



AVERTISSEMENT

Ce document est le fruit d'un long travail approuvé par le jury de soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la communauté universitaire élargie.

Il est soumis à la propriété intellectuelle de l'auteur. Ceci implique une obligation de citation et de référencement lors de l'utilisation de ce document.

D'autre part, toute contrefaçon, plagiat, reproduction illicite encourt une poursuite pénale.

Contact : ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10

http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php

<http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm>

Thèse

Pour l'obtention du grade de

Docteur de l'Université de Lorraine

Spécialité : Science des Matériaux

Présentée par

Mathieu MARQUER

ÉTUDE COMPARATIVE DU COMPORTEMENT TRIBOLOGIQUE DE REVÊTEMENTS FROTTANT À GRANDE VITESSE SUR UN ALLIAGE DE TITANE : CoCrAlYSiBN, CuNiIn, ET MAO

Soutenue publiquement le 30 Novembre 2017 devant le jury composé de :

<i>Président du Jury</i>	François ROBBE-VALLOIRE	LISMMA - Supméca
<i>Rapporteurs</i>	Rodolphe BOLOT Hamid ZAIDI	ICB - Univ. de Bourgogne Franche-Comté PPRIME - Univ. de Poitiers
<i>Examineurs</i>	Sophie BERVEILLER Jean-Yves PARIS	LEM3 - Arts et Métiers ParisTech LGP - ENIT
<i>Invités</i>	Joffrey TARDELLI Jérémy COTINOT Karim DEMMOU	IRT M2P Safran Aircraft Engines Safran Aircraft Engines
<i>Directeur de thèse</i>	Pierre CHEVRIER	LEM3 - Univ. de Lorraine
<i>Co-directeur de thèse</i>	Sylvain PHILIPPON	LEM3 - Univ. de Lorraine
<i>Co-encadrant de thèse</i>	Laurent FAURE	LEM3 - Univ. de Lorraine



Thèse réalisée au Laboratoire d'Étude des Microstructures, Mécanique et Matériaux
UMR CNRS 7239, Université de Lorraine
Adresse : 7 rue Félix Savart - BP 15082 - F-57073 METZ CEDEX 03
Web : www.lem3.fr



Et financée par l' Institut de Recherche Technologique « Matériaux, Métallurgie, et
Procédés »
Adresse : 4 rue Augustin Fresnel - F-57070 METZ
Web : www.irt-m2p.eu

À Bernard BOLLE, maître de conférences au LEM3 et enseignant à l'ENIM,
décédé le 5 mai 2014.

Enseignant et chercheur passionné et plein d'humour, c'est lui qui, par sa passion communicative, m'a donné l'envie et le courage de m'engager dans le domaine de la recherche. Sans Bernard, ce manuscrit n'existerait sans doute pas.

Deep in the human unconscious is a
pervasive need for a logical universe that
makes sense. But the real universe is
always one step beyond logic.¹

Dune — Frank Herbert

1. Le besoin pressant d'un univers logique et cohérent est profondément ancré dans l'inconscient humain. Mais l'univers réel est toujours à un pas au-delà de la logique.

Remerciements

A l'issue de ces années de thèse, il y a de nombreuses personnes auxquelles j'aimerais adresser des remerciements.

J'aimerais tout d'abord remercier les membres de mon jury de thèse. Tout d'abord, je remercie Mme Sophie BERVEILLER d'avoir accepté de la charge de présidence de cette commission², malgré le délai de préparation réduit, et d'avoir, en tant que telle, animé ma soutenance de thèse. Cette dernière n'aurait pu avoir lieu sans le travail considérable effectué par MM. Rodolphe BOLOT et Hamid ZAIDI en tant que rapporteurs de ces travaux. Leur examen critique de mon manuscrit a permis d'améliorer la qualité de celui-ci et d'approfondir certains points en vue de la soutenance. Ceci donne à mes travaux un peu plus de valeur scientifique. Mes remerciements sont ensuite destinés à MM. François ROBBE-VALLOIRE et Jean-Yves PARIS, pour les commentaires pertinents et les questions constructives qu'ils ont formulés. De manière plus globale, je souhaite remercier chacun des membres de ce jury pour la qualité des échanges que nous avons pu avoir, non seulement à propos du travail accompli, mais aussi des perspectives de son approfondissement.

Je suis extrêmement reconnaissant à l'IRT M2P, qui a financé ces travaux, et notamment à M. Joffrey TARDELLI, chef de projet sur le projet MAO. Malgré sa charge de travail déjà extrêmement importante, il a su se rendre disponible dès que possible, pour les aspects non seulement technico-scientifiques mais aussi humains du projet. Mes remerciements vont par ailleurs à l'ensemble des partenaires industriels et académiques du projet, et en particulier à Safran Aircraft Engines, qui a été un partenaire majeur de ces travaux de recherche. Je m'adresse plus particulièrement à M. Jean MÉRIAUX, initiateur de cette thèse, ensuite intégrée au Projet MAO, alors que Safran Aircraft Engines était encore Snecma, et à M. Karim DEMMOU, qui l'a suivie durant son déroulement.

Aucun doctorat n'aurait lieu sans son encadrement académique, et il est bien connu que la qualité de celui-ci peut varier fortement d'un projet à un autre, d'un laboratoire à un autre. Au LEM3, j'ai été encadré dans un cadre exceptionnel par MM. Pierre CHEVRIER, Sylvain PHILIPPON, et Laurent FAURE. Je n'ai malheureusement pas eu beaucoup d'occasions de m'entretenir avec toi, Pierre, mais tu as été présent en dès que nécessaire malgré

2. Bien que le rôle de Président ait été assumé par Mme Sophie BERVEILLER lors de la soutenance, pour des raisons techniques, il a été nécessaire de l'attribuer de manière officielle (première de couverture) à M. François ROBBE-VALLOIRE.

le peu de temps dont tu disposais en tant que directeur de l'ENIM. Sylvain, Laurent, je ne saurais exprimer à quel point je vous suis reconnaissant de ce mélange d'autonomie et de présence que vous avez su m'accorder. Vous ne m'avez pas traité comme un « simple doctorant » mais comme un collègue et un partenaire dans ce projet.

Au cours de ce projet, j'ai bénéficié de l'aide de nombreuses personnes. J'adresse ainsi mes remerciements à MM. Vincent SCHICK et Denis MAILLET pour leur assistance dans les mesures thermiques effectuées au LEMTA de Nancy ainsi qu'à Mme Sophie BERVEILLER et M. Denis BOUSCAUD pour leur aide lors de la réalisation des mesures par diffraction des rayons X effectuées à l'ENSAM de Metz. Par ailleurs, je remercie tout le personnel de l'ENIM, du LEM3 et de l'IRT M2P, et plus particulièrement Mme Andrea PUECH et MM. Djamel MEZZIANI, Sebastien CARRÉ, Frédéric SCHWAB, Julien CAPELLE.

Au sein de l'équipe « Thermomécanique du Contact Rapide » dont j'ai fait partie, j'ai été entouré de nombreux collègues et amis. Je pense ainsi à MM. Andrea CAPPELLA, Julien VINCENT, Guillaume CHASSAING, Julien BAJOLET et Paul DECONINCK, Baptiste MARTINET, Stephane SKIBA, et à Mme Anastasiia PAVLIK. Je vous remercie pour les nombreux moments de bonne humeur, et le soutien technique et/ou moral que vous m'avez apporté. Parler de soutien moral sans évoquer ceux qui m'ont soutenu depuis « l'extérieur » du cadre strictement professionnel, serait une grave erreur. Je tiens donc à remercier ma famille ainsi que mes amis Marc, John, Adeline et Cindy.

Je tiens enfin à adresser mes remerciements les plus sincères aux Sapeurs-Pompiers de Metz, pour leur intervention et leur prise en charge du 14 Novembre 2014. Les personnes qui sont intervenues ce jour-là n'auront sans doute jamais conscience de leur rôle dans l'achèvement de ce travail.

Table des matières

Introduction	1
1 Contexte et état de l'art	5
1.1 Contexte industriel	6
1.2 Les matériaux impliqués dans le contact aube / disque	15
1.3 Notions essentielles de frottement sec	49
1.4 Synthèse et conclusion	63
2 Moyens de mesure expérimentaux et techniques d'analyse	67
2.1 Moyens de mesure du frottement dynamique	68
2.2 Adaptation du tribomètre aux objectifs de l'étude	79
2.3 Analyses des endommagements	94
2.4 Conclusion	101
3 Résultats expérimentaux	103
3.1 Essais de frottement	104
3.2 Analyse de l'usure apparente des revêtements	115
3.3 Analyse des altérations microstructurales	119
3.4 Comportement tribologique des couples de matériaux	137
3.5 Conclusion	142
4 Généralisation des résultats obtenus	143
4.1 Propriétés influant sur les mécanismes de comportement tribologique . . .	144
4.2 Utilisation de la modélisation pour la validation et l'application du scénario	147
4.3 Corrélation des propriétés du revêtement avec les affectations des pièces . .	170
4.4 Conclusion	180
Conclusions et perspectives	183
Bibliographie	191
Annexes	201
A Notion de coefficient de sensibilité du modèle	203

B	Étude exploratoire du comportement tribologique à vitesse de glissement faible	207
---	---	-----

Table des figures

1.1	Principe de fonctionnement d'un turboréacteur	6
1.2	Principe de fonctionnement d'un turboréacteur double flux et double corps	7
1.3	Domaines de vol des principaux types de moteurs aéronautiques	8
1.4	Le contact aube-disque	9
1.5	Turbomoteur endommagé suite à un impact d'oiseau	10
1.6	Répartition des sources de débris dans le cas d'évènements non contenus sur turbomoteurs commerciaux	10
1.7	Principe du projet MAO de l'IRT M2P	13
1.8	Résistance mécanique et densité de certains matériaux	15
1.9	Représentation schématique des microstructures d'équilibre et des proprié- tés des alliages de titane	17
1.10	Évolution de la chaleur spécifique et de la conductivité thermique du Ti6Al4V en fonction de la température	19
1.11	Micrographie MEB d'une éprouvette en Ti6Al4V après frottement à 3,71 m/s	20
1.12	Décomposition de la sous-surface du glisseur	21
1.13	Scénario d'endommagement d'un couple Ti6Al4V / Ti6Al4V frottant à grande vitesse	22
1.14	Schéma d'un dispositif de traitement MAO	24
1.15	Principales étapes de formation de la couche d'oxydes en anodisation et en MAO	24
1.16	Micrographie MEB d'une section de revêtement MAO sur un alliage d'alu- minium	25
1.17	Micrographie MEB de la surface d'un revêtement MAO formé en courant pulsé sur du titane	26
1.18	Influence de l'électrolyte sur la dureté et la résistance au scratch test . . .	28
1.19	Évolution des caractéristiques d'un revêtement déposé par MAO sur du titane pour différentes densités de courant	29
1.20	Évolution du module d'Young et de la résistance à la traction de revête- ments en régime de tension pulsée	29
1.21	Évolution de la tension et de l'épaisseur du revêtement en régime galvano- statique	30

1.22	Micrographies MEB des pistes usées pour les échantillons issus des différents électrolytes	32
1.23	Évolution du coefficient de frottement entre un disque en Ti6Al4V revêtu par MAO et une bille en acier 100Cr6 à différentes vitesses de glissement .	33
1.24	Évolution du coefficient de frottement entre un disque en Ti6Al4V revêtu par MAO et une bille en acier 100Cr6 pour différents efforts normaux . . .	34
1.25	Comparaison des coefficients de frottement obtenus, pour un effort normal de 100 N et une vitesse de glissement de 0,42 m/s, entre une bille en acier 100Cr6 et un disque en Ti6Al4V pour différentes finitions du revêtement .	35
1.26	Comparaison des coefficients de frottement obtenus avec un tribomètre ball-on-disk pour un contact entre une bille en acier 100Cr6 et plusieurs finitions de revêtements MAO pour un effort normal de 1 N et une vitesse de glissement de 0,05 m/s	35
1.27	Formation et structure d'un revêtement projeté thermiquement	38
1.28	Principe des cartes de fretting	39
1.29	Résultats des essais de fretting effectués par Sulzer Metco sur le CoCrAlY-SiBN et le CuNiIn	42
1.30	Évolution du coefficient de friction au cours d'un essai de fretting [Hajmrle et Chilkowich 1997]	43
1.31	Coefficient de friction du graphite et du hBN en fonction de la température	45
1.32	Évolution du coefficient de friction avec et sans application de lubrifiant solide	46
1.33	Représentation d'un contact entre surfaces quelconques	49
1.34	Répartition de l'énergie du carburant dans un véhicule personnel	50
1.35	Premiers tribomètres	51
1.36	Cas de frottement	52
1.37	Mécanisme du frottement d'après Coulomb	53
1.38	Surface apparente et effective pour un couple de matériaux	53
1.39	Effet de la pression normale apparente sur le coefficient de frottement pour un contact laiton-acier	56
1.40	Troisième corps à l'interface entre les solides	56
1.41	Influence de la vitesse de glissement sur le coefficient de frottement	58
1.42	Classification des différents types d'endommagement de surface	59
1.43	Les quatre principaux mécanismes d'usure	59
1.44	Conditions d'apparition de différents mécanismes qui influencent le comportement tribologique de revêtements	60

