

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية

**MINISTERE DE L'ENSEIGNEMENT
SUPERIEUR ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE**

**UNIVERSITE DES SCIENCES ET DE LA TECHNOLOGIE D'ORAN
MOHAMED BOUDIAF**

**FACULTE DE GENIE MECANIQUE
DEPARTEMENT DE GENIE MECANIQUE**

**Thèse présentée en vue de l'obtention du diplôme
de Docteur en Sciences en Génie Mécanique**

Option : Construction Mécanique

Présenté par :DJAFRI Mohammed

THÈME

**ETUDE NUMERIQUE ET EXPERIMENTALE DU COMPORTEMENT
TRIBOLOGIQUE DES CONTACTS GLISSANT
- Application aux freins à disques**

Membres du jury :

Président :	IMINE Bachir	Pr. USTO-MB
Directeur de thèse :	BOUCHETARA Mostefa	Pr. USTO-MB
Co-encadreur :	BUSCH Christian	Pr. U. de Zwickau Allemagne
Examineurs :	MANSOURI Bensmain	Pr. USTO-MB
	BENGUEDIAB Mohamed	Pr. U .D. L S. Belabbes
	BENAMAR Ali	Pr. ENPO Oran

Année Universitaire 2014-2015

REMERCIEMENTS

La présente étude fait l'objet d'une thèse de doctorat en sciences sur un thème proposé et dirigé par Monsieur le Professeur Mostefa BOUCHETARA. Les travaux de recherche ont été réalisés sous sa direction au sein du Laboratoire de Tribologie de l'Université des Sciences Appliquées de Zwickau en Allemagne. Qu'il trouve ici l'expression de ma profonde gratitude pour l'intérêt et le soutien qu'il m'a apporté tout au long de ce travail.

Je tiens aussi à exprimer ma reconnaissance et ma gratitude à Monsieur le Professeur Christian BUSCH, Co-encadreur et Directeur du laboratoire de Tribologie de l'Université de Zwickau pour m'avoir accueilli et permis de réaliser les essais expérimentaux programmés et mis à ma disposition tous les moyens techniques nécessaires d'observation et d'analyse tribologiques des échantillons.

Je tiens à exprimer ma reconnaissance et ma gratitude à Mr Simon WEBER, Ingénieur au laboratoire de tribologie pour son aide précieuse durant mon séjour scientifique. Je remercie aussi messieurs Stephan UWE et Khalid SCHABAITA, Ingénieurs au laboratoire de tribologie, pour leur aide dans la préparation des échantillons.

Je voudrais aussi adresser mes plus vifs remerciements aux membres du jury qui ont accepté d'examiner mon travail.

Je n'oublie pas d'exprimer mes vifs remerciements à Frau Adriana Slavcheva et Frau Elke KUNZE, du Vice-rectorat chargé des relations extérieures pour leur aide et leur soutien moral durant mon séjour l'Université de Zwickau.

Enfin, ma profonde reconnaissance s'adresse à ma petite famille et à tous mes amis pour leur soutien moral parmi eux Toufik KHATIR.

Je dédie ce travail à :
Mes chers parents
Ma femme
Mes enfants
Mes chers frères

Je dédie également ce travail à tous mes beaux-
frères et leurs familles ,
et à tous mes amis.
Particulièrement Toufik Katir .

SOMMAIRE

SOMMAIRE	i
LISTE DES FIGURES	vii
LISTE DES TABLEAUX	xv
NOMENCLATURE	xvii
INTRODUCTION GENERALE	xix

CHAPITRE I : MATERIAUX DES DISQUES ET DES PLAQUETTES DE FREIN

I.1 INTRODUCTION	1
I.2 MATERIAUX DES DISQUES DE FREINS	1
I.1.2.1 Fonte grise.....	1
I.2.2 Acier inoxydable.....	3
I.2.3 Matériaux composite.....	4
I.2.3.1 Composite carbone- carbone.....	4
a) Avantages du matériau Carbone-Carbone (C-C).....	5
b) Inconvénients du matériau Carbone-Carbone (C-C).....	5
I.2.3.2 Composites à matrice métallique(MMC).....	6
I.2.2.3 Composites à matrice céramique (CMC).....	6
I.2.4 Alliage de titane.....	7
I.3MATERIAUX DES GARNITURES DE FREIN	7
I.4 PROPRIETES PHYSIQUE ET MECANIQUES DES MATERIAUX DES DISQUES DE FREIN	10
I.4.1 Rôle des constituants des matériaux sur le comportement tribologique	10
I.4.2 Contraintes thermiques	13I
.4.3 Contraintes mécaniques.....	15
I.4.3.1 Chargement mécanique	15
I.4.3.2 Zone de frottement.....	17
I.4.4.3 Phénomène d'usure	17

I.5 CRITERES D’EVALUATION DES MATERIAUX DES DISQUES DE FREIN...	18
I.5.1 Efficacité.....	18
I.5.2 Confort.....	19
I.5.3 Endurance.....	20

CHAPITRE II : TRIBOLOGIQUE DES CONTACTS GLISSANTS APPLIQUEE AUX MATERIAUX DES DISQUES DE FREIN

II.1 APERÇU HISTORIQUE SUR LE DEVELOPPEMENT DE LA TRIBOLOGIE.....	22
II.2 NOTIONS SUR LE FROTTEMENT ET LA DISSIPATION DE CHALEUR PAR FROTTEMENT.....	25
II.3 USURE DES SURFACES DE CONTACT	28
II.4 MECANISMES D’USURE	29
II.4.1 Usure abrasive.....	29
II.4.2 Usure adhésive.....	30
II.4.3 Usure corrosive (ou tribochimique ou tribocorrosive).....	31
II.4.4 Usure par fatigue.....	32
II.4.5 Lois d’usure.....	33
II.5 COMPORTEMENT TRIBOLOGIQUE DES MATERIAUX DES DISQUES DE FREIN	34
II.5.1 Effet de la vitesse de glissement.....	34
II.5.2 Effet de la charge normale appliquée sur les disques de frein	35
II.5.3 Effet de la température.....	36
II.5.4 Effet de l’humidité.....	38
II.5.5 Effet de la fatigue thermique.....	39
II.5.6 Effet de la corrosion.....	40
II.5.7 Effet de l’état de surface.....	41
II.5.8 Effets tribologique des oxydes de fer.....	43
II.6 CONCEPT DU TROIS CORPS	44
II.6.1 Mécanismes d’accommodation de la vitesse.....	45
II.6.2 Circuit tribologique.....	48

CHAPITRE III : PROCEDURE EXPERIMENTALE

III.1 INTRODUCTION	50
III.2 MATERIAUX DU COUPLE DISQUE-PION	50
III.2.1 Matériaux de disques de frein	51
III.2.1.1 Fonte grise FG25.....	51
III.2.1.2 Acier chromé 100Cr6.....	51
III.2.1.3 Composite à matrice d'aluminium renforcée au silicium de carbure Al-MMC (A359/SiCp).....	52
III.2.2 Matériaux des garnitures ou pions.....	53
III.2.2.1 Matériau organique.....	54
III.2.2.2 Matériau semi-métallique.....	55
III.3 TEST DE CORROSION SALINE	55
III.4 TEST DE FATIGUE THERMIQUE	57
III.5 PROCEDURE ET CONDITIONS EXPERIMENTALES	59
III.5.1 Préparation des échantillons	59
III.5.2 Mesure de la rugosité.....	59
III.5.3 Mesure du coefficient de frottement et de l'usure.....	60
III.5.3.1 Dispositif expérimental	60
III.5.3.2 Instrumentation.....	61
III.5.4 Microscope électronique à Balayage.....	62
III.6 PROGRAMME D'ESSAIS	62

**CHAPITRE IV:INFLUENCE DES CONDITIONS DE FREINAGES SUR LE
COMPORTEMENT TRIBOLOGIQUE DES MATERIAUX DES
DISQUES DE FREIN**

IV.4 INTRODUCTION	65
IV.4 EFFET DU MATERIAU ORGANIQUE SUR LE COMPORTEMENT TRIBOLOGIQUE DES MATERIAUX DES DISQUES DE FREINS	65
IV.2.1 Influence de la charge normale.....	65
IV.2.2 Influence de la vitesse de glissement.....	67
IV.2.3 Influence de l'humidité.....	68
IV.2.4 Surfaces usées des disques frottant contre pion organique.....	70

IV.2.5 Evolution des rugosités des surfaces de contacts des disques sous l'influence du matériau de friction organique	70
IV.3 EFFET DU MATERIAU SEMI METALLIQUE SUR LE COMPORTEMENT TRIBOLOGIQUE DES MATERIAUX DES DISQUES DE FREINS.....	72
IV.4.1 Influence de la charge normale.....	72
IV.4.1 Influence de la vitesse de glissement.....	74
IV.4.1 Influence de l'humidité.....	76
IV.4.1 Surfaces usées des disques frottant contre pion semi métallique.....	77
IV.4.1 Evolution des rugosités des surfaces de contacts des disques sous l'influence du matériau de friction semi métallique	79
IV.4 COMPARAISON ENTRE EFFETS DES MATERIAUS DES PIONS ORGANIQUE ET SEMI METALLIQUE SUR LE COMPORTEMENT TRIBOLOGIQUE DES MATERIAUX DE DISQUES DE FREIN	80
IV.4.1 Comparaison entre les effets de la charge appliquée.....	80
IV.4.2 Comparaison entre les effets de la vitesse de glissement.....	84
IV.4.3 Comparaison entre les effets de l'humidité.....	88
IV.4.5 COMPARAISON ENTRE LES SURFACES USEES DES DISQUES FROTTANT CONTRE MARTIAUX SEMI METALLIQUE ET ORGANIQUE.....	91
IV.5 COMPARAISON DES SURFACES DE CONTACT DES PIONS SEMI METALLIQUE ET ORGANIQUE	93
 CHAPITRE V:EFFET DE LA CORROSION SUR LE COMPORTEMENT TRIBOLOGIQUE DES MATERIAUX DE DISQUES DE FREIN	
V.1 INTRODUCTION.....	95
V.2 EVOLUTION DE LA CORROSION DUE AU BROUILLARD SALIN SUR LES SURFACES DE CONTACTS DES DISQUES.....	95
V.3 CORROSION THERMIQUE DES SURFACES DE CONTACT DES DISQUES DUE A LA FATIGUE THERMIQUE.....	97
V.4 EFFET DE LA CORROSION SALINE SUR LE COMPORTEMENT DES MATERIAUX DE DISQUES DE FREIN.....	100
V.4.1 Effet du matériau de friction organiquesur la corrosion saline	100
V.4.1.1 Coefficient de frottement et taux d'usure	100

V.4.1.2	Observations des surfaces de contacts des disques avant et après la corrosion saline (matériau de friction organique).....	102
V.4.2	Effets du matériaux de friction semi métallique sur la corrosion saline.....	105
V.4.2.1	coefficients de frottements et taux d'usure.....	105
V.4.1.2	Observations des surfaces de contacts des disques avant et après corrosion saline (matériau de friction semi métallique).....	106
V.5	EFFET DE LA FATIGUE THERMIQUE SUR LE COMPORTEMENT TRIBOLOGIQUE DES MATERIAUX DE DISQUES DE FREIN.....	107
V.5.1	Effet du matériau de friction organique sur la fatigue thermique	107
V.5.1.1	Coefficients de frottements et taux d'usure.....	107
V.4.1.2	Observations des surfaces de contacts des disques avant et après fatigue thermique (matériau de friction organique).....	108
V.5.2	Effet du matériau de friction semi métallique sur la fatigue thermique.....	110
V.5.2.1	Coefficients de frottements et taux d'usure.....	110
V.5.2.2	Observations des surfaces de contacts des disques avant et après fatigue thermique (matériau de friction semi métallique).....	112
V.6	INFLUENCE DE LA CORROSION SALINE ET DE LA FATIGUE THERMIQUE SUR LE COMPORTEMENT TRIBOLOGIQUE DES MATERIAUX DE DISQUES DE FREIN	113
V.6.1	Evolution du coefficient de frottement.....	113
V.6.2	Evolution du taux d'usure.....	115
 CHAPITRE VI: MODELISATION NUMERIQUE DU CONTACT GLISSANT DISQUE-PION		
VI.1	INTRODUCTION.....	118
VI.2	FORMULATION CONTINUE.....	118
VI.3	CONTACT UNILATERAL SANS FROTTEMENT - PROBLEME DE SIGNORINI.....	119
VI.3.1	Gestion du frottement - Modèle de Coulomb.....	120
VI.3.2	Gestion du contact frottant.....	121
VI.3.3	Méthode de pénalité	122
VI.3.4	Méthode des multiplicateurs de Lagrange.....	124

VI.4 MODELISATION DU PROBLEME DE CONTACT PION-DISQUE PAR ANSYS WORKBENCH 13	125
VI.4.1 Etapes de modélisation sur AnsysWorkbench.....	125
VI.4.2 Influence de la force appliquée par le pion sur le disque	127
VI.4.3 Influence de la vitesse de glissement du pion sur le frottement.....	129
VI.4.4 Usure des pions.....	132
VI.4.5 Evolution de la pressin de contact.....	132
CONCLUSION GENERALE	134
BIBLIOGRAPHIES	138
ANNEXES	150
Annexe 1 : Analyse EDX du pion organique.....	150
Annexe 2 : Analyse EDX du pion semi métallique.....	155
Annexe 3 : Géométrie de l'ensemble disque pion.....	160

LISTE DES FIGURES

CHAPITRE I : MATERIAUX DES DISQUES ET DES PLAQUETTES DE FREIN

Figure 1.1 : Les micrographies de différentes fontes grises matériaux des disques de frein [6] : a-Fonte blanche ;b- Fonte malléable ;c-Fonte grise; d- Fonte ductile	3
Figure 1.2 : Constitution d'un matériau composite [9].....	4
Figure 1.3: Schéma et image d'un freinmultidisquesaéronautique [10].....	5
Figure 1.4 : Observation au MEB des différents constituants du matériau composite à matrice organique [19].....	9
Figure 1.5 : Résistance à la rupture de différents types de fonte en fonction de la température [5].....	11
Figure 1.6 : Module d'élasticité de différent type de fonte en fonction de la température [5].....	11
Figure 1.7 : Conductivité thermique de différents types de fonte en fonction de la température [5].....	11
Figure 1.8 :Coefficient de dilatation thermique en fonction de la température[5].....	11
Figure 1.9 : Coefficient de frottement en fonction de la teneur du titane[5].....	13
Figure 1.10 : Usure en fonction de la teneur en titane[5].....	13
Figure 1.11 : Capacité calorifique spécifique C_p de deux types de fonte en fonction de la température[5].....	15
Figure. 1.12: Mise en cone dun disque de frein [26].....	16
Figure 1.13 : Gorge calorifique [27].....	17
Figure. 1.14: Usures du disque et de la plaquette de frein [26].....	20

CHAPITRE II : TRIBOLOGIQUE DES CONTACTS GLISSANTS APPLIQUEE AUX MATERIAUX DES DISQUES DE FREIN

Figure 2.1 : Sollicitations mecaniques du contact.....	25
Figure 2.2 : Phases de dégradation par usure d'une pièce ou d'un mécanisme [64].....	29
Figure 2.3 : Mécanisme d'usure abrasive [65].....	30
Figure 2.4 : Figure 2.4 : Etat de surface après une usure abrasive [66].....	30
Figure 2.5 : Mécanisme d'usure adhésive [67].....	31
Figure 2.6 : Etat de surface après une usure adhésive [66].....	31

Figure 2.7 : Figure 2.7 : Mécanisme d'usure corrosive [68].....	31
Figure 2.8 : Figure 2.8 : Etat de surface après une usure corrosive [66].....	31
Figure 2.9 : Mécanisme d'usure par fatigue [69].....	32
Figure 2.10: Etatde surface après une usurepar fatigue [66].....	32
Figure 2.11 : Effet de la vitesse de glissement sur le comportement tribologique des matériaux AL-B4C et AL-SiC [72].....	34
Figure 2.12: Effet de la force normale appliquée sur le comportement tribologique d'un matériau composite d'aluminium et de la fonte grise [75].....	35
Figure 2.13: Variation du coefficient de frottement d'un disque en acier en fonction de la température à pression et à vitesse de glissement constantes [81].....	36
Figure 2.14 : Effet de l'humidité relative sur le coefficient de frottement de plusieurs pions métalliques de haute pureté [99].....	38
Figure 2.15 : Points chauds (a), faïençage thermiques (b), microfissure, (c) sur un disque de frein [103].....	39
Figure 2.16: Fissures rectilignes sur la piste de frottement [105].....	40
Figure 2.17 : Influence de la corrosion saline sur les disques de freinage en fonte grise [13].....	41
Figure 2.18 : Vue théorique en coupe d'une surface Mang et al [66].....	41
Figure 2.19: Observation MEB des plateaux primaires et secondaires à la surface d'une garniture de frein :(a) Electrons secondaires ; (b) Electrons rétrodiffusés, (c) Schématisation du mécanisme de formation de plateaux secondaires [118].....	45
Figure 2.20 : Micrographie profilométrique 3-D illustrant un plateau secondaire entouré de zones en dépression [119].....	46
Figure 2.21 :Représentation schématique de l'interface de frottement selon la taille des particules abrasives de zircon utilisées, (a) 1 µm et (b) 140 µm [123].....	47
Figure 2.22: Films nano structurés formés en surface des plateaux: a) Coupe transversale d'un plateau secondaire b) Coupe transversale d'un plateau primaire formé en surface d'une fibre minérale [126].....	47
Figure 2.23 : le circuit tribologique [117].....	48
Figure 2.24 :Distribution des tailles de particules générées durant des tests de frottement à une vitesse de 0.275 m/s et des pressions variables [130].....	49

CHAPITRE III : PROCEDURE EXPERIMENTALE

Figure 3.1 : La microstructure de la surface du composite à matrice d'aluminium Al-MMC A359/SiC_p[138].....53

Figure 3.2 : Image microscopique de la surface du pion en matériau organique.....54

Figure 3.3 : Image microscopique de la surface du pion en matériau semi-métallique.....55

Figure 3.4. Chambre de brouillard salin..... 56

Figure 3.5 : Diffraction des rayons X (XRD)..... 57

Figure 3.6: Le four de chauffage des disques..... 58

Figure 3.7 : Etats de surfaces des spécimens en Al-MMC avant (a) et après polissage (b)..... 59

Figure 3.8: Profilomètre portable de type SJ210 de Mitutoyota..... 60

Figure 3.9 : Tribomètre pion –disque SRV4..... 61

Figure 3.10 : Couple pion-disque..... 62

Figure 3.11 : Evolution des coefficients de frottements du composite Al-MMC (A359 / SiC_p).....64

**CHAPITRE IV : INFLUENCE DES CONDITIONS DE FREINAGES SUR LE
COMPORTEMENT TRIBOLOGIQUE DES MATERIAUX DES
DISQUES DE FREIN**

Figure 4.1 : Influence de la charge normale sur le coefficient de frottement matériaux de friction organique.....66

Figure 4.2: Influence de la charge normale sur le taux d'usure matériaux de friction organique..... 66

Figure 4.3 : Influence de la vitesse de glissement sur le coefficient de frottement matériaux de friction organique..... 67

Figure 4.4 : Influence de la vitesse de glissement sur le taux d'usure matériaux de friction organique..... 68

Figure 4.5 : Influence de l'humidité sur le coefficient de frottement matériaux de friction organique..... 69

Figure 4.6 : Influence de l'humidité sur le taux d'usure matériaux de friction organique..... 69

Figure 4.7 : Evolution de la surface de contact des disques après les tests de frottement contre pion en matériau organique :(a et b) : Fonte grise FG25 ;(c et d) : Acier chromé 100Cr6 ; (e et f):Composite Al-MMC..... 71

Figure 4.8 : Rugosités des surfaces de contacts des disques testés..... 72

Figure 4.9 : Influence de la charge normale sur le coefficient de frottement

Matériau de friction semi métallique.....	73
Figure 4.10 : Influence de la charge normale sur le taux d'usure matériau de friction semi métallique.....	74
Figure 4.11 : Influence de la vitesse de glissement sur le coefficient de frottement matériau de friction semi métallique.....	75
Figure 4.12 : Influence de la vitesse de glissement sur le taux d'usure matériau de friction semi métallique.....	75
Figure 4.13 : Influence de l'humidité sur le coefficient de frottement matériau de friction semi métallique.....	76
Figure 4.14 : Influence de l'humidité sur le taux d'usure matériau de friction semi métallique.....	77
Figure 4.15 : Evolution de la surface de contact des disques après les tests de frottement contre pion en matériau semi métallique :(a et b) : Fonte grise FG25 ;(c et d) : Acier chromé 100Cr6 ; (e et f):Composite Al-MMC.....	78
Figure 4.16 : Evolution des aspérités des surfaces de contact des disques avant et après les tests de frottement sous l'influence du matériau semi métallique.....	79
Figure 4.17 : Comparaison entre les structures des surfaces de contacts des trois matériaux des disques sous l'influence du matériau semi métallique.....	80
Figure 4.18 : Comparaison des coefficients de frottement des disques en fonte FG25 frottant contre pion organique et semi métallique.....	81
Figure 4.19 : Comparaison des coefficients de frottement des disques en acier chromé100Cr6 frottant contre pion organique et semi métallique.....	81
Figure 4.20 : Comparaison des coefficients de frottement des disques en composite Al-MMC frottant contre pion organique et semi métallique.....	82
Figure 4.21 : Comparaison des taux d'usures des disques en fonte FG25 frottant contre pion organique et semi métallique.....	82
Figure 4.22 : Comparaison des taux d'usures des disques en acier chromé 100Cr6 frottant contre pion organique et semi métallique.....	83
Figure 4.23 : Comparaison des taux d'usures des disques composite Al-MMC frottant contre pion organique et semi métallique.....	83
Figure 4.24 : Comparaison des coefficients de frottement des disques en fonte FG25 frottant contre pion organique et semi métallique sous l'effet de la vitesse de glissement.....	85

Figure 4.25 : Comparaison des coefficients de frottement des disques en acier chromé 100Cr6 frottant contre pion organique et semi métallique sous l'effet de la vitesse de glissement.....	85
Figure 4.26 : Comparaison des coefficients de frottement des disques en composite Al-MMC frottant contre pion organique et semi métallique sous l'effet de la vitesse de glissement.....	86
Figure 4.27 : Comparaison des taux d'usure des disques en fonte FG25 frottant contre pion organique et semi métallique sous l'effet de la vitesse de glissement.....	86
Figure 4.28 : Comparaison des taux d'usure des disques en acier chromé 100Cr6 frottant contre pion organique et semi métallique sous l'effet de la vitesse de glissement.....	87
Figure 4.29 : Comparaison des taux d'usures des disques en composite Al-MMC frottant contre pion organique et semi métallique sous l'effet de la vitesse de glissement.....	87
Figure 4.30 : Comparaison des coefficients de frottement des disques en fonte FG25 frottant contre pion organique et semi métallique sous l'effet de l'humidité.....	88
Figure 4.31 : Comparaison des coefficients de frottement des disques en acier chromé 100Cr6 frottant contre pion organique et semi métallique sous l'effet de l'humidité.....	89
Figure 4.32 : Comparaison des coefficients de frottement des disques en composite Al-MMC contre pion organique et semi métallique sous l'effet de l'humidité.....	89
Figure 4.33 : Comparaison des taux d'usures des disques en fonte FG25 contre pion organique et semi métallique sous l'effet sous l'effet de l'humidité.....	90
Figure 4.34 : Comparaison des taux d'usures des disques en acier chromé 100Cr6 contre pion organique et semi métallique sous l'effet sous l'effet de l'humidité.....	90
Figure 4.35 : Comparaison des taux d'usures des disques en composite Al-MMC contre pion organique et semi métallique sous l'effet sous l'effet de l'humidité.....	91
Figure 4.36 : Figure 4.36 : Comparaison entre l'évolution des aspérités de la surface de contact des disques sous l'effets des matériaux de friction organique et semi métallique : a- FG25 ; b-100Cr6 ; c-Al-MMC.....	92

Figure 4.37 : Images microscopiques des surfaces de contacts des pions organique et semi métallique après les tests de frottement.....	93
Figure 4.38 : Comparaison entre les analyses EDX des débris du test d'usure du couple FG25-matériau semi métallique et la surface du pion semi métallique.....	94
 CHAPITRE V : EFFET DE LA CORROSION SUR LE COMPORTEMENT TRIBOLOGIQUE DES MATERIAUX DE DISQUES DE FREIN 	
Figure 5.1 : Analyse des des surfaces de contacts corrodées des disques en fonte grise FG25 par XRD.....	96
Figure 5.2 : Analyse des des surfaces de contacts corrodées des disques en Acier chromé 100Cr6 par XRD.....	96
Figure 5.3: Analyse de la surface de contact corrodé du disque composite Al-MMC par XRD(144 heures).....	97
Figure 5.4 : Résultats de l'XRD pour l'acier chromé 100Cr6 et la micrographie de la surface après l'essai de la fatigue thermique.....	98
Figure 5.5 : Résultats de l'XRD pour la fonte grise FG25 et la micrographie de la surface après l'essai de la fatigue thermique.....	98
Figure 5.6 : Résultats de l'XRD pour le composé Al-MMC et la micrographie de la surface après l'essai de la fatigue thermique.....	99
Figure 5.7 : Dureté des matériaux avant et après essai de la fatigue thermique.....	99
Figure 5.8 : Comparaison entre les rugosités des matériaux avant et après test de fatigue thermique.....	100
Figure 5.9 : Effet de la corrosion saline sur le coefficient de frottement matériau de friction organique.....	101
Figure 5.10: Effet de la corrosion saline sur le taux d'usure matériau de friction organique.....	101
Figure 5.11 : Evolution des surfaces de contact après essais de tribocorrosion matériau de friction organique: a-FG 25 48 heures de corrosion ; b- FG25 144 heures de corrosion ; c- 100Cr6 48 heures de corrosion ; d- 100Cr6 144 heures de corrosion ; e- Al-MMC 144 heures de corrosion.....	102
Figure 5.12 : Comparaison des rugosités des surfaces de contact des disques avant et après les tests de tribocorrosion matériau de friction organique : a- Fonte grise FG25 ; b-Acier chromé 100Cr6 ; c-composite Al-MMC.....	104

Figure 5.13 : Comparaison des rugosités des surfaces de contacts des disques corrodées (144 heures) après essais de tribocorrosion (matériau de friction organique).....	104
Figure 5.14 : Effet de la corrosion saline sur le coefficient de frottement matériau de friction semi métallique.....	105
Figure 5.15 : Effet de la corrosion saline sur le taux d'usure matériau de friction semi métallique.....	105
Figure 5.16 : Evolution des surfaces de contact après essais de tribocorrosion matériau de friction organique : a-FG 25 48 heures de corrosion ; b- FG25 144 heures de corrosion ; c- 100Cr6.....	106
Figure 5.17 : Effet de la fatigue thermique sur le coefficient de frottement matériau de friction organique.....	107
Figure 5.18 : Effet de la fatigue thermique sur le taux d'usure matériau de friction organique.....	108
Figure 5.19 : Surfaces de contact des disques après essais de tribocorrosion sous l'effet de la fatigue thermique matériau de friction organique : a-Fonte Grise FG25 ; b-Acier chromé 100Cr6 ; c- Composite Al-MMC.....	109
Figure 5.20 : Comparaison des rugosités des surfaces de contact des disques avant et après fatigue thermique (matériau de friction organique): a- Fonte grise FG25 ; b-Acier chromé 100Cr6 ; c-composite Al-MMC.....	109
Figure 5.21 : Comparaison des rugosités des surfaces de contacts des disques après test de tribocorrosion sous l'effets de la fatigue thermique (matériau de friction organique).....	110
Figure 5.22 : Effet de la fatigue thermique sur le coefficient de frottement matériau de friction semi métallique.....	111
Figure 5.23: Effet de la fatigue thermique sur le taux d'usure matériau de friction semi métallique.....	111
Figure 5.24: Surfaces de contact des disques après essais de tribocorrosion sous l'effet de la fatigue thermique matériau de friction semi métallique: a-Fonte Grise FG25 ; b- Acier chromé 100Cr6 ; c- Composite Al-MMC.....	112
Figure 5.25 : Comparaison des coefficients de frottements des disques acier chromé 100Cr6 frottant contre pions organique et semi métallique.....	113
Figure 5.26 : Comparaison des coefficients de frottements des disques en fonte FG25 frottant contre pions organique et semi métallique.....	114

Figure 5.27 : Comparaison des coefficients de frottements des disques composite Al-MMC frottant contre pion organique et semi métallique..... 114

Figure 5.28 : Comparaison des taux d'usures des disques en acier chromé 100Cr6 frottant contre pions organique et semi métallique..... 116

Figure 5.29 : Comparaison des taux d'usures des disques en fonte FG25 frottant contre pions organique et semi métallique..... 116

Figure 5.30 : Comparaison des taux d'usures des disques composite Al-MMC frottant contre pions organique et semi métallique.....117

CHAPITRE VI: MODELISATION NUMERIQUE DU CONTACT GLISSANT DISQUE-PION

Figure 6.1: Système mécanique [158].....118

Figure 6.2 : Modèles de contact et de frottement [158]..... 119

Figure 6.3 : Cône de Coulomb [158]..... 120

Figure 6.4 – Régularisation du modèle de Signorini (a) et de la loi de Coulomb(b) [158]..... 123

Figure 6.5 : Etapes de modélisation du contact sur Ansysworkbench..... 126

Figure 6.6 : Conditions aux limites appliquées sur le couple disque-pion en contact sec glissant..... 127

Figure 6.7: comparaison entre coefficient de frottement expérimentale et numérique du matériau de la fonte FG25 sous l'effet de la charge normale.....128

Figure 6.8: comparaison entre coefficient de frottement expérimentale et numérique du matériau de l'acier chromé 100Cr6 sous l'effet de la charge normale..... 128

Figure 6.9: comparaison entre coefficient de frottement expérimentale et numérique du matériau composite Al-MMC sous l'effet de la charge normale.....129

Figure 6.10: comparaison entre coefficient de frottement expérimentale et numérique du matériau de la fonte FG25 sous l'effet de la vitesse de glissement..... 129

Figure 6.11: comparaison entre coefficient de frottement expérimentale et numérique du matériau de l'acier chromé 100Cr6 sous l'effet de la vitesse de glissement.....130

Figure 6.12: comparaison entre coefficient de frottement expérimentale et numérique du matériau composite Al-MMC sous l'effet de la vitesse de glissement.....130

Figure 6.13 : Evolution de la contrainte de frottement sur la surface de contact du disque en acier chromé 100Cr6 en contact avec pion semi métallique.....131

Figure 6.14 : Evolution de la pénétration des pions faite par la simulation numérique..... 132

Figure 6.15 : évolution de la pression de contact des différents couples..... 133

LISTE DES TABLEAUX

CHAPITRE I : MATERIAUX DES DISQUES ET DES PLAQUETTES DE FREIN

Tableau 1.1 : Composition et la résistance de 3 sortes de fonte destinées aux disques de freins [11].....	2
Tableau 1.2: Composition du matériau acier inoxydable 28CrMoV5-08 [8].....	3
Tableau 1.3: Composition du matériau céramique à base de titane Ti6Al4V [14].....	7
Tableau 1.4: Composition du matériau composite à matrice organique [19].....	9
Tableau 1.5 : Propriétés d'un matériau composite à matrice organique de plaquettes de frein [20].....	9
Tableau 1.6: Matériaux de garniture aéronautique à matrice semi-métallique [21].....	10

**CHAPITRE II : TRIBOLOGIQUE DES CONTACTS GLISSANTS APPLIQUEE
AUX MATERIAUX DES DISQUES DE FREIN**

Tableau 2.1 : Coefficient de frottement et l'usure des métaux pour différentes durées de contacts [110].....	43
Tableau 2.2 : Dureté des oxydes de fer mesurée à l'air ambiant [111].....	44

CHAPITRE III : PROCEDURE EXPERIMENTALE

Tableau 3.1: Caractéristiques mécaniques et thermiques de la fonte FG25 [27].....	51
Tableau 3.2 : Composition chimique de l'acier chromé 100Cr6 [134-135].....	52
Tableau 3.3 : Caractéristiques mécaniques et thermiques de l'acier chromé 100Cr6 [134,135].....	52
Tableau 3.4 : Composition chimique de l'alliage A359 [138].....	53
Tableau 3.5 : Caractéristiques mécaniques et thermiques des composite à matrice d'aluminium Al-MMC (A359/SiC _p) [138].....	53
Tableau 3.6 : Eléments constituant du pin en matériau organique.....	54
Tableau 3.7 – Composition simplifiée d'une garniture automobile [119].....	54
Tableau 3.8 : Eléments constituant du pin en matériau semi métallique.....	55
Tableau 3.9 : Type et temps d'exposition à la corrosion des différents matériaux.....	56
Tableau 3.10 : Paramètre de l'essai de fatigue thermique pour chaque matériau.....	58
Tableau 3.11 : Rugosité mesurée des spécimens.....	60
Tableau 3.12: Caractéristiques du tribomètre SRV4 [141].....	60
Tableau 3.13 : Plage des paramètres d'essai	63

**CHAPITRE VI:MODELISATION NUMERIQUE DU CONTACT GLISSANT
DISQUE-PION**

Tableau 6.1 : caractéristiques des matériaux de friction (pions) utilisées dans
cette étude [8]..... 126

Nomenclatures

- K' : Grandeur caractéristique du matériau en $[W.m^{-1}]$
- σ_{Tadm} : Résistance thermique admissible de fatigue $[N.m^{-1}]$
- λ_d : Coefficient de conductivité thermique du matériau $[N.m^{-1}.K^{-1}]$
- α_1 : Coefficient de dilatation thermique $[k^{-1}]$ ou $[mm.mm^{-1}.K^{-1}]$
- E : Module d'élasticité $[MPa]$
- C_s : Degré de saturation
- a_d : Diffusivité thermique $[m^2.s^{-1}]$
- ρ : Masse volumique $[kg.m^{-3}]$
- C_p : Chaleur spécifique $[J.kg.k^{-1}]$
- μ : Coefficient de frottement
- F_t : Résistance au frottement $[N]$
- F_n : force normale appliquée au contact $[N]$
- \emptyset : Puissance dissipé $[N.m.s^{-1}]$
- φ : Flux de chaleur $[N.m^{-1}.s^{-1}]$
- P : pression $[N.m^{-2}]$
- v : Vitesse de glissement $[m.s^{-1}]$
- A_a : l'aire de contact apparente $[m^2]$
- τ : Densité d'aspérité
- P_r : résistance pour une aspérité
- R_p : rayon de courbure des aspérités
- σ : L'écart type
- γ : Module de poisson
- V_u : volume perdu par un matériau qui glisse sur un autre
- b : Coefficient de calage
- L : distance parcourue de glissement
- W_s : Taux d'usure $[m.mm^{-3}]$
- Δm : Perte de masse (g)
- H : Humidité (%)
- R_a : rugosité
- δn : L'interférence de contact
- $K\kappa$: Matrice de rigidité associée

K : Matrice de rigidité

F_d : Vecteur forces

U : Vecteur des déplacements

INTRODUCTION GENERALE

Les premières études sur le frottement remontent à l'an 1500 avec Léonard de Vinci qui réalisa le premier tribomètre. Depuis, de nombreuses études ont porté sur la compréhension et la maîtrise des différents phénomènes ayant lieu au sein d'un contact frottant. La tribologie est un domaine pluridisciplinaire qui fait appel à différentes disciplines de la mécanique telles que la mécanique des contacts, la thermique et la mécanique des milieux continus. Le problème de contact est un problème multi-échelle allant des effets microscopiques (troisième corps, transformations tribologiques de surfaces, etc.) aux phénomènes macroscopiques de dissipation de chaleur ou de déformations structurales. De nombreuses applications nécessitent la compréhension des phénomènes se produisant dans un contact comme par exemple dans les freins, les embrayages, les engrenages, etc.

Durant ces dernières décennies, la technologie des systèmes de freinage a fait des progrès non négligeables. Les systèmes de freinage automobiles utilisent actuellement des disques de frein en acier ou en fonte grise. Ces matériaux sont adaptés aux charges modérées, mais vu l'augmentation du nombre de véhicules avec une puissance de freinage élevée, les constructeurs automobiles essayent de remplacer ces matériaux classiques de disques ou tambours de freins par d'autres plus performants. En plus, l'exploitation excessive des freins à disques sur les autoroutes pour le cas des voitures et sur les pistes d'atterrissage pour les avions a poussé les constructeurs des systèmes de freinage de trouver des matériaux non conventionnels de disques de frein tels que les composites et les céramiques. Ce genre de matériaux se caractérise par leur faible densité, leur grande résistance à l'usure et leur insensibilité à la corrosion.

Un des objectifs de ce travail de thèse réside dans l'analyse du comportement tribologique de trois matériaux de disques de freins, la fonte grise comme matériau conventionnel des disques de frein automobile, l'acier chromé vu que les premiers disques de frein ont été fabriqués en acier et le matériau composite à base d'aluminium renforcé par des particules de silicium, sous l'influence des conditions de freinage telles que la pression de contact et la vitesse de glissement, le taux d'humidité et la corrosion saline et la fatigue thermique due à la variation cyclique de la température pendant les freinages répétés. Dans le but d'approfondir cette étude expérimentale, on a utilisé deux matériaux de friction différents, un matériau organique de plaquettes de frein de la voiture Fabia Skoda 1.4 et un matériau semi métallique des garnitures de freinage équipant un avion de transport. Les tests d'usure ont été

réalisés au moyen du tribomètre SRV4 de la firme allemande OPTIMUL du laboratoire de tribologie de l'Université des Sciences Appliquées de Zwickau (FHZ).

Le présent travail est structuré comme suit :

Le premier chapitre est réservé à la recherche bibliographique détaillée sur le développement des matériaux de disques de frein, leur composition et leurs propriétés physico-chimiques.

Le deuxième chapitre présente l'état de l'art de la tribologie des matériaux des disques de freins, l'influence des conditions de freinage, de la corrosion, de l'humidité et de la fatigue thermique sur leur comportement tribologique. Un aperçu général sur la notion du troisième corps sera présenté.

La procédure expérimentale adoptée dans ce travail fait l'objet du troisième chapitre. On définit les caractéristiques physiques et mécaniques des matériaux de disques de frein et aussi des matériaux de friction utilisés actuellement dans les systèmes de freinage. Une description détaillée des processus de la corrosion et de la fatigue thermique sera développée. Enfin, une présentation du tribomètre pion-disque utilisé pour les tests de frottement, ainsi que les appareils de mesure destinés à la vérification des états de surface de contact des échantillons testés.

Le quatrième chapitre est consacré à l'étude de l'influence d'un certain nombre de paramètres sur le comportement tribologique des couples disque-pion et à l'analyse critique des résultats expérimentaux obtenus à l'aide du tribomètre. Une comparaison des comportements tribologiques des matériaux des disques de frein en contact avec les pions en matériaux organiques et semi métalliques sous l'effet de la charge appliquée, de la vitesse de glissement et du taux d'humidité sera présentée.

Le cinquième chapitre est dédié à l'évaluation expérimentale des comportements tribologiques de différents couples disque-pion examinés sous l'influence de la corrosion saline et de la fatigue thermique et à la détermination du meilleur couple disque – pion du point de vue tribologique.

Le dernier chapitre traite la modélisation numérique d'un modèle de contact sec glissant, comparable à celui du disque-pion réalisé pour le tribomètre. Ce modèle doit tenir compte des résultats expérimentaux sur tribomètre. Le modèle de simulation numérique qui sera proposé va permettre d'évaluer l'influence des principaux paramètres cités auparavant.

I.1 INTRODUCTION

Grâce à sa grande efficacité de freinage et son couple de freinage élevé, le frein à disque est actuellement utilisé de plus en plus dans les voitures, les camions, les avions et les véhicules ferroviaires. Un meilleur confort et une sécurité accrue sont les conséquences. Les matériaux à base de fer ont occupé une position dominante dans la production des disques de frein. Les matériaux des composants du système de freinage sont choisis selon les critères suivants : la fonction de la pièce, le coût de la matière première, la masse et la facilité de fabrication.

Afin d'assurer un bon comportement thermique et tribologique, le matériau idéal pour le disque de frein doit pouvoir emmagasiner une grande quantité de chaleur et supporter un effort mécanique important. Dans le domaine de l'automobile, les températures d'utilisation varient entre 0°C et 800°C ; dans l'aviation elles peuvent atteindre jusqu'à 3000°C .

I.2 MATERIAUX DES DISQUES DE FREINS

I.2.1 Fonte grise

Dans l'industrie automobile, on utilise communément des disques de frein en fonte grise à graphite lamellaire, pratiquement exemptes de cémentite et d'eutectique phosphoreux. La fonte grise possède un bon comportement thermomécanique ; elle est peu chère, peut être coulée facilement et se fabrique aisément. Elle présente une bonne conductivité, une résistance mécanique satisfaisante et une faible usure. Les proportions de carbone et l'addition de différents éléments (phosphore, potassium, silicium, manganèse, cuivre, soufre, nickel, chrome, molybdène, aluminium, autres éléments d'alliages et des impuretés diverses) permettent d'améliorer les propriétés thermomécaniques et tribologiques de la fonte [1-4]. Notons que plus la teneur en carbone n'est élevée, plus la résistance mécanique de la fonte ne devient mauvaise. Les contraintes thermiques diminuent avec l'augmentation de la conductivité.

La formule ci-dessous permet de choisir le matériau du disque de frein du point de vue thermique [5] :

$$K^f = \frac{\lambda_d \sigma_{Tadm}}{E \alpha_1} \quad (1.1)$$

Avec

K^f : Grandeur caractéristique du matériau en [W/m]

σ_{Tadm} : Résistance thermique admissible de fatigue [N/m]

λ_d : Coefficient de conductivité thermique du matériau [N/m.K]

α_1 : Coefficient de dilatation thermique [k^{-1}] ou [mm/mm.K]

La tâche du constructeur et du métallurgiste est de choisir un matériau dont la valeur de K^f soit aussi grande que possible. De la relation précédente, on peut déduire que le matériau du disque de frein doit avoir les qualités suivantes :

- Une résistance thermique à la fatigue élevée ($\sigma_T \nearrow$),
- Un coefficient de conductivité thermique élevé ($\lambda_d \nearrow$),
- Un petit coefficient de dilatation thermique ($\alpha_1 \searrow$),
- Un faible module d'élasticité ($E \searrow$).

Il existe une corrélation entre les paramètres de la relation 1.1. Plus la résistance thermique à la fatigue augmente, plus le module d'élasticité devient grand ($\sigma_T \nearrow \Rightarrow E \nearrow$). Une meilleure conductivité thermique donne un coefficient de dilatation plus élevé ($\lambda_d \nearrow \Rightarrow \alpha_1 \nearrow$). Ces corrélations montrent qu'il est difficile d'avoir une valeur optimale de la grandeur K^f , car les facteurs de la relation (1.1) ont des tendances opposées. Les résultats de recherche ont montré que la fonte à forte teneur en carbone est considérée comme matériau peu coûteux et très approprié pour les disques de freins. Le tableau 1.1 donne un aperçu sur la composition et la résistance de trois sortes de fonte destinées aux disques de freins. La figure 1.1 montre les micrographies de quatre types de fontes comme matériaux des disques de frein, la fonte blanche, la fonte malléable, la fonte grise et la fonte ductile [6].

Elément de l'alliage	FG25 alliée [%]	FG20HC [%]	FG15HC [%]
C	3.0 - 3.5	3.62 - 3.68	3.7 - 3.9
Si	1.9 - 2.4	max 2.1	1.8 - 2.2
Mn	0.6 - 0.9	0.65 - 0.8	0.5 - 0.8
P	max 0.12	max 0.085	max 0.12
S	max 0.1	max 0.095	max 0.1
Cr	0.2 - 0.4	0.18 - 0.3	...0.1
Mo	0.3 - 0.5	0.3 - 0.45	-
Cu	0.2 - 0.3	0.3 - 0.45	...0.25
Ni	0.1 - 0.3	-	-
Ti	-	0.03 - 0.05	-
Sc	0.82 - 1.01	1 - 1.03	1.01 - 1.1

Tableau 1.1 : Composition et la résistance de 3 types de fontes de disques de freins [5].

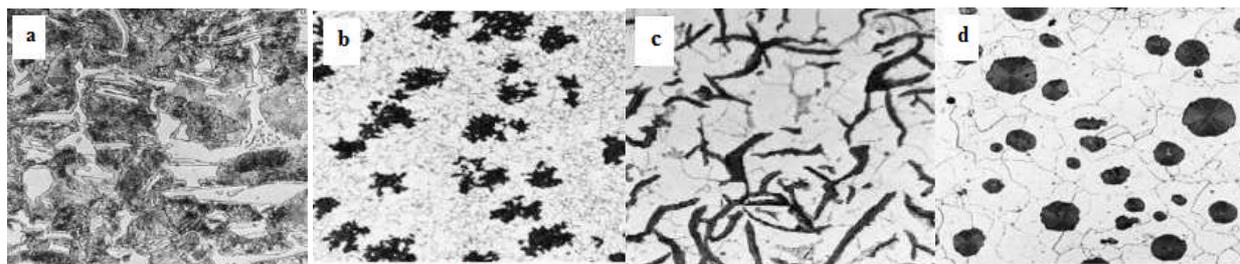


Figure 1.1 : Les micrographies de différentes fontes grises matériaux des disques de frein [6] :
a-Fonte blanche ; b- Fonte malléable ; c-Fonte grise ; d- Fonte ductile.

I.2.2 Aciers inoxydables

Dans le secteur ferroviaire, on utilise pour les trains à grande vitesse de plus en plus des aciers inoxydables alliés au chrome, au molybdène et au vanadium. Les propriétés mécaniques de ces aciers sont la grande ductilité ($R_e > 1000 \text{ MPa}$ à 20°C et $R_e > 800 \text{ MPa}$ à 450°C) et la résilience élevée surtout à haute température [7]. Dans le cas du contact glissant, la différence entre les aciers et les fontes se situe au niveau du film de transfert qui se forme entre le disque et la plaquette de frein. Pour l'acier, on a un dépôt avec microstructure cristallisée et une composition chimique dépendent de la réactivité entre le matériau de friction et les oxydes de fer. Pour une fonte, le dépôt présente un caractère plus complexe avec l'existence de matériaux amorphes et de composition chimique plus complexe. Cette différence de comportement est due aux facteurs suivants :

- les températures des aspérités de contact où a lieu le dépôt sont très différentes en raison des caractéristiques thermiques de l'acier et de la fonte (en particulier de l'effusivité),
- les actions mécaniques à l'interface entraînent des ruptures de nature différentes au niveau des aspérités de surface (ductilité de l'acier et la fragilité de la fonte).

Le matériau des disques de frein TGV est en acier inoxydable 28CrMoV5-08, qui est obtenu par forgeage puis subisse un traitement thermique de trempe (austénitisation à 975°C pendant 5 heures) suivi d'un revenu (635°C pendant 9 heures). La composition chimique de ce matériau est présentée dans le tableau 1.2 [8].

	C	Cr	Mo	V	Mn	p	S	Ni	Si
Élément (%)	0.2-0.3	1.2-1.6	0.6-0.9	0.2- 0.4	0.5-0.9	<0.015	<0.007	<0.4	0.4-0.1

Tableau 1.2: Composition du matériau acier inoxydable 28CrMoV5-08 [8].

I.2.3 Matériaux composites

Dans l'industrie automobile et aéronautique, où la sécurité et l'efficacité du système de freinage jouent un rôle primordial, des disques de frein en matériaux composites ayant de meilleurs comportements thermiques et tribologiques ont vu le jour ces dernières décennies.

Un matériau composite est un assemblage d'au moins deux matériaux non miscibles, de nature différente et complémentaire, ayant une forte capacité d'adhésion donnant naissance à un nouveau matériau hétérogène et possédant de meilleures performances que les autres matériaux couramment utilisés[9]. Du fait des performances élevées (très bonne résistance mécanique et faible densité) que présentent certains composites, ils ont remplacé progressivement les matériaux classiques.

Les matériaux composites sont constitués d'une ossature, appelée renfort, qui assure la tenue mécanique et d'une protection, appelée matrice, qui assure la cohésion de la structure et transmet les sollicitations vers le renfort (figure 1.2). Parmi les matériaux composites employés dans la construction des disques de freins, on a le carbone-carbone (C-C), les composites à matrice métallique (CMM) et les composites à matrice céramique (CMC).

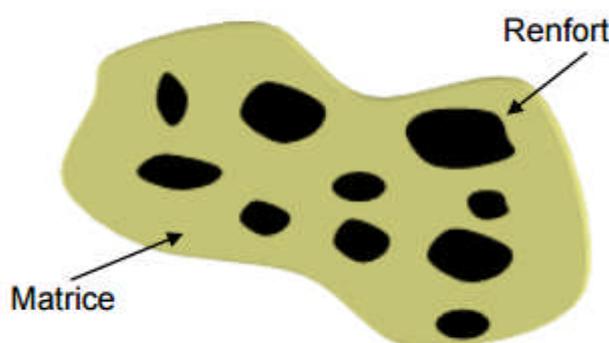


Figure 1.2 : Constitution d'un matériau composite [9].

I.2.3.1 Composites carbone- carbone

Les composites carbone / carbone (C/C), constitués de fibres et de matrice en carbone, ont été conçus initialement pour les applications spatiales notamment pour la fabrication des tuyères des moteurs fusées. Dans les années 70, ils ont été utilisés dans la fabrication des disques de frein d'avions militaires. Ce n'est qu'au milieu des années 80 que les premiers avions civils (le Concorde) furent dotés de disques de frein en composite C/C. Les disques de frein en composite C/C représentent aujourd'hui la meilleure solution technologique pour assurer un freinage efficace des avions, dit freinage à haute énergie en relation avec la quantité d'énergie

absorbée par les disques de frein aéronautiques (jusqu'à 80MJ par frein pour l'A300-600, soit environ 2.2MJ par kg de matériau). Les disques de frein, en général au nombre de 8 à 10 sur les avions, sont empilés les uns sur les autres constituant un puits de chaleur (figure 1.3).

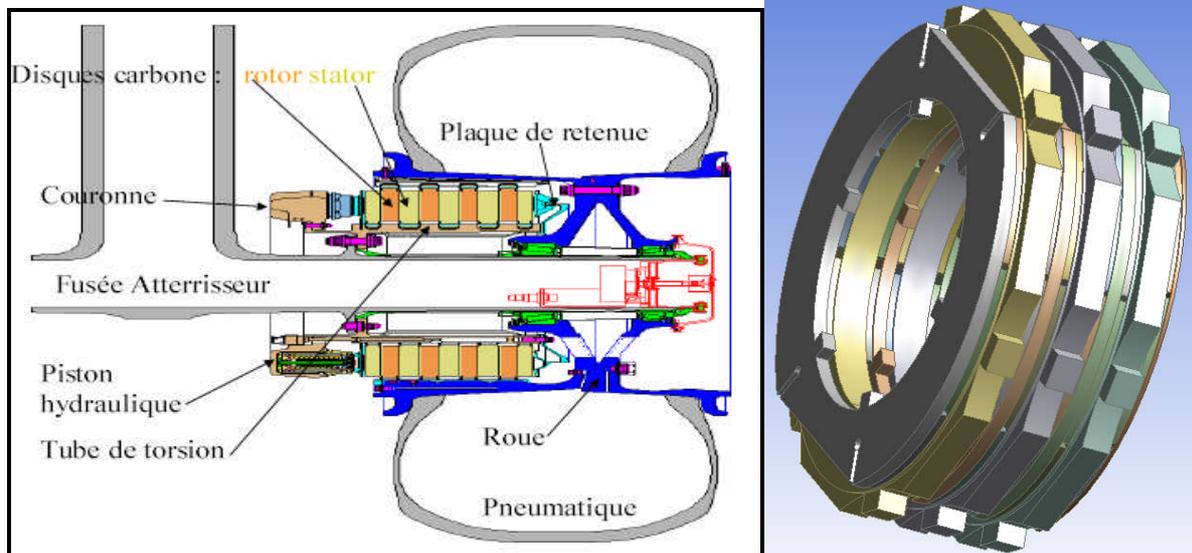


Figure 1.3 Schéma et image d'un frein multidisques aéronautique [10].

Dans ce système, une moitié des disques est solidaire de la roue, appelées rotors, l'autre moitié, les stators, est solidaire de l'avion par l'intermédiaire de l'essieu. Les rotors et les stators sont montés en alternance. Pour assurer le freinage, une pression est exercée grâce à des pistons hydrauliques sur les stators qui vont se plaquer contre les rotors (figure 1.3).

a) Avantages des composites Carbone-Carbone

- La capacité thermique massique est beaucoup plus élevée (1.35 KJ/kg°C pour C-C au lieu de 0.52KJ/kg°C pour l'acier),
- Le point de fusion est beaucoup plus élevé (supérieur à 3000°C pour C-C au lieu de 1450°C pour l'acier),
- Le gain de masse est de l'ordre de 50% par rapport à un disque en acier.
- Le coefficient de frottement est plus élevé,
- La conductivité est plus élevée (110 W/m°C),
- Absence de domaine plastique, de risque de déformation au cours des cycles thermiques.

b) Inconvénients des matériaux Carbone-Carbone

- La masse volumique est de 1750 kg/m³ et celle de l'acier 7800 kg/m³,
- Meilleur comportement vibratoire que celui de l'acier,

- Sensibilité du carbone à l'humidité.

I.2.3.2 Composites à matrice métallique(MMC)

Comme leur nom l'indique, ces composites sont constitués d'une matrice en alliage métallique et d'un renfort en particules. Ils sont conçus pour avoir une bonne ténacité de la matrice en alliage métallique et une bonne résistance mécanique des particules. Ces composites présentent des propriétés isotropes par rapport aux composites à fibres. Ils se distinguent par:

- la disponibilité d'une gamme de renfort à des coûts compétitifs ,
- le progrès enregistrés dans le développement des procédés de fabrication de ces composites ayant des microstructures et des propriétés reproductibles.

On essaie actuellement des disques composites où la partie utile en fonte est soutenue par un substrat d'aluminium plus léger. Le renfort est généralement constitué de particules de carbure de silicium SiC. Les composites à matrice aluminium (Al-MMC) ont des rapports module de Young/densité largement supérieurs à ceux des aciers ou des alliages de titane. Le module d'élasticité des composites Al-MMC dépend de la fraction volumique du renfort. Pour ce genre de matériau, les problèmes de dilatation différentielle ne sont pas encore résolus.

I.2.3.3 Composites à matrice céramique (CMC)

Les composites à matrice céramique (CMC) sont actuellement développées pour diverses applications à haute température, y compris les turbines à gaz. Ces dernières années sont apparus les disques en céramique, qui ont des capacités thermiques élevées, une bonne résistance mécanique à haute température et des taux d'usures moins élevés que la fonte grise. Leur utilisation reste cependant limitée en raison de leur fragilité et leur faible résistance à la rupture et les difficultés dans la fabrication des pièces de formes complexes. Des conceptions avec des revêtements céramiques semblent plus réalistes [11].

Les CMC sont généralement classés en deux catégories de matériaux, l'une à base d'oxyde et l'autre sans oxyde. Les CMC à base d'oxyde sont constituées de fibres d'oxydes et une matrice d'oxyde tels que Al_2O_3 / Al_2O_3 . Les CMC sans base d'oxydes peuvent être constitués de fibres de carbone avec une matrice en carbone (C / C), de fibres de carbone avec une matrice de carbure de silicium (C / SiC) et aussi de fibres de carbure de silicium avec une matrice de carbure de silicium (SiC / SiC). Les composites CMC sont fabriqués par plusieurs procédés. L'architecture des fibres varie d'un matériau à l'autre [12].

I.2.4 Alliage de titane

On trouve aussi des disques de frein en alliages de titane. Cet alliage contribue à la diminution du poids des disques de frein et à l'amélioration de la résistance à la corrosion (corrosion saline). Un disque en alliage de titane peut peser environ 37% moins qu'un disque en fonte classique avec les mêmes dimensions, tout en offrant une bonne résistance à haute température et une meilleure résistance à la corrosion [13]. Le tableau 1.3 montre la composition de l'alliage du titane Ti 6Al 4V utilisé dans la fabrication des disques de frein.

	Al	V	Fe	O	N	C	Autres	Ti
Elément(%)	5.5-0.75	3.5-4.5	0-0.3	0- 0.4	0-0.05	0-0.08	0-0.4	Reste

Tableau 1.3: Composition du matériau céramique à base de titane Ti6Al4V [14].

I.3 MATERIAUX DES GARNITURES DE FREIN

On rapporte qu'en 1897 Herbert Froad essaya divers matériaux comme garnitures de friction, entre autres des sections de courroies de transmission. C'est à lui que revient l'idée d'imprégner des tissus d'amiante par des liants à base de résines phénoliques. La fabrication industrielle des nouvelles garnitures commença en 1902 et le nom de Froad est à l'origine de la marque Ferodo.

Les garnitures de frein sont des matériaux composites, le plus souvent à matrice organique, qui peuvent contenir plus d'une vingtaine de constituants. Chacun de ces constituants agit sur les propriétés du matériau, sur son comportement mécanique, son comportement tribologique. La performance du frein est principalement contrôlée par la composition et la microstructure du matériau de garnitures

Les matériaux des garnitures doivent avoir un coefficient de frottement élevé et stable quel que soit les variations de température, de pression ou de vitesse et un taux d'usure bas. Le comportement tribologique des matériaux de friction dépendent du matériau antagoniste (matériau du disque), des conditions de contact et de l'environnement.

Les garnitures sont fabriquées en matériaux dits de friction dont la composition comporte des ingrédients qui sont classés dans les familles suivantes :

- d'une *matrice ou liant* qui assure la cohésion de l'ensemble, généralement une résine thermodurcissable réticulée en amenant la température à 100-200 °C pour

permettre la mise en forme du produit. La résine phénolique est connue pour sa bonne tenue à la chaleur et ses propriétés mécaniques à température élevée ;

- de **fibres de renforcement**, de différentes natures, synthétiques (polyamides, Kevlar), métalliques (acier, cuivre), minérales (verre, carbone, céramique), organiques (cellulose) qui sont généralement introduites pour remplacer l'amiante. Les fibres minérales et métalliques donnent au matériau ses propriétés mécaniques, thermiques et tribologiques. Les fibres minérales sont formées de silice (SiO_2), d'alumine (Al_2O_3), de chaux (CaO) et de magnésie (MgO); les fibres métalliques sont constituées d'acier contenant une faible quantité de Mn [15], [16] et [17] ;
- de **particules** qui améliorent le coefficient de frottement en l'augmentant (à travers les particules minérales abrasives, sphériques de petites tailles telles la zircon ou l'alumine.) et en le stabilisant à haute température (avec des lubrifiants solides sous forme de stibnite (Sb_2S_3), de molybdénite (MoS_2) et de graphite), qui modifient les propriétés thermiques et qui limitent l'usure [18] ;
- de **particules métalliques** sont en laiton, en cuivre et en étain.

Actuellement, la majorité des garnitures en service sont en matériaux composites à matrice organo-métallique, appelée aussi à matrice semi-métallique. Mais, il existe également des garnitures en matériaux à matrice organique et à matrice frittée (ou sintérisées).

Les garnitures en matériaux à matrice organique sont de conception ancienne mais n'empêchent pas la performance. Ce type de garniture est composé d'une matrice en résine phénolique, de fibres (minérales, métalliques et organiques) et de particules (lubrifiants solides, abrasifs et particules métalliques). Le tableau 1.4 donne à titre d'exemple la composition simplifiée d'un matériau composite à matrice organique. La figure 1.4 présente une observation au MEB, les nuances de gris du plus clair au plus foncé correspondent aux éléments des plus lourds aux plus légers. Elle montre l'hétérogénéité du matériau avec une répartition non-homogène des constituants. Dans le Tableau 1.5 sont présentées quelques propriétés du matériau composite à matrice organique [8].

Les garnitures organiques sont moins agressives que le métal et usent moins le disque de frein. Cette qualité de plaquette est surtout préconisée pour une utilisation ville/route, où les freins sont moyennement sollicités. Ce type de plaquette est recommandé pour les scooters ainsi que pour les motos de faible et moyenne cylindrée en usage route ou ville.

Forme	Nature	Vol. (%)
Fibre	Minérale	20
	Métallique	8,5
	Organique	4
Particule	Lubrifiant solide	18
	Abrasives	12
	Métallique	5,5
Matrice	Résine phénolique	32

Tableau 1.4: Composition du matériau composite à matrice organique [19]

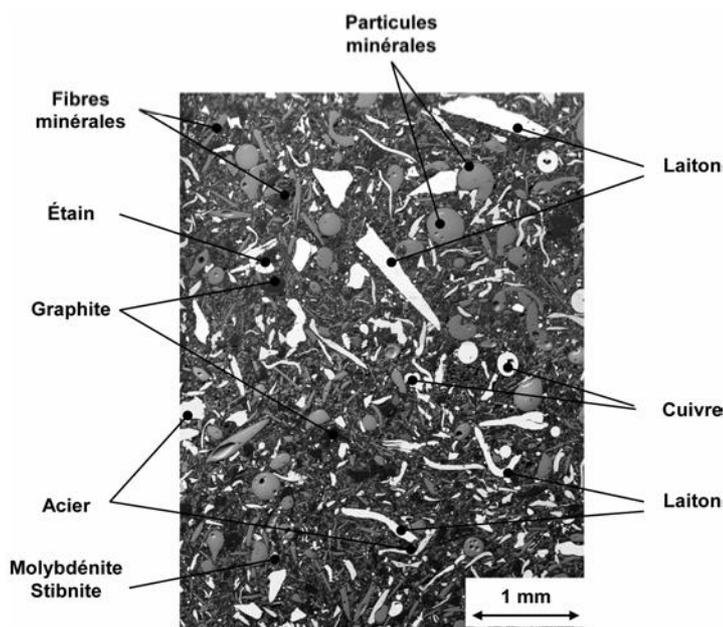


Figure 1.4 : Observation au MEB des différents constituants du matériau composite à matrice organique [19].

	à 20°C	à 250°C
Masse volumique (kg.m ⁻³)	2500	2300
Capacité thermique massique (J.kg ⁻¹ .K ⁻¹)	500	450
Conductivité thermique (W.m ⁻¹ .K ⁻¹)	12	10
Effusivité (kg.K ⁻¹ .s ^{-1/2})	3872	3217
Module d'Young (MPa)	3000	2200

Tableau 1.5 : Propriétés d'un matériau composite à matrice organique de plaquettes de frein [20]

Les plaquettes en matériaux composites à matrice semi-métallique supportent les hautes températures comparées aux organiques car elles sont composées d'un agglomérat semi-métallique et semi organique dont la structure métallique est à base de Fer-Cuivre ou de cuivre et leur fabrication nécessite des températures élevées dans le processus de mise en

forme. Le tableau 1.6 donne la composition simplifiée de deux matériaux de garniture aéronautique à matrice semi-métallique.

Avec ces garnitures, le freinage est doux mais ferme. Elles sont idéales pour les parcours mixtes, et pour une conduite semi-sportive. Elles sont très résistantes à l'usure. Les garnitures semi-métalliques représentent un compromis idéal en termes de prix et de performance. Les disques s'useront moins vite qu'avec des plaquettes en métal-fritté. C'est le type de plaquette qui est à recommander pour un usage mixte pour toutes les cylindrées hors circuit.

Fonction	Matériau A	Teneur vol. %	Matériau B	Teneur vol. %
Matrice	Cu-Fe	34	Cu	31
Générateur de frottement	mullite-silica	42	mullite	22
Antioxydant	graphite	22	graphite	32
Modificateur de frottement	1 ingrédient	2	-	-

Tableau 1.6: Matériaux de garniture aéronautique à matrice semi-métallique [21].

Les garnitures à matrice frittée sont composées d'un alliage de métal et de graphite. Il s'agit d'un matériau composite obtenu par le processus du frittage. Elles ont une température de fonctionnement allant jusqu'à de 600°C contre 400°C maximum pour les meilleures plaquettes organiques et semi-métalliques. Elles sont adaptées au freinage intensif. Le métal fritté est très résistant. C'est le type de plaquettes qui est recommandé pour les grosses cylindrées en usage ville, route et sportif.

I.4 PROPRIETES PHYSIQUES ET MECANIQUES DES MATERIAUX DES DISQUES DE FREIN

I.4.1 Rôle des constituants des matériaux sur le comportement tribologique

Dans le cas des disques de frein en fonte grise, une forte teneur en carbone diminue la résistance à la rupture et le module d'élasticité. Aux températures élevées, la résistance à la rupture des fontes diminue fortement, par contre leur module d'élasticité reste presque constant, figures 1.5 et 1.6. La résistance à la fissuration diminue aux températures élevées. La conductivité thermique et le coefficient de dilatation thermique ont des tendances opposées avec l'augmentation de la température, figure 1.7 et 1.8 [5].

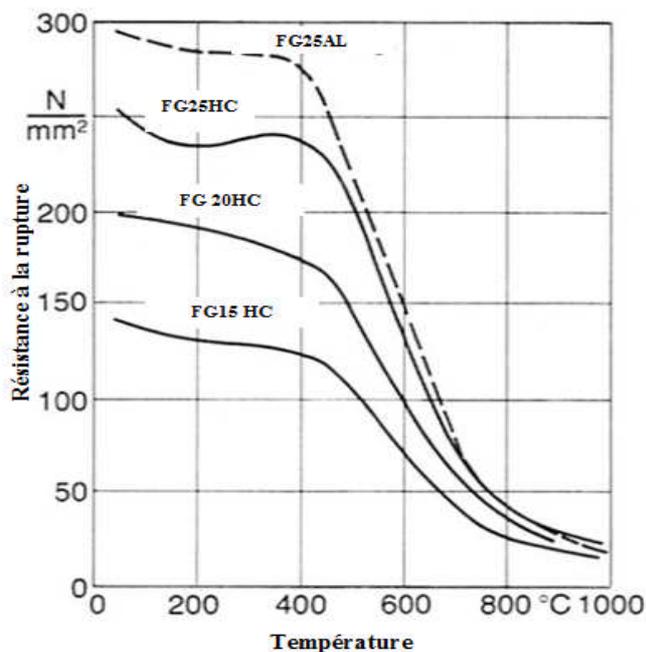


Figure 1.5 : Résistance à la rupture de différents types de fonte en fonction de la température [5].

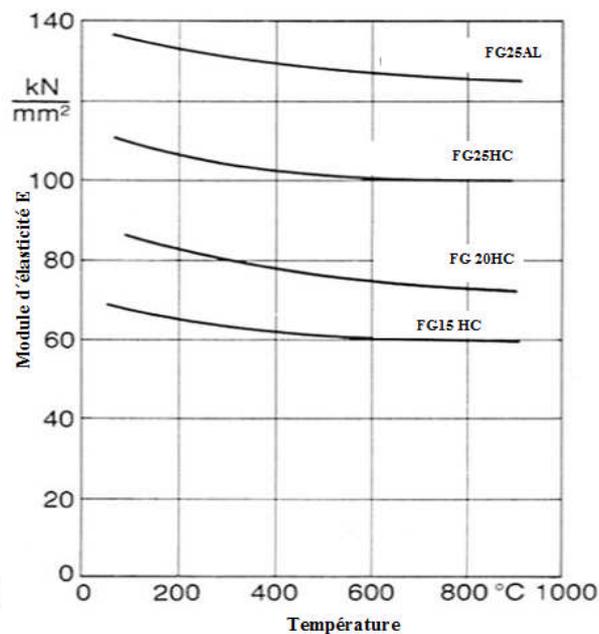


Figure 1.6 : Module d'élasticité de différents types de fonte en fonction de la température [5].

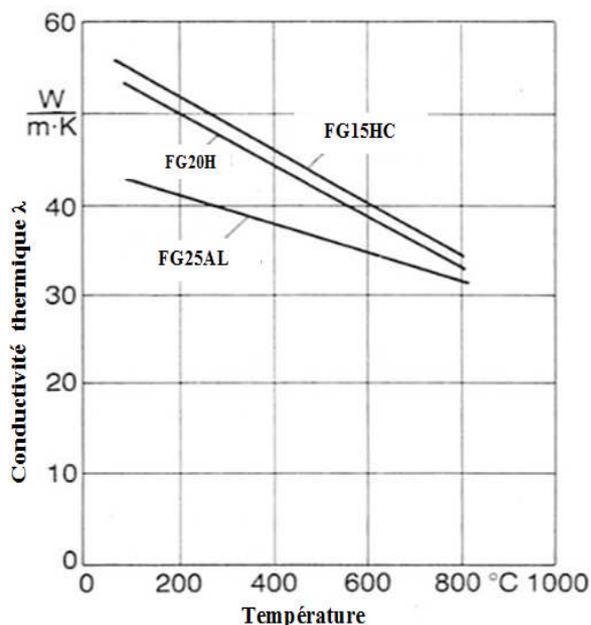


Figure 1.7 : Conductivité thermique de différents types de fonte en fonction de la température [5].

