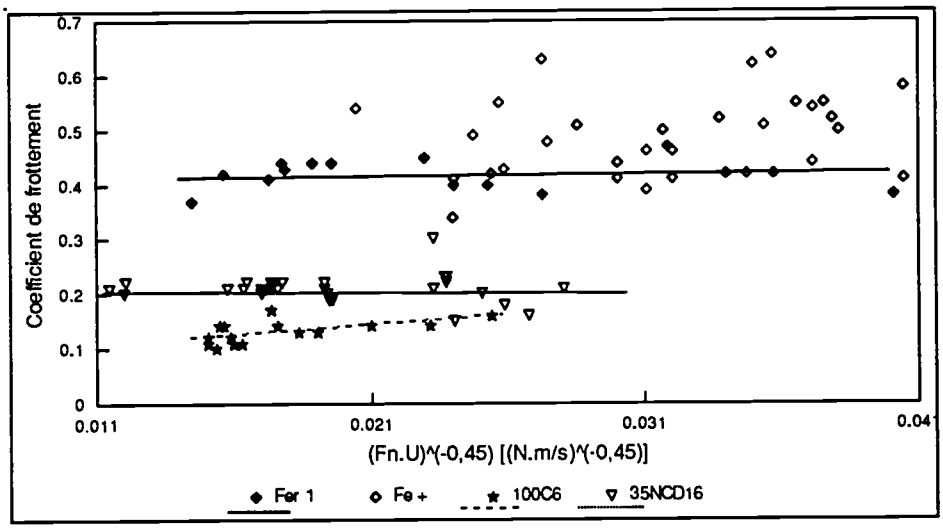


Figure 4.10 : évolution des coefficients de frottement moyens du fer et des aciers étudiés en fonction du produit $(F_n.U)^{-0,45}$.

4.3 MODELE HYDRODYNAMIQUE

Plusieurs auteurs ayant supposé que lors d'un frottement à grande vitesse, un film hydrodynamique s'instaurait entre le pion et son antagoniste, il a paru intéressant de vérifier cette hypothèse. Les observations avec la caméra vidéo rapide ont montré que l'on pouvait avoir une fusion superficielle partielle de la surface de contact. Les valeurs expérimentales des coefficients de frottement semblent, en outre, trop élevés pour être dues à des phénomènes purement hydrodynamiques. Il y a donc probablement deux types de phénomènes qui se produisent lorsqu'une aspérité du cylindre passe sur le pion. Un phénomène de labourage du pion avec un frottement de type "abrasif", et une fois que cette abrasion a amené localement le métal à fusion, il se forme probablement un petit patin hydrodynamique sous l'aspérité. Etant donné le temps de passage d'une aspérité dans le contact, le temps d'existence de tels patins est de l'ordre du dix millième de seconde. Il faudrait donc instrumenter la machine avec des capteurs ayant une bande passante élevée et acquérir les données à une fréquence d'environ, 100 KHz pour obtenir des mesures interprétables dans ce sens. Etant donné la fréquence d'acquisition employée (250 Hz), les mesures ne correspondent qu'à la moyenne entre les phénomènes de frottement de type abrasion et adhésion et les éventuels phénomènes hydrodynamiques.

Malgré cela, un modèle hydrodynamique a été développé pour tenter de vérifier si on obtenait des résultats ayant un minimum de cohérence avec les mesures effectuées. Le problème réel est particulièrement complexe, aussi certaines hypothèses simplificatrices ont été faites afin de pouvoir mener à bien les calculs.

4.3.1 HYPOTHESES

Les observations avec la caméra vidéo à grande vitesse ont montré que le pion n'était pas en contact permanent sur le cylindre, mais que lorsque le contact se produisait, il ne concernait qu'une zone réduite de la surface du pion. On va donc considérer que le contact s'effectue sur une surface de forme rectangulaire dont la longueur de chacun des côtés est inférieure au côté du pion.
Chacun de ces contacts se produit durant le passage d'une aspérité, le pion étant ensuite repoussé pendant quelques millisecondes. La longueur des aspérités relevées sur la frette est de l'ordre de quelques millimètres (6 mm environ), et la vitesse de frottement de 30 m/s. Le temps de contact est alors de l'ordre de :

$$6\ 10^{-3} / 30 = 2\ 10^{-4}\ s$$

Le contact apparent n'est donc en fait que la moyenne d'un grand nombre de contacts de faibles durées qui se répartissent statistiquement sur l'ensemble de la surface du pion.
Le pion étant repoussé après chaque contact, ceux-ci sont considérés indépendant les uns des autres. On peut donc considérer que l'influence du contact d'une aspérité sur les contacts des

aspérités suivantes se restreint à l'entretien de la température moyenne de contact.

On suppose que le métal porté à fusion lors de la phase d'abrasion va servir de lubrifiant et former un film liquide. On va donc avoir une alimentation venant exclusivement de la fusion du pion. Une grosse différence avec les modèles classiques vient du fait que l'alimentation en liquide se fait par la paroi supérieure au lieu de se faire par l'avant du contact. Suite au changement d'état, il y a une augmentation du volume, mais dans le cas présent, cet effet sera négligé.

Pour des raisons de simplifications des calculs, et comme il n'y a pas, a priori, de raison de supposer une forme de type "blochet", le patin plan a été retenu pour la modélisation (figure 4.1).

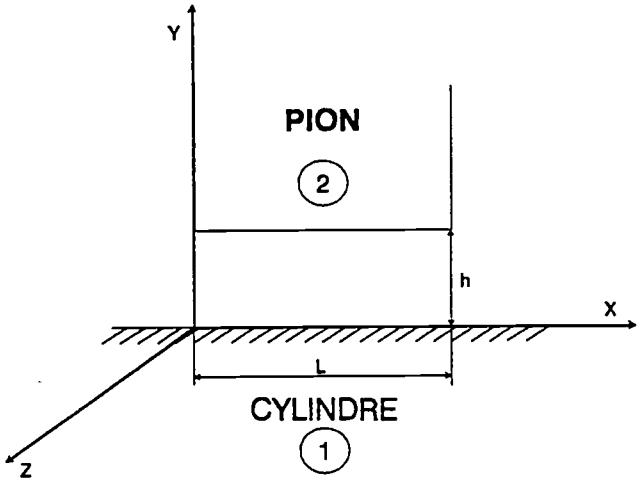


Figure 4.1 : modèle de patin plan.

Soient U_1 et U_2 les vitesses aux parois des corps 1 et 2, on suppose qu'il n'y a pas de glissement entre le fluide et les parois de contact.

En écrivant les conditions aux limites sur les vitesses, on a :

$$U_1 \begin{cases} u_1 = \Omega . R \\ v_1 = 0 \\ w_1 = 0 \end{cases} \qquad U_2 \begin{cases} u_2 = 0 \\ v_2 = usure / temps = v \\ w_2 = 0 \end{cases} \tag{4.1}$$

Il faut noter que dans le cas présent, la vitesse v est négative.

On suppose :

$$\begin{cases} \mu = Cte \\ \dfrac{\partial \mu}{\partial y} = 0 \end{cases} \quad \text{et} \quad \begin{cases} P = P(x,z,t) \\ \dfrac{\partial P}{\partial y} = 0 \end{cases} \tag{4.2}$$

Le fluide est supposé incompressible, la masse volumique ρ sera donc prise comme une constante.

Suite à l'observation avec la caméra à grandes vitesses, on pose que le contact commence réellement en $\alpha.L$ ($0 \leq \alpha < 1$) et va jusqu'en L. En pratique, le contact doit cependant varier de position le long de l'axe des x. Dans le sens de la largeur, seule une longueur $\beta.L$ ($0 < \beta \leq 1$) du pion est concernée par le contact. Cette longueur avec le paramètre β se déplace dans le contact en fonction de l'endroit où se trouve l'aspérité qui en labourant le pion provoque l'apparition du film liquide. Cependant pour des raisons de simplicité dans les calculs, le contact sera considéré comme se trouvant toujours, dans le sens de la largeur, entre 0 et $\beta.L$.

Pour pouvoir appliquer les équations développées plus bas, il faut supposer que le film existe sur toute la longueur du pion et qu'un film partiel est produit dans la zone précédant le contact réel (figure 4.2).

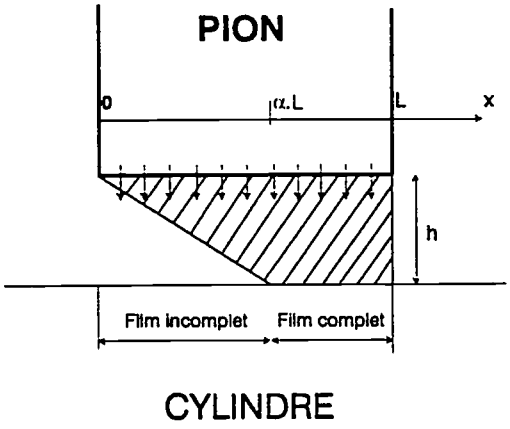


Figure 4.2 : hypothèse sur la forme du film liquide.