1.45	Importance de la microstructure sur le comportement du revêtement : première contrainte principale pour différents modèles de microstructure	61
2.1	Classification des essais tribologiques en fonction du degré de réalisme (image : Axén <i>et al.</i> [2000], d'après Zum Gahr [1943])	68
2.2	Variation de la vitesse de glissement sur la surface de contact apparente [Philippon 2004]	69
2.3	Barres de Kolsky modifiées par Bragov <i>et al.</i> [Philippon 2004]	72
2.4	Tribomètres basés sur les barres de Kolsky en torsion modifiées [Philippon 2004]	73
2.5	Principe de l'impact de plaques en frottement Philippon [2004]	74
2.6	Tribomètres à bille tournante [Philippon 2004]	74
2.7	Évolution du tribomètre patin-glisseur de Philippon et al. utilisée par Chassaing [2015]	77
2.8	Configuration du tribomètre patin-glisseur pour les essais de frottement à grande vitesse de glissement	78
2.9	Détermination de la bande passante nécessaire	80
2.10	Analyses du capteur de charge axial de Chassaing [2015]	83
2.11	Chaine de conversion d'un effort en tension	84
2.12	Capteur de déformation piézoélectrique miniature	85
2.13	Utilisation du logiciel Abaqus pour la conception du capteur	87
2.14	Modélisation de l'évolution de la déformation sur les 2 voies en fonction de la charge appliquée par le patin 1	87
2.15	Analyse expérimentale du comportement du tribomètre « V4 »	89
2.16	Tribomètre patin-glisseur V4 en situation d'essai	90
2.17	Mesure typique avec le tribomètre V4	91
2.18	Contenu fréquentiel moyen des signaux d'efforts tangentiels en fonction du capteur axial	93
2.19	Principe de fonctionnement de la mesure de topographie par microscopie à variation de focale [Helmlí 2011]	95
2.20	Mesure de l'usure à partir de la topographie d'un patin	96
2.21	Profils des surfaces brute et frottée ($v_{ini} = 60$ m/s et $p_{ini} = 110$ MPa) d'un patin revêtu de CoCrAlYSiBN	98
2.22	Zones observées sur le glisseur mobile (à gauche) et le patin fixe (à droite)	99
3.1	Enregistrements typiques	107
3.2	Enregistrements et profils de vitesse typiques en fonction de la configuration	108
3.3	Coefficients de frottement obtenus à $p = 110$ MPa pour les différents couples de matériaux	111

3.4	Coefficients de frottement obtenus à $p = 110$ et 280 MPa pour les différents couples de matériaux	113
3.5	Usures apparentes obtenues à $p = 110$ MPa pour les différents couples de matériaux	115
3.6	Topographie d'un patin après un essai c.MAO	116
3.7	Usures apparentes obtenues à $p = 110$ et 280 MPa pour les différents couples de matériaux	117
3.8	Microstructure type des glisseurs en Ti6Al4V avant frottement	120
3.9	Effet des conditions de rectification de la surface sur la déformation de la sous-surface	121
3.10	Microstructure type des patins en Ti6Al4V revêtu	123
3.11	Topographie initiale d'un patin traité par MAO	125
3.12	Détail de la microstructure type des patins en Ti6Al4V revêtu MAO	125
3.13	Surface des patins revêtus typique après essai	126
3.14	Surface des glisseurs typique après essai	127
3.15	Microstructure typique des échantillons après essai Ti6Al4V / Ti6Al4V + Co-CrAlYSiBN	128
3.16	Microstructure typique des échantillons après essai Ti6Al4V / Ti6Al4V + Cu-NiIn	130
3.17	Microstructure globale	131
3.18	Microstructure en entrée de patin	132
3.19	Microstructure en sortie de patin	133
3.20	Microstructure en milieu de patin	133
3.21	Comparaison des microstructures du revêtement restant en entrée (gauche) et en sortie (droite)	134
3.22	Détail de la microstructure en sortie de patin	134
3.23	Examen du dépôt présent à en sortie de patin	135
3.24	Microstructure typique du glisseur	136
3.25	Scénario de comportement tribologique d'un contact Ti6Al4V / Ti6Al4V + Revêtement	137
3.26	Mécanisme d'écaillage apparaissant avec le revêtement MAO	139
3.27	Scénario de comportement tribologique du comportement du couple Ti6Al4V / Ti6Al4V + MAO	140
4.1	Scénario de comportement tribologique d'un contact Ti6Al4V / Ti6Al4V + Revêtement	144
4.2	Distribution du travail de frottement entre les différents processus physiques et chimiques	145

4.3	Interdépendance des mécanismes thermiques et mécaniques ayant lieu pendant le frottement	148
4.4	Principe du modèle numérique	151
4.5	Diagramme binaire Cobalt-Chrome	153
4.6	Méthode de la loi d'Ohm thermique pour la mesure de la conductivité thermique	154
4.7	Technique de mesure de la diffusivité thermique par la méthode Flash . . .	155
4.8	Résultats de la simulation d'un essai à 110 MPa et 40 m/s	157
4.9	Loi d'évolution du coefficient de frottement en fonction de la température .	159
4.10	Évolution de la température à la surface	160
4.11	Principe de l'étude de sensibilité du modèle	162
4.12	Points de calcul des grandeurs de impliquées dans l'étude	162
4.13	Influence de la variation des propriétés matériaux sur l'évolution temporelle des grandeurs	164
4.14	Influence de la variation des propriétés thermiques sur la variation des grandeurs « ponctuelles »	166
4.15	Lois d'évolution du coefficient de frottement utilisables pour le contact Ti6Al4V / Ti6Al4V + CuNiIn	168
4.16	Influence de la loi d'évolution du coefficient de frottement sur l'évolution temporelle des grandeurs	169
4.17	Répartition du 3ème corps sur le patin	176
4.18	Impact du troisième corps sur les températures du glisseur	178
4.19	Répartition du 3ème corps sur le patin et influence sur le flux et les températures dans le glisseur	179
4.20	Prise en compte de la température du troisième corps dans le cas d'un contact parfait entre le troisième corps et le glisseur	179
4.21	Prise en compte de la température du troisième corps dans le cas d'un contact avec une résistance thermique non négligeable entre le troisième corps et le glisseur	179
A.1	Représentation schématique du principe de la sensibilité	203
A.2	Influence de la variation de la conductivité thermique sur la variation des grandeurs « ponctuelles »	205
B.1	Signaux d'effort du couple c.NR	208
B.2	Signaux d'effort du couple c.Co	208
B.3	Signaux d'effort du couple c.MAO	209
B.4	Coefficients de frottement moyens mesurés pendant des des essais de frottement à $p = 110$ MPa	210

B.5 Usures apparentes mesurées suite à des essais de frottement à 110 MPa . . .	211
---	-----

Liste des tableaux

1.1	Propriétés physiques du titane	16
1.2	Effet de quelques traitements thermomécaniques sur le Ti6Al4V	18
1.3	Propriétés du Ti6Al4V	18
1.4	Paramètres de la loi de Johnson-Cook du Ti6Al4V	19
1.5	Paramètres de la loi de Zerilli-Armstrong du Ti6Al4V	20
1.6	Comparaison entre l'anodisation conventionnelle et le procédé MAO	23
1.7	Effet de la catégorie d'alliage traitée sur le revêtement MAO	26
1.8	Effet de la nuance d'alliage de titane traitée sur le revêtement MAO	27
1.9	Paramètres, aspects et composition des revêtements obtenus sur du Ti6Al4V pour différents électrolytes	27
1.10	Synthèse des résultats des essais d'usure	31
1.11	Composition de la poudre pour projection thermique Amdry 958	37
1.12	Caractéristiques typiques du revêtement en fonction de la méthode de pro- jection	38
1.13	Paramètres des essais de fretting effectués par Sulzer Metco	40
1.14	Composition de l'alliage de CoCrAlYSi utilisé par Hajmrle	44
1.15	Synthèse des résultats de Hajmrle et Chilkowich concernant l'influence de la matrice sur le comportement du revêtement	45
1.16	Synthèse des résultats de Hajmrle concernant l'utilisation du hBN dans le revêtement	47
2.1	Caractéristiques des tribomètres les plus courants (d'après les travaux de Philippon [2004])	75
2.2	Influence de l'ordre d'approximation sur le signal filtré	81
2.3	Comparaison des deux principales technologies de mesure de déformation utilisées dans les capteurs d'effort [HBM France SAS 2016]	85
2.4	Équations des approximations linéaires de l'évolution de $q1_{FT1}$	88
2.5	Essais sur Ti6Al4V forgé effectués à $p=110$ MPa et $V=60$ m/s	92
3.1	Configurations de glissement étudiées	105
3.2	Définition des désignations abrégées	110

4.1	Propriétés thermiques du revêtement CoCrAlYSiBN	152
4.2	Résultats des mesures de diffusivité du revêtement déposés sur du cuivre pur	155
4.3	Propriétés thermiques du revêtement CuNiIn	167
4.4	Propriétés thermo-physiques des matériaux	171
4.5	Comparaisons des affectations microstructurales du glisseur avec les propriétés de barrière thermique du revêtement	172
4.6	Comparaisons des affectations microstructurales du glisseur avec les propriétés de barrière thermique du revêtement et la surface utile de frottement	177

Liste des abréviations, des sigles et des symboles

A_r	Allongement à la rupture en traction
A_{JC}	Constante A de la loi de Johnson-Cook
A_{ZA}	Paramètre A de la loi de Zerilli-Armstrong
a	Rayon de contact de deux sphères d'après la théorie de Hertz
α	Effusivité thermique
BP	Bande passante d'un dispositif
B_{JC}	Constante B de la loi de Johnson-Cook
B_{ZA}	Paramètre B de la loi de Zerilli-Armstrong
β_{TQ}	Coefficient de Taylor-Quiney
c_p	Capacité calorifique massique
C_p	Capacité calorifique volumique
C_{JC}	Coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation de la loi de Johnson-Cook
C_{ZA}	Paramètre C de la loi de Zerilli-Armstrong
D	Diffusivité thermique
D_{ZA}	Paramètre D de la loi de Zerilli-Armstrong
e_m	Epaisseur du matériau m
E	Module de Young
E^*	Module de Young normalisé pour l'application au contact de Hertz
E_{ZA}	Paramètre E de la loi de Zerilli-Armstrong
$\bar{\epsilon}^p$	Déformation plastique équivalente
$\dot{\bar{\epsilon}}^p$	Vitesse de déformation plastique équivalente

$\dot{\epsilon}_0^p$	Vitesse de déformation plastique de référence
F_T^{ideal}	Durée totale de frottement
$\overline{F_T^N}$	Durée totale de frottement
F_N	Effort normal
F_T	Effort de frottement moyen
f_{filtre}	Fréquence de filtrage
F_{react}	Poussée d'un truboréacteur
$f_{adh.}$	Fraction d'aspérités adhésives
f	Fraction massique
f_{signal}	Fréquence caractéristique du signal
G_J	Grandeur adimensionnelle de Jaeger
k_μ	Coefficient de réduction du coefficient de frottement
k	Raideur d'un instrument de mesure
L_J	Longueur caractéristique telle que définie par Jaeger
L_p	Longueur de contact du patin
λ	Conductivité thermique
$\dot{m}_f$	Débit massique de fluide traversant un truboréacteur
m_{gl}	Masse du glisseur
m_{JC}	Coefficient de sensibilité à la température de la loi de Johnson-Cook
μ	Coefficient de frottement
$\mu_{ini.}$	Coefficient de frottement initial du modèle numérique
$\mu_{Mol.}$	Partie variable du coefficient de frottement selon le modèle de Molinari <i>et al.</i>
$\bar{\mu}$	Coefficient de frottement moyen
N	Ordre d'approximation d'un signal
n_{JC}	Coefficient de sensibilité à l'écrouissage de la loi de Johnson-Cook
n_{ZA}	Coefficient de sensibilité à l'écrouissage de la loi de Zerilli-Armstrong
$\vec{N}_{a \rightarrow b}$	Composante normale au contact de l'effort transmis par le solide a au solide b

ν	Module de Poisson
$\tilde{\omega}$	Constante du modèle de Molinari <i>et al.</i>
p	Pression de contact apparente
p_{Hz}	Pression de contact locale d'après le théorie de Hertz
p_{ini}	Pression de contact apparente initiale
$p_{\mathbb{R}}$	Pression de contact réelle
ϕ	Angle d'inclinaison de la résultante des efforts de frottement
q	Densité de flux de chaleur
Q_a	Chaleur nécessaire pour effectuer a
R	Rayon de courbure de la surface de contact
R^*	Rayon de courbure de la surface de contact normalisé pour l'application au contact de Hertz
R_m	Résistance mécanique à la traction
$Rp_{0,2}$	Limite pratique d'élasticité en traction
$\vec{R}_{a \rightarrow b}$	Effort transmis par le solide a au solide b
ρ	Masse volumique
S	Coefficient de sensibilité
s_{adh}	Surface de contact adhésive
S	Surface de contact apparente
$s_{\mathbb{R}}$	Surface de contact réelle
S_{utile}	Surface utile de frottement
σ_y	Contrainte d'écoulement en compression
σ	Contrainte de compression
$\bar{\sigma}$	Contrainte équivalente
t_{acc}	Temps d'accélération du glisseur jusqu'à sa vitesse nominale de glissement
t_{arret}	Temps d'arrêt du glisseur
t_{fin}	Temps total simulé numériquement

$T_{frot.}$	Durée totale de frottement
Θ_f	Température de fusion
$t_{mont.}$	Durée Nécessaire pour que le signal filtré atteigne 100 % du signal initial
$T_{rev.}$	Temps ncessaire pour user totalement le revêtement
T_0	Température ambiante
$\vec{T}_{a \rightarrow b}$	Composante tangente au contact de l'effort transmis par le solide a au solide b
τ_y	Contrainte d'écoulement en cisaillement
τ	Contrainte de cisaillement
Θ	Température
ΔV_f	Débit massique de fluide traversant un truboréacteur
v_{ini}	Vitesse de glissement initiale
v	Vitesse de glissement nominale
$\dot{W}$	Puissance surfacique de frottement
w	Usure apparente
$\bar{w}$	Usure apparente moyenne (moyenne de l'usure apparente w des 2 patins de l'essai)
W_t	Travail total de frottement

Introduction

Les alliages de titane représentent une part importante des constituants d'un turboréacteur du fait de leur légèreté et de leurs excellentes performances, notamment mécaniques. Ils présentent cependant une résistance à l'usure faible, ce qui nécessite des précautions dans leur utilisation pour des pièces soumises à des sollicitations de frottement.