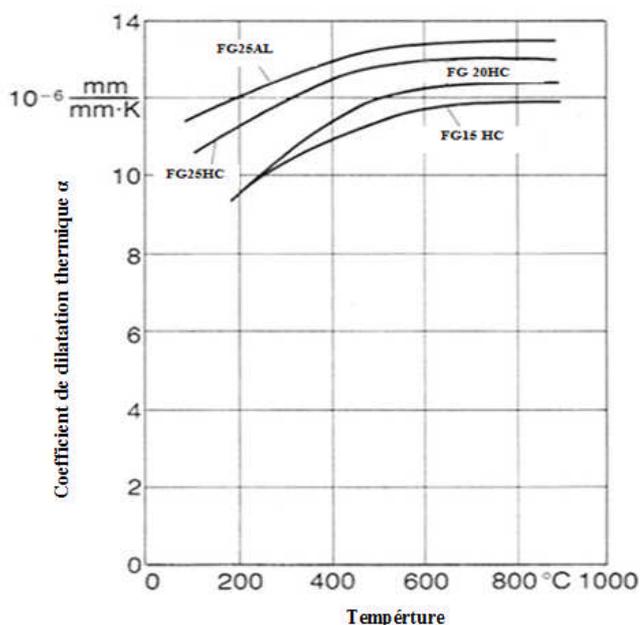


Figure 1.8 : Coefficient de dilatation thermique en fonction de la température [5].

L'influence des composants des matériaux de disques de frein sur le comportement tribologique se résume comme suit:

- Le silicium (Si) agit contre le carbone (influence négative sur la cémentite), il favorise la formation de graphite par précipitation de l'acide silicique.

- Le manganèse (Mn) améliore la résistance au noyau, stabilise la perlite et empêche la dégradation de la structure. Il réduit l'influence du soufre.
- Le phosphore (P) diminue la résilience. Sa proportion doit être aussi petite que possible (moins de 0.7% dans une fonte ordinaire).
- Le soufre (S) est un élément miscible pour le manganèse à travers la formation du sulfure de manganèse. Il se sépare facilement et diminue la résilience.
- Le chrome (Cr) améliore la dureté du noyau, la finesse des grains de la fonte (fonte à grains serrés), stabilise la perlite, favorise la formation de cémentite et améliore la résistance à l'usure.
- Le molybdène (Mo) augmente la conductivité thermique et améliore la résistance thermique à la fatigue.
- Le cuivre (Cu) stabilise la structure de base et favorise la formation de la perlite, par contre la résistance à la corrosion se détériore.
- Le titane (Ti) a une influence sur le frottement et l'usure. Aux basses teneurs (jusqu'à 0.05%), il s'associe à l'azote dissous dans la masse fondue en formant du nitrure de titane à cause de sa bonne réactivité. Il se répartit d'une manière uniforme dans la masse, ce qui améliore la résistance à l'usure. Aux teneurs élevées, on assiste à une formation de carbure de titane, du sulfure de titane, du carbosulfure de titane et des liaisons de soufre-manganèse-titane. Il en résulte des séparations primaires et des défauts superficiels. La structure de base devient ferritique. La figure 1.9 montre qu'entre 0.04 et 0.05% le coefficient de frottement diminue fortement. Au-dessus de cette limite, il commence à augmenter en raison de la formation de ferrite.

La teneur en titane la plus favorable doit se situer aux environs de 0.04% entraînant la formation de nitrure de titane (TiN). La diminution du coefficient de frottement aux teneurs élevées de titane est due à la formation de carbure de titane (TiC). Les carbures de titane se dissocient avec l'augmentation de la température. À partir d'une température limite, la chute du coefficient de frottement s'interrompt. Cette corrélation fut trouvée par Champagne de la firme Ferodo.

Une augmentation de la teneur en nitrure de titane jusqu'à 0.04% conduit à une forte diminution du taux d'usure. Dans ces conditions, la structure de base est perlitique. Aux teneurs élevées de titane, on a par contre une formation de carbure de titane (TiC), la structure de base devient ferritique, ce qui se traduit par une augmentation du taux d'usure (figure 1.10).

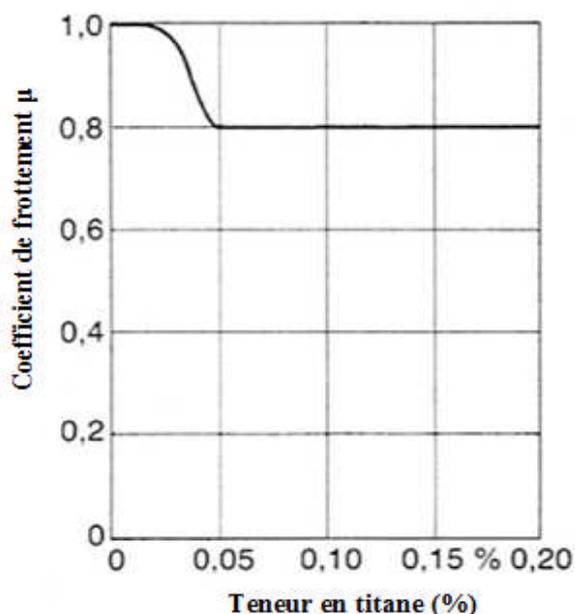


Figure 1.9 : Coefficient de frottement en fonction de la teneur du titane [5].

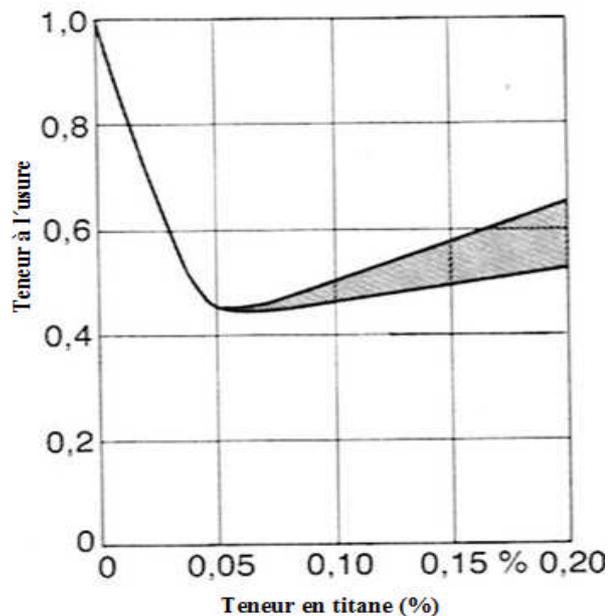


Figure 1.10 : Usure en fonction de la teneur en titane [5].

I.4.2 Contraintes thermiques

La force de friction transforme en très peu de temps la majeure partie de l'énergie cinétique du véhicule en chaleur. Les contraintes thermiques s'appliquant aux disques et aux plaquettes sont très élevées. La puissance générée pendant le freinage peut, dans des cas extrêmes, atteindre plusieurs fois la puissance maximale du moteur.

Les températures des disques de frein des voitures peuvent varier de 20°C à 500°C en quelques secondes. Dans les situations de freinage répété ou prolongé, elles peuvent atteindre localement les 700 à 800°C et parfois momentanément les 950°C . Dans l'aviation les températures des disques de frein peuvent atteindre les 3000°C . De ce fait, le disque est le lieu de très forts gradients thermiques dans la zone de frottement, mais aussi dans la direction circonférentielle. Parfois, des taches bleu-noires de surchauffe apparaissent sur les pistes du disque, des *points chauds*, connus sous l'appellation *hot spots*, des zones circulaires espacées sur les pistes de frottement ayant des températures locales les plus élevées du disque (*températures flash supérieures à 900°C*). Ils ont été observés dans le domaine aéronautique en 1975 par Santini et Kennedy [22] puis dans le domaine ferroviaire par Wentenkamp [23] et Dow [24]. Une première description de ces hot spots observés dans l'automobile a été faite par Anderson et al [25]. Ces températures élevées ont une influence sur le comportement mécanique des disques. Elles engendrent une diminution des limites d'élasticités et d'endurance.

Lorsque la température devient trop élevée sur les pistes de frottement, la chaleur peut se transmettre au liquide de frein qui se vaporise partiellement. On a alors une formation dans le liquide de frein de bulles de vapeur (*Vapor Lock Point*) qui rendent le liquide compressible. De ce fait, la pédale de freins devient élastique et part au plancher. Dès que le circuit de freinage est refroidi, la pédale retrouve son état habituel. La forte diminution du coefficient de frottement en fonction de la température est qualifiée par le terme de *fading thermique*. Le chauffeur du véhicule perçoit dans ce cas une baisse de l'efficacité du freinage. La pression exercée diminue le volume de la vapeur dans le cylindre de freins ; la course de la pédale est ainsi totalement utilisée. Ces phénomènes montrent que le disque de frein doit supporter les hautes températures et donc pouvoir emmagasiner beaucoup de chaleur et permettre son évacuation rapide pour éviter tout échauffement prolongé et dégradation de la surface du disque et des plaquettes, engendrant une projection de particules métalliques chaudes sur les pneus et le châssis. Ainsi, la capacité de refroidissement du disque est un critère fondamental pour son bon fonctionnement et son endurance. C'est ce qui a motivé la fabrication des disques ventilés. A côté de cette solution favorisant le refroidissement du disque, certains problèmes persistent comme celui du couple résiduel. En effet, le rappel des plaquettes est parfois mal assuré par les ressorts de sorte qu'elles restent en contact frottant perpétuel avec le disque. Dans cette situation, les plaquettes s'usent non seulement plus rapidement et génèrent du bruit basse-fréquence, mais aussi, elles maintiennent le disque à une température élevée. Ce sont les gradients de température dans le disque lors d'un freinage qui peuvent conduire à l'endommagement du disque. En effet, ce dernier se dilate dans les zones chaudes, mais il est finalement "maintenu" par les zones froides. Cela donne lieu à des contraintes de compression avec plastification. Au cours du refroidissement, il y a apparition de contraintes résiduelles de traction. Le disque subit des cycles de contraintes traction/compression, comparables aux cycles de fatigue thermique [26].

Concernant les disques de frein en fontes, l'hypothèse d'une diffusivité thermique constante ($\alpha_d = \lambda/\rho C_p = \text{const}$) n'est valable que jusqu'à une température de 680°C (figure 1.11). A partir de cette température commence une transformation de phase, qui s'achève aux environs de 720°C à 750°C et qui se traduit par une forte augmentation de la capacité thermique spécifique. Ceci conduit à un ralentissement de l'accroissement de la température, jusqu'à ce que la structure soit totalement transformée. Au cours du refroidissement du disque, il y a risque de formation d'une structure irrégulière, répartie sur la circonférence du disque, d'où l'apparition de défauts d'épaisseur et des sifflements dans les freinages ultérieures.

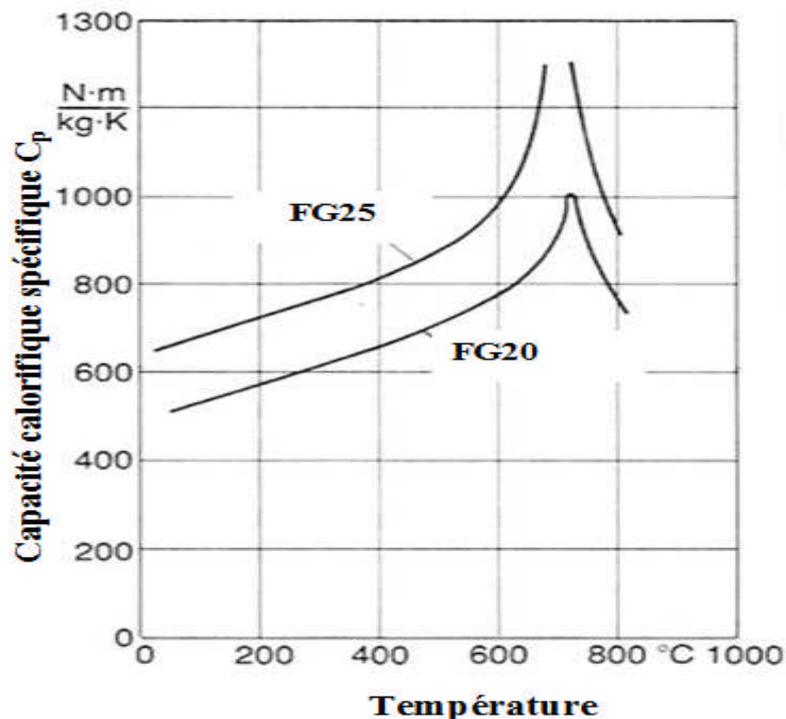


Figure 1.11 : Capacité calorifique spécifique C_p de deux types de fonte en fonction de la température [5]

I.4.3 Contraintes mécaniques

Le comportement mécanique peut être classé suivant :

- les sollicitations (pression et couple), les conditions aux limites (serrage du disque sur le moyeu, contact avec la jante, présence de l'étrier) et la géométrie du disque ;
- le contact entre le disque et les plaquettes;
- l'usure.

I.4.3.1 Chargement mécanique

Le chargement mécanique est exprimé par la pression des plaquettes sur le disque et le couple issu du freinage. Les efforts d'inertie sont négligeables. Ce chargement engendre des contraintes mécaniques beaucoup plus petites que les contraintes thermiques. En effet, la pression hydraulique est de quelques dizaines de bars; les contraintes de compression sur les pistes de frottement sont de l'ordre de quelques méga pascals. Sur un disque ventilé, ces efforts de pression peuvent cependant engendrer des concentrations de contraintes en pied d'ailettes (quelques dizaines de méga pascals) qui en s'ajoutant aux contraintes thermiques deviennent dommageables. Quand la température est élevée, les limites de fatigue sont faibles et quelques dizaines de méga pascals peuvent faire la différence.

Le chargement mécanique joue aussi un rôle dans les déformations globales du disque, en même temps que les conditions aux limites et la géométrie du disque. En effet, étant donné la dissymétrie du disque due au raccordement des pistes au bol et l'écart de températures

entre les pistes et le bol, le disque va naturellement prendre la forme d'un cône (*mise en cône du disque ou voile du moyeu*) (figure 1.12).

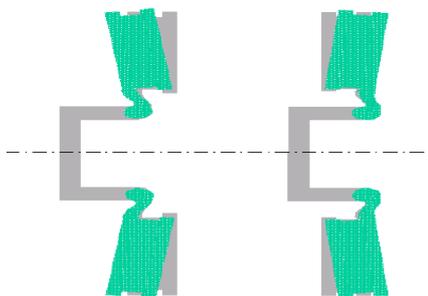


Figure 1.12: Mise en cône d'un disque de frein [26].

De plus, la piste qui est raccordée au bol refroidit plus vite que l'autre piste car la chaleur peut se diffuser dans le bol. La dissymétrie de dilatations favorise davantage la mise en cône. Cette dernière est aussi facilitée par la flexibilité de la gorge se trouvant dans la zone de raccordement piste-bol. Cette gorge, appelée, *gorge calorifique*, a pour but de freiner le flux de chaleur vers le porte-moyeu (figure 1.13). Ce mouvement "naturel" du disque est cependant retenu par la présence de l'étrier qui tend à garder les pistes du disque parallèles à leur position de départ, du moins, quand elles passent sous les plaquettes. L'étrier et les plaquettes peuvent toutefois pivoter légèrement et permettre une petite mise en cône du disque. La zone de la gorge du bol est donc très sollicitée mécaniquement et thermiquement. Il s'agit donc d'une zone extrêmement sensible : plus l'épaisseur de cette zone est petite, plus le disque est flexible et plus la température du moyeu est faible. Par contre, elle perd en rigidité et les gradients thermiques sont plus importants.

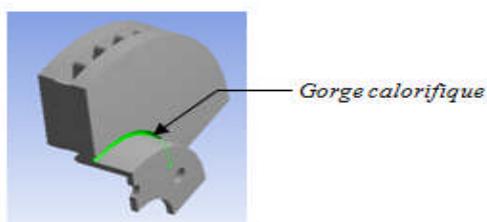


Figure 1.13 : Gorge calorifique [27]

I.4.3.2 Zone de frottement

La zone de frottement est à l'origine des avaries du disque. En effet, les instabilités du coefficient de frottement et de la pression de contact engendrent des gondolements du disque qui donnent leur tour naissance à des gradients thermiques élevés et aux problèmes qui en découlent. Notons que les instabilités du contact proviennent :

- des rugosités des surfaces en contact;
- des variations initiales d'épaisseur du disque dues à un mauvais rodage;
- des pivotements de la plaquette;
- des dilatations non uniformes du disque et de la plaquette (elles-mêmes dues aux non-uniformités de contact);
- des variations du coefficient de frottement avec la vitesse de glissement, la température et la pression de contact;
- des irrégularités d'usure dues à toutes les instabilités citées précédemment et aux éventuelles irrégularités de dureté du matériau lorsqu'il subit des transformations locales de phase (martensite);
- des déformations du disque dues au flambement thermique...

Les variations dans la zone contact sont difficiles à prédire quantitativement vu la multitude des phénomènes qui en découlent. On ne doit pas sous-estimer le rôle que joue l'étrier dans la nature du contact disque/garniture.

I.4.3.3 Phénomène d'usure

Concernant l'usure du système de freinage, ce sont surtout les plaquettes qui s'usent le plus. Aux pressions élevées de contact, elles peuvent laisser des dépôts sur le disque, donnant lieu à un "*troisième corps*", qui modifie les conditions de contact et augmente le bruit du frein (broutement). Il est pratiquement impossible d'avoir en même temps une bonne résistance à l'usure, une insensibilité au fading thermique et le confort de freinage. L'usure est un phénomène complexe à part entière qui sera traité d'une manière plus approfondie dans ce travail.

I.5 CRITERES D'EVALUATION DES MATERIAUX DES DISQUES DE FREIN

Le frein à disque doit répondre à différents exigences, dont les principaux sont : l'efficacité de freinage, l'endurance et le confort d'utilisation.

I.5.1 Efficacité

L'efficacité du frein se mesure par son aptitude à arrêter un véhicule en mouvement, sur une distance minimale, quelles que soient les conditions extérieures. L'effort de freinage exercé sur le disque doit être le plus élevé possible. Il faut donc déterminer la force de frottement entre les plaquettes sur le disque, laquelle dépend de plusieurs paramètres tels que la pression de

contact, la surface de frottement et le coefficient de frottement. Plus les valeurs de ces paramètres sont élevées, plus la distance d'arrêt du véhicule est courte.

La pression de contact disque/garnitures dépend essentiellement de la pression hydraulique dans le piston du frein. Celle-ci varie entre 0 et 80 bars pour une voiture particulière. La pression de contact est fonction de l'état de surface des deux pièces frottantes, de l'état de surface, de la rigidité des matériaux, de la dilatation thermique, etc. Des investigations expérimentales faites par Kennedy [28] ont montré que la pression de contact varie au cours de la phase de freinage, et ceci, malgré une pression hydraulique constante.

Le coefficient de frottement doit rester le plus stable possible, afin d'assurer un freinage constant, quelles que soient les conditions de freinage. Une fois les matériaux choisis, le coefficient de frottement va dépendre de la pression de contact, de la vitesse de rotation du disque et des conditions du milieu ambiant. En effet, la valeur du coefficient de frottement baisse par temps pluvieux. Les températures élevées du disque de frein entraînent une chute brutale du coefficient de frottement et donc de l'efficacité du frein. La température maximale des disques de frein doit être considérée comme paramètre ayant une influence non négligeable sur l'efficacité de freinage. Les températures élevées sont atteintes lors des freinages prolongés ou répétés, à grande vitesse, à forte pression, sur une route à forte pente etc.

Le choix des matériaux qui a une influence sur le comportement thermomécanique et tribologique, demeure un critère important concernant l'efficacité de freinage.

I.5.2 Confort

Les problèmes de confort rencontrés avec l'utilisation des freins à disque résident dans l'apparition de bruits et de vibrations. Entre le bruit et les vibrations existe une interdépendance. En général, on qualifie de bruits les vibrations sonores complexes, associés souvent à leur caractère nocif (sensation désagréable à l'oreille).

Pour le frein, il s'agit des vibrations de la pédale de frein et du volant qui sont dues aux chocs entre le disque et les plaquettes et liées donc à la vitesse de rotation de la roue. Les fréquences de ces vibrations varient de quelques hertz à quelques centaines de hertz.

Les vibrations sont classées en deux catégories, selon leur mode de génération :

- le *cold-judder* qui intervient à basse température; il est généré par un défaut de variations d'épaisseur du disque lesquelles peuvent être dues aux défauts d'assemblage, des jeux trop importants. Ces défauts induisent un voile ou gondolement du disque qui engendre des irrégularités d'usure du disque ;

- le *hot-judder* qui apparaît seulement à hautes températures et qui est relié à la présence de points chauds; Il apparaît dans le cas des freinages à vitesse élevée mais à pression relativement faible.

Les bruits sont générés par les instabilités du frottement des plaquettes contre le disque. Le frottement est donc ce qu'on appelle l'excitation du bruit. Le résonateur (la pièce vibrante) est le plus souvent le disque, mais il peut arriver que ce soit la plaquette ou l'étrier ou encore une autre pièce de l'assemblage.

Les bruits liés au disque peuvent être classés par intervalle de fréquence [29]:

- le *stick-slip* (signifie *collé-glissé*), un phénomène de glissement saccadé qui génère un bruit à basse fréquence ($f < 200$ Hz) ;
- le *squeal*, un crissement à haute fréquence ($500 \text{ Hz} < f < 3000\text{Hz}$) ;
- le *squeak*, un grincement (un bruit strident) à très haute fréquence ($2000 \text{ Hz} < f < 5000$ Hz), qui fait intervenir à la fois le disque et les plaquettes. Dans le domaine ferroviaire, les niveaux acoustiques liés au squeak peuvent dépasser les 110 dB à un mètre du bord du quai. Ceci constitue non seulement un inconfort, mais aussi un risque pour la santé des clients et du personnel en gare.

Les principaux paramètres du bruit sont : les caractéristiques tribologiques du couple disque/plaquettes, la géométrie des structures et les liaisons entre les pièces. Le crissement des systèmes de freinage a fait l'objet de très nombreuses études, numériques et expérimentales; parmi les travaux dans ce domaine, on peut citer ceux de Loyer [30] , Drobecq [31] et Moirot [32] qui proposent des modèles numériques de crissement des systèmes de freinage ferroviaire et automobile .

I.5.3 Endurance

L'endurance est un autre critère d'évaluation des freins à disque. Il s'agit de garantir dans le temps l'ensemble des fonctions du système, éviter toute avarie dangereuse et définir un seuil d'usure à partir duquel les pièces doivent être changées. Pour dimensionner un disque de frein, il faut alors connaître les avaries susceptibles d'apparaître.

Le disque s'use par frottement contre les plaquettes. Celles-ci sont fabriquées dans l'optique de s'user davantage que le disque (figure1.14.a). Le frottement des deux pièces engendre des problèmes d'arrachement de matière et de dépôt qui modifient la nature du contact (figure1.14.b).



a) Dépôts de matière sur les pistes du disque



b) Usure excessive d'une plaquette de frein

Figure. 1.14: Usures du disque et de la plaquette de frein [26].

Les problèmes d'usure ont fait l'objet de nombreuses études. Les travaux de Degallaix [33] abordent par exemple le concept du *troisième corps*, défini comme le volume de matière qui sépare deux corps en contact glissant. La loi d'Achard décrit l'usure comme une perte de matière des surfaces en contact, c'est-à-dire qu'elle est définie par la quantité de particules produites dans le contact. Elle est uniquement valable lorsque la quantité de particules produites pendant le frottement est égale à la quantité de *particules éjectées* du contact. Le concept du troisième corps ne décrit pas le processus de production de particules comme de l'usure, mais il considère que celles-ci peuvent contribuer à la protection des surfaces.

Ce concept tribologique a été introduit par Godet dans les années 1970 [34] puis des notions en liaison avec ce concept ont été développées par Berthier [35]. Ils ont pu créer un parallèle entre la théorie de la lubrification et l'action des particules sur le frottement assimilée à une lubrification solide. Ils ont constaté que les particules produites dans un contact n'étaient pas toujours néfastes pour les surfaces, mais qu'elles pouvaient les protéger par la circulation de ces particules. Dans le concept du troisième corps, l'usure n'est donc pas définie comme le mécanisme de détachement des particules mais elle est plutôt décrite comme le processus qui comprend non seulement le détachement des particules, mais aussi l'action des particules détachées dans le contact et l'éjection de ces particules du contact (l'usure des surfaces va se produire lors de cette éjection) [36].

En général, l'usure du disque reste faible par rapport à celle des plaquettes ; mais lorsque le couple disque/garnitures est mal choisi, l'usure du disque peut devenir conséquente. Si l'épaisseur du disque devient trop faible, il n'y a plus assez de matière pour assurer l'absorption de chaleur. Il faut alors changer prématurément le disque.

Pour éviter ou diminuer les avaries ou dommages résultant du contact sec glissant, il faut dimensionner le disque (et les composants externes) de façon à diminuer la température

maximale atteinte par le disque pour assurer un comportement mécanique correct du matériau, diminuer les gradients thermiques pour diminuer les contraintes thermiques et éviter toute usure excessive, en travaillant sur les paramètres suivants :

- le comportement des matériaux,
- les géométries,
- l'absorption, la diffusion et la dissipation de la chaleur.

Enfin, notre étude a pour objectif de prédire le comportement tribologique des matériaux des freins à disque tel que le matériau conventionnel la fonte grise FG25, l'acier chromé 100Cr6 utilisé dans la fabrication des roulements et le composite à matrice d'aluminium renforcé par le carbure de silicium Al-MMC (A359-/SiC_p). Concernant les matériaux de frictions ou de garnitures, on a choisi deux types de matériaux, le premier de type organique équipant les freins de la voiture Fabia Skoda 1.4 essence, le deuxième est un matériau semi métallique équipant les freins d'un avion de transport. Les essais tribologiques seront réalisés au moyen d'un tribomètre Type SRV4 de la firme Allemande OPTMOL.

II.1 APERÇU HISTORIQUE SUR LE DEVELOPPEMENT DE LA TRIBOLOGIE

En 1966, le gouvernement anglais institue une Commission d'étude sur le frottement et la lubrification, connue comme Commission Jost, du nom de son président. Dans le rapport de cette commission apparaît pour la première fois le terme *tribologie*, composé du grec ancien *tribein* = frotter et *logos* = science, étude, qui indique l'étude des interactions entre des surfaces en mouvement relatif, les causes, des effets et des moyens de les amplifier ou de les réduire, en unifiant ainsi les recherches concernant le frottement, l'adhésion, la lubrification et l'usure et [38-39] .

Au sujet de la tribologie, dans une citation Maurice GODET écrit: *Si la mécanique est la science du mouvement, la tribologie est la science qui permet le mouvement*. On retrouve la tribologie dans les applications industrielles comme dans la vie courante [38].

La tribologie a ses racines dans des temps très anciens. Par exemple, les Egyptiens ont été très vite confrontés au transport de lourdes pierres pour construire les pyramides et ils ne connaissaient pas la roue ni le roulement ! Les Assyriens utilisaient astucieusement des rouleaux pour déplacer de lourdes charges. Il faudra attendre le XIII^{ème} siècle pour voir apparaître le roulement à bille d'abord en Inde puis dans les croquis de Léonard de Vinci en 1495. Léonard de Vinci a commencé à étudier la nature du frottement, il réalise des expériences semblables à celles encore utilisées dans l'enseignement (plan incliné, bloc tiré par un objet au moyen d'une corde et une poulie). Il a formulé les premières lois fondamentales du frottement [39]:

- les forces de frottement varient proportionnellement avec des forces normales aux surfaces en contact,
- elles sont indépendantes de l'aire apparente de contact.

Il faut attendre le milieu du XVII^{ème} siècle, pour que le problème de frottement soit repris, en Angleterre par Robert HOOKE (1635-1703), et en France par Guillaume AMONTONS (1663-1705) [40]. Le premier aborde la question de la résistance au roulement des roues, qu'il attribue à deux causes : la déformation des matériaux, dont celle du sol, et l'adhésion entre roue et sol. Le second énonce les deux premières lois classiques sur le frottement : la force de frottement est proportionnelle à la charge normale et ne dépend pas de l'aire de contact. Philippe DE LA HIRE (1640-1718)[41] vérifie et confirme les résultats d'AMONTONS. D'autres savants comme les Anglais John Theophilus DESAGULIERS (1683-1744) [42] et l'Anglais Samuel VINCE (1749-1821) [43] poursuivent ces études. Le

savant allemand Leonhard EULER (1707-1783) [44] fournit une théorie mathématique du mécanisme du frottement en termes d'aspérités rigides en dents de scie, avec une distinction entre frottements statiques et dynamiques. Il introduit, en outre, le symbole μ bien connu pour le coefficient de frottement. Mais, il a fallu attendre que Charles Auguste COULOMB (1736-1806) [45] raffine les résultats d'AMONTONS. Il distingue entre frottement statique et dynamique, et les étudie séparément. Il observe que le frottement statique est supérieur au frottement dynamique, sauf pour le contact entre deux métaux. Il trouve que le frottement statique augmente avec la durée de contact, en atteignant une valeur limite stable après une durée variant beaucoup selon les matériaux. Il établit une relation de proportionnalité entre la force de frottement et la charge normale, connue sous le nom de la *loi Amontons-Coulomb*, et montre que le frottement dépend en général très peu de l'aire de la surface de contact. Il trouve que le frottement dynamique entre métaux ne dépend pas de la vitesse.

Les lois de la tribologie n'ont été bien comprises que dans les années 1950, grâce aux travaux développés par l'Australien Franck Philip BOWDEN (1903-1968) et l'Anglais David TABOR (1913-2005) qui ont donné une interprétation microscopique. Ils ont établi que la surface réelle de contact, qui dépend des aspérités à la surface des matériaux en contact, ne représente qu'un très faible pourcentage de la surface apparente. Quand la force normale augmente, de plus en plus d'aspérités entrent en contact et la surface de contact de chaque aspérité augmente. Pour qu'il y ait glissement, il est donc nécessaire d'avoir un cisaillement au niveau des zones de contact. C'est la preuve que la force de frottement dépend de la surface réelle de contact. Ils ont également démontré que la force de frottement dépend des interactions adhésives entre les aspérités en contact. D'après Bowden et Tabor, la force de frottement s'exprime comme le produit de la surface réelle de contact et de la contrainte globale de cisaillement au niveau des points de contact. La contrainte de cisaillement et donc la force de frottement dépend des propriétés du matériau. BOWDEN et TABOR mesurent aussi la température des aspérités en contact pendant le glissement, par des méthodes thermoélectriques, en trouvant des valeurs croissantes avec la vitesse, pouvant atteindre 300-500 °C [46].

En 1881, l'Allemand Heinrich Rudolph HERTZ (1857-1894) formule une théorie des déformations de contact entre deux solides élastiques lisses sous une charge. Pour le contact entre une sphère et un plan ou entre deux sphères, il établit la relation entre charge normale et aire du contact, connue sous le nom de la *loi de HERTZ*. Malgré que cette loi contredise celle de proportionnalité de Coulomb, elle demeure encore aujourd'hui valide.

La tribologie traite tous les régimes du frottement, le régime du frottement sec, le régime de lubrification limite ou onctueuse et le régime de lubrification hydrodynamique. La première étude de la lubrification fluide est due au scientifique français Gustave-Adolphe HIRN (1815-1890) [47], qui étudie la dépendance de la force de frottement à la charge normale, à l'aire de contact et à la vitesse. En Russie, Nikolaj PAVLOVITCH PETROV (1836-1920)[48] propose en 1883 une explication de la lubrification basée sur la dynamique des fluides visqueux. En Angleterre, citons les travaux de Beauchamp TOWER (1845-1904) et Osborne REYNOLDS (1842-1912). TOWER (1885) étudie le rôle des hautes pressions engendrées dans les fluides lubrifiants. REYNOLDS (1886) [49], reprenant les résultats expérimentaux de TOWER, élabore la théorie classique de la lubrification hydrodynamique, encore aujourd'hui utilisée, théorie basée sur les équations différentielles de distribution de pression et des vitesses dans un fluide incompressible. En Allemagne, Richard STRIBECK (1861-1950) [50] reprend ces études avec des mesures plus précises de la variation du coefficient de frottement avec la vitesse et la charge normale. Dans le cas de couches très minces de lubrifiant, un comportement spécial se manifeste : la lubrification limite ou onctueuse, *boundary lubrication*, terme introduit par le scientifique anglais William HARDY (1864-1934). Selon W. HARDY [51], sur chacune des deux surfaces solides adhère une couche monomoléculaire de lubrifiant, et le frottement s'engendre dans l'interaction de contact entre les deux couches de lubrifiant. Comme on l'a mentionné auparavant, BOWDEN et TABOR ont modifié cette théorie, en montrant que la charge est aussi supportée en partie par le contact direct entre les deux solides [46].

Les théories de l'usure font partie de la tribologie. Les premières études théoriques sur les mécanismes de l'usure proposent quelques modèles de base pour décrire et comprendre l'usure, en fournissant des formules pour le taux d'usure, défini comme volume de matériel emporté par unité de longueur de travail. R. HOLM (1946) [52] considère un mécanisme adhésif au niveau atomique, selon lequel les surfaces rugueuses des deux corps entrent en contact et adhèrent seulement dans les petites aires où les sommets des aspérités les plus hautes se touchent. BURWELL et STRANG (1952) objectent qu'en réalité l'arrachement du matériau ne se produit pas sur des atomes individuels, mais par des grains contenant beaucoup d'atomes, ce qu'ils observent en utilisant le microscope électronique ou des traçants radioactifs [53]. ARCHARD (1918-1989) [54], en 1953, propose une théorie basée sur un modèle simplifié du contact entre les surfaces, considérant des aspérités sphériques de diverses hauteurs. BURWELL (1957) [55] fait une synthèse des connaissances sur l'usure, distingue quatre types

principaux d'usure (adhésive, abrasive, corrosive, de fatigue superficielle) et fournit des lois spécifiques pour chacune de ces typologies.

Dans la même période, de nouveaux phénomènes ont été étudiés, comme le *stick-slip*, le frottement entre les roches, sur la glace et la neige, ou dans les organismes vivants (*la biotribologie*) [39].

Le mouvement de *stick-slip* (collé-glissé) est une succession de phases de blocage et de glissement, et responsable de phénomènes comme le grincement des portes et de la craie, le son du violon, etc. L'étude du frottement des roches permet de comprendre beaucoup de phénomènes géologiques, dont les tremblements de terre. L'étude du frottement dans les organismes vivants a pour but de comprendre les solutions adoptées dans la nature pour contrôler le frottement et l'usure (par exemple dans les dents, les yeux, les jonctions osseuses comme le genou et le coude) et de fournir des indications pour la construction de prothèses [56].

II.2 NOTIONS SUR LE FROTTEMENT ET LA DISSIPATION DE CHALEUR PAR FROTTEMENT

Le frottement est engendré par le déplacement relatif tangentiel de deux surfaces en contact. La résistance au frottement, ou force de frottement, est caractérisée par la force F_t qui s'oppose au mouvement, figure 2.1. Selon la loi de Coulomb, le rapport entre la force de frottement F_t et la force normale F_n appliquée aux deux corps en contact est égal au coefficient de frottement (μ):

$$\mu = F_t / F_n \quad (1.1)$$

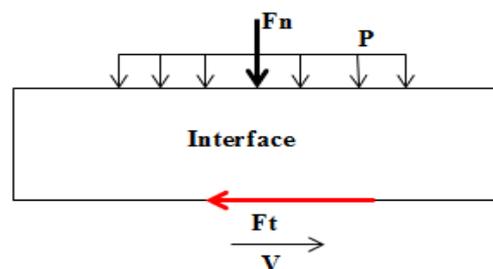


Figure 2.1 : Sollicitations mecaniques du contact.

Sur la base des indications exposées précédemment, La force de frottement a deux origines principales [57] :

- la présence des aspérités sur les surfaces de contact,

En général, les surfaces des pièces ont des défauts dont les dimensions sont de l'ordre du dixième de micromètre à quelques dizaines voire quelques centaines de micromètres. L'effort à fournir pour permettre le glissement relatif des solides en contact correspond à l'effort nécessaire aux déformations élastiques ou plastiques des aspérités, ou à leur rupture, à la destruction des couches d'oxydes, etc. Lorsque les solides reprennent leur forme initiale, l'énergie élastique n'est pas restituée en totalité sous forme de travail.

➤ *l'adhérence entre les surfaces.*

La mise en contact de deux solides revient à rapprocher de manière significative des atomes. Sous l'action des forces de Van Der Waals (pour des charges faibles, correspondant à des distances entre atomes relativement importantes), puis des forces atomiques (pour des charges plus élevées, correspondant à des distances entre atomes plus petites), des liaisons plus ou moins fortes vont s'établir entre ces atomes. Comme la surface du contact glissant se renouvelle continuellement, il en résulte une perte d'énergie qui s'ajoute à la résistance au frottement. En fonction de la nature des liaisons créées entre les surfaces et des conditions de contact, apparaissent des déformations plastiques et/ou élastiques au niveau des surfaces de contact pouvant aller jusqu'à la rupture, voire au transfert de particules d'un solide vers l'autre. Ces phénomènes qui résultent de l'adhérence génèrent une dissipation de l'énergie et accroît la résistance au frottement.

La puissance de frottement ou le flux de chaleur dissipée (Φ) correspond au produit de la force de frottement (F_t) et de la vitesse relative des deux corps en mouvement ou vitesse de glissement (v):

$$\Phi = F_t \cdot v \quad (1.2)$$

La densité de flux dissipée est alors égale à:

$$\varphi = \frac{\Phi}{S} = \mu \cdot p \cdot v \quad (1.3)$$

où p est la pression moyenne dans le contact.

L'énergie dissipée durant le processus de frottement permet de mettre en évidence la diversité des réactions ayant lieu au cours du frottement. Plus de 90% de l'énergie mise en jeu est dissipée sous forme de chaleur [58].

Outre la dissipation de l'énergie, la préoccupation des mécaniciens est la connaissance de la surface de contact sous tous ses aspects et des contraintes thermomécaniques dues au contact. Pour le cas d'un contact statique, la théorie de Hertz suppose que les solides subissent une déformation élastique ; en connaissant l'effort normal appliqué elle permet de déterminer l'aire de contact et le champ de contraintes dans les solides. Dans le cas d'un contact sec

glissant, Mindlin [59] a procédé à une modification de la théorie de Hertz tenant compte de la vitesse de glissement et de l'effet d'adhérence qui n'est pas négligeable même pour des efforts normaux faibles [60]. La présence d'aspérités, les propriétés mécaniques des matériaux et les conditions de fonctionnement (la vitesse de déplacement relative, la pression de contact) ont une influence sur la surface réelle de contact qui peut varier de quelques pourcents à 100% par rapport à la surface apparente de contact [61].

Greenwood et Williamson ont proposé une relation empirique de calcul de la surface réelle de contact en supposant un certain nombre d'hypothèses simplificatrices [62] :

$$A_r = \frac{\pi \tau A_a}{p_r} \sqrt{F(h) \sigma R_p} \quad (1.4)$$

A_a : aire de contact apparente

τ : Densité des aspérités $\tau = A_a/N$

N : nombre d'aspérités

p_r : résistance d'une aspérité

R_p : rayon de courbure des aspérités

σ : écart-type

$F(h)$: loi de distribution gaussienne de la hauteur des aspérités

Les hypothèses de cette relation empirique se résument comme suit :

- les surfaces sont isotropes,
- le sommet des aspérités est sphérique et le rayon de la sphère (R) est constant pour toutes les aspérités,
- le nombre d'aspérités par unité de surface est connu,
- la hauteur des aspérités par rapport au plan moyen est une variable aléatoire et suit une loi de distribution gaussienne d'écart-type σ ,
- les aspérités sont mécaniquement indépendantes, la déformation d'une aspérité ne dépend pas de la déformation des aspérités voisines,
- la hauteur de chaque aspérité est une variable indépendante,
- le contact entre deux surfaces d'écart-types σ_1 et σ_2 est équivalent au contact entre une surface plane parfaitement lisse et une surface rugueuse avec un écart type égal à $\sigma = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2}$,
- le comportement des matériaux est élastique caractérisé par le module de Young E_i , et le coefficient de Poisson ν_i

De nombreux résultats expérimentaux et théoriques, même non récents, sont en contraste avec les lois classiques sur le frottement. Comme l'écrivent Hähner et Spencer [63] : « Bien qu'exprimées en forme simple, les lois du frottement renferment une multitude de phénomènes microscopiques et nanoscopiques, dont l'élucidation est devenue une des plus fascinantes activités en physique appliquée ». Notons que le frottement à l'échelle atomique présente quelques différences par rapport aux propriétés du frottement macroscopique. L'explication atomique du frottement n'est pas toujours pas résolue, même si d'énormes progrès ont été faits dans les dernières années.

II.3 USURE DES SURFACES DE CONTACT

L'usure est une conséquence du phénomène de frottement entraînant une émission de débris avec perte de masse, de côtes, de forme, et s'accompagnant de transformations physiques et chimiques des surfaces. Elle ne varie pas nécessairement de manière progressive avec les paramètres comme la vitesse, la température ou le temps.

L'usure ne présente pas que des effets négatifs, elle a aussi des aspects favorables. L'affûtage d'un outil, la finition d'une surface par rectification, le rodage des pièces, l'écriture à l'aide de la craie sur le tableau ou du crayon sur le papier sont des exemples d'usure bénéfique.

L'usure d'un mécanisme est due le plus souvent à des processus multiples qui agissent simultanément, mais rarement à un seul processus bien défini et identifiable. L'effet des actions simultanées est souvent plus important que l'ensemble des effets que l'on produirait en faisant agir séparément les différents processus, on parle de « *suradditivité* ». Aux premiers instants du frottement, ce sont les écrans ou zones superficiels qui subissent l'ensemble des mécanismes inhérents au frottement (effets thermiques, mécaniques ou chimiques). Ensuite, ces mécanismes se relaient ou s'interpénètrent en fonction des conditions présentes.

Les surfaces métalliques, soumises à un frottement solide ou fluide, en présence ou non de lubrifiants, sont affectées par des formes d'usure qui peuvent aller de l'usure douce régulière et contrôlable (usure normale) à la détérioration brutale entraînant la mise hors service du mécanisme. Pour de nombreux types d'usure, on considère que l'usure se développe en 3 phases, figure 2.2 :

- *Le rodage des surfaces* (phase I) : Il correspond à un arasement des aspérités les plus hautes jusqu'à ce que la surface portante soit suffisante. Cette phase de stabilisation du frottement intervient dans tous les systèmes frottant non rodés ;

- *L'usure normale* (phase II): l'usure devient stable et fonction linéaire du temps ; cette phase intermédiaire de l'usure correspond à la durée de vie normale d'une pièce ou d'un système où peuvent se manifester des *défaillances dites aléatoires* ;
- *Le vieillissement rapide* ou *usure catastrophique* ou *usure grippante*: Les débris de l'usure provoquent un labourage de la surface la plus tendre. Les surfaces se détériorent de plus en plus vite et deviennent fragiles et rugueuses. C'est la phase où se manifestent les *défaillances d'usure*.

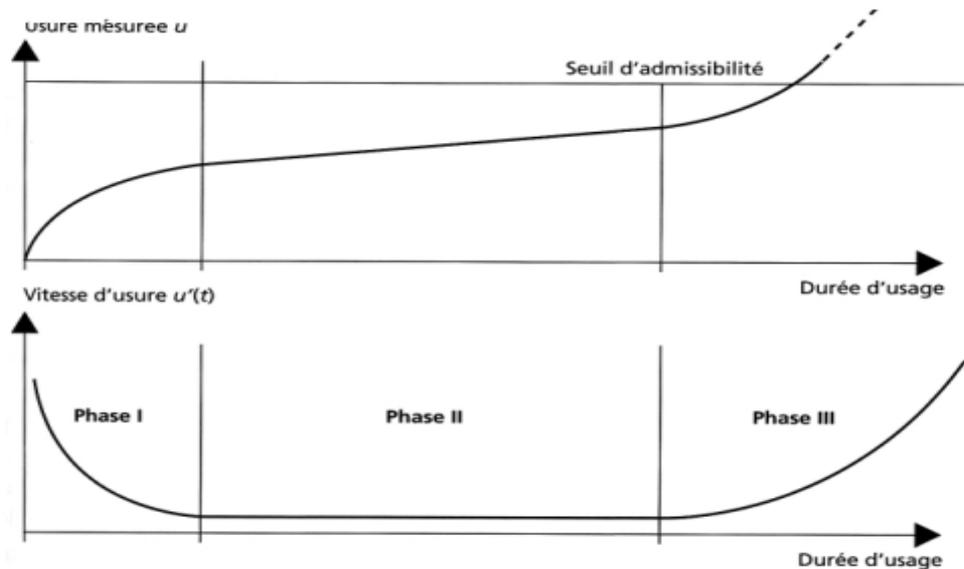


Figure 2.2 : Phases de dégradation par usure d'une pièce ou d'un mécanisme [64].

II.4 MECANISMES D'USURE

On distingue plusieurs types d'usure, auxquels la tribologie s'intéresse :

- *usure par abrasion* ou *abrasive*, où des particules extérieures, par frottements ou chocs, arrachent de la matière en surface ;
- *usure par adhésion* ou *adhésive* (arrachement de matériaux adhérents l'un à l'autre) ;
- *usure par corrosion* ou *corrosive* ;
- *usure par fatigue*, due à l'action répétée de contraintes à la surface, typiquement des pressions ou chocs.

II.4.1 Usure abrasive

Elle se caractérise par la présence dans le contact d'un état de surface rugueux ou par pénétration dans le matériau le plus tendre de particules dures provenant des débris d'usure

du contact ou de la pollution du milieu, figure 2.3. Ce mécanisme de dégradation qui fait intervenir dans les premiers instants uniquement les corps antagonistes, devient rapidement une usure à trois corps. Cette forme d'usure se manifeste par des polissages, des griffures, des micro-labourages, des arrachements de particules. Le micro-labourage (ou micro-usinage) se manifeste par des rayures à la surface du matériau le plus tendre sans arrachement de matière mais provoquant sur les bords du sillon une déformation plastique, figure 2.4. Pour lutter contre l'usure abrasive, on cherche souvent à durcir les matériaux (au moins leur surface) [65]. On doit différencier *le labourage* (déplacement de matière et formation de bourrelets), prédominant pour les matériaux ductiles, de *la coupe* (enlèvement de matière), repérée surtout pour des matériaux fragiles.

On distingue l'usure abrasive de *l'usure érosive* par le fait que ce sont les interactions des aspérités des surfaces antagonistes, et non des corps étrangers aux surfaces en contact, qui provoquent l'enlèvement de matière à l'interface, on parle aussi d'abrasion à deux corps pour l'usure abrasive et à trois corps pour l'usure érosive.



Figure 2.3 : Mécanisme d'usure abrasive [65].

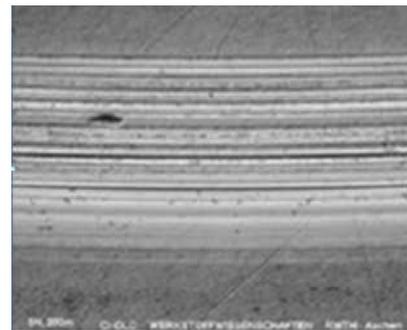


Figure 2.4 : Etat de surface après une usure abrasive [66]

II.4.2 Usure adhésive

Elle se caractérise par un transfert de débris d'un des deux antagonistes vers l'autre soit par un mécanisme d'origine purement mécanique, soit suite à une réaction physico-chimique, figure 2.5. Pour le transfert mécanique, plusieurs hypothèses ont été développées. Les micro-aspérités présentes dans le contact peuvent conduire à la diminution des zones en contact et générer aux jonctions des énergies très élevées qui peuvent favoriser les réactions physico-chimiques (micro-soudage des aspérités en contact). Lors du frottement, il existe entre les matériaux antagonistes une multitude de microcontacts qui supportent l'ensemble de la charge normale. En effet, dans ces régions, une constriction des lignes de forces engendre des concentrations de contraintes et l'augmentation de la température (températures flashes). L'évolution de ces aspérités dépend des conditions de sollicitations et de l'environnement. Un équilibre est atteint dès que l'adhérence des films de transfert est

supérieure à la force de frottement. Sinon, les contraintes de cisaillement générées provoquent la rupture à l'interface surface/film transféré et forme des débris. Ces derniers peuvent être progressivement évacués du contact en laissant une surface très réactive siège d'un nouveau processus de dégradation, figure 2.6. Si les débris restent piégés dans le contact, les aires réelles de contact augmentent et assurent alors un rôle de portance. Les débris ont un effet de séparation des antagonistes, supportent les pressions. L'usure et le coefficient de frottement deviennent moindres [67].

Il faut différencier l'usure douce de l'usure sévère ou grippage. Le premier cas a lieu, lorsqu'on a cisaillement de ces liaisons, tandis que le second apparaît lorsqu'il y a arrachement de matière de l'une des surfaces, d'où la formation d'un *film de transfert*, collé à la surface antagoniste.



Figure 2.5 : Mécanisme d'usure adhésive [67].

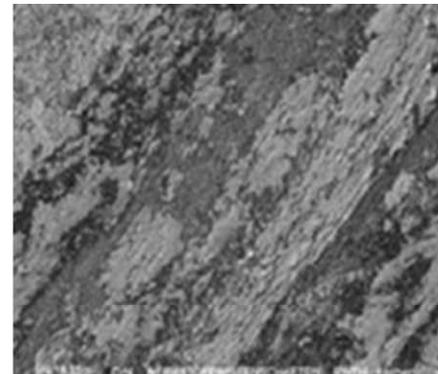


Figure 2.6: Etat de surface après une usure adhésive [66].

II.4.3 Usure corrosive (ou tribochimique ou tribocorrosive)

C'est un système à trois composantes, où interviennent la réactivité chimique entre les surfaces. On a une réactivité chimique avec le milieu environnant et une réactivité physico-chimique avec les débris. Ce type de dégradation résulte d'une seule ou de plusieurs réactions chimiques sous l'effet d'agent corrosif (environnement, lubrifiant) et des contraintes mécaniques pendant le frottement, figure 2.7.

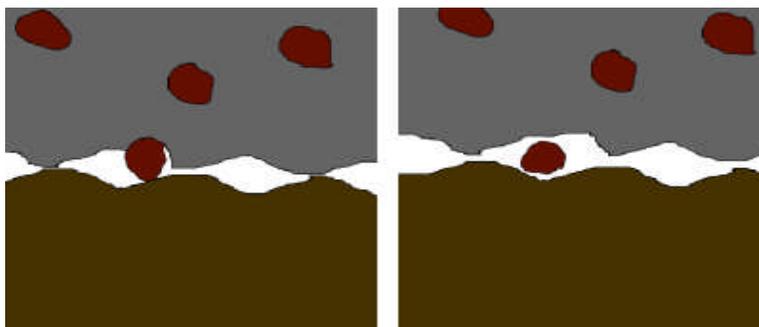


Figure 2.7 : Mécanisme d'usure corrosive [68].

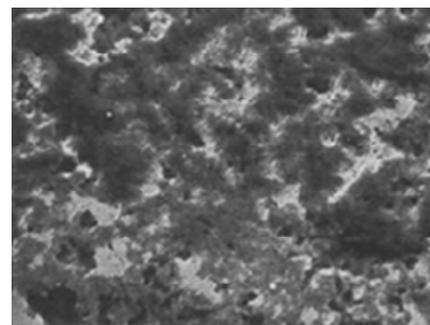


Figure 2.8 : Etat de surface après une usure corrosive [66].

Suivant l'état structural superficiel, il se crée des oxydes réactionnels dépendant de l'environnement. Suite au frottement entre les surfaces, la rupture des aspérités qui s'oxydent, forme des débris en général très stables et très durs. Ces derniers jouent alors un rôle abrasif et viennent dégrader les surfaces antagonistes et donc entretenir l'usure. Par contre, il est possible de rencontrer une configuration moins agressive par la formation de films d'oxydes adhérents à la surface d'un des antagonistes et suffisamment résistants au cisaillement pour jouer un rôle protecteur, figure 2.8 [68].

II.4.4 Usure par fatigue

Elle est liée à l'action d'un mouvement cyclique et à la capacité des matériaux à absorber les énergies de déformation et les contraintes thermiques générées par frottement. Elle se manifeste par des fissures, des écailles et des changements de structure métallurgique, figures 2.9 et 2.10. Les comportements face à ce mécanisme d'usure dépendent de la nature du matériau. Dans le cas de matériaux ductiles (matériaux métalliques ou polymères), la rupture par fissuration (ou mécanisme de délaminage) a lieu en sous-couche, parallèle à la surface de frottement, dans les zones où les contraintes de cisaillement sont maximales. L'analyse des transferts thermiques sur la microstructure (déplacement des lacunes, des dislocations, des plans de glissement, l'effet des joints de grains...) explique la formation de fissure associée à un écrouissage ou à un adoucissement de la surface, figure 2.10. Ce phénomène peut se décomposer en plusieurs phases.

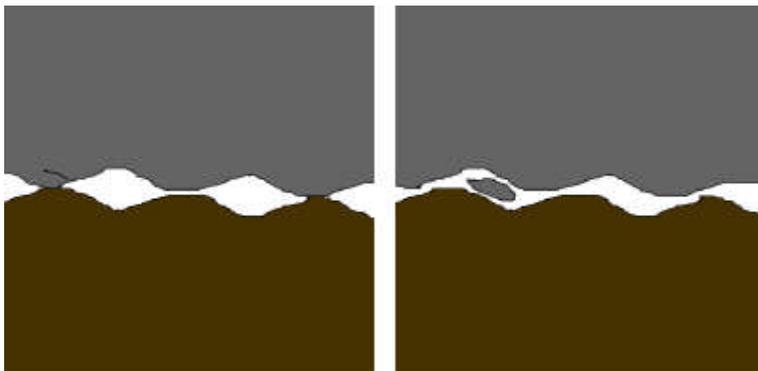


Figure 2.9 : Mécanisme d'usure par fatigue [69].

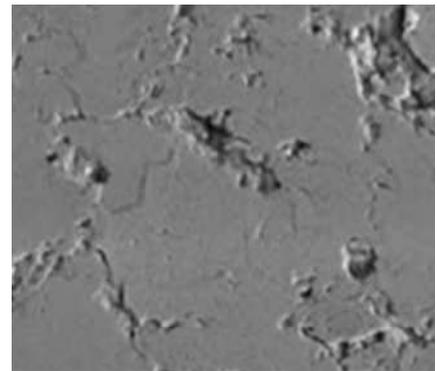


Figure 2.10 : Etat de surface après une usure par fatigue [66].

Dans un premier temps, il y a augmentation de la densité de dislocations en surface provoquant un écrouissage superficiel. Dans un deuxième temps, l'énergie de frottement transmise à la surface de ce matériau a pour effet de redistribuer cette densité de dislocations en un réseau plus stable par glissement ou montée de dislocations. Il existe alors un déséquilibre entre les contraintes internes. En surface, suite à une densité plus élevée de dislocations, des

contraintes de compression sont générées alors qu'en sous-couches, la densité de dislocations étant moindre, des cavités se forment, favorisant la fissuration [69-70].

II.4.5 Lois d'usure

Si l'usure est un phénomène bien identifié, elle n'a en revanche pas d'unité légale puisque ce n'est pas une grandeur physique, mais un phénomène. Elle représente la dégradation d'un contact, entraînant, dans un certain nombre de cas, une perte de fonction. Une étude, datant du XVII^{ème} siècle, sur l'usure des pièces de monnaies écossaises établit une équivalence directe entre perte de masse et perte de fonction [56].

Au milieu des années 1950, ARCHARD (1918-1989) proposa une loi d'usure, portant son nom [54]. Plusieurs formes de la loi d'ARCHARD peuvent être évoquées. La première, originale, issue de l'expérimentation, indique que le volume de matière usée ou perdue par usure V_u est proportionnel au produit de la distance de glissement parcourue L et de la force normale F_n appliquée au contact :

$$V_u = b \cdot F_n \cdot L \quad (1.6)$$

b : coefficient d'usure fonction du matériau et du régime de frottement

Une seconde forme de loi d'usure fait intervenir la nature du matériau le plus mou à travers sa contrainte d'écoulement σ_y (dureté) [56]:

$$V_u = k \frac{F_n L}{\sigma_y} \quad (1.7)$$

k : coefficient d'usure fonction du matériau et du régime de frottement

Une forme dérivée de la première loi d'usure fait intervenir l'énergie dissipée dans le contact exprimée à travers le produit de la pression de contact et de la vitesse de glissement ($p.v$), proportionnel à la vitesse d'usure dh/dt (h étant la profondeur de la piste d'usure).

$$\frac{dh}{dt} = c \cdot p \cdot v \quad (1.8)$$

c : coefficient de calage

Mais cette loi plus générale, essentiellement théorique, s'applique difficilement à la réalité des contacts dans leur diversité. La loi d'Archard sera par la suite adaptée de diverses façons par différents expérimentateurs pour coller aux expériences particulières qui les concernent. MENG et LUDEMA [70] citent une variété de lois d'usure dont la majorité est adaptée à la loi d'Archard. Dans certaines loi, le module de Young d'un matériau, apparait d'une loi à l'autre tantôt au numérateur tantôt au dénominateur. Les paramètres utilisés dans les lois empiriques dépendent des moyens d'investigations disponibles et des objectifs fixés par les chercheurs.

II.5 COMPORTEMENT TRIBOLOGIQUE DES MATERIAUX DES DISQUES DE FREIN

En conditions réelles, on ne peut ignorer l'effet d'interaction des paramètres comme la température, la vitesse ou la pression sur le frottement et l'usure des matériaux des disques de frein. Néanmoins, pour des conditions d'essais de laboratoire, les paramètres peuvent être étudiés séparément. Concernant le choix des matériaux des disques de frein, on considère que la fonte grise représente le matériau de référence.

II.5.1 Effet de la vitesse de glissement

Le cisaillement des ingrédients à l'interface de frottement contre un disque ou un tambour métallique engendre des sensibilités de frottement et d'usure à la pression de contact et à la vitesse de glissement plus aux moins prononcées en fonction de la composition du matériau étudié [71]. La figure 2.11 montre l'influence de la vitesse de glissement sur les caractéristiques tribologiques des matériaux composites AL-B4C (matériau composite à matrice d'aluminium renforcé par les particules bore de carbure (B4C)) et AL-MMC Al-SiC (Matériau composite à matrice à d'aluminium renforcé par les particules silicium de carbure (SiCp)) en contact glissant avec un matériau de friction commercial des plaquettes de frein. Aux grandes vitesses de glissement, on assiste à une baisse du taux d'usure et du coefficient de frottement et à la formation d'une couche de transfert compact sur la surface usée des composites. Cette couche de transfert est composée essentiellement de constituants en matière phénolique laquelle agit comme corps antagoniste et aide à réduire le taux d'usure et le coefficient de frottement [72].

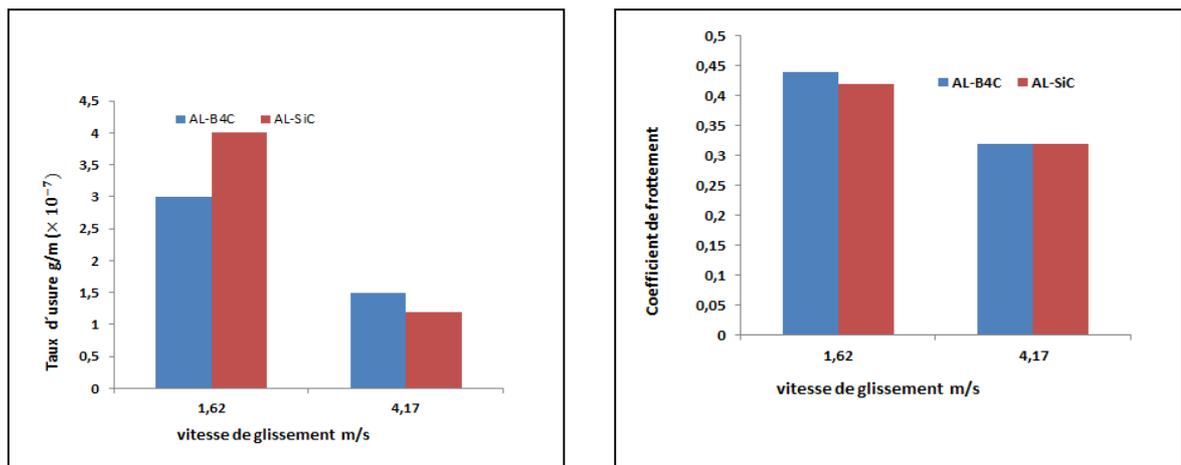


Figure 2.11 : Effet de la vitesse de glissement sur le comportement tribologique des matériaux AL-B4C et AL-SiC [72].

Les résultats d'une étude menée par Fan et al. [73] sur l'effet de la vitesse de freinage sur les propriétés de frottement des matériaux composites renforcés avec des fibres

courtes C / C-SiC (composite à matrice de carbone renforcé par des fibres cortées de silicium de carbure) en contact avec les matériaux des plaquettes de frein montrent que pour des vitesses de freinage supérieures à 20 m.s^{-1} , la texture des surfaces de contact de ces matériaux subit un changement qui affecte leurs propriétés tribologiques. Satapathy et Bijwe [74] montrent qu'aux faibles pressions, les matériaux de friction sont très sensibles aux variations de la vitesse. Avec l'augmentation de la pression de freinage, cette sensibilité commence à diminuer.

II.5.2 Effet de la charge normale appliquée sur les disques de frein

La figure 2.9 montre l'influence de la charge normale appliquée sur les disques de frein en composite d'aluminium et en fonte grise sur leur comportement tribologique. Pour une même vitesse initiale de freinage, le coefficient de frottement décroît avec l'augmentation de la charge normale appliquée sur les disques de frein, et inversement pour le taux d'usure. On constate que le taux d'usure de la fonte grise n'évolue pas de la même manière que le composite, il commence à diminuer aux charges élevées [75]. Des essais effectués par Natarajan [76] sur un tribomètre pin-on-disc, il en ressort que la charge normale appliquée et la température initiale des disques ont une influence sur le comportement tribologique des matériaux composites (Al-MMC renforcés au SiC10 et SiC20) et la fonte grise en contact avec un matériau de friction conventionnel, figure 2.12.

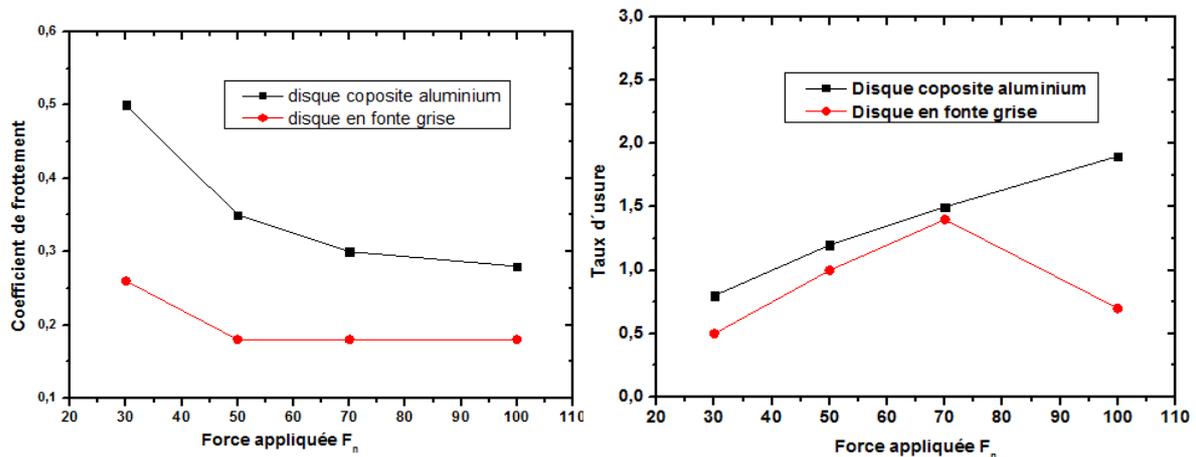


Figure 2.12 : Effet de la force normale appliquée sur le comportement tribologique d'un matériau composite d'aluminium et de la fonte grise [75].

Straffelini [77] constate également qu'à une vitesse de glissement et à une température constante, le coefficient de frottement diminue avec l'accroissement de la charge normale. À charge normale et à température constantes, cette décroissance est plus importante que celle obtenue avec une variation de la vitesse de glissement. Kumar [78]

conclut que l'effet de la pression sur le coefficient de frottement est plus grand que celui de la vitesse de glissement. Concernant l'usure, Satapathy et Bijwe [74] indiquent qu'elle augmente avec la charge normale et devient plus importante aux charges et vitesses élevées.

II.5.3 Effet de la température

En pratique, deux méthodes d'essai sont utilisées pour analyser l'effet de la température sur le comportement tribologique des matériaux des disques de frein, soit en augmentant artificiellement la température du couple en contact puis procéder à l'essai de freinage, soit indirectement en augmentant la sévérité du contact (pression de contact et vitesse de glissement).

Les performances tribologiques des matériaux de disque de frein sont influencées par la température à l'interface, qui est un facteur déterminant pour le frottement et l'usure. La chute du coefficient de frottement et l'augmentation de l'usure sous sollicitations élevées de contact sont dues à la dégradation en température du matériau. Les essais réalisés par Naerheim et Pan [79-80] montrent qu'en gardant les mêmes niveaux de température du disque le comportement en frottement et en usure peut être semblable quel que soit la sévérité du freinage. À vitesse de glissement et pression constantes, le frottement et l'usure décroissent avec l'augmentation de la température [81], figure 2.13.

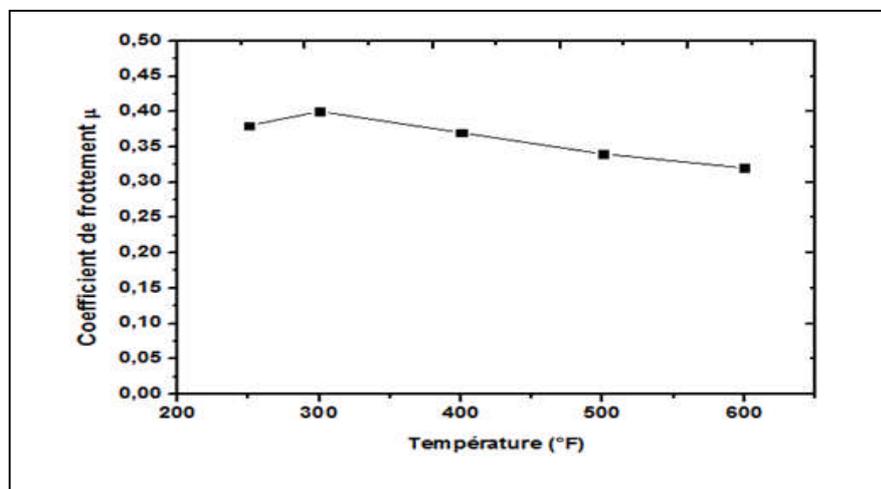


Figure 2.13: Variation du coefficient de frottement d'un disque en acier en fonction de la température à pression et à vitesse de glissement constantes [81].

D'après Kumar [82], la sensibilité du frottement à la température d'interface peut-être associée au changement de l'adhérence et de la résistance à la déformation des matériaux de friction. La dégradation des matériaux de friction organique des plaquettes de freins commence à partir de 230 °C et s'accroît fortement entre 270 et 400 °C [83].