4.3.2 CALCUL DE LA PRESSION DANS LE CONTACT

On a d'après l'équation des films minces visqueux (Frêne, Nicolas, Degueurce, Godet, "Lubrification hydrodynamique, paliers et butées") et en considérant le terme d'inertie comme négligeable :

$$\left[\begin{array}{l} \dfrac{\partial P}{\partial x} = \dfrac{\partial}{\partial y}\left\{\mu.\dfrac{\partial u}{\partial y}\right\} \\ \dfrac{\partial P}{\partial y} = 0 \ \ par\ hypothèse \\ \dfrac{\partial P}{\partial z} = \dfrac{\partial}{\partial y}\left\{\mu.\dfrac{\partial w}{\partial y}\right\} \end{array}\right] \Rightarrow \left[\begin{array}{l} \dfrac{\partial P}{\partial x}.y + A = \mu.\dfrac{\partial u}{\partial y} \\ \dfrac{\partial P}{\partial z}.y + C = \mu.\dfrac{\partial w}{\partial y} \end{array}\right] \Rightarrow \left[\begin{array}{l} \dfrac{1}{2\mu}.\dfrac{\partial P}{\partial x}.y^2 + \dfrac{Ay}{\mu} + B = u \\ \dfrac{1}{2\mu}.\dfrac{\partial P}{\partial z}.y^2 + \dfrac{Cy}{\mu} + D = w \end{array}\right] \quad (4.3)$$

A, B, C et D sont des constantes d'intégration que l'on peut déterminer à partir des conditions aux limites, on a donc :

$$\begin{cases} \frac{1}{2\mu}.\frac{\partial P}{\partial x}.h^2 + \frac{A.h}{\mu} + B = 0 \\ B = u_1 \end{cases} \Rightarrow A = -\frac{1}{2}.\frac{\partial P}{\partial x}.h - u_1.\frac{\mu}{h} \tag{4.4}$$

Et :

$$\begin{cases} \frac{1}{2\mu}.\frac{\partial P}{\partial z}.h^2 + \frac{C.h}{\mu} + D = 0 \\ D = 0 \end{cases} \Rightarrow C = -\frac{1}{2}.\frac{\partial P}{\partial z}.h \tag{4.5}$$

Donc :

$$\begin{cases} \frac{1}{2\mu}.\frac{\partial P}{\partial x}.y.(y-h) + u_1.\left(\frac{h-y}{h}\right) = u(y) \\ \frac{1}{2\mu}.\frac{\partial P}{\partial z}.y.(y-h) = w \end{cases} \tag{4.6}$$

Et on a :

$$\int_0^h \frac{\partial \rho}{\partial t}\,dy + \int_0^h \left[\frac{\partial}{\partial x}(\rho.u) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho.v) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho.w)\right] dy = 0 \tag{4.7}$$

Or on peut échanger le signe dérivé et le signe somme en utilisant la relation :

$$\int_0^h \frac{\partial u}{\partial x}\,dy = \frac{\partial}{\partial x}\int_0^h u\,dy - u_2.\frac{\partial h}{\partial x} + u_1.\frac{\partial 0}{\partial x} \tag{4.8}$$

h étant supposé constant, le terme en $\frac{\partial h}{\partial x}$ est nul.

Donc :

$$\int_0^h \frac{\partial u}{\partial x}\,dy = \frac{\partial}{\partial x}\left[\frac{1}{2.\mu}.\frac{\partial P}{\partial x}.\left[\frac{y^3}{3} - \frac{h.y^2}{2}\right] + u_1.y - \frac{u_1}{2}.\frac{y^2}{h}\right]_0^h = -\frac{1}{12.\mu}.\frac{\partial}{\partial x}\left[h^3.\frac{\partial P}{\partial x}\right] \tag{4.9}$$

On obtient de même que :

$$\int_0^h \frac{\partial v}{\partial y}\,dy = \int_{v_1}^{v_2} dv = v_2 \tag{4.10}$$

L'équation obtenue est en fait l'équation de Reynolds reconstruite pour tenir compte de l'alimentation de liquide par la parois supérieure. Bien que les résultats soient semblables, c'est dans le cas présent la longueur du pion qui diminue et la hauteur h qui reste constante alors que dans le cas conduisant à l'équation de Reynolds, la longueur du pion est constante, et l'épaisseur de film h varie au cours du temps suite à l'effet dit "d'écrasement". Il se trouve que cette alimentation par fusion du pion est équivalente à l'écrasement produit par la diminution de h dans le cas classique.

On a donc :

$$\int_0^h \frac{\partial w}{\partial z}\,dy = \frac{\partial}{\partial z}\int_0^h w\,dy = \frac{\partial}{\partial z}\left[\frac{1}{2\mu}.\frac{\partial P}{\partial z}\left[\frac{y^3}{3} - \frac{h.y^2}{2}\right]\right]_0^h = -\frac{1}{12.\mu}.\frac{\partial}{\partial z}\left[h^3.\frac{\partial P}{\partial z}\right] \quad (4.11)$$

Le fluide étant supposé incompressible, on a :

$$\frac{\rho}{12.\mu}.\frac{\partial}{\partial x}\left[h^3.\frac{\partial P}{\partial x}\right] + \rho.v_2 - \frac{\rho}{12.\mu}.\frac{\partial}{\partial z}\left[h^3.\frac{\partial P}{\partial z}\right] = 0 \quad (4.12)$$

D'où :

$$\frac{1}{\mu}.\frac{\partial}{\partial x}\left[h^3.\frac{\partial P}{\partial x}\right] + \frac{1}{\mu}.\frac{\partial}{\partial z}\left[h^3.\frac{\partial P}{\partial z}\right] = 12.v \quad (4.13)$$

La longueur du contact étant supposée grande devant la largeur, le palier est considéré comme étant infiniment large, et il vient :

$$\boxed{\frac{\partial}{\partial x}\left[h^3.\frac{\partial P}{\partial x}\right] = 12.\mu.v} \quad (4.14)$$

Malgré la différence d'hypothèses, la relation trouvée est similaire à l'équation de Reynolds simplifiée.

En l'intégrant (14), on obtient :

$$h^3.\frac{\partial P}{\partial x} = 12.\mu.v.x + C \Rightarrow \frac{\partial P}{\partial x} = \frac{12.\mu.v.x + C}{h^3} \quad (4.15)$$

Et en intégrant une deuxième fois :

$$P = \frac{6.\mu.v.x^2}{h^3} + \frac{C.x}{h^3} + D \quad (4.16)$$

C et D sont des constantes d'intégration que l'on détermine à l'aide des conditions aux limites.

Condition aux limites P = 0 en x = α L :

$$D = -\frac{6.\mu.v.\alpha^2.L^2}{h^3} - \frac{C.L.\alpha}{h^3} \tag{4.17}$$

Condition aux limites P = 0 en x = L :

$$0 = \frac{6.\mu.v.L^2}{h^3} + \frac{C.L}{h^3} + D \tag{4.18}$$

Donc :

$$0 = \frac{6.\mu.v.L^2}{h^3} + \frac{C.L}{h^3} - \frac{6.\mu.v.\alpha^2.L^2}{h^3} - \frac{C.L.\alpha}{h^3} \tag{4.19}$$

Soit :

$$C = -6.\mu.v.L.(1+\alpha) \tag{4.20}$$

D'où :

$$D = -\frac{6.\mu.v.\alpha^2.L^2}{h^3} + \frac{6.\mu.v.L.(1+\alpha).L.\alpha}{h^3} = \frac{6.\mu.v.L^2.\alpha}{h^3} \tag{4.21}$$

Soit finalement :

$$\boxed{P = \frac{6.\mu.v}{h^3}.\left(x^2 - L.x.(1+\alpha) + L^2.\alpha\right)} \tag{4.22}$$

4.3.3 CALCUL DE LA PORTANCE HYDRODYNAMIQUE

La force exercée par le patin hydrodynamique est obtenue en intégrant la pression sur la surface de contact, et on a :

$$F_n = \int_0^{\beta.L}\left[\int_{L\alpha}^{L} P\,dx\right]dz = \int_0^{\beta.L}\left[\int_{L.\alpha}^{L}\frac{6.\mu.v}{h^3}.\left(x^2 - L.x.(1+\alpha) + L^2.\alpha\right)dx\right]dz \tag{4.23}$$

Donc :

$$F_n = \int_{L.\alpha}^{L}\frac{6.\mu.v.\beta.L}{h^3}.\left(x^2 - L.x.(1+\alpha) + L^2.\alpha\right)dx \tag{4.24}$$

D'où :

$$F_n = \left[\frac{6.\mu.v.\beta.L}{h^3}.\left(\frac{x^3}{3} - L.\frac{x^2}{2}.(1+\alpha) + L^2.\alpha.x\right)\right]_{L\alpha}^{L} \tag{4.25}$$