Les motoristes aéronautiques, comme Safran Aircraft Engines, sont donc particulièrement impliqués dans la résolution de cette problématique. Les turboréacteurs comportent en effet une grande quantité d'alliages de titane tout en étant le lieu de sollicitations tribologiques importantes. C'est particulièrement le cas au niveau du contact entre les aubes et le disque de rotor sur lequel elles sont assemblées. Sous l'effet des sollicitations mécaniques élevées, le contact pied d'aube / disque de rotor est sujet à des déplacements relatifs des composants sous une pression de contact considérable. Certains mouvements sont d'amplitude relativement importante mais de faible fréquence, comme les déplacements causés par les variations des effets centrifuges suite à l'évolution de la fréquence de rotation. D'autres sont de faible amplitude mais ont lieu à fréquence élevée, par exemple sous l'effet des vibrations aérodynamiques des aubes. On parle de sollicitations de fretting.

Afin de résister à ces contraintes, les surfaces de ces deux pièces en alliage Ti6Al4V sont fonctionnalisées (traitées pour assumer une fonction spécifique), notamment par l'utilisation de certains revêtements épais (plus de 100 μm), comme le CoCrAlYSiBN et le CuNiIn. Ceux-ci sont dits « anti-fretting » car conçus et testés pour répondre à ce type de sollicitations.

Les turboréacteurs, outre ces sollicitations usuelles, sont parfois soumis à des événements exceptionnels comme l'ingestion de glace ou d'oiseaux. Lors de ce type d'évènement, un choc important contre les aubages entraîne une sollicitation sévère du contact pied d'aube / disque de rotor, causant un glissement entre les pièces dans des conditions extrêmes. La vitesse de glissement peut en effet quasi-instantanément atteindre 60 m/s et la pression de contact 350 MPa.

Lors de ce type d'évènement, les aubes peuvent être endommagées ou se rompre. Ce comportement, qui doit être maîtrisé afin de minimiser les risques pour l'aéronef et ses passagers, est influencé par les efforts transmis entre le pied d'aube et le disque de

rotor, qui sont liés au frottement entre ses deux pièces. Comme celles-ci sont coûteuses, leur renouvellement doit par ailleurs être minimisé tout en assurant la sécurité de l'appareil. Le frottement sévère causant des altérations (usure, modification de microstructure) à la surface des deux éléments impliqués qui peuvent avoir des conséquences sur leur comportement futur, il est nécessaire de l'évaluer pour pouvoir adapter les procédures de maintenance.

Des essais sur assemblage réel sont effectués afin de connaître le comportement du turbomoteur lors d'impacts d'oiseau, mais ces essais sont coûteux. La modélisation numérique du comportement du contact au cours de la conception doit permettre de réduire le nombre d'essais nécessaires pour s'assurer du comportement du turbomoteur lors de ces événements. Cette démarche nécessite cependant de caractériser préalablement le comportement tribologique du couple de matériaux dans les conditions de glissement extrêmes qui sont mises en jeu lors de l'interaction.

L'oxydation micro-arc (MAO) permet la formation de revêtements céramiques électrolytiques de nature et de propriétés variées en fonction du choix des paramètres de traitement tout en utilisant des électrolytes peu polluants. Le projet MAO de l'IRT M2P vise à développer un revêtement pour l'alliage Ti6Al4V par MAO. En considérant l'utilisation de ce revêtement au niveau du pied d'aube de turboréacteur, la démarche de caractérisation du comportement du couple de matériaux Ti6Al4V / Ti6Al4V+MAO sous sollicitations sévères est l'objectif premier de ces travaux. En l'absence de données concernant le comportement d'autres couples intégrant un revêtement épais dans des conditions similaires, et afin de pouvoir interpréter les résultats observés, il a été décidé d'étudier le comportement de revêtements métalliques déjà employés avec succès dans ce contact, le CoCrAlYSiBN et le CuNiIn.

Nous verrons dans la suite de ce manuscrit que le revêtement MAO étudié présente un mauvais comportement tribologique. Celui-ci s'explique au moins en partie par le fait qu'il s'agisse d'un premier prototype de revêtement (obtenu par un traitement non optimisé). D'un point de vue industriel, cependant, moins que la détermination des capacités de ce revêtement spécifique, l'objectif était de mettre en place les éléments nécessaires à l'évaluation du comportement de revêtements quelconques sous sollicitations sévères.

Cette problématique donne donc lieu à la mise en évidence de trois objectifs :

- La caractérisation du comportement tribologique sous sollicitations sévères de couples de matériaux déjà appliqués au contact pied d'aube / disque de rotor (Ti6Al4V / Ti6Al4V + CoCrAlYSiBN et Ti6Al4V / Ti6Al4V + CuNiIn) afin de disposer de données de référence.
- La caractérisation du comportement tribologique sous sollicitations sévères du couple Ti6Al4V / Ti6Al4V + MAO et la détermination de la pertinence de son utilisation

au niveau du contact pied d'aube de turbine / disque de rotor dans le cas de sollicitations sévères.

- La détermination de l'influence du revêtement utilisé sur le comportement tribologique du contact afin de permettre la généralisation des résultats à d'autres couples de matériaux. Ceci permettra d'intégrer le comportement sous sollicitations sévères à la démarche de sélection de revêtements pour le contact pied d'aube de turbine / disque de rotor.

Lors de la caractérisation du comportement tribologique du couple de matériaux de référence, on s'intéressera à l'influence des principaux paramètres de frottement, à savoir la pression de contact apparente et la vitesse de glissement. Les valeurs sélectionnées pour ces deux paramètres sont respectivement de 110 et 280 MPa et de 8 à 60 m/s. Dans le cas de revêtement MAO, encore immature lors de la réalisation des essais, la caractérisation sera effectuée dans une seule configuration (110 MPa et 40 m/s).

Ce manuscrit est organisé en quatre chapitres qui correspondent à différentes étapes logiques de réponse à la problématique énoncée.

Le premier chapitre considère l'état initial des connaissances et la détermination d'une méthodologie d'étude. Pour cela, les détails du contexte industriel à l'origine de ces travaux sont tout d'abord présentés afin de permettre la compréhension des enjeux qui y sont liés. Les deux principaux axes de l'étude sont ensuite présentés. Il s'agit tout d'abord des matériaux impliqués dans les configurations étudiées et ensuite du frottement sec en conditions sévères. Ces éléments nous permettront d'expliquer la problématique scientifique et le choix de la stratégie de résolution qui a été adoptée.

Le second chapitre s'attache à préparer l'étude expérimentale en présentant les moyens qui ont été mis en œuvre pour la réaliser. Effectuer une étude tribologique expérimentale nécessite d'apporter une attention particulière au choix du tribomètre utilisé. Il s'agit en effet à la fois d'un moyen de mesure des efforts mais aussi du moyen de réalisation de l'essai. Par conséquent, ce chapitre présente tout d'abord un état de l'art sur les principaux tribomètres ayant des applications au frottement sévère, ce qui permettra de les comparer pour sélectionner le dispositif le plus adapté aux contraintes de l'étude. Ensuite, les caractéristiques du tribomètre sont comparées aux besoins de ces travaux ce qui mène à la reconception partielle du dispositif de mesure pour améliorer son comportement dynamique. La bande passante de mesure est ainsi fortement améliorée. Enfin, les outils employés pour la réalisation des analyses de l'usure et des altérations microstructurales engendrées par les essais de frottement sont présentés.

Le troisième chapitre présente les résultats expérimentaux obtenus lors de l'étude des trois couples de matériaux. Il présente en premier lieu les essais de frottement réalisés

ainsi que les résultats obtenus au cours de ceux-ci en terme d'efforts de frottement. Les résultats concernant l'usure des pièces revêtues sont ensuite présentés, suivies des analyses microstructurales des pièces. Ces résultats permettent de souligner la similitude entre les comportements des couples comportant les revêtements CuNiIn et CoCrAlYSiBN ainsi que le comportement très différent de celui comportant le revêtement MAO. Les mécanismes activés pendant le contact sont mis en évidence pour les différents couples de matériaux et sont synthétisés sous la forme de deux scénarios de comportement tribologique. L'un pour des couples comportant les revêtements métalliques et l'autre pour le couple avec le revêtement MAO.

Le quatrième chapitre considère les résultats expérimentaux afin d'en étendre le domaine d'application. Pour cela, les modes d'action des mécanismes tribologiques sur le comportement macroscopiques sont isolés à partir du scénario de comportement des revêtements CuNiIn et CoCrAlYSiBN. Ceci permet de déterminer les propriétés des matériaux qui ont une influence sur le comportement tribologique du contact. Un modèle numérique purement thermique est ensuite développé pour modéliser le comportement du contact. Cependant, il est démontré que pour pouvoir être utilisable, ce modèle nécessite une meilleure connaissance du comportement du troisième corps généré pendant l'interaction. Les altérations microstructurales observées dans la pièce non revêtue et les propriétés thermiques des revêtements obtenues afin d'alimenter le modèle, des analyses qualitatives de l'influence de ces dernières sur les altérations microstructurales engendrées sont proposées. Ceci permet d'indiquer l'effet de l'utilisation de revêtements possédant des propriétés thermiques différentes sur l'endommagement de la contre pièce.

Chapitre 1

Contexte et état de l'art

1.1	Contexte industriel	6
1.2	Les matériaux impliqués dans le contact aube / disque	15
1.3	Notions essentielles de frottement sec	49
1.4	Synthèse et conclusion	63

Pertes d'énergie, transmission d'effort, usure... Les phénomènes liés au frottement sont depuis longtemps l'objet des préoccupations des constructeurs de systèmes mécaniques. Leur maîtrise nécessite une bonne compréhension des mécanismes tribologiques qui les régissent, aussi l'étude du frottement est l'objet des attentions de l'Homme depuis plusieurs centaines d'années.

Ces travaux s'intègrent dans ce besoin pragmatique de compréhension dans le contexte d'événements violents subis par les aubes de turboréacteurs en cas d'ingestion de corps étrangers. La connaissance du comportement de la liaison entre les aubes et le disque de rotor est utile à la prédiction des modes d'endommagement (et éventuellement de rupture) de ces pièces pendant l'événement. Dans cette liaison, des revêtements sont utilisés pour protéger les pièces durant le fonctionnement normal du réacteur. Dans le cadre du développement de leurs successeurs, il est nécessaire de connaître le comportement actuel de la liaison afin de le comparer au revêtement développé.

Dans la première partie de ce chapitre, le contexte industriel sera présenté, en s'intéressant tout d'abord à la liaison considérée puis au projet dans le cadre duquel l'étude est effectuée.

Une seconde partie présentera ensuite les matériaux utilisés pour cette étude. Elle sera suivie d'une troisième partie présentant les principales notions de frottement qui guideront ces travaux. Cette dernière, après une introduction de la notion de frottement, présentera les principaux paramètres qui en influencent le comportement. Elle présentera ensuite les principales affectations des pièces en contact suite au frottement et les spécificités de la démarche tribologique dans le cas de pièces revêtues.

Ceci permettra de conclure en dégageant les problématiques scientifiques qui seront au centre de ces travaux et en expliquant la stratégie d'étude qui sera par conséquent adoptée.

1.1 Contexte industriel

1.1.1 Les turboréacteurs

1.1.1.1 Principe et constitution

Un véhicule autopropulsé génère son mouvement sous l'effet de la troisième loi de Newton, connue comme le principe d'action-réaction : tout corps exerçant une action sur un autre corps subit une réaction égale de la part du second corps. Alors que pour les véhicules terrestres, l'action s'effectue sur le sol par l'intermédiaire d'un système mécanique (roues, chenilles...), le déplacement dans l'eau ou l'air nécessite d'exercer une action sur un fluide. La poussée générée par l'action sur un fluide, qui dépend du débit massique $\dot{m}_f$ de fluide et de sa variation de vitesse ΔV_f , peut être calculée par la relation 1.1. Les premiers avions utilisaient, comme des navires, une propulsion par hélice entraînée par un moteur à explosion. Cependant cette technologie ne permet pas d'atteindre des vitesses de vol supérieures à Mach 0,6 (730 km/h) car la vitesse atteinte en extrémité de pale entraîne l'apparition de phénomènes soniques (transsoniques et supersoniques) causant des dommages néfastes pour l'hélice, un bruit important et une chute de rendement de propulsion. Dans un turboréacteur, les pièces mobiles ne sont généralement soumises qu'à un régime d'écoulement subsonique malgré des vitesses d'éjection pouvant être supersoniques.

$$F_{react} = \dot{m}_f \cdot \Delta V_f \quad (1.1)$$

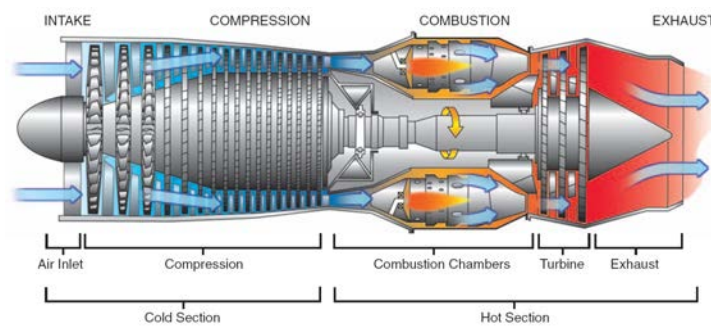


FIGURE 1.1 – Principe de fonctionnement d'un turboréacteur [Federal Aviation Administration 2004]

Le principe de fonctionnement d'un turboréacteur est illustré par la figure 1.1. Une veine d'air est admise dans le moteur puis comprimée. Après avoir été chauffé par combustion d'un carburant dans la chambre de combustion, l'air à haute pression et haute température est partiellement détendu dans la turbine afin d'alimenter le compresseur. L'énergie résiduelle est enfin transformée en énergie cinétique par la détente des gaz dans

la tuyère. Ce cycle permet ainsi d'accélérer le gaz sans sortir du régime subsonique en présence d'une pièce mobile.