L'étude bibliographique menée sur le comportement en température des constituants des matériaux composites utilisés dans les disques et plaquettes de frein a permis d'acquérir les indications suivantes:

- les constituants minéraux, présents dans le matériau sous forme de fibres ou de particules abrasives contenant silice, alumine, magnésie et chaux, ne se dégradent pas lors d'une sollicitation thermique même supérieure à 1000°C.
- les constituants métalliques (fibres d'acier et particules de cuivre et de laiton) s'oxydent avec l'accroissement de la température à partir de 500°C ; les oxydes formés sont l'hématite (Fe_2O_3), la wustite (FeO), la magnétite (Fe_3O_4), la cuprite (Cu_2O), la téronite (CuO), la zincite (ZnO) et l'oxyde stannique (SnO_2). Ces oxydes se fixent sur l'échantillon et provoquent ainsi une augmentation de sa masse [84] ;
- le constituant organique, l'aramide, se dégrade à partir d'une température de 430°C [85] ;
- les lubrifiants solides, graphite C, stibnite Sb_2S_3 et molybdénite MoS_2 , présentent différents comportements lors de sollicitation en température [86-88] ;
- le graphite C présente une faible perte de masse jusque 700°C puis se dégrade totalement en éléments volatils jusqu'à 1000°C en formant du monoxyde et du dioxyde de carbone ;
- la stibnite Sb_2S_3 s'oxyde en deux étapes successives : dans un premier temps entre 300 et 430°C pour former Sb_2O_3 avec une perte de masse de 10 %, et dans un second temps à 570 °C pour former Sb_2O_4 conduisant à un gain de masse de 3 % puis à une perte de masse de 70% par sublimation à 1100°C ;
- la molybdénite MoS_2 s'oxyde à partir de 540°C pour former du MoO_3 ce qui entraîne une perte de masse de 10 %. MoO_3 se sublime à 700°C ;
- la résine phénolique se dégrade en température par étapes successives [89,84]. Ces étapes dépendent de la présence du dioxygène dans l'atmosphère. Lors de la première étape, pour des températures allant jusqu'à 300°C, une faible perte de masse est observable, due à la condensation des groupements phénoliques et méthylol. Dans la seconde étape, à partir de 300°C, la dégradation du matériau est marquée par une perte de masse plus importante qui est due à la rupture de ponts $-\text{CH}_2-$ et $-\text{O}-$ et aux réactions telles le cracking, la déshydratation et la déshydrogénation. Ces réactions conduisent à la formation de la vapeur d'eau, du monoxyde de carbone et du dioxyde de carbone. Dans la troisième étape, pour des températures supérieures à 600°C, la dégradation de la résine se poursuit sous atmosphère inerte. La perte de masse dépend alors de la résine considérée et conduit alors à des pertes de masse de 45 ou 5 % à 800°C selon l'origine de la résine [90].

- Ces observations seront utiles dans l'analyse de la dégradation de la résine contenue dans les matériaux composites de friction.

II.5.4 Effet de l'humidité

Le taux d'humidité de l'air ambiant est un autre paramètre ayant une influence sur le frottement et l'usure des matériaux des disques de frein. D'après [91] le coefficient de frottement diminue avec l'augmentation de l'humidité relative en raison de la formation de film mince d'eau au niveau de l'interface de contact jouant le rôle de lubrifiant. Les investigations concernant l'effet de l'humidité sur le comportement tribologique des matériaux des disques de frein restent très limitées. L'influence du taux d'humidité sur le comportement tribologique des disques de frein dépend des conditions de freinage (pression de contact, vitesse de glissement et température) et de la composition des matériaux du couple disque-garniture. Certains matériaux tel que le carbone présente un coefficient de frottement plus faible en présence de la vapeur d'eau, tandis que d'autres tels que le disulfure de molybdène restent insensibles [92]. Les résultats expérimentaux montrent que la force de frottement est fortement affectée par l'humidité [93-95]. Selon Blau et McLaughlin [96], le film d'eau à l'interface de la surface de glissement contribue à la diminution du niveau de frottement. D'après Gao et Kuhlmann [97], l'humidité pourrait agrandir la surface de contact au cours du glissement. Eriksson et al. [98] notent que dans un milieu humide les plateaux secondaires jouent un rôle important dans le frottement et l'usure du matériau des freins puisque les molécules d'eau facilitent le compactage des débris d'usure.

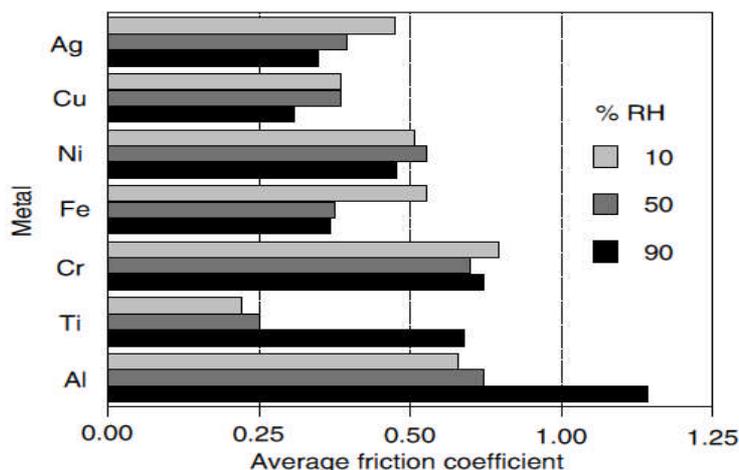


Figure 2.14 : Effet de l'humidité relative sur le coefficient de frottement de plusieurs pions métalliques de haute pureté [99].

La figure 2.14 [99] montre l'effet de l'humidité relative sur le coefficient de frottement de plusieurs pions métalliques de haute pureté (1,5 mm hémisphérique) glissant contre des

surfaces fines et recouvertes d'oxyde aluminium (Al_2O_3) et de zircone (ZrO_2) avec une charge F , une vitesse de glissement c et une distance de glissement constantes A partir des résultats présentés dans la figure 2.14, on en déduit que [92]:

- l'humidité relative affecte d'une manière différenciée le coefficient de frottement des matériaux,
- l'influence de l'humidité relative sur le coefficient de frottement dépend de la composition du matériau.

II.5.5 Effet de la fatigue thermique

Lorsqu'une pièce subit localement des variations cycliques de température, des gradients thermiques apparaissent et induisent des contraintes par dilatations. Ces variations cycliques de température et de contrainte peuvent conduire à un endommagement dit de *fatigue thermique*, caractérisé par des déformations thermiques locales et des concentrations de contraintes [100-101]. Il se manifeste généralement par l'apparition de points chauds ou *hots spots* (Figure 2.12) et de réseaux de fissures assez courtes en surface et peu profondes, on parle de *faïençage thermique*, et dans certains cas de *fissures macroscopiques* ou *macrofissures*, figure 2.15, ils peuvent atténuer les performances du mécanisme par génération de vibrations, ou par diminution du coefficient de frottement (*brake fade*) [102].

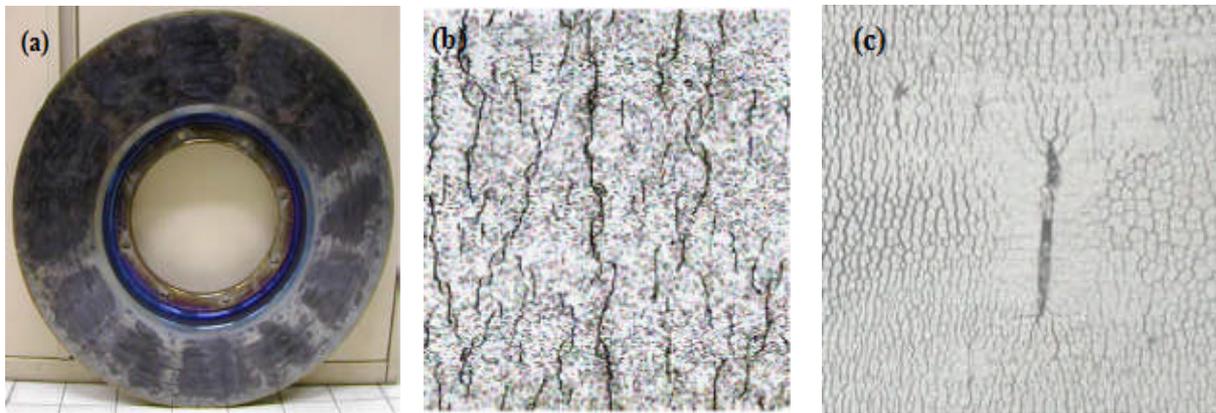


Figure 2.15: Points chauds (a), faïençage thermiques (b), macrofissure (c) sur un disque de frein [103].

Deux niveaux de fissuration peuvent être observés sur les disques de frein, un faïençage superficiel caractéristique sous chargement cyclique thermique et dans certain cas l'apparition de fissures macroscopiques dans les zones très sollicitées thermiquement pouvant atteindre des longueurs importantes, de plusieurs dizaines de millimètres, figure 2.15. Anderson et Knapp ont pu mettre en évidence le même phénomène pour le cas des disques de frein automobile [104]. Selon les constatations de la SNCF, aussi bien sur banc d'essais qu'en

service, les fissures macroscopiques apparaissent de façon non systématique sur l'ensemble des disques après une période pouvant aller de six mois à plusieurs années d'exploitation.

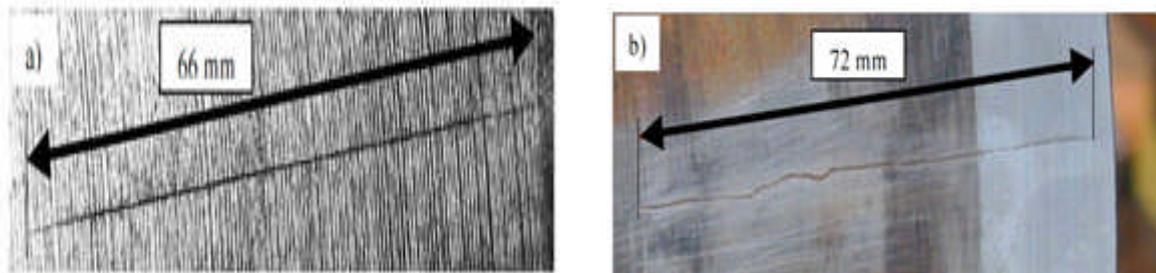


Figure 2.16: Fissures rectilignes sur la piste de frottement [105].

Elles dépendent fortement du type de garnitures utilisées. L'analyse de fissures macroscopiques montre qu'elles peuvent être divisées en deux classes [105], la première présente un chemin de propagation de fissure en surface parfaitement rectiligne (figure 2.16-a) et la seconde un chemin de propagation en surface beaucoup moins régulier, tout au moins dans sa partie centrale (figure 2.16.b). Les deux cas de fissure sont radiales et rectilignes de quelques centimètres de longueur.

II.5.6 Effet de la corrosion

La corrosion des matériaux de freinage contribue souvent à une génération de vibrations indésirables. Les disques de frein en général sont exposés à la corrosion atmosphérique dont les origines sont le changement des conditions climatiques, le taux d'humidité relative et le taux de salinité de l'air humide et de l'eau par exemple dans les régions du littoral ou bien à la suite du salage des routes enneigées en hiver.

Les recherches menées sur le comportement tribologique des disques de frein sous l'effet de la corrosion sont relativement rares. Blau et al [13] ont étudié la corrosion de la fonte grise exposée au brouillard salin ; les résultats expérimentaux ont montré que la corrosion saline se comporte un mécanisme d'usure abrasive et réduit le coefficient de frottement, figure 2.17. Le coefficient de frottement augmente avec le nombre de freinage effectués. Shin et al. [106] constatent que la corrosion des disques en fonte grise s'accélère aux températures du disque au-dessous de la température ambiante à cause de la présence d'eau de condensation et que le niveau de frottement et d'usure des disques corrodés sont fortement affectés par l'agressivité du matériau. Park et Shin [107] rapportent que la rigidité de contact et le taux d'usure de la surface frottante augmentent avec la corrosion des disques en fonte grise.

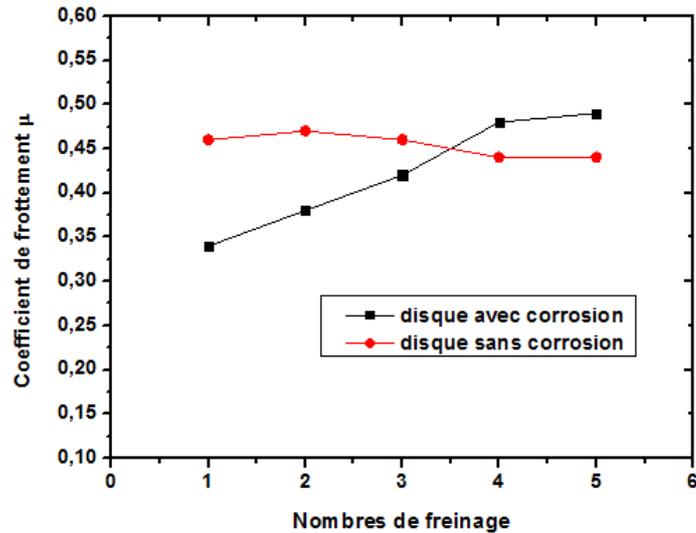


Figure 2.17 : Influence de la corrosion saline sur les disques de freinage en fonte grise [13].

II.5.7 Effet de l'état de surface

En tribologie, le terme surface représente une couche d'épaisseur comprise entre 10^{-2} et 10^{-6} mm. La composition chimique et les propriétés mécaniques de cette zone peuvent être très différentes de celles du cœur du matériau. La surface peut être soit recouverte de films contaminant (gaz adsorbés, produits organiques), d'oxydes et dans le cas de métaux, soit écrouie, figure 2.18.

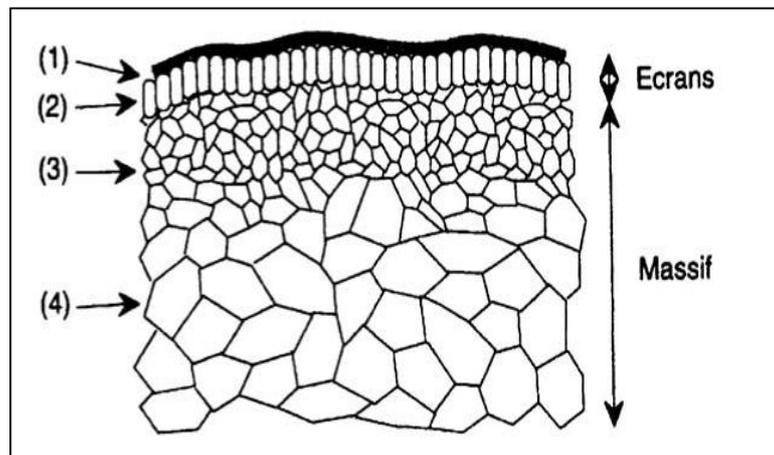


Figure 2.18 : Vue théorique en coupe d'une surface Mang et al [66].

La présence de ces écrans a une influence sur le comportement tribologiques des corps en contact. La surface est donc la partie la plus vulnérable d'une pièce métallique. Dans la figure 2.18, la zone (1) indique le film de contamination (0,3 à 3 nm) constitués de couches absorbées, la zone (2) est un film d'oxydes (1 à 10 μm), la zone (3) est une zone de

perturbation mécanique (1 à 50 μm) de structure écrouie ou structure de couche de diffusion et la zone (4) d'épaisseur supérieure à 100 μm est le cœur du matériau. [66]. Le film de contamination et d'oxydes forment la *couche écran*. La zone de perturbation mécanique et le cœur du matériau constituent le massif.

Lorsque l'usure est limitée à l'enlèvement de la couche écran, elle est appelée *usure douce*. Les écrans détruits peuvent se reconstituer par réaction avec l'environnement. Lorsque l'usure s'étend au massif, elle devient une *usure destructrice* ou *sévère*. Les surfaces de contact de deux corps frottants ne subissent pas les mêmes effets tribologiques. Par exemple, dans le cas du glissement d'un pion sur un disque, un point de la surface de contact du pion est constamment sollicité, alors qu'un point de la piste du disque ne l'est qu'au passage du pion. Le coefficient de frottement doit aussi rester le plus stable possible, afin d'assurer un freinage constant quelles que soient les conditions de freinage. Or, une fois les matériaux choisis, il va dépendre de la pression de contact, de la vitesse de rotation et de l'état de surface en contact. Kennedy et Ling [108] pour l'aéronautique puis Day [109] pour l'automobile ont mis en évidence que la surface réelle de contact peut être très différente de la surface potentielle de contact (surface totale des garnitures) avec des variations permanentes dues au couplage entre les dilatations thermiques, les pressions de contact et l'usure. Ces investigations ont été menées pour des géométries simples de type annulaire avec l'hypothèse de matériaux à comportement élastique linéaire.

Historiquement, les origines de la friction ont d'abord été liées aux caractéristiques de surface de contact. Dans certains tribo-systems, il existe une étroite relation entre le frottement et la texture de la surface de contact initiale qui comprend la rugosité et l'ondulation. Dans d'autres cas, l'usure rapide modifie l'état de surface de contact, même à faible pression de contact. Si les matériaux en contact sont relativement durs, ou si une épaisseur importante du film lubrifiant est présente, les caractéristiques de la surface de contact initiales peuvent être conservées pour une longue période de glissement. Si, en revanche les pressions de contact sont élevées, ou bien si un ou les deux matériaux en contact sont relativement mou, les caractéristiques de la surface de contact initiale seront rapidement affectées.

Au milieu des années 1950, Coffin [110] faisait une corrélation entre le changement de frottement entre des paires de métal testées sur un tribomètre pin-on-disc et l'état des surfaces de glissement des échantillons, tableau 2.1. Ces observations sont utiles, mais ne permettent pas l'établissement de relations quantitatives entre le frottement et la texture des surfaces résultant de l'usure.

Matériau pion	Matériau disque	Coefficient de frottement μ		Constatations après 100 rotations	
		Après 5 rotations	Après 100 rotations	Pion	Disque
Cu	Ni	0.28	1	Vaste zone abrasée	Vaste zone abrasée
Ni	Fe	0.82	1.1	Vaste zone abrasée	Vaste zone abrasée
Ti	Zr	0.69	0.64	Vaste zone, quelque abrasion	Vaste zone, quelque abrasion
W	Fe	0.19	0.54	Zone étroite, absence d'abrasion	Zone étroite, d'abrasion significative
Ag	Fe	0.15	0.18	Zone moyenne, peu d'abrasion	Absence d'abrasion
Pb	Fe	0.38	0.93	Large zone, présence d'abrasion	Vaste zone, peu d'abrasion

Tableau 2.1 : Coefficient de frottement et l'usure des métaux pour différentes durées de contacts [110].

D'après Blau [92], la finition de la surface initiale de contact joue un rôle important dans le frottement, si:

- la pression de contact est suffisamment faible pour éviter la perte des caractéristiques géométriques originales par l'usure ;
- la résistance à l'usure des matériaux de friction est suffisamment élevée pour conserver les caractéristiques de la surface après un glissement prolongée ;
- en présence d'une substance liquide, le régime de lubrification est affecté par la rugosité de la surface de contact ;
- la micro-géométrie de la surface de contact favorise le piégeage et l'accumulation des particules libres en affectant le frottement.

II.5.8 Effet des oxydes de fer

En tribologie, les oxydes jouent un rôle ambigu, comme abrasif et donc une source d'endommagement ou en tant que lubrifiant et donc protecteur. Le frottement généré entre des couches d'oxydes dépend généralement de la nature, de l'épaisseur, de l'adhérence ou de la dureté des oxydes. Les oxydes formés lors du chauffage à haute température d'un acier ordinaire sont constituées d'une superposition de surfaces, des couches d'hématite Fe_2O_3 , de magnétite Fe_3O_4 et de protoxyde de fer ou wuestite FeO . À chaud, ils ont un comportement viscoplastique. La dureté du protoxyde de fer diminue quand la température ou la durée d'application de la charge augmentent. La viscoplasticité du protoxyde de fer croît aussi avec la

température. Une viscoplasticité élevée induit une diminution de frottement et assure une bonne protection thermique et mécanique.

Les sources bibliographiques [111-112] montrent que la complexité du comportement en usure des oxydes de fer. Par exemple, la magnétite (Fe_3O_4) est connue pour jouer un rôle de lubrifiant et limite ainsi le frottement et le taux d'usure. En revanche, l'hématite (Fe_2O_3) est considérée comme un oxyde abrasif et, à haute température elle peut considérablement augmenter le frottement et l'usure. Au-delà de 570°C , on assiste à une formation d'une couche de FeO avec une épaisseur suffisante qui s'oppose aux efforts de cisaillement. Elle tend donc à réduire le frottement et l'usure.

L'effet des oxydes de fer sur le comportement tribologique des matériaux dépend aussi de leur niveau de dureté, tableau 2.2. L'hématite (Fe_2O_3) est l'oxyde le plus dur et pourtant, il présente une très bonne accommodation en cisaillement plastique. Si la contrainte d'écoulement de la wuestite (FeO) ou de la magnétite (Fe_3O_4) est plus basse que celle du substrat, alors la déformation plastique des oxydes évitera l'usure du massif. Les oxydes de fer se déforment plastiquement avant le substrat, et se comportent comme des lubrifiants solides.

Oxydes	FeO (Wuestite)	Fe_3O_4 (Magnétite)	Fe_2O_3 (Hématite)
Dureté (HV)	270- 300	420 - 500	1030

Tableau 2.2 : Dureté des oxydes de fer mesurée à l'air ambiant [111].

Le comportement en usure des oxydes dépend à la fois de l'épaisseur et de l'adhérence des couches d'oxydes [113-114]. Dans le cas où les oxydes de fer formés ont une bonne ductilité et que les particules ainsi créées ne sont pas abrasives, leur présence va favoriser l'usure par adhésion. Dans le cas de frottement d'alliages à base de fer, la taille des débris d'oxydes est sensiblement constante, de l'ordre de quelques micromètres [115]. L'augmentation de leur épaisseur accroît la résistance thermique, ainsi le transfert thermique à l'interface peut être réduit.

II.6 CONCEPT DU TROIS CORPS

Dans le cas du contact glissant entre le disque et la garniture de frein, le frottement et l'usure sont dominés la formation d'un *troisième corps* qui s'intercale les corps antagonistes. Le concept de tribologie à trois corps a été introduit par Maurice Godet dans les années 70 [34]. Elle a été ensuite enrichie par des notions sur les mécanismes d'accommodation de vitesse, le circuit tribologique et le triplet tribologique, introduites par Yves Berthier dans les années

80[116]. Le troisième corps doit être examiné sous deux aspects, l'un matériau et l'autre cinématique. Sous l'aspect matériau, le troisième corps assure la continuité matérielle entre les deux premiers corps tout en ayant sa propre composition. Au sens cinématique, le troisième corps assure l'accommodation de vitesse entre les deux premiers corps. Le troisième corps et les deux premiers corps forment le circuit tribologique.

II.6.1 Mécanismes d'accommodation de la vitesse

Le glissement d'une garniture en matériau composite à matrice organique sur un disque en fonte ou en acier modifie la texture des surfaces frottées et génère un troisième corps constitué de zones de portance. Ces zones de portance sous forme de plateaux se forment à la suite du piégeage des produits d'usure de la garniture et du compactage sous l'action combinée de la pression normale, la contrainte tangentielle et la chaleur de frottement [117-118]. Il faut toutefois distinguer entre les *plateaux dits primaires* formés par l'arasement d'ingrédients de la garniture qui sont maintenus en surface, ancrés en profondeur dans la matrice, et les *plateaux dits secondaires* formés par l'accumulation et le compactage du troisième corps, le plus souvent piégé par les plateaux primaires [119-120]. Les figures 2.19.a et b présentent la morphologie ces plateaux formés en surface d'une garniture de frein : un plateau secondaire, constitué du compactage de débris se développant en amont de deux plateaux primaires formés par l'arasement de fibres d'acier. La microscopie électronique à balayage est utilisée en électrons secondaires pour apprécier la morphologie de la surface tandis que l'image en électrons rétrodiffusés rend compte de la composition des plateaux. On note donc ici le rôle de portance de fibres longues, plus généralement de constituants de grande taille. La figure 2.19.c montre une schématisation de la formation de ces plateaux, proposée par Eriksson [118].

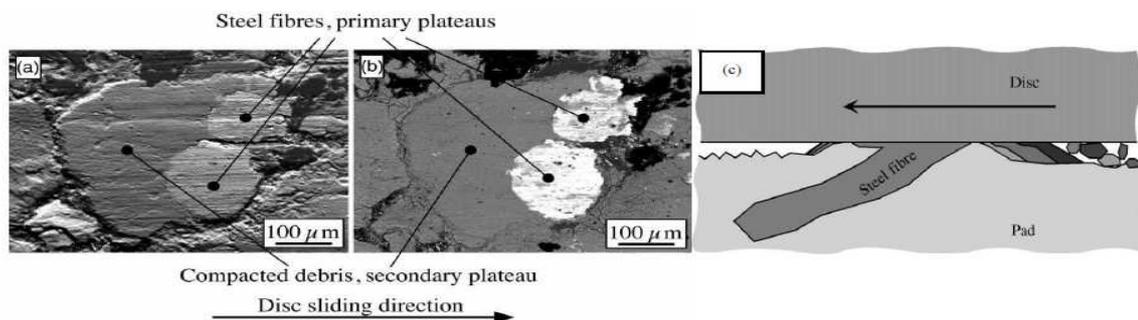


Figure 2.19: Observation MEB des plateaux primaires et secondaires à la surface d'une garniture de frein : (a) Electrons secondaires ; (b) Electrons rétrodiffusés, (c) Schématisation du mécanisme de formation de plateaux secondaires [118].

On peut observer que les plateaux sont relativement minces, mesurant souvent quelques microns d'épaisseur, figure 2.20. Dans le plan de glissement, les plateaux peuvent

avoir des tailles variables, leur dimension caractéristique étant généralement de 50 à 500 μm et leur surface constituant 10 à 20 % de la surface apparente frottée. Dans certains cas, lorsque les températures et les pressions sont élevées, les plateaux peuvent atteindre des tailles millimétriques et couvrir la majorité de la surface frottée [119]. Sur la surface des plateaux, on distingue des traces d'usure sous forme de stries parallèles à la direction du glissement, figure 2.19.a. Ces plateaux sont entourés de zones de dépression ou de crevasses qui ne participent pas au contact effectif. Elles résultent de la dégradation de la matrice organique et le détachement de constituants de petite taille, laissant en émergence ceux de plus grande taille, comme le schématise la figure 2.19.c [121]. Les plateaux de portance peuvent également se fragmenter, sous l'impact des sollicitations mécaniques, par le détachement des débris compactés ou l'endommagement de la fibre ou de la particule qui constitue le plateau primaire [122-123].

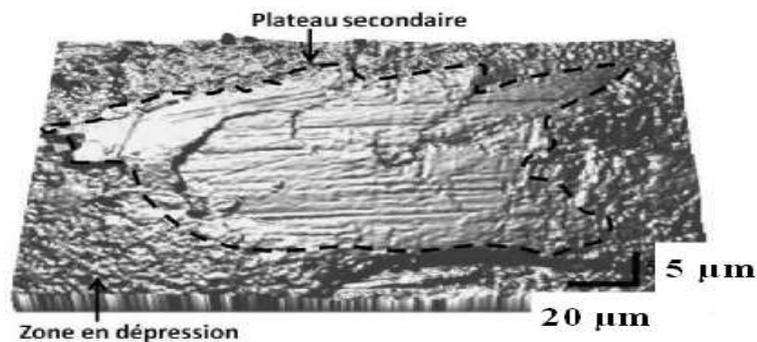


Figure 2.20 : Micrographie profilométrique 3-D illustrant un plateau secondaire entouré de zones en dépression [119].

Le développement des plateaux, en termes de taille de leur surface de portance et de leur composition, dépend de la taille et de la nature des ingrédients qui y participent. Une étude menée par Cho et al. [123] sur l'impact de la taille de particules de zircon contenu dans les garnitures sur l'évolution de l'interface de friction a montré que les particules de petite taille ($1\pm 0.4 \mu\text{m}$) conduisent à la formation de petits plateaux secondaires renouvelables, défavorables à la stabilité de frottement. On a une usure élevée des garnitures en raison du détachement et de la circulation de petites particules abrasives dans le contact, figure 2.21.a. Les garnitures contenant de grandes particules de zircon ($140\pm 22 \mu\text{m}$) ont montré par contre une meilleure stabilité de frottement due à la formation de plateaux primaires restant ancrés plus longtemps à la surface de contact et aidant ainsi à la formation d'un film de friction très lisse à leurs périphéries, figure 2.21.b [123]. D'autres études évoquent aussi cet impact de grandes particules qui supportent la portance [119], [124]. Les plateaux primaires et secondaires contribuent à l'accommodation de la vitesse de glissement et à la dissipation de chaleur de frottement.

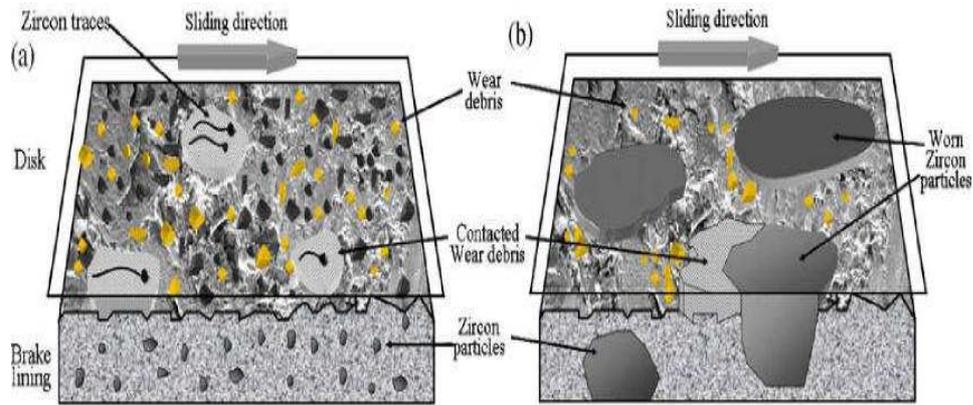


Figure 2.21 : Représentation schématique de l’interface de frottement selon la taille des particules abrasives de zircon utilisées, (a) 1 µm et (b) 140 µm [123].

La micro- et la nanostructure de ces plateaux ont été l’objet d’investigations réalisées par Eriksson [119] et Österle [125]. La figure 2.22 montre la nanostructure de la couche formée en surface d’un plateau secondaire. Cette couche superficielle d’une épaisseur de quelques centaines de nanomètres, dense et marquée de stries de glissement confirme sa participation à l’accommodation de vitesse. Elle est constituée de particules nanométriques, en majorité des oxydes de fer provenant du disque auxquels s’ajoutent des particules issues des constituants de la garniture [126].

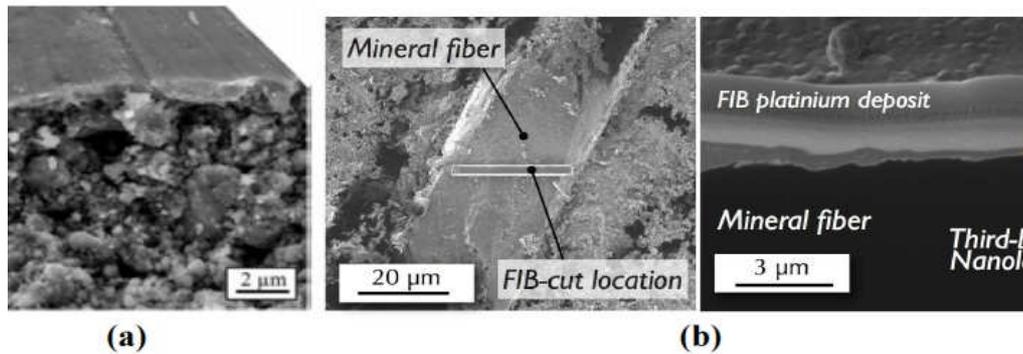


Figure 2.22: Films nano structurés formés en surface des plateaux: a) Coupe transversale d’un plateau secondaire b) Coupe transversale d’un plateau primaire formé en surface d’une fibre minérale [126].

En profondeur, la microstructure granuleuse provient du compactage de troisième corps lequel fut à l’origine de la formation du plateau. Ces films nano-structurés se développent aussi en surface des plateaux primaires. La figure 2.22 montre un film formé en surface d’une fibre minérale arasée par le frottement où a lieu l’accommodation de vitesse. [119].

II.6.2 Circuit tribologique

Le concept de circuit tribologique et de débits de troisième corps furent introduits par Yves Berthier [116]. Les débits du circuit tribologique servent à l'alimentation du contact pour la formation et le renouvellement du troisième corps, figure 2.23.

Le circuit tribologique est composé de :

- *débit source* qui représente la production de particules et de débris qui vont donner naissance au troisième corps,
- *débit interne* qui définit la circulation du troisième corps à l'intérieur du contact,
- *débit externe* constitués des particules qui sortent du contact. Les débits externes se décomposent en *débit de recirculation* qui réintroduit le troisième corps dans l'aire de frottement et contribue ainsi au fonctionnement du contact, et en *débit d'usure* formé des particules qui quittent entièrement le circuit.

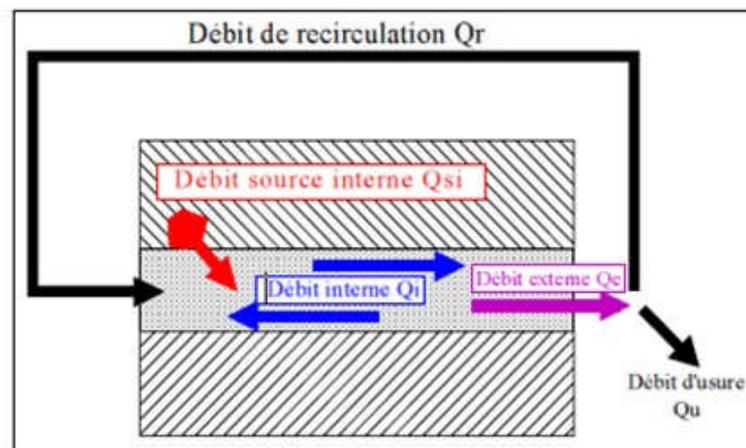


Figure 2.23 : le circuit tribologique [117].

Dans le processus de freinage, l'existence de ces débits est déterminante pour le fonctionnement du frein. Ainsi, un bon matériau de friction doit être capable de former un film de troisième corps stable à l'interface [127-128]. Les performances en friction sont sensibles à la composition et l'épaisseur de ce troisième corps. Sa formation résulte de mécanismes complexes qui dépendent de l'historique thermique à l'interface, des constituants organiques, des fibres et des lubrifiants qui contribuent à sa composition [129]. Mosleh [130] s'est intéressé aux sources du troisième corps à partir d'essais tribologiques à faible vitesse de glissement pour différentes pressions de contact. Le contact est réalisé entre un disque en fonte grise et un pion matériau de friction semi-métallique, figure 2.24. L'étude des sources du troisième corps comporte la distribution des particules d'usure, leurs tailles et leur nature. La

distribution des débris d'usure est obtenue par une machine LA-700 lasers scattering capable de détecter des particules de tailles de 40 nm à 260 μm . Elle est répartie en deux catégories de population des particules d'usures. L'analyse par spectroscopie à énergie dispersive (EDS) des particules de la première population dont la taille moyenne est de 350 nm montre que ces particules sont essentiellement des oxydes de fer provenant disque. La seconde population se caractérise par des particules de plus grande taille, supérieure au micromètre. Elle provient en majorité du matériau de friction qui constitue le pion.

Le troisième corps généré lors du freinage est donc composé d'une mixture de particules provenant de deux débits sources complémentaires qui dépendent des conditions de frottement. Ces débits sont activés dès les premiers instants du contact, comme le montre Shakhvorostov [131] qui s'est intéressé aux phases de rodage et à l'évolution de la morphologie, de l'arrangement et des caractéristiques chimiques de la surface rodée.

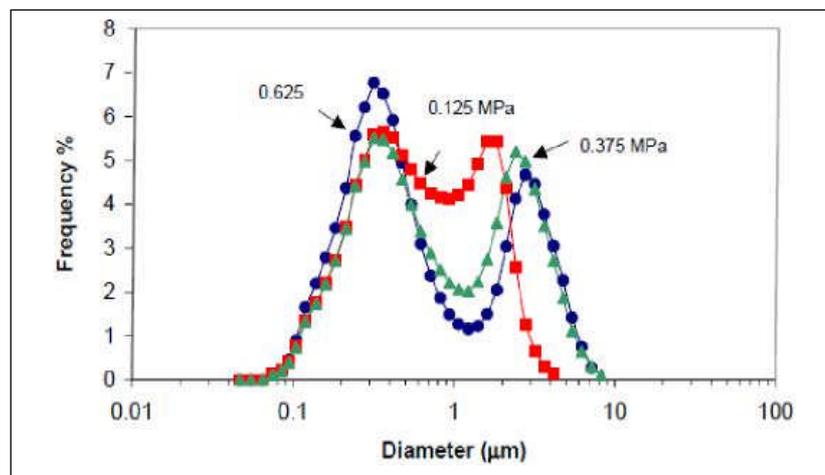


Figure 2.24 : Distribution des tailles de particules générées durant des tests de frottement à une vitesse de 0.275 m/s et des pressions variables [130].

III.1 INTRODUCTION

L'un des objectifs de ce travail consiste à l'étude expérimentale du comportement tribologique de trois matériaux destinés aux disques de frein : l'acier chromé 100Cr6, la fonte grise FG25 et le composite d'aluminium Al-MMC (A359/SiCp). Les matériaux de friction ou de garniture choisis sont un matériau organique de plaquettes de frein de la voiture Fabia Skoda 1.4 essence et un matériau semi-métallique des garnitures de freinage équipant un avion de transport.

Dans le cadre de ce travail de thèse, une campagne d'essais expérimentaux sera menée sur un tribomètre SRV au laboratoire de tribologie du Département de Construction Mécanique, Faculté de Génie Mécanique et Automobile de l'Université des Sciences Appliquées de Zwickau (Allemagne) dans le cas d'un contact sec et glissant sur des matériaux de disques et de garnitures de frein, cités plus haut. Les essais auront pour but l'analyse de l'effet de différents paramètres physiques réglables sur les principales caractéristiques tribologiques (le coefficient de frottement, la rugosité et le taux d'usure) des matériaux choisis.

La première partie des essais sera consacrée à l'étude de l'influence de la force normale appliquée sur le disque, de la vitesse de glissement et de l'humidité sur le comportement tribologique des matériaux des disques de frein. La seconde partie sera réservée aux essais de tribocorrosion et thermiques, à savoir l'analyse de l'effet de la corrosion saline et de la fatigue thermique sur l'évolution du coefficient de frottement et de l'usure de ces matériaux.

Dans ce chapitre, on va décrire non seulement l'ensemble des dispositifs de la chaîne de mesure appartenant au tribomètre pour l'acquisition temporelle ou spatiale des données de mesure et l'analyse des résultats, mais aussi les procédures d'essais et les méthodes de caractérisation des matériaux avant et après chaque test de frottement. Un suivi des morphologies des surfaces sera effectué à l'aide d'un profilomètre tactile. Pour caractériser les mécanismes d'usure des surfaces en contact, des observations par microscopie électronique à balayage (MEB) seront effectuées.

III.2 MATERIAUX DU COUPLE DISQUE-PION

Comme il a été déjà mentionné dans le premier chapitre, les matériaux de friction doivent garantir un frottement stable avec un coefficient de frottement appréciable. Pour la simulation d'un contact sec glissant comparable à celui d'un frein à disque, on a choisi un couple disque-pion dont les disques sont en fonte grise FG 25 (matériau conventionnel

largement employé pour les disques de frein des véhicules), en composite d'aluminium Al-MMC (A359/SiCp) et en acier chromé 100Cr6 (uniquement à des fins comparatives) et les pions en matériaux de friction organiques (cas des garnitures d'automobile) et semi métalliques (cas des garnitures de freins d'avions).

III.2.1 Matériaux de disques de frein

III.2.1.1 Fonte grise FG25

Les résultats de recherche ont montré que la fonte à forte teneur en carbone est un matériau très approprié pour les disques de freins et peu coûteux. La fonte grise à graphite lamellaire, couramment utilisée dans les freins automobiles se distingue par ses bonnes propriétés mécaniques, thermiques et tribologiques acceptables. Les proportions de carbone et les ajouts de différents types d'éléments (phosphore, potassium, silicium, manganèse, cuivre, soufre, nickel, chrome, molybdène, aluminium, autres éléments d'alliages et des impuretés diverses) permettent d'influencer les propriétés thermomécaniques de la fonte qui demeure en perpétuelle évolution [3], [132] et [133]. Les composants et la structure en surface de ce matériau sont déjà présentés dans le chapitre I. Le tableau 3.1 donne les caractéristiques mécaniques et thermiques de fonte grise FG25 utilisées pour les essais expérimentaux de ce travail.

Propriétés (Unité)	Valeurs
Densité (g/mm ³)	7.2-7.5
Limite élastique (MPa)	300
Module de Young (MPa)	140000
Coefficient de dilatation thermique (W/m.K)	11,5×10 ⁻⁶
Conductivité thermique (W/m.°C)	45
Capacité thermique (J.kg ⁻¹ .K ⁻¹)	544

Tableau 3.1 : Caractéristiques mécaniques et thermiques de la fonte FG25 [27]

III.2.1.2 Acier chromé 100Cr6

L'acier est un matériau à base de fer, ayant une teneur en carbone de 0,2 à 1,5%, qui le rend plus dure que la fonte. Il se caractérise par une très bonne malléabilité et flexibilité. L'acier chromé choisi (100Cr6) est utilisé dans la fabrication de pièces exposées à de sévères sollicitations et à l'usure, notamment des roulements. Les tableaux 3.2 et 3.3 indiquent respectivement la composition chimique et les propriétés mécaniques et physiques du 100Cr6.

Eléments	C	Si	Mn	S	P	Cr	Mo	Al	Cu
Masse %	0.93-1.05	0.15-0.35	0.25-0.45	≤ 0.015	≤ 0.015	1.35-1.6	≤ 0.1	≤ 0.05	≤ 0.3

Tableau 3.2 : Composition chimique de l'acier chromé 100Cr6 [134-135].

Propriétés (Unité)	Valeurs
Densité (g/mm ³)	7.61 – 7.81
Limite élastique (MPa)	900
Module de Young (MPa)	210000
Coefficient de dilatation thermique (w.m ⁻¹ .k ⁻¹)	11,4 x 10 ⁻⁶
Conductivité thermique (W.m ⁻¹ .k ⁻¹)	46.6
Capacité thermique J.kg ⁻¹ .K ⁻¹	435

Tableau 3.3 : Caractéristiques mécaniques et thermiques de l'acier chromé 100Cr6 [134,135].

III.2.1.3 Composite à matrice d'aluminium renforcée au silicium de carbure Al-MMC (A359/SiCp)

Les composites à matrice métallique (MMC) sont composés d'au moins deux composantes, *la matrice métallique et le renfort*. Les matrice sont généralement en alliage dont les plus répandues sont à base d'aluminium (faible densité). Les renforts sont globalement des céramiques (carbures, oxydes, borures)[136].

Les composites à matrice d'aluminium renforcée par des particules du carbure de silicium (Al-SiC_p) ont fait l'objet de nombreuses études. En raison de la présence de différents constituants, ils se caractérisent par leurs excellentes propriétés thermomécaniques et tribologiques. Ils résistent à l'usure, aussi bien en abrasion qu'en érosion. Grace à ces propriétés, les composites au Al-SiC_p trouvent une large application dans l'industrie civile et militaire, l'automobile, l'aérospatial et d'autres secteurs de l'industrie. Le composite au Al-SiC_p choisi dans ce travail est celui du fabricant DURALCAN avec la désignation F3S-20S. Il est composé d'une matrice en alliage A359 et du renfort en Al-SiC_p. La composition de l'alliage A359 est indiquée dans le tableau 3.4. Le composite choisi, sous la désignation Al-MMC (F3S-20S) est renforcé de 20 %Vol de particules de SiC de taille 12,4 ± 4,2 μm. Le seul inconvénient pour les Al-MMC est la difficulté de l'usinage et le traitement des pièces, un outil spécial doit être utilisé pour réaliser les dernières étapes de fabrication, telles que la découpe au jet d'eau ou l'utilisation d'outils diamantés [137]. Tableau 3.5 montres les propriétés physiques

et mécaniques des composites d'aluminium Al-MMC renforcés au SiC_p (A359/SiC_p). La figure 3.1 montre la microstructure de la surface de ce matériau.

Elément	Cu	Mg	Mn	Si	Fe	Zn	Ti	autres	Al
Masse %	0.2	0.5-0.7	0.1	8.5 –9.5	0.2	0.1	0.2	0.2	balance

Tableau 3.4 : Composition chimique de l'alliage A359 [138].

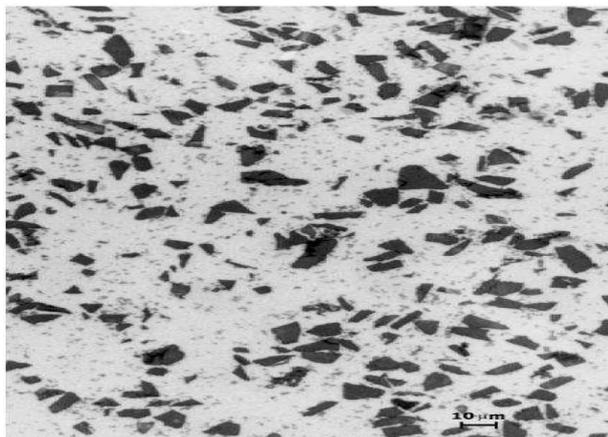


Figure 3.1 : Microstructure de la surface du composite à matrice d'aluminium Al-MMC A359/SiC_p [138].

Propriétés (Unité)	Valeurs
Densité (g/mm ³)	2.76 – 2.78
Résistance à la traction (MPa)	317 - 340
Limite élastique (MPa)	317 - 340
Module de Young (MPa)	970000 - 990000
Coefficient de dilatation thermique (10 ⁻⁶ w.m ⁻¹ .k ⁻¹)	4 - 6
Conductivité thermique (W/m.°C)	185 - 200
Capacité thermique J.kg ⁻¹ .K ⁻¹	897

Tableau 3.5 : Caractéristiques mécaniques et thermiques du composite à matrice d'aluminium Al-MMC (A359/SiC_p) [138].

III.2.2 Matériaux des garnitures ou pions

Les matériaux de friction utilisés pour les plaquettes doivent avoir de bonnes caractéristiques de frottement, d'usure, une large plage de température et donc une durée de vie appréciable. Les fabricants de freins ne divulguent presque aucune information sur la nature et la teneur des constituants des garnitures.

Pour mener les essais expérimentaux, on s'est contenté de deux types de matériaux de friction, le premier un matériau organique employé dans les plaquettes de frein de la voiture Skoda de marque Fabia skoda 1.4 essence et le second un matériau de friction semi-métallique utilisé dans les freins aéronautiques.

III.2.2.1 Matériau organique

Ce type de matériau est constitué de divers renforts, des particules et des fibres, dont la taille varie du micromètre au millimètre, englobés dans une matrice phénolique, Tableau 3.7. Chaque ingrédient ou renfort introduit dans la composition du matériau assure un rôle particulier qui participe à l'ajustement des propriétés physiques, mécaniques, thermiques et tribologiques. Le tableau 3.6 montre les éléments contenus dans un matériau organique trouvés par l'analyse EDX. La figure 3.2 montre l'image d'une observation par microscope électronique à balayage de la surface du matériau organique en question.

Matériau de friction organique (pion) (%)												
Mg	Al	Si	S	Cl	K	Ca	Cr	Mn	Fe	Zn	Ba	O
1.03	2.98	2.46	2.61	1.07	0.7	5	0.5	1.26	48.77	0.79	2.83	30

Tableau 3.6 : Eléments constituant du pion en matériau organique.

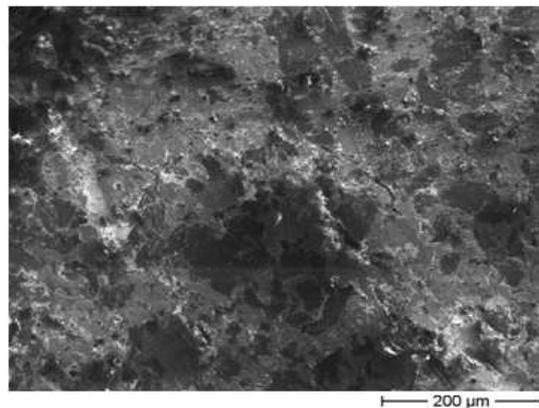


Figure 3.2 : Image microscopique de la surface du pion en matériau organique.

Constituants	Volume(%)
Matrice phénolique	20-30
Fibres structurelles	20-30
Particules lubrifiantes	30-35
Particules abrasives	10-15

Tableau 3.7 – Composition simplifiée d'une garniture automobile [119].

III.2.2.2 Matériau semi-métallique

Ces matériaux, constitués d'un mélange de matières organiques et métalliques supportent mieux les sollicitations thermiques élevées que les matériaux organiques en raison de leur composition mixte. Le tableau 3.8 et la figure 3.3 montrent respectivement la composition et l'image MEB du matériau utilisé dans cette étude.

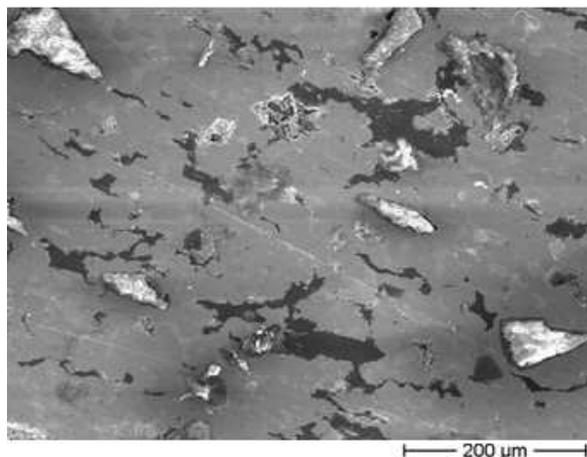


Figure 3. 3 : Image microscopique de la surface du pion en matériau semi métallique.

Matériau de friction semi métallique (%)									
MG	Al	Si	Fe	Cu	Mo	Sn	Ba	C	O
0.39	4.09	1.57	58.83	15.13	7.80	1.27	5.43	1.13	4.37

Tableau 3.8 : Eléments constituants du pin en matériau semi métallique.

Pour déterminer la composition des différents constituants des deux matériaux composite (organique et semi métallique), deux échantillons polis ont été observés en microscopie électronique à balayage (MEB) et analysé par spectroscopie à énergie dispersive (EDX). Les résultats de ces analyses sont présentés en Annexe 1 et 2.

III.3 TEST DE CORROSION SALINE

La corrosion atmosphérique est générée par l'atmosphère humide à des températures ambiantes. Une des particularités de cette action est le changement des conditions météorologiques en fonction de la saison et du lieu, caractérisées par la température, le taux d'humidité et la salinité.

Les essais effectués à l'échelle du laboratoire tentent de reproduire les cycles climatiques (alternance chaud-froid, humide-sec...) dans une chambre d'essai. Les paramètres essentiels des tests de tribocorrosion sont le taux d'humidité et le taux de salinité. Le sel peut se

trouver dans l'air humide provenant de la mer ou bien dans la neige après le salage des routes en hiver. Avant d'entamer les tests de corrosion saline, on expose le couple disque-pion à un brouillard salin.

Un test de corrosion accélérée est généralement défini comme étant une méthode qui évalue la performance de résistance à la corrosion des matériaux et des revêtements, dont les résultats sont obtenus après une période d'exposition plus courte qu'une exposition naturelle. Les tests de corrosion accélérée sont essentiels pour le développement de nouveaux matériaux. L'essai de corrosion saline est presque semblable à un environnement corrosif contrôlé. Il fournit des informations sur la résistance à la corrosion des spécimens testés. A l'aide de l'essai de corrosion contrôlée, il est possible d'influencer les mécanismes de corrosion.

La solution de sel est une solution de 5 % de NaCl. La chambre de brouillard salin est maintenue à une température ambiante. Les tests sont réalisés selon la norme ASTM B117 [139] qui consiste à pulvériser une solution saline sous forme de gouttelettes homogènes sur un spécimen suspendu, Figure 3.4. Pour cette étude on a utilisé des spécimens de chaque matériau exposés à la corrosion saline, le temps d'exposition et les nombres de spécimens testés sont listés dans le tableau 3.9.



Figure 3.4 : Chambre de brouillard salin.

Matériau	Nombre de spécimens	Temps d'exposition	
		48 heures (2 jours)	144 heures (6 jours)
FG 25	04	02	02
100Cr6	04	02	02
Al-MMC	02	-	02

Tableau 3.9 : Type et temps d'exposition à la corrosion des différents matériaux.

Après avoir achevé l'essai d'exposition à la corrosion, les spécimens seront retirés de la chambre de brouillard salin, nettoyés à l'eau pour enlever les dépôts de sel et séchés à l'air ambiant. Les surfaces des spécimens corrodés seront analysées à l'aide du dispositif à diffraction des rayons X (XRD), une technique non destructive permettant d'obtenir des indications sur la composition et la structure cristallographique de la surface corrodée, figure 3.5.

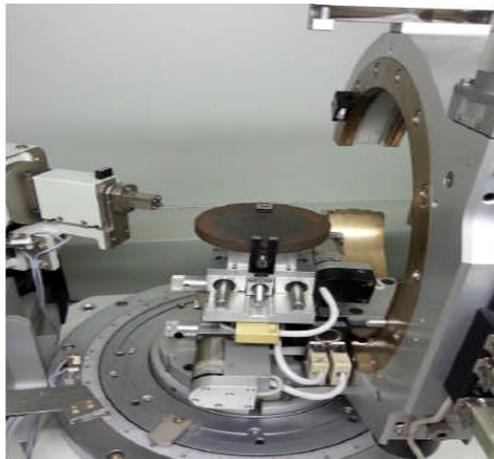


Figure 3.5 : Diffraction des rayons X (XRD)

III.4 TEST DE FATIGUE THERMIQUE

Les freins à disques sont soumis à des sollicitations mécaniques et thermiques, parfois sévères en cas de freinage d'urgence. Durant la phase de freinage du véhicule, l'énergie cinétique est transformée en énergie thermique générée par le frottement entre le disque et les plaquettes et emmagasinée dans le disque et les plaquettes de frein. La température du disque croît en fonction du temps de freinage. Dès que le frein est relâché, le disque commence à se refroidir à travers l'échange de chaleur par convection avec l'air ambiant. Dans leur durée de vie, les freins sont soumis à des milliers cycles de freinage qui conduisent à des dilatations thermiques et refroidissements répétés et par conséquent à une modification de la géométrie des disques de frein. L'augmentation de la température du disque engendre également des contraintes thermiques qui peuvent produire des déformations mécaniques.

L'augmentation inégale de la température des différentes parties du disque, où une partie se dilate plus rapidement et plus grand que l'autre conduit à des contraintes internes. Les écarts entre les coefficients de dilatation thermique des différents matériaux dans un alliage donnent aussi naissance à des contraintes internes. L'ensemble de ces contraintes dues à l'élévation de température porte la dénomination de *fatigue thermique* [140]. La fatigue thermique des freins à disque provoque la déformation du disque, conduisant à de violentes

vibrations pendant le freinage. Elle entraîne également des microfissures, et dans des situations sévères des fissures visibles. La fatigue thermique réduit l'efficacité de freinage.

Avant de pouvoir effectuer l'analyse de l'effet de fatigue thermique sur le comportement tribologique des disques de frein, ces derniers ont été soumis à un nombre déterminé de cycles de chauffage-refroidissement pour provoquer une fatigue thermique accélérée, en les chauffant dans un four à une température définie puis refroidi par immersion dans l'eau, figure 3.6. Les valeurs des paramètres du test de fatigue thermique sont indiquées dans le tableau 3.10 pour les trois matériaux. La température maximale de chauffage a été choisie pour être proche de la température maximale de fonctionnement d'un frein à disque. Cette température a été mesurée en continu par un thermocouple de type K de Voltcraft® logé dans un trou percé dans chaque spécimen. Des images des spécimens testés ont été prises avant et après le test de fatigue thermique, et une analyse par la diffraction des rayons X (XRD) a été faite.



Figure 3.6: Four pour de chauffage des disques

Paramètres	FG25	100Cr6	Al-MMC
Température de chauffage	600-630°C		330-330°C
Temps de chauffage	4:30 min		2 :30 min
Temps de refroidissement	1 min		
Nombre de cycles	60		

Tableau 3 .10 : Paramètres de l'essai de fatigue thermique pour chaque matériau.

III.5 PROCEDURE ET CONDITIONS EXPERIMENTALES

III.5.1 Préparation des échantillons

Les géométries complètes du pion et du disque sont présentées en Annexe 3. Le pion en matériau composite à matrice organique est de forme cylindrique avec un diamètre de 9 mm pour une hauteur de 10 mm. Le diamètre de la piste de frottement sur le disque est compris entre 20 et 30 mm. L'épaisseur du disque est de 10 mm. Le rayon moyen de bras articulé du tribomètre est de 25 mm qui est ajusté pour assurer le contact entre le pion et le disque.

Vu la dureté élevée de l'Al-MMC, on a utilisé le procédé de découpage au jet d'eau pour découper les échantillons aux dimensions souhaitées. Les formes finales des spécimens sont obtenues par usinage des pièces par tournage, fraisage et puis par rectification. Il faut noter que beaucoup de difficultés ont surgi lors de l'usinage de ces spécimens. Le processus de polissage a été effectué sans lubrification, ce qui a provoqué la formation d'une couche d'oxyde d'aluminium mélangée avec divers ingrédients qui ont été transférés à la surface par le processus de polissage. La figure 3.7 montre les états de surface des échantillons avant et après polissage.

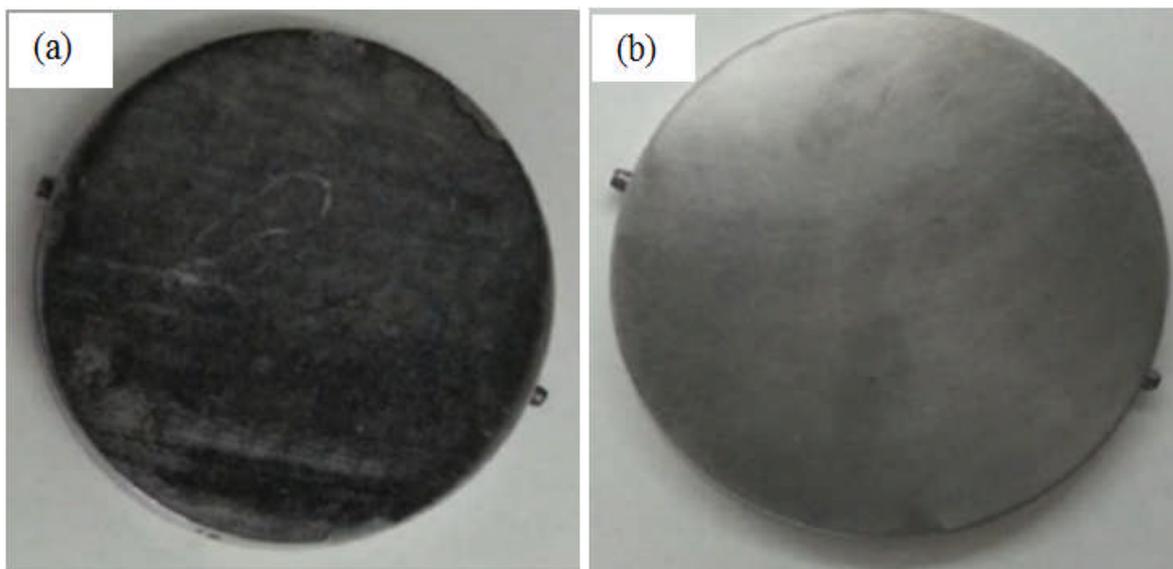


Figure 3.7: Etats de surface des specimens en Al-MMC avant (a) et après (b) polissage.

III.5.2 Mesure de la rugosité

Les pistes des différents échantillons de disque avant et après frottement sont analysées par un profilomètre portable SJ210 de la firme japonaise Mitutoyo, figure 3.8, qui

visualise les profils de rugosité directement sur son afficheur LCD couleur. La rugosité mesurée des différents échantillons de disques est donnée dans le tableau 3.11.



Figure 3.8: Profilomètre portable de type SJ210 de Mitutoyo.

Matériau	FG25	100Cr6	Al-MMC
Rugosité (μm)	0.35-0.45	0.17-0.25	0.37-0.47

Tableau 3.11 : Rugosité mesurée des spécimens.

III.5.3 Mesure du coefficient de frottement et de l'usure

III.5.3.1 Dispositif expérimental

Les essais pion-disque sur tribomètre sont largement utilisés pour évaluer les performances tribologiques des contacts glissants secs. La figure 3.9 montre le tribomètre pion- disque du type SRV4 conçu selon la norme ASTM G99 -05 décrivant les conditions de préparation et d'essai des échantillons. Les caractéristiques du tribomètre sont données par le tableau 3.12 [141].

Ce tribomètre comprend une chambre d'essais, une unité de mesure munie d'un pupitre d'affichage des données, une unité de commande ou de réglage des conditions d'essais (vitesse de rotation du disque, rayon de frottement et la température initiale du disque) et une unité autonome de contrôle et de réglage de la température et de l'humidité régnant au sein de la chambre d'essai.

Force appliquée	2-2000 (N)
Vitesse de rotation	0-2000 (RPM)
Température	Max 300 ($^{\circ}\text{C}$)
Rayon de frottement	0-42 (mm)
Durée de test	1 min à 999 h

Tableau 3.12: Caractéristiques du tribomètre SRV4 [141].

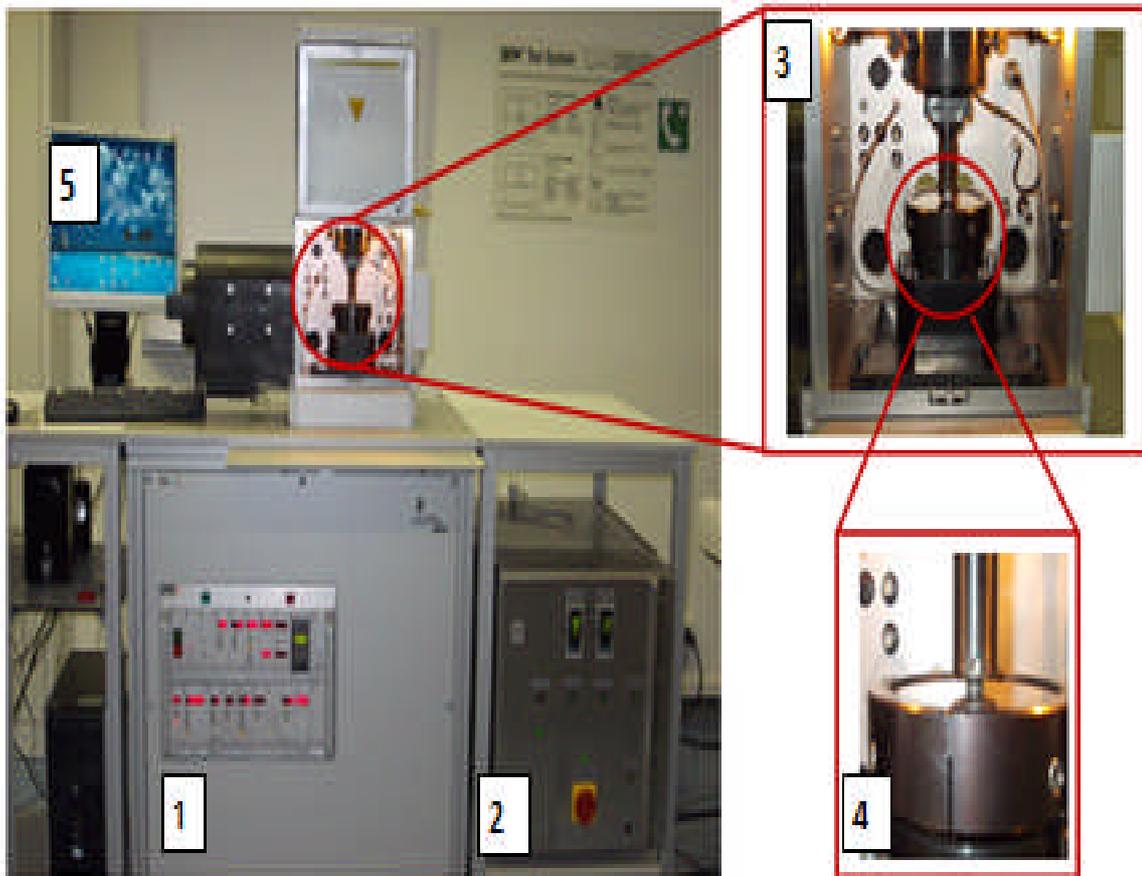


Figure 3.9 : Tribomètre pion –disque SRV4

**1-unité de commande ; 2-unité réglage de la température et de l'humidité ;
3-chambre d'essai ; 4-pion-disque ; 5- pupitre d'affichage.**

III.5.3.2 Instrumentation

La mise en charge s'effectue par gravité sur la partie supérieure du tribomètre, à l'extérieur du dispositif, grâce à un bras de levier muni d'un contrepoids pour équilibrer le poids de l'arbre. Une vérification directe de la valeur de la charge normale est menée avec un capteur de force de tension-compression positionné directement entre le pion et le disque au moyen d'un montage adapté. La composante tangentielle de l'effort pion - disque est mesurée par un capteur de force, les températures du disque sont mesurées par un thermocouple monté au centre sur la face inférieure du disque, figure 3.10. La position du pion par rapport au repère fixe lié au bâti est mesurée par l'intermédiaire d'un capteur. A partir des valeurs de la force de frottement, du rayon moyen de la piste de frottement du disque et la valeur de la force normale appliquée sur le pion, on peut obtenir l'évolution temporelle du coefficient de frottement. L'acquisition des données se fait en continue grâce à une console d'acquisition branché sur PC via le port parallèle. Le calcul du coefficient de frottement, l'acquisition des données et

l'exportation des résultats s'effectue sous format ASCII exploitable sous EXCEL sont effectués par le logiciel fourni par le constructeur.

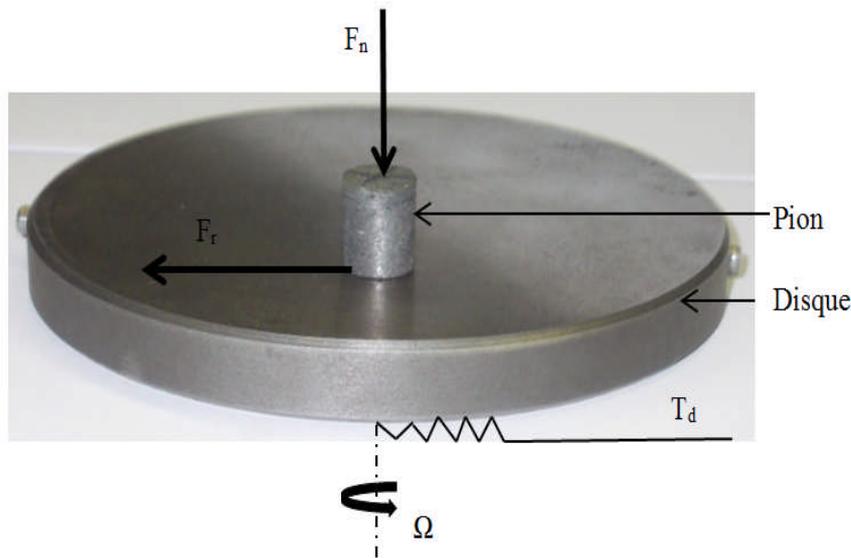


Figure 3.10 : Couple pion-disque

Pour évaluer l'influence des conditions opératoires sur l'évolution de l'usure du pion, des mesures gravimétriques à l'aide d'une balance électronique avec une précision de 1×10^{-4} g avant et après l'essai ont été réalisés pour chaque spécimens. La différence entre les deux pesées détermine la perte de masse Δm . Le taux d'usure W_s pour la distance parcourue de glissement du pion L et une perte de masse Δm de densité ρ se calcule par la formule suivante :

$$W_s = \Delta m / \rho L \quad (3.1)$$

III.5.3.4 Microscope électronique à Balayage

Après chaque test, on procède à l'analyse des échantillons par Microscopie Electronique à Balayage (MEB). Cette analyse permet d'observer l'état de surface ou la topographie, des échantillons et de caractériser les mécanismes d'usure tels que la cristallographie et les propriétés physicochimiques du matériau. En plus du microscope électronique, on a utilisé aussi un microscope binoculaire de laboratoire avec un agrandissement allant de 50 à 200 fois.