Soit :

$$F_n = \frac{6.\mu.v.\beta.L}{h^3}.\left[\frac{L^3}{3} - \frac{L^3.(1+\alpha)}{2} + L^3.\alpha - \frac{\alpha^3.L^3}{3} + \frac{\alpha^2.L^3.(1+\alpha)}{2} - \alpha^2.L^3\right] \quad (4.26)$$

Donc finalement, la force de portance vaut :

$$\boxed{F_n = -\frac{\mu.v.\beta.L^4}{h^3}.(1-\alpha)^3} \quad (4.27)$$

F_n est mesurée et est donc une donnée; les inconnus sont en fait h et α. h peut être déduit de (27) en fonction de α :

$$h^3 = -\frac{\mu.v.\beta.L^4}{F_n}.(1-\alpha)^3 \quad (4.28)$$

Soit :

$$h = \sqrt[3]{-\frac{\mu.v.\beta.L^4.(1-\alpha)^3}{F_n}} \quad (4.29)$$

On peut aussi obtenir α en fonction de h :

$$(1-\alpha) = -h.\left[\frac{F_n}{\mu.v.\beta.L^4}\right]^{1/3} \quad (4.30)$$

Soit :

$$\alpha = 1 + h.\left[\frac{F_n}{\mu.v.\beta.L^4}\right]^{1/3} \quad (4.31)$$

4.3.4 CALCUL DU DEBIT

En supposant v indépendant de x, le débit qui alimente le film complet sur toute la largeur du contact réel correspond à la matière qui a fondu dans la zone de film incomplet. Le débit entrant dans le film complet est donc :

$$Q_0 = -\alpha.\beta.L^2.v \quad (4.32)$$

L'équation de Reynolds donne la conservation des débits, on a :

$$\frac{d}{dx}\left(\frac{h^3.\beta.L}{12.\mu}.\frac{dp}{dx} - \frac{u_1.h.\beta.L}{2}\right) = v \quad (4.33)$$

La continuité du débit entre la zone de film incomplet et la zone de film complet se traduit par :

$$Q_0 = -\frac{h^3.\beta.L}{12.\mu}.\left(\frac{dp}{dx}\right)_{x=\alpha.L} + \frac{u_1.h.\beta.L}{2} \tag{4.34}$$

Pour effectuer ce calcul, on a besoin de la dérivée de la pression par rapport à x :

Or on a :

$$P = \frac{6.\mu.v}{h^3}.\left[x^2 - L.x.(1+\alpha) + L^2.\alpha\right] \tag{4.35}$$

d'où :

$$\frac{dP}{dx} = \frac{6.\mu.v}{h^3}.\left[2.x - L.(1+\alpha)\right] \tag{4.36}$$

Soit en $x = \alpha.L$:

$$\frac{dP}{dx} = \frac{6.\mu.v.L.(\alpha-1)}{h^3} \tag{4.37}$$

A partir de (32), (33) et (37), on déduit donc :

$$\alpha.\beta.L^2.v = \frac{h^3.\beta.L}{12.\mu}.\frac{6.\mu.v.L.(\alpha-1)}{h^3} - u_1.\beta.L.\frac{h}{2} \tag{4.38}$$

Soit :

$$(\alpha+1).L.v = -u_1.h \tag{4.39}$$

A partir de (27) et de (39), on a un système de deux équations avec les deux inconnues α et h :

$$\begin{cases} F_n = -\dfrac{\mu.v.\beta.L^4}{h^3}.(1-\alpha)^3 \\ (\alpha+1).L.v = -u_1.h \end{cases} \tag{4.40}$$

Donc :

$$\begin{cases} \alpha = 1 + \sqrt[3]{\dfrac{F_n.h^3}{\mu.v.\beta.L^4}} \\ \sqrt[3]{\dfrac{F_n}{\mu.v.\beta.L^4}}.L.h.v + 2.L.v = -u_1.h \end{cases} \tag{4.41}$$

Soit :

$$\begin{cases} \alpha = 1 - \sqrt[3]{\dfrac{8.F_n.v^2}{\mu.\beta.L.\left(\sqrt[3]{\dfrac{F_n.v^2}{\mu.\beta.L}} + u_1\right)^3}} \\ h = -\dfrac{2.L.v}{\sqrt[3]{\dfrac{F_n.v^2}{\mu.\beta.L}} + u_1} \end{cases} \tag{4.42}$$

Les expressions de h et de α ainsi trouvées ne sont fonction que des données et des résultats de mesures.

4.3.5 FORCE DE FROTTEMENT

La force de frottement vient d'une part, du frottement sec survenant en début du contact le temps que les aspérités produisent localement la fusion, d'autre part de la force de frottement hydrodynamique. La partie hydrodynamique de cette force Ft est donnée par l'intégration du taux de cisaillement sur la surface du pion. Elle est composée de deux parties qui correspondent respectivement à la force tangentielle exercée dans la région où le film est complet (Ft_c), et dans la région où il est incomplet (Ft_i).

Dans la région où le film est complet on a :

$$Ft_c = \int_{surf} \left[\tau_{xy}\right]_{y=h} ds \tag{4.43}$$

Avec :

$$\tau_{xy} = \frac{1}{2}.\frac{dP}{dx}.(2.y - h) - \frac{\mu.u_1}{h} \tag{4.44}$$

Soit :

$$Ft_c = \int_0^{\beta.L} \int_{L.\alpha}^{L} \left[\frac{h}{2}.\frac{dP}{dx} - \frac{\mu.u_1}{h}\right] dx\, dz \tag{4.45}$$

Ou :

$$Ft_c = L.\beta. \int_{L\alpha}^{L} \left[\frac{h}{2}.\frac{6.\mu.v}{h^3}.\left[2.x - L.(1+\alpha)\right] - \frac{\mu.u_1}{h}\right] dx \tag{4.46}$$

Soit :

$$Ft_c = L.\beta.\int_{L\alpha}^{L}\frac{6.\mu.v}{h^2}.x\,dx - L.\beta.\int_{L\alpha}^{L}\left[\frac{3.\mu.v}{h^2}.L.(1+\alpha)+\frac{\mu.u_1}{h}\right]dx \qquad (4.47)$$

Donc :

$$Ft_c = L.\beta.\left[\frac{3.\mu.v}{h^2}.x^2\right]_{L\alpha}^{L} - L.\beta.\left[\frac{3.\mu.v}{h^2}.L.(1+\alpha)+\frac{\mu.u_1}{h}\right].[x]_{L\alpha}^{L} \qquad (4.48)$$

Donc :

$$Ft_c = \frac{3.\mu.v.\beta.L^3}{h^2}.[1-\alpha^2] - \left[\frac{3.\mu.v.\beta.L^3.(1+\alpha)}{h^2}+\frac{\mu.u_1.\beta.L^2}{h}\right].[1-\alpha] \qquad (4.49)$$

Ou :

$$Ft_c = -\frac{\mu.u_1.\beta.L^2}{h}.(1-\alpha) = \frac{\mu.u_1.\beta.L^2}{h}.\sqrt[3]{\frac{F_n.h^3}{\mu.v.\beta.L^4}} \qquad (4.50)$$

Donc finalement :

$$\boxed{Ft_c = \sqrt[3]{\frac{\beta^2.L^2.\mu^2.F_n.u_1^3}{v}}} \qquad (4.51)$$

Pour calculer la force tangentielle correspondant à la région où le film est incomplet, on va supposer que le problème est équivalent à celui où on aurait un film complet d'épaisseur θh (avec θ < 1) et une pression constante. Cette hypothèse est couramment faite dans les problèmes d'hydrodynamique.

L'équation de conservation du débit s'écrit :

$$\frac{d}{dx}\left(-\frac{\theta.h.u_1}{2}\right) = v \qquad (4.52)$$

Soit :

$$\theta = -\frac{2.v.x}{h.u_1} \qquad (4.53)$$

Le taux de cisaillement est :

$$\tau_{xy} = -\frac{\mu.u_1}{h} \qquad (4.54)$$

Et on a :

$$Ft_i = \int_0^{\alpha.L} \int_0^{\frac{2.v.x\beta.L}{u_1.h}} \left[-\frac{\mu.u_1}{h} \right] dz\, dx \tag{4.55}$$

Soit :

$$Ft_i = \int_0^{\alpha.L} \left[-\frac{\mu.u_1.z}{h} \right]_0^{\frac{2.v.x\beta.L}{u_1.h}} dx \tag{4.56}$$

Ou :

$$Ft_i = \int_0^{\alpha.L} \frac{2.\mu.v.x\beta.L}{h^2}\, dx \tag{4.57}$$

Donc :

$$\boxed{Ft_i = \frac{\mu.v.\beta.\alpha^2.L^3}{h^2}} \tag{4.58}$$

Soit si on remplace α et h par leurs valeurs données par (42), on obtient :

$$Ft_i = \frac{\mu.\beta.L}{4.v} \left(1 - \sqrt{\frac{8.F_n.v^2}{\mu.\beta.L.\left(\sqrt[3]{\frac{F_n.v^2}{\mu.\beta.L}} + u_1 \right)^3}} \right)^2 \left(\sqrt[3]{\frac{F_n.v^2}{\mu.\beta.L}} + u_1 \right)^2 \tag{4.59}$$

La force tangentielle totale vaut donc :

$$\boxed{Ft = \sqrt[3]{\frac{\beta^2.L^2.\mu^2.F_n.u_1^3}{v}} + \frac{\mu.v.\beta.\alpha^2.L^3}{h^2}} \tag{4.60}$$

4.3.6 APPROCHE ENERGETIQUE

Une partie de l'énergie fournie par le travail de la force de frottement est utilisée pour augmenter la température de la matière dans la région du contact et pour fondre le pion. Le reste de l'énergie se dissipe par conduction, rayonnement et convection.