Depuis le décollage en 1939 du premier avion propulsé par un turboréacteur (Heinkel He-178 [Meher-Homji et Prisell 2000]), les turbomoteurs ont fortement évolué et se sont imposés comme les principaux systèmes propulsifs pour les appareils longs et moyens-courriers. Ainsi, le compresseur et la turbine sont désormais séparés en plusieurs (deux ou trois) étages. L'utilisation de plusieurs « corps » (assemblage compresseur-turbine) tournant à des vitesses différentes permet d'augmenter le rendement de compression et de détente. L'augmentation du rendement de propulsion passe aussi par la réduction de la vitesse des gaz éjectés. En effet, les pertes sont d'autant plus importantes que les gaz sont éjectés à grande vitesse. Pour conserver une même poussée en réduisant la vitesse des gaz, l'augmentation du débit massique est indispensable. Celle-ci est effectuée en récupérant une partie de l'énergie des gaz pour entraîner un étage supplémentaire générant un flux secondaire de gaz froids. Outre l'augmentation du débit massique, ce flux secondaire permet de confiner le flux primaire, réduisant ainsi le bruit généré.

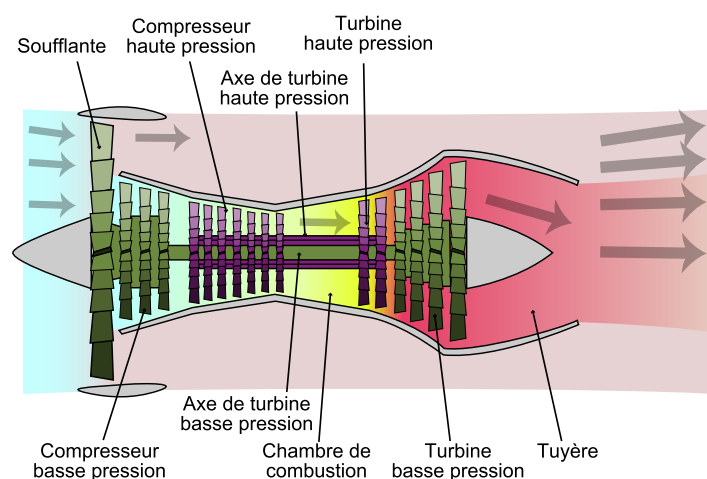


FIGURE 1.2 – Principe de fonctionnement d'un turboréacteur double flux et double corps Aainsqatsi [2009]

En fonction du rapport entre le flux secondaire et le flux primaire (qui traverse la partie chaude), appelé taux de dilution, on peut définir trois catégories de turbomoteurs. Les turboréacteurs double-flux « classiques » dont la poussée est générée à la fois par les deux flux, les turbofans (figure 1.2), dont le flux secondaire est beaucoup plus important que le flux primaire, et les turbopropulseurs, dont la poussée est exercée uniquement par une hélice entraînée par le turbomoteur. Ces différentes variantes couvrent un domaine de vol extrêmement large (voir figure 1.3), depuis le domaine subsonique lent (turbopropulseurs) au supersonique (turbo-réacteurs à faible taux de dilution avec post-combustion).

Safran Aircraft Engines produit des éléments de turbomoteurs, notamment destinés

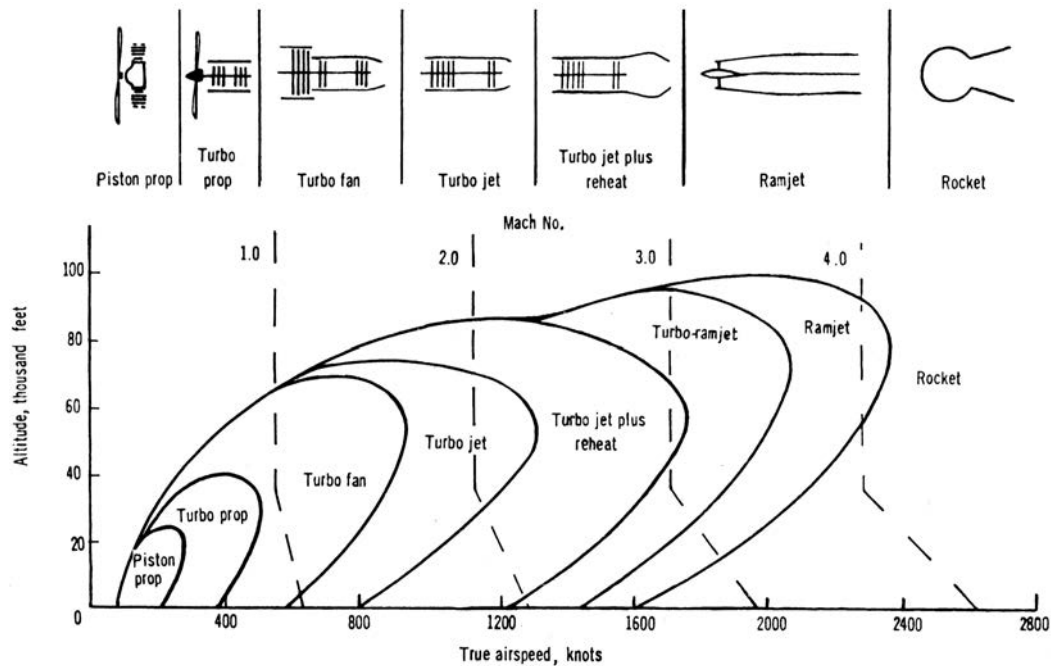


FIGURE 1.3 – Domaines de vols pertinents des principaux types de moteurs aéronautiques [Stinton 1998]

aux appareils monocouloirs comme le CFM 56, qui représente plus de 70 % du marché des moteurs d'avions de plus de 100 places [Lecompte-Boinet 2014], et son successeur le Leap, tous-deux produits en joint-venture avec General Electrics [Safran et General Electrics 2014]. Ces moteurs, comme leurs concurrents, comportent une part importante d'alliages de titane (30 %, d'après Lucintel [2012]), du fait de leur faible densité combinée à des propriétés mécaniques élevées [Association Française du Titane 2011, Boyer 1996]. Ils sont notamment employés pour la soufflante et les compresseurs basse et haute pression.

1.1.1.2 La liaison aube disque

Les aubages des attelages mobiles d'un turboréacteur sont liés mécaniquement au rotor. La liaison aube-disque sert à retenir radialement l'aube, soumise à des effets centrifuges du fait des importantes vitesses de rotation des attelages mobiles, et à transmettre les efforts tangentiels causés par les effets aérodynamiques. Bien que les disques aubagés monoblocs (en anglais « blisk » pour « bladed disk ») soient utilisés, par exemple dans les turbofans GE F110 et CFM Leap-1B, l'assemblage des aubes sur un disque de rotor est la solution la plus courante, à la fois pour les étages de compression et de détente. Dans ce cas, pour les étages de la soufflante et du compresseur basse pression, une liaison de type queue d'aronde (voir configuration en figure 1.4a) est la plus fréquente.

Sous l'effet de l'accélération centrifuge des aubes, les surfaces de contact de l'assemblage aube-disque sont soumises à des efforts extrêmes. Ainsi, les pièces en titane de

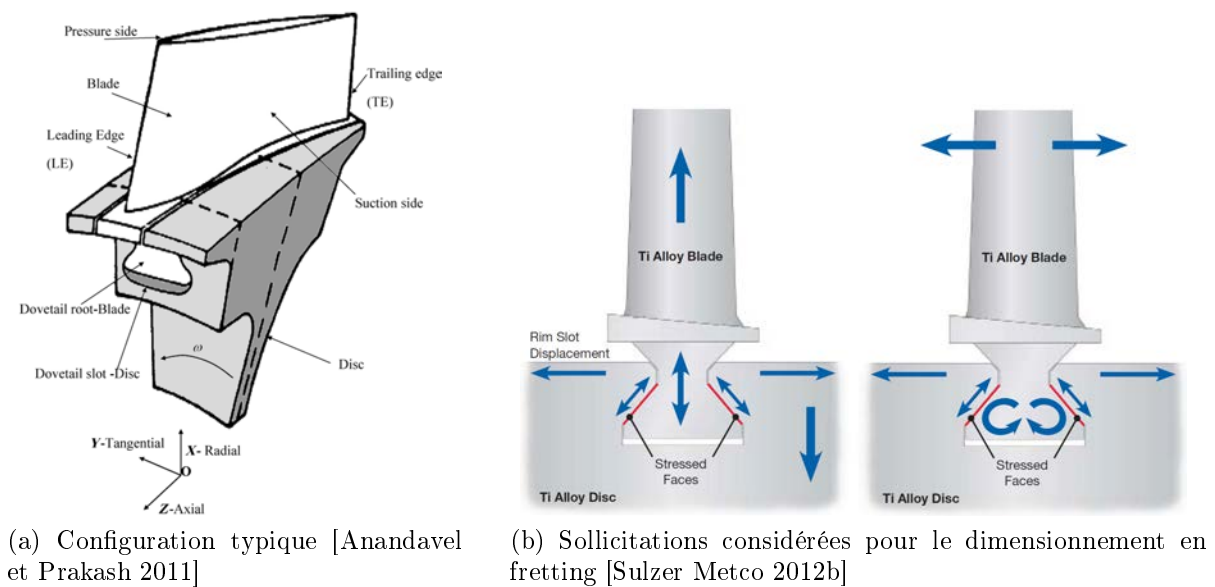


FIGURE 1.4 – Le contact aube-disque

l'attelage basse pression (soufflante et compresseur basse pression) sont soumises à des vitesses de rotation pouvant dépasser 10 000 tr/min, ce qui peut engendrer au niveau du pied d'aube, des pressions de contact supérieures à 350 MPa [Gowda *et al.* 2014].

Outre ces chargements normaux, les contacts sont fortement sollicités en frottement. En fonctionnement normal, le contact entre le pied d'aube et le disque est sujet à des sollicitations différentes, présentées figure 1.4b. D'une part les variations de vitesse de rotation entraînent une évolution de l'ouverture des logements des pieds d'aubes et par conséquent un déplacement radial de ceux-ci (sous l'action des effets centrifuges sur l'aube). D'autre part, les vibrations engendrées par les effets aérodynamiques sur les aubes entraînent un glissement à fréquence élevée mais de faible amplitude du pied d'aube dans son logement. Ces sollicitations du contact sont de type « fretting » et tendent à endommager les surfaces, ce qui peut entraîner la formation de fissures pouvant mener à la rupture de l'aube ou du disque [Australian Transport Safety Bureau 2002]. Afin de protéger les surfaces de frottement, des revêtements dits « anti-fretting » ont été développés, comme le CoCrAlY-SiBN et le CuNiIn. Ces revêtements sont, du fait de leurs conditions de service habituelles, généralement caractérisés en condition de fretting-fatigue.

1.1.1.3 Sollicitations exceptionnelles

Au delà des conditions de service usuelles auxquelles sont soumises les aubes, celles-ci peuvent aussi être sujettes à des chocs, liés à l'ingestion par le moteur de glace formée sur l'appareil [Meteo France et World Meteorological Organization 2005] ou d'oiseaux aspirés dans le moteur Passey [1976]. Une étude de Zhang et Fei [2016] met par exemple



FIGURE 1.5 – Turbomoteur endommagé suite à l'impact d'une bernache du canada [Johnson 2010]

en évidence que l'ingestion d'un oiseau de 1 kg (ici, un « fuligule à dos blanc », un oiseau de la famille des canards) à 116 m/s génère des efforts de l'ordre de 65 kN qui peuvent même atteindre, dans certaines configurations, plus de 155 kN. Ceci entraîne des effets importants pour le moteur : les aubes peuvent se rompre ou être endommagées (figure 1.5). Les débris créés peuvent avoir de graves conséquences, à la fois pour les éléments du turbomoteur, mais aussi pour les pièces et personnes présentes à proximité du moteur.