III.6 PROGRAMME D'ESSAIS

Afin d'assurer une bonne planéité des faces frottantes, on procède avant chaque essai a un rodage de la surface du disque jusqu'à l'obtention d'un coefficient de frottement constant et une largeur de la piste frottée égale au diamètre du pion. Les essais seront répétés au moins 5

fois pour chaque test. Les essais de frottement sont menés en faisant varier les paramètres réglables suivants: la charge normale F_n , la vitesse de glissement v et l'humidité relative H . Le tableau 3.13 montre la plage de variation de ces paramètres d'essai. La température ambiante T_c , la température initiale du disque T_i et le rayon de friction R sont maintenus constants pour chaque test effectué.

La Figure 3.11 montre l'évolution du coefficient de frottement du composite d'aluminium renforcé par silicium de carbure Al-MMC (A359 / SiCp) en fonction du temps de glissement. Pendant cet essai, le pion est pressé contre le disque tournant et exerce une charge normale de 100 N sur le disque. Les tests ont été réalisés à une vitesse constante de $3,76 \text{ ms}^{-1}$ (1200 tr/min), une humidité relative de 25%, et une température initiale de 25°C . La durée totale de chaque test est de 140 secondes, dont les 20 premières servent à atteindre et stabiliser la vitesse de rotation définie du disque. Le temps restant est la durée du test, où les 10 premières secondes sont destinées à atteindre la charge normale définie et d'établir le contact totale entre le disque et le pion. Après cette phase, le test de frottement effectif commence.

Cinq essais successifs seront effectués et la moyenne des résultats de ces tests sera enregistrée. Avant les essais, le pion sera poli avec du papier granulaire de grade 400 pour obtenir une surface de contact régulière, les échantillons (disque et pion) subissent un rodage sur le tribomètre jusqu'à ce que le coefficient de frottement soit stable.

Paramètres	Force normale appliquée (N)	Vitesse m.s^{-1}	Humidité (%)	Rayon (mm)	Température initiale et ambiante ($^\circ\text{C}$)
Force normale appliquée	10-200N	3,76 (1200 RPM)	25	30	25
Vitesse de glissement	200	1,57-5,79 (500-800RPM)	25	30	25
Humidité relative	200	3,76 (1200RPM)	20-90%	30	25

Tableau 3.13 : Plage des paramètres d'essai

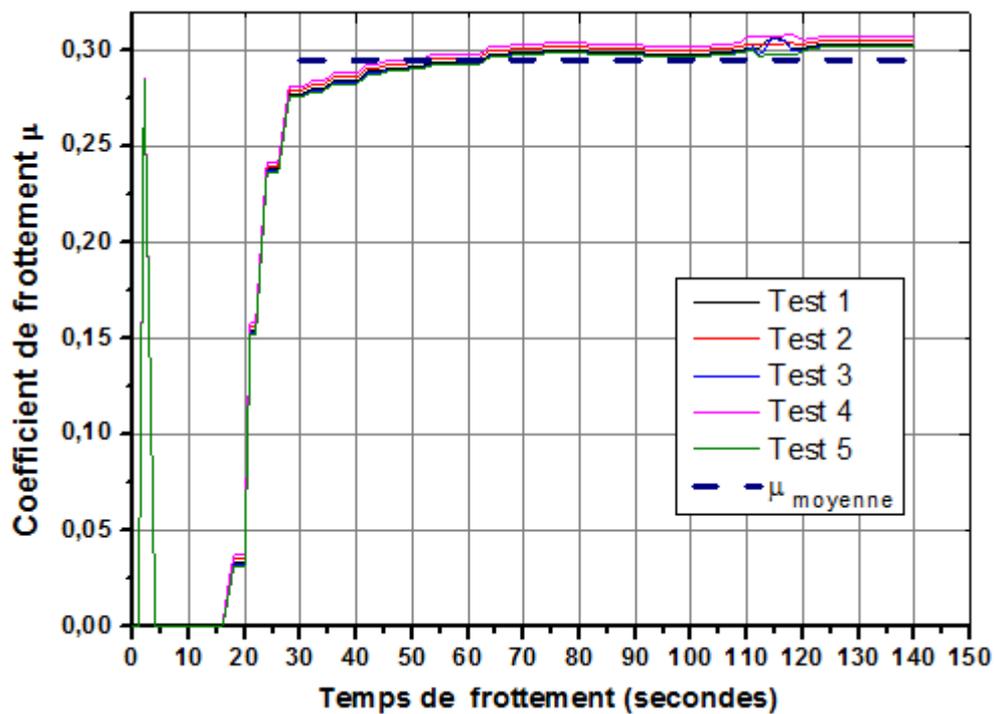


Figure 3.11 : Evolution des coefficients de frottements du composite Al-MMC (A359 / SiCp)

IV.1 INTRODUCTION

Dans ce chapitre seront présentés les résultats obtenus lors des essais d'usure sur le tribomètre SRV4 de différents couples disque-pion, dont les matériaux des disques et les pions ont été déjà mentionnés dans le chapitre précédent. Ce chapitre se divise en trois parties dont la première est destinée à l'étude de l'influence du matériau du pion organique sur le comportement tribologique du matériau de disque de frein respectivement en fonte FG25, en acier chromé 100Cr6 et en composite Al-MMC ; la seconde est consacrée sur l'effet du matériau du pion semi métallique sur le comportement tribologique des trois matériaux de disque et dont la troisième comporte l'analyse de l'effet du matériau du pion organique et semi métallique sur le comportement tribologique des matériaux des disques.

L'étude du comportement tribologique est basée sur l'évolution du coefficient de frottement et le taux d'usure du pion sous l'effet des paramètres d'essais contrôlables ou réglables, tels que la force normale appliquée par le tribomètre sur le pion, la vitesse de rotation du disque, le rayon de frottement et le taux d'humidité .

IV.2 EFFET DU MATERIAU DE FRICTION ORGANIQUE SUR LE COMPORTEMENT TRIBOLOGIQUE DES MATERIAUX DE DISQUES DE FREINS

IV.2.1 influence de la charge normale

La variation de coefficient de frottement des matériaux de disques de frein testés sous l'effet de la charge normale appliquée par le tribomètre sur le pion a été déterminée à une vitesse de glissement constante $v = 3.76 \text{ ms}^{-1}$ (1200 RPM) et une humidité relative constante $H = 25\%$. D'après la figure 4.1, le coefficient de frottement de la fonte grise FG25 et de l'acier chromé 100Cr6 diminuent avec l'augmentation de la charge normale. Entre la charge normale et le coefficient de frottement mesuré existe une corrélation antagoniste. D'après [76], celle-ci est due généralement à une formation insuffisante de tribo-couche entre les interfaces de glissement. Concernant l'Al-MMC, le coefficient de frottement mesuré est stable et la charge normale n'a aucun effet sur le coefficient de frottement [75]. Sur la figure 4.2, les taux d'usure des matériaux testés augmentent avec l'accroissement de la charge normale, suivant une même loi de comportement. Cette augmentation du taux d'usure est probablement due à la déformation plastique rapide des surfaces de contact des matériaux examinés, où les forces de cisaillement entre les aspérités augmentent de manière continue avec la charge normale. Malgré un coefficient de frottement du composite Al MMC insensible à la charge, le taux d'usure croît avec la charge presque linéairement. Ce résultat montre que le coefficient de frottement et le

taux d'usure ne se comportent pas toujours d'une manière semblable. Un faible coefficient frottement ne signifie pas toujours un faible taux d'usure et inversement [142].

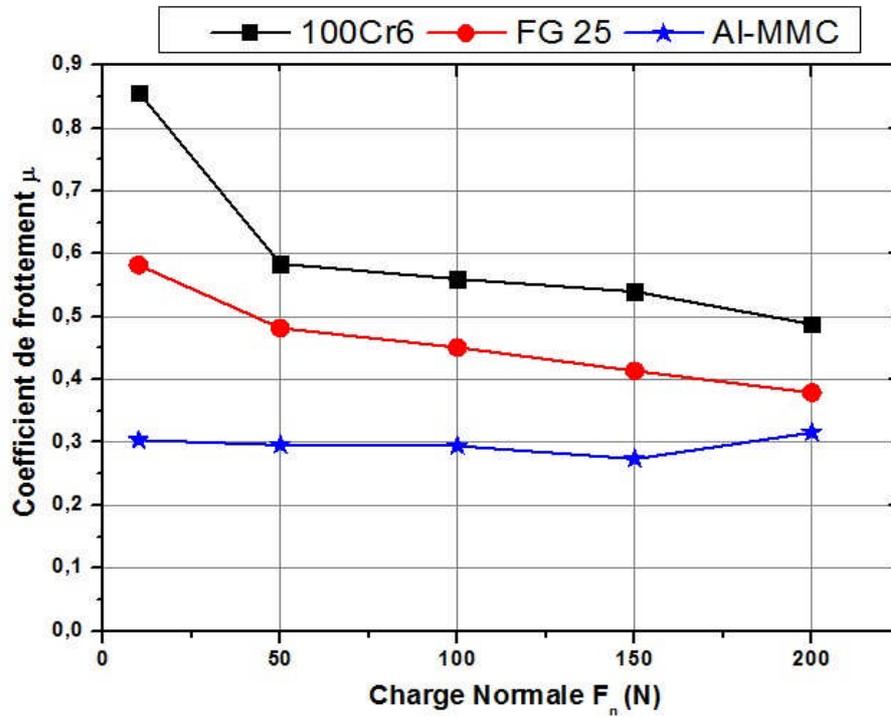


Figure 4.1 : Influence de la charge normale sur le coefficient de frottement matériau de friction organique

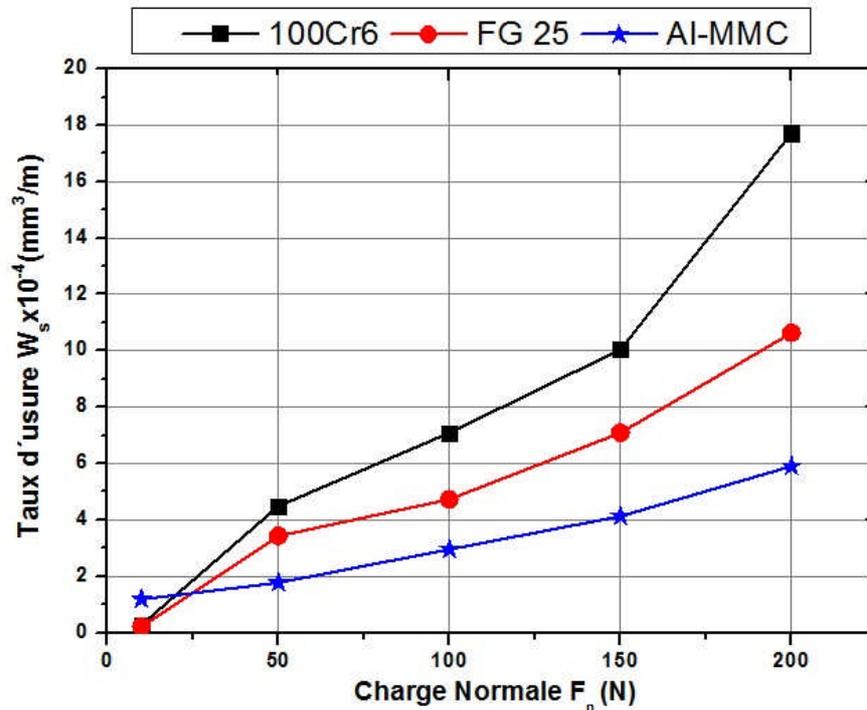


Figure 4.2: Influence de la charge normale sur le taux d'usure matériau de friction organique

IV.2.2 Influence de la vitesse de glissement

La figure 4.3 montre les coefficients de frottement des trois matériaux de disque de frein en fonction de la vitesse de glissement pour une charge normale constante $F_n = 200\text{N}$ et une humidité relative constante $H = 25\%$. Dans l'évolution du coefficient de frottement, on observe deux zones distinctes. Dans la première zone, où la vitesse de glissement est inférieure à 3.14 ms^{-1} ($\Omega = 1000\text{ RPM}$), le coefficient de frottement augmente rapidement avec la vitesse de glissement. Dans la deuxième zone, on constate que le coefficient de frottement de la fonte grise et de l'acier chromé diminue lentement avec la vitesse de glissement, alors que celui du composite Al-MMC croit. Ces résultats sont similaires à ceux obtenus par [96] et [143]. Pour une durée d'essai constante, la perte de masse Δm du pion augmente avec la vitesse de glissement en raison de l'augmentation de la distance de glissement, ainsi que le taux d'usure (figure 4.4).

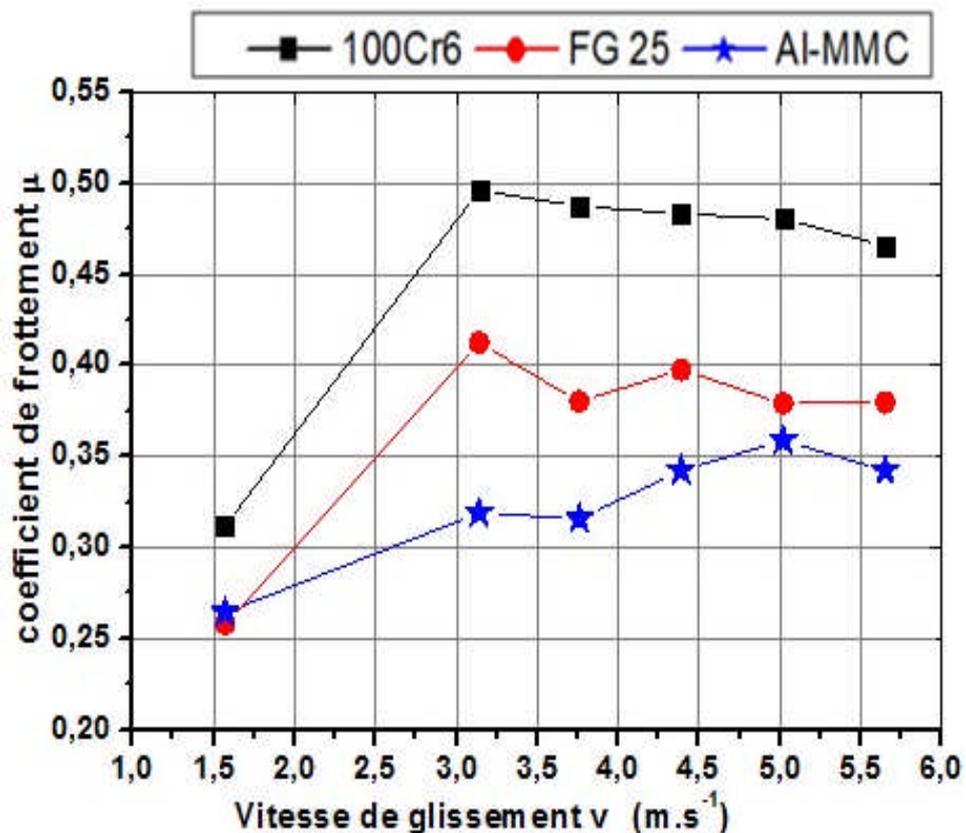


Figure 4.3 : Influence de la vitesse de glissement sur le coefficient de frottement matériau de friction organique

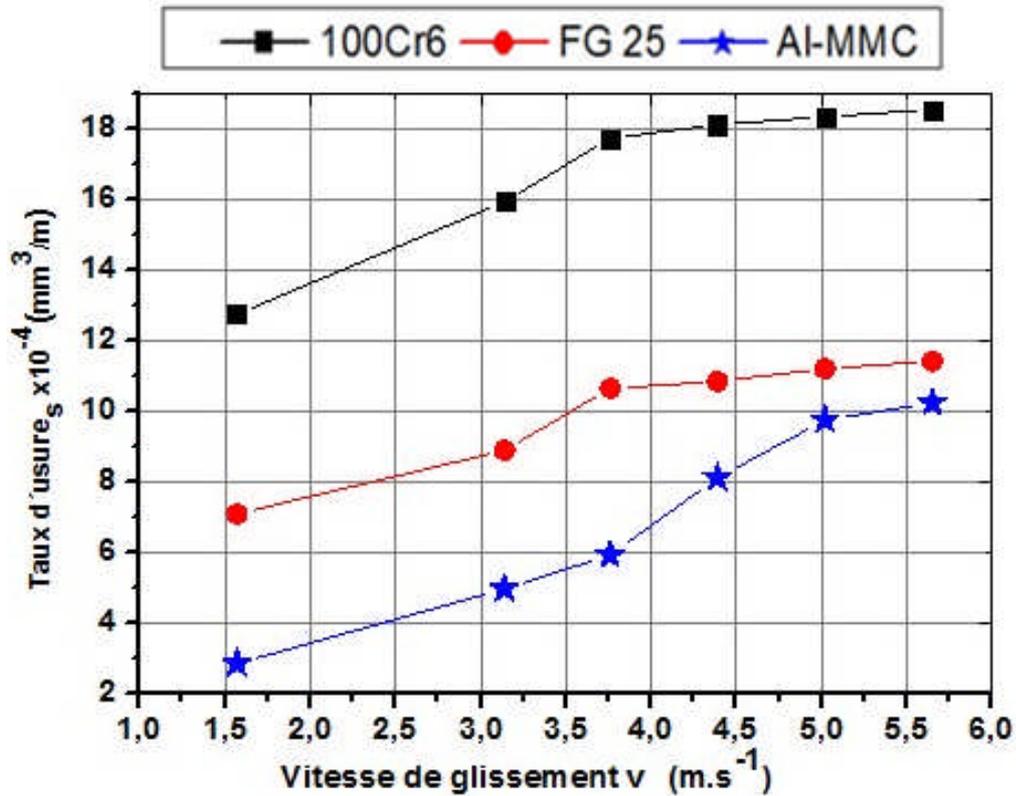


Figure 4.4 : Influence de la vitesse de glissement sur le taux d'usure matériau de friction organique

IV.2.3 Influence de l'humidité

L'effet de l'humidité relative sur les caractéristiques tribologiques du couple disque-pignon a été étudié dans des conditions de laboratoire, en faisant varier l'humidité relative dans la chambre d'essai du tribomètre de 20% à 90% en maintenant la charge normale constante $F_n = 200\text{N}$ ainsi que la vitesse de glissement $v = 3.76\text{ ms}^{-1}$ ($\Omega = 1200\text{ RPM}$). Les résultats expérimentaux présentés dans la figure 4.5 montrent que le coefficient de frottement de la fonte augmente jusqu'à une humidité de 40%, puis il commence à diminuer faiblement. Le coefficient de frottement de l'acier chromé diminue avec l'augmentation de l'humidité. Pour le composite Al-MMC, l'humidité n'a aucun effet sur le coefficient de frottement. Dans la figure 3.6, le taux d'usure suit la même loi de comportement pour les trois matériaux. Il diminue avec l'augmentation de l'humidité, malgré l'application d'une charge normale élevée. D'après [144], ce comportement est dû à la formation d'un film d'eau au niveau de la zone de glissement. Le composite Al-MMC se distingue par un coefficient de frottement et un taux d'usure moins importants que l'acier chromé 100Cr6 et la fonte grise FG25 (figure 4.6).

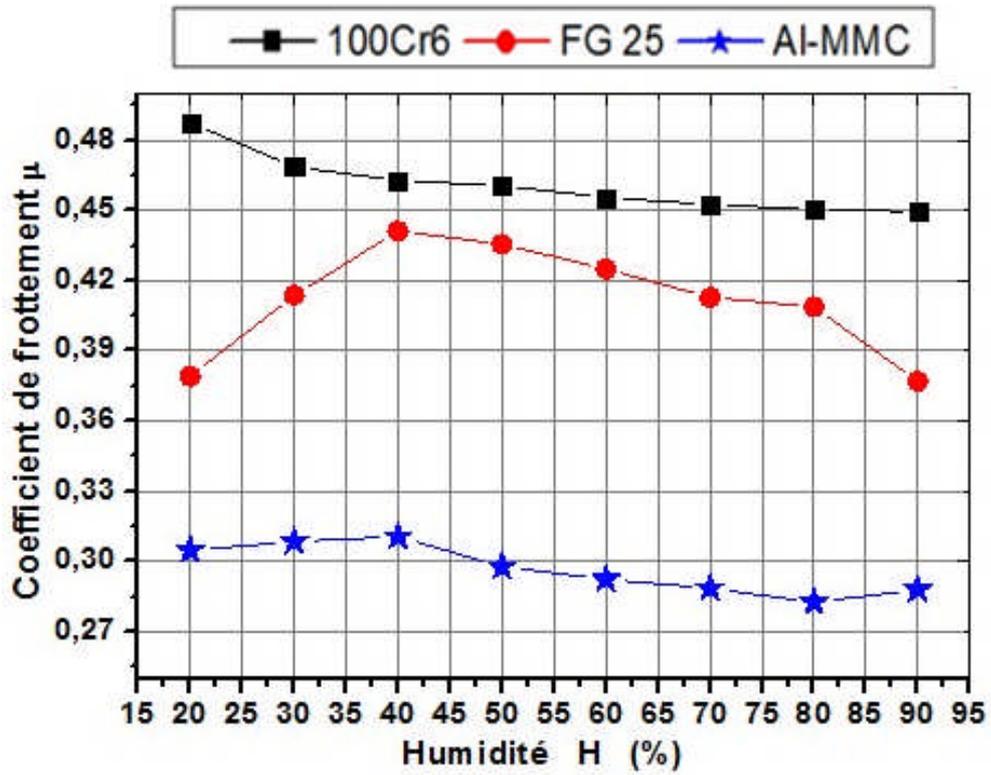


Figure 4.5 : Influence de l'humidité sur le coefficient de frottement matériau de friction organique

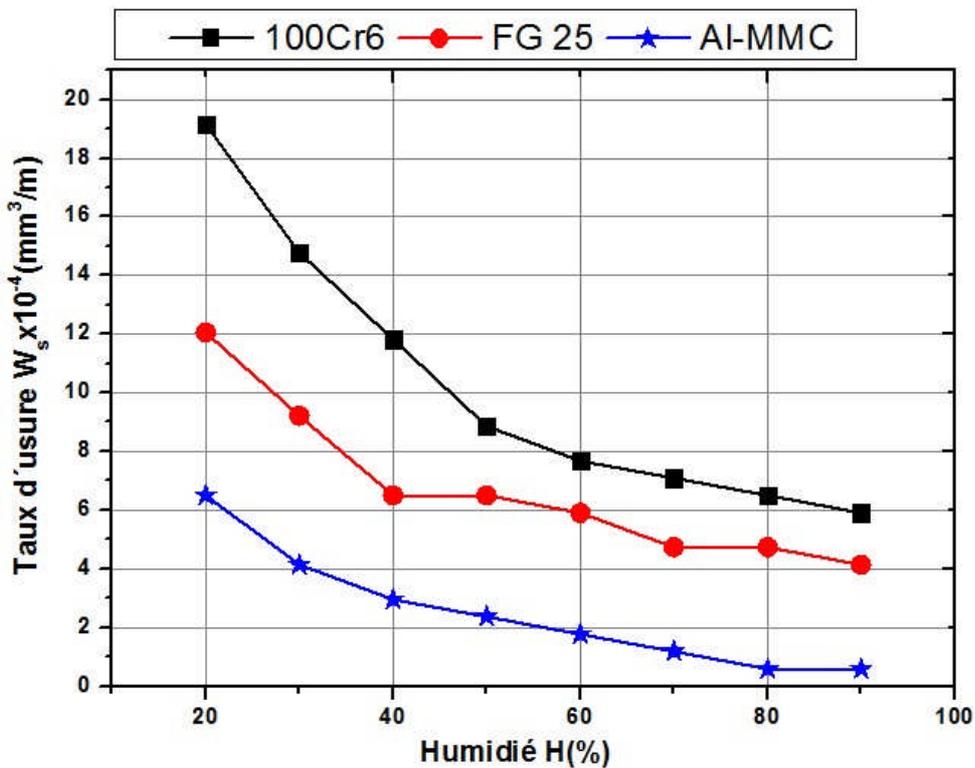


Figure 4.6 : Influence de l'humidité sur le taux d'usure matériau de friction organique

IV.2.4 Surfaces usées des disques frottant contre pion organique

L'effet de la charge appliquée sur l'usure du pion est nettement plus important que celui des autres paramètres d'essais tels que la vitesse de glissement, et l'humidité relative. Les observations macroscopiques des pistes usées des disques ont été réalisées après les essais d'usure sur le tribomètre pour deux charges normales $F_n = 10\text{N}$ et $F_n = 200\text{N}$. Les surfaces usées des matériaux de disques de frein testés sont présentés dans la figure 4.7. L'influence de la charge normale sur l'état de surfaces usées est significative. À charge normale appliquée de 10N, les surfaces usées sont encore rugueuses et présentent des traces de glissement, avec seulement quelques rainures (figure 4.7 (a, c et e)). De nombreuses rainures résultant du labourage ont été observées sur les surfaces de contacts de tous les échantillons à charge normale appliquée de 200N (figure 4.7 (b, d et f)). Avec l'accroissement de la charge normale, la morphologie des surfaces usées passe de fines rayures à des rainures distinctes, comme observé par [145]. A une charge normale élevée, le disque en acier chromé se distingue par une surface usée non-uniforme avec de faibles déformations, et présente des rainures parallèles dues à l'abrasion (figure 4.7 b).

Les rainures parallèles d'usure présentent des preuves d'écoulement fortement plastique suivant la direction de glissement. Certains fragments pulvérulents ont été observés au niveau des bords de la piste de frottement de l'échantillon. La surface usée de la fonte présente des rainures parallèles dans la direction de glissement provoqué par le mécanisme d'abrasion, ainsi que de nombreux fragments pulvérulents collectés sur la piste de frottement de l'échantillon (figure 4.7 d). A faible charge normale (10N), la surface usée du composite Al-MMC présente des zones sombres correspondant aux surfaces de contacts réels entre le pion et le disque, et aussi des rainures parallèles. La distance entre ces rainures est plus grande par rapport à celles observées sur les surfaces de contact des autres matériaux testés, (figure 4.7 e). Avec l'augmentation de la charge normale, la surface de contact réel croit et devient plus sombre (figure 4.7 f).

IV.2.5 Evolution des rugosités des surfaces de contacts des disques sous l'influence du matériau de friction organique

La figure 4.8 présente les profils des aspérités, relevés perpendiculairement à la direction du frottement, mesuré par le rugosimètre Mitutoyo SJ210. Pour l'acier chromé, la distance entre les aspérités est plus petite, alors que la profondeur est plus élevée comparé aux deux autres matériaux. Ceci explique le nombre élevé de sillons présents sur la surface de contact de ce matériau.

surface totale des microcontacts augmente avec la charge normale appliquée, et la couche de transfert devient très compactée. A partir des résultats expérimentaux, on note qu'un accroissement de la charge normale conduit à une déformation des aspérités de la surface de contact et donc à une augmentation de la surface réelle de contact [67].

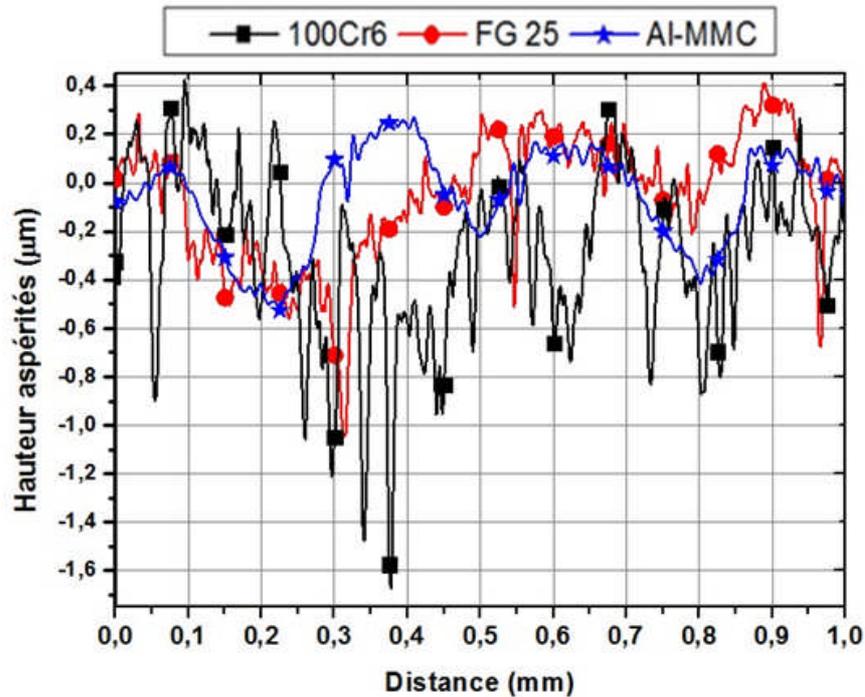


Figure 4.8 : Rugosité des surfaces de contact des disques testés

IV.3 EFFET DU MATERIAU SEMI METALLIQUE SUR LE COMPORTEMENT TRIBOLOGIQUE DES MATERIAUX DES DISQUES DE FREIN

IV.3.1 Influence de la charge normale

L'évolution du coefficient de frottement des matériaux des disques de frein testés en contact avec un pion semi métallique en fonction de la charge normale est présentée sur la figure 4.9. Les conditions d'essais sont déjà décrites dans le chapitre III. La vitesse de rotation du disque, la température initiale, la température ambiante, le rayon de frottement et l'humidité sont maintenues constants. La loi de comportement du coefficient de frottement est la même que celle des matériaux frottant contre un pion organique. On constate cependant qu'il y'a une élévation du coefficient de frottement pour des valeurs de la charge appliquée par le tribomètre de 10N. Le coefficient de frottement est très élevé par rapport aux autres charges ; la plus grande valeur est celle de l'acier chromé 100Cr6. Pour la charge appliquée de 100N, les

coefficients de frottement de tous les matériaux sont presque identiques. Pour les grandes charges, la différence entre les coefficients de frottement est faible.

La figure 4.10 montre l'évolution du taux d'usure du pion en matériau semi métallique frottant contre les matériaux des disques testés. La loi de comportement est la même pour tous les matériaux testés ; le taux d'usure augmente avec l'accroissement de la charge appliquée sur le pion. Le taux d'usure du pion frottant contre le disque en fonte grise FG25 est plus élevé comparé deux autres matériaux. Ceci est dû à l'augmentation des forces de cisaillement entre les aspérités. On remarque aussi que l'acier chromé 100Cr6 est caractérisé par un taux d'usure moins élevées que les deux autre matériaux. Le taux d'usure du composite Al-MMC est acceptable.

D'après les figures 4.9 et 4.10, l'acier chromé 100Cr6 possède un meilleur comportement tribologique, caractérisé par un coefficient de frottement élevé et un taux d'usure faible. Le composite Al-MMC a un meilleur comportement tribologique par rapport à la fonte FG25. L'inconvénient avec ce composite est que le frottement contre le pion semi métallique produit un crissement gênant durant les tests d'usure sur le tribomètre.

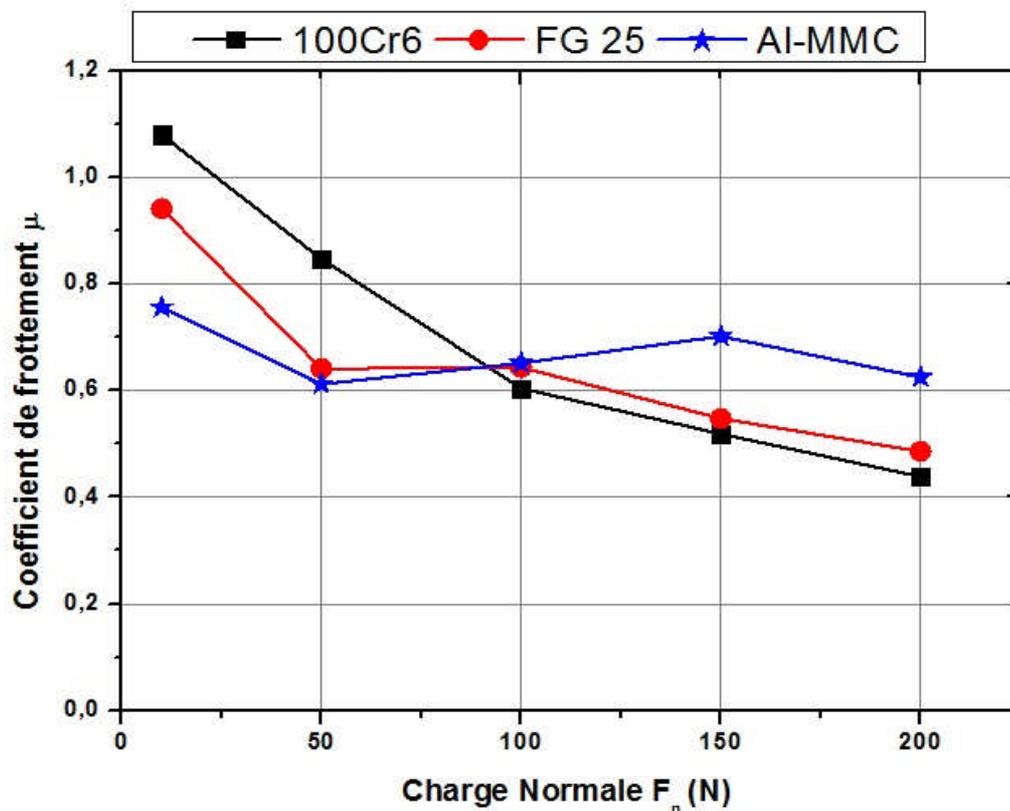


Figure 4.9 : Influence de la charge normale sur le coefficient de frottement
Matériau de friction semi métallique.

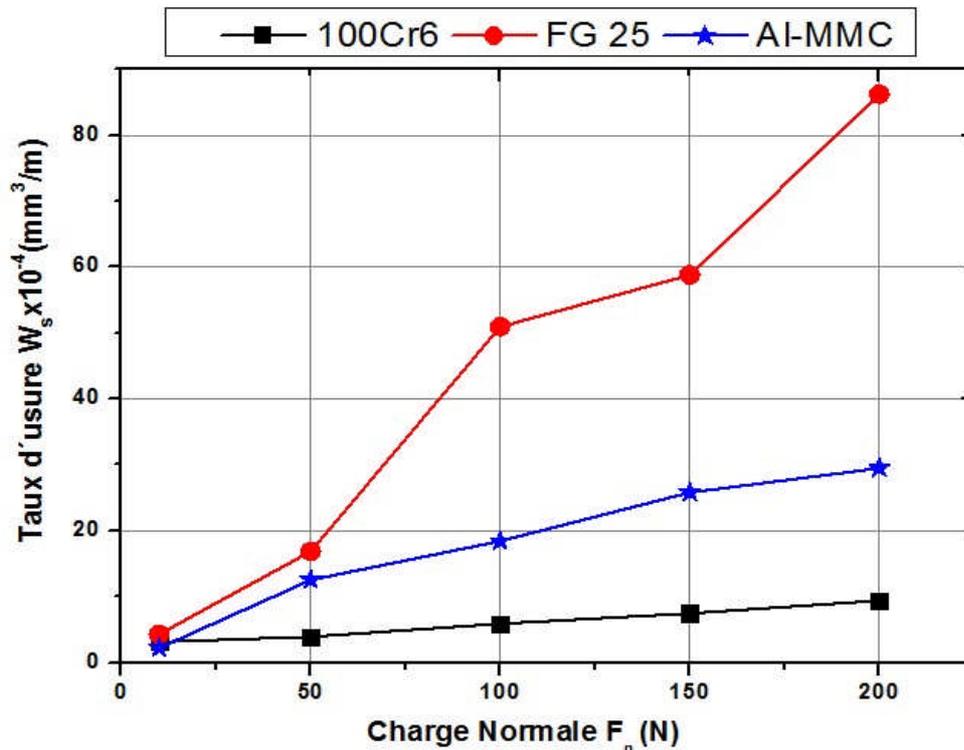


Figure 4.10 : Influence de la charge normale sur le taux d'usure matériau de friction semi métallique.

IV.3.2 Influence de la vitesse de glissement

La figure 4.11 montre l'influence de la vitesse de glissement sur le coefficient de frottement des matériaux de disques de frein en contact avec un pion semi métallique. La variation du coefficient de frottement pour les deux matériaux, la fonte FG25 et le composite Al-MMC est relativement petite ; il varie de 0,4 à 0,5 (soit 25%) pour la fonte et de 0,5 à 0,62 (soit 24%) pour le composite. Par contre avec l'augmentation de la vitesse de glissement, le coefficient de frottement de l'acier chromé 100Cr6 diminue rapidement. D'après la figure 4.12, le taux d'usure du pion frottant contre la fonte grise diminue rapidement avec l'augmentation de la vitesse ; il est très élevé à la vitesse de glissement $1,57 \text{ m.s}^{-1}$. Concernant les autres couples de matériaux, on remarque que leurs taux d'usures restent presque invariable comparés à celui du couple fonte-pion semi métallique. L'accroissement de la vitesse de glissement a permis de constater que le composite Al-MMC possède un meilleur comportement tribologique que les deux autres matériaux testés. Durant les essais d'usure, le crissement dû au frottement diminue avec l'augmentation de la vitesse. La fonte grise est caractérisée par un mauvais comportement tribologique aux faibles vitesses de glissement. L'acier chromé 100Cr6 possède

par contre un bon comportement tribologique aux faibles vitesses et un mauvais aux grandes vitesses de glissement.

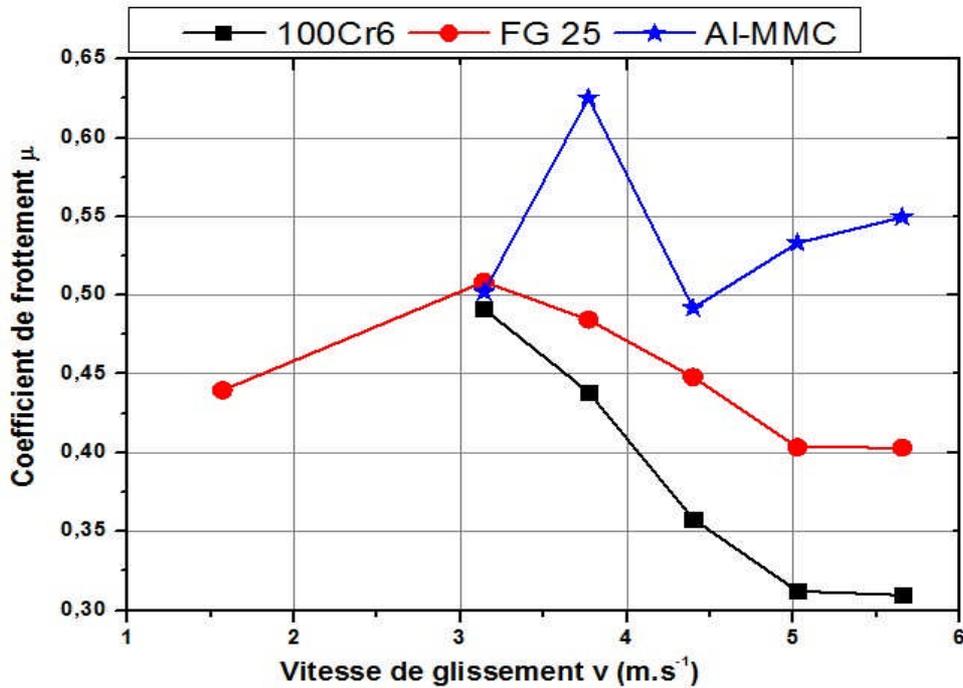


Figure 4.11 : Influence de la vitesse de glissement sur le coefficient de frottement matériau de friction semi métallique

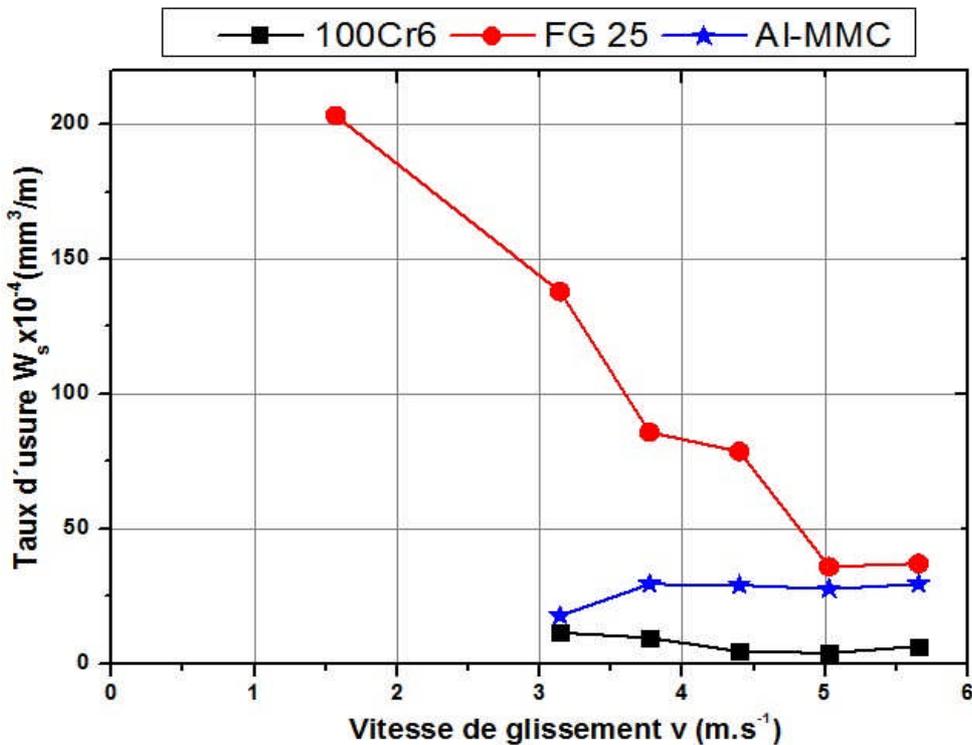


Figure 4.12 : Influence de la vitesse de glissement sur le taux d'usure matériau de friction semi métallique

IV.3.3 Influence de l'humidité

Les figures 4.13 et 4.14 montrent respectivement l'influence de l'humidité sur le coefficient de frottement et le taux d'usure des matériaux de disques de frein frottant contre des pions semi métalliques. On remarque que l'humidité n'exerce aucun effet sur le comportement tribologique des trois matériaux testés. Les coefficients de frottement et les taux d'usures de chaque matériau testé sont presque constants. Sous l'influence d'humidité, l'acier chromé 100Cr6 présente un meilleur comportement tribologique avec un coefficient de frottement acceptable et un taux d'usure le moins élevé, le composite Al-MMC avec un coefficient de frottement élevé et un taux d'usure moyen, malgré un bruit gênant constaté pour la vitesse de glissement choisie de $3,76 \text{ m.s}^{-1}$ (1200 RPM). Enfin, la fonte se distingue par un mauvais comportement tribologique à cause de son taux d'usure élevé, malgré qu'elle a un coefficient de frottement élevé que celui de l'acier chromé.

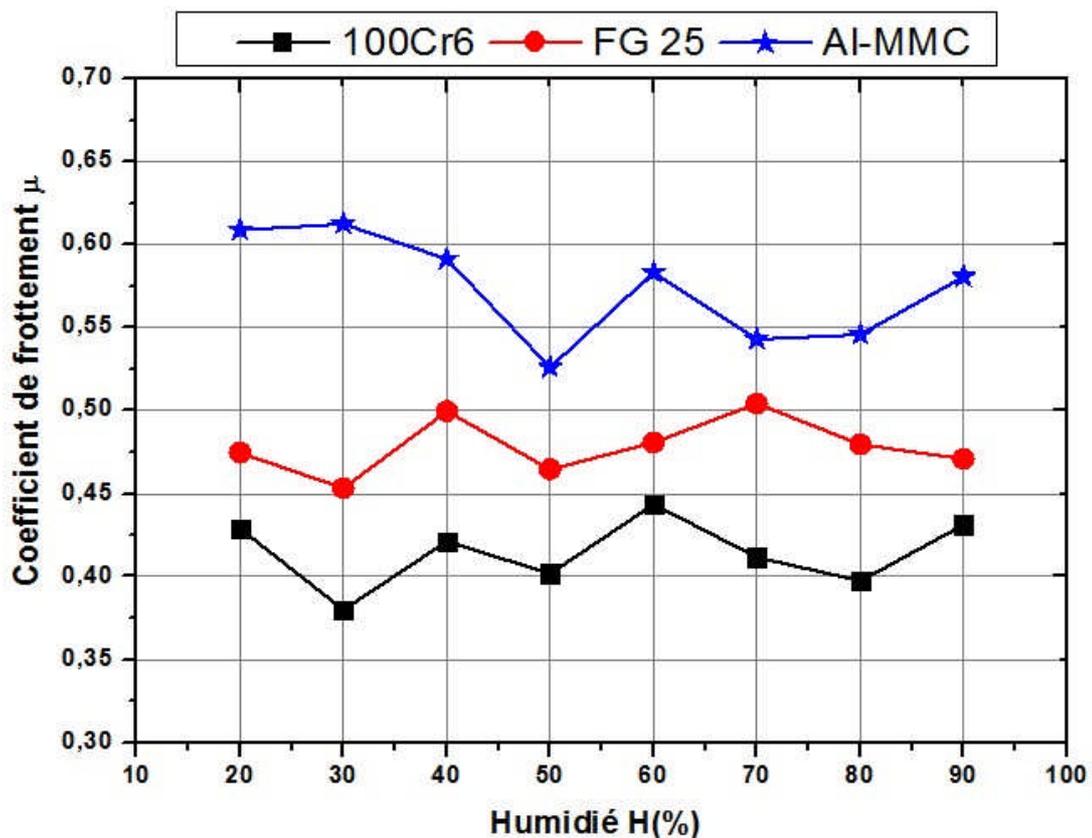


Figure 4.13 : Influence de l'humidité sur le coefficient de frottement matériau de friction semi métallique

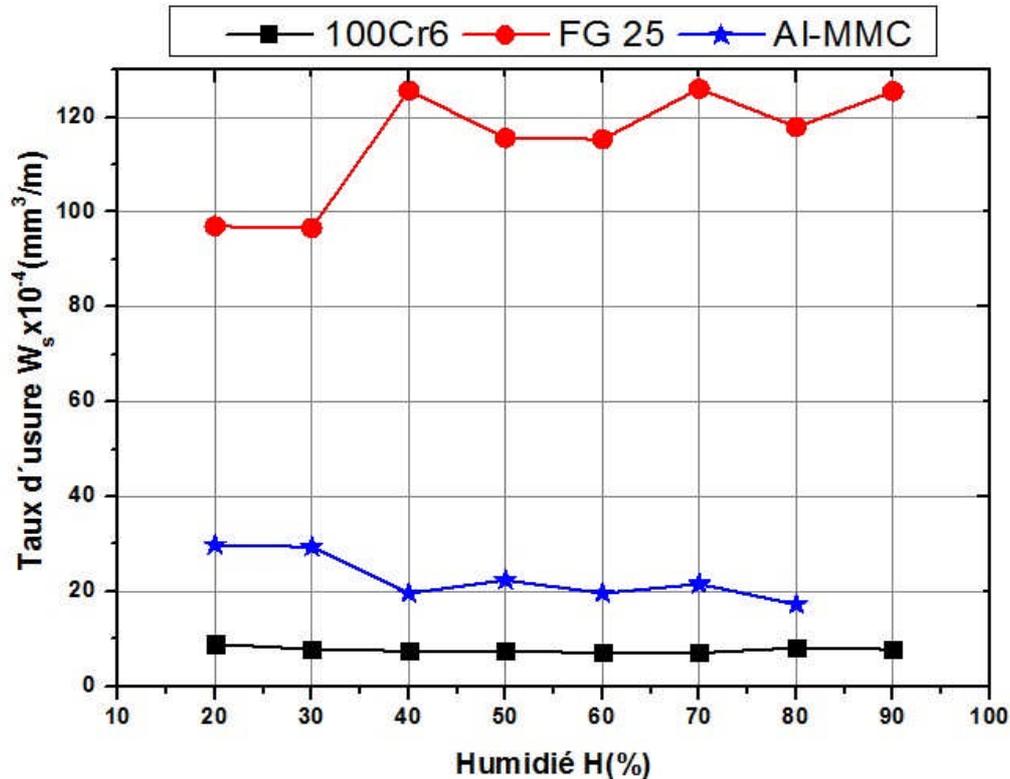


Figure 4.14 : Influence de l'humidité sur le taux d'usure matériau de friction semi métallique

IV.3.4 Surfaces usées des disques frottant contre pion semi métallique

La figure 4.15 présente les observations macroscopiques des pistes usées des disques, après les tests de frottement des matériaux testés frottant contre un pion en matériau semi métallique. Ces micrographes ont été réalisés après les essais d'usure sur le tribomètre pour des charges normales $F_n = 10\text{N}$ et $F_n = 200\text{N}$. Quel que soit la charge appliquée sur les échantillons, on observe des sillons parallèles à la direction de glissement qui ont tendance à s'agrandir avec l'augmentation de la force normale appliquée. Les sillons dans les zones de frottement donnent l'impression d'un micro-labourage de surfaces frottées, avec parfois la formation des bourrelets latéraux, un signe d'une déformation plastique dans le contact. Les surfaces de contact sous l'effet de la charge normale 10N présentent des surfaces rugueuses avec un nombre important de rainures (figure 4.15 (a et c)). Pour le composite Al-MMC, le contact entre le pion et le disque est presque parfait avec la présence de beaucoup de rainures profondes et espacées (figure 4.15e). Les micrographies des surfaces de contact des matériaux de disques en fonte et en composite Al-MMC correspondant à la charge appliquée 200N sont caractérisées par la présence d'une usure abrasive intense avec production de grandes quantité de débris d'usure provenant du matériaux du pion qui sont à l'origine des rayures profondes dans les zones de frottement (Figure 4.15 (b et f)). L'étude de la morphologie de la trace

d'usure de la surface de contact de l'acier chromé 100Cr6 indique que l'origine de l'usure est surtout de type abrasif (figure 4,15.d). Karl Heinz [149] définit l'usure abrasive comme le mécanisme d'usure par enlèvement de matière dû au rayage. Les rainures existantes sur la surface de contact de l'acier chromé sont moins profondes et moins espacées, ce qui signifie que le contact est presque total ou parfait.

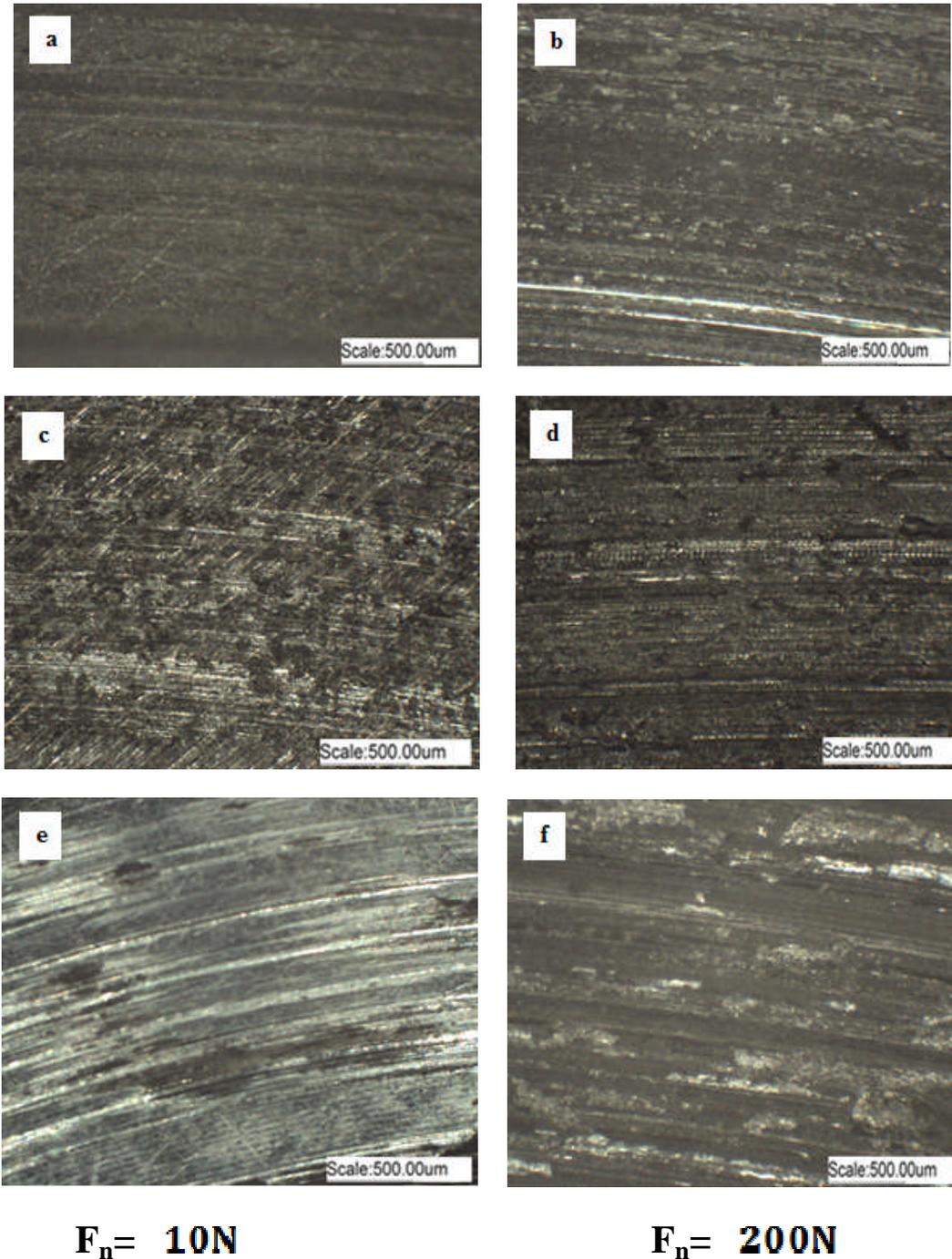


Figure 4.15 : Evolution de la surface de contact des disques après les tests de frottement contre pion en matériau semi métallique : Fonte grise FG25 (a et b) ; Acier chromé 100Cr6 (c et d) ; Composite Al-MMC (e et f)

IV.3.5 Evolution des rugosités des surfaces de contacts des disques sous l'influence du matériau de friction semi métallique

Lorsque deux surfaces planes sont mises en contact, les aspérités entrent en contact et forment des jonctions. Les déformations des aspérités donnent naissance à des contraintes qui vont s'opposer à la charge tangentielle. La somme des aires de toutes les zones d'appui constitue la surface réelle de contact. L'aire réelle de contact dépend de la topographie de la surface, des propriétés du matériau et des conditions de charge interfaciale.

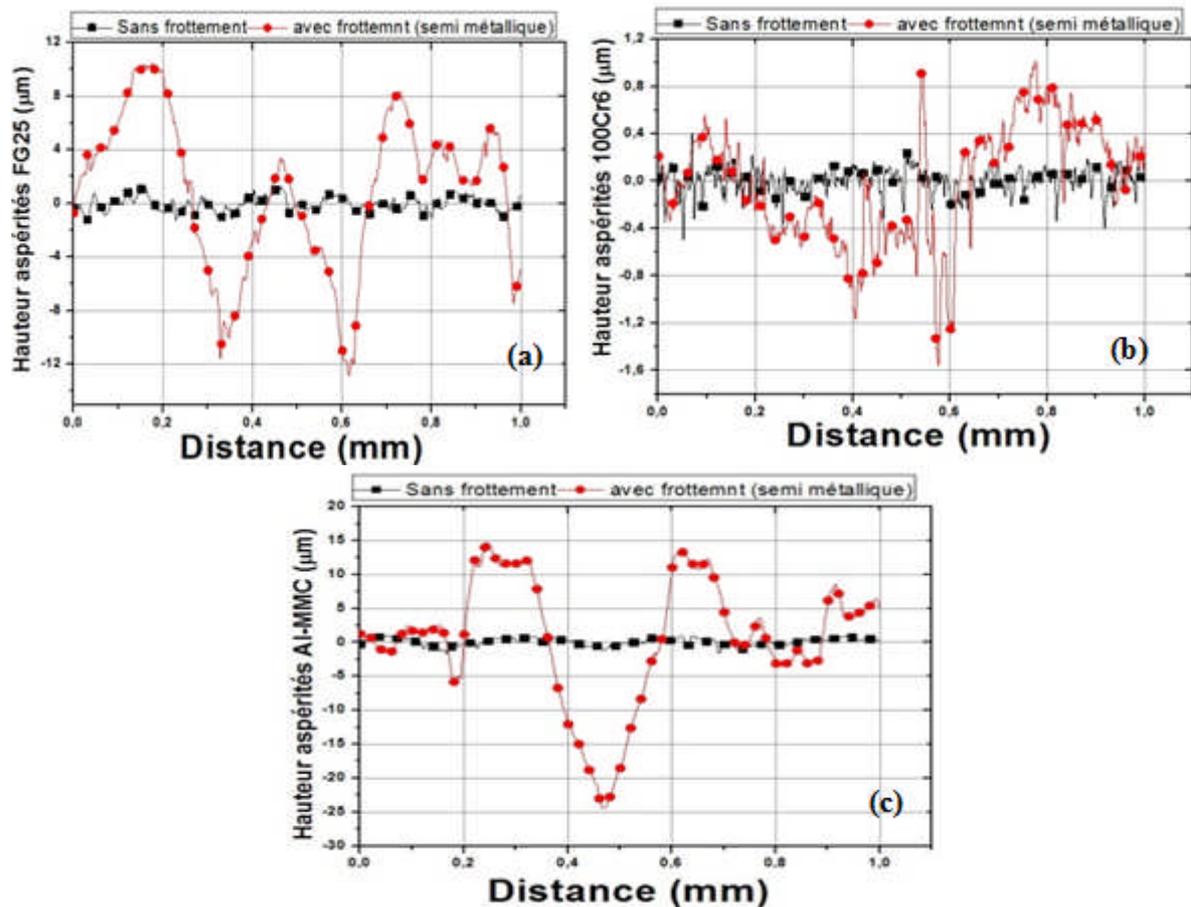


Figure 4.16 : Evolution des aspérités des surfaces de contact des disques avant et après les tests de frottement sous l'influence du matériau semi métallique : *a*- FG25 ; *b*-100Cr6 ; *c*-Al-MMC.

Au cours des tests de frottement réalisés sur le tribomètre, on utilise comme matériau de friction un pion (frotteur) semi métallique. On remarque qu'il y a un changement de la morphologie de la structure des surfaces de contact de tous les matériaux des disques testés (figure 4.16). La structure de la surface de contact du disque en fonte grise a totalement changé sous l'effet du pion en matériau semi métallique, la distance entre les aspérités ainsi que leurs profondeurs ont augmentées, d'où une augmentation des rugosités des surfaces de contacts des disques examinés. Ceci est dû aux caractéristiques mécaniques, physiques et chimiques du matériau de friction (frotteur). Parmi tous les matériaux testés, seule la surface de contact de la

fonte a subi de grands changements. Ce changement explique l'espacement existant entre les rainures formées après les tests d'usure. On constate que la fonte FG25 est caractérisée par des rainures plus espacés que les deux autres matériaux (figure 4.17).

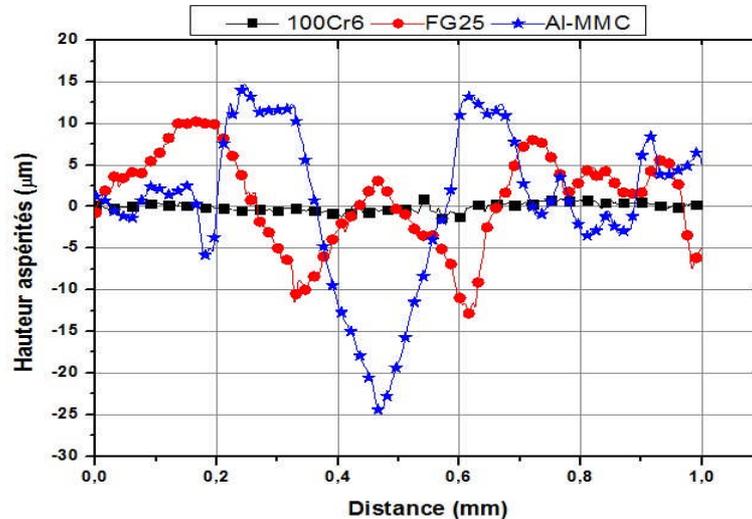


Figure 4.17 : Comparaison entre les structures des surfaces de contacts des trois matériaux des disques sous l'influence du matériau semi métallique

IV.4 COMPARAISON ENTRE EFFETS DES MATERIAUX DES PIONS ORGANIQUES ET SEMI METALLIQUES SUR LE COMPORTEMENT TRIBOLOGIQUE DES MATERIAUX DE DISQUES DE FREIN

IV.4.1 Comparaison entre les effets de la charge appliquée

Les figures 4.18, 4.19 et 4.20 montrent à titre comparatif l'évolution du coefficient de frottement entre les différents couples disque-pion organique et semi métallique sous l'effet de la charge appliquée. On remarque que les coefficients de frottements des matériaux des disques en fonte FG25 et en composite Al-MMC frottant contre le pion semi métallique sont plus élevés que ceux frottant contre le pion organique indépendamment de la charge appliquée. Le coefficient de frottement du disque en acier chromé 100Cr6 frottant contre le pion semi métallique est caractérisé par des valeurs élevées aux petites charges comparées à celles du disque frottant contre un pion organique. Il devient moins élevé aux grandes charges, figure 4.19. Les figures 4.21, 4.22 et 4.23 montrent la variation du taux d'usure des pions en matériaux organiques et semi métalliques en fonction de la charge normale appliquée par le tribomètre. Le taux d'usure augmente avec la charge appliquée. Les taux d'usure des pions semi métalliques frottant contre les disques en fonte FG25 et en composite Al-MMC sont plus élevés que ceux des pions en matériaux organiques. Aux grandes charges, le taux d'usure du pion organique devient plus élevé que celui du pion semi métallique frottant contre le disque en

acier chromé 100Cr6, tandis qu'aux faibles charges au-dessous de 50 N, l'écart entre les deux taux d'usure devient moins important, figure 4.22.