Le volume de matière V fondue pendant l'essai est donné par :

$$V = - L^2.v.t_c \tag{4.61}$$

Toute la matière éjectée est passée pendant l'essai de la température ambiante à la fusion et la quantité de chaleur E_{mp} nécessaire pour fondre la matière qui va être éjectée sous forme liquide pendant un temps t est :

$$E_{mp} = - L^2.v.t.\rho.\left[\left(T_f - T_0\right).C + L\right] \tag{4.62}.$$

Pendant le même temps t, l'énergie fournie par le travail de la force de frottement est :

$$E_{Fl} = Ft.u_1.t = \left[\sqrt[3]{\frac{\beta^2.L^2.\mu^2.F_n.u_1^3}{v}} + \frac{\mu.v.\beta.\alpha^2.L^3}{h^2}\right].u_1.t \tag{4.63}$$

L'énergie réellement dissipée lors de l'essai est obtenue à partir de la mesure de la force de frottement.

Pour vérifier la validité de l'hypothèse suivant laquelle la chaleur dissipée par le frottement permet de générer le liquide, il faudra vérifier dans les applications numériques que E_{mp} est nettement inférieur à E_{Ft}.

4.3.7 APPLICATION NUMERIQUE

Les application numériques ont été effectuées avec un pion en acier 35NDC16. La charge moyenne appliquée est de 711 N, la vitesse de rotation de la frette de 1500 t/mn (vitesse de frottement de 28,15 m/s), et le temps de contact de 0,2 s. Cet essai avait été volontairement effectué avec une charge importante afin d'avoir une vitesse d'usure élevée et d'augmenter ainsi la part de l'hydrodynamique dans le frottement. La courbe d'usure montrant que la force normale et la vitesse d'usure passait par un maximum 0,075 s après le début de l'essai, c'est à cet instant que les valeurs nécessaires aux calculs ont été relevées.
Juste au dessus du point de fusion, la viscosité du fer est de 0,005 Pa.s.
La vitesse d'usure calculée au bout de 0,075 s est de 6,5 mm/s, mais l'observation avec la caméra à grande vitesse montre que le pion sautille et n'est en contact réel, à ce moment de l'essai, que pendant environ 50 % du temps. Aussi cette valeur de 6,5 mm/s a-t-elle été doublée pour obtenir la vitesse d'usure réelle.
Suite à l'observation de l'essai avec la caméra vidéo rapide, une valeur de β de 0,4 a été retenue pour être utilisée dans les équations.
Au bout de 0,075 s d'essai, la charge passe par un maximum aux environs de 1100 N. C'est cette valeur qui a été retenue pour les calculs.

A partir des données, on peut ainsi calculer α, h, Ft et f. Les résultats sont donnés dans le tableau 4.1.

Données						Résultats					
μ	v	β	L	F	u	α	h	Ft_c	Ft_i	Ft	f
0.005	-0.013	0.4	0.005	1100	28.13	3 E-2	2.38 E-6	-0.57	-0.0005	-0.57	5.2 E-4

Tableau 4. 1: résultats de α , h, Ft et f obtenus. Les valeurs de Ft_c, Ft_i et Ft sont négatives car se sont des forces résistantes.

Les résultats obtenus pour Ft et f sont très faible par rapport aux valeurs de 250 N et de 0,23 mesurés pendant l'essai. La contribution à la force tangentielle de la région où le film est incomplet est négligeable. La faible valeur de α (par rapport à β) montre que l'hypothèse d'un film infiniment large qui a été faite pour résoudre les équations n'est pas valable puisque le patin est plus long que large. On a ainsi surestimé la portance, mais le facteur d'erreur ainsi introduit n'est certainement pas suffisant pour expliquer les écarts avec les mesures.

Les équations donnant les résultats à partir des données de base étant complexes, il semble difficile d'obtenir une idée de la variation induite par chacun d'entre eux en dérivant les équations. Afin d'étudier quelle était l'influence de chacun des paramètres, on a successivement imposé une variation de + 10 % puis de - 10 % à chacun d'entre eux, puis observé les fluctuations produites. Les résultats sont donnés dans le tableau 4.2 et récapitulés dans le tableau 4.3.

Données						Résultats					
μ	v	β	L	F	u	α	h	Ft_c	Ft_i	Ft	f
0.0045 - 10 %	- 0,013	0.4	0.005	1100	28.13	1.2 E-2 - 60 %	2.34 E-6 - 1.72 %	- 0.53 - 7.02 %	- 0.000077 - 85 %	- 0.53 - 7.09 %	4.8 E-4
0.0055 + 10 %	- 0,013	0.4	0.005	1100	28.13	4.6 E-2 + 53 %	2.42 E-6 + 1.55 %	- 0.61 + 7.02 %	- 0.001295 + 151 %	- 0.6113 + 7.15 %	5.6 E-4

Données						Résultats					
μ	v	β	L	F	u	α	h	Ft_c	Ft_i	Ft	f
0,005	- 0,0117 - 10 %	0.4	0.005	1100	28,13	6.5 E-2 + 117 %	2.22 E-6 - 6.93 %	- 0.59 + 3.51 %	- 0.00252 + 388 %	- 0,593 + 3.86 %	5.4 E-4
0,005	- 0,0143 + 10 %	0.4	0.005	1100	28.13	2 E-3 - 107 %	2.54 E-6 + 6.60 %	- 0.56 - 1.75 %	- 0.000002 - 100 %	- 0.56 - 1.84 %	5.1 E-4

Données						Résultats					
μ	v	β	L	F	u	α	h	Ft_c	Ft_i	Ft	f
0.005	- 0.013	0.36 - 10 %	0.005	1100	28.13	1.2 E-2 -60.00 %	2.34 E-6 - 1.72 %	- 0.53 - 7.02 %	- 0.000077 - 85.08 %	- 0.5301 - 7.09 %	4.8 E-4
0,005	- 0.013	0.44 + 10 %	0.005	1100	28.13	4.6 E-2 +53.33 %	2.42 E-6 + 1.55 %	- 0.61 + 7.02 %	- 0.0013 + 151 %	- 0.6113 + 7.15 %	5.6 E-4

Données						Résultats					
μ	v	β	L	F	u	α	h	Ft_c	Ft_i	Ft	f
0,005	- 0,013	0.4	0.0045 - 10 %	1100	28.13	1.30E-02 - 57 %	2.11 E-6 - 11.5 %	- 0.53 - 7.02 %	- 0,00009 - 83 %	- 0.5301 - 7.09 %	4.8 E-4
0,005	- 0,013	0.4	0.0055 + 10 %	1100	28.13	4.60E-02 + 53 %	2.66 E-6 + 11.7 %	- 0.61 + 7.02 %	- 0.001296 + 151 %	- 0.6113 + 7.15 %	5.6 E-4

Données						Résultats					
μ	v	β	L	F	u	α	h	Ft_c	Ft_i	Ft	f
0,005	- 0,013	0.4	0.005	990 -10 %	28.13	4.8 E-2 + 60 %	2.42 E-6 + 1.72 %	- 0.55 - 3.51 %	- 0.00128 + 148 %	- 0.55128 - 3.37 %	5.6 E-4
0,005	- 0.013	0.4	0.005	1210 +10 %	28.13	1.4 E-2 - 53 %	2.34 E-6 - 1.55 %	- 0.59 + 3.51 %	- 0.000116 - 77.5 %	- 0.59012 + 3.44 %	4.9 E-4

Données						Résultats					
μ	v	β	L	F	u	α	h	Ft_c	Ft_i	Ft	f
0,005	- 0,013	0.4	0.005	1100	25.32 - 10 %	2.3 E-2 - 177 %	2.5 E-6 + 5.42 %	- 0.52 - 8.77 %	- 0.00027 - 47 %	- 0,52027 - 8.81 %	4.7 E-4
0,005	- 0.013	0.4	0.005	1100	30.94 + 10 %	7.7 E-2 + 157 %	2.26 E-6 - 4.92 %	- 0.63 + 10.5 %	- 0.0038 + 629 %	- 0.6338 + 11.1 %	5.8 E-4

Tableau 4.2 : variations des résultats en fonction des variations de ± 10 % des paramètres pour une valeur de base de la viscosité de 0,005 Pa.s. La première ligne correspond aux valeurs obtenues et la deuxième aux pourcentages d'écarts par rapport aux valeurs d'origine. Cette variation est imposée pour les données alors qu'elle est calculée a posteriori pour les résultats.