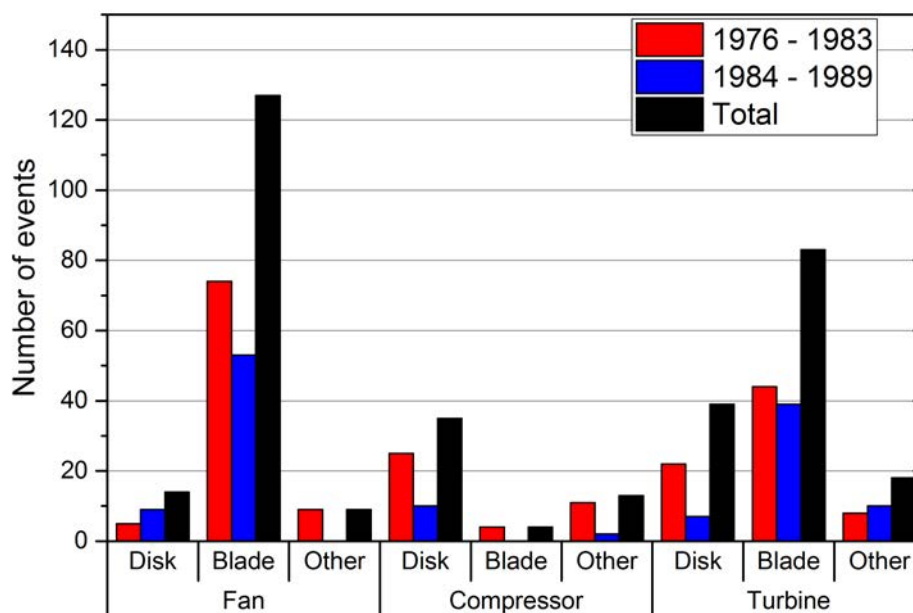


FIGURE 1.6 – Répartition des sources de débris dans le cas d'évènements non contenus sur turbomoteurs commerciaux (données d'après Franeknberger [1999])

Les dommages liés aux impacts d'oiseaux sont pour 29 % causés aux moteurs [Dol-

beer *et al.* 2015]. Ceux-ci sont donc soumis à des tests de certification exigeants quant à leur résistance à ce type d'évènement. Pour l'Union Européenne, ceux-ci sont définis par la procédure de certification CS-E 800 [EASA 2015] de l'EASA (European Aviation Safety Agency). La notion principale liée à la certification d'un turbomoteur est celle « d'évènement contenu ». En effet, en cas d'ingestion d'oiseau, les débris produits doivent rester contenus dans le moteur afin d'assurer la sécurité des autres parties de l'appareil (fuselage et aile, notamment). Du fait de leur dimension et des sollicitations qu'elles subissent, notamment lors des ingestions de corps étrangers, les aubes de la soufflante sont au premier rangs des sources de débris lors d'évènements non contenus (figure 1.6).

Afin de minimiser les probabilités de rupture d'aube et de connaître le comportement des fragments dans le cas contraire, des simulations à l'aide de modèles numériques sont effectuées par les motoristes. Celles-ci permettent, en prenant en compte l'impact d'un corps étranger, de dimensionner au mieux les pièces impliquées : les aubes et les disques de rotor. Pour ce dimensionnement, la connaissance des efforts transitant dans le contact aube-disque est primordial. Ceux-ci sont liés au coefficient de frottement dans ce contact.

Une autre problématique est liée à cette interaction : celle de l'endommagement des disques de rotor. Ces pièces, particulièrement coûteuses, doivent pouvoir, même après la rupture d'une aube, être réutilisées après un entretien. Cela implique que l'endommagement du disque résultant du frottement doit être connu (et limité).

Ceci montre qu'il est crucial, pour les motoristes, de connaître le comportement des contacts de type aube-disque dans les conditions de frottement causées par ces interactions. Ce comportement doit être connu non seulement du point de vue des efforts mis en œuvre (liés au coefficient de frottement) mais aussi de l'usure et des endommagements résultants. Cependant, les revêtements anti-fretting utilisés sont caractérisés par leurs concepteurs du point de vue de leur comportement en fretting, mais ne sont pas caractérisés en considérant le comportement dans les conditions de frottement extrêmes causées lors d'une ingestion d'oiseau ou de glace. Ce chargement entraîne un glissement de l'aube par rapport au disque dans la direction axiale du moteur. Safran Aircraft Engines estime par modélisation la pression de contact maximale atteinte au niveau du pied d'aube lors de cette interaction à 400 MPa et la vitesse de glissement à 60 m/s.

Pour l'impact d'oiseau, des essais sur assemblage réel sont utilisés pour la validation du comportement du système mais ces tests sont coûteux. La connaissance à priori du comportement du contact est par ailleurs nécessaire afin de pouvoir intégrer ce scénario dans la démarche de choix du revêtement.

1.1.2 Le projet MAO

L'amélioration des propriétés de surfaces des matériaux massifs peut s'effectuer en employant diverses méthodes, qui peuvent être basées sur de nombreux phénomènes qu'ils soient mécaniques (cas du grenaillage de précontrainte), thermiques (comme la trempe), thermochimiques (nitruration) ou d'une autre nature. Les dépôts électrochimiques anodiques (chromage, cadmiage...) sont largement utilisés pour améliorer les propriétés de surface des pièces en alliages légers, cependant, ils ont aujourd'hui atteint leurs limites d'un point de vue technologique et environnemental [Mecuson *et al.* 2004].

L'anodisation micro-arc (MAO, de l'anglais Micro-Arc Oxidation) a été développée afin d'améliorer les propriétés obtenues tout en réduisant la toxicité des médias de traitement. Elle peut être théoriquement appliquée à tous les métaux dits « valve », c'est à dire ceux qui forment une couche isolante électriquement lors d'une anodisation (Al, Mg, Ti, Ta...). En augmentant la tension d'anodisation, la couche isolante est « claquée » et des micro-arcs plasma se forment au travers de celle-ci. Ils permettent la formation d'un revêtement cristallin intégrant des composants de l'électrolyte et du substrat. Ce mécanisme permet l'obtention d'une large gamme de revêtements et donc de propriétés, aussi semble-t-il idéal pour améliorer le comportement du contact entre le pied d'aube et le disque de rotor.

Le procédé est relativement nouveau et jusqu'à présent, les études se sont plutôt concentrées sur les alliages d'aluminium et de magnésium que de titane.

L'étude du potentiel d'application du traitement MAO sur divers matériaux est l'objet du projet « MAO » piloté par l'IRT M2P (Institut de recherche Technologique - Matériaux, Métallurgie et Procédés). Ce projet est réalisé par un consortium de partenaires industriels et académiques, ce qui permet d'effectuer une approche basée à la fois sur les besoins des utilisateurs, les contraintes techniques des producteurs et les capacités de recherche et développement des académiques. Cette approche est résumée en figure 1.7 en intégrant le positionnement des différents partenaires du projet dans la démarche d'étude. La conception du revêtement est basée sur 3 pôles indissociables : le développement d'un électrolyte servant à effectuer le traitement, le développement des conditions de traitement à utiliser pour l'obtention du revêtement et l'évaluation des propriétés du revêtement obtenu. Ces dernières sont comparées aux applications techniques considérées pour le revêtement. Pour le titane, le projet MAO a pour objectif de créer un revêtement fonctionnel pour plusieurs applications :

- couche d'accroche de colle,
- protection contre l'érosion,

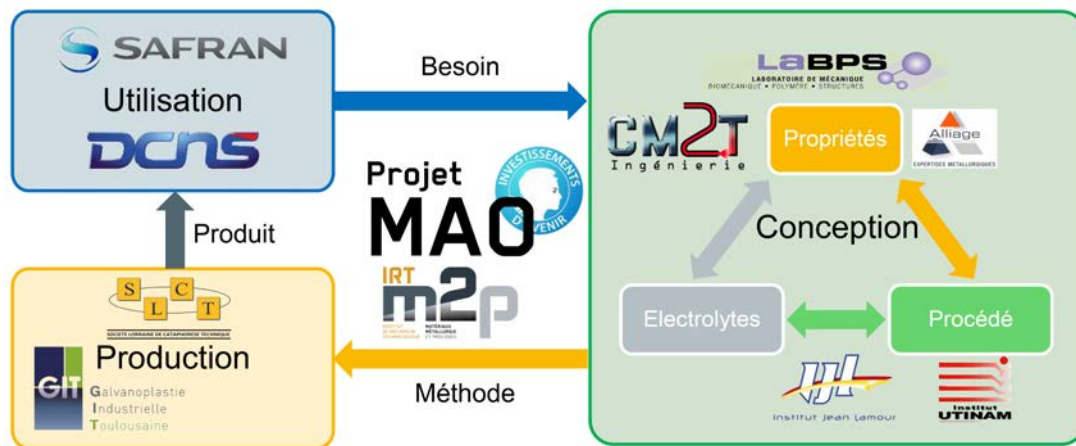


FIGURE 1.7 – Principe du projet MAO de l'IRT M2P

- protection contre certains types d'usure,
- protection contre la corrosion à haute température,
- protection contre le frottement en conditions sévères.

Le frottement en conditions sévères ciblé par ce projet est le frottement dans les conditions décrites en partie 1.1.1.3 au niveau du pied d'aube de turboréacteur. La caractérisation des propriétés du revêtement MAO dans ce type de conditions relève du domaine de compétence du LaBPS¹ (Laboratoire de Mécanique, Biomécanique, Polymères, Structures) et plus précisément de son équipe « Thermomécanique du Contact Rapide » et est l'objectif de ces travaux de thèse.

L'étude du comportement du revêtement MAO en conditions sévères nécessite que le développement de celui-ci soit suffisamment abouti pour avoir une réelle valeur technique. En effet, avant la fonction de protection contre le frottement en conditions sévères, le revêtement devra disposer de propriétés (coefficient de frottement, résistance à l'usure, faisabilité...) convenables pour qu'il soit possible de considérer son service en conditions usuelles (voir partie 1.1.1.2). L'étude de telles conditions de services n'étant pas l'objet premier de ces travaux, il était nécessaire d'attendre que le processus de conception soit suffisamment avancé pour qu'un revêtement possédant un potentiel d'utilisation raisonnable soit développé.

Outre cette problématique, bien que des revêtements soient qualifiés pour l'utilisation en tant que protection du pied d'aube, y compris en conditions sévères, cette qualification s'est effectuée par essais sur l'assemblage final et non par analyse du comportement tribologique du revêtement (voir partie 1.1.1.3). Il n'existe par conséquent pas de données de référence concernant le comportement tribologique des revêtements appliqués au pied

1. Le LaBPS fait désormais partie du LEM3 (Laboratoire d'Étude des Microstructures, Mécanique et Matériaux) de l'Université de Lorraine

d'aube. Il est donc difficile d'évaluer la viabilité du traitement MAO pour cette application sans définir auparavant le comportement d'un revêtement de référence qui puisse ainsi être comparé à celui du revêtement MAO.

Dans le cadre de ces travaux de thèse, la démarche d'étude impliquera donc, dans un premier temps, l'analyse du comportement dans un contact sévère d'un revêtement de référence, le CoCrAlYSiBN, et dans un second temps, celle d'un contact intégrant le revêtement MAO.

1.2 Les matériaux impliqués dans le contact aube / disque

Outre le revêtement étudié, plusieurs éléments seront impliqués dans l'interaction entre le pied d'aube et le disque de rotor : le substrat sur lequel est déposé le revêtement et la contrepièce contre laquelle il vient frotter. La contrepièce et le substrat seront tous deux en Ti6Al4V, tandis que le revêtement sera soit un traitement MAO, soit un dépôt plasma de CoCrAlYSiBN. Les phénomènes ayant lieu durant l'interaction pourront entraîner des modifications topographiques, thermomécaniques, structurales ou chimiques. Afin de pouvoir évaluer ces modifications, une bonne connaissance des propriétés des matériaux considérés, ainsi que de leur comportement tribologique est nécessaire.

1.2.1 Le Ti6Al4V

1.2.1.1 Généralités sur les alliages de titane

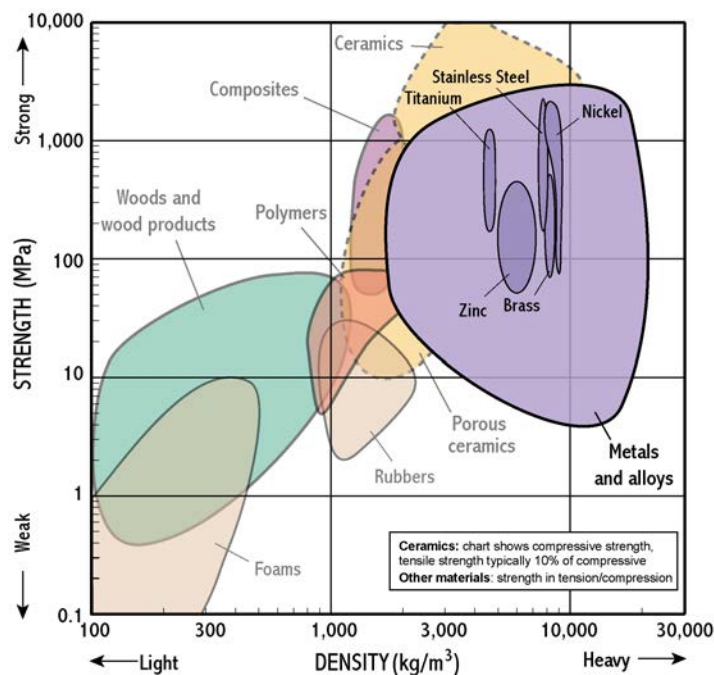


FIGURE 1.8 – Résistance mécanique et densité de certains matériaux [Withers *et al.* 2002]

Les alliages de titane ont, du fait de leur excellent rapport performances mécaniques/densité (exemple de la résistance à la traction en figure 1.8), de nombreuses applications aéronautiques. Ainsi, le développement de l'industrie du titane à partir des années 1950 est lié au développement des turboréacteurs [Whittaker 2011].