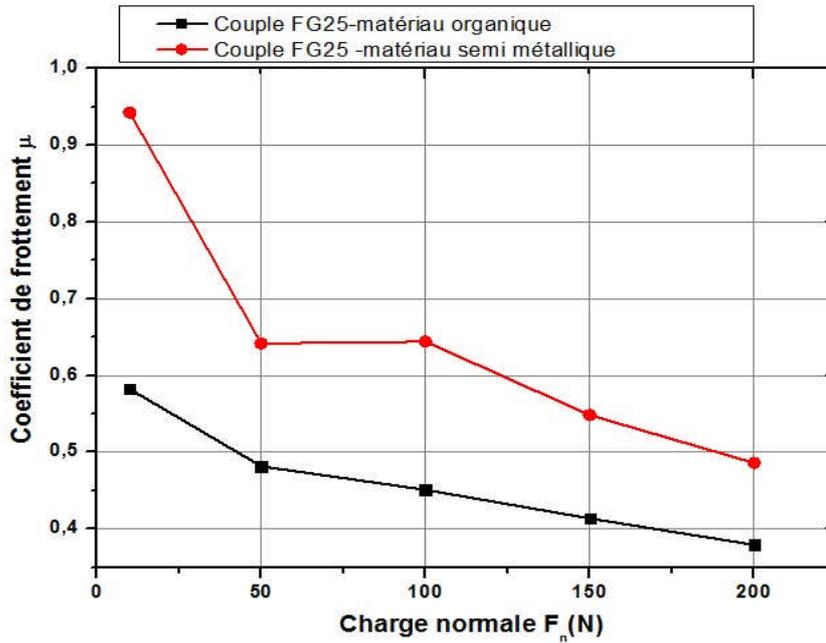


Figure 4.18 : Comparaison des coefficients de frottement des disques en fonte FG25 frottant contre pion organique et semi métallique

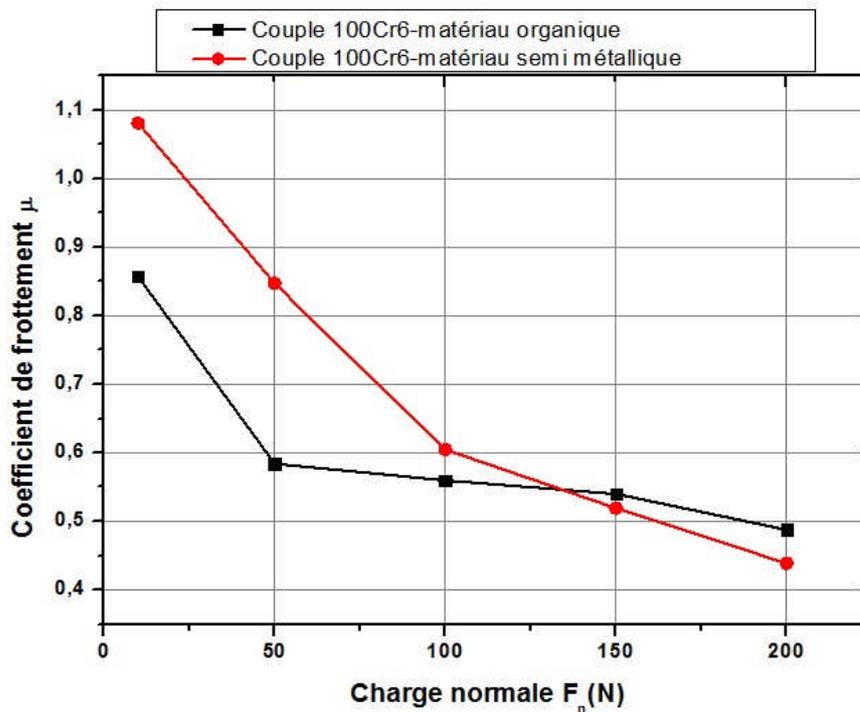


Figure 4.19 : Comparaison des coefficients de frottement des disques en acier chromé100Cr6 frottant contre pion organique et semi métallique

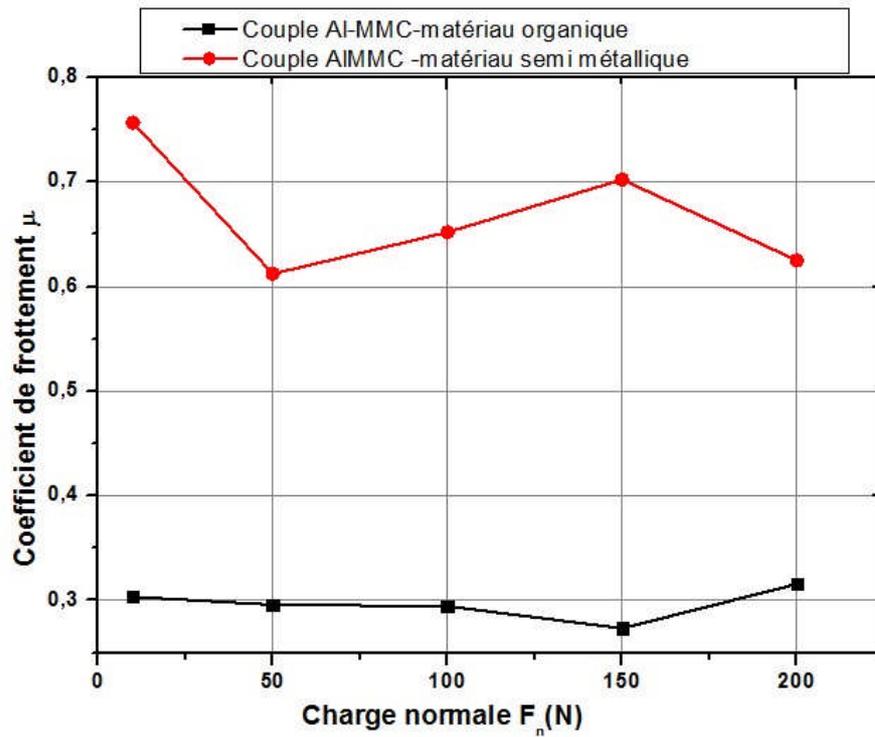


Figure 4.20 : Comparaison des coefficients de frottement des disques en composite Al-MMC frottant contre pion organique et semi métallique

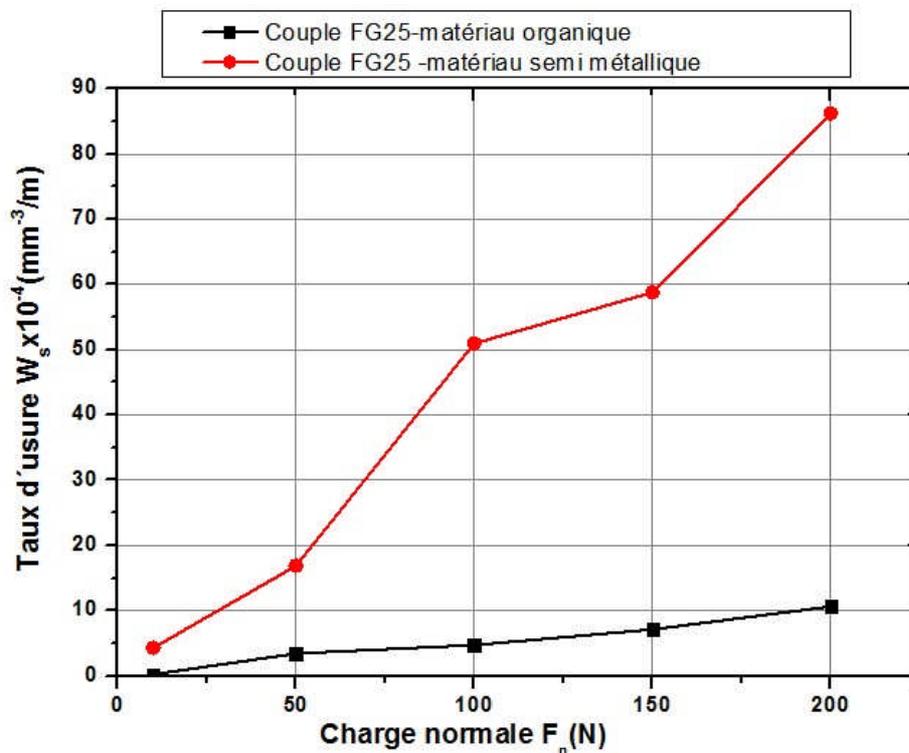


Figure 4.21 : Comparaison des taux d'usures des disques en fonte FG25 frottant contre pion organique et semi métallique

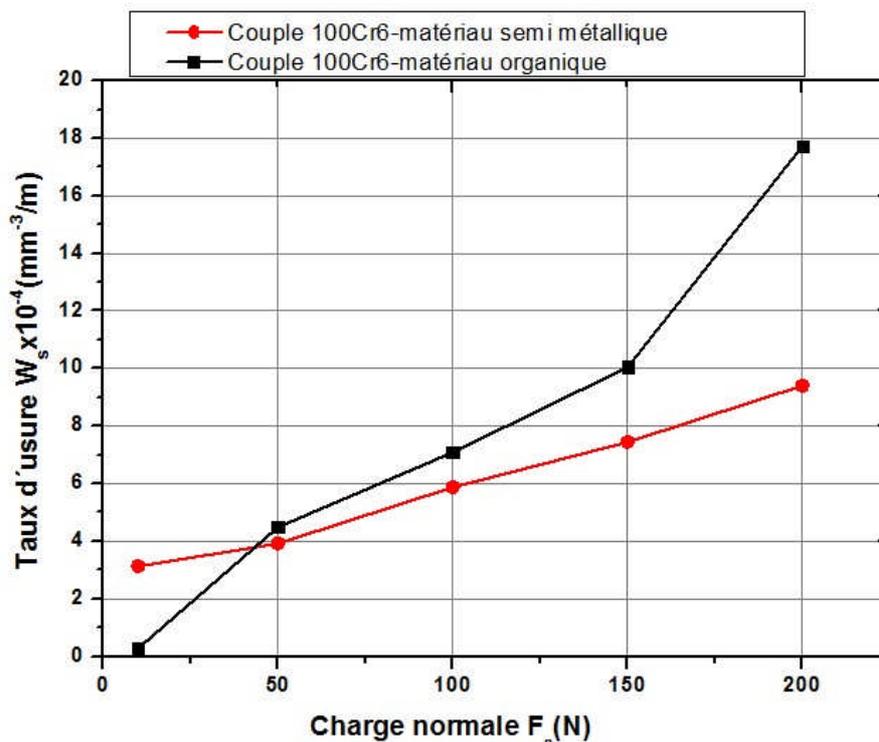


Figure 4.22 : Comparaison des taux d'usures des disques en acier chromé 100Cr6 frottant contre pion organique et semi métallique

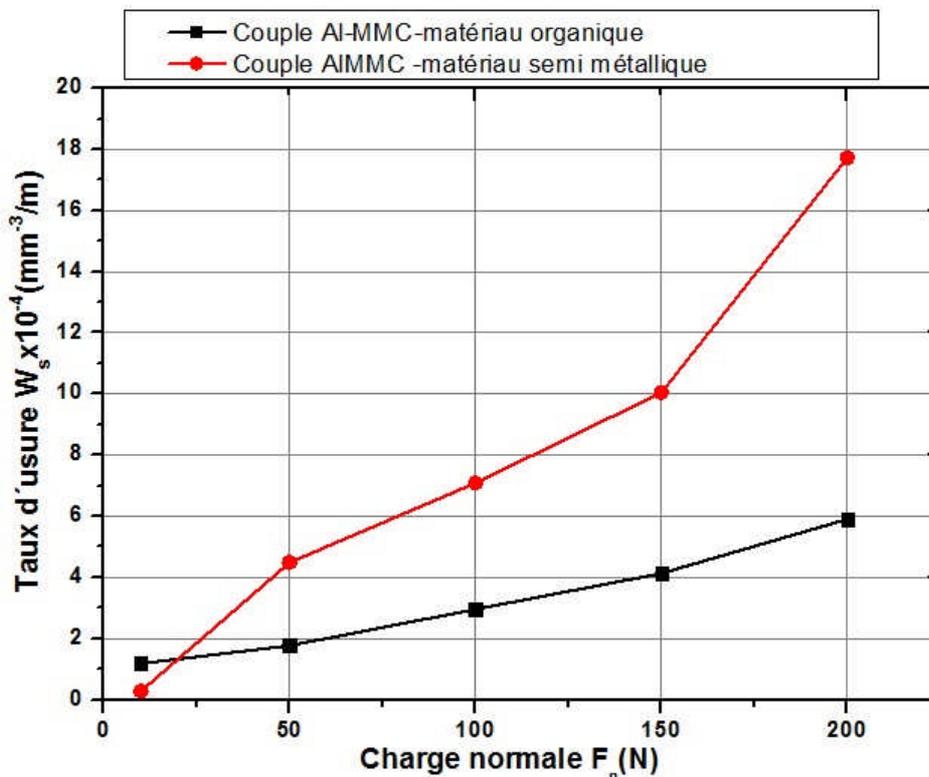


Figure 4.23 : Comparaison des taux d'usures des disques composite Al-MMC frottant contre pion organique et semi métallique

IV.4.2 Comparaison entre les effets de la vitesse de glissement

La vitesse de glissement a une grande influence sur le comportement tribologique des matériaux examinés dans cette étude. Le coefficient de frottement des couples disque-pion évoluent dans deux domaines différemment. Dans le premier domaine, la vitesse varie de 1.57 m.s^{-1} (500 RPM) à 3.14 m.s^{-1} (1000 RPM), le coefficient de frottement du disque en fonte frottant contre des pions organiques et semi métalliques évoluent d'une manière semblable. Le coefficient de frottement du couple disque en FG25- pion semi métallique est plus élevé que celui du couple disque en FG25- pion organique, figures 4.24. Pour les couples 100Cr6-et Al-MMC- semi métallique, le test de frottement à la vitesse 1.57 m.s^{-1} n'a pas eu lieu, car l'effort de frottement était très élevé et les tests effectuées se sont arrêtés dès les premiers instants de l'essai. Dans le deuxième domaine où la vitesse de glissement varie de 3.14 m.s^{-1} (1000 RPM) à 5.79 m.s^{-1} (1800 RPM), le coefficient de frottement pour les couples de matériaux frottant contre le pion semi métallique diminue rapidement avec l'augmentation de la vitesse, et lentement pour les couples de matériaux frottant contre pion organique. Pour le couple composite Al-MMC-organique, le coefficient de frottement augmente légèrement avec la vitesse de glissement. On remarque que les coefficients de frottement des couples FG25-matériau semi métallique et Al-MMC-matériau semi métallique sont plus élevés que ceux des autres couples frottant contre pion organique, figure 4.24 et 4.26. Aux grandes vitesses de glissement, les coefficients de frottement des deux couples FG25-organique et FG25-semi métallique tendent à se rapprocher, l'écart ne dépasse pas 5%, figure 4.24. Le coefficient de frottement du couple 100Cr6-matériau semi métallique est moins élevé que celui du couple frottant contre pion organique.

Pour une durée de test constante, l'augmentation de la vitesse de glissement se traduit par un accroissement de la distance de frottement, et donc une augmentation du taux d'usure des disques frottant contre un pion organique. Par contre les taux d'usure des autres matériaux frottant contre un pion semi métallique diminuent ; à l'exception du taux d'usure du couple AL-MMC-matériau semi métallique qui augmente jusqu'à la vitesse de glissement 3.76 m.s^{-1} , puis il se stable pour les autres vitesses. Ce dernier est plus élevé que celui du couple Al-MMC-organique, figure 4.29. On remarque entre autre que le taux d'usure du couple FG25-matériau semi métallique est plus élevé que l'autre couple FG25-matériau organique, figure 4.27. Le taux d'usure du couple 100Cr6-matériau semi métallique est nettement plus important comparé à celui du couple 100Cr6-matériau organique, figure 4.28.

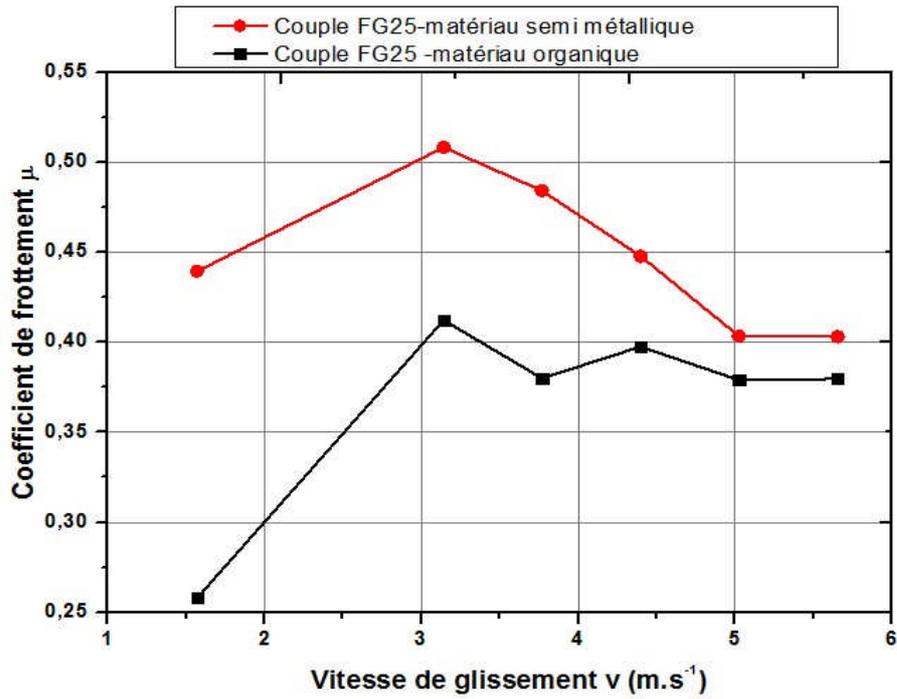


Figure 4.24 : Comparaison des coefficients de frottement des disques en fonte FG25 frottant contre pion organique et semi métallique sous l'effet de la vitesse de glissement

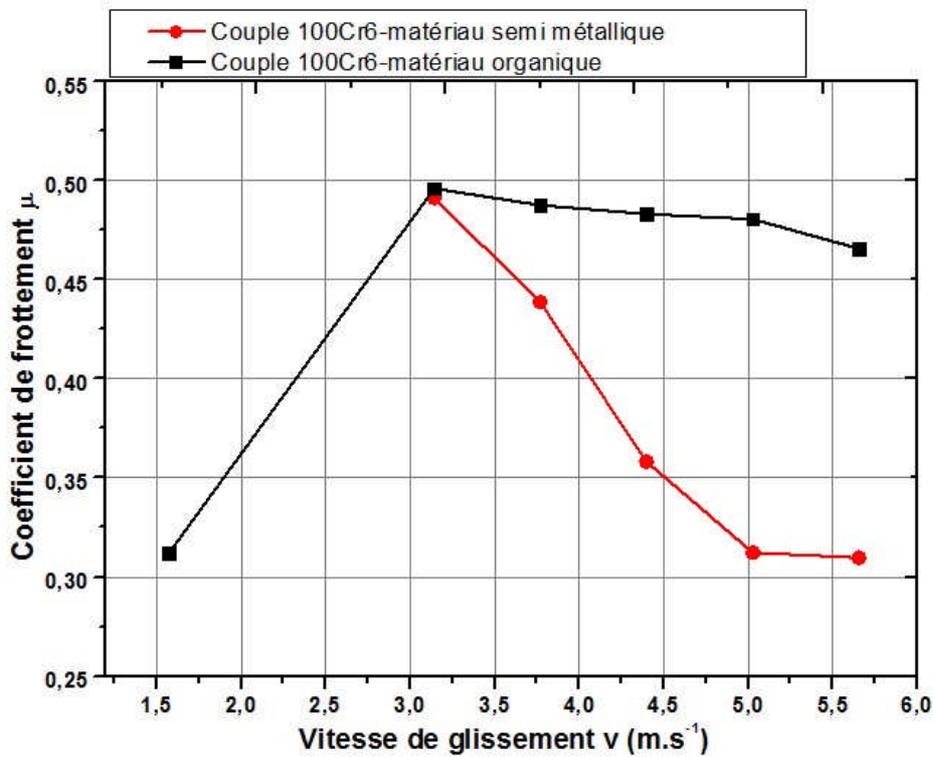


Figure 4.25 : Comparaison des coefficients de frottement des disques en acier chromé 100Cr6 frottant contre pion organique et semi métallique sous l'effet de la vitesse de glissement

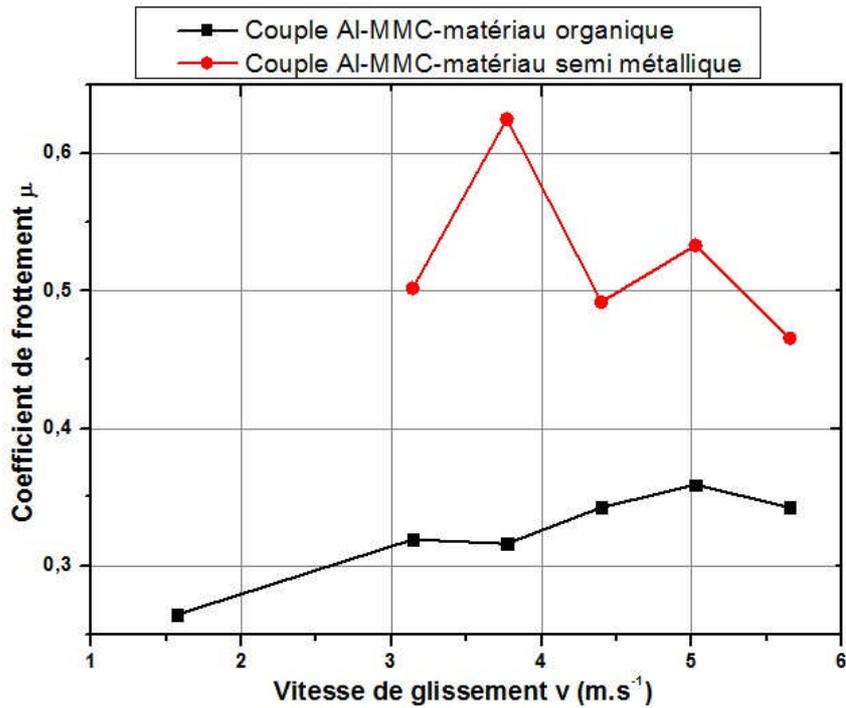


Figure 4.26 : Comparaison des coefficients de frottement des disques en composite Al-MMC frottant contre pion organique et semi métallique sous l'effet de la vitesse de glissement

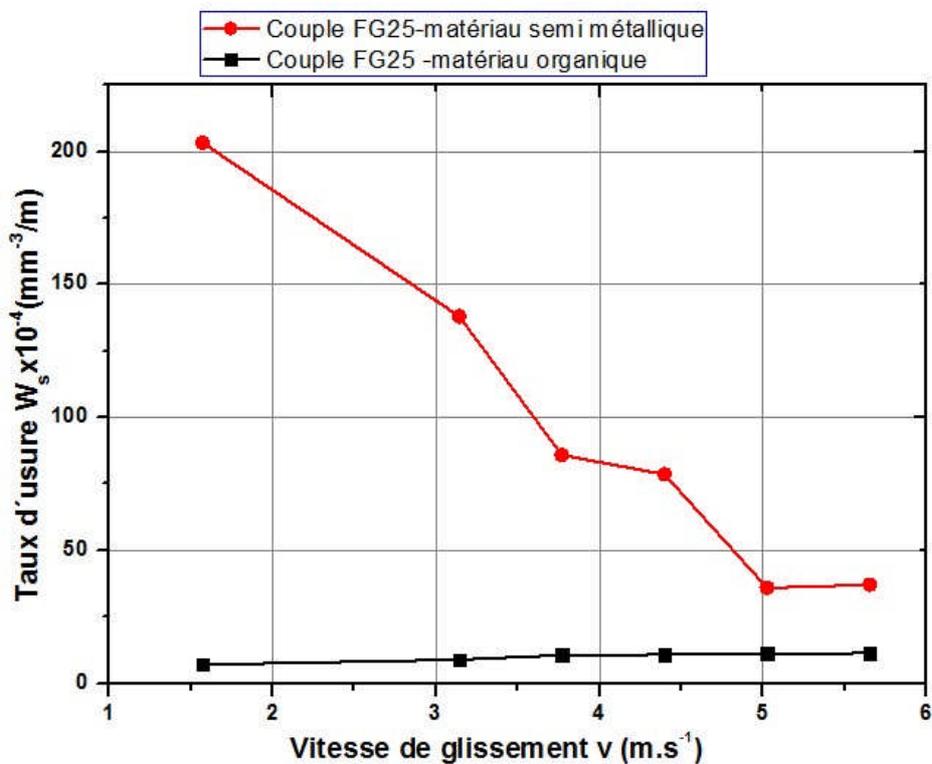


Figure 4.27 : Comparaison des taux d'usure des disques en fonte FG25 frottant contre pion organique et semi métallique sous l'effet de la vitesse de glissement

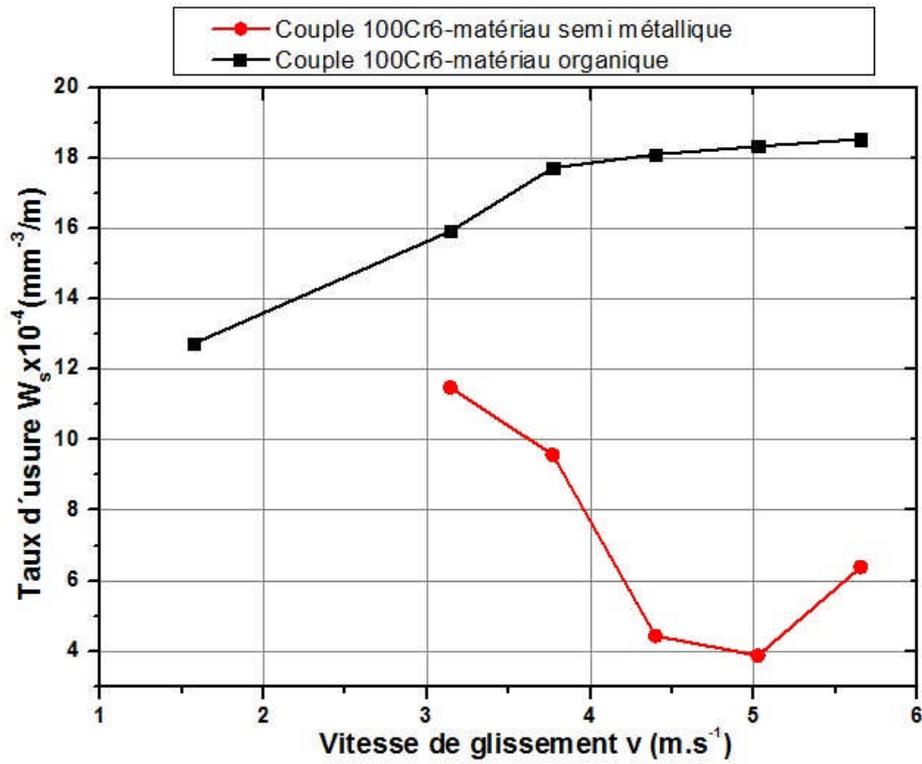


Figure 4.28 : Comparaison des taux d'usure des disques en acier chromé 100Cr6 frottant contre pion organique et semi métallique sous l'effet de la vitesse de glissement

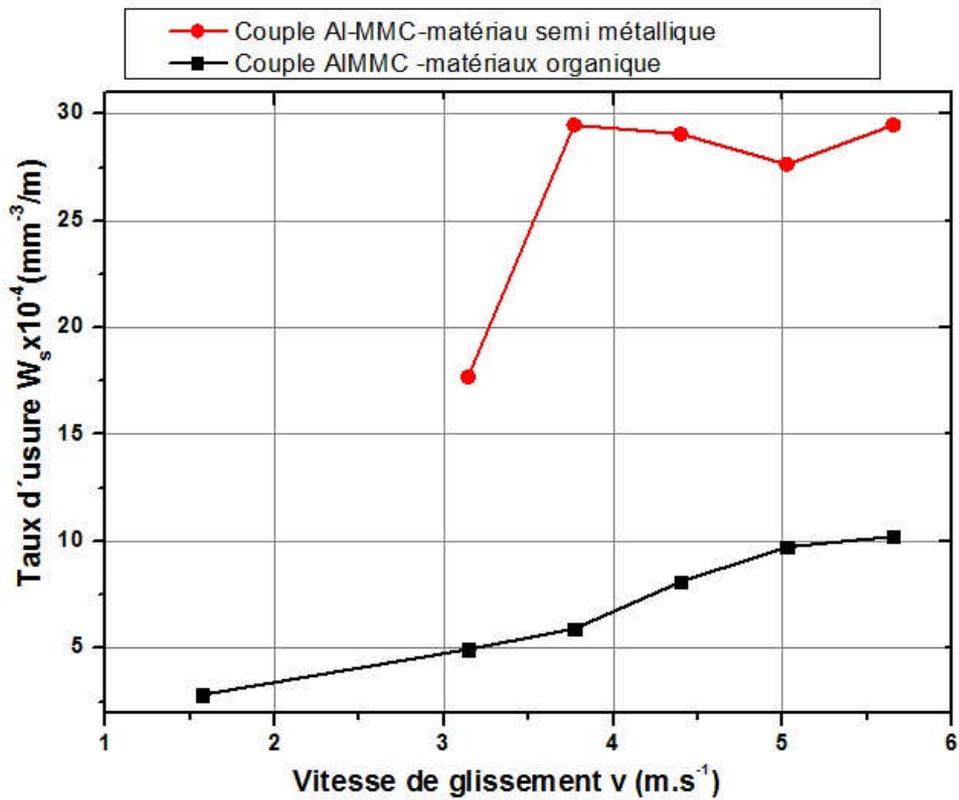


Figure 4.29 : Comparaison des taux d'usures des disques en composite Al-MMC frottant contre pion organique et semi métallique sous l'effet de la vitesse de glissement

IV.4.3 Comparaison entre les effets de l'humidité

Comme on l'a évoqué auparavant l'humidité n'a aucune influence sur les matériaux frottant contre les matériaux de friction semi métalliques, mais elle a une influence sur les matériaux frottant contre les matériaux organiques. Seul le coefficient de frottement du couple 100Cr6-organique est plus élevés que celui du couple 100Cr6-semi métallique, car la charge appliquée par le tribomètre est plus élevé (200N). Pour les autres couples, les coefficients de frottement des couples de matériaux frottant contre pion semi métallique sont plus importants, figures 4.30, 4.31 et 4.32.

Pour les valeurs d'humidité allant jusqu'à 70%, le taux d'usure du couple 100Cr6-matériau semi métallique reste presque constant, et il est moins élevé que celui du couple 100Cr6-matériau organique, figure 4.34. La tendance inverse est enregistrée pour les valeurs d'humidité supérieures à 70%. Pour les autres couples, les taux d'usures des couples FG25-matériau semi métallique et Al-MMC-matériau semi métallique présentent des valeurs importantes comparées à celles des couples FG25-matériau organique et Al-MMC-matériau organique, figures 4.33 et 4.35.

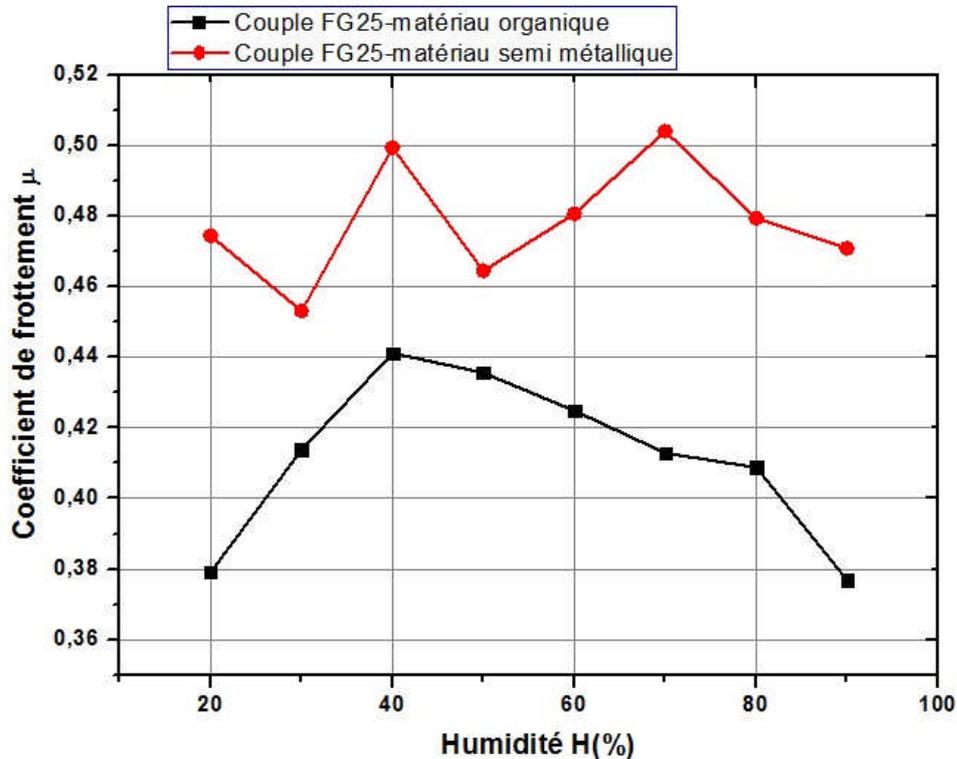


Figure 4.30 : Comparaison des coefficients de frottement des disques en fonte FG25 frottant contre pion organique et semi métallique sous l'effet de l'humidité

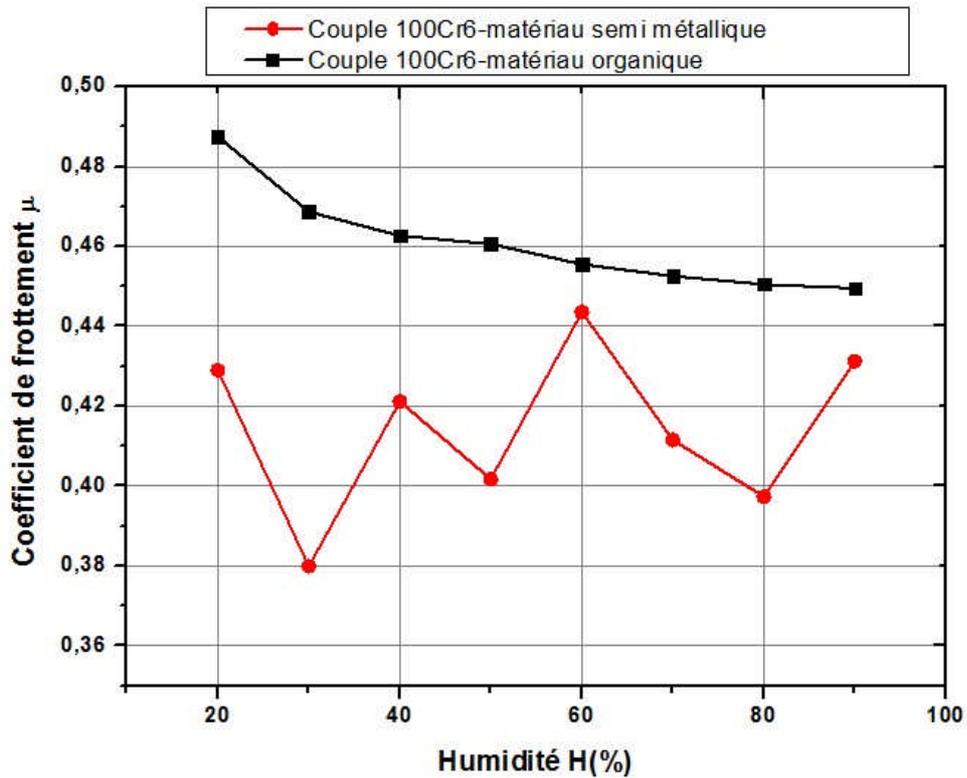


Figure 4.31 : Comparaison des coefficients de frottement des disques en acier chromé 100Cr6 frottant contre pion organique et semi métallique sous l'effet de l'humidité

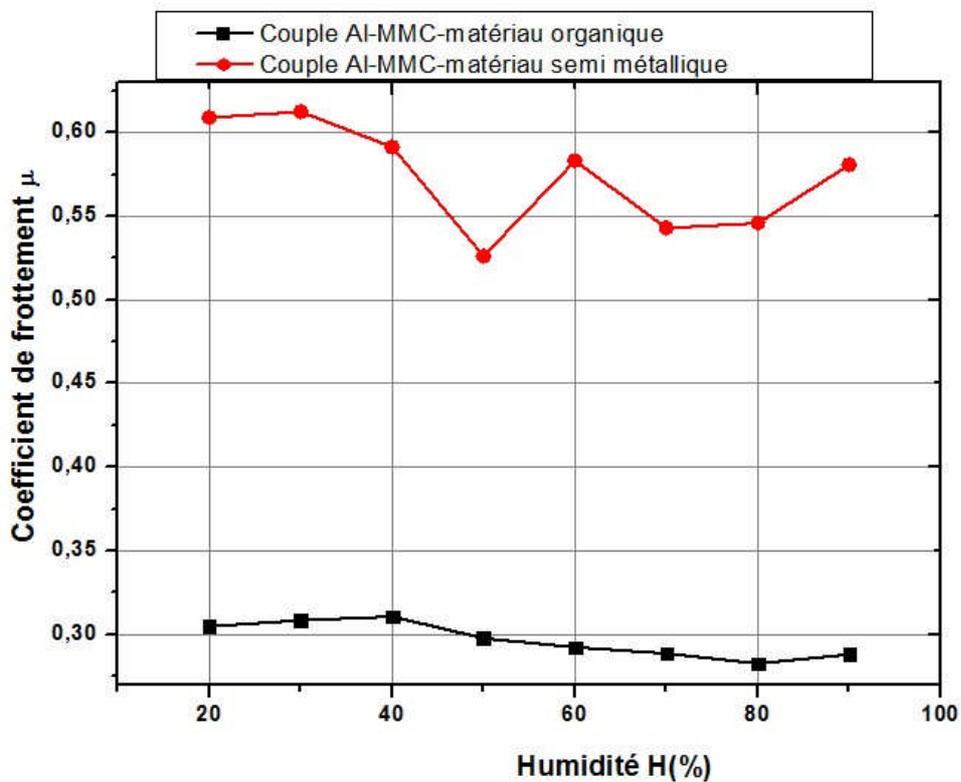


Figure 4.32 : Comparaison des coefficients de frottement des disques en composite Al-MMC contre pion organique et semi métallique sous l'effet de l'humidité

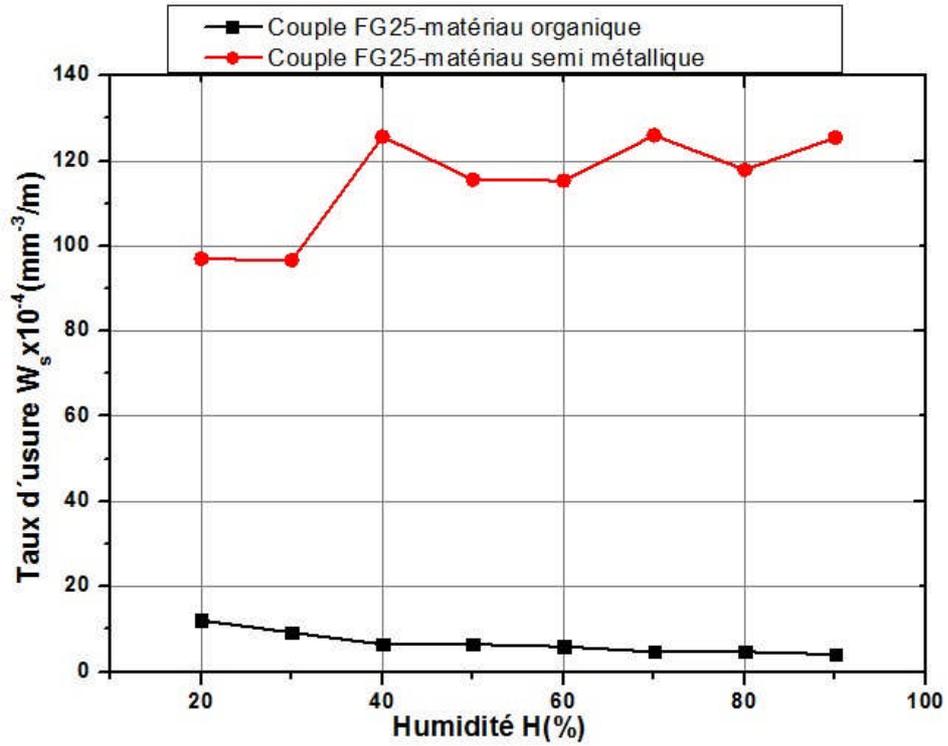


Figure 4.33 : Comparaison des taux d'usures des disques en fonte FG25 contre pion organique et semi métallique sous l'effet sous l'effet de l'humidité

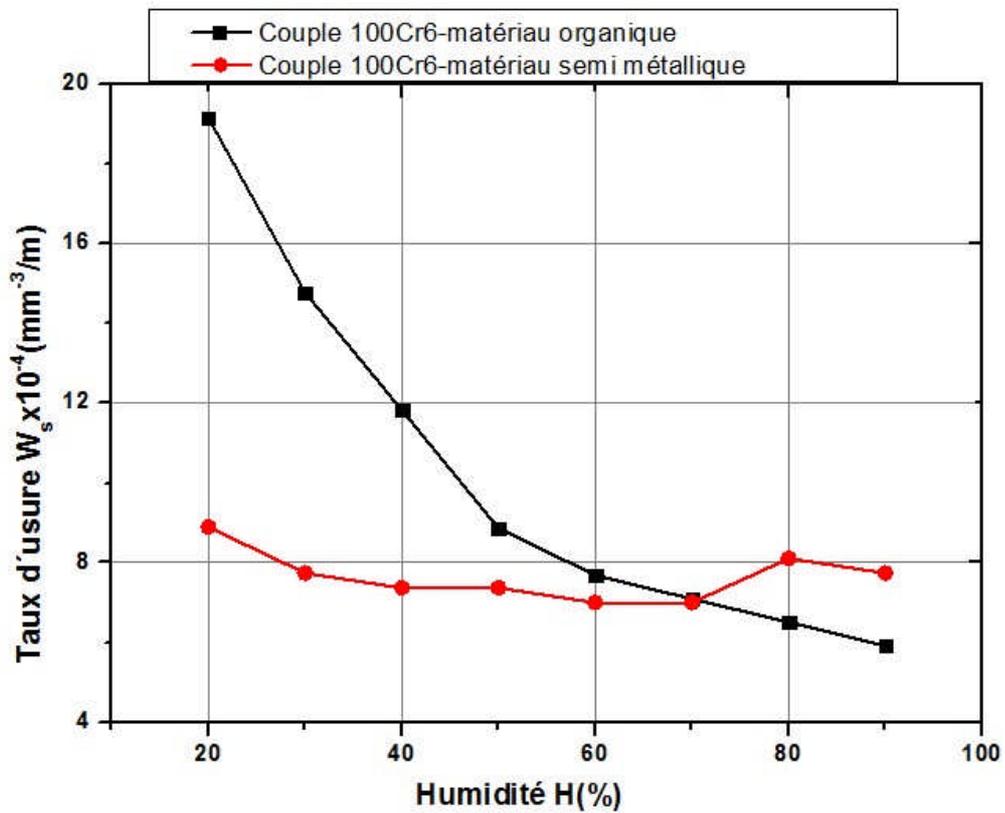


Figure 4.34 : Comparaison des taux d'usures des disques en acier chromé 100Cr6 contre pion organique et semi métallique sous l'effet sous l'effet de l'humidité

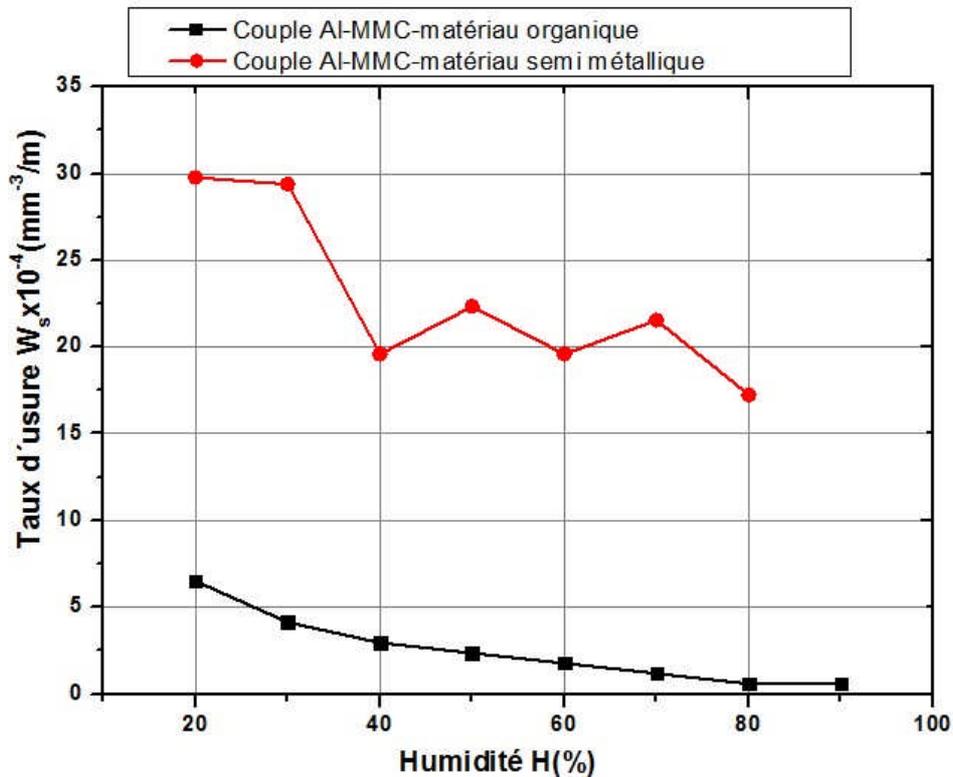


Figure 4.35 : Comparaison des taux d'usures des disques en composite Al-MMC contre pion organique et semi métallique sous l'effet de l'humidité

IV.4.5 Comparaison entre les surfaces usées des disques frottant contre matériaux semi métalliques et organiques

Un des avantages d'un tribomètre pion-disque est d'avoir la possibilité d'observer l'état de la piste de frottement sur le disque au cours de la rotation et de suivre tout changement de l'état de surface du disque à travers des mesures tribométriques et spectrométriques. D'après les différentes visualisations réalisées après les essais de frottement, les zones noires ou sombres représentent les dépôts du troisième corps provenant du matériau du pion organique. Les taux d'usure des pions semi métalliques frottant contre les disques en fonte FG25 et les disques en composites Al-MMC sont plus élevés que ceux des pions organiques frottant contre les mêmes matériaux des disques, car les rugosités de la fonte et du composite après les tests d'usure subissent de fortes modifications, figure 4.36 (a) et (c). Toute augmentation de la rugosité s'accompagne d'une augmentation du taux d'usure et du coefficient de frottement. L'augmentation de la rugosité et le changement de la structure des surfaces de contact sont dus à la dureté élevée du matériau semi métallique du pion. On constate aussi que les débris d'usure provenant du pion semi métallique ne sont ni piégés ni compactés dans les surfaces de

contacts des disques, mais ils sont évacués vers l'extérieur des zones de contact, ce qui donne naissance un mécanisme d'usure purement abrasive. Par contre, les débris évacués par les pions organiques en contact avec les matériaux FG25 ou Al-MMC restent piégés dans la surface de contact pendant les tests d'usure. Ceci implique que les aires réelles de contact croient et jouent le rôle de portance (effet de séparation des antagonistes, les débris supportent les pressions, l'usure et le coefficient de frottement sont moindres).

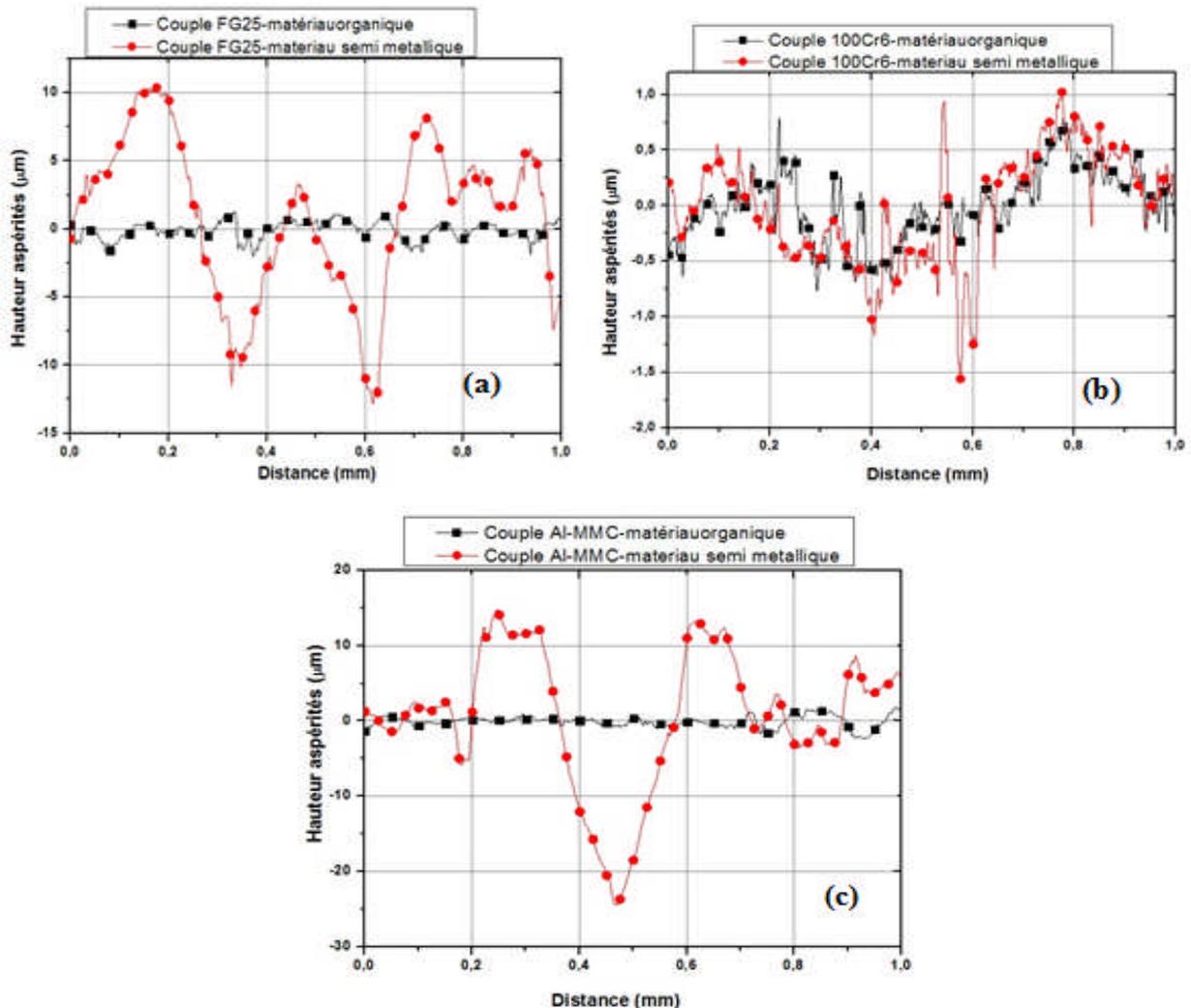


Figure 4.36 : Comparaison entre l'évolution des aspérités de la surface de contact des disques sous l'effets des matériaux de friction organique et semi métallique : a- FG25 ; b-100Cr6 ; c-Al-MMC

Par ailleurs, la structure des surfaces de contact des disques en acier chromé 100Cr6 en contact avec les pions organiques ou semi métalliques n'a pas été fortement altérée par le frottement. D'après la figure 4.36 (b), la distribution et la hauteur des aspérités demeurent presque identiques ; ceci est due probablement à la forte présence de chrome dans l'acier qui rend la surface de contact plus rigide ou dure. L'usure du pion semi métallique est caractérisé par des valeurs moins élevées que celles du pion organique, puisque la dureté de ce dernier est moins élevée que celle du pion semi

métallique. On peut conclure que la contrainte de cisaillement des aspérités du pion organique à des charges appliquées élevées est plus grande que celle du pion semi métallique. Il en résulte une augmentation du coefficient de frottement accompagné d'une diminution du taux d'usure du pion semi métallique.

IV.5 COMPARAISON DES SURFACES DE CONTACT DES PIONS SEMI METALLIQUE ET ORGANIQUE

Les observations microscopiques des surfaces des pions semi métallique et organique sont réalisées en microscopie électronique par balayage, figure 4.37 a et b. Ces images ont été prises à la fin des tests d'usure réalisés sur le matériau du disque FG25 frottant contre les pions semi métalliques et organiques, sous l'effet de la charge appliquée par le tribomètre de 200N. Les porosités formées sont remplies de poudre, signe d'un contact enrichi en troisième corps. La présence de ce troisième corps composé de lit de poudre et de plaques planes. Les lits de poudre, piégés dans le contact le long des fibres arasées par le frottement, s'accumulent et se compactent pour former des plaques planes. Ces plaques planes participent à la transmission de la charge et à l'accommodation de la vitesse de glissement entre le disque et le pion [150] et [125], figure 4.37.a. L'image du pion en matériau semi métallique montre clairement la présence de sillons dans le sens de glissement ; les plaques formées par les lits de poudre piégés dans la zone de contact en provenance du troisième sont moins nombreuses que celles détectées sur les pions organiques. Ceci justifie l'augmentation du coefficient de frottements, du taux d'usure et des températures dues aux frottements pour les disques en contact avec le matériau semi métallique, figure 4.37.b.

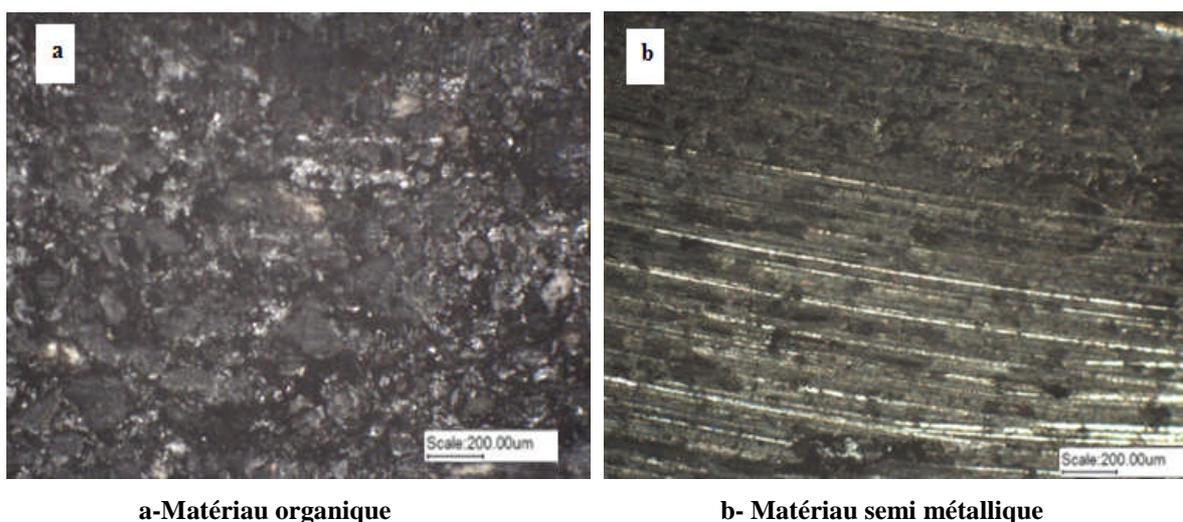


Figure 4.37 : Images microscopiques des surfaces de contact des pions organique et semi métallique après les tests d'usure

La figure 4.38 représente les résultats obtenus de l'analyse effectuée par l'EDX sur les particules collectées durant le test d'usure du matériau du disque en fonte FG25 frottant contre le pion en matériau de friction semi métallique, sous l'influence de la charge appliquée par le tribomètre de 200N. On remarque qu'il y a une augmentation du fer (Fe) et l'oxyde (O) par rapport à l'analyse faite sur le pion. On a une présence de nouveaux matériaux qui proviennent de la zone de contact du disque en fonte, comme le chrome et le manganèse. Ceci montre que durant les tests l'usure du disque en fonte FG25 est considérable, qui se traduit par la présence de débris provenant aussi de ce matériau.

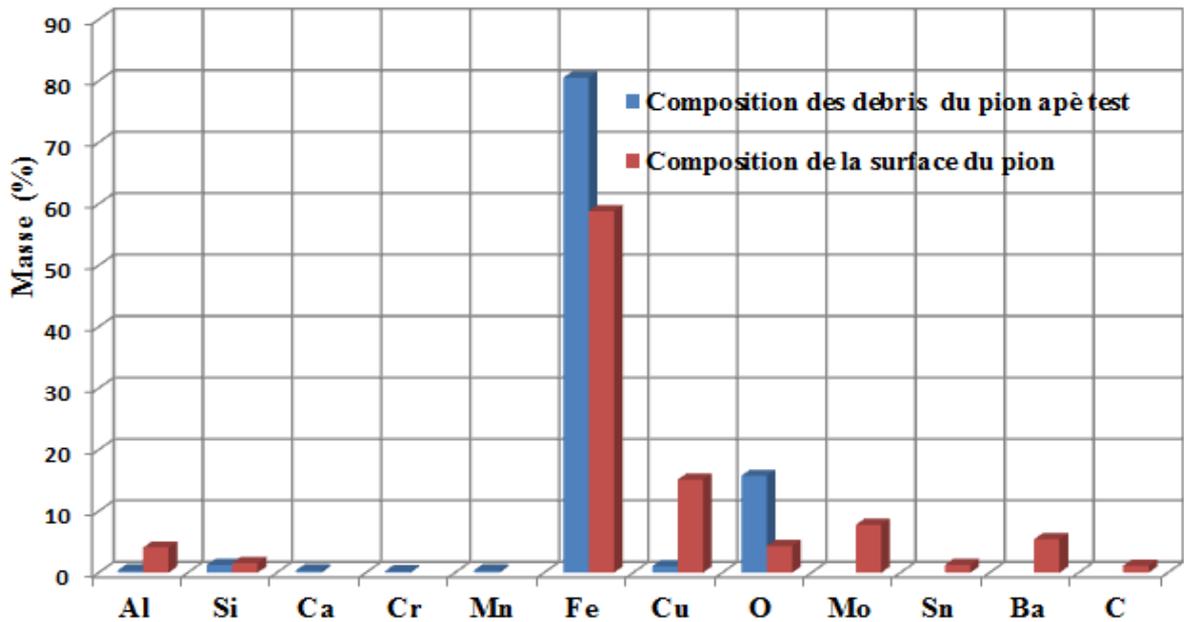


Figure 4.38 : Comparaison entre les analyses EDX des débris du test d'usure du couple FG25-matériau semi métallique et la surface du pion semi métallique

V.1 INTRODUCTION

La corrosion est le résultat d'un processus physico-chimique (oxydo-réduction) dont l'étude permet au travers des variations du potentiel et du courant d'apprécier la réactivité des surfaces par rapport à l'environnement et son évolution dans le temps. La corrosion est la conséquence d'une réaction due à une hétérogénéité du matériau ou de son environnement. Elle génère des modifications de composition de la surface entraînant souvent une dégradation fonctionnelle du métal lui-même et une modification de l'environnement.

Comme pour le cas du frottement, la résistance à la corrosion n'est pas intrinsèque au matériau. Elle dépend de son environnement physico-chimique (pH, Potentiel d'oxydo-réduction, etc.) qui n'est pas nécessairement connu, surtout lorsque la corrosion se produit en milieu confiné [151].

La tribocorrosion est définie comme un processus irréversible d'endommagement (fissuration, écrouissage) et d'usure de la surface d'un matériau métallique par les actions combinées de frottement et de corrosion [152], [153] [154].

Ce chapitre est consacré à l'étude de l'influence de la corrosion saline et de la fatigue thermique (corrosion thermique) sur le comportement tribologique des matériaux des disques de freins. Il comporte trois parties, dont les deux premières sont destinées à l'évaluation du comportement tribologique des trois matériaux de disques frein respectivement sous l'effet des matériaux de friction des pions organiques et semi métalliques. La troisième partie est réservée à une étude comparative de différents couples disque-pion soumis à des tests de tribocorrosion.

V.2 ÉVOLUTION DE LA CORROSION DUE AU BROUILLARD SALIN SUR LES SURFACES DE CONTACT DES DISQUES

Pendant le temps de l'exposition des spécimens des matériaux des disques de frein à la corrosion due au brouillard salin, on a constaté qu'il y'a une présence d'un ensemble multicolore de minéraux d'oxyde de fer (noir, brun, jaune, orange et rouge) et de cristaux de sel clairs ou jaunâtres, résiduels transparents qui se sont probablement formés pendant le processus de séchage. Les spécimens de fonte exposés au brouillard salin pendant 144 heures deviennent nettement plus noirs que ceux exposés durant 48 heures. La même observation pour les spécimens de l'acier chromé 100Cr6. Les figures 5.1, 5.2 et 5.3 montrent les résultats de l'analyse faite à l'aide de la diffraction des rayons X (XRD) des surfaces de contact corrodées de différents matériaux de disques (FG25, 100Cr6 et Al-MMC). Sur les surfaces des disques en

acier chromé et en fonte, on constate qu'il y'a une présence de fer, d'oxyde de fer (FeO) et d'oxyde magnétique (Fe₃O₄).Ce dernier présente des pics dominants (figure 5.1 b et 5.2.b). La couche de la surface de contact du disque en composite Al-MMC, analysée après 144 heures (6 jours) d'exposition à la corrosion saline, montre qu'elle est de couleur gris souris allant vers le noir ; elle contient les mêmes éléments que ceux du composite Al-MMC sans corrosion saline, figure 5.3. L'inconvénient de l'analyse par XRD est que cette méthode ne fournit pas assez d'informations sur la constitution exacte de la surface de contact et ceci à cause de sa faible épaisseur.

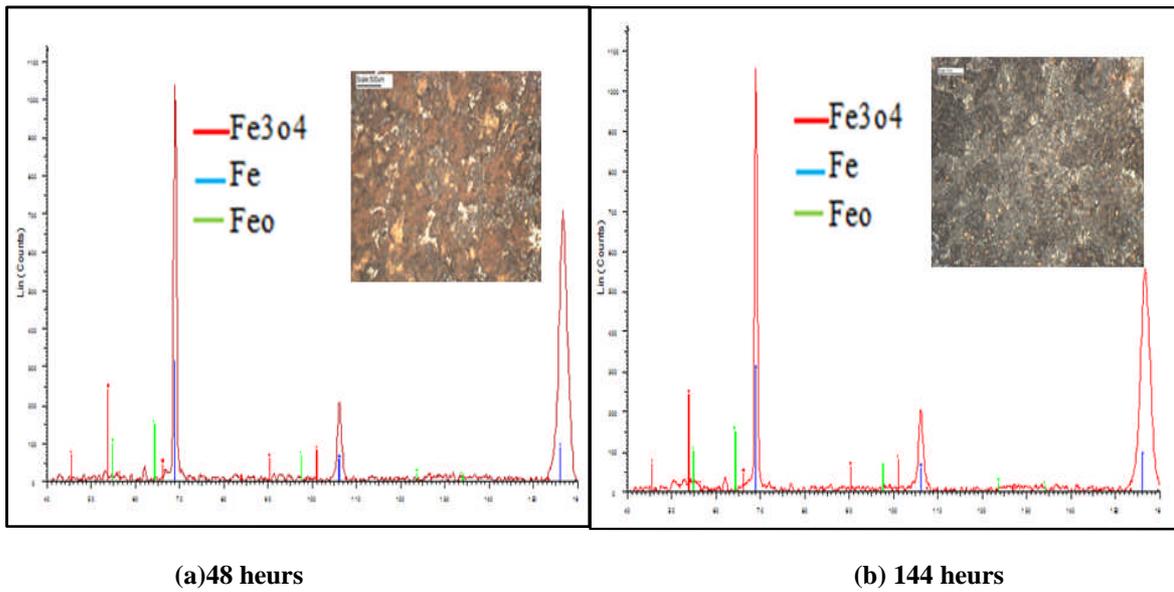


Figure 5.1 :Analyse des surfaces de contact corrodées des disques en fonte grise FG25 par XRD

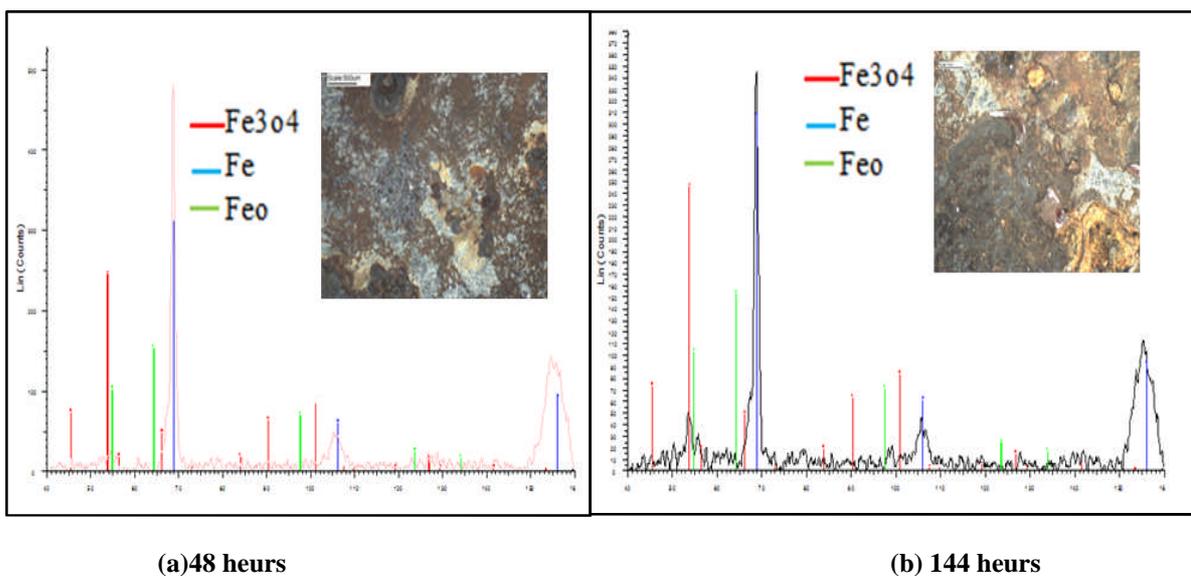


Figure 5.2 : Analyse des surfaces de contact corrodées des disques en acier chromé 100Cr6 par XRD

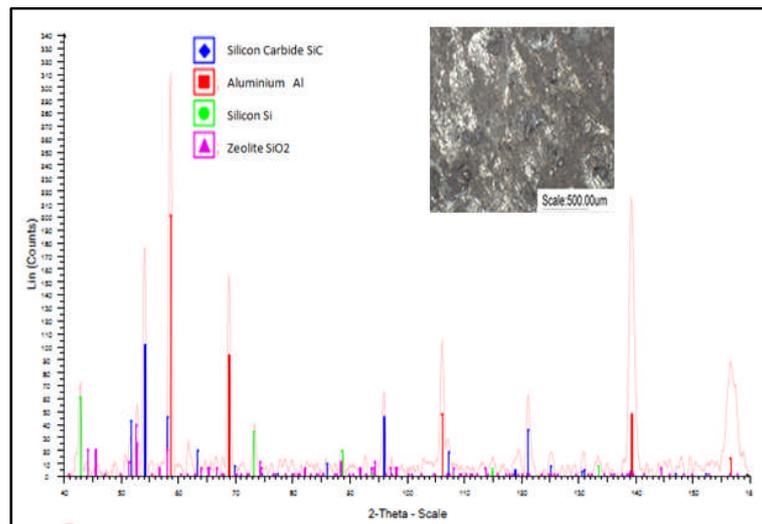


Figure 5.3.: Analyse de la surface de contact corrodée du disque en composite Al-MMC (A359/SiCp) par XRD (144 heures)

V.3 CORROSION THERMIQUE DES SURFACES DE CONTACT DES DISQUES DUE A LA FATIGUE THERMIQUE

La caractérisation de la fatigue thermique peut être effectuée sur une structure réelle ou au laboratoire. Dans le but de réduire le coût des essais et d'utiliser des cycles thermiques reproductibles, on a réalisé des essais les plus simples et les moins coûteux possible. Les résultats de l'analyse par diffraction des rayons X (XRD) de la couche formée sur la surface des échantillons des trois matériaux exposés à la fatigue thermique sont présentés dans les figures 5.4, 5.5 et 5.6. Cette analyse montre la présence de fer (Fe), de l'oxyde de fer (FeO) et de l'oxyde magnétique (Fe_3O_4) comme éléments majoritaires de la couche formée sur les spécimens en acier chromé 100Cr6 et en fonte FG25. Pour le cas du composite d'aluminium Al-MMC, la couche formée sur la surface des spécimens soumis à la fatigue thermique est négligeable comparée aux autres matériaux. Ceci est visible sur la figure 5.6 qui ne montre que les éléments qui composent le composite tel que l'aluminium (Al), le carbure de silicium, le silicium et le Zéolite SiO_2 . Ce dernier est dû à l'absorption d'eau pendant la phase de refroidissement rapide des spécimens. Durant l'essai de fatigue thermique, les gradients thermiques affectent toutes les surfaces des spécimens testés. Ils sont soupçonnés de produire une apparence satinée des surfaces des échantillons en fonte et en acier chromé. Les dégradations sont des fissures qui affectent les surfaces des disques.

Le procédé de fatigue thermique choisi conduit à l'amorçage et à la propagation de multiples fissures sur les échantillons. Les spécimens en matériaux composite Al-MMC sont caractérisés par des fissures plus profondes et plus longues que celles rencontrées sur les

spécimens en fonte et en acier chromé. La période d'amorçage des fissures est assez longue puisque plus de 45 cycles sont nécessaires à leur apparition. La vitesse de propagation des fissures augmente avec le nombre de cycles de fatigue thermique. L'oxydation serait à l'origine de l'amorçage des fissures.

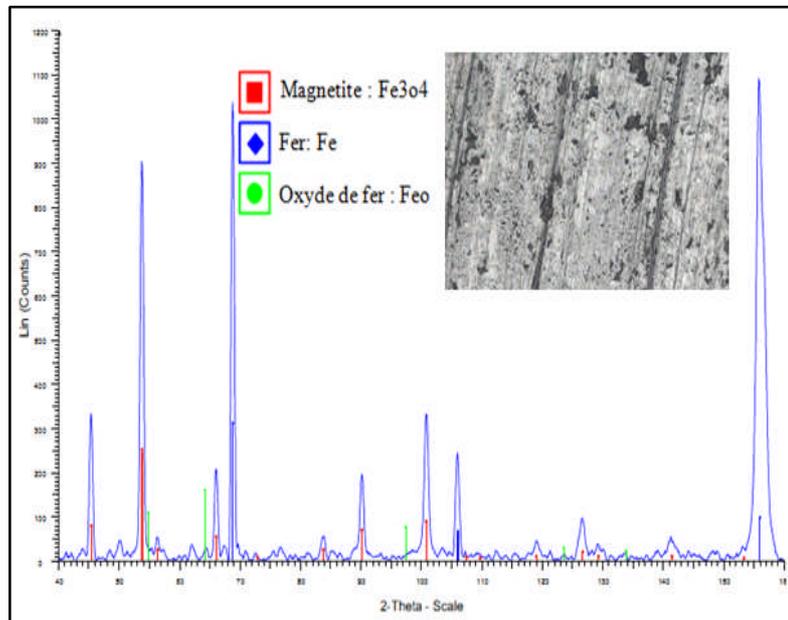


Figure 5.4 : Résultats de l’XRD pour l’acier chromé 100Cr6 et micrographie de la surface après l’essai de la fatigue thermique

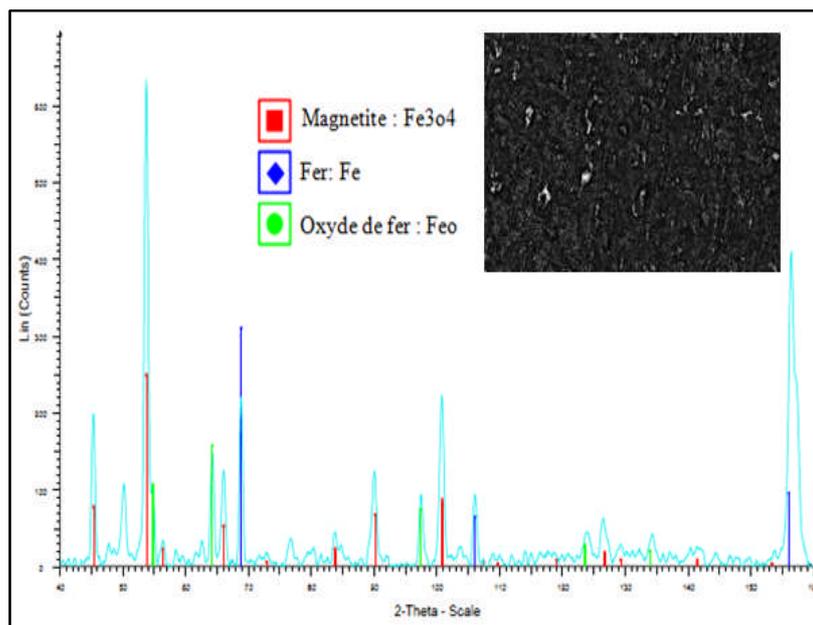


Figure 5.5 : Résultats de l’XRD pour la fonte grise FG25 et micrographie de la surface après l’essai de la fatigue thermique

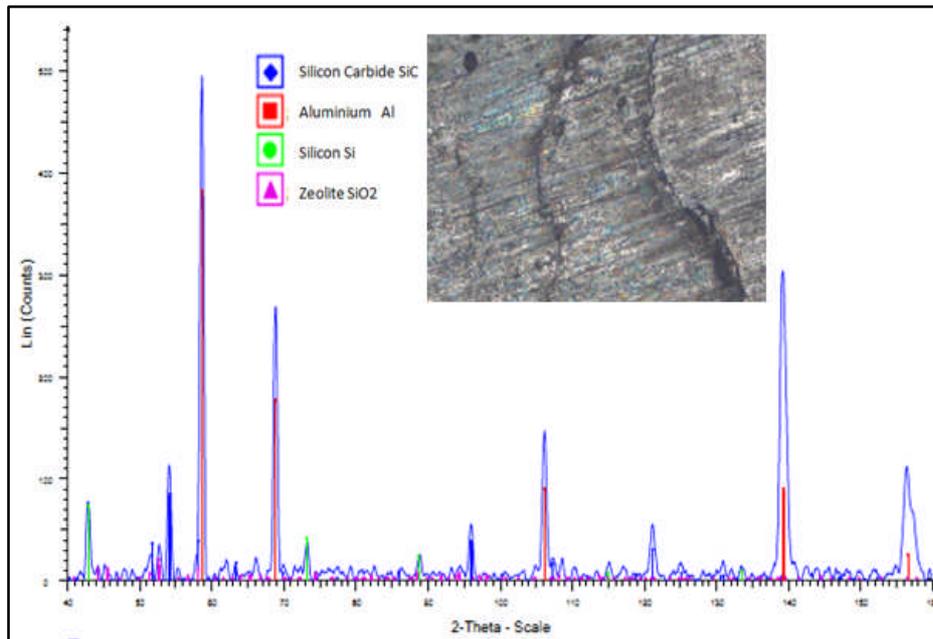


Figure 5.6 : Résultats de l’XRD pour le composite Al-MMC et micrographie de la surface après l’essai de la fatigue thermique

Les mesures de dureté sur les spécimens testés après l’essai de fatigue thermique ont révélé l’existence d’un phénomène de retrempe superficielle du matériau FG25. D’après la figure 5.7, on constate qu’après l’essai de fatigue thermique la dureté de la fonte a augmenté, par contre celle de l’acier chromé reste presque inchangée. La dureté du composite à base d’aluminium a diminué. Ces résultats montrent que le composite Al-MMC est plus affecté par la fatigue thermique que les autres matériaux, malgré qu’il a subi une température d’échauffement au four inférieure à celle des deux autres matériaux.