Données						Résultats				
μ	v	β	L	F	u	α	h	Ft_c	Ft_i	Ft
0.005	- 0.013	0.4	0.005	1100	28.13	3 E-2	2.38 E-6	- 0.57	- 0.0005	- 0.57
- 10 % + 10 %						- 60 % + 53 %	- 1.72 % + 1.55 %	- 7.02 % + 7.02 %	- 85 % + 151 %	- 7.09 % + 7.15 %
	- 10 % + 10 %					+ 117 % - 107 %	- 6.93 % + 6.60 %	+ 3.51 % - 1.75 %	+ 388 % - 100 %	+ 3.86 % - 1.84 %
		- 10 % + 10 %				- 60.0 % + 53.3 %	- 1.72 % + 1.55 %	- 7.02 % + 7.02 %	- 85,1 % + 151 %	- 7,09 % + 7.15 %
			- 10 % + 10 %			- 57 % + 53 %	- 11.5 % + 11.7 %	- 7.02 % + 7.02 %	- 83 % + 151 %	- 7,09 % + 7.15 %
				- 10 % + 10 %		+ 60 % - 53 %	+ 1,72 % - 1.55 %	- 3.51 % + 3.51 %	+ 148 % - 77.5 %	- 3,37 % + 3.44 %
					- 10 % + 10 %	- 177 % + 157 %	+ 5.42 % - 4.92 %	- 8.77 % + 10.5 %	- 47 % + 629 %	- 8.81 % + 11.1 %

Tableau 4.3 : récapitulatif des variations des résultats en fonction des variations de ± 10 % des paramètres pour une valeur de base de la viscosité de 0,005 Pa.s. Cette variation est imposée pour les données alors qu'elle est calculée a posteriori pour les résultats.

Les différents paramètres ont des influences très variables sur les résultats. α et Ft_i sont très sensibles aux petites variations des paramètres alors que les autres paramètres le sont assez peu. Les valeurs de Ft et de f sont cependant toujours très faibles et Ft_i reste négligeable.

Etant donné ces résultats, certains paramètres ont été remis en cause, particulièrement μ sur lequel nos connaissances sont les plus faibles. La valeur utilisée pour le représenter dans les calculs ci-dessus est la valeur de la viscosité du fer juste au dessus du point de fusion, or il doit exister dans le contact des états transitoires plus ou moins pâteux. En effet, certains auteurs parlent pour le cuivre d'un état pâteux qui expliquerait les coefficients de frottement de plus de 1 qu'ils observent lors d'essais avec ce matériau lorsque le produit P.U n'est pas suffisamment élevé. Les circonvolutions observées sur les coupes métallographiques des échantillons en cuivre se retrouvant dans une moindre mesure sur les éprouvettes en fer et en acier, l'hypothèse de la présence pour ces matériaux d'un état pâteux semble raisonnable. La viscosité des liquides pâteux pouvant aller jusqu'à plus de 1 Pa.s, des calculs pour tester les résultats obtenus suite à une augmentation importante de la valeur de la viscosité ont été effectués. Ils sont rassemblés dans le tableau 4.4.

Données						Résultats					
μ	v	β	L	F	u	α	h	Ft_c	Ft_i	Ft	f
0.01 +100%	- 0,013	0.4	0.005	1100	28.13	1.45 E-1 + 383 %	2.65 E-6 + 11 %	- 0.91 + 60 %	- 0.0195 + 3 686 %	- 0.93 + 63%	8,5 E-4
0.025 *5	- 0,013	0.4	0.005	1100	28.13	2.9 E-1 + 867 %	2.98 E-6 + 25 %	- 1.68 + 195 %	- 0.154 + 29 700 %	- 1.83 + 220%	1.67 E-3
0,05 *10	- 0.013	0.4	0.005	1100	28.13	3.92 E-1 + 1 200 %	3.22 E-6 + 35 %	- 2.66 + 367 %	- 0,483 + 93 500 %	- 3.14 + 450%	2.86 E-3
0.25 *50	- 0,013	0.4	0.005	1100	28.13	5.93 E-1 + 1 880 %	3.68 E-6 + 55 %	- 7.78 + 1 270 %	- 4.217 + 817 200 %	- 12 + 2 000%	1.09 E-2
0,5 *100	- 0,013	0.4	0.005	1100	28,13	6.63 E-1 + 2 110 %	3.84 E-6 + 61 %	- 12.35 + 2 070 %	- 9,68 + 1 876 000 %	- 22 + 3 760 %	2 E-2
1 *200	- 0,013	0.4	0.005	1100	28.13	7.22 E-1 + 2 310 %	3.98 E-6 + 67 %	- 19.6 + 3 340 %	- 21,4 + 4 145 000 %	- 41 + 7 090 %	3,7 E-2
2.5 *500	- 0.013	0.4	0.005	1100	28.13	7.88 E-1 + 2 530 %	4.13 E-6 + 74 %	- 36 + 6 240 %	- 59 + 11 459 000 %	- 95 +16 600 %	8.66 E-2
5 *1000	- 0,013	0.4	0.005	1100	28,13	8.28 E-1 + 2 660 %	4.22 E-6 + 77 %	- 57 + 9 960 %	- 125 + 24 200 000 %	- 182 +31 800 %	1.66 E-1
7 *1400	- 0.013	0.4	0.005	1100	28.13	8.45 E-1 + 2 717%	4.26E-6 + 79 %	- 71 +12 486%	- 179 + 34 645 000 %	- 250 +43 810 %	2.28 E-1

Tableau 4.4 : variation des résultats en fonction des variations apportées à la viscosité. Cette variation est imposée pour la viscosité alors qu'elle est calculée a posteriori pour les résultats.

L'augmentation de la viscosité a un effet très important sur les résultats, particulièrement sur la force tangentielle. α augmentant, la longueur du patin diminue, mais la force tangentielle de la région où le film est complet augmente malgré cela de manière importante. Cette augmentation est cependant faible par rapport à celle de la région où le film n'est pas complet. La surface de cette zone s'accroissant alors que la force tangentielle par unité de surface y augmente, l'importance de la contribution de Ft_i dans la force de frottement s'accroît énormement et fini par devenir prépondérante lorsque la viscosité est suffisamment élevée.

α s'accroît très vite lors des premières étapes d'augmentation de μ, alors qu'il ne s'accroit presque plus dans les dernières étapes. h suit la même progression, mais avec des accroissements beaucoup plus faibles.

En supposant des fortes viscosités, la force tangentielle et le coefficient de frottement obtenus sont d'un ordre de grandeur comparable aux mesures expérimentales. De telles valeurs de la viscosité ne sont cependant certainement pas atteinte, car les valeurs mesurées sont une moyenne entre des phénomènes de frottement à sec et des phénomènes de frottement lubrifié. La valeur de 0,5 Pa.s a été retenue pour tester l'influence sur les résultats des variations des différents paramètres à forte viscosité. Comme plus haut, un écart de ± 10 % a donc été simulé sur chaque paramètre. Les résultats sont présentés dans le tableau 4.5 et récapitulés dans le tableau 4.6.

Compte tenu de l'importante augmentation de α, les erreurs introduites suite à l'hypothèse du patin infiniment large sont fortement atténuées.