Tableau 1.1 – Propriétés physiques du titane (d'après Combres [1999])

Propriété	Valeur	Unité
Numéro atomique	22	
Masse atomique	47,9	u
Masse volumique	4,507	g/cm ³
Température de transformation allotropique	882	°C
Température de fusion	1 670	°C
Température d'ébullition	3 535	°C
Capacité thermique massique	522,5	J K/kg
Conductivité thermique	6,7	W/m K
Coefficient de dilatation	$8,5 \cdot 10^6$	K ⁻¹
Module d'élasticité	110	GPa
Coefficient de poisson	0,33	

Les propriétés mécaniques du titane pur sont résumées dans le tableau 1.1. Lorsqu'il n'est pas allié, le titane présente une structure hexagonale pseudo compacte (désignée par α) jusqu'à la température de 882 °C, dite de transus- β , et une structure cubique centrée (β) au-delà. Les éléments d'alliage stabilisent l'une ou l'autre de ces phases et sont donc classés en deux catégories : les alphagènes (les éléments Al, O, N peuvent être cités) stabilisent la phase α tandis que les bêtagènes stabilisent la phase β . Ainsi, les premiers augmentent la température de transus- β tandis que les seconds la réduisent. Si ces derniers sont totalement solubles dans la phase β (par exemple Mo, V, Nb) ils sont dits « isomorphes », tandis que s'ils peuvent former des précipités (comme Fe, Cr, Si) ils sont dits « eutectoïdes ». En fonction des taux de phases α et β présentes à l'état stable à température ambiante (20 °C), les alliages de titane sont divisés en cinq catégories [Combres 1999] :

- Les alliages α sont constitués à 100 % de phase α ;
- A l'inverse, les alliages β sont 100 % β ;
- Les $\alpha+\beta$ constitués de phase α et β . Trois sous-catégories existent :
 - Les quasi- α sont proches des alliages α et possèdent très peu de β ;
 - Les $\alpha+\beta$ proprement dits ;
 - Les quasi- β , parfois groupés avec les alliages 100 % β , sont proches des alliages β et possèdent très peu de α ;

De manière générale, l'influence de la proportion relative de ces phases sur les propriétés est illustrée par la figure 1.9. En fonction des traitements thermomécaniques, les phases α et β ne sont cependant pas les seules qui peuvent être produites dans les alliages de titane. Combres et Champin [2013] répertorient ainsi, outre les structures déjà évoquées, 10 phases pouvant être rencontrées parmi lesquelles on notera la phase maren-

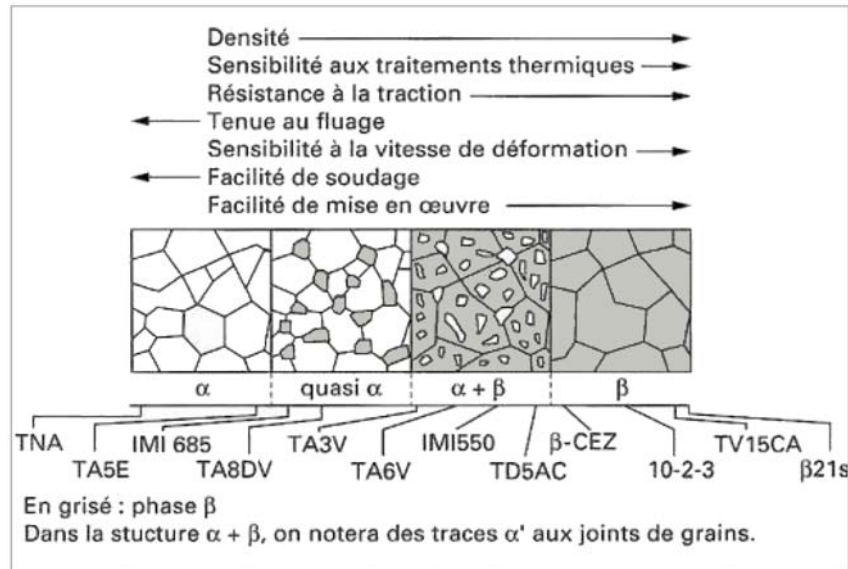


FIGURE 1.9 – Représentation schématique des microstructures d'équilibre et des propriétés des alliages de titane [Combres et Champin 2013]

sitique α' , phase hexagonale comme α , mais obtenue par trempe rapide de la phase β dont elle conserve la composition.

En changeant, par des traitements thermiques et mécaniques, la répartition des phases stables et métastables présentes, il est possible de raffiner de manière importante les propriétés des alliages de titane obtenues en sélectionnant les éléments d'alliage adaptés. A titre d'exemple, le tableau 1.2 présente l'évolution de la résistance à la traction R_m , de la limite conventionnelle d'élasticité $Rp_{0,2}$, et de l'allongement à la rupture A_r de l'alliage Ti6Al4V suite à différents traitements thermomécaniques. D'après Whittaker [2011], cette sensibilité aux traitements thermomécaniques permet la création d'alliages possédant une grande résistance tout en affinant les propriétés par le choix judicieux des procédés de mise en œuvre et de traitement.

1.2.1.2 Le Ti6Al4V, un alliage $\alpha+\beta$

En raison des bons compromis entre les propriétés qu'ils offrent, les alliages $\alpha+\beta$ sont fortement utilisés. Parmi eux, le Ti6Al4V (aussi appelé Ti6-4 et Ti6Al4V4), dont quelques propriétés sont présentées dans le tableau 1.3 offre une bonne soudabilité, une excellente résistance mécanique et une bonne tenue à la fatigue, ce qui en fait le premier alliage de titane consommé (60 % de la production totale de titane, d'après Boyer [1996]). Cet alliage est notamment utilisé pour la réalisation de disques de rotor et d'aubes de compresseur basse pression sur de nombreux turboréacteurs [Association Française du Titane 2011].

Du fait des températures de service élevées (jusqu'à 350 °C [Whittaker 2011]) qu'il

Tableau 1.2 – Effet de quelques traitements thermomécaniques sur le Ti6Al4V [Aeby-Gautier 2006]

Traitement	R_m [MPa]	$Rp_{0,2}$ [MPa]	A [%]
Forgé $\alpha+\beta$ Recristallisé	880	710	13
Forgé $\alpha+\beta$ Recuit	897	828	10
Forgé $\alpha+\beta$ 4h à 594 °C	938	876	15,2
Forgé $\alpha+\beta$ 24h à 594 °C	973	904	15,5
Forgé β à 705 °C refroidissement air	856	773	11,2
Forgé β à 705 °C refroidissement eau	932	863	5,9

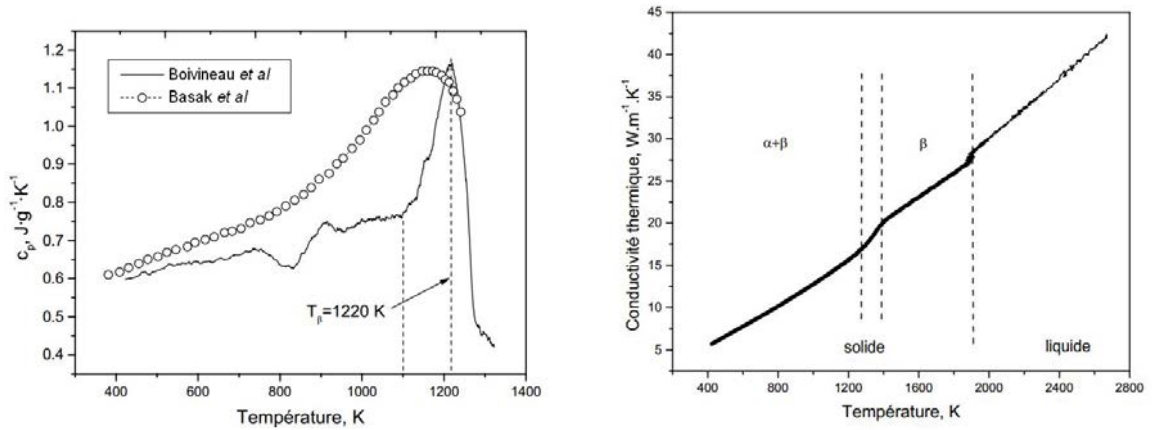
Tableau 1.3 – Propriétés du Ti6Al4V [Aubert & Duval 2010]

Propriété	Valeur	Unité
Masse volumique	4,43	g/cm ³
Température de transformation allotropique	1 000	°C
Conductivité thermique	6,7	W/m K
Coefficient de dilatation	$9,0 \cdot 10^{-6}$	K ⁻¹
Résistance mécanique	1 100	MPa
Limite d'élasticité à 0,2 %	1 040	MPa
Module d'élasticité	110	GPa

peut être amené à supporter, mais aussi des élévations de températures pouvant être engendrées au niveau des surfaces de contact par le frottement [Chassaing *et al.* 2015], il est important de connaître l'évolution des propriétés du Ti6Al4V en fonction de la température.

L'étude effectuée par Boivineau *et al.* [2006] met en évidence l'évolution de la chaleur spécifique en fonction de la température (figure 1.10a). Ils constatent un écart important avec les mesures effectuées par Basak *et al.* [2003] qu'ils attribuent à une meilleure sensibilité de son dispositif. Ils observent ainsi une variation relativement linéaire de c_p jusqu'à 1 100 K, perturbée par une diminution suivie d'une hausse entre 800 et 900 K. Il met en évidence un transus β à 1 220 K (945 °C), soit une valeur légèrement inférieure à celle de Aubert & Duval [2010], mais n'indique pas la chaleur latente de la transformation de la phase α et phase β . Kaschnitz et Reiter [2002] l'estiment à 89,9 kJ/kg ($\pm 0,5$ %).

Les propriétés mécaniques du Ti6Al4V évoluent en fonction de divers paramètres. Meyer et Kleponis [2001] confrontent deux types de lois de comportement pour caractériser la contrainte d'écoulement plastique en fonction des paramètres de sollicitation : une loi de type Johnson-Cook [Johnson et Cook 1983] basée sur une approche phénoménologique et une loi de type Zerilli-Armstrong [Zerilli et Armstrong 1987] basée sur la mécanique des



(a) Comparaison des mesures de chaleur spécifique à pression constante du Ti6Al4V de Boivineau *et al.* [2006] avec les valeurs obtenues par Basak *et al.* [2003] (b) Conductivité thermique du Ti6Al4V et phases en présence [Boivineau *et al.* 2006]

FIGURE 1.10 – Évolution de la chaleur spécifique à pression constante et de la conductivité thermique du Ti6Al4V en fonction de la température

dislocations (pour le Ti6Al4V, le cas d'une structure cubique centrée est appliqué). Meyer et Kleponis déterminent les paramètres des lois et obtiennent les valeurs présentées dans le tableau 1.4 pour un comportement régi par une loi de type Johnson-Cook d'équation 1.2 et dans le tableau 1.5 pour la formulation de Zerilli-Armstrong d'équation 1.3. Meyer et Kleponis constatent une bonne corrélation entre des modèles numériques utilisant ces deux lois et des données expérimentales. La loi de Johnson-Cook est cependant la plus utilisée car implémentée par défaut dans la plupart des codes de calcul par éléments finis, ce qui n'est pas le cas de la loi de Zerilli-Armstrong.

$$\bar{\sigma} = [A_{JC} + B_{JC} \cdot (\bar{\epsilon}^p)^{n_{JC}}] \left[1 + C_{JC} \cdot \ln \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}^p}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{\Theta - T_0}{\Theta_f - T_0} \right)^{m_{JC}} \right] \quad (1.2)$$

Tableau 1.4 – Paramètres de la loi de Johnson-Cook caractérisant le comportement du Ti6Al4V [Meyer et Kleponis 2001]

Paramètre	A_{JC} [MPa]	B_{JC} [MPa]	n_{JC}	C_{JC}	m_{JC}	$\dot{\bar{\epsilon}}_0^p$ [1/s]	T_{fus} [K]	T_0 [K]
Valeur	862,5	331,2	0,34	0,012	0,8	1	1 873	293

$$\bar{\sigma} = A_{ZA} + B_{ZA} \cdot e^{-C_{ZA} \cdot \Theta + D_{ZA} \cdot \Theta \cdot \ln(\dot{\bar{\epsilon}}^p)} + E_{ZA} (\bar{\epsilon}^p)^{n_{ZA}} \quad (1.3)$$

Tableau 1.5 – Paramètres de la loi de Zerilli-Armstrong caractérisant le comportement du Ti6Al4V [Meyer et Kleponis 2001]

Paramètre	A_{ZA} [MPa]	B_{ZA} [MPa]	C_{ZA} [K ⁻¹]	D_{ZA} [K ⁻¹]	E_{ZA} [MPa]	n_{ZA}
Valeur	740	240	$2,40 \cdot 10^{-3}$	$4,30 \cdot 10^{-4}$	656	0,5

1.2.1.3 Comportement tribologique du Ti6Al4V

D'un point de vue tribologique, les alliages de titane présentent une tendance à l'usure et au grippage [Combres 1999, Combres et Champin 2013]. Le pied d'aube étant sollicité en fretting durant le fonctionnement normal des réacteurs, de nombreuses études portent sur le comportement en fretting du Ti6Al4V contre un autre matériau ([Sauger 1997, Sauger *et al.* 2000, McCarthy *et al.* 2014] parmi d'autres). Cependant, ces essais ne permettent pas de caractériser le comportement en frottement de grande amplitude causé par les sollicitations exceptionnelles évoquées en introduction.