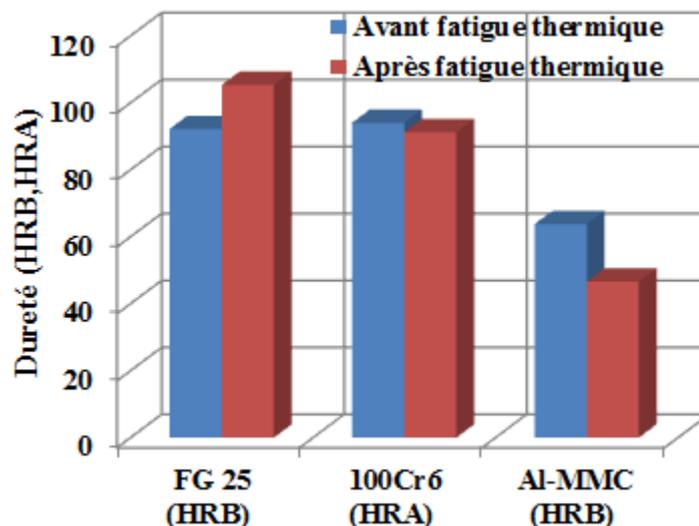


Figure 5.7 : Dureté des matériaux avant et après essai de la fatigue thermique

Les rugosités mesurées des surfaces des disques des trois matériaux examinés avant et après les tests de fatigue thermique sont représentées dans la figure 5.8. Après les essais de fatigue thermique, on constate une augmentation des rugosités des trois matériaux testés. La surface de l'acier chromé est la plus affectée par la fatigue thermique.

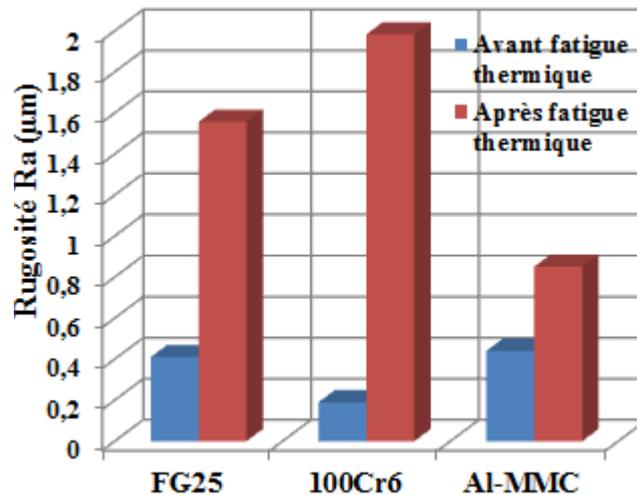


Figure 5.8 : Comparaison entre les rugosités des matériaux avant et après test de fatigue thermique

V.4 EFFET DE LA CORROSION SALINE SUR LE COMPORTEMENT DE MATERIAUX DES DISQUES DE FREIN

V.4.1 Effet du matériau de friction organique sur la corrosion saline

V.4.1.1 Coefficient de frottement et taux d'usure

Durant ce test de tribocorrosion, les paramètres d'essai sont maintenus constants (la charge normale appliquée par le tribomètre sur le pion 200 N, la vitesse de glissement $3.76 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ (1200 RPM), le rayon de frottement 30 mm, la température dans la chambre d'essai ainsi que la température initiale du disque 25°C et l'humidité 25%). La figure 5.9 montre les valeurs moyennes du coefficient de frottement pour les trois matériaux testés avant et après corrosion saline. Le coefficient de frottement dépend de la nature du matériau et de la durée d'exposition à la corrosion. L'exposition à la corrosion des matériaux pendant 6 jours (soit 144 heures) a produit une diminution du coefficient de frottement de 40% pour la fonte FG25, 25% pour l'acier chromé 100Cr6 et 5% pour le composite AL-MMC. Ce dernier résiste mieux à la corrosion due au brouillard salin.

La figure 5.10 présente le taux d'usure du pion en contact avec le disque corrodé et non corrodé des trois matériaux de disques testés. On remarque que le taux d'usure diminue avec l'augmentation du temps d'exposition à la corrosion. Le taux d'usure du pion qui frotte contre le disque en composite Al MMC est moins affecté par la corrosion que celui des deux autres

matériaux. Les figures 5.9 et 5.10 montrent clairement l'effet de la corrosion sur le comportement tribologique des matériaux de disques de frein testés. La fonte grise résiste mieux à la corrosion que l'acier chromé. La diminution du coefficient de frottement et du taux d'usure résulte de l'abaissement de la résistance au cisaillement des aspérités (augmentation de la fragilité des surfaces de contact corrodées).

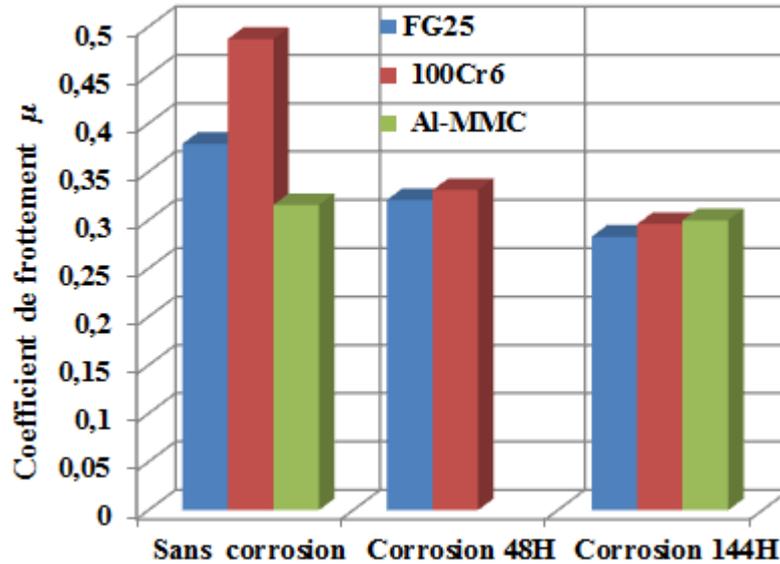


Figure 5.9 : Effet de la corrosion saline sur le coefficient de frottement matériau de friction organique

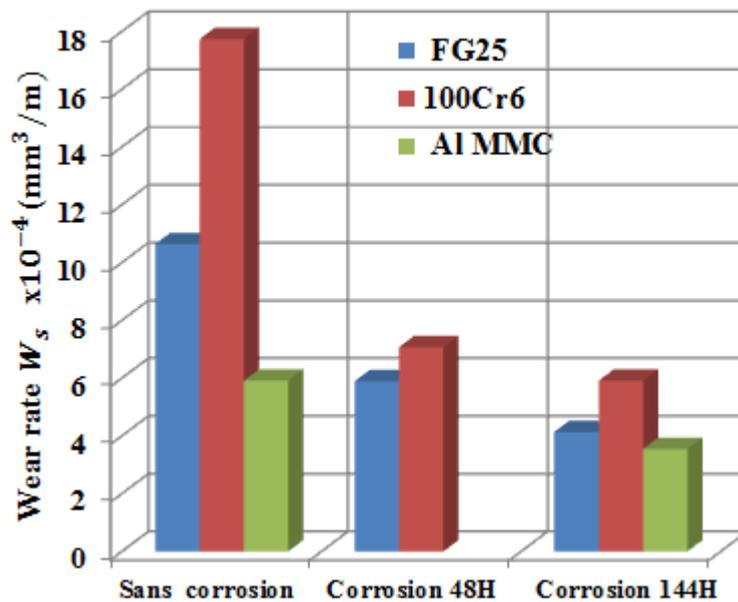


Figure 5.10 : Effet de la corrosion saline sur le taux d'usure matériau de friction organique

**V.4.1.2 Observation des surfaces de contact des disques avant et après la corrosion saline
(matériau de friction organique)**

Les observations réalisées à l'aide du microscope montrent la dégradation des surfaces de contact des disques après les tests de tribocorrosion. A travers ces observations, il est possible d'identifier les mécanismes mis en jeu à la fin de l'essai de tribocorrosion. La figure 5.11 montre les états des surfaces des trois matériaux après les essais de tribocorrosion en contact avec un matériau de friction organique.

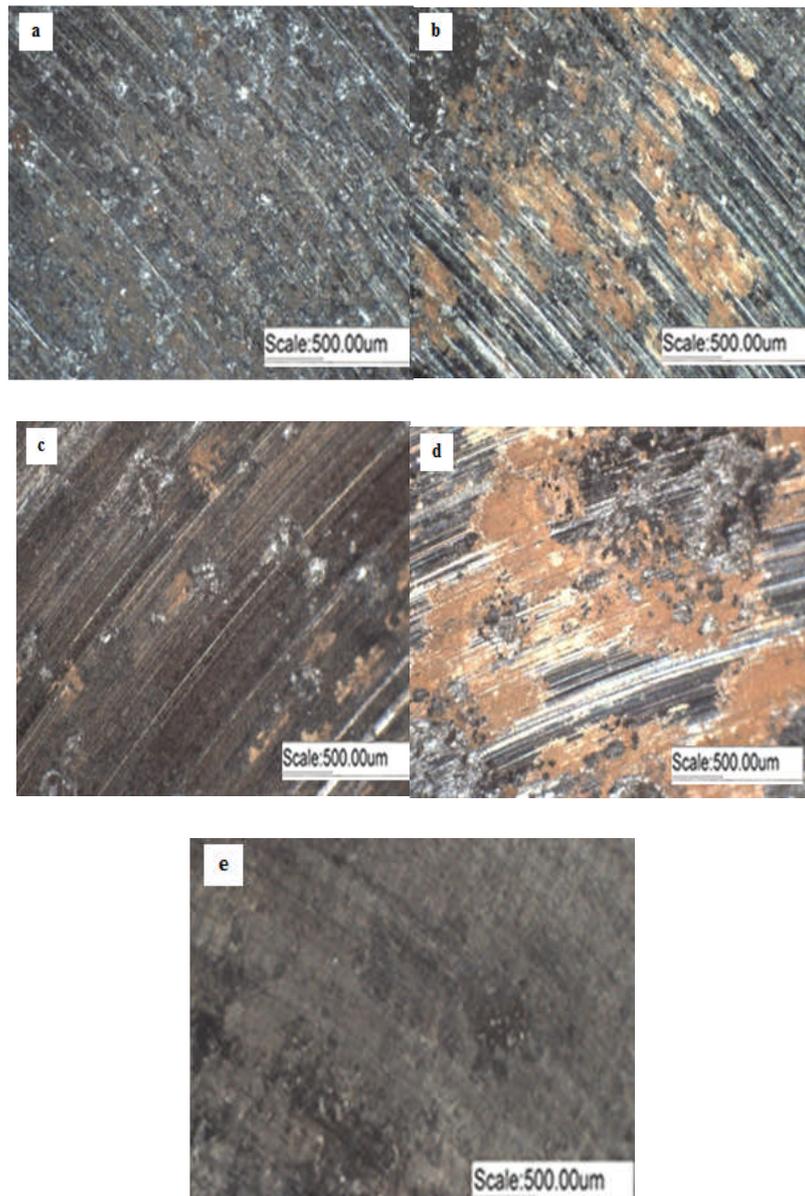


Figure 5.11 : Evolution des surfaces de contact après essais de tribocorrosion matériau de friction organique : a-FG 25 48 heures de corrosion ; b- FG25 144 heures de corrosion ; c- 100Cr6 48 heures de corrosion ; d- 100Cr6 144 heures de corrosion ; e- Al-MMC144 heures de corrosion.

La rupture des aspérités soumise à l'oxydation forme des débris très stables et très durs qui jouent le rôle d'abrasifs et vont dégrader les surfaces antagonistes et entretenir l'usure. Le comportement en usure des oxydes de fer est complexe. La présence de la magnétite (Fe_3O) est connue par son rôle de lubrifiant, diminuant le frottement et l'usure. Le comportement en usure des oxydes dépend de l'épaisseur et de l'adhérence des couches d'oxydes [155]. Il est admis que le coefficient de frottement et l'usure décroissent, quand l'adhérence des oxydes augmente et leur épaisseur diminue [156]. Les zones les plus brillantes sont la matrice nue de fer avec l'oxygène, les zones sombres sont des couches composées d'oxyde de fer. Après les tests de tribocorrosion, on remarque que la corrosion est présente sur les disques exposés au brouillard salin pendant 144 heures, tandis que sur les autres spécimens (48 heures) elle est en voie de disparaître (figure 5.11.a et 5.11.c). La couche de corrosion augmente donc avec le temps d'exposition à la corrosion saline et la surface corrodée devient plus fragile. Les traces d'usure sur les mêmes images montrent que les surfaces de contact des disques en fonte FG25 sont moins affectées par la corrosion que celles des disques en acier chromé 100Cr6. La présence de ces traces d'usure sur les disques corrodés montre que les tests de tribocorrosion dans les conditions d'essais choisis n'ont pas entièrement enlevés les restes de la corrosion. Les images des figures 5.11 b et 5.11.d sont typiques de l'apparition des traces d'usure sur tous les disques corrodés. Le troisième corps résultant de la pulvérisation interfaciale à l'échelle de corrosion pourrait agir comme lubrifiant solide et ceci peut durer après plusieurs essais [13]. La figure 5.11.e montre l'observation microscopique de la surface de contact du disque en composite Al-MMC après le test de tribocorrosion, ce matériau a été exposé à la corrosion saline durant 144 heures (six jours). La couche de corrosion du composite étant très mince disparaît durant le premier test de tribocorrosion. On a une formation de rainures ou sillons parallèles créés à partir du mécanisme d'abrasion.

La figure 5.12 présente une comparaison entre les profils des rugosités des surfaces de contact des disques en fonte FG25, en acier chromé 100Cr6 et en composite Al-MMC, réalisés après les tests d'usure sans et avec corrosion. Les spécimens choisis sont ceux exposés à la corrosion durant 144 heures. On remarque qu'il y a une grande différence entre les structures des surfaces corrodées et non corrodées. L'effet de la corrosion sur l'acier chromé est plus important que sur les autres matériaux, ceci est exprimé par la fréquence des aspérités, qui sont affectées par la corrosion (figure 5.13). Le composite Al-MMC est moins altéré par la corrosion saline comparé aux autres matériaux, la fonte et l'acier chromé.

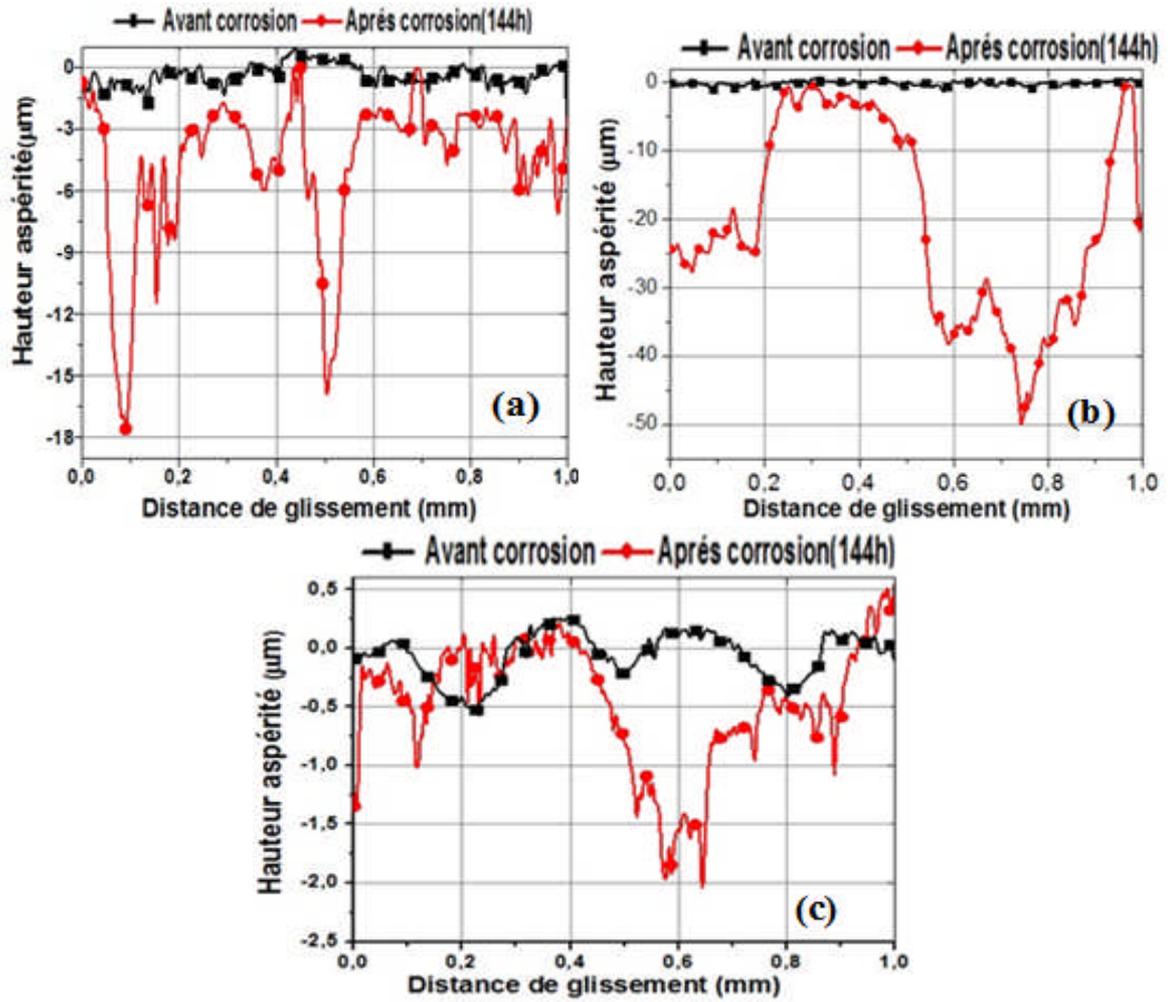


Figure 5.12 : Comparaison des rugosités des surfaces de contact des disques avant et après les tests de tribocorrosion matériau de friction organique : a- Fonte grise FG25 ; b-Acier chromé 100Cr6 ; c-composite Al-MMC

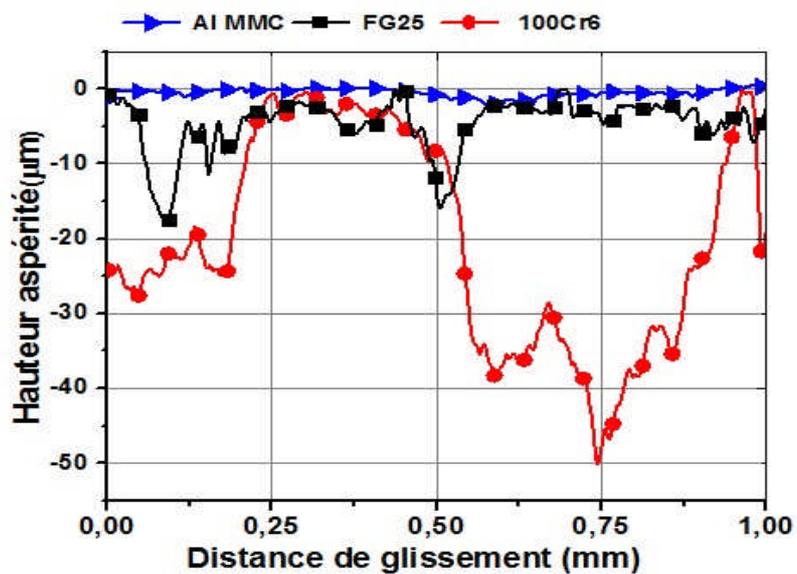


Figure 5.13 : Comparaison des rugosités des surfaces de contact des disques corrodés (144 heures) après essais de tribocorrosion (matériau de friction organique)

V.4.2 Effet du matériau de friction semi métallique sur la corrosion saline

V.4.2.1 Coefficients de frottements et taux d'usure

Les figures 5.14 et 5.15 montrent l'évolution du coefficient de frottement et le taux d'usure du pion en matériau semi métallique frottant respectivement contre les disques en FG25, en acier 100CR6 et en composite Al-MMC exposés à la corrosion saline durant 44 heures et 144 heures .

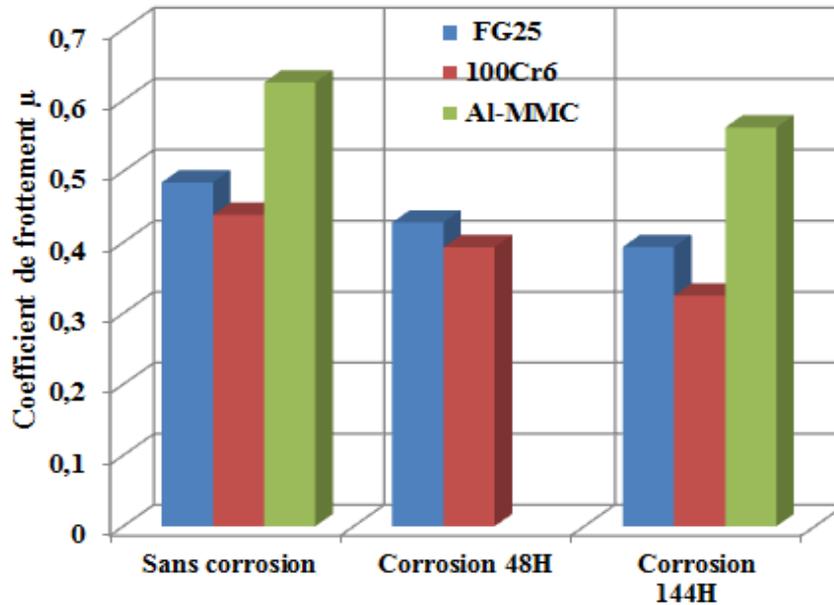


Figure 5.14 : Effet de la corrosion saline sur le coefficient de frottement matériau de friction semi métallique

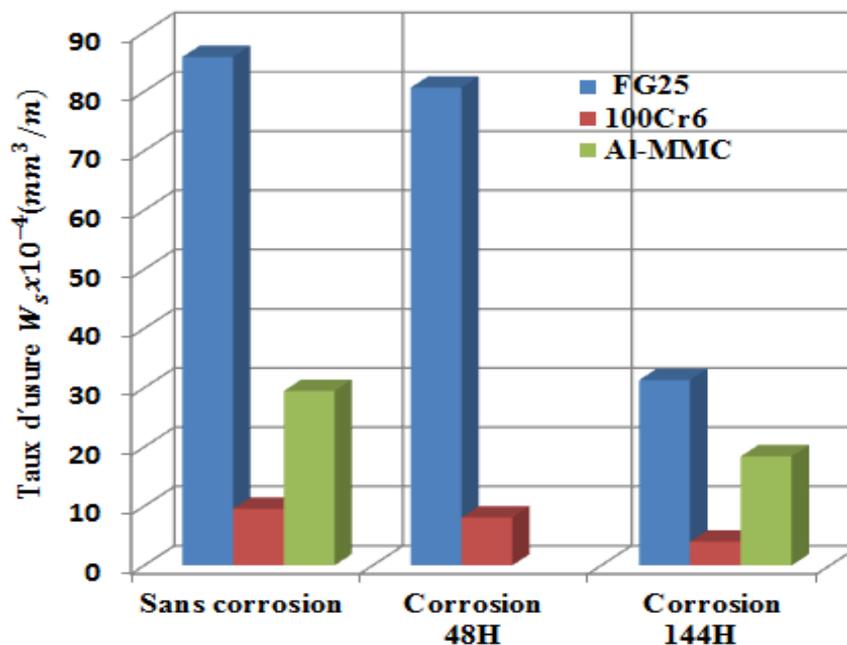


Figure 5.15 : Effet de la corrosion saline sur le taux d'usure matériau de friction semi métallique

On remarque que la corrosion saline influe sur le comportement tribologique des matériaux testés quel que soit le matériau du frotteur semi métallique ou organique. Le coefficient de frottement et le taux d'usure diminuent avec l'augmentation du temps d'exposition à la corrosion saline. Ceci est dû comme il a été cité précédemment à la fragilisation des aspérités lors du contact pion-disque. D'après les deux figures précédentes, le composite Al-MMC est caractérisé par un meilleur comportement tribologique comparé aux deux autres matériaux.

V.4.2.2 Observations des surfaces de contacts des disques avant et après corrosion saline (matériau de friction semi métallique)

La figure 5.16 montre des observations microscopiques des surfaces de contact des disques corrodés en contact avec un pion semi métallique.

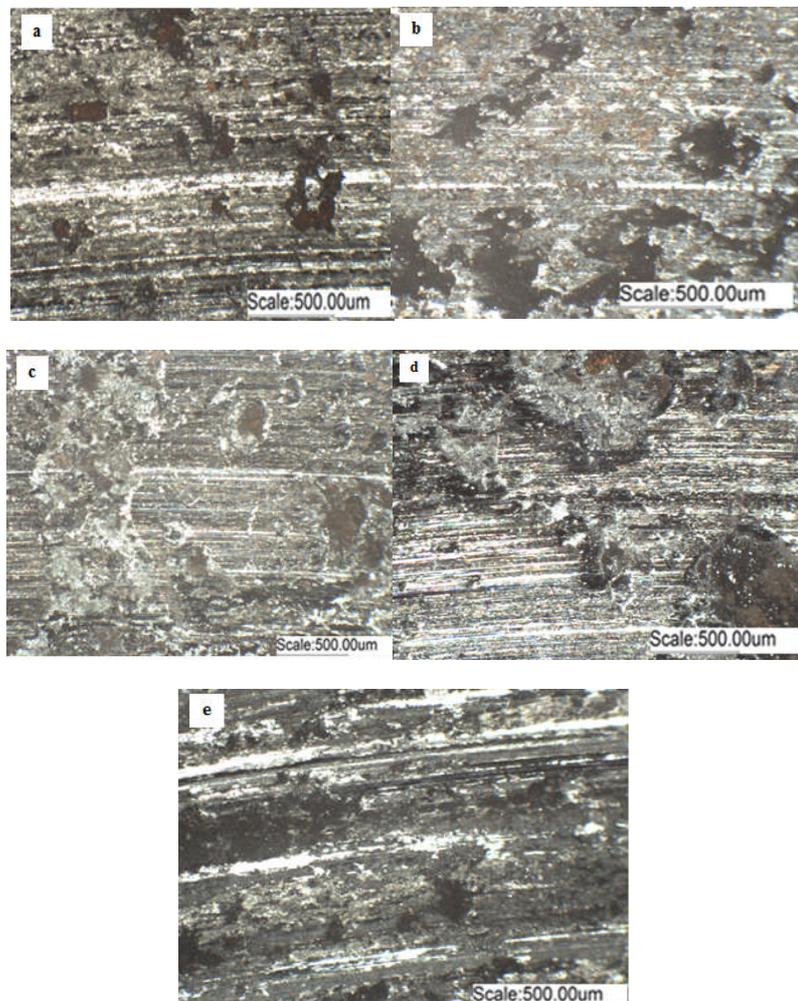


Figure 5.16 : Evolution des surfaces de contact après essais de tribocorrosion matériau de friction semi métallique : a- FG 25 48 heures de corrosion ; b- FG25 144 heures de corrosion ; c- 100Cr6 48 heures de corrosion ; d- 100Cr6 144 heures de corrosion ; e- Al-MMC 144 heures de corrosion.

Malgré le nombre élevé de tests tribocorrosion réalisés sur le tribomètre, on n'a pas pu enlever entièrement la couche corrodée. Ceci montre la profondeur des couches oxydées résultant de la corrosion saline. Comme on l'a mentionné auparavant ces oxydes jouent le rôle de lubrifiant, ce qui influe sur le comportement tribologique des matériaux des disques de frein testés [13]. Les constatations pour ce genre de surfaces corrodées en contact avec un pion semi métallique sont similaires à celles formulées pour le cas d'un pion en matériaux de friction organique.

V.5 EFFET DE LA FATIGUE THERMIQUE SUR LE COMPORTEMENT TRIBOLOGIQUE DES MATERIAUX DE DISQUES DE FREIN

V.5.1 Effet du matériau de friction organique sur la fatigue thermique

V.5.1.1 Coefficient de frottement et taux d'usure

La fatigue thermique a une grande influence sur le comportement tribologique, comme le montre la figure 5.17. Le coefficient de frottement du matériau composite et en fonte diminuent, par contre celui de l'acier chromé reste presque insensible à la fatigue thermique. La diminution du coefficient de frottement pour la fonte et le composite est due probablement au changement de la structure de la surface de contact durant l'essai de fatigue thermique (la trempe).

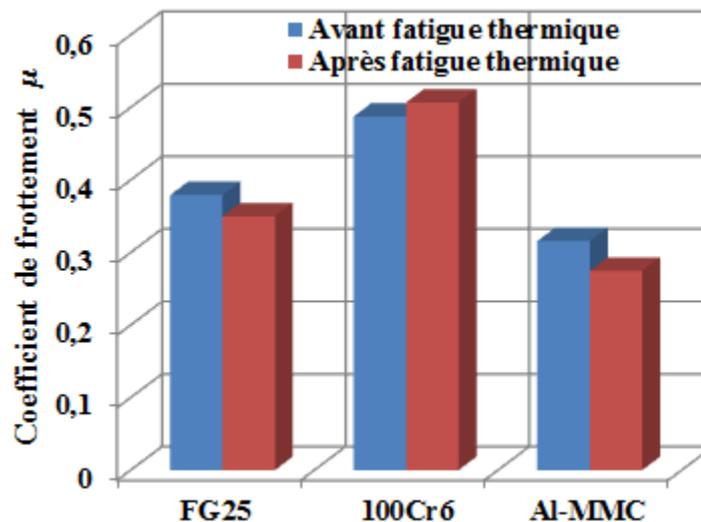


Figure 5.17 : Effet de la fatigue thermique sur le coefficient de frottement matériau de friction organique.

La figure 5.18 montre la variation du taux d'usure du pion en matériau organique. Les taux d'usure après les essais de fatigue thermique sont plus élevés que ceux des pions organiques frottant contre les spécimens n'ayant pas subi aucun traitement thermique. Cette augmentation

du taux d'usure est due à la solidification des surfaces de contact après refroidissement (duretés élevées des surfaces trempées, figure 5.7), au changement structural des aspérités qui se manifeste par l'augmentation des rugosités des surfaces de contact, figure 5.8. L'acier chromé est caractérisé par une rugosité et un taux d'usure plus élevés que les autres matériaux.

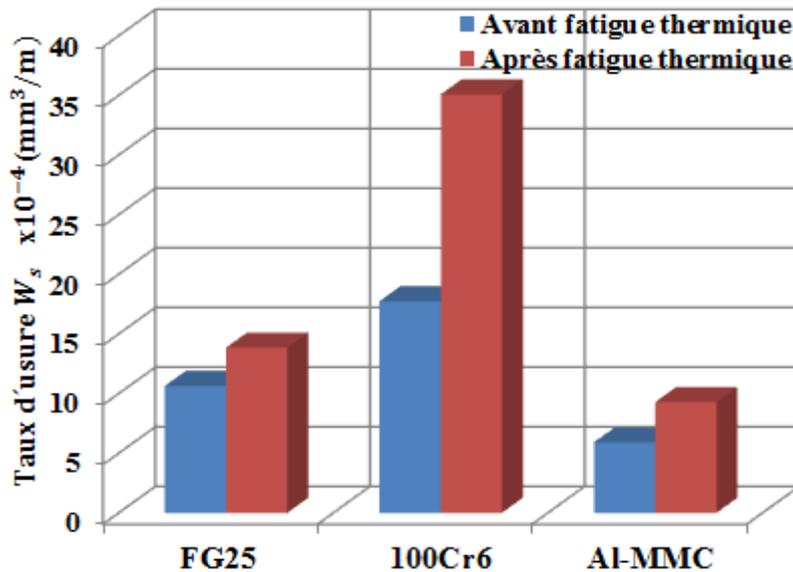


Figure 5.18 : Effet de la fatigue thermique sur le taux d'usure matériau de friction organique

V.5.1.2 Observation des surfaces de contact des disques avant et après fatigue thermique (matériau de friction organique)

Les observations de la surface des échantillons testés montrent la présence d'un labourage important de la surface de contact durant le processus de glissement. Il est fort probable que ces labourages seraient le résultat de détachement de particules du pion de taille plus ou moins importante qui seraient ensuite piégées dans la zone de contact entraînant la détérioration de la surface des échantillons. Suivant les zones de frottement, on note la présence de sillons avec des creux plus ou moins profonds, figure 5.19. La surface usée du disque en acier chromé 100Cr6 présente une surface métallique très rugueuse et sillonnée dans le sens du mouvement. Elle contient un nombre très élevé de creux par rapport aux autres matériaux, figure 5.19.b. La surface du disque en fonte grise FG25 présente des sillons espacés, la présence des trous ou creux permet de réduire le niveau de frottement, figure 5.19.a. Apparemment, l'échantillon d'acier fut sollicité sur toute la surface de contact, ce qui n'est pas le cas pour les autres échantillons (FG25 et Al-MMC). Quant à la surface du composite Al-MMC, elle présente une face fortement fissurée avec la présence de zones noires de petites dimensions dénotant vraisemblablement un contact très localisé, figure 5.19.c.

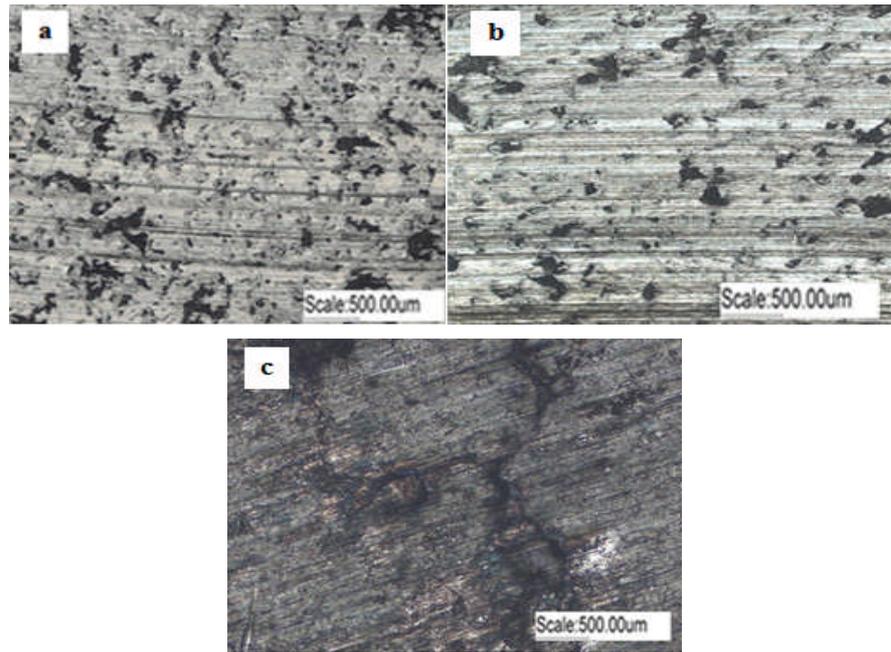


Figure 5.19 : Surfaces de contact des disques après essais de tribocorrosion sous l'effet de la fatigue thermique matériau de friction organique : a-Fonte Grise FG25 ; b-Acier chromé 100Cr6 ; c- Composite Al-MMC.

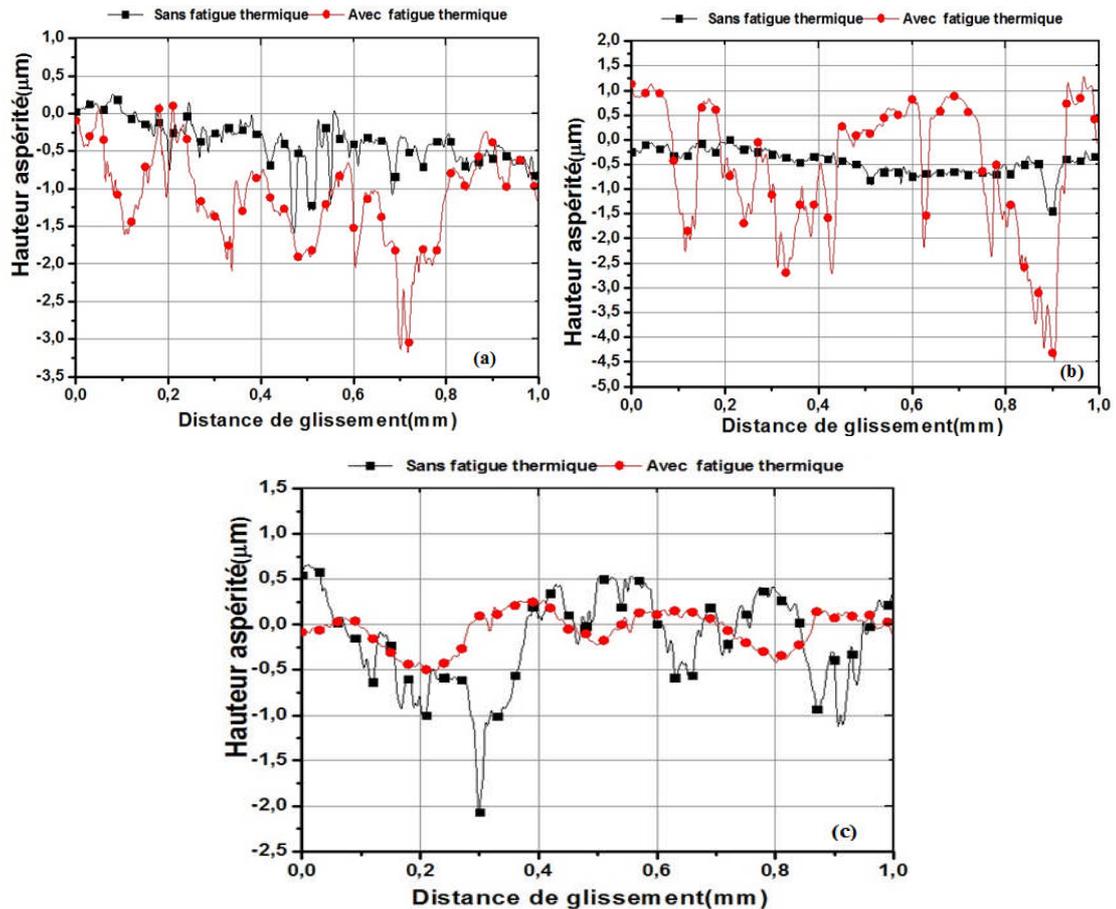


Figure 5.20 : Comparaison des rugosités des surfaces de contact des disques avant et après fatigue thermique (matériau de friction organique):a- Fonte grise FG25 ; b-Acier chromé 100Cr6 ; c-composite Al-MMC.

On observe également des fissures importantes espacées. Après les essais de tribocorrosion, des mesures de profilomètre ont été effectuées pour pouvoir suivre l'évolution des aspérités des surfaces de contact, figure 5.20. On remarque que le profil de la surface du spécimen en acier chromé est plus affecté par la fatigue thermique que les autres matériaux, figure 5.20.b. L'état de surface de l'échantillon en composite Al-MMC est moins affecté, figure 5.20.c. Puisque la dureté des matériaux testés augmente, on remarque que le nombre de pics et de creux résultant de la fatigue thermique est nettement plus élevé pour les spécimens en acier chromé et en fonte grise que celui du composite, figure 5.21. La quantité de matière du troisième corps provenant du pion organique, piégée entre les aspérités des spécimens ayant subi la fatigue thermique est plus grande que celle piégée entre les aspérités des spécimens n'ayant pas subi ce genre de traitement. Ceci explique l'augmentation de l'usure après le test de tribocorrosion des spécimens ayant subi la fatigue thermique.

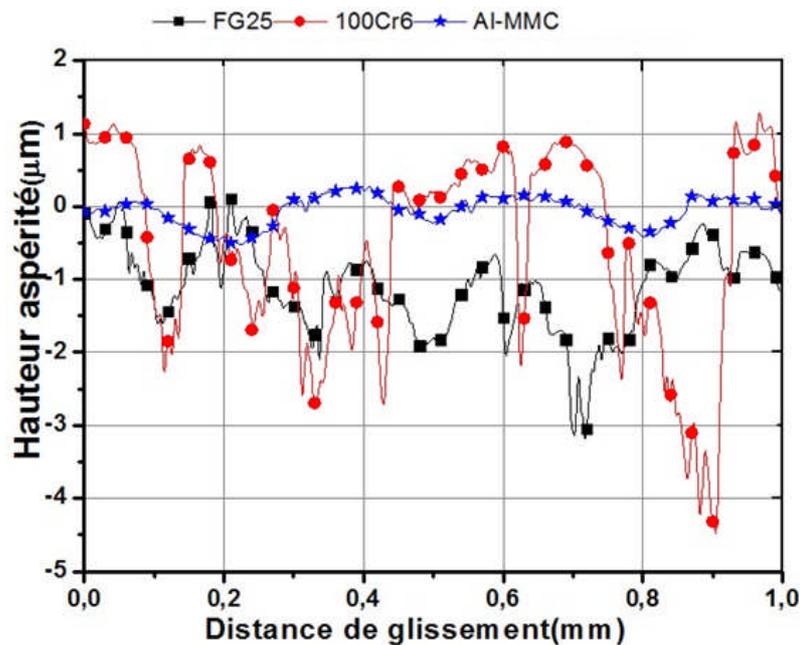


Figure 5.21 : Comparaison des rugosités des surfaces de contacts des disques après test de tribocorrosion sous l'effets de la fatigue thermique (matériau de friction organique)

V.5.2 Effet du matériau de friction semi métallique sur la fatigue thermique

V.5.2.1 Coefficient de frottement et taux d'usure

La figure 5.22 montre l'influence de la fatigue thermique sur le coefficient de frottement des matériaux des disques de frein frottant contre des pions semi métalliques. Le coefficient de frottement reste presque constant pour les matériaux testés, à l'exception d'une légère diminution enregistrée pour la fonte grise FG25 de l'ordre de 20%. Le composite Al-MMC est caractérisé par un coefficient de frottement élevé comparé aux autres matériaux. La

figure 5.23 montre l'influence de la fatigue thermique sur le taux d'usure des pions semi métalliques frottant contre les matériaux de disques de frein. On note que le taux d'usure de trois matériaux ayant subis la fatigue thermique augmente brusquement, en particulier la fonte FG 25. Pour la fonte, on constate une augmentation de 80 % du taux d'usure par rapport à celle sans fatigue thermique. Pour les deux autres matériaux, l'écart du taux d'usure est de l'ordre de 50%. Cette augmentation du taux d'usure est due au changement de la structure de de la surface de contact des disques pendant les tests de tribocorrosion et à l'augmentation de la résistance au cisaillement des aspérités. Notons que du point de vue fatigue thermique le composite Al-MMC possède un meilleur comportement tribologique comparé aux autres matériaux sauf qu'il est caractérisé par un bruit gênant durant les tests de tribocorrosion.

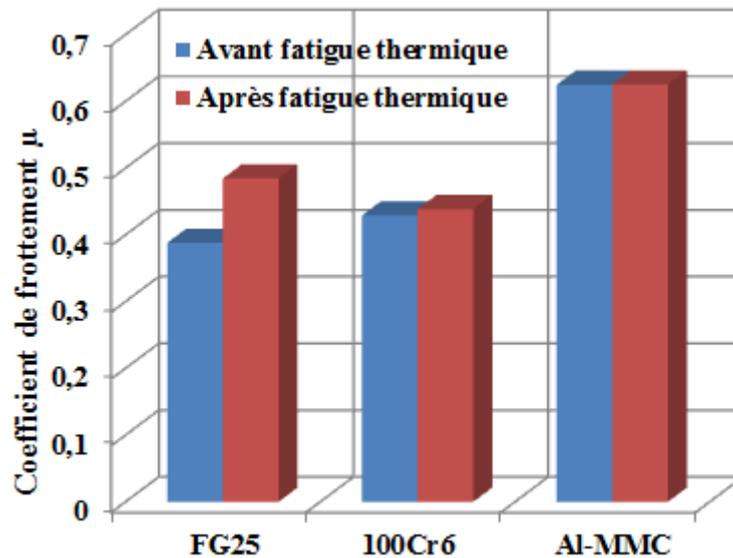


Figure 5.22 : Effet de la fatigue thermique sur le coefficient de frottement matériau de friction semi métallique

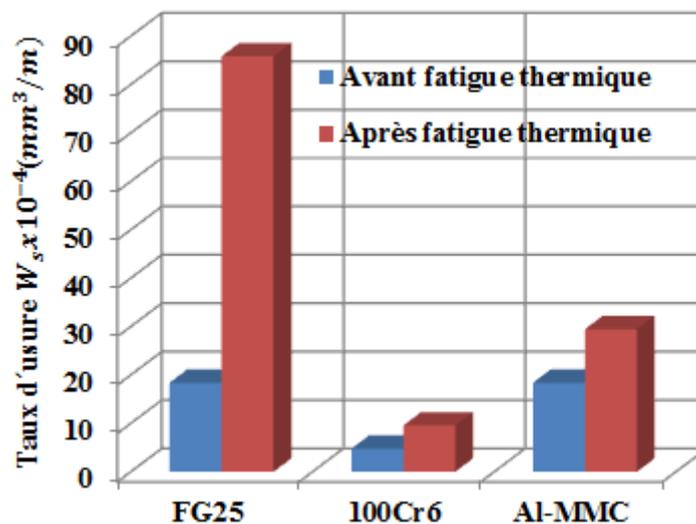


Figure 5.23: Effet de la fatigue thermique sur le taux d'usure matériau de friction semi métallique

V.5.2.2 Observation des surfaces de contact des disques avant et après fatigue thermique (matériau de friction semi métallique)

Les observations microscopiques des surfaces de contact des disques en acier chromé 100Cr6 montre un mécanisme d'usure abrasive, qui est caractérisées par un labourage important des aspérités dans la direction de glissement.

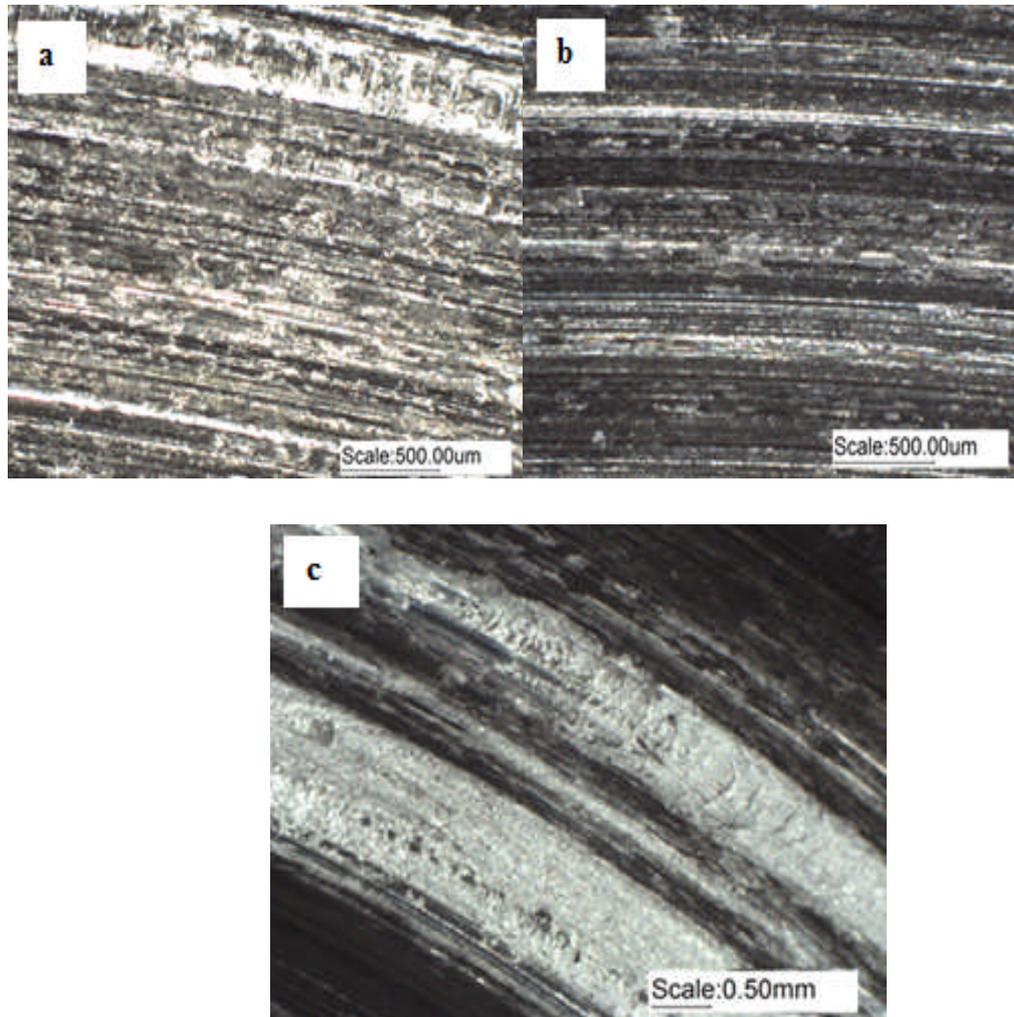


Figure 5.24: Surfaces de contact des disques après essais de tribocorrosion sous l'effet de la fatigue thermique matériau de friction semi métallique: a-Fonte Grise FG25 ; b-Acier chromé 100Cr6 ; c- Composite Al-MMC.

On constate avec la présence de quantités importantes de débris provenant du pion semi métallique qui se trouvent piégés entre les aspérités de la surface de contact, figure 5.24. b. La surface usée du matériau de disque en fonte FG25 ayant subi la fatigue thermique, frottant contre le pion semi métallique est le résultat de l'usure purement abrasive, elle se distingue par des sillons espacés (distance entre les aspérités élevée). La présence de débris comme troisième corps provenant du pion semi métallique sur cette surface usée est faible, figure 5,24.a. L'image microscopique de la figure 5.24.c montre la surface usée du matériau composite Al-MMC après

le test de tribocorrosion contre un pion semi métallique sous l'effet de la fatigue thermique. En analysant les mécanismes d'usure de ce test de tribocorrosion, on constate qu'on assiste à deux types d'usure, le premier est un mécanisme d'usure abrasive qui se traduit par la présence des sillons dans le sens du glissement du pion avec présence de quelque débris provenant du pion et le second est un mécanisme d'usure adhésive qui est caractérisé par la présence de la trace d'arrachement de la matière du disque, preuve d'adhésion entre les deux antagonistes. Ceci est due à une diminution de la dureté du composite après le processus de la fatigue thermique.

V.6 INFLUENCE DE LA CORROSION SALINE ET DE LA FATIGUE THERMIQUE SUR LE COMPORTEMENT TRIBOLOGIQUE DES MATERIAUX DE DISQUES DE FREIN

V.6.1 Evolution du coefficient de frottement

Les figures 5.25, 5.26 et 5.27 montrent une comparaison entre les coefficients de frottement sous l'influence des matériaux de friction organique et semi métallique sur le comportement tribologique des matériaux de disques de frein soumis à la corrosion saline et la fatigue thermique. Avec l'augmentation du temps d'exposition à la corrosion saline, le coefficient de frottement des couples 100Cr6-matériau organique et FG25-matériau organique est moins élevé que celui des couples 100Cr6-matériaux semi métallique et FG25-matériau semi métallique. Ceci est dû essentiellement à la fragilisation des aspérités de la surface de contact et à l'élimination rapide de la couche corrodée par l'action du pion semi métallique.

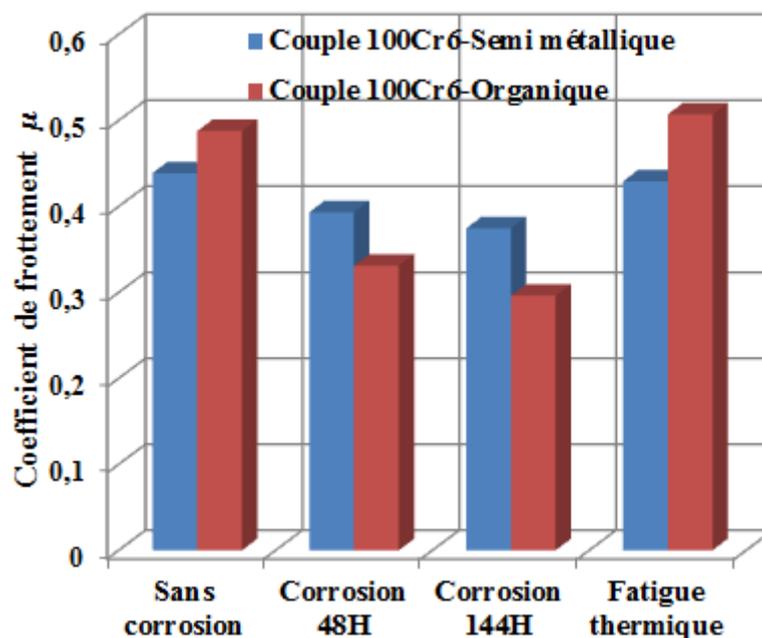


Figure 5.25 : Comparaison des coefficients de frottement des disques acier chromé 100Cr6 frottant contre pions organiques et semi métalliques.

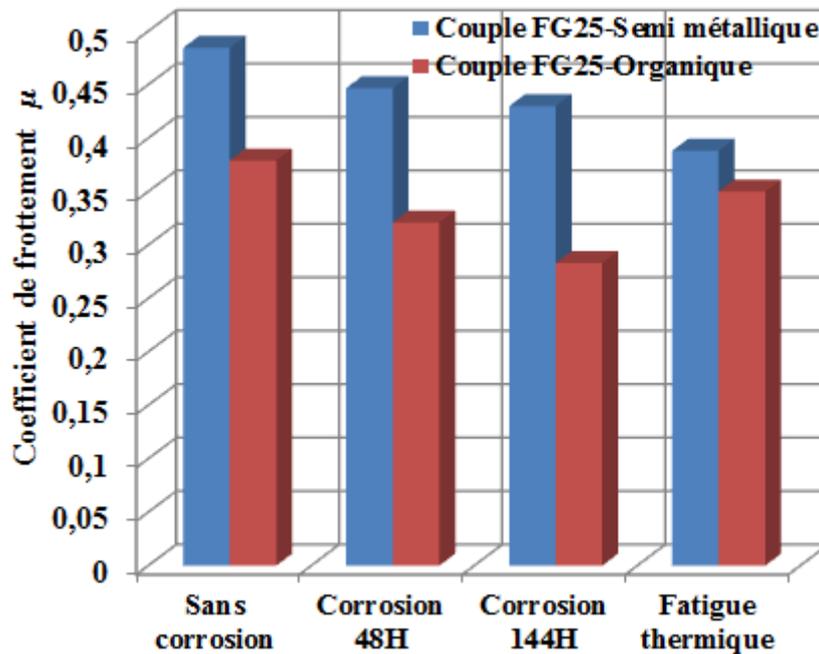


Figure 5.26 : Comparaison des coefficients de frottement des disques en fonte FG25 frottant contre pions organiques et semi métalliques.

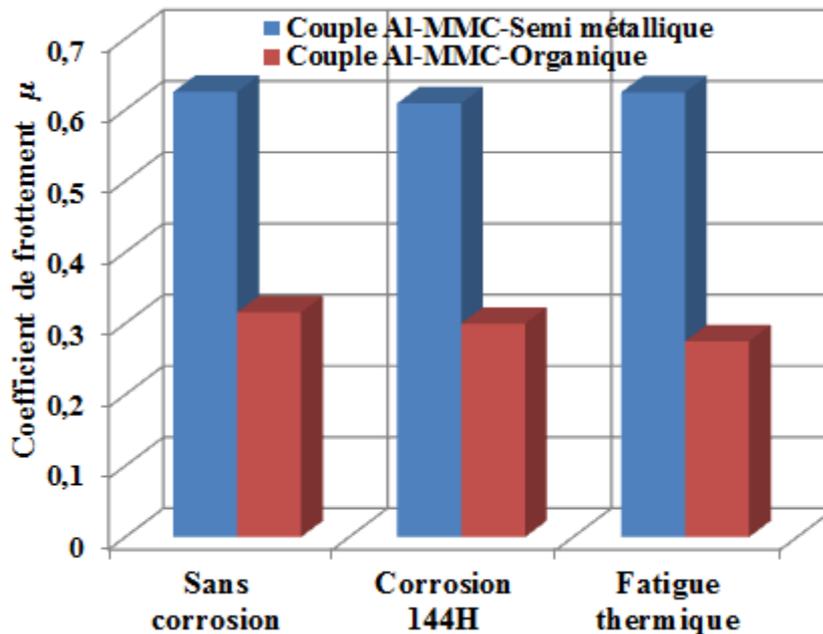


Figure 5.27 : Comparaison des coefficients de frottement des disques composite Al-MMC frottant contre pion organique et semi métallique.

Vue la faible épaisseur de la couche de corrosion formée sur le composite Al-MMC, les coefficients de frottement de ce dernier ne sont pas affectés par cette corrosion saline. Concernant la fatigue thermique, on remarque que le coefficient de frottement du couple 100Cr6-matériau organique est plus grand que celui de l'autre type de couple 100Cr6-matériau semi métallique, malgré le changement de structure des aspérités de la surface de contact, qui se

traduit par une augmentation de la rugosité de l'acier chromé traité. La surface réelle de contact est plus grande pour le couple 100Cr6-matériau organique, car durant le test de tribocorrosion les débris provenant du pion organique restent piégés entre les aspérités de la surface de contact de l'acier. Les distances entre les aspérités sont plus petites, ce qui implique une plus grande surface réelle de contact et plus grand coefficient de frottement. On remarque que les coefficients de frottement des couples FG25-matériau semi métallique et Al-MMC-matériau semi métallique sont élevés que ceux des autres couples FG25-matériau organique et Al-MMC-matériau organique respectivement. Ceci résulte généralement de l'augmentation des rugosités des surfaces de contact des disques au cours des tests de tribocorrosion et de l'espacement des aspérités des surfaces de contact. La quantité de débris provenant du pion organique piégés dans le contact n'est pas suffisante pour augmenter la surface réel de contact, d'où un faible coefficient de frottement.

V.6.2 Evolution du taux d'usure

Les figure 5.28 ,5.29 et 5.30 montre l'évolution des taux d'usures des pions semi métalliques et organiques après les tests de tribocorrosion des différents couple examinés. Pour le matériau de disque en FG25, le taux d'usure du matériau du pion semi métallique est plus grand que celui du pion organique, car durant le passage du pion semi métallique sur la surface du disque en fonte FG25 corrodé l'enlèvement de la couche de corrosion est plus rapide que celui du pion organique. Une grande quantité de débris provenant des pions semi métalliques est éliminée de la zone de contact, alors que pour le pion organique une grande quantité de débris se trouve piégée dans le contact. Idem pour le matériau composite AL-MMC. Pour le cas de l'acier chromé 100Cr6, on constate que le taux d'usure du pion organique en contact avec la surface du disque corrodée après 144 heures est plus élevée que celui du pion semi métallique, car la couche de corrosion sur la surface de contact est plus grande qui nécessite un nombre important d'essai pour l'éliminer complètement. Pour réduire l'épaisseur de cette couche de corrosion, le pion semi métallique ne nécessite pas un nombre d'essais moins important qu'un pion organique. Ceci est dû à la friabilité de la surface de contact corrodée donnant naissance à un troisième corps plus pulvérulent et peu de poudre adhérente. Ainsi, le taux d'usure devient plus faible. Le troisième corps, créé par le broyage et la pulvérisation interfaciale à l'échelle de corrosion peuvent agir comme lubrifiants solide [13]. Le taux d'usure du matériau organique est plus élevé que celui du pion semi métallique frottant contre les disques en acier chromé 100Cr6 sous l'influence de la fatigue thermique en raison de la dureté élevée du matériau semi métallique, de la structure des aspérités de la surface de contact de l'acier chromé. Par ailleurs, le taux

d'usure des pions semi métalliques est plus élevé que celui des autres pions organiques frottant contre les disques en FG25 et Al-MMC sous l'effet de la fatigue thermique

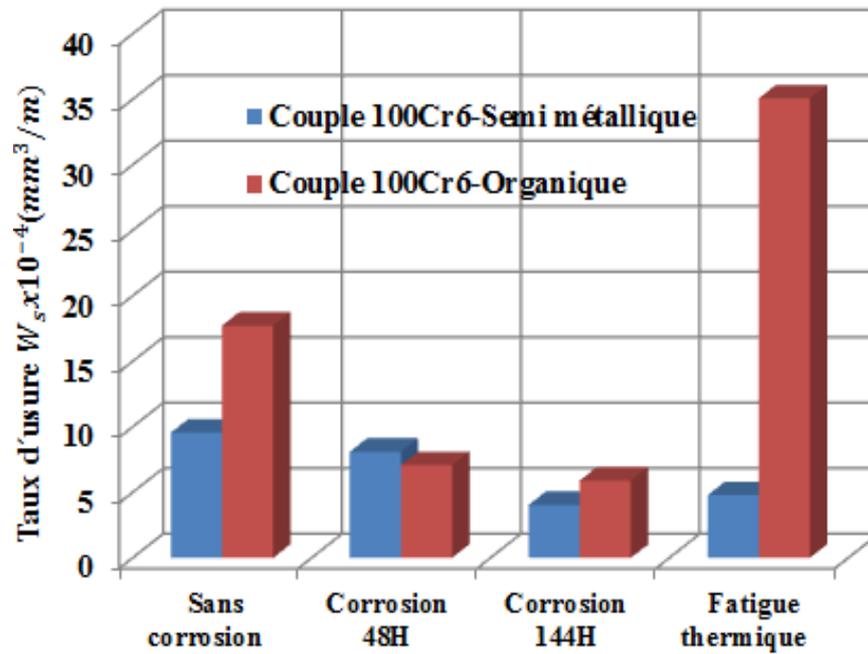


Figure 5.28 : Comparaison des taux d'usure des disques en acier chromé 100Cr6 frottant contre pion organique et semi métallique

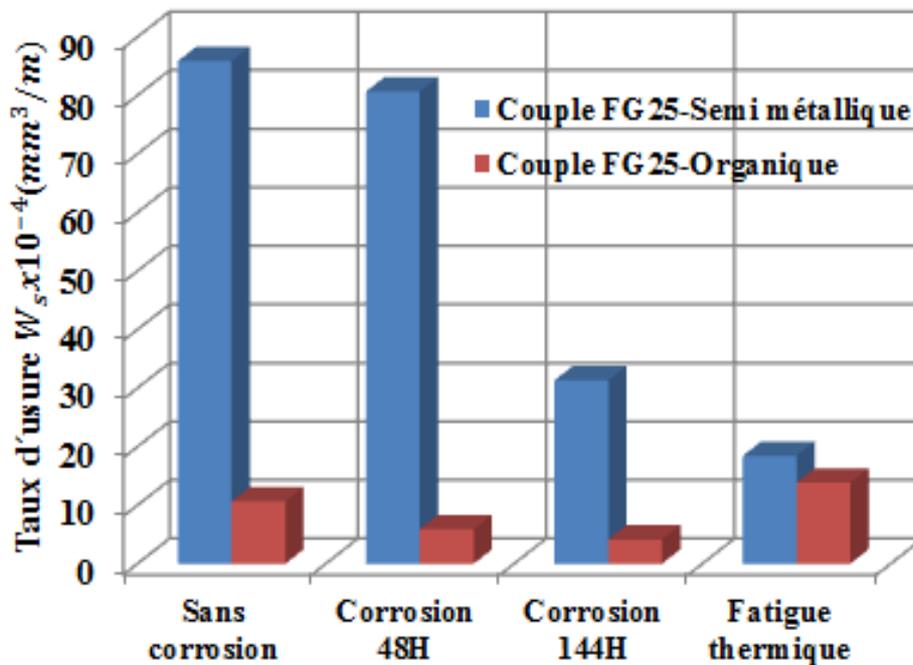


Figure 5.29 : Comparaison des taux d'usure des disques en fonte FG25 frottant contre pion organique et semi métallique

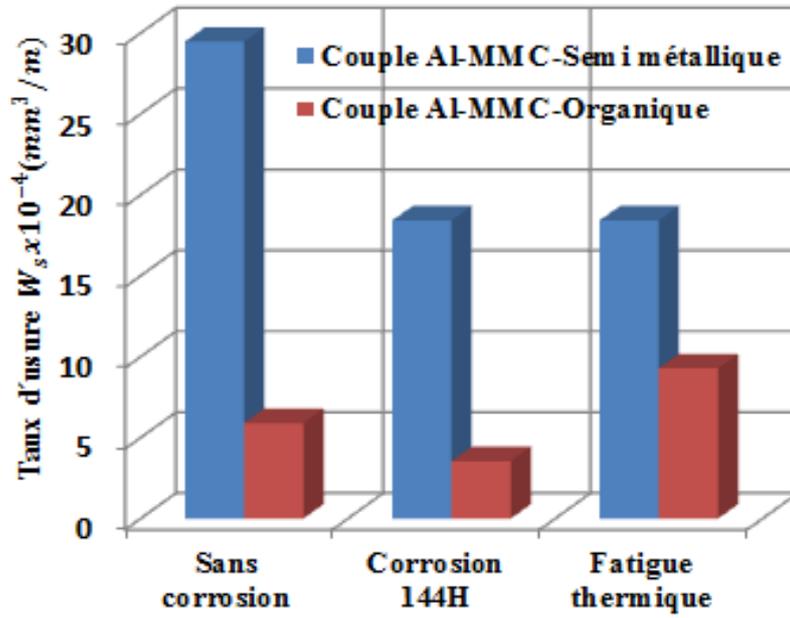


Figure 5.30 : Comparaison des taux d'usure des disques composite Al-MMC frottant contre pion organique et semi métallique

VI.1 INTRODUCTION

Dans ce chapitre, on procède à une modélisation numérique de comportement tribologique de couples disque-pion déjà testés expérimentalement et aussi à la validation des résultats du modèle numérique. On abordera la formulation mathématique du contact et du frottement aux interfaces et les critères de choix de la méthode de modélisation numérique du contact sec glissant.

VI.2 FORMULATION CONTINUE

On considère un solide élastique Ω défini dans \mathbb{R}^3 en situation de contact frottant sur un support indéformable, figure 6.1. $\delta\Omega$ est la surface continûment différentiable de Ω et \vec{n} la normale sortante. Le solide Ω est soumis à des déplacements imposés \vec{u}_d sur une zone $\Gamma_u \subset \partial\Omega$ ainsi qu'à des efforts imposés \vec{F}_d sur une zone $\Gamma_F \subset \partial\Omega$ et des forces de volume \vec{f}_v .

L'équation classique du problème d'élasticité en dynamique s'écrit sous la forme suivante [157] :

$$\overrightarrow{\text{div}}\sigma + \vec{f}_v = \rho \cdot \ddot{u} \text{ dans } \Omega \quad (6.1)$$

L'équation (3.1) est l'équation fondamentale de la dynamique des milieux continus élastiques.

On définit également Γ_c la surface de contact avec le support.