Données						Résultats					
μ	v	β	L	F	u	α	h	Ft_c	Ft_i	Ft	f
0,5	-0.0117	0.4	0.005	1100	28.13	6.82 E-1	3.5 E-6	- 12.79	- 11.12	- 23.91	2.17 E-2
*100	- 10 %					+2173 %	+ 47 %	+2144 %	2 155 000 %	+4091 %	
						+ 2.87 %	- 8.95 %	+ 3.56 %	+ 14.88 %	+ 8.54 %	
0,5	-0.0143	0.4	0.005	1100	28.13	6.45 E-1	4.18 E-6	- 11.96	- 8.51	- 20.47	1.86 E-2
*100	+ 10 %					+2050 %	+ 75.6 %	+1998 %	1 650 000 %	+3488 %	
						- 2.71 %	8.80 %	- 3.16 %	- 12.05 %	- 7.06 %	

Données						Résultats					
μ	v	β	L	F	u	α	h	Ft_c	Ft_i	Ft	f
0,5	- 0.013	0.36	0,005	1100	28.13	6.53 E-1	3.82 E-6	- 11.51	- 8.55	- 20.06	1.82 E-2
*100		-10%				+2077 %	+ 60 %	+1919 %	1 657 000 %	+3416 %	
						- 1.51 %	- 0.60 %	- 6.80 %	- 11.64 %	- 8.93 %	
0,5	- 0.013	0.44	0.005	1100	28.13	6.71 E-1	3.86 E-6	- 13.16	- 10.79	- 23.95	2.18 E-2
*100		+10%				+2137 %	+ 62 %	+2209 %	2 091 000 %	+4098 %	
						+ 1.21 %	+ 0.52 %	+ 6.56 %	+ 11.51 %	+ 8.73 %	

Données						Résultats					
μ	v	β	L	F	u	α	h	Ft_c	Ft_i	Ft	f
0,5	- 0.013	0.4	0.0045	1100	28.13	6.53 E-1	3.44 E-6	- 11.51	- 8.55	- 20.06	1.82 E-2
*100			- 10 %			+20767%	+ 44.4 %	+1919 %	1 657 000 %	+3417 %	
						- 1.51 %	- 10.54 %	- 6.80 %	- 11.63 %	- 8.92 %	
0,5	- 0.013	0.4	0.0055	1100	28.13	6.72 E-1	4.25 E-6	- 13.16	- 10.82	- 23,98	2.18 E-2
*100			+10 %			+2140 %	+ 78.5 %	+2209 %	2 097 000 %	+4 103 %	
						+ 1.36 %	- 10.59 %	+ 6.56 %	+ 11.80 %	+ 8.86 %	

Données						Résultats					
μ	v	β	L	F	u	α	h	Ft_c	Ft_i	Ft	f
0.5	- 0.013	0.4	0.005	990	28.13	6.72 E-1	3.86 E-6	- 11.92	- 9.83	- 21.75	2.2 E-2
*100				- 10 %		+2140 %	+ 62 %	+1991 %	1 904 913 %	+3712 %	
						+ 1.36 %	+ 0.57 %	- 3.48 %	+ 1.57 %	- 1.26 %	
0.5	- 0.013	0.4	0.005	1210	28.13	6.54 E-1	3.82 E-6	- 12.75	- 9.52	- 22.27	1.84 E-2
*100				+10 %		+2081 %	+ 61 %	+2137 %	1 845 000 %	+3804 %	
						- 1.36 %	- 0.55 %	+ 3.24 %	- 1.62 %	+ 1.10 %	

Données						Résultats					
μ	v	β	L	F	u	α	h	Ft_c	Ft_i	Ft	f
0.5	- 0.013	0.4	0.005	1100	25.317	6.32 E-1	4.19 E-6	- 11.11	- 7.39	- 18.50	1.68 E-2
*100					- 10 %	+2007 %	+ 76 %	+1849 %	1 433 000 %	+3143 %	
						- 4.68 %	+ 9.06 %	- 10.04 %	- 23.60 %	- 16.00 %	
0.5	- 0.013	0.4	0.005	1100	30.943	6.89 E-1	3.55 E-6	- 13.58	- 12.26	- 25.84	2.35 E-2
*100					+10 %	+2197 %	+ 49 %	+2282 %	2 376 000 %	+4430 %	
						+ 3.92 %	- 7.68 %	+ 9.96 %	+ 26.71 %	- 17.32 %	

Tableau 4.5 : variations des résultats en fonction des variations de ± 10 % des paramètres pour une valeur de base de la viscosité de 0,5 Pa.s. La première ligne correspond aux valeurs obtenues, la deuxième aux pourcentages d'écarts par rapport aux valeurs d'origine et la troisième aux pourcentages d'écarts par rapport aux valeurs calculée avec une viscosité de 0,5 Pa.s. Cette variation est imposée pour les données alors qu'elle est calculée a posteriori pour les résultats.

Données						Résultats				
μ	v	β	L	F	u	α	h	Ft_c	Ft_i	Ft
0.5	-0.013	0.4	0.005	1100	28.13	6.63 E-1	3.84 E-6	-12.35	-9.68	-22
*100	-10 %					+ 2.87 %	-8.95 %	+ 3.56 %	+14.88 %	+ 8.54 %
*100	+10 %					-2.71 %	+ 8.80 %	-3.16 %	-12.05 %	-7.06 %
*100		-10 %				-1.51 %	-0.60 %	-6.80 %	-11.64 %	-8.93 %
*100		+10 %				+ 1.21 %	+ 0.52 %	+ 6.56 %	+11.51 %	+ 8.73 %
*100			-10 %			-1,51 %	-10,54 %	-6.80 %	-11.63 %	-8.92 %
*100			+10 %			+ 1.36 %	+10.59 %	+ 6.56 %	+11.80 %	+ 8.86 %
*100				-10 %		+ 1.36 %	+ 0.57 %	-3.48 %	+ 1,57 %	-1.26 %
*100				+10 %		-1.36 %	-0.55 %	+ 3.24 %	-1.62 %	+ 1.10 %
*100					-10 %	-4.68 %	+ 9.06 %	-10.04 %	-23.60 %	-16,00 %
*100					+10 %	+ 3.92 %	-7.68 %	+ 9.96 %	+26.71 %	+17.32 %

Tableau 4.6 : récapitulatif des variations des résultats en fonction des variations de ± 10 % des paramètres pour une valeur de base de la viscosité de 0,5 Pa.s. Cette variation est imposée pour les données alors qu'elle est calculée a posteriori pour les résultats.

Les variations ainsi obtenues sur les résultats sont dans l'ensemble plus faible avec une viscosité de 0,5 qu'avec une viscosité de 0,005. Si on suppose que la viscosité est élevée, les variations des autres paramètres n'ont qu'une faible influence sur les résultats.

RESULTATS DE L'APPROCHE THERMIQUE

Les valeurs de la chaleur spécifique et de la chaleur latente de fusion du 35NCD16 n'ayant pu être obtenues, les valeurs prises pour les calculs sont celles du fer pur.

- C : chaleur spécifique = 460 J/kg/°C,
- ρ : masse volumique = 7 860 kg/m^3.
- T_f : température de fusion = 1539 °C,
- L_f : chaleur latente de fusion = 272 000 J/kg.

Les calculs donnent :

- Energie pour élever à la température de fusion le métal qui va passer à l'état liquide: 617 J.
- Energie pour obtenir le changement d'état : 243 J.
- Total : 860 J.

Les calculs effectués à partir des mesures de la force tangentielle indiquent que l'énergie dégagée pendant l'essai est de 1820 J. On dispose donc de l'énergie nécessaire pour porter à l'état liquide la matière qui va servir à alimenter les patins hydrodynamiques pris comme hypothèse. Une fois cette énergie dépensée, il reste encore environ 1000 J qui peuvent être employés pour augmenter la température de la matière qui ne passe pas à fusion et pour être éliminées par diffusion, rayonnement, convection et par déformation plastique.

L'approche thermique ne remet pas en cause l'hypothèse de la présence d'un film hydrodynamique de métal en fusion.

4.4 CONCLUSION

On peut retrouver ou approcher sur le tribomètre à grande vitesse de l'ETCA une bonne partie des comportements observés par les différents auteurs ayant étudié la tribologie dans les mêmes gammes de pressions et de vitesses de frottement.

Les aciers ont des comportements qui varient un peu suivant les nuances mais qui sont relativement aisées à reproduire.

Les matériaux purs ont des particularités plus marquées qui font appel à de nombreux paramètres physiques. Les rares lois les englobant sont dues à Montgomery qui travaillait à des charges et des pressions plus élevées que celles utilisées au TGV.

La loi de Montgomery sur la linéarité de l'évolution de la vitesse d'usure en fonction de la température absolue de fusion est vérifiée pour certains matériaux, mais il faudrait faire des essais avec un produit $f.F_n.U$ plus élevé pour se rapprocher des conditions expérimentales de cet auteur.

La proportionnalité, énoncée par Montgomery, de l'usure avec le produit $(f.F_n.U)^2$ est assez bien vérifiée sur tous les matériaux testés.

La décroissance exponentielle du coefficient de frottement en fonction du produit $F_n^{1/2}.U$ montrée par Earles et Kadhim n'est vérifiée que pour le 35NCD16. Par contre, les courbes d'évolution de l'usure en fonction du même facteur obtenues dans les présents travaux ont la même allure que celle obtenue par ces auteurs.

La proportionnalité direct du coefficient de frottement est aussi assez bien obtenue en fonction de $(F_n.U)^{-0.45}$ (loi de Williams et Giffen).