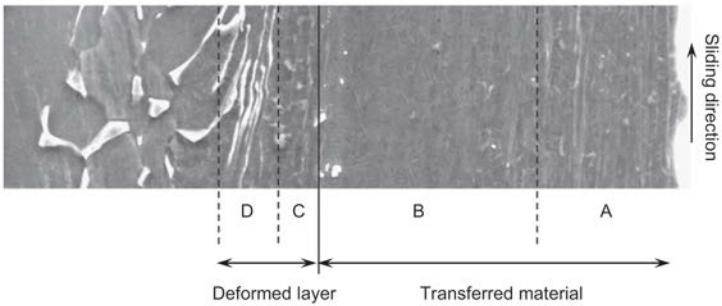


FIGURE 1.11 – Micrographie MEB (SEI) d'une éprouvette en Ti6Al4V après frottement à 3,71 m/s contre une éprouvette en Ti6Al4V [Faure *et al.* 2012]

Les études concernant ce type de cas de charge mettent en évidence une modification de la surface et de la sous-surface comme l'observent Faure *et al.* [2012] pour des contacts Ti6Al4V / Ti6Al4V obtenus à des vitesses comprises entre 0,1 et 3,7 m/s sous des pressions apparentes de contact de l'ordre de 40 MPa (sur un tribomètre « patin-glisseur » comme celui présenté au chapitre 2). Ils obtiennent une structure présentant différentes zones, visibles sur la figure 1.11. Après frottement, un des deux corps étudié présentait un dépôt de matière en provenance de l'autre corps (zones A et B en figure 1.11). Le matériau de base présente deux zones altérées, la zone D est fortement déformée tandis que la microstructure à proximité de l'interface (zone C) n'est pas visible. Dans le matériau transféré, la structure obéit au même principe : la zone B, proche de l'interface, ne présente pas une microstructure visible tandis que la zone A plus éloignée présente les caractéristiques d'une forte déformation. Faure *et al.* [2012] proposent ainsi que la température à l'interface s'élève de manière importante en raison de la faible conductivité thermique du titane, ce qui entraine une transformation martensitique dans les zones B et C.

Qiu *et al.* [2007] observent une fusion de la surface du Ti6Al4V suite au frottement d'un disque en acier GCr15 contre un pion en Ti6Al4V (frottant sur la surface cylindrique) qui confirme l'élévation de température importante observée à l'interface. Le pion est équipé de thermocouples noyés, ce qui permet d'extrapoler les températures à l'interface. Les auteurs mettent en évidence que l'augmentation de la pression de contact (entre 0,33 et 1,33 MPa) ou de la vitesse (entre 30 et 60 m/s) entraîne une augmentation de la température de contact (qui peut atteindre 1000 °C selon les configurations) qui cause un adoucissement du Ti6Al4V à l'interface, ce qui se traduit par une diminution du coefficient de frottement (lié au cisaillement des aspérités du Ti6Al4V) et une augmentation de l'usure (adhésive).

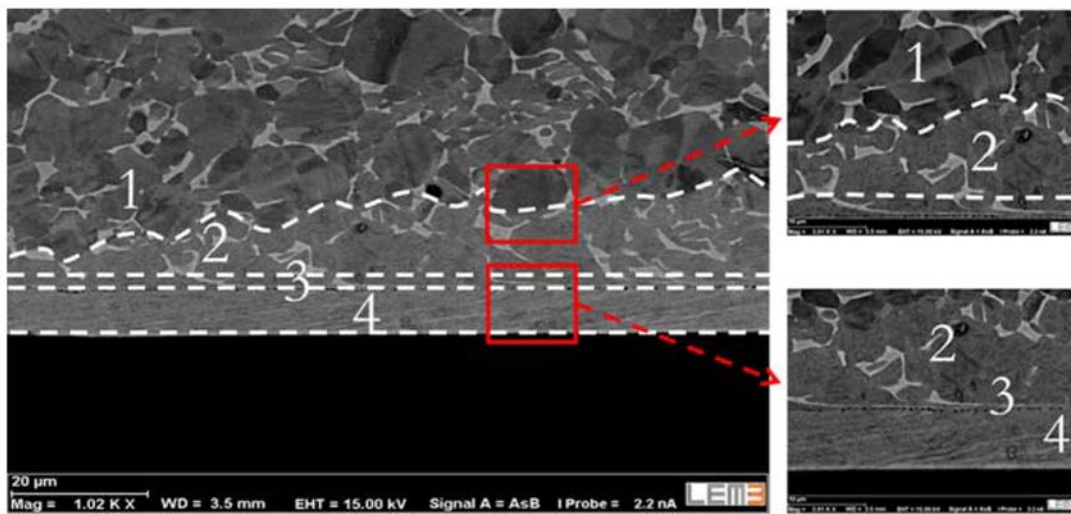


FIGURE 1.12 – Décomposition de la sous-surface de l'éprouvette mobile [Chassaing *et al.* 2014]

L'étude effectuée par Chassaing *et al.* [2014] pour des vitesses comprises entre 40 et 64 m/s et une pression normale apparente de 110 MPa montre, comme celle de Faure *et al.* [2012], une structuration de la microstructure de l'éprouvette mobile en plusieurs couches, mises en évidence sur la figure 1.12. Ils observent que entre deux zones extrêmes, respectivement le substrat non affecté (zone 1) et une couche de matériau transféré (zone 4), est présente une zone affectée thermiquement (zones 2 et 3) constituée de phase martensitique (α') dont une partie (zone 3) est fortement déformée. L'éprouvette fixe présente aussi une zone affectée thermiquement incluant une zone fortement déformée mais ne présente pas (ou peu) de transfert de matériau.

Ces observations, ainsi que l'évolution des volumes usés et des profondeurs affectées thermiquement permettent à Chassaing *et al.* [2014] de proposer un scénario d'endommagement représenté figure 1.13. Au début du frottement, les surfaces de contact se déforment plastiquement de manière importante (a). Ensuite, la température s'élève au-delà du transus β , entraînant la formation de zones affectées thermiquement (formation

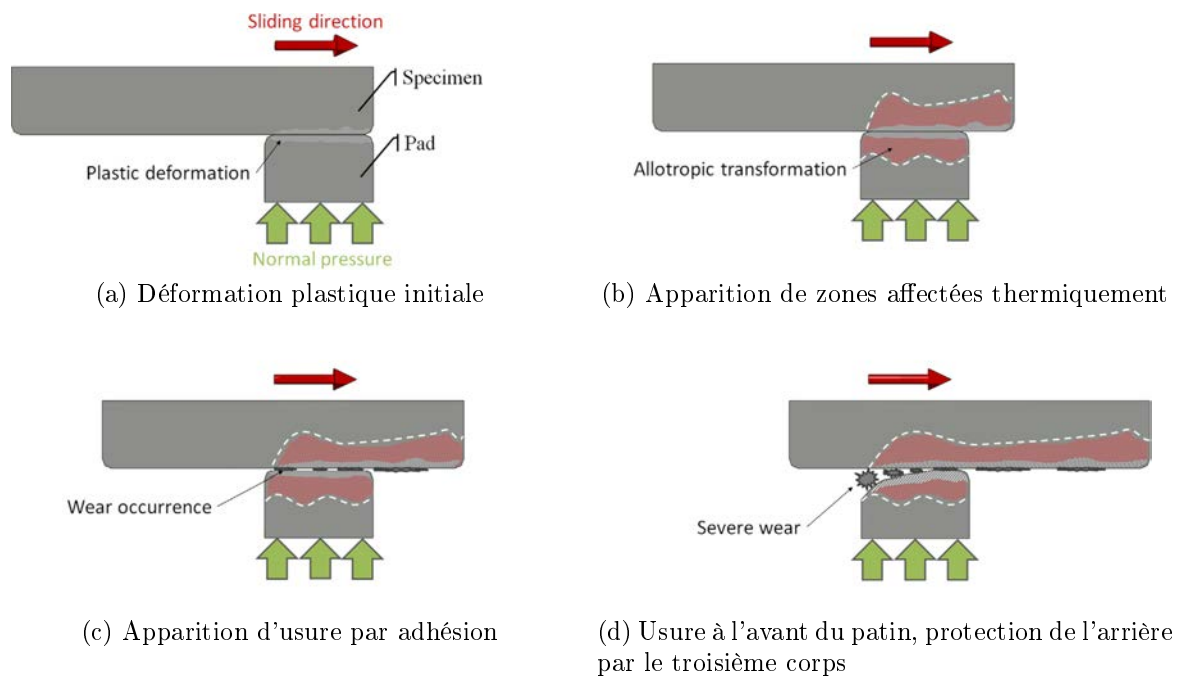


FIGURE 1.13 – Scénario d'endommagement d'un couple Ti6Al4V / Ti6Al4V frottant à grande vitesse [Chassaing *et al.* 2014]

de martensite α' au refroidissement) dans les deux éléments (b). La température élevée et le taux de déformation important entraînent une usure par adhésion des surfaces. Les débris forment un troisième corps à l'interface (c). L'endommagement par cisaillement ayant principalement lieu dans ce corps, l'usure et la température à l'interface sont modérées. Cependant, la surface de contact située à l'avant du patin fixe n'est pas protégée par le troisième corps et reste donc dans des conditions de glissement plus sévères. L'usure plus importante (d) qui en découle se traduit par une évolution de la surface de contact et donc de la distribution des contraintes.

Outre les mécanismes d'usure mis en évidence, les auteurs montrent que, pour les vitesses considérées, l'augmentation de la vitesse entraîne d'une part une faible réduction du coefficient de frottement et d'autre part une diminution du taux d'usure.

L'intégration de thermocouples aux deux corps en contact dans la configuration utilisée par Chassaing *et al.* [2014] permet à Chassaing *et al.* [2015] de mesurer la température au contact pour les vitesses considérées (43 et 65 m/s). Cette mesure, associée à une modélisation par éléments finis, permet de mettre en évidence le comportement du contact durant l'essai. La température maximale (atteinte en fin d'interaction) est ainsi proche de la température de fusion pour les deux vitesses de glissement, la fusion n'est cependant pas activée et le mécanisme dominant d'usure est adhésif. Les auteurs postulent que l'énergie dissipée n'est pas suffisante pour activer le mode d'usure par fusion.

1.2. LES MATÉRIAUX IMPLIQUÉS DANS LE CONTACT AUBE / DISQUE

Les auteurs montrent par ailleurs que le coefficient de frottement apparent (défini par le rapport des efforts macroscopiques selon la loi de Coulomb) reste sensiblement constant durant l'interaction alors que la température augmente.

L'alliage de Ti6Al4V est un alliage ayant été largement étudié, aussi, ses propriétés mécaniques et thermiques sont bien définies. D'un point de vue tribologique, les études effectuées aussi bien en condition de fretting-fatigue que de frottement à grande vitesse mettent en évidence son mauvais comportement. Aussi, l'ajout d'un revêtement est indispensable pour obtenir un comportement correct du contact.

1.2.2 Les traitements MAO

1.2.2.1 Principe et caractéristiques redondantes

Tableau 1.6 – Comparaison entre l'anodisation conventionnelle et le procédé MAO [Walsh *et al.* 2009]

Properties	Anodizing	PEO technique
Cell voltage [V]	20–80	120–130
Current density [A/dm ²]	<10	<30
Substrate pretreatment	Critical	Less critical
Common electrolytes	Sulfuric, chromic, or phosphoric	Neutral/alkaline (pH=7–12)
Coating thickness [μm]	<10	<200
Coating hardness	Moderate	Relatively high
Adhesion to substrate	Moderate	Very high
Temperature control	critical	Not so important

Le traitement par oxydation micro-arc (MAO), aussi appelé oxydation plasma électrolytique (PEO : Plasma Electrolytic Oxidation), est apparu dans les années 1970 [Markov et Markova 1976, Mecuson *et al.* 2004]. Ce procédé de traitement de surface est issu de l'anodisation conventionnelle. Le tableau 1.6 synthétise la comparaison générale des deux procédés proposée par Walsh *et al.* [2009]. Il met en évidence l'intérêt de la MAO, qui permet d'obtenir des revêtements de plus forte épaisseur, de plus grande dureté, et de meilleure adhérence au substrat que l'anodisation conventionnelle. De plus la MAO nécessite une préparation moins rigoureuse et utilise des bains moins polluants que l'anodisation conventionnelle, au prix, cependant, d'une consommation d'énergie nettement plus importante.