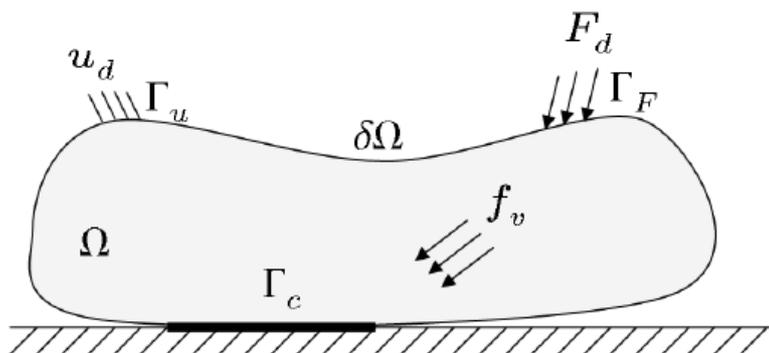


Figure 6.1: Système mécanique [158].

VI.3 CONTACT UNILATERAL SANS FROTTEMENT - PROBLEME DE SIGNORINI

Le problème de Signorini (ou conditions de Kuhn-Tucker) établit la relation qu'il existe sur la surface de contact entre les efforts normaux et le mouvement relatif des deux corps dans la direction normale.

Sur l'interface Γ_c , figure 6.1, les conditions de contact unilatéral s'écrivent [159] :

$$\delta n \geq 0 \tag{6.2}$$

$$\|\vec{F}_n\| \leq 0 \tag{6.3}$$

$$\sigma_n \|\vec{F}_n\| = 0 \tag{6.4}$$

σ_n est l'interférence de contact, c'est à dire la distance entre un point de Γ_c et son projeté orthogonal sur la surface rigide et \vec{F}_n les efforts normaux à la surface de contact Γ_c .

L'équation (6.2) indique qu'il ne peut pas y avoir d'interpénétration entre le solide déformable et la surface rigide, mais que le décollement est autorisé.

L'équation (6.3) indique que les efforts normaux sont des efforts de compression dirigés à l'intérieur de Ω .

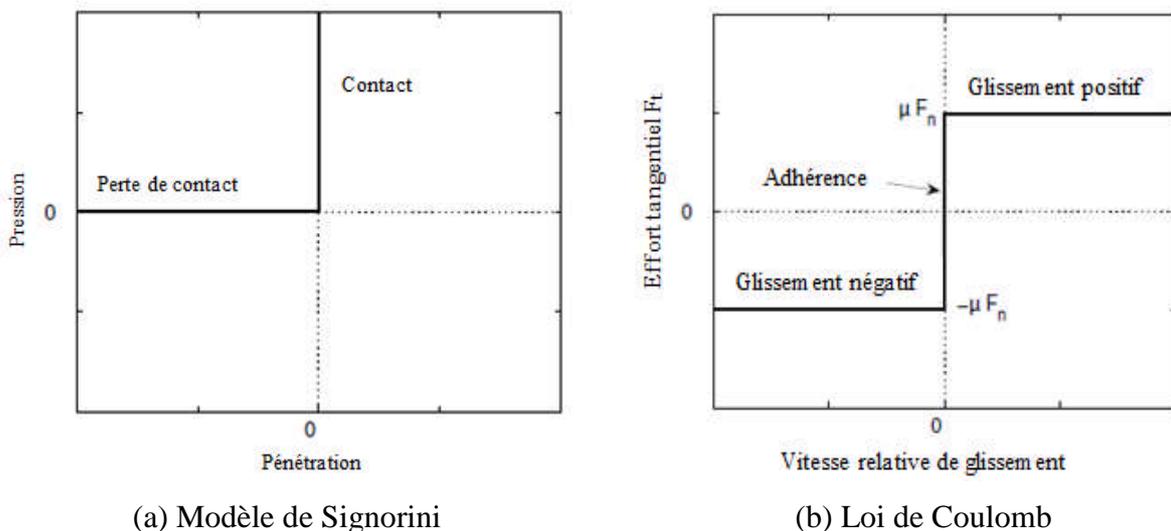


Figure 6.2 : Modèles de contact et de frottement [157].

L'équation de complémentarité linéaire (6.4) indique qu'en un point situé sur la surface Γ_c il y a soit contact ($\sigma_n=0$), soit décollement ($\|\vec{F}_n\|=0$).

Le graphe de la loi de contact est présenté sur la figure 6.2 (a). On remarque le caractère non dérivable multivoque et extrêmement non-linéaire de la loi de Signorini

VI.3.1 Gestion du frottement - Modèle de Coulomb

Le contact sans frottement présenté précédemment n’a que peu de réalité physique ; on utilise généralement la loi de Coulomb pour décrire les phénomènes physiques dans l’espace tangent au contact, figure 6.2 b. Cette loi traduit une complémentarité entre les forces tangentes \vec{F}_t et la vitesse de glissement \vec{v}_t avec les efforts normaux \vec{F}_n selon :

$$\begin{cases} \|\vec{F}_t\| \leq \mu \|\vec{F}_n\| \\ \|\vec{F}_t\| = \mu \|\vec{F}_n\| \Rightarrow \exists \lambda \geq 0, v_t = -\lambda F_t & \text{(glissement)} \\ \|\vec{F}_t\| < \mu \|\vec{F}_n\| \Rightarrow \|\vec{v}_t\| = 0 & \text{(adhérence)} \end{cases} \quad (6.5)$$

μ est le coefficient de frottement de Coulomb qui dépend de la nature des matériaux et des états de surfaces des deux corps en contact.

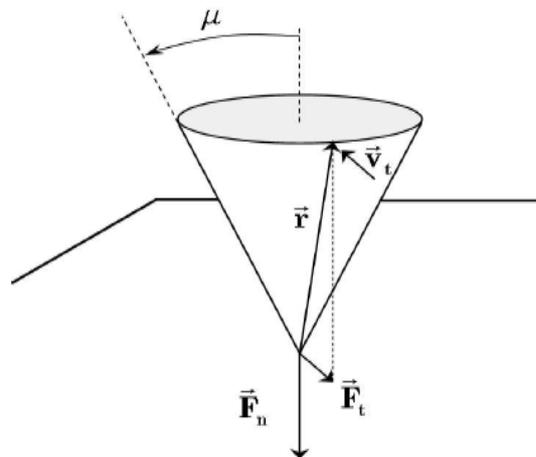


Figure 6.3 : Cône de Coulomb [158].

Cette loi est schématisée par un cône qui représente la résultante \vec{F} du contact frottant sur un point de la surface Γ_c suivant les deux états, figure 6.3.

Si la force de réaction se situe à l’intérieur du cône, il y a adhérence au niveau du contact et $\vec{v}_t=0$. Par contre si la force de réaction est située sur les bords du cône alors il y a un glissement frottant au niveau du contact et l’effort de frottement \vec{F}_t est lié à l’effort normal \vec{F}_n par le coefficient de frottement μ .

On peut également définir un frottement anisotrope où le coefficient de frottement dépend de la direction de glissement, avec dans ce cas, une représentation elliptique du cône de Coulomb. Comme pour le modèle de Signorini, les lois de Coulomb sont non-linéaires, non-différentiables et présentent un caractère multivoque, figure 6.2 b.

En faisant l'analogie avec la plasticité, les lois de Coulomb sont de type non associées car le glissement ne se fait pas normalement au cône de Coulomb mais dans la direction des efforts de frottement. Ainsi, l'effort de frottement est régi par le principe de dissipation maximale et Jean [160] propose une formulation alternative du frottement qui s'écrit :

$$\vec{F}_t = Proj_{D(\mu F_n)}(\vec{F}_t - \rho \vec{v}_t) \quad \forall \rho > 0 \quad (6.6)$$

$D(\mu F_n)$ est un disque de centre 0 et de rayon μF_n

VI.3.2 Gestion du contact frottant

La résolution du contact unilatéral frottant dans le cadre des éléments finis n'est pas triviale et est à l'origine de nombreux travaux de recherche. Dans la littérature, on a deux approches de modélisation du contact : la première introduit un facteur de pénalité sur les contraintes, la seconde utilise les multiplicateurs de Lagrange [161] ou sa variante, les lagrangiens augmentés qui consistent à combiner les avantages des deux méthodes précédentes [162]. D'autres méthodes permettent de traiter le contact tel que l'élimination des contraintes ou encore la méthode du double potentiel proposée par De Saxcé [163] qui ne seront pas abordés dans ce travail. On considère les méthodes de pénalité et des multiplicateurs de Lagrange dans le cas quasi-statique.

En négligeant les efforts de volume et d'inertie, l'équation variationnelle décrivant le problème quasi-statique s'écrit comme suit :

$$\int_{\Omega} \sigma(u) : \epsilon(v^*) \partial \Omega = \int_{\partial \Omega_f} v^* F_d dS + \int_r v^* R ds \quad (6.7)$$

A cette équation, on va rajouter les conditions de Signorini qui imposent $R \leq 0$ et on obtient l'inéquation variationnelle suivante:

$$\int_{\Omega} \sigma(u) : \epsilon(v^*) \partial \Omega - \int_{\partial \Omega_f} v^* F_d dS \leq 0 \quad (6.8)$$

Cette inéquation variationnelle traduit la non-linéarité de contact et n'est pas adaptée pour la formulation éléments finis. On va donc relaxer la condition de Signorini et transformer

l'inéquation variationnelle en un problème d'optimisation. Après transformation l'équation (6.8) devient :

$$\text{Inf} J(v^*) \text{ avec } J(v^*) = \frac{1}{2} a(u, v^*) - b(v^*) \quad (6.9)$$

La minimisation de la fonctionnelle ci-dessus n'est pas possible en présence de l'inégalité et on va donc la supprimer en complexifiant l'énergie c'est à dire que l'on associe à $J(v^*)$ des termes englobant la contribution des efforts de réaction.

VI.3.3 Méthode de pénalité

Cette méthode consiste à ajouter une énergie quadratique de pénalité à la fonctionnelle énergétique (6.9) :

$$\text{Inf} \left\{ J(v^*) + \frac{1}{2} \int_{\Gamma} [k_n (\delta_n(v^*))^+ + k_t \delta_t(v^*)^2] ds \right\} \quad (6.10)$$

On note que l'expression $\delta_n(v^*)^+$ représente la partie positive de l'interférence de contact alors que $\delta_t(v^*)$ désigne le champ de déplacement tangentiel. k_n, k_t sont respectivement les pénalités associées à $\delta_n(v^*)^+$ et $\delta_t(v^*)$. L'ajout de cette expression permet de rendre la fonctionnelle $J(v^*)$ dérivable et ainsi trouver le minimum de l'énergie potentielle qui correspond à la solution d'équilibre du système :

$$\Delta J(v^*) + \int_{\Gamma} (k_n \delta_n(v^*)^+ \partial \delta_n + k_t \delta_t(v^*)^+ \partial \delta_t) ds = 0 \quad (6.11)$$

L'écriture matricielle a la forme suivante:

$$[K + K_k] U = F_d \quad (6.12)$$

K_k est la matrice de rigidité associée aux contacts frottant actifs du modèle, c'est-à-dire que les conditions de contact ($\delta_n = 0, F_n \leq 0$) sont vérifiées. Elle est symétrique et ne comporte que des termes localisés sur les zones actives de contact frottant. On remarque que dans le cas du glissement, le terme lié au frottement est modifié et en considérant un frottement de Coulomb, l'expression (3.11) s'écrit :

$$\Delta J(v^*) + \int_{\Gamma} (k_n (\delta_n(v^*)^+) \partial \delta_n + \mu k_n (\delta_n(v^*)^+) \partial \delta_t) ds = 0 \quad (6.13)$$

Avec μ le coefficient de frottement. Ainsi les termes liés au frottement ne dépendent plus du déplacement tangentiel mais seulement de la contrainte normale et l'orientation des efforts de frottement est assurée par la direction de vitesse de glissement. L'écriture matricielle de (6.13) diffère de celle de (6.12) du fait de la dépendance des efforts de frottement aux efforts

normaux. La matrice de rigidité associée au contact frottant \mathbf{K}_x devient alors asymétrique avec des termes extra-diagonaux indiquant le caractère univoque du frottement glissant (les efforts de frottement dépendent des efforts normaux mais la réciproque est fausse). C'est cette asymétrie due au frottement glissant qui est responsable des instabilités que l'on retrouve dans les systèmes frottant.

Concrètement, l'introduction d'un facteur de pénalité sur la loi de contact revient à dire que l'on autorise une interpénétration et que l'effort de réaction ne prend qu'une seule valeur en fonction de $\delta_n \in \mathbb{R}^+$, c'est une relation biunivoque (figure 6.4 (a)). On se rend compte que plus la valeur de k_n est grande plus on se rapproche de la loi de Signorini en diminuant la violation de contrainte sur l'interpénétration entre les deux solides.

Le principal intérêt de cette méthode est sa facilité d'implémentation dans les codes numériques et le fait qu'elle ne rajoute pas d'inconnues supplémentaires. Cependant, le choix de la raideur de contact n'est pas toujours bien défini et une valeur trop faible de k_n entraîne de trop grandes approximations dans les déplacements et donc une méconnaissance des statuts de contact alors qu'une valeur trop importante de k_n se rapproche d'une modélisation de contact idéal mais engendre un mauvais conditionnement du système et des problèmes de convergence dans les processus itératifs.

Il existe des méthodes permettant d'améliorer le choix du coefficient de pénalité, citons la plus intuitive proposée par Chamoret et al. [164] qui proposent un ajustement automatique de la pénalité en fonction de l'interpénétration désirée.

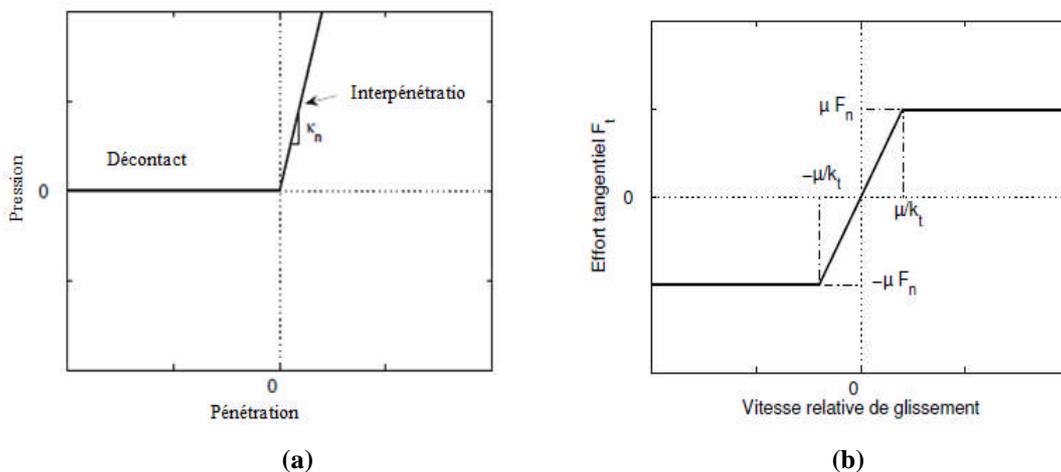


Figure 6.4 – Régularisation du modèle de Signorini (a) et de la loi de Coulomb (b) [158].

VI.3.4 Méthode des multiplicateurs de Lagrange

La méthode des multiplicateurs de Lagrange permet d'imposer exactement les conditions de contact entre les solides déformables. Pour cela, on ajoute dans la fonctionnelle énergétique (6.9) les termes suivants :

$$\text{Inf} \left\{ J(v^*) + \int_{\Gamma} (\lambda_n \delta_n(v^*) + \lambda_t \delta_t(v^*)) dS \right\} \quad (6.14)$$

λ_n, λ_t sont les multiplicateurs de Lagrange et δ_n et δ_t sont les champs de déplacement normaux et tangentiels qui vérifient les conditions de Signorini (6.2,6.3,6.4) et la loi de Coulomb (6.5). La minimisation de la fonctionnelle (6.13) donne ainsi une expression satisfaisant exactement les conditions de contact et de frottement des contraintes actives :

$$\Delta J(v^*) + \int_{\Gamma} [\lambda_n \partial \delta_n(v^*) + \lambda_t \partial \delta_t(v^*)] dS + \int_{\Gamma} [\partial \lambda_n \delta_n + \partial \lambda_t \delta_t] dS = 0 \quad (6.15)$$

Le multiplicateur de Lagrange λ_n représente l'effort de contact dans la direction normale alors que λ_t est l'effort dans la direction tangentielle en absence de glissement, c'est à dire $\delta_t = 0$. Dans le cas du glissement, l'effort tangent est directement déterminé par la contrainte normale et la minimisation de (6.13) se met sous la forme suivante :

$$\Delta J(v^*) + \int_{\Gamma} [\lambda_n \partial \delta_n(v^*) + \mu \lambda_n \partial \delta_t(v^*)] dS + \int_{\Gamma} \partial \lambda_n \delta_n dS = 0 \quad (6.16)$$

L'écriture matricielle de la minimisation de (6.13) donne le problème d'optimisation sous contraintes suivant :

$$\begin{cases} KU + G\lambda = F \\ GU \leq 0 \end{cases} \quad (6.17)$$

G est la matrice globale des contraintes de contact en déplacement.

La résolution de ces équations permet de satisfaire le problème de Signorini et du frottement de Coulomb tout en s'affranchissant du choix arbitraire des coefficients de pénalité. Un inconvénient majeur réside dans l'augmentation du nombre d'inconnues à résoudre (déplacements nodaux et multiplicateurs de Lagrange). De même, une boucle itérative supplémentaire est généralement nécessaire pour connaître le statut des contraintes actives.

VI.4 MODELISATION DU PROBLEME DE CONTACT PION-DISQUE PAR ANSYS WORKBENCH 13

Le code d'éléments finis ANSYS Workbench 13 est un environnement de calcul et de simulation autorisant l'accès à toutes les techniques de calcul par éléments finis, parmi ses points forts, le renforcement des capacités de simulation multi physique. C'est un logiciel qui contient une multitude de module de calcul, fluide, structure, géométrie, et maillage par éléments finis.

Ce code est utilisé dans cette étude pour modéliser le contact sec glissant entre les antagonistes les pion en matériaux de friction organique ou semi métallique et les disques en matériaux des disques de frein la fonte FG25, l'acier chromé 100Cr6 et le composite Al-MMC. Ce code possède des algorithmes de gestion du contact avec frottement basés sur la méthode de multiplicateurs de Lagrange, ou la méthode de pénalisation. La méthode de multiplicateurs de Lagrange est une série itérative des mises à jour de la méthode de pénalité pour trouver les multiplicateurs de Lagrange. Par rapport à la méthode de pénalité, le procédé de multiplicateurs de Lagrange conduit généralement à un meilleur conditionnement et il est moins sensible à l'amplitude du coefficient de raideur de contact [158].

Les caractéristiques physiques et thermiques des matériaux des disques et des pions utilisés dans cette étude sont citées dans le second chapitre de cette thèse. Afin de mieux appréhender le comportement tribologique, on a utilisé dans cette étude numérique les coefficients de frottements mesurés. La méthode des multiplicateurs de Lagrange a été utilisée pour évaluer le contact sec frottant entre le disque et le pion.

VI.4.1 Etapes de modélisation sur ANSYS Workbench

Pour commencer l'étude, on a créé la géométrie qui représente le disque et le pion sur le modulateur de génération de la géométrie sur ANSYS Workbench. Puis on a procédé au maillage de l'ensemble. Le code de calcul ANSYS Workbench effectue un maillage automatique (par défaut) .Si on aurait besoin de le raffiner, on doit intervenir dans le changement des paramètres choisis par défaut. Après génération de maillage on introduit les conditions aux limites appliquées sur le couple pion disque, puis on procède au calcul. La figure 6.5 montre les étapes essentielles pour la modélisation sur ANSYS Workbench.

Vue les difficultés d'évaluation expérimentale des caractéristiques mécaniques et physiques des matériaux de friction (organique et semi métallique), on était contraint d'utiliser les caractéristiques existantes dans la littérature. Ces caractéristiques montrent que les modules

d'élasticités varient de 1 jusqu'à 3 GPa pour les garnitures organiques, et de 2 à 5 GPa pour les matériaux de friction semi métallique [8]. Le tableau 6.1 récapitule les caractéristiques mécaniques et physiques appliquées dans cette étude.

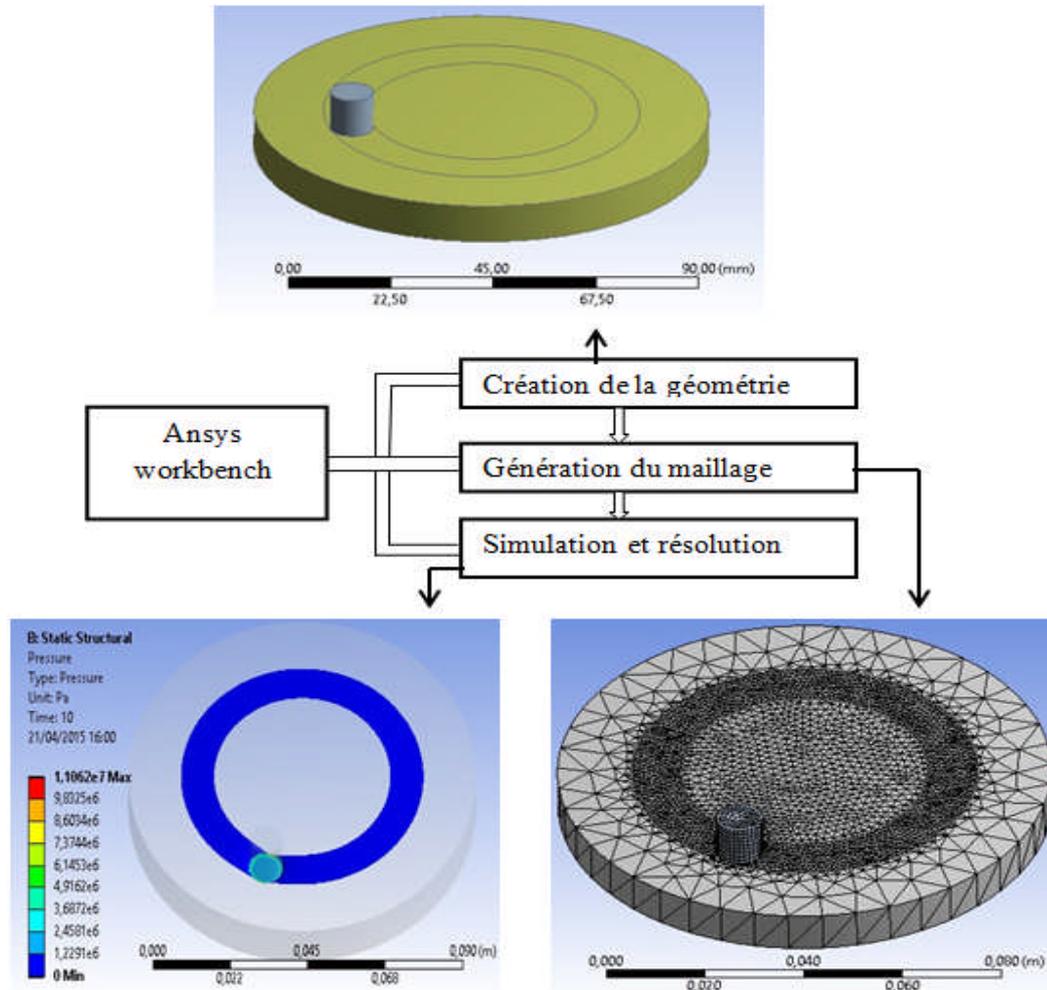


Figure 6.5 : Etapes de modélisation du contact sur ANSYS Workbench.

Caractéristiques	Matériau organique (20-200°C)	Matériau semi métallique (20-200°C)
Masse volumique (kg.m ⁻³) mesurée	2500	6000
Module d'élasticité E (MPa)	3000	5000
Conductivité thermique (W.m ⁻¹ .k ⁻¹)	12	14
Capacité thermique (J.kg ⁻¹ .k ⁻¹)	900	500
Dilatation thermique (10 ⁻⁶ k ⁻¹)	14	27

Tableau 6.1 : Caractéristiques des matériaux de friction (pion) [8].

La figure 6.6 montre les conditions aux limites appliquées dans l'étude numérique du contact sec glissant, qui sont la force appliquée sur la surface supérieur du pion, la rotation du disque et la surface inferieur du disque est considérée comme un support sans frottement.

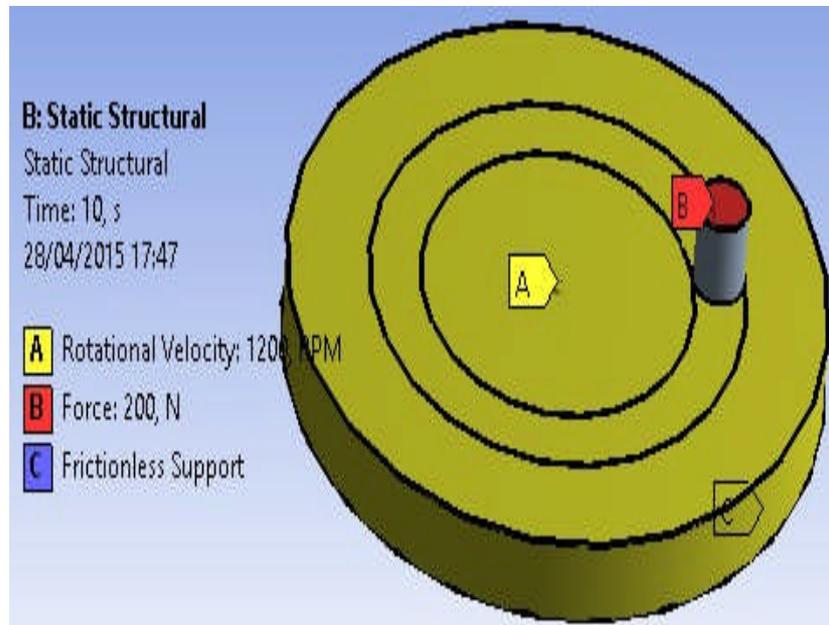


Figure 6.6 : Conditions aux limites appliquées sur le couple disque-pion en contact sec glissant.

VI.4.2 Influence de la force appliquée par le pion sur le disque

Les figures 6.7 ,6.8 et 6.9 montrent à titre comparatif les coefficients de frottement mesurés et calculés des couples de matériaux testés, sous l'influence de la charge normale appliquée sur les pions (organique et semi métallique). On remarque que les coefficients de frottement calculés par le code de calcul Ansys des matériaux des disques de frein, la fonte et l'acier chromé frottant contre les pions organiques ou semi métalliques suivent la même loi de comportement . Ils décroissent linéairement avec l'augmentation de la charge normale. On remarque qu'aux petites charges les valeurs du coefficient de frottement réel des deux matériaux sont plus élevées que celles calculées, et inversement aux charges élevées, figure 6.7 et 6.8.

Concernant le composite Al-MMC, les coefficients de frottements théoriques et expérimentaux du couple Al-MMC-semi métallique sont presque identiques. Par contre, ceux du couple Al-MMC-organique l'écart est relativement important indépendamment de la charge appliquée, figure 6.9. Ceci est due à la faible masse volumique du composite à matrice d'aluminium.

Ces résultats montrent que le coefficient de frottement ne dépend pas seulement de la charge normale, mais d'autres paramètres, tels que la structure des aspérités des surfaces de

contacts, les caractéristiques mécaniques et physiques des matériaux, et l'environnement dans lequel se trouvent les antagonistes.

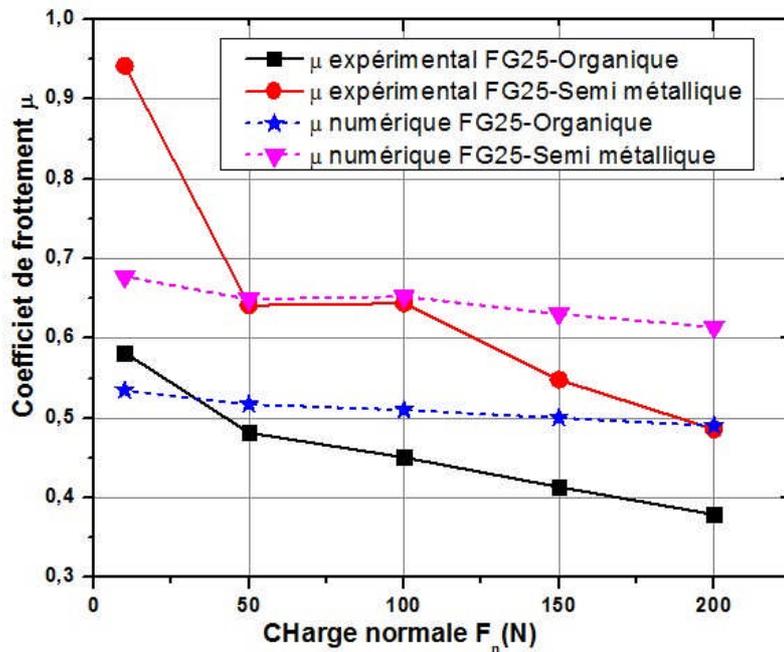


Figure 6.7: Comparaison entre coefficient de frottement expérimentale et numérique du matériau de la fonte FG25 sous l'effet de la charge normale.

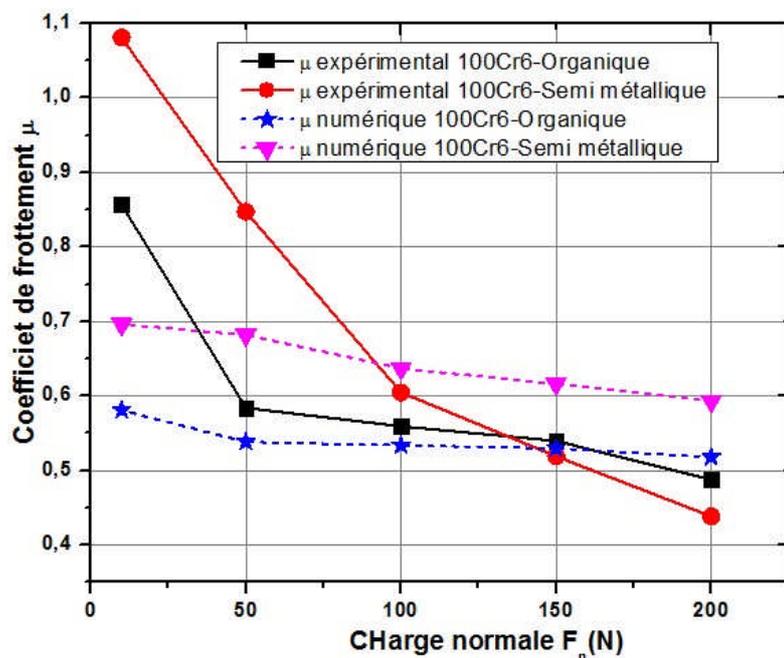


Figure 6.8: comparaison entre coefficient de frottement expérimentale et numérique du matériau de l'acier chromé 100Cr6 sous l'effet de la charge normale.

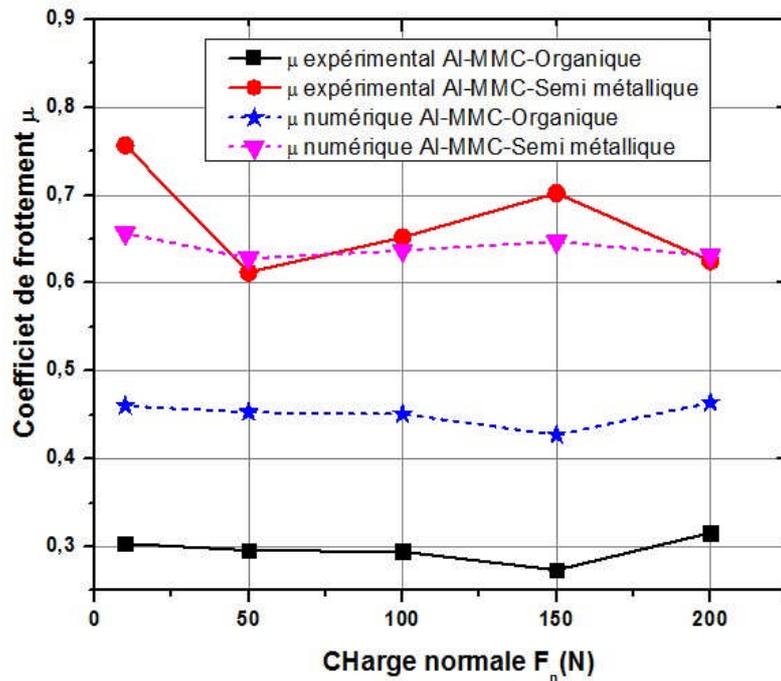


Figure 6.9: Comparaison entre coefficient de frottement expérimentale et numérique du matériau composite Al-MMC sous l'effet de la charge normale.

VI.4.3 Influence de la vitesse de glissement du pion sur le frottement

Concernant l'influence de la vitesse de glissement sur les coefficients de frottement calculés des différents couples examinés, on observe les mêmes lois de comportement entre la simulation numérique et expérimentale.

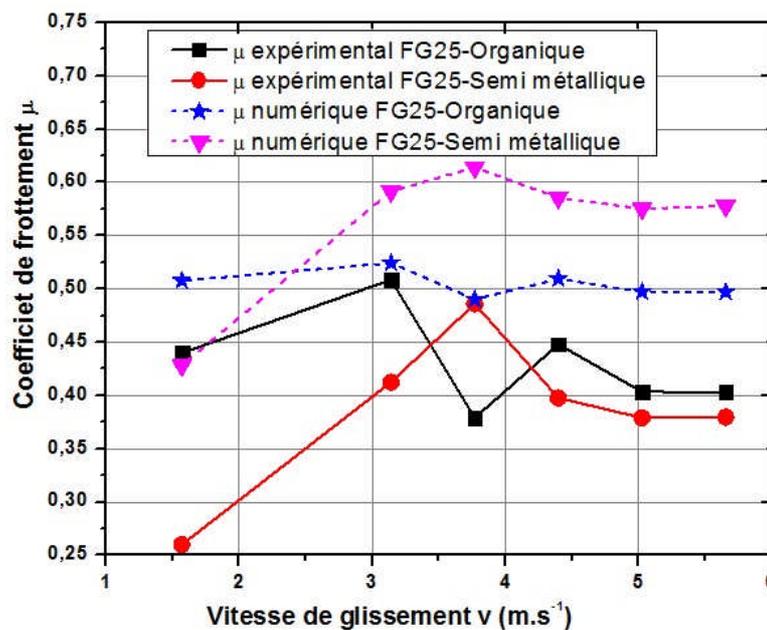


Figure 6.10: Comparaison entre coefficient de frottement expérimentale et numérique du matériau de la fonte FG25 sous l'effet de la vitesse de glissement.

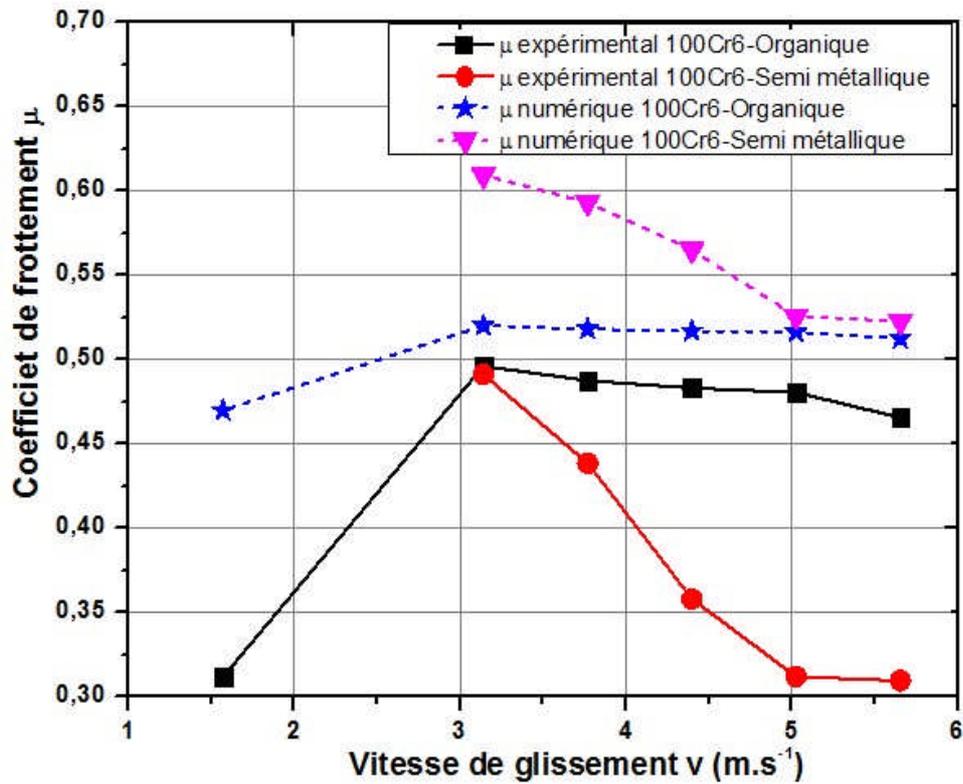


Figure 6.11: Comparaison entre coefficient de frottement expérimentale et numérique du matériau de l'acier chromé 100Cr6 sous l'effet de la vitesse de glissement.

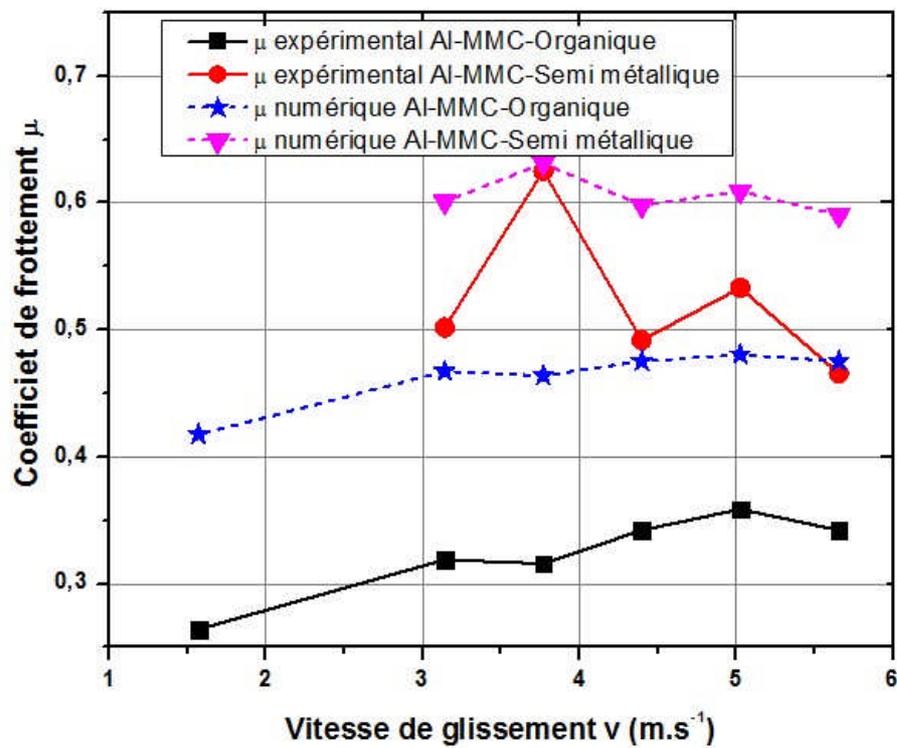


Figure 6.12: Comparaison entre coefficient de frottement expérimentale et numérique du matériau composite Al-MMC sous l'effet de la vitesse de glissement.

Les valeurs théoriques sont plus élevées que celles obtenues expérimentalement, figure 6.10, 6.11 et 6.12. L'écart entre les coefficients de frottement théoriques et expérimentaux du couple Al-MMC-semi métallique est minimal. Par contre pour le couple Al-MMC-organiques, l'écart est relativement important, figure 6.12. Les coefficients de frottement numérique sont plus élevés que ceux obtenus expérimentalement, car dans la simulation numérique le contact entre les disques et les pions est supposé parfait (contact sans rugosité). Il est difficile de modéliser l'environnement réel dans lequel le contact se trouve comme l'humidité ou la salinité.

La figure 6.12 montre l'évolution de la contrainte de frottement sur la surface de contact du disque en acier chromé 100Cr6 résultante du frottement entre ce dernier et le pion en matériau de friction semi métallique. On remarque que la contrainte de frottement est maximale sur les extrémités du pion et presque nul au centre. La distribution de cette contrainte de frottement sur la surface de contact est circulaire, suivant la forme du pion.

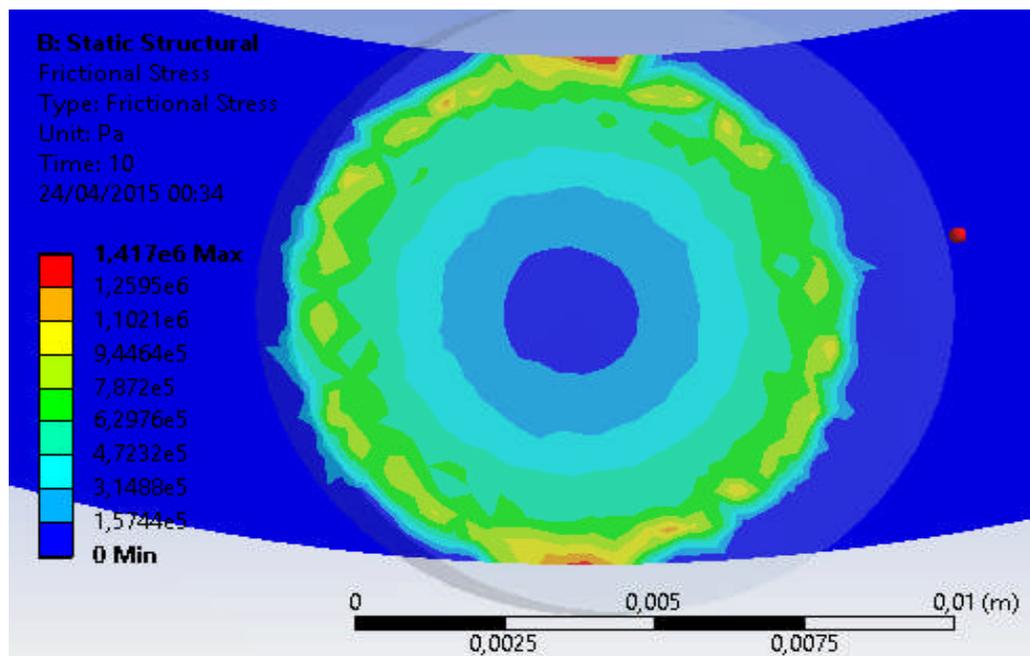


Figure 6.13 : Evolution de la contrainte de frottement sur la surface de contact du disque en acier chromé 100Cr6 en contact avec le pion semi métallique.

VI.4.4 Calcul de la pénétration du pion

L'enfoncement des pions déterminés par la simulation numérique est représenté par les valeurs de pénétration de ce dernier dans les matériaux des disques de frein testés. On remarque que les valeurs de pénétration des pions semi métalliques obtenus pour les mêmes conditions de tests ($F_n=200\text{N}$, $v=3,76\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ (1200RPM) et rayon de frottement 30mm), sont moins élevées que celles des pions organiques, figure 6.14. Ceci est dû aux valeurs de rigidité et de masse

volumique élevées du matériau de friction semi métallique. Contrairement à l'étude numérique, l'étude expérimentale est caractérisée par des valeurs d'usure des pions semi métallique plus élevées que celles des pions organiques excepté l'usures des pions en contact avec le matériau du disque l'acier chromé 100Cr6, à cause de l'effet du troisième corps qui provient des débris des pions, lesquels jouent un rôle de l'lubrifiant en transformant le régime d'usure sévère au régime d'usure doux.

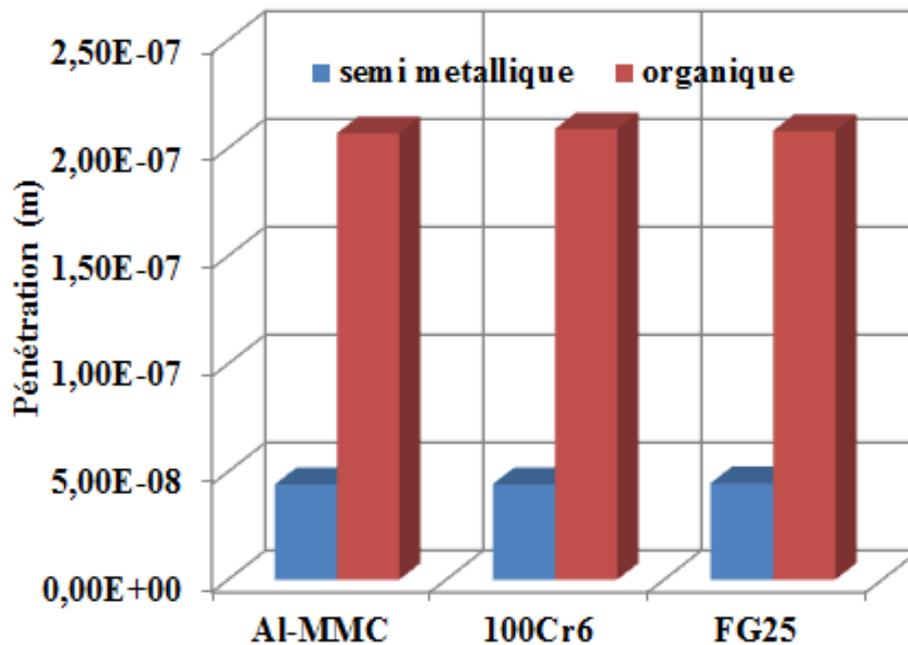


Figure 6.14 : Evolution de la pénétration des pions faite par la simulation numérique

VI.4.5 Evolution de la pression de contact

Les images de la figure 6.15 montrent la distribution de la pression de contact au cours du frottement sec glissant entre les antagoniste examinés disques et pions, pour les conditions de tests suivantes : charge normale $F_n=200\text{N}$, vitesse de glissement $3,76\text{ m.s}^{-1}$ (1200 RPM) et rayons de frottement de 30 mm. On constate que cette pression devient plus grande sur les bordures des pions. Les pions semi métalliques sont caractérisés par des pressions de contact plus élevées que celles des pions organiques. Ceci est dû probablement à la rigidité et à la masse volumique élevée des pions semi métalliques. La pression de contact des pions organiques est presque identique pour tous les matériaux des disques de frein examinés. La même remarque est valable pour les pions semi métalliques. La pression de contact dépend de la charge appliquée et du matériau du frotteur (pion).

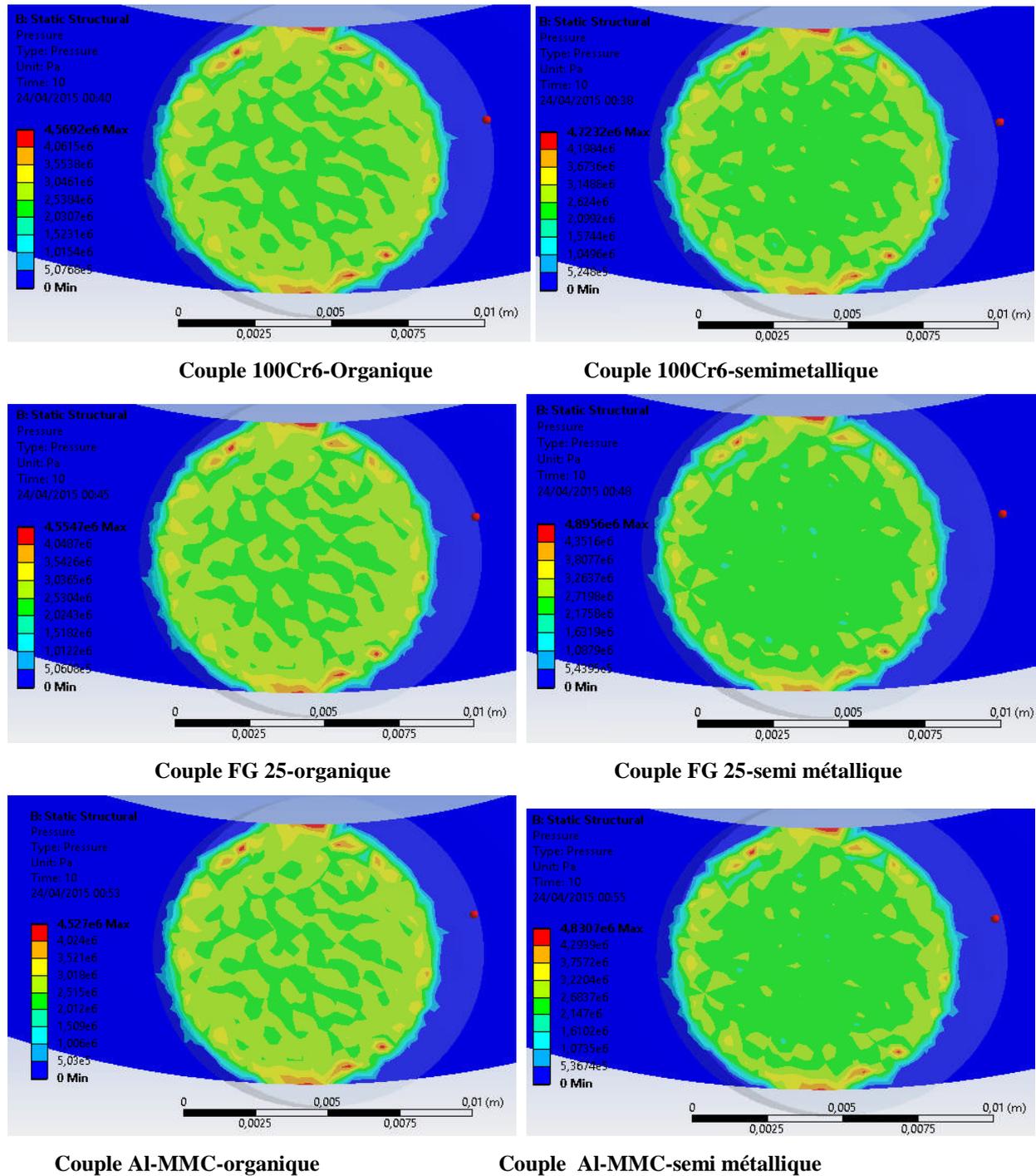


Figure 6.15 : Evolution de la pression de contact des différents couples

CONCLUSION GENERALE

Historiquement, le premier matériau utilisé pour la fabrication des disques de frein était la fonte grise qui se distingue par une bonne conductivité thermique, une bonne résistance à la corrosion, par une faible émission de bruit au cours du freinage, un faible poids, une longue durée de vie, un frottement équilibré, un taux d'usure relativement bas. Depuis plus d'un siècle, un grand nombre de matériaux de disques de frein a été développé, dont le plus fréquemment utilisé est la fonte grise vu ses qualités tribologiques citées précédemment. De nos jours, une grande importance a été accordée à l'étude du comportement tribologique et en fatigue de nouveaux matériaux de disques de frein tels que les composites, les céramiques et les alliages à base de fonte grise.

Bien que la modélisation numérique a contribué à l'optimisation du comportement thermomécanique des systèmes de freinage et du choix des matériaux des couples disque-plaquettes du point de vue tribologique, l'expérimentation de nouveaux matériaux s'avère indispensable non seulement pour la validation des modèles de simulation numérique, mais également pour l'optimisation du couple disque-garniture en conditions réelles de fonctionnement. Les travaux de recherche publiés dans le domaine des matériaux destinés aux disques et plaquettes de frein se limitent généralement à des investigations paramétriques dont l'objectif est l'évolution du coefficient de frottement et du taux d'usure en fonction d'un ou de plusieurs paramètres jugés influents tels que la pression de contact, la vitesse de glissement, la température, le milieu environnant et la nature de contact.

Le but essentiel de ce travail portait sur l'influence des principaux paramètres de freinage et environnementaux (humidité, corrosion saline et corrosion thermique) sur le comportement tribologique des matériaux fréquemment utilisés pour les disques de frein comme la fonte conventionnelle FG25, l'acier chromé 100Cr6 et le composite Al-MMC (A359/SiCp). Vu que les matériaux de friction ou de garnitures sont conçus pour maintenir un frottement stable et permettre une bonne résistance au frottement, on a choisi dans cette étude deux matériaux de friction différents, un matériau organique pour les plaquettes de frein d'une voiture Fabia Skoda 1.4 essence et un matériau semi métallique pour les garnitures de frein d'un avion de transport à grande vitesse. Les essais ont été réalisés sur un tribomètre disque-pion du type SRV du laboratoire de tribologie de l'université de Zwickau (Allemagne).

Dans un système de freinage, on examine généralement l'usure des matériaux des garnitures et rarement du disque de frein, car ces dernières sont plus faciles à changer qu'un disque. Les études de fiabilité montrent que la durée de vie d'un disque de frein doit correspondre à celle de l'essieu soit au minimum 10 ans d'exploitation.

L'usure des matériaux n'est pas une propriété intrinsèque, mais elle dépend en premier lieu des conditions de frottement. Dans le présent travail, on a évalué seulement le taux d'usure des matériaux de garnitures.

Les constatations observées et conclusions tirées de ce travail de recherche peuvent être résumées comme suit :

L'augmentation de la charge normale appliquée diminue le coefficient de frottement de la fonte grise et de l'acier chromé et augmente de façon significative leurs taux d'usure. Pour le composite AlMMC, le coefficient de frottement reste stable, mais le taux d'usure augmente avec la charge appliquée. Les matériaux des disques la fonte FG25 et le composite AL-MMC frottant contre un pion en matériau semi métallique sont caractérisés par des coefficients de frottement élevés que ceux frottant contre un pion organique. Aux charges élevées, on constate que l'acier chromé 100Cr6 se comporte différemment que les deux autres matériaux de disque. Les taux d'usure du pion semi métallique sont plus élevés que ceux du pion organique quel que soit la charge appliquée.

Concernant les matériaux des disques frottant contre un pion organique, les coefficients de frottement de la fonte et l'acier chromé augmentent rapidement jusqu'à une certaine vitesse, puis ils commencent à diminuer d'une manière très lente. Le coefficient de frottement du composite Al-MMC augmente avec l'accroissement de la vitesse de glissement. La tendance des taux d'usure des pions organiques était la même pour tous les matériaux de disque de frein testés. Pour les disques frottant contre un pion semi métallique, on a remarqué que les coefficients de frottement de tous les matériaux à partir d'une certaine vitesse (3.14 m.s^{-1}) diminuent avec l'augmentation de la vitesse de glissement. Avec l'augmentation de la vitesse de glissement, le taux d'usure du pion semi métallique en contact avec un disque en fonte FG25 diminue d'une manière rapide comparés aux autres taux d'usure.

L'effet de l'humidité sur le coefficient de frottement dépend des matériaux testés du couple disque-pion. Pour les matériaux de disques frottant contre un pion organique, le coefficient de frottement de la fonte FG25 augmente dans une plage d'humidité faible (jusqu'à 40%), mais il diminue entre 40% et 90%. Le coefficient de frottement de l'acier chromé diminue avec l'augmentation de l'humidité. Par contre, pour le composite Al-MMC le taux d'humidité n'a aucune influence sur le coefficient de frottement. Concernant la variation du taux d'usure du pion organique, elle est inversement proportionnelle à l'humidité. Ceci est dû au film d'eau formé sur les surfaces de contact et qui se comporte comme un lubrifiant. Le taux d'humidité n'a aucune influence sur le comportement tribologique des matériaux des disques frottant contre un pion semi métallique.

Pour le cas de la tribocorrosion, la couche de corrosion formée à la suite de la pulvérisation de la solution saline a une influence notable sur les coefficients de frottement et les taux d'usure des matériaux de disques en fonte FG25 et en acier chromé 100Cr6 quel que soit le matériau du pion. Pour le composite Al-MMC, la corrosion saline n'a pas d'influence sur son comportement tribologique car l'épaisseur de la couche corrodée formée sur sa surface de contact est négligeable.

La fatigue thermique n'a pas une grande influence sur le coefficient de frottement des matériaux de disques de frein indépendamment du matériau du pion ; cependant le taux d'usure des pions augmente en raison du changement de structure des aspérités des surfaces de contact des disques durant le processus de trempe ou phase de refroidissement.

La comparaison du comportement tribologique des matériaux des disques frottant contre les pions semi métalliques et organiques montre que pour les charges élevées appliquées sur les pions et quel que soit les conditions de tests (vitesse de glissement, humidité, corrosion saline et fatigue thermique) le coefficient de frottement et le taux d'usure des disques en fonte FG25 et en composite Al-MMC frottant contre des pions semi métalliques sont plus élevés que ceux des disques frottant contre des pions organiques, et inversement pour les disques en acier chromé 100Cr6.

Aux basses vitesses de glissement, on a remarqué que les tests de frottement des matériaux des disques en composite et en acier chromé frottant contre des pions semi métalliques développent des bruits gênants, et que les tests de frottement s'interrompent dès les premiers instants.

Les travaux expérimentaux ont montré l'importance de la microstructure des matériaux de friction sur le piégeage du troisième corps et la formation des plateaux de portance. Les quantités de débris provenant des pions organiques et piégées dans les contacts conduisent à la formation de plaques planes portantes et larges. C'est ce mécanisme de formation de troisième corps qui explique le bon comportement tribologique du matériau de friction organique. Le matériau de friction semi métallique développe en revanche des débris durs qui contribuent à la formation de rugosités des surfaces de contact des disques en composite et en fonte. Ces débris semi métalliques seront ensuite éjectés ou évacués en dehors du contact durant les essais de frottement.

La formation du film d'oxydes est le principal mécanisme qui affecte le comportement tribologique durant les tests de tribocorrosion. Le film d'oxydes réduit la résistance au cisaillement à l'interface et facilite ainsi le glissement. Il joue un rôle de protecteur et transforme le mode d'usure sévère en usure douce.

Parmi les matériaux de disques de frein frottant contre un pion organique, le composite Al-MMC présente un meilleur comportement tribologique comparé aux autres matériaux de disques de frein testés. Pour les cas des matériaux de disques frottant contre les pions semi métalliques, on a constaté que l'acier chromé se caractérisait par un comportement tribologique acceptable, ceci est aussi valable pour le composite aux vitesses de glissement élevées.

Dans ce travail de recherche, on a abordé aussi la modélisation numérique du contact disque-pion en utilisant le code de calcul ANSYS 13.0, basé sur la méthode des éléments finis, pour pouvoir analyser le comportement tribologique du contact sec glissant existant entre les deux solides antagonistes. Afin d'obtenir un modèle numérique proche du contact sec glissant réel, on a introduit les valeurs du coefficient de frottement obtenues expérimentalement et on a tenu compte du maximum de conditions aux limites.

D'après les résultats de la simulation numérique obtenus, on a pu constater que le comportement qualitatif du coefficient de frottement obtenu numériquement presque identique que celui obtenu expérimentalement. L'écart enregistré les coefficients de frottement théorique et pratique dépend surtout du mode de contact avec rugosité et de la méthode de résolution appliquée.

Vu que le pion en matériau de friction semi métallique possède une rigidité et une masse volumique élevées que celles du pion organique, il se caractérise par une pression de contact élevée et une pénétration moins élevée que celles des pions organique.

Il faut souligner que cette étude ouvre des perspectives de modélisation expérimentale des contacts secs glissant du couple disque-plaquettes sous l'influence de paramètres environnementaux tels que la température, l'usure abrasive, la corrosion saline etc.

La modélisation numérique du comportement thermomécanique et tribologique des contacts sec glissant en tenant compte de l'état de surface des antagonistes et du milieu environnant demeure aussi un champ d'investigation futur.

BIBLIOGRAPHIES

- [1] E.A. Carneiro, L. Winocq and J. Berthaud, **Disc brakes of trucks: a technical innovation for heavy vehicles**, Warrendale SAE, 1992.
- [2] Y. Jimbo, **Development of high thermal conductivity cast iron for brake disc rotor**, Warrendale SAE (1990)22-28,
- [3] S.S. Kim, Lee S.H., Lee S.M, **Thermomechanical wear mechanism of friction brake**”, **Proceedings of the international tribology conference**, Tokohama, pp.1567-1572, 1995
- [4] R. Limpert, **Brake design and safety**. Warrendale, Pa., Society of Automotive
- [5] M. Burckhardt, **Fahrwerktechnik: Bremsdynamik und PKW-Bremsanlagen**, Vogel Buchverlag, 1991.
- [6] M. Milan, O. Maluf, D. Spinelli, W. Bose, W. FILHO, **Metais – uma visão objetiva**. São Carlos, Brasil: Ed. Suprema. 2004.
- [7] H.J. Tumbrink, **Measurement of load distribution on disc brake pads and optimization of disc brakes using the ball pressure method**, SAE paper 890863, 1989.
- [8] P. Dufrenoy, **Etude du comportement mécanique des disques de frein vis avis des risques de défaillances**, Thèse de doctorat, Université de Lille, France, 1995.
- [9] J.-M. Berthelot, **Matériaux composites : comportement mécanique et analyse des structures**, Masson, Paris, 1992.
- [10] M. Djafri, **Etude du comportement thermomécanique des disques de frein d'un avion Leger**, thèse magister, Département de Génie Mécanique Oran, Université des Sciences et de la Technologie d'Oran Mohamed Boudiaf, 2010. Algérie
- [11] A.G. Evans and R. Naslain, **High-Temperature Ceramic-Matrix Composites I: Design Durability and Performance**, Ceram, Am. Ceram Soc, Tran's vol.57 (1995).
- [12] Ko, F. K, **Preform Fiber Architecture for Ceramic-Matrix Composites**,” **Am. Ceram. Bulletin**, Vol. 68, No. 2(1989) 401-414.
- [13] P.J. Blau, J.J. Truhan Jr., E.A. Kenik, **Effects of the exposure to corrosive salts on the frictional behavior of ray cast iron and a titanium-based metal matrix composite**, **Trib. Int**40(2007)1335–1343.
- [14] www.valbruna.de/de/werkstoff/3.7164-3.7165.html
- [15] B.K. Satapathy and J. Bijwe, **Performance of friction materials based on variation in nature of organic fibres, Part 1 Fade and recovery behaviour**, **Wear** 257 (2004) 573-584.
- [16] H. Jang, K. Ko, S.J. Kim, R.H. Basch, J.W. Fash, **The effect of metal fibers on the friction performance of automotive brake friction materials**, **Wear** 256 (2004) 406-414.

- [17] S.C. Ho., J.H. Chern Lin, C.P. Ju, **Effect of fiber addition on mechanical and tribological properties of a copper/phenolic-based friction material**, *Wear* 258 (2005) 861-869.
- [18] H. Kato, **Severe-mild wear transition by supply of oxide particles on sliding surface**, *Wear* 255 (2003) 426-429.
- [19] A.L. Bulthé, **Caractérisation expérimentale du contact frottant disque garniture sous sollicitations sévères de freinage. Prise en compte des interactions tribologie, thermique et physico-chimie**, thèse doctorat, école centrale de Lille, 2006.
- [20] M. Baklouti, **Analyse tribologique du rôle de constituants dans les performances des matériaux composites organiques pour garnitures de frein**, Ecole Centrale de Lille, Ecole nationale d'ingénieurs de Sfax (Tunisie), thèse doctorat, 2013, France.
- [21] P.J. Blau, **Compositions, functions, and testing of friction brake materials and their additives**, ORNL/TM-2001/64.
- [22] J.J. Santini, F.E. Kennedy, **An experimental investigation of surface temperatures and wear in disk brakes**, *Lub. Eng.*, 116(1975)402-417.
- [23] H.R. Wentenkamp, R.M. Kipp, **Hot spot heating by composite shoes**, *J. Eng. Ind.* (1976)453-458.
- [24] T.A. Dow, **Thermoelastic effects in brakes**, *Wear* 59(1980)213-221.
- [25] A.E. Anderson, R.A. Knapp, **Hot spotting in automotive friction systems**, *Wear* 135(1990)319-337.
- [26] T. M-L. Nguyen-Tajan, **Modélisation thermomécanique des disques de frein par une approche eulérienne**, thèse doctorat. Materials. Ecole Polytechnique X, 2002, France.
- [27] A. Belhocine, **thermomécanique des disques de frein Application du Code de Calcul ANSYS v11.0**. Mechanical engineering. Oran; Université des Sciences et de la Technologie d'Oran Mohamed Boudiaf, 2012. Algérie.
- [28] F.E. Kennedy, F.F. Ling, **A thermal, thermoelastic and wear simulation of a high energy sliding contact problem**, *Journal of Lubrication Technology*, 23(2000), 276-296.
- [29] G. Hennequet, **Martèlements en cours de freinage**, *BT RNUR*, NR71(1994)32-37.
- [30] A. Loyer, **Etude numérique et expérimentale du crissement des systèmes de freinage ferroviaires**, thèse doctorat, Mechanics. Ecole Centrale de Lyon, 2012. France.
- [31] V. Drobecq, Y. Gallo, Y. Ravalard, **Modélisation d'un système de freinage ferroviaire pour l'étude du crissement**, *Journées Européennes du Freinage* 98(1998)71-80.

- [32] F. Moiro, **Etude de la stabilité d'un équilibre en présence de frottement de Coulomb**, Thèse de l'École Polytechnique, 1998.
- [33] R. Copin, G. Bodoville, Y. Desplanques, G. Degallaix, Y. Berthier, J.M. Petit, **Essais de freinage sur banc à échelle réduite d'un couple disque-garniture utilisé sur le TGV-PBKA**, Journées Européennes du Freinage (1998)141-150.
- [34] M. Godet, **The third-body approach, a mechanical view of wear**, *Wear*, vol. 100(1984) 437-452.
- [35] Y. Berthier, **Experimental evidence for friction and wear modelling**, *Wear*, 139, 1 (1990)77-92.
- [36] Y. Berthier, M. Godet, and M. Brendle, **Velocity accommodation in friction**, *Tribology Transactions*, 32, 4(1989) 490-496.
- [37] N. Fillot, I. Jordanoff, and Y. Berthier, **Wear modeling and the third body concept**, *Wear*, vol. 262, 7-8(2007)949-957.
- [38] G. Jean-Marie, **Frottement, usure et lubrification tribologie ou science des surfaces**, éditions eyrolles, 2000.
- [39] B. Ugo, **Du frottement à la tribologie : survol historique**, union des professeurs de physique et de chimie, Département de physique « A. Volta », Université de Pavie – Italie vol 101(2007)1137-1154.
- [40] G. Amontons, **De la résistance causée dans les machines**, Mémoires de l'Académie Royale A, publié dans Histoire de l'Académie Royale des Sciences, 19/12/1699, p. 1732, 206-227.
- [41] P. (DE LA) Hire, **Sur le frottement des machines**. Histoire de l'Académie Royale, A, (1699)128-134.
- [42] J.T. Desaguliers, **Some Experiments concerning the Cohesion of Lead**, *Philosophical Transactions of Royal Society*, n° 33 (1724)345-347.
- [43] S. Vince, **The Motion of Bodies affected by Friction**, *Philosophical Transactions of the Royal Society of London*, (1785) 165-189.
- [44] L. Euler, **Sur le frottement des corps solides; Sur la diminution de la résistance du frottement**, Mémoires de l'Académie des sciences de Berlin, 1750, IV (1748)122-132 et 133-148.
- [45] C.A. Coulomb, **Théories des machines simples, en ayant égard au frottement de leurs parties et à la roideur des cordages**, Mémoire de Mathématique et de Physique de l'Académie Royale, Paris, (1785), X, p. 161-342. Nouvelle édition: Paris, Bachelier, 1821.

- [46] F.P.BOWDEN, D.TABOR, **Friction and Lubrication of Solids**. Oxford: Clarendonpress, 1950.
- [47] G.A. Hirn, **Sur les principaux phénomènes qui présentent les frottements médiats**, Bulletin de la Société Industrielle de Mulhouse, n° 26(1855)188-277.
- [48] N. P. Petrov, **Neue Theorie der Reibung**, mit Genehmigung des Verfassers aus dem Russischen übersetzt von L. Wurzel, Hamburg und L. Voss, 1887.
- [49] O. Reynolds, **On the Theory of Lubrication and its Applications to Mr. Beauchamp Tower's Experiments**, Philosophical Transactions of the Royal Society of London, n° 177(1886) 157-234.
- [50] R. Stribeck, **Characteristics of Plain and Roller Bearings**, Zeit. Ver. Deut. Ing., n° 46(1902) p. 1341-1348, p. 1432-1438, p. 1463-1470.
- [52] W.B.HARDY, I.DOUBLEDAY, **Boundary Lubrication**, Proceedings of the Royal Society of London (1922) 550-574.
- [52] R Holm, **Electric contacts**, Stockholm, Hgogebers, Förlag,1946.
- [53] J.T. Burwell and C.D. Strang, J. of applied Physics, Vol 13N°1(janvier 1952)18-27.
- [54] J.F. Archard, **Contact and Rubbing of Flat Surfaces**, Journal of Applied Physics, n° 24(1953) 981-988.
- [55] R.L. Burwell ,B.k.S.Jr.Shin, and H.C Rowlinson, J. Am. Chem. Soc 79 (1957)5142.
- [56] D. DOWSON, **History of Tribology**. 2ndédition.Londres et Bury St Edmonds, UK : Professional Engineering Publishing, 1998.
- [57]R.Courtel, **le frottement sec, vue passes et présentes sur les mécanismes du frottement sec** Revue Française de mécanique .N°66(1978)23-29
- [58] H. Uetzand J. Föhl, **Wear as an energy transformation process**, Wear, 49 (1978) 253-264
- [59] R.D. Mindlin, **Compliance of elastic bodies in contact**, Transactions of the ASME, Series E, N° 16(1949) 259-268.
- [60]K.L. Johnson, K. Kendall et A.D. Roberts ,**Surface energy and the contact of elastic solids** ,Proceedings of the Royal Society, London ; A324(1971) 301-313.
- [61] F.E. Kennedy Jr,**Thermal and thermomechanical effect in dry sliding**, Wear, 100(1984) 453-476.