Les observations montrent que dans le cas du tribomètre à grande vitesse, on n'a pas un film de liquide complet durant la totalité du contact. L'éjection de gouttelettes de métal en fusion après le labourage de la surface du pion par les transferts de matière collés sur la frette fait penser qu'un patin hydrodynamique se forme sous ces aspérités. Etant donné la fréquence d'acquisition jusqu'ici employée, le temps d'existence de ces patins est trop bref pour que les mesures puissent les dissocier des autres phénomènes survenants dans le contact. Les résultats de mesures obtenus ne sont donc qu'une moyenne intégrant à la fois les phénomènes de frottement sec et lubrifié.
Des hypothèses simplificatrices ont du être faites pour établir un modèle. La réalité semble très complexe, car de nombreux phénomènes non linéaires et transitoires entrent en jeu. Certaines variables comme la viscosité, l'épaisseur de film et la longueur du contact qui sont prises constantes dans le modèle varient fortement en réalité. La loi de comportement utilisée pour établir les équations est celle des fluides visqueux alors que d'importants phénomènes de déformations plastiques ont lieu et que des états pâteux doivent exister dans le contact. La

détermination des lois de comportement de la matière présente dans le contact est un travail trop important pour avoir été effectué dans le cadre de ces travaux.

Un calcul d'énergie montre que la formation d'un film liquide à partir du pion est une hypothèse réaliste.
Les résultats numériques effectués à partir des équations du modèle confirment la possibilité de la présence d'un film liquide partiel pendant certains instants du contact.
En supposant une très forte viscosité caractéristique d'un état pâteux, les calculs montrent que la force tangentielle peut atteindre les valeurs mesurées pendant l'essai. Un tel état pâteux existe peut être avec un matériau comme le cuivre pour lequel il n'y a pas de rupture du contact.

Etant donné la complexité des phénomènes mis en jeu, une amélioration importante du modèle passerait par une instrumentation de la machine avec du matériel très performant et par l'utilisation de moyens informatiques lourds.

CONCLUSION GENERALE

CONCLUSION GENERALE

L'objectif de ce travail a été, pour une application tube d'arme, d'étudier le comportement des matériaux soumis à des frottements à grandes vitesses et sous fortes pressions.

La partie expérimentale a été réalisée sur le tribomètre à grande vitesse de l'ETCA. Le principal travail a été de mettre au point une procédure d'essai après avoir amélioré l'instrumentation du tribomètre et informatisé la chaîne d'acquisition et l'exploitation des données. Réaliser et synthétiser les essais effectués et vérifier certaines hypothèses émises par différents auteurs a été l'autre principale partie de cette étude.

Les mesures initiales ne comportant que l'évolution des forces normales et tangentielles au cours du temps d'essai ont été complétées d'une mesure de l'évolution de l'usure linéaire du pion, de la pesée du pion avant et après essai et de la mesure de l'évolution de la température en trois positions pendant l'essai. A l'observation qui était restée jusque là visuelle, ont été adjoints des films vidéo effectués avec une caméra à grande vitesse pouvant filmer le contact jusqu'à une vitesse de mille images par seconde.

Les essais réalisés ont montré que pour les charges et les vitesses atteintes, l'énergie apportée dans le contact n'est pas suffisante pour que les phénomènes thermiques masquent les phénomènes mécaniques. Le comportement tribologique des matériaux testés est donc fonction d'un grand nombre de paramètres tant mécaniques que thermiques. De ce fait, il est très variable d'un matériau à l'autre et les lois générales sont difficilement cernables.

Les résultats obtenus sur les aciers sont moins dispersés que sur les métaux purs. On observe cependant des écarts importants entre les deux aciers étudiés, et des différences fondamentales avec le fer pur. Pour les aciers, les évolutions du coefficient de frottement moyen et de l'usure tant linéaire que massique sont proportionnelles à la charge. On a une légère décroissance en ce qui concerne le coefficient de frottement moyen et une nette croissance pour l'usure. Les vitesses d'usure linéaire augmentent aussi proportionnellement avec la charge alors que le temps nécessaire pour commencer la phase d'usure rapide diminue exponentiellement.

L'influence de la vitesse de frottement a été testée sur le 35NCD16. On a une décroissance exponentielle du coefficient de frottement moyen et un accroissement du temps nécessaire pour obtenir 0,1 mm d'usure.

A produit pression - vitesse constant, le coefficient de frottement moyen et l'usure augmentent linéairement avec la force normale alors que le temps nécessaire pour obtenir la phase d'usure rapide décroît exponentiellement.

Les mesures par thermocouples montrent que la surface du pion peut atteindre des températures moyennes proches de la température de fusion. Cette température s'accroît logarithmiquement avec la charge. Le coefficient de partage a une valeur moyenne qui décroît avec la charge de 0,3 à 0,25 sur la plage d'efforts utilisée.

Des pions en aciers 35NCD16 revêtus de chrome électrolytique ont été testés. Les résultats ont été comparés, dans les mêmes conditions d'essais, à des pions nus. Le chrome s'use très peu, mais subit une restauration qui diminue fortement sa dureté. Il protège l'acier tant sur le plan tribologique que thermique.

Malgré les fortes dispersions obtenues, les lois concernant le frottement à grande vitesse qui ont été avancées par différents auteurs sont approximativement vérifiées.

Un modèle a été développé pour vérifier l'hypothèse de la présence d'un film hydrodynamique de métal en fusion à l'interface. Dans le cas présent, les résultats confirment la possibilité de la présence, pendant de faibles intervalles de temps, d'un film partiel de métal en fusion.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

ARCHARD J.F. et HIRST W. "The wear of metals under unlubricated conditions", Proc. R. Soc. Ser. A 236,397 (1956).

ARCHARD J.F "The temperature of rubbing surfaces", Wear 2, pp 438-455 (1958).

ARCHARD J.F. "Single contact and multiples encounters", Journal of Applied Physics, vol. 32 (1961).

AZARKHIN A. et BARBER J.R. "Thermoelastic instability for the transcient contact probleme of two sliding half-plane", ASME vol 53, pp 565-572, septembre 1986.

AZARKHIN A. et BARBER J.R. "Transcient contact of two sliding half-plane with wear", J. Tribology 109, PP. 598 (1987).

BALAKIN V.A. "Formation and distribution of heat in the frictional contact zone under conditions of non-stationary heat exchange", Wear 72, pp 133-141 (1981).

BARBER J.R. "some thermoelastic contact problems involving frictional heating", Mech. appl. Math., vol 29, Pt 1, (1976).

BLOK H. "The dissipation of frictional heat", App. Sci. Res., Section A, vol. 5, pp151-180 (1955).

BLOUET J. "Usure", Techniques de l'ingénieur, extraits B585 et B586, février 1978.

BOLEY B.A. "A method of heat conduction analysis of melting and solidification problemes", J.Math.Phys. 40:300-313 (1961).

BORISENKO V.A. et KRASHCHENKO V.P. "Temperature dependance of hardness of groupe IB metals", Acta Metallurgica, Vol. 25, pp. 251-256, Pergamon press (1977).

BOSTEIN O. et ARONE R. "The microstructural changes in the surface layer of gun barrels", Wear 142, pp 87-95 (1991).

BOSCH J.P. et RIBERTY P. "Etude du frottement à grande vitesse sous forte charge", Rapport E.T.C.A. n° 88 R 059 (1988).

BOWDEN F.P. et W.RIDLER K.E. "Physical properties of surfaces - the surface temperature of sliding metals - the temperature of lubricated surfaces", Proc. Roy. Soc., Ser. A 154, 640 (1936).

BOWDEN F.P., F.R.S. et THOMAS P.H. "The surface temperature of sliding solids", Proc. Roy. Soc., Ser. A 223, 29 (1954).

BOWDEN F.P. F.R.S. et FREITAG E.H. "The friction of solids at very high speed 1. metal on metal; 2. metal on diamond", Proc. Roy. Soc., Ser. A 248, 350 (1958).

BOWDEN F.P., F.R.S. et PERSSON P.A. "Deformation, heating and melting of solids in high-speed friction", Proc. Roy. Soc., Ser. A 260, 433 (1961).

CARIGAN F.J. et RABINOWICZ E. "Friction and wear at high sliding speed", A.S.L.E. Trans. 23, 451 (1980).

CARSLAW H.S. et JAEGER J.C. "Conduction of heat in solids", 2nd ed. Oxford: Clarendon Press (1959).

CASSAGNE B., KIRSCH G., et BARDON J.P. "Analyse théorique des erreurs liées aux transferts de chaleur parasites lors de la mesure d'une température de surface par contact", Int. J. Heat Transfer, Vol 23, pp. 1207-1217 (1980).

COCKS M. "Role of atmospheric oxydation in high speed sliding phenomena", Journal of Applied Physics, Vol. 28 N°8, aout 1957.

CRANK J. "How to deal with moving boundaries in thermal problems", Numerical Methods in heat transfer, Chap. 9, J. Wiley & Sons (1981).

DE VRIENT A.B."La transmission de la chaleur" - Vol.1, tome 1, Chap.6.4.3.2.2, Gaëtan Morin Editeur (1982).

EARLES S.W.E. et KADHIM M.J. "Friction and wear of unlubricated steel surfaces at speeds up to 655 ft/s", Proc. Instn Mech Engrs, vol 180, Pt 1, N°22, 1965-1966.

EVANS D.C.B., NYE J.F. et CHEESEMAN K.J., "The kinetic friction of ice", Proc. R. Soc., Ser. A 347, 493 (1976).

FLOQUET A., PLAY D. et GODET M., "Contribution à l'étude thermique du frottement sec dans les paliers", Journal de mécanique appliquée, vol. 2, n°4 pp 500-539 (1978).

FLOQUET A. et GODET M. "Etude de l'échauffement à l'intérieur d'un tube d'arme revêtus détermination des contraintes thermoélastiques", Etude DRET - ETCA - LMC (1988).

FRENE J., NICOLAS D., DEGUEURCE B., BERTHE D., GODET M, "Lubrification hydrodynamique, Paliers et Buttées", Collection de la direction des études et recherches d'EDF, éditer par Eyrolles.

FUREY M.J. "An experimental study of surface temperatures generated at a solid-solid interface", Machanical Engineering Department, Virginia Polytechnic Institute & State University, Blaksburg, Virginia 24061, Rapport N° DA-ARO-D-31-124-73-G146, novembre 1977.

GOODMAN T.R. "The heat-balance integral and its application to problems involving a change of phase". Trans.ASME 8(2):335-342 (1958).

JAEGER J.C. "Moving sources of heat and the temperature at sliding contacts". Proc. Roy. Soc. New South Wales, Val. 76, p. 203 (1942).

JARNY Y. et DELAUNAY D. "Problème de Stefan inverse: étude en simulation", Société Française des thermiciens, journée d'étude du 8 mars 1989.

HAUG R., HANNACHI F. et LECLERCQ M. "Méthode de mesure électrique de la dureté d'un matériau", Meas. Sci. Technol., Vol. 2, N°3, pp. 247-252, 8 Ref., DP. mars 1991.

KAWAGOE H. , IDE K. et KISHI T. "Relations between hot hardness and high temperature tensile properties of metals", VDI-Berichte N°308, VDI Verlag GmbH, Postfach 1139, 8110-72.0425 (1978).

KENNEDY F. E. "Surface temperature measurement"; ASM handbook, vol 18 Friction, lubrication and wear technology; PP 438-444; ASM international material spark, Ohio (1992).

KENT STIFFLER A. "Usure par liquéfaction et machines de type pion sur disque", J. of Tribology 108, PP.105-108, janvier 1986.

KINSELLA F.H. et CHILDS T.H.C. "Friction cutting of mild steel", I. Mech. E. Conf., pp. 55-61, 3 et 4 avril 1978.

KOUNAS S. et DIMAROGONAS D. "The distribution of friction heat between a stationary pin and a rotating cylinder" Wear 19, pp 415-424 (1972).

LAI W.T. et CHENG H.S. "Temperature analysis in lubricated simple sliding rough contacts", ISSN 0569-8197, Vol. 28, 3, 303-312 (1984).

LANDAU H.G. "Heat conduction in a melting solid", Q. Appl. Math. 8, pp.81-94 (1950).

LIM S.C. et ASHBY M.F. "Wear-mechanism maps", Acta metall., vol. 35, n°1, pp1-24 (1987).

LIU T. et RHEE S.K. "High temperature wear of asbertos-reinforced friction materials", Wear 37, pp 291-297 (1976).

LIU T. , RHEE S.K. et LAWSON K.L. "A study of wear rates and transfer films of friction materials", Wear 60, pp 1-12, (1980).

MAZO L. , CASSAGNE B. BADIE-LEVET D. et BARDON J.P. "Etude des conditions de liaison thermique dans le cas du frottement sec métal-plastique", Rev. Gén. Therm. Fr. n°204 (Décembre 1978).

MENG H.S.; LUDEMA K.C. "Wear life equation for mechanical designers: state of art" 9th WOM International Conference, San Francisco, 13-16 avril 1993.

MONTGOMERY R.S. "Friction and wear at high sliding speeds", Wear, vol. 36, n°3 pp 275-278, Mars 1976.

MONTGOMERY R.S. "Surface melting of rotating bands", Wear vol. 38, pp 235-243 (1976).

MONTGOMERY R.S. "Friction of gliding metal sliding on chromium-plated steel", Wear 50, PP. 387-392 (1978).

MONTGOMERY R.S. "Friction of rotating band material during engraving and initial projectile travel", Benet Weapons Laboratory, Watervliet Arsenal, N.Y. 12189, Rapport N° ARLCB-TTR-7800, février 1978.

MONTGOMERY R.S. "Evidence of the melt lubrication of projectile bands" Proc. 39th annual meeting in Chicago 7/10 may 1984.

PARKER R.C. et MARSHALL P.R. "The mesurement of the temperature of sliding surfaces, with particular reference to railway brake blocks", Proc. Inst. Mech. Engrs 158, pp. 209-229 (1948).

PALMER F. "What about friction ?", American Journal of Physics, (1949).

PILCHER J.O. et WINEHOLT E.M. "Analysis of the friction behaviour at high sliding velocities and pressure for gliding metal, annealed iron, copper and projectile steel", US Army Ballistic Reaserch Laboratory, Aberdeen Proving Ground, Maryland 21005, Rapport N° 1955, janvier 1977.

RAYNAUD M. et BRANSIER J. "A new finite-difference method for the nonlinear inverse heat conduction problem" Hemisphere Publishing Corporation (1986).

RAYNAUD M. et BRANSIER J. "Experimental validation of a new space marching finite difference algorythm for the inverse heat conduction problem" Proc. IHTC, San Francisco (1986).

RAYNAUD M. et BRANSIER J. "Evaluation au moyen d'une méthode inverse, du partage du flux généré par frottement entre deux solides en mouvement relatif", Société Française des thermiciens, journée d'étude du 8 mars 1989.

RAYNAUD M. et BRANSIER J. "Comparison of space marching finite difference technique and function minimization technique for the estimation of the front location in nonlinear melting problem" Proc. 5° symposium IFAC, Perpignan, juin 1989.

ROHSENOW W.M et HARTNETT J.P, "Handbook of heat transfer", Ed. Mc Graw Hill Book Company (1973).

ROWSON D.M. "The interfacial surface temperature of a disc brake", Wear vol; 47, pp 323-328 (1978).

SAUER F.M. "Analysis of steady state metallic friction and wear under conditions of molten metal lubrication" Stanton Reaserch Inst. Rep. N° 15, Tech. Rep. N° 1, Project SU 1494 (1956).

SERRA J.J. et RIBERTY P. "Analyse thermique de l'usure par ablation de métal fondu en frottement à grande vitesse". Rapport ETCA n° 89 R 139 (1989).

EL-SHERBINY M. et NEWCOMB T.P. "The temperature distribution due to frictional heat generated between a stationary cylinder and a rotating cylinder", Wear vol. 42, pp 23-34 (1977).

SMITHELLS, "Metal Reference Book" 6° Ed, A Brandes éditeur (1983).

STERNLICHT B. et APKARIAN H. "Investigation of melt lubrication", A.S.L.E. Trans. 2, 248 (1956).

TIMOSHENKO S.P. "Résistance des matériaux", Dunod éditeur (1986, édition américaine d'origine 1941).

TURINETTO J.F. "Tribométrie et analyse des systèmes", Rapport interne de l'Institut Supérieur des matériaux et de la construction mécanique, (mai 1977).

WELSH N.C. "The dry wear of steels", Phil. Trans. R. Soc. Ser A 257-1077, janvier 1965.

WILLIAMS K. et GIFFEN E. "Friction between unlubricated steel surface at sliding speeds up to 750 feet per second", Proc. Inst. Mech. Engr 178, 24 (1963/4).

WILSON W.R.D. "Lubrication by melting solid", Trans. A.S.M.E., J. Lub. Tech. 98, 22 (1976).

dernière page de la thèse

AUTORISATION DE SOUTENANCE

Vu les dispositions de l'arrêté du 5 Juillet 1984, modifié par l'arrêté du 21 Mars 1988 et l'arrêté du 23 Novembre 1988,

Vu la demande du Directeur de Thèse

Mr Ph. KAPSA — Directeur de Recherche - Labo. Tribologie et Dynamique des Systèmes - E.C.L.,

et les rapports de

Mr J. FRENE — Professeur - Université de Poitiers - Mécanique des Solides - 86022 POITIERS Cedex,

Mr R. GRAS — Professeur - ISMCM - Laboratoire de Tribologie - 93407 SAINT OUEN,

Monsieur **LESQUOIS Olivier**

est autorisé à soutenir une thèse pour l'obtention

du titre de **DOCTEUR**

Spécialité : **MECANIQUE**

Fait à Ecully, le 1er février 1994

P/Le Directeur de l'E.C.L.
Le Directeur
de l'Administration de la
Recherche

F. LEBOEUF