- [62] J.A.Greenwood and J.P.B. Williamson; **Contact of nominally flat surfaces**; Proceedings of the Royal Society, London, A295(1966) 300-319.
- [63] G.Hähner and N.Spencer, **Rubbing and scrubbing**, Physics Today, (Sept. 1998) 22-26.
- [64] <http://tpmattitude.fr/defail.html>
- [65] J.M.Georges, **Frottement, usure et lubrification**. Paris : Eyrolles et CNRS Editions, Sciences et techniques de l'ingénieur, (2000)424.
- [66] T.Mang, K.Bobzin, T.Bartels, **Industrial Tribology**, Weinheim, Germany, Willey-VCH Verlag GmbH, 2011
- [67] F.P.Bowden, D.Tabor, **Friction and Lubrication of Solids**, Part II. Oxford: Clarendon press, 1964, 544 p.
- [68] M.C.Dubourg, Y.Berthier, and L.Vincent, **Cracking under fretting fatigue: damage prediction under multiaxial fatigue**. Journal of Strain Analysis, special issue n°6 37 (2002)519-533.
- [69] J.Lemaitre, J.L.Chaboche, **Mécanique des matériaux solides**. 2nd ed. Paris :DunodBordas (1988) 544.
- [70] H.C Meng., K.C Ludema. **Wear models and predictive equations: their form and content**. Wear 181-183(1995)443-457.
- [71] A.E. Anderson, **Friction and wear of automotive brakes, Friction, lubrication and wear technology**. ASM hand book, 18(1990)569-577,
- [72] K.M. Shorowordia , A.S.M.A. Haseeba, J.P. Celis, **Velocity effects on the wear, friction and tribochemistry of aluminum MMC sliding against phenolic brake pad**, Wear 256 (2004) 1176-1181.
- [73] S.Fan, J.Deng, , X.Xu, , H.Liu, J. Zhang, L. Zhang and L.Cheng, **Effect of Braking Speed on Frictional Properties of Short fibre C/C-SiC Brake Materials and Grey Cast Iron**, Tribology Transactions 56(213)630-636.
- [74] B. K. Satapathy, J. Bijwe, **Composite friction materials based on organic fibres : sensitivity of friction and wear to operating variables**, Composites Part A 37(2006) 1557-1567.
- [75] A. Daoud, M.T. Abou El-khair, **Wear and friction behaviour of sand cast brake rotor made of A359-20 vol% SiC particle composites sliding against automobile friction material**, Tribology International 43 (2010) 544-553.

- [76] N. Natarajan, S. Vijayarangan, I. Rajendran, **Wear behaviour of A356/25SiC_p aluminium matrix composites sliding against automobile friction material**, *Wear*261(2006)812–822.
- [77] G. Straffelini, L. Maines, **The relationship between wear of semi metallic friction materials and pearlitic cast iron in dry sliding**, *Wear* 307(2013)75–80.
- [78] M. Kumar, J. Bijwe, **Role of different metallic fillers in non-asbestosorganic (NAO) friction composites for controlling sensitivity of coefficient of friction to load and speed**, *Tribology International*43(2009)965-974,.
- [79] Y. Naerheim, J. Pan, and P. Min, **A Tribometer for Studying Friction Films in Brakes**, Fourth SAE International Brake Colloquium, Gramado, Brazil, April, (1999)15-16.
- [80] J. Pan, Y. Naerheim, P. Min, **A Study of Friction Film Formation as a Function of Operating Conditions**, 17th Annual SAE Brake Colloquium, Miami Beach, October (1999)10-13,.
- [81] S. K. Rhee, **Friction properties of a phenolic resin filled with iron and graphite-sensitivity to load, speed and temperature**, *Wear*28(1974)217-281,
- [82] M. Kumar, J. Bijwe, **Role of different metallic fillers in non-asbestosorganic (NAO) friction composites for controlling sensitivity of coefficient of friction to load and speed**, *Tribology International*43(2009)965-974,
- [83] R. J. Talib, A. Muchtar, C. H. Azhari, **Microstructural characteristics on the surface and subsurface of semi metallic automotive friction materials during braking process**, *J Mater Process Technol*140(2003)694-699.
- [84] M. Kristkova, P. Filip, Z. Weiss, R. Peter, **Influence of metals on the phenol-formaldehyde resin degradation in friction composites**, *Polymer Degradation and Stability* 84 (2004) 49-60.
- [85] S. J. Kim, H. Jang, **Friction and wear of friction materials containing two different phenolic resins reinforced with aramid pulp**, *Tribology International* 33 (2000) 477-484.
- [86] G. M. Ingo, M. D'Uffizi, G. Falso, G. Bultrini, Padeletti, **Thermal and microchemical investigation of automotive brake pad wear residues**, *Thermochimica Acta* 418 (2004) 61-68.
- [87] M. H. Cho, J. Ju, S. J. Kim, H. Jang, **Tribological properties of solid lubricants (graphite, Sb₂O₃, MoS₂) for automotive brake friction materials**, *Wear* 260 (2006) 855-860.

- [88] S.J. Kim , M.H. Cho, K.H. Cho, H. Jang, **Complementary effects of solid lubricants in automotive brake lining**, Tribology International (2006) .
- [89] L.Costa, Rossi di Montelera, G. Camino, E.D. Weil, E.M. Pearce, **Structure-charring relationship in phenol-formaldehyde type resins**, Polymer Degradation and Stability 56(1997) 23-35.
- [90] J. NidhiBijwe, N. Majumdar, B.K. Satapathy, **Influence of modified phenolic resins on the fade and recovery behavior of friction materials**, Wear 259 (2005) 1068-1078.
- [91] J.K.Lancaster, **A review of the influence of environmental humidity and water on friction, lubrication and wear**, Tribology International 23(1990)371–389.
- [92] P.J.Blau, **Friction Science and Technology (from concepts to applications)**, Taylor & Francis Group, Boca Raton London New York second edition.
- [93] B.Bhushan, **Nanoscale tribophysics and tribomechanics**, Wear 225–229(1999) 465–492.
- [94] K.N.G.Fuller, D.Tabor, **The effect of surface roughness on the adhesion of elastic solids**, Proceedings of the Royal Society of London A 345 (1975) 327–342.
- [95] K.B.Jinesh, J.W.Frenken, M.Capillary, **condensation in atomic scale friction: how water acts like glue**, Physical Review Letters 96(2006)166103.
- [96] P.J.Blau, J.C.McLaughlin, **Effects of water films and sliding speed on the Frictional behavior of truck disc brake materials**, Tribology International 36(2003)709–715.
- [97] C.Gao, D.Kuhlmann-Wilsdorf, **Adsorption films, humidity, stick-slip and resistance of sliding contacts**, IEEE Transactions on: Components, Hybrids, 14 (1991) 37–44.
- [98] M.Eriksson, L.S.Jacobson, **Wear and contact conditions of brake pads: dynamical in situ studies of pad on glass**, Wear 249 (2001) 272–278.
- [99] K. Demizu, R. Wadabayashi, and H. Ishigaki, **Dry friction of oxide ceramics against metals: The effect of humidity**, Tribol. Trans 33(4)(1990)505–510.
- [100] G. Degallaix, J. Foct, **La fatigue thermique 1 – Aspects expérimentaux**, Mec. Mat. Elec 382, pp. 338-347, 1981.
- [101] G. Degallaix, J. Foct, **La fatigue thermique 2 – Méthodes d'estimation de durée de vie**, Mec. Mat. Elec 383-384, pp. 350-355, 1981.
- [102] K. Lee et J.R. Barber, **An experimental investigation of frictionally-excited instability in automotive disk brakes under a drag brake application**, Journal of Tribology 116 (1994) 409-414.

- [103] D. Majcherczak, **étude thermique d'un contact glissant: Approche numérique et expérimentale application au freinage**, thèse doctorat, université des sciences et technologies de Lille, 2003.
- [104] A.E. Anderson and R.A. Knapp , **Hot spotting in automotive friction systems**, International Conference on Wear of Materials (1989)673-680.
- [105] P. Dufrénoy, G. Degallaix, F. Bumbieler, J.J. Viet et J. Raison, **Mécanismes de fissuration des disques de frein : analyse expérimentale et étude numérique ;** Journées Européennes du freinage ; Lille ; (2002) 111-122.
- [106] M.W.Shin,K.H.Cho,S.J.Kim,H.Jang, **Friction instability induced by corrosion of gray iron brake discs**,Tribol.Lett.37 (2010)149–157.
- [107] C.W.Park,M.W.Shin,H.Jang,**Friction-induced stick-slip intensified by corrosion of gray iron Brake disc**, Wear309 (2014)89–95.
- [108] F.E Kennedy., F.F. Ling, **A thermal, thermoelastic and wear simulation of a high energy sliding contact problem**, Journal of lubrication Technology, vol.23(2000)276-296.
- [109] M.Tirovic, A.J. Day, **Disc brake interface pressure distributions**, Instn.Mech.Engrs, 205(1991)137-146.
- [110] L. F.Coffin.**Some metallurgical aspects of friction and wear, in Friction and Wear**, Elsevier, New York, NY, p. 42.1959
- [111] P. Baque, P. Fernier, **Les Notes Techniques du CETIM** 12 (1975).
- [112] A. Magnee, C. Gaspard, D. Coutsouradis, **Revue de Métallurgie** (1977) 35-52.
- [113] F.R.N. NABARRO - **Conference of Strength of Solids**, Physical Society, London (1948) 75.
- [114] C. Herring, **Diffusional viscosity of a polycrystalline solid**, J. Appl. Phys, 41-437(1950).
- [115] T.F.J. Quinn, D.M. Rawson, J.L. Sullivan, **Application of the oxidational theory of mild wear to the sliding wear of low alloy steel** ,Tribology group, Department of Physics, The university of Aston on Birmingham, Gosta Green, Wear 65(1980)1-20.
- [116]Y. Berthier, **Mécanismes et tribologie**, Thèse d'état es-science : InstitutNational des Sciences Appliquées de Lyon, Juillet 1988, 156 p., n°88ISAL0050.
- [117]A. Wirth, D. Eggleston, R. Whitaker, **A fundamentaltribochemicalstudyofthethird body layer formedduringautomotive friction braking**, Wear, vol. 179,(1994) 75-81.
- [118]M. Eriksson, F. Bergman, S. Jacobson, **On the nature of tribologicalcontact in automotivebrakes**, Wear, 252(2002)26-36.

- [119] M. Eriksson, S. Jacobson, **Tribological surfaces of organic brakepads**, *Tribology International*, vol. 33(2000)817-827.
- [120] R. Holinski, D. Hesse, **Changes at interfaces of friction components during braking**, *Proc IMechE Part D: J Automobile Engineering*, vol. 217(2003)765-770.
- [121] W. Österle, M. Griepentrog, Th. Gross, I. Urban, **Chemical and microstructural changes induced by friction and wear of brakes**, *Wear*, vol. 251(2001)1469-1476.
- [122] O. Roussette, Y. Desplanques, G. Degallaix, **Comportement tribologique en freinage : étude du contact disque/garniture à différents instants du freinage pour le couple C45 - composite à matrice organique**, *La tribologie dans les transports De l'analyse du contact... à la fiabilité des systèmes*, JFT 11-13 mai, Tarbes, France, (2005)
- [123] K. H. Cho, H. Jang, Y. S. Hong, S. J. Kim, R. H. Basch, J. W. Fash, **The size effect of zircon particles on the friction characteristics of brake lining materials**, *Wear*, 264(2008)291-297,
- [124] Y. Desplanques, G. Degallaix, **Interactions between third-body flows and localisation phenomenon during high-energy railway stop-braking**, *SAE Int. J. of Passenger Cars - Mechanical Systems*, 1(2009)1267-1275,
- [125] W. Österle, I. Urban, **Friction layers and friction films on PMC brakepads**, *Wear*, vol. 257(2004) 215–226.
- [126] Y. Desplanques, G. Degallaix, **Tribological mechanisms activated during localised thermal phenomenon induced in railway brakings**, *IWAAFC-2, Int. W. on Advances in Asbestos-Free friction Composites II*, New Delhi (India), February 8-9, (2008).
- [127] M. G. Jacko, P. H. S. Tsang, S. K. Rhee, **Wear debris compaction and friction film formation of polymer composites**, *Wear*, vol. 133(1989) 23-38.
- [128] S. K. Rhee, M. G. Jacko, P. H. S. Tsang, **The role of friction film in friction, wear and noise of automotive brakes**, *Wear*, 146(1991)89-97.
- [129] G. Xiao, Z. Zhu, **Friction materials development by using DOE/RSM and artificial neural network**, *Tribology International*, vol. 43(2010)218-227.
- [130] M. Mosleh, P. J. Blau, D. Dumitrescu, **Characteristics and morphology of wear particles from laboratory testing of disk brake materials**, *Wear*, vol. 256(2004)1128-1134.
- [131] D. Shakhvorostov, B. Gleising, R. Buscher, W. Dudzinski, A. Fischer, M. Scherge, **Microstructure of tribologically induced nanolayers produced at ultra-low wear rates**, *Wear*, 263(2007)1259-126.

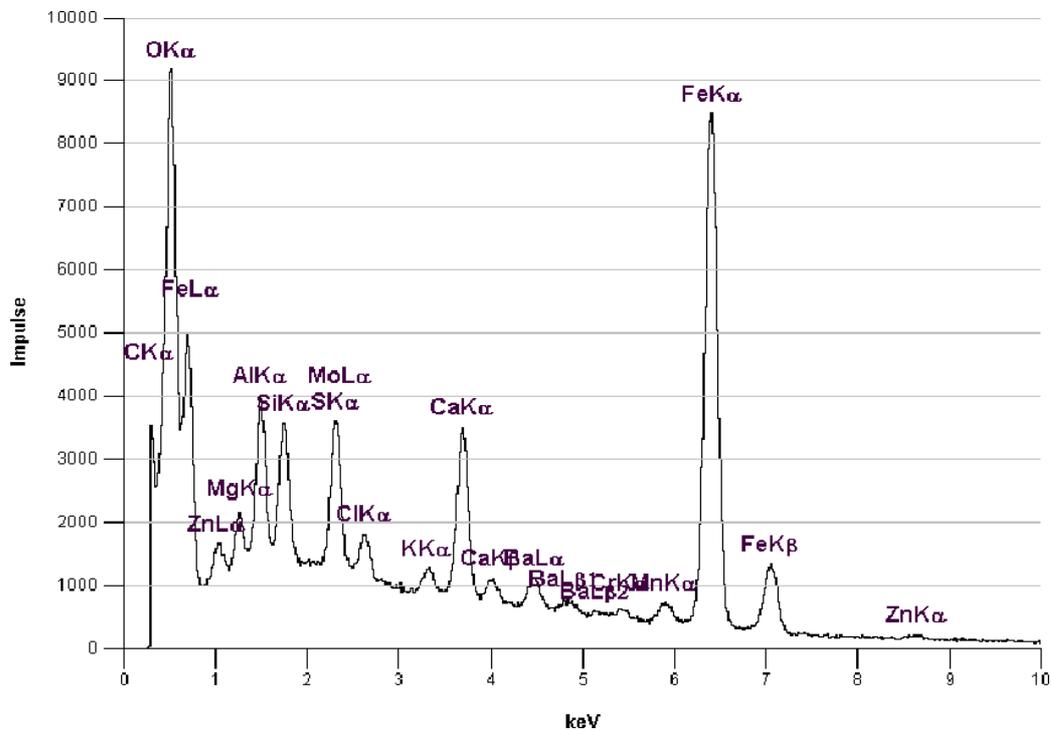
- [132] E.A Carneiro, L Winocq, J.Berthaud, **Disc brakes of trucks : a technical innovation for heavy vehicles**, Warrendale SAE, 1992.
- [133] Y.Jimbo et al, **Development of high thermal conductivity cast iron for brake disc rotor**, Warrendale SAE, pp.22-28, 1990.
- [10] S.S.Kim, S.H. Lee, S.M. Lee, **Thermomechanical wear mechanism of friction brake**, **Proceedings of the international tribology conference**, Tokohama(1995)1567-1572.
- [4] A.Belhocine, **étude thermomécanique des disques de frein Application du Code de Calcul ANSYS v11.0**, thèse doctorat, université des sciences et de la technologie d'oran Mohamed Boudiaf, 2012.
- [134] [The Lucefin Group](http://www.lucefin.com/en/siderurgia/acciai-speciali-e-al-carbonio/), <http://www.lucefin.com/en/siderurgia/acciai-speciali-e-al-carbonio/>, viewed Jan. 2014
- [135] [Deutsche Edelstahlwerke GmbH](http://www.dew-stahl.com/produkte/edelbau-und-waelzgerstaehle/), <http://www.dew-stahl.com/produkte/edelbau-und-waelzgerstaehle/>, viewed Jan. 2014
- [136] M. Rosso , **Ceramic and metal matrix composites: Routes and properties**. Journal of Materials Processing Technology 175(2006) 364–375.
- [137] H.Klose , **Leichtbauwerkstoffe Modul**, Westsächsische Hochschule Zwickau, Sommersemester 2012.
- [138] K.Shabaita, **Characterizing corrosive wear of chemically reactive surface layers on metal and ceramic brake disc materials**, Master thesis, Zwickau ,Germany. 2014
- [119] M. Eriksson, S. Jacobson, **Tribological surfaces of organic brakepads**, Tribology International, vol. 33(2000)817-827.
- [139] ASTM B117 – Standard Practice for Operating Salt Spray (Fog) Apparatus
- [140] A.E., Carden, **Thermal Fatigue - An Analysis of the Experimental Method**, Oakridge National Laboratory, Tennessee, USA, 1963
- [141] www.optimol-instruments.de
- [142] P.V. Gurunath, J. Bijwe, **Friction and wear studies on brake-pad materials based on newly developed resin**, Wear 263(2007) 1212–1219.
- [143] H. Janga, K. Koa , S.J. Kima , R.H. Baschb , J.W. Fashb, **The effect of metal fibers on the friction performance of automotive brake friction materials**, Wear 256 (2004) 406–414.

- [144] W.K Lee, M.W. Shin, S.H. Kim, H. Jang ,M.H. Cho, **The influence of humidity on the sliding friction of brake friction material**, wear 302(2013) 1397–1403
- [145] S. Basavarajappa, G. Chandramohan, **Dry sliding wear behaviour of hybrid metal matrix composites**, Materials Science 11 (2005) 253-257.
- [146] K. Meine, T. Schneider, D. Spaltmann, E. Santner, **The influence of roughness on friction: Part II. The influence of multiple steps**, Wear 253 (2002) 733–738.
- [147] G. Straffelini, M. Pellizzari, A. Molinari, **Influence of load and temperature on the dry sliding behavior of Al-based metal-matrix-composites against friction material**, Wear 256 (2004) 754–63.
- [148] G. Straffelini, **A simplified approach to the adhesive theory of friction**, Wear 249 (2001) 79–85.
- [149] K. Gahr, ed. **Microstructure and wear of materials**. Tribology Series. Vol. 10. 1987, Elsevier.
- [150] M. Müller, G.P. Ostermeyer, M. Graf, **Towards an explicit computation of wear in brake materials**, SAE Technical Paper 2009-01-3048, 2009
- [151] C. C. Ionescu, **Caractérisation des mécanismes d'usure par tribocorrosion d'alliages modèles Ni-Cr**. Other. Ecole Centrale Paris, 2012.
- [152] M. Ridlova, **Comportement en tribocorrosion des aciers inoxydables AISI 321 et DUPLEX 22-05 en environnements aqueux**. Thèse de doctorat, Ecole Centrale Paris. 2003.
- [153] P. Kubecka, **Etude de comportement d'allagespassivables, acier duplex et alliage en fer-nickel, soumis à l'action combinée du frottement et de la corrosion**. Thèse de doctorat, Ecole Centrale Paris: Paris. 1998,
- [154] S. Mischler, P. Ponthiaux, **A round robin on combined electrochemical and friction tests on alumina / stainless steel contacts in sulphuric acid**. Wear 248(2001) 211-255.
- [155] P. A. Munther, J. G. Lenard, **J. Mater. Process. Technol.** 88 (1999) 105–113.
- [156] T. Suzuki, S. Takeuchi, H. Yoshinaga, **Dislocation dynamics and plasticity** ,first ed. , Springer-Verlag, Berlin,1991.
- [157] P.E .Gautier, **Cours de mécanique des milieux continus**, Ecole Centrale Paris, 2006.
- [158] N. Coudeyras, **Analyse non-linéaire des instabilités multiples aux interfaces frottantes : application au crissement de frein**, Thèse doctorat, É.C Lyon, France, 2009.
- [159] H. BenDhia, **Cours de mécanique du contact**, Ecole Centrale Paris ,2002-2003.

- [160] M. Jean, **The non-smooth contact dynamics method**, Computer methods in applied mechanics and engineering, 177:235–257, 1999.
- [161] G. Dhatt and G. Touzot, **Une présentation de la Méthode des Éléments Finis**, 2ème édition, Maloine, Paris, 1984.
- [162] J. C. Simo and T. A. Laursen, **An augmented lagrangian treatment of contact problems involving friction**, Computers and Structures, 42 (1) (1992) 97–116.
- [163] G. De Saxcé, **The bipotential method: A constructive approach to design the complete contact law with friction and improved numerical algorithms**, Mathematical and computer modelling, 28(4-8) (1998) 225–245.
- [164] D. Chamoret, P. Saillard, A. Rassinoux, and J.-M. Bergheau, **New smoothing procedures in contact mechanics**, Journal of Computational and Applied Mathematics, 168 (2004) 107–116.

Annexe 1

Analyse EDX du pion organique



Ergebnisse der quantitativen Analyse - Standardlose Analyse : Spektrum1 EDS

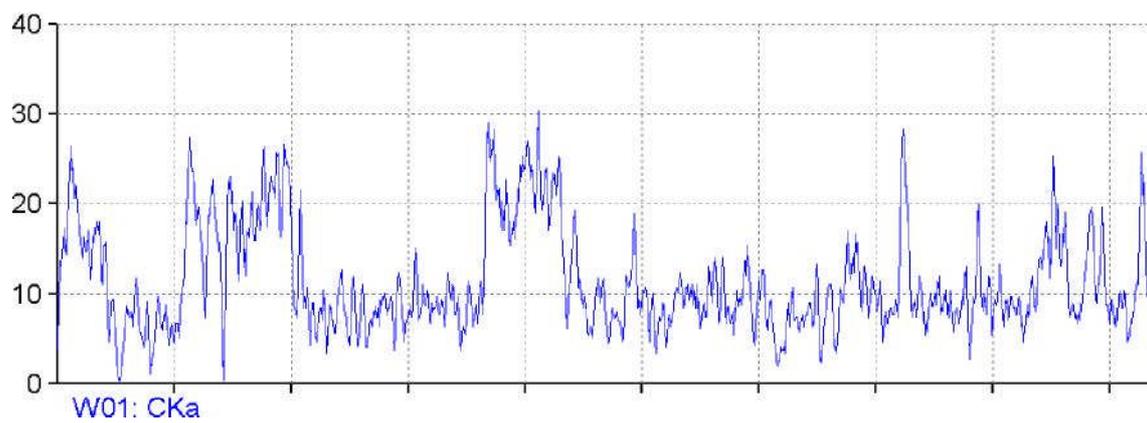
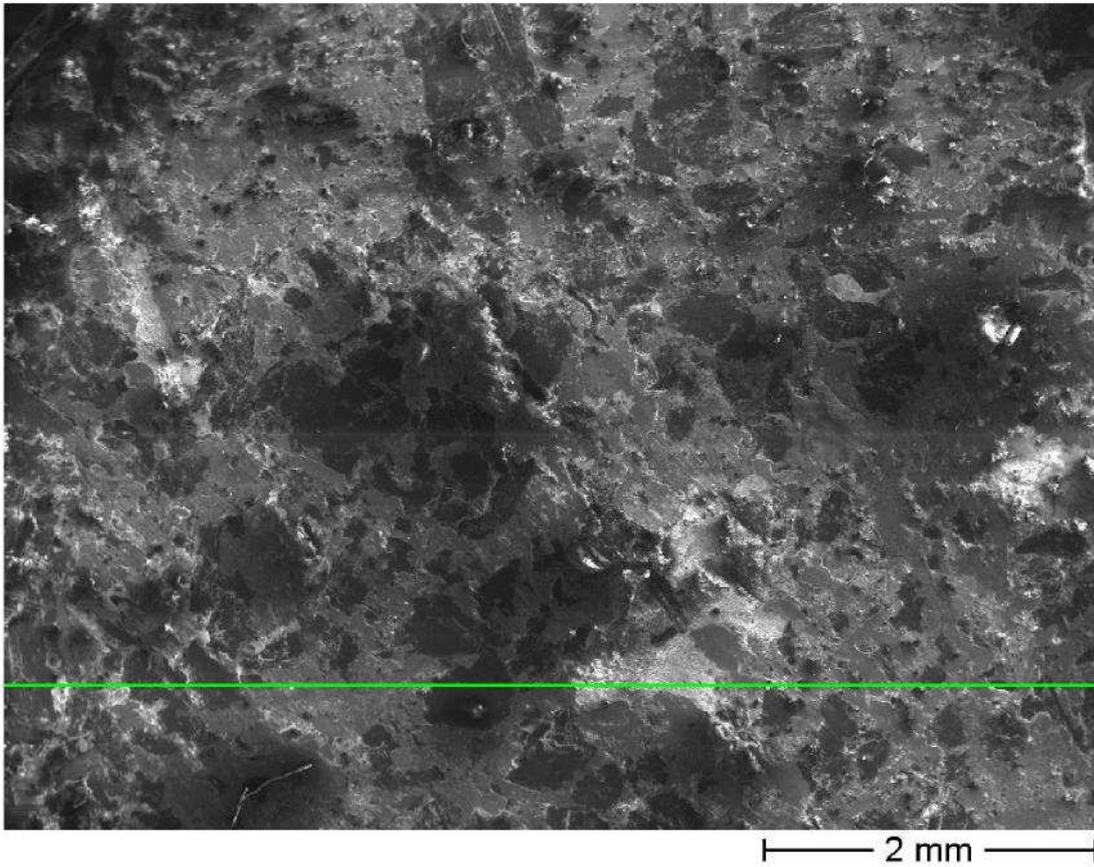
Spectrum Mi, Feb 12 2014

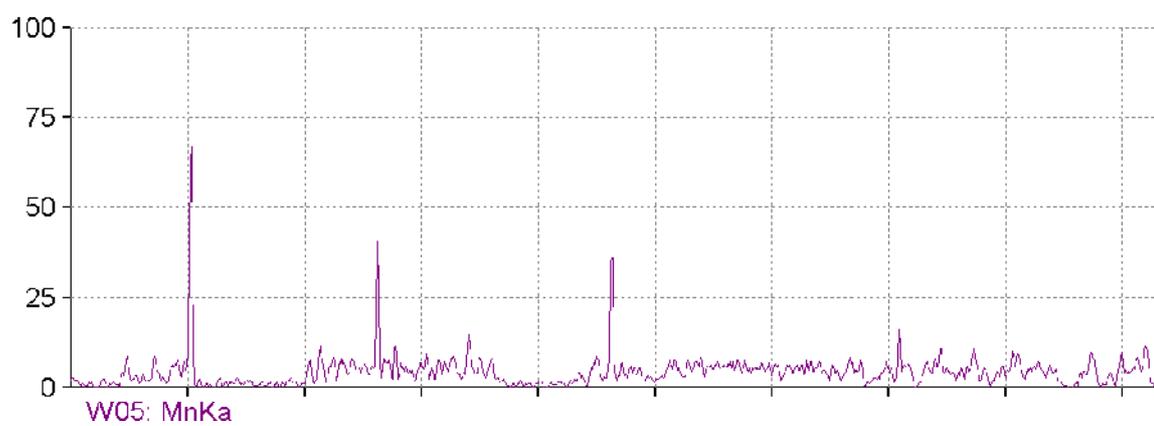
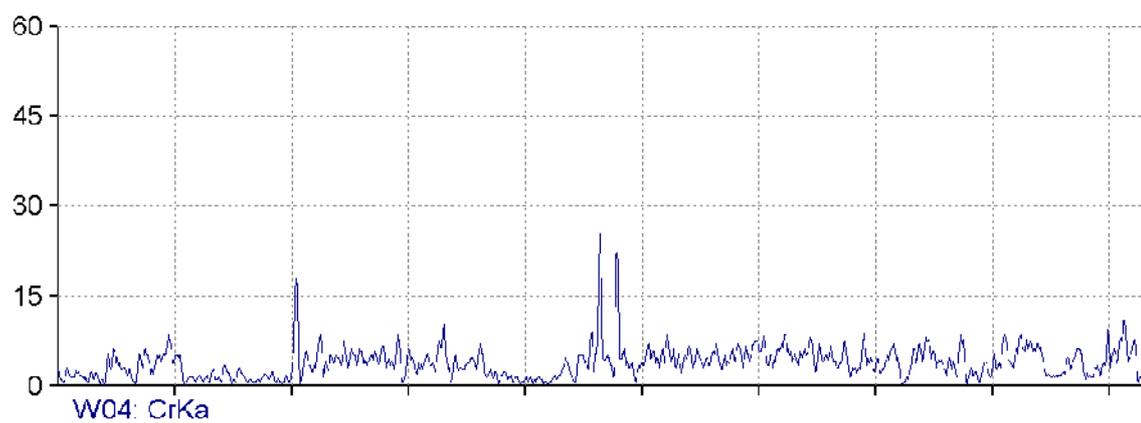
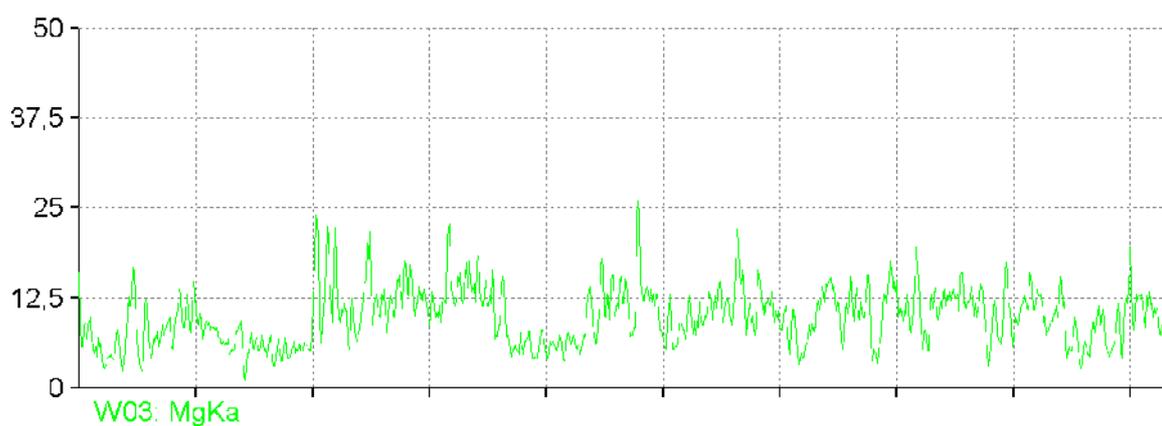
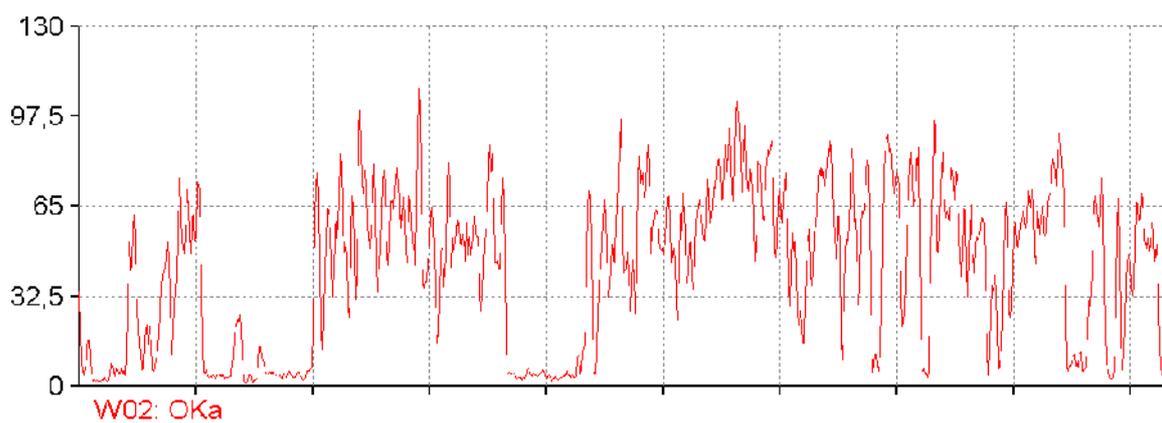
EDS Parameter - 15kV, Abnahmewinkel: 40.0°, Fit Index: 63.22 Korrektur:

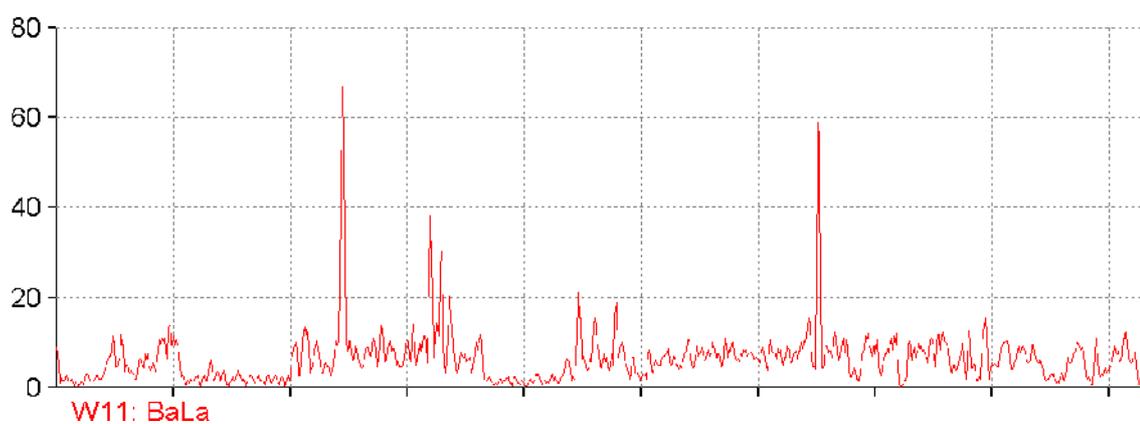
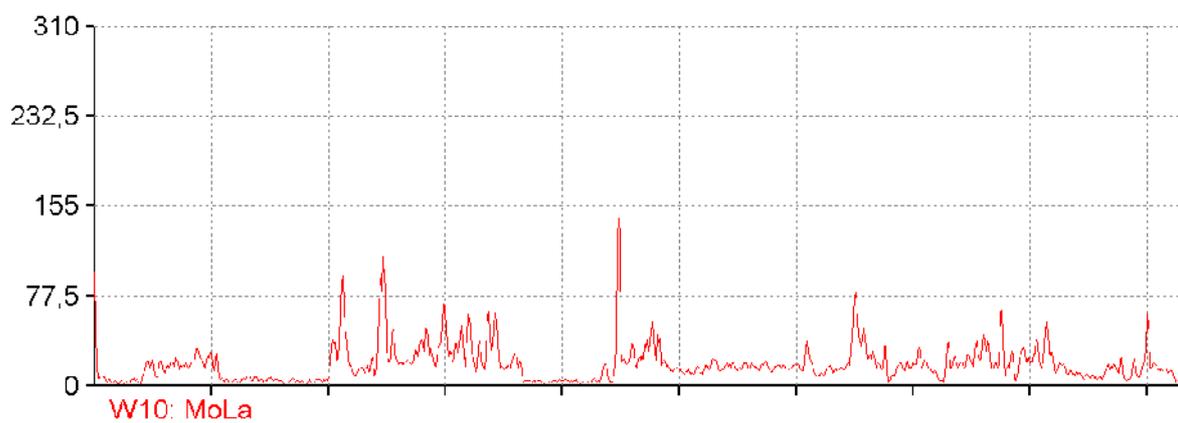
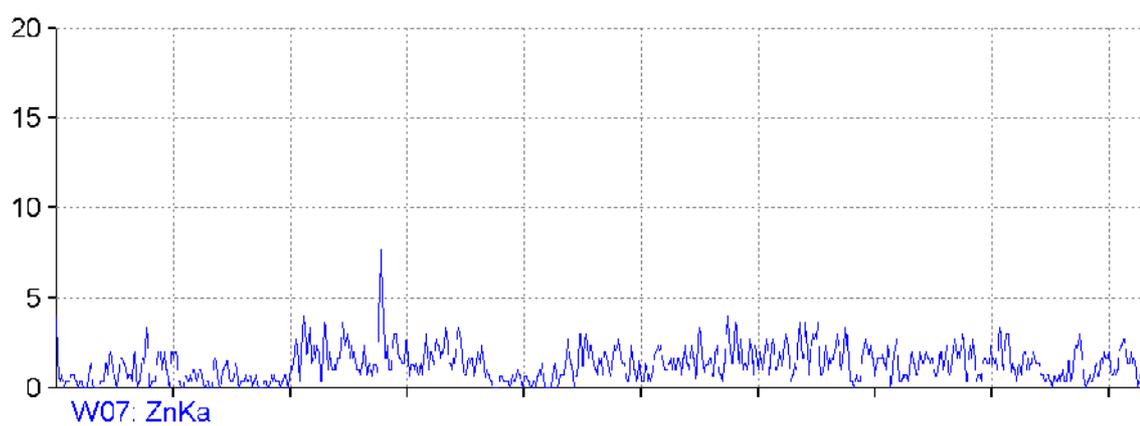
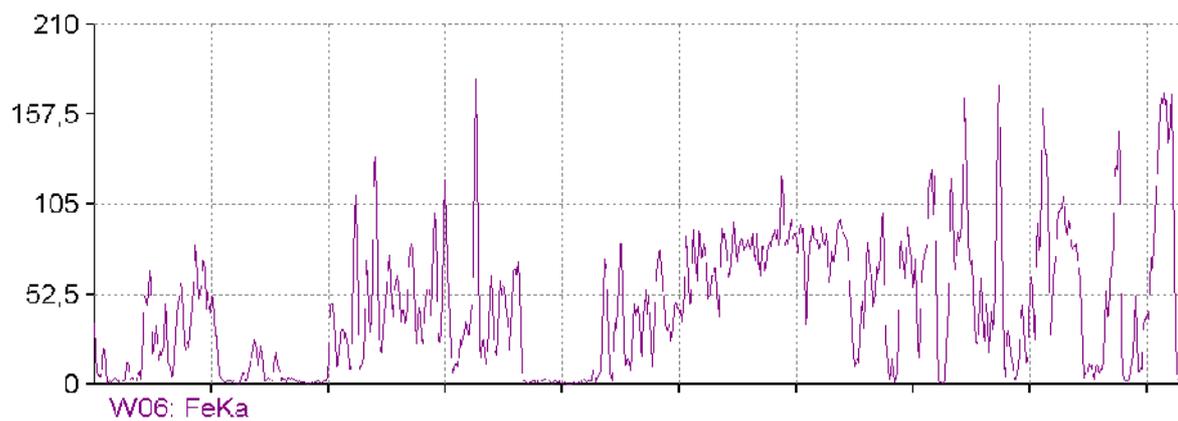
ZAF, Iterationen: 4

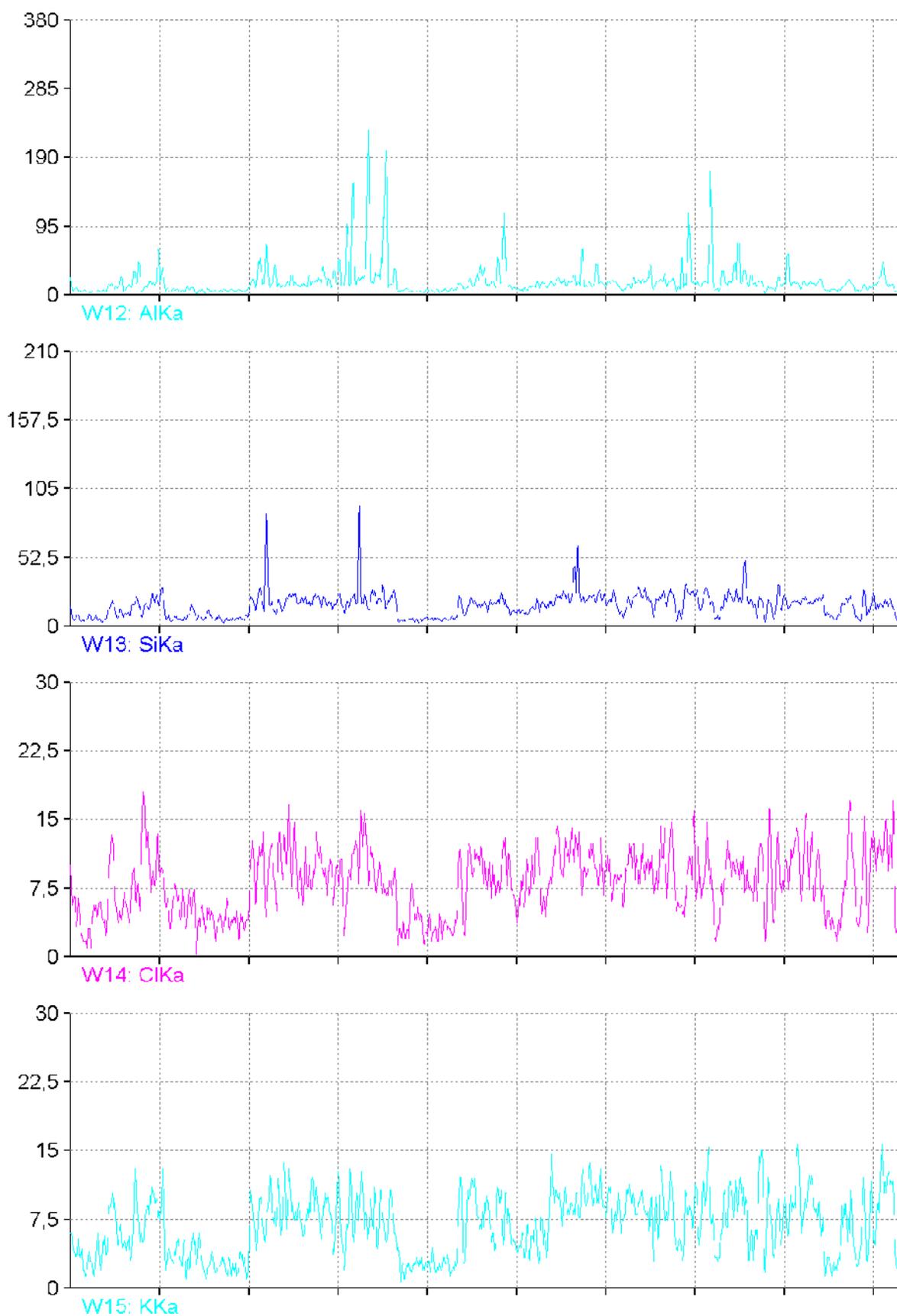
Element	Atom-%	Formel	Masse-%	Fehler(±)	Norm%
Mg	1.28	Mg	1.03	0.02	1.03
Al	3.34	Al	2.98	0.02	2.98
Si	2.64	Si	2.46	0.03	2.46
S	2.46	S	2.61	0.15	2.61
Cl	0.91	Cl	1.07	0.03	1.07
K	0.54	K	0.70	0.04	0.70
Ca	3.77	Ca	5.00	0.06	5.00
Cr	0.29	Cr	0.50	0.06	0,50
Mn	0.69	Mn	1.26	0.08	1.26
Fe	26.40	Fe	48.77	0.27	48.77

Zn	0.36	Zn	0.79	0.19	0.79
Ba	0.63	Ba	2.84	0.11	2.84
O	56.68	O	30.00	0.13	30.00



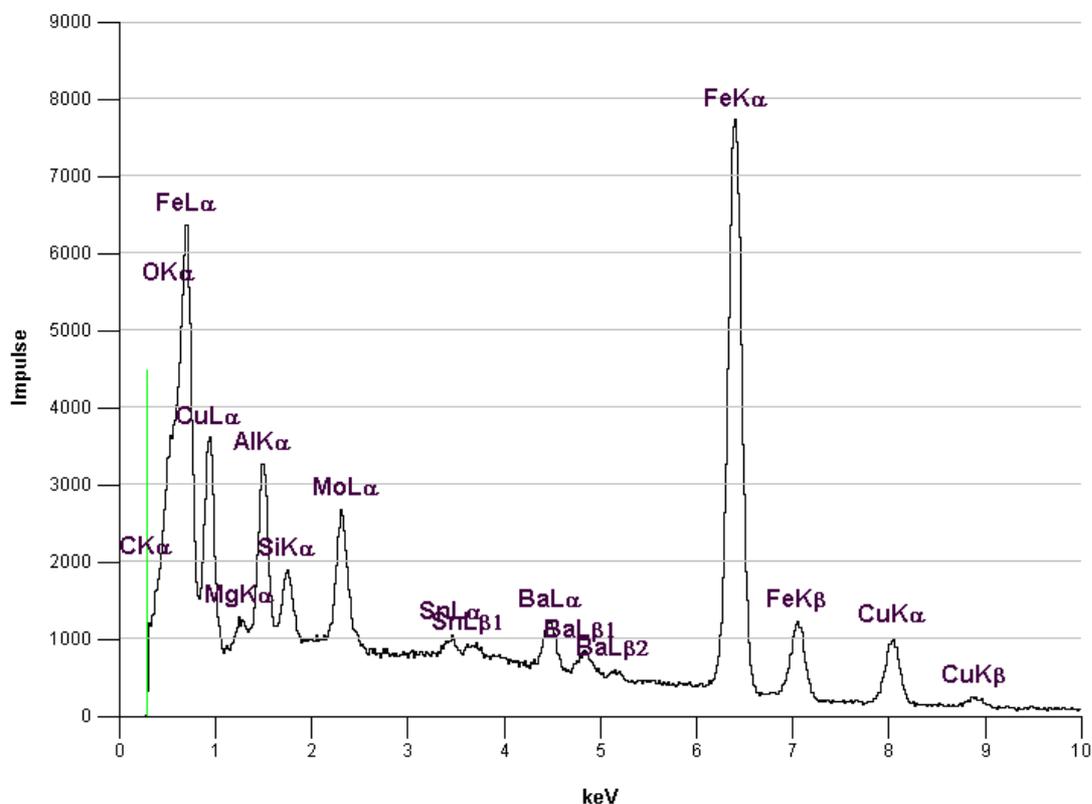






Annexe 2

Analyse EDX du pion semi métallique



Ergebnisse der quantitativen Analyse - Standardlose Analyse :

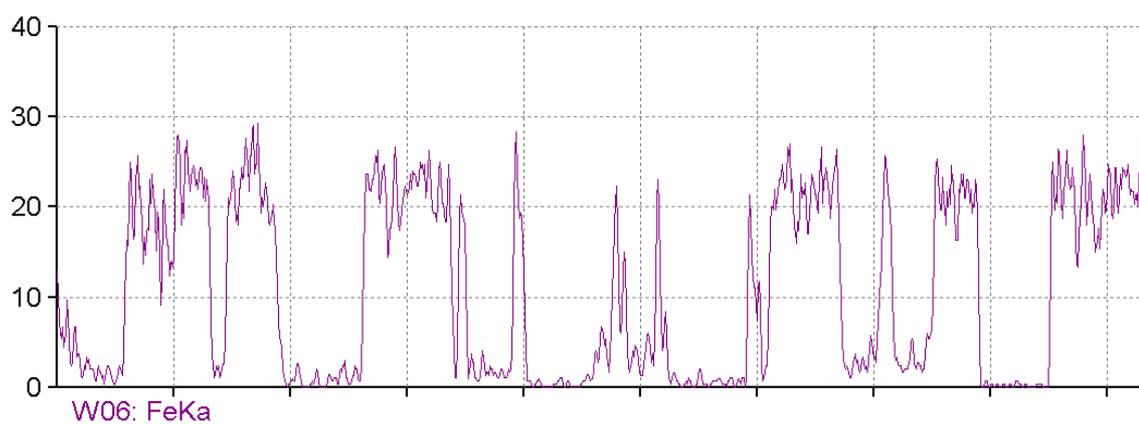
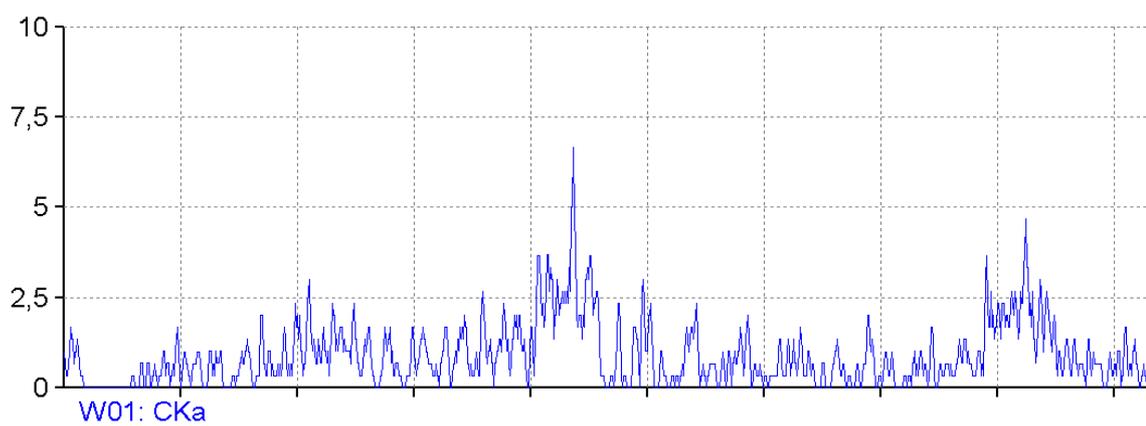
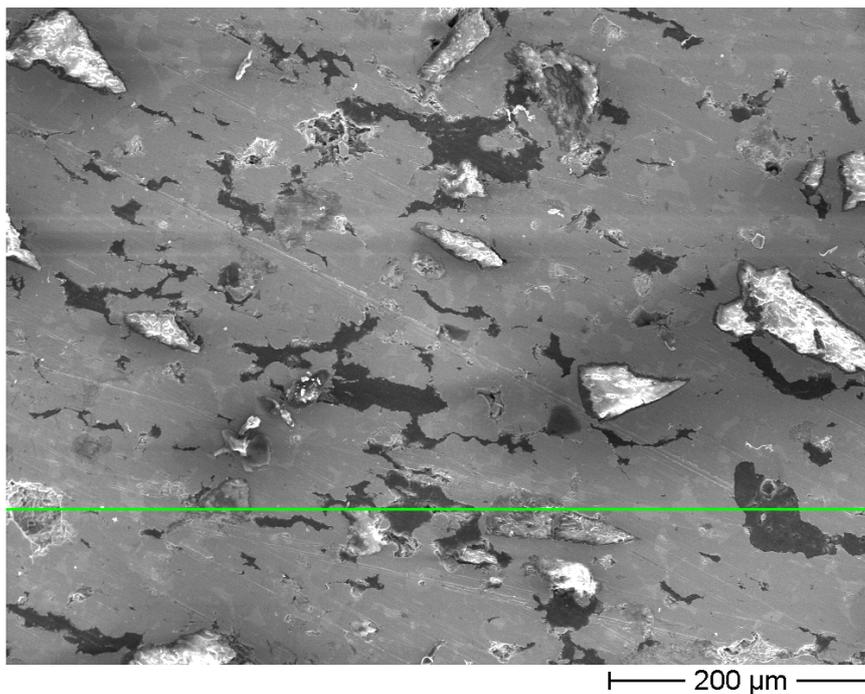
Spektrum8 Do, Jan 23 2014

EDS Parameter - 15kV, Abnahmewinkel: 40.0°, Fit Index: 65.28

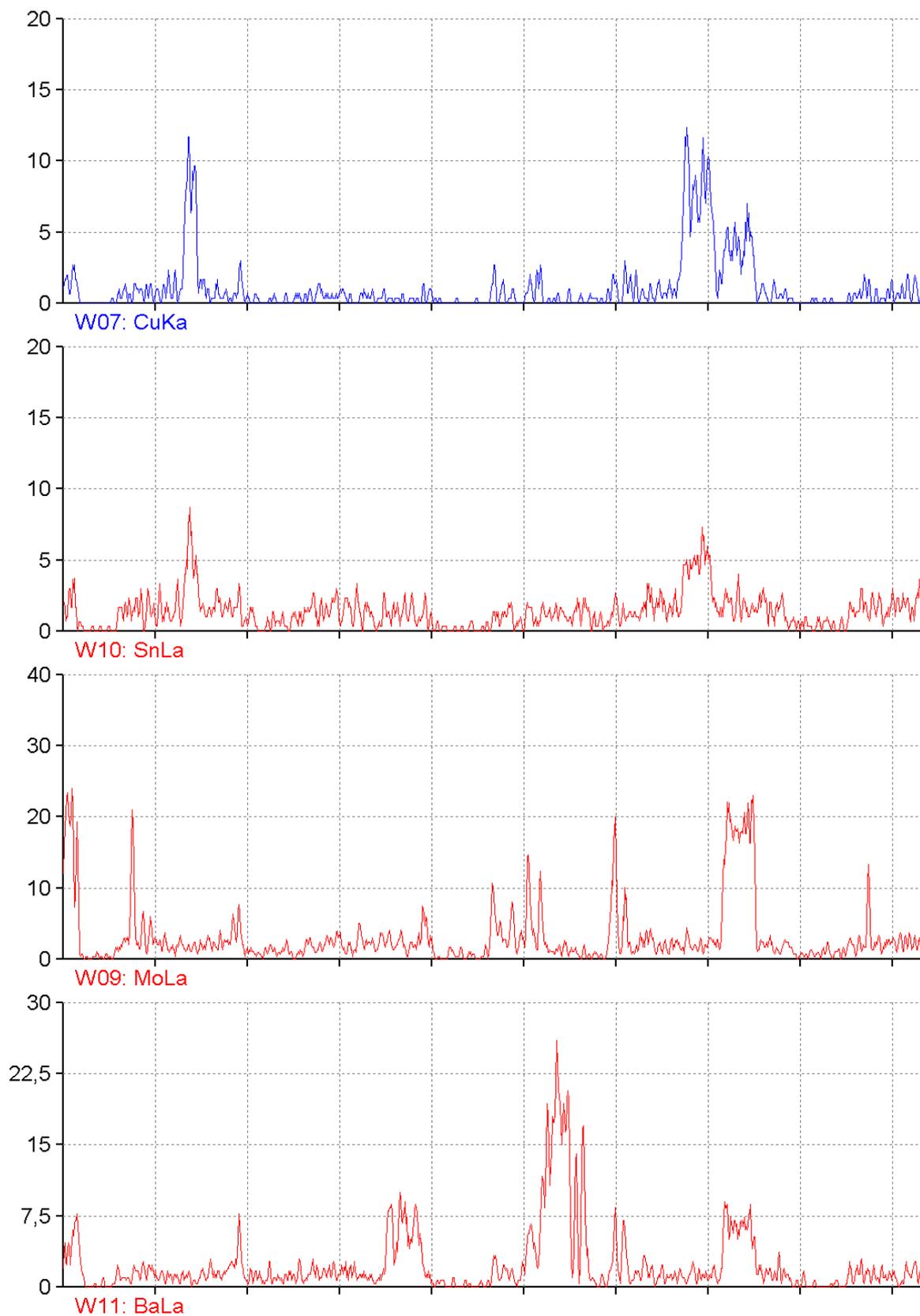
Korrektur: ZAF, Iterationen: 4

Element	Atom-%	Formel	Masse-%	Fehler(±)
Mg	0.80	Mg	0.39	0.02
Al	7.52	Al	4.09	0.03
Si	2.77	Si	1.57	0.03
Fe	52.31	Fe	58.83	0.33
Cu	11.82	Cu	15.13	0.30
Mo	4.04	Mo	7.80	0.10
Sn	0.53	Sn	1.27	0.10
Ba	1.96	Ba	5.43	0.15
C	4.68	C	1.13*	0.02
O	13.56	O	4.37	0.09
<Gesamt>	100.00		100.00	

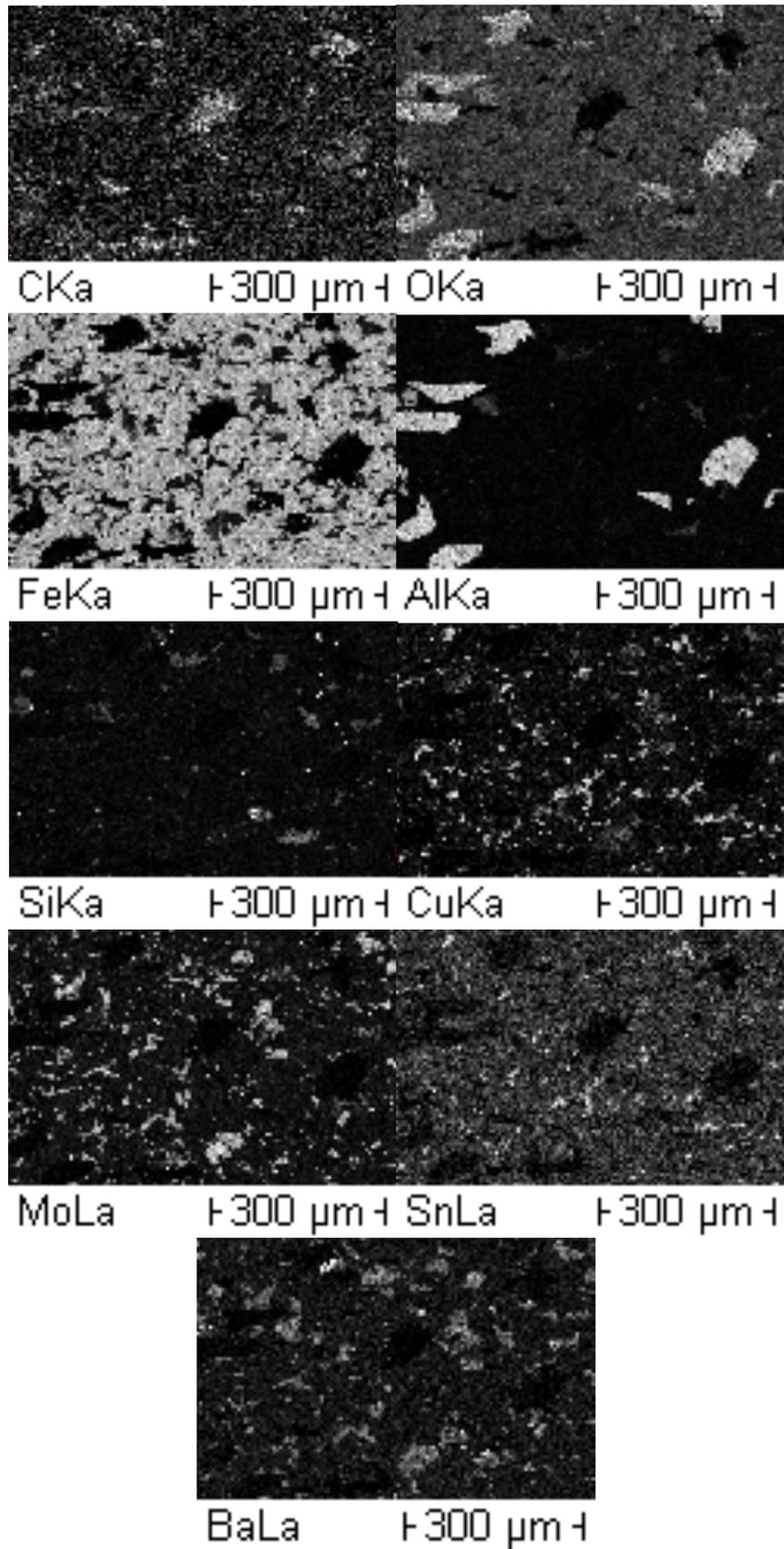
* der Anteil an C ist deutlich unterbewertet, da untere Detektorgrenze bei C





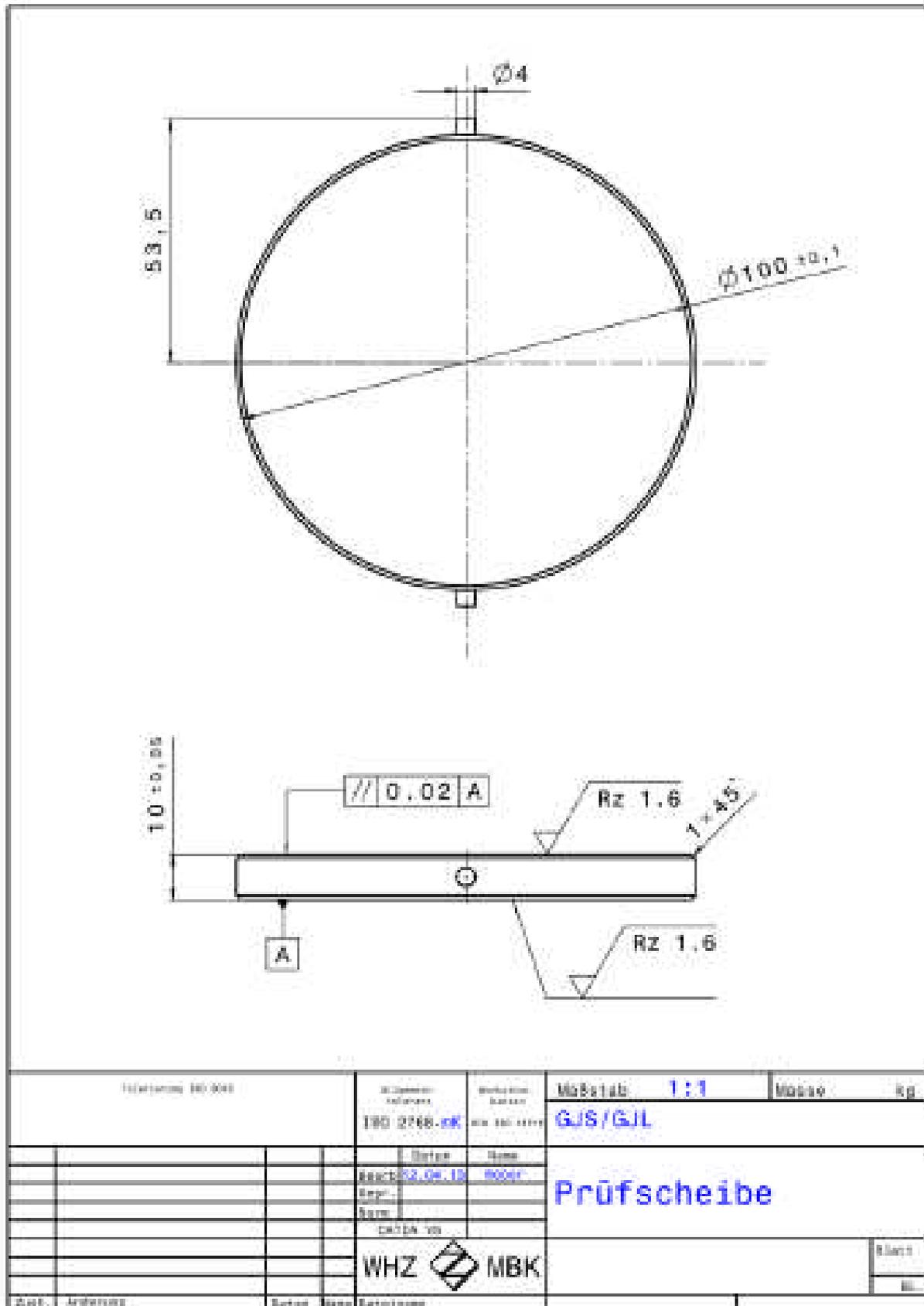


Speed mapping 150x:



Annexe 3

Géométrie de l'ensemble disque pion



RESUME

La compréhension des mécanismes physiques mis en jeu dans un contact sec glissant disque/plaquettes nécessitent une simulation expérimentale représentée par un disque et un pion en tenant compte d'un certain paramètre de freinage tels que la nature du matériau du disque et du pion, la force appliquée par le pion, la vitesse de rotation du disque. D'autre part afin d'appréhender l'évolution des comportements tribologiques des contacts secs glissants des matériaux de freinage, il est critique de comprendre la réponse des matériaux des disques de frein à leur environnements surtout au niveau du littorale ou l'humidité et le taux de salinité sont très élevées. Cependant la corrosion du contact fait surface en raison de ces environnements qui ont de grands effets sur le coefficient de frottement et l'usure des disques de frein. À cette fin, un modèle expérimental de friction réalisée au moyen du tribomètre disque-pion (type SRV4 de la firme Allemand Optimul), en utilisant comme matériaux des disques de frein: fonte (FG25), acier chromé (100Cr6) et le composite à base d'aluminium renforcé par le silicium de carbure Al-MMC (A359 /SiC_p). Les pions dans tous les essais étaient matériau de friction à base de résine organique des plaquettes de frein de la voiture Fabia Skoda 1,4, et en composite semi métallique des garnitures équipant un avion de transport. Les résultats expérimentaux ont montré que les coefficients de frottement et le taux d'usure pour tous les matériaux étaient sensibles à l'augmentation de la force et de la vitesse de glissement. En augmentant l'humidité, il est observé une formation d'un film d'eau qui se comportait comme un lubrifiant à l'interface de glissement et réduit le coefficient de frottement et le taux d'usure. La corrosion due au brouillard salin a une plus grande influence sur le comportement tribologique de la fonte et de l'acier de chromé que le composite. L'étude numérique offre des résultats appréciables que ceux mesurés par le tribomètre. Le MMC A359 Al / SiC_p présentait un meilleur comportement tribologique que les autres matériaux de disques de frein utilisés dans cette investigation sous l'influence des conditions d'essais.

Mots clés: Fonte grise ; Acier; Composite; Usure, Frottement; Tribologie; Tribocorrosion; Corrosion; Fatigue thermique

ABSTRACT

Understanding the physical mechanisms resulting from dry sliding contact disc / pads, require an experimental simulation represented by a disc and a pin, under the influence of a number of braking parameters, such as the nature of the disc material and pin, the load applied by the pin in, and the rotational speed of the disc. On the other hand to apprehend the evolution of the tribological behaviour of braking materials, it is a critic to understand the answer of the brake disc materials in them environments especially in the littoral environment where humidity and salinity rate are very high. However the corrosion of the contact emerges because these environments have a large effect on the friction coefficient and the wear of the brake discs materials. For that purpose, a friction experimental model was carried out by means a tribometer disc-on-pin (SRV4, Optimal Instruments Germany), using as disc brake materials: cast iron (FG25), chromium steel (100Cr6) and an aluminum-based composite Al-MMC (A359/SiC_p). The pins in all tests were in friction materials, an organic resin-based brake pads material used in automotive Fabia Skoda 1.4, and a composite semi-metallic brakes pads equipped a transport aircraft. The experimental results showed that friction coefficients and the wear rate for all materials were insensitive to increasing normal load and sliding speed. By increasing humidity it observed a formation of water films which behaved as a lubricant at the sliding interface and reduced the friction coefficient and the wear rate. The corrosion due to salt spray had a larger influence on the tribological behaviour of the cast iron and the chromium steel than it did. The numerical investigation offers significant results as those measured by the tribometer. The Al MMC A359/SiC_p exhibited a better tribological behavior than the other brake disc materials used in this investigation under the given test conditions.

Keywords: Cast iron; Steel; Composite; Wear; Friction; Tribology; Tribocorrosion; Corrosion; Thermal fatigue