Le dispositif utilisé, dont un exemple de configuration possible est donné figure 1.14, est sensiblement similaire dans les deux cas. Une anode, la pièce à traiter, ainsi qu'une ou plusieurs contre-électrodes utilisées en cathodes sont plongées dans un électrolyte et connectées à une alimentation électrique (haute-tension dans le cas du traitement MAO). Afin de maintenir le comportement de l'électrolyte pendant le traitement, celui-ci doit

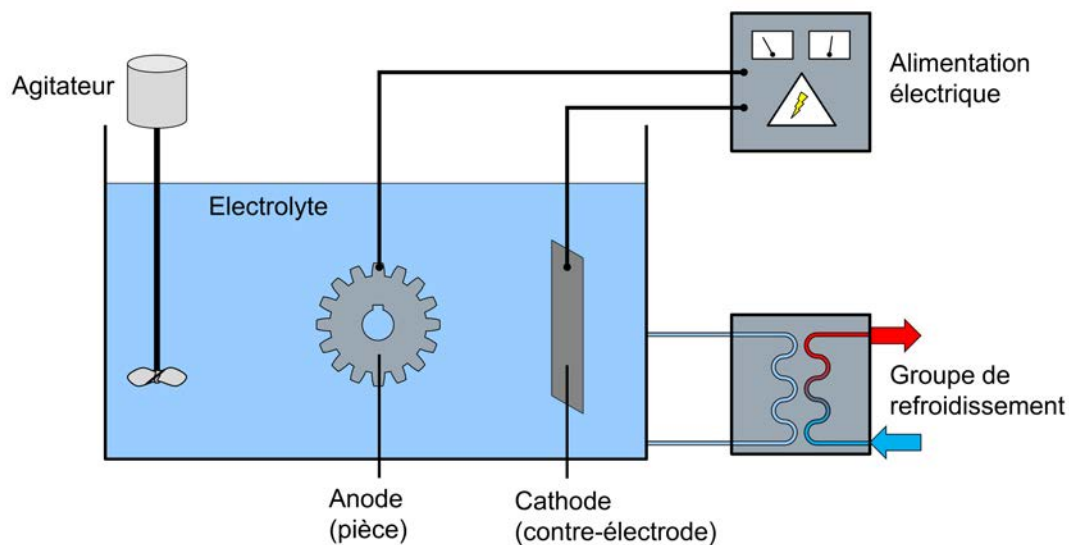


FIGURE 1.14 – Schéma d'un dispositif de traitement MAO

être thermorégulé et peut par ailleurs être agité.

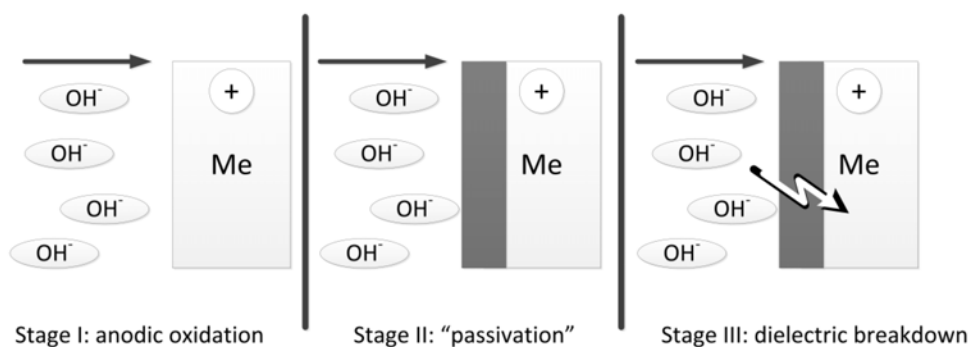


FIGURE 1.15 – Principales étapes de formation de la couche d'oxydes en anodisation (étapes 1 et 2) et en MAO (étapes 1 à 3) [Lugovskoy et Zinigrad 2013]

Lors de l'anodisation de certains métaux, dit « métaux valves » (Al, Mg, Ti, Ta...), une couche d'oxydes isolante de quelques micromètres d'épaisseur se forme à la surface du métal, interrompant la réaction : c'est la passivation (voir figure 1.15, étapes 1 et 2). En augmentant la tension entre l'anode et la cathode, il est possible d'entraîner un claquage de la couche d'oxydes et donc la formation de micro-arcs électriques qui traversent la couche d'oxydes (voir figure 1.15, étape 3). Dans ces canaux de décharge, les conditions de pression et de température sont extrêmes, ce qui entraîne des transformations de phases complexes [Lugovskoy et Zinigrad 2013].

Le mécanisme de formation des micro-arcs met en jeu une combinaison de phénomènes physiques (cristallisation, fusion, transformation de phases à haute température, électrophorèse...), chimiques (chimie à haute température, chimie des plasmas) et électrochimiques encore mal maîtrisés. Aussi, il n'existe pas, à l'heure actuelle, de théorie

expliquant complètement le procédé MAO [Li *et al.* 2013].

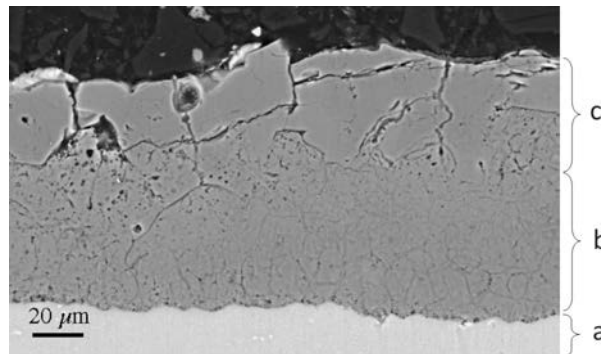


FIGURE 1.16 – Micrographie MEB (électrons rétrodiffusés) d'une section de revêtement MAO sur un alliage d'aluminium [Curran et Clyne 2005]. a) substrat, b) couche dense, c) couche poreuse

Le revêtement obtenu se décompose généralement en deux strates (figure 1.16) : à proximité du substrat, une couche dense et dure est présente, tandis qu'en surface le revêtement est plus fortement poreux (figure 1.17a) et moins dur [Curran et Clyne 2005]. Le taux de porosité global dans le revêtement avoisinerait 20 % d'après des mesures de densité effectuées par Curran et Clyne [2005].

Le revêtement intègre des éléments non seulement issus du substrat, mais aussi de l'électrolyte. Ceci permet, entraîne la formation de phases cristallines à base d'oxydes du métal traité ainsi que des oxydes plus complexes comme de l' Al_2O_3 ou de l' Al_2TiO_5 sur du Ti6Al4V [Yerokhin *et al.* 2000]. Le revêtement MAO est donc un revêtement céramique [Walsh *et al.* 2009]. Khan *et al.* [2008] montrent que la microstructure typique du revêtement est caractérisée par une taille de grain submicronique (voir figure 1.17b). Dans le cadre de leur étude, ils obtiennent des grains de taille inférieure à 40 nm. Par ailleurs, ils montrent l'existence de contraintes résiduelles dans la phase majoritaire.

La structure globale des revêtements obtenus par MAO présente des caractéristiques particulières : présence de céramiques cristallines, porosité, structure bi-couche... Cependant, ce procédé est piloté par de nombreux paramètres, et les phénomènes ayant lieu sont encore mal connus. Il peut donc être utile de déterminer l'influence globale des paramètres sur les caractéristiques (épaisseur, microstructure, dureté...) du revêtement. Ceci permettra de déterminer les limites d'interprétation devant être appliquées aux résultats tribologiques disponibles dans la littérature.

1.2.2.2 Influence des paramètres du procédé sur les caractéristiques du dépôt

Li *et al.* [2013] listent les paramètres influençant le traitement MAO. Le revêtement est formé par l'intégration d'éléments du substrat et de l'électrolyte, ces deux éléments

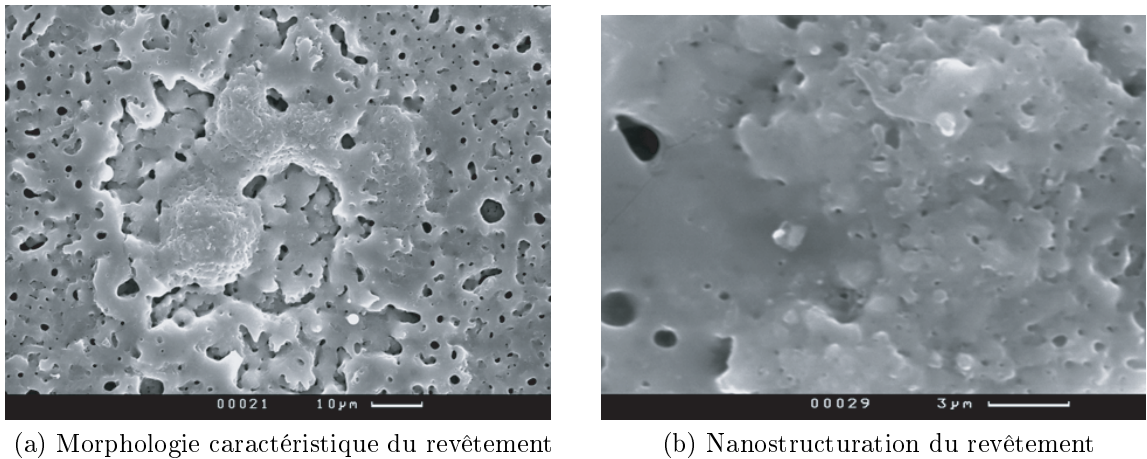


FIGURE 1.17 – Micrographies MEB de la surface d’un revêtement MAO formé en courant pulsé (fréquence 10 kHz, rapport cyclique 0,8) sur du titane dans une électrolyte de Na_3PO_4 [Khan *et al.* 2008]

ont donc un rôle primordial dans le revêtement obtenu. Par ailleurs, le traitement ayant lieu sous l’action du courant électrique traversant le système, les paramètres électriques ont une influence non négligeable sur la formation de la couche. Le temps d’application du traitement a de manière évidente une influence sur le résultat final. Enfin, la température du bain a une influence sur la prédominance des mécanismes mis en jeu au cours du revêtement.

Tableau 1.7 – Effet de la catégorie d’alliage traitée sur le revêtement MAO (données : [Li *et al.* 2013])

Substrat	Alliages d’aluminium	Alliages de titane	Alliages de magnésium
Épaisseur du revêtement [µm]	300	200	150
Dureté du revêtement [HV]	300–2 500	300–1 100	200–1 000

Résultats pour des nuances et des paramètres de traitement variables

Le substrat a une grande influence sur le revêtement obtenu, ce que montrent Li *et al.* [2013] et Song *et al.* [2007]. Les premiers (tableau 1.7) soulignent l’influence du type d’alliage traité sur l’épaisseur et de la dureté du revêtement pouvant être obtenues tandis que les seconds (tableau 1.8) mettent en évidence le rôle de la nuance d’alliage traitée sur l’épaisseur et la microstructure du revêtement. Dans le cas présent, le substrat est déterminé par le contexte industriel de l’étude : il s’agit d’un alliage de titane, le Ti6Al4V.

L’électrolyte est aussi un élément qui influence le résultat du traitement. D’après Li *et al.* [2013], les traitements MAO se font dans des électrolytes acides à base d’acide

1.2. LES MATÉRIAUX IMPLIQUÉS DANS LE CONTACT AUBE / DISQUE

Tableau 1.8 – Effet de la nuance d’alliage de titane traitée sur le revêtement MAO (données : [Song *et al.* 2007])

Substrat	Composition chimique	Épaisseur [μm]	Porosité
Ti CP* grade 2	Principalement TiO ₂	1,1	Nanoporosités (150–200 nm), distribution homogène
Ti CP* grade 3	Principalement TiO ₂ , présence de TiO ₃	1,6	
Ti6Al4V	Principalement TiO ₂ , présence d’Al ₂ O ₃ et d’oxydes de vanadium	0,4	Pores partiellement bouchés, faible densité de pores
Ti6Al7Nb	Principalement TiO ₂ , présence d’Al ₂ O ₃ et de Nb ₂ O ₅	0,6	Microporosités (2–3 μm), distribution inhomogène, coalescence

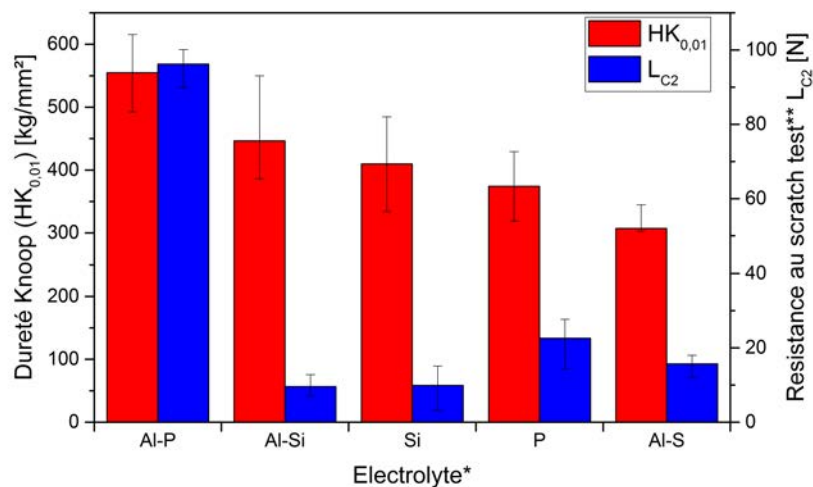
*Ti CP : Titane commercialement pur

Traitement MAO de 120 s dans un bain d’acide sulfurique (mol/L de H₂SO₄) sous 2 A/dm²Tableau 1.9 – Paramètres, aspects et composition des revêtements obtenus sur du Ti6Al4V pour différents électrolytes [Yerokhin *et al.* 2000]

	Électrolyte : concentration [g/L]	Temps [min]	Épaisseur [μm]	Aspect	Composition
Si	Na ₂ SiO ₃ : 150 KOH : 2–4	10	90	Rugueux, gris clair, inclusions blanches	Principalement rutile, présence de silice amorphe
P	Na ₃ PO ₄ : 13–15	10	5–7	Uniforme, jade	Principalement anatase et rutile, présence possible de Ti ₃ O ₅
Al-S	KAlO ₂ : 10–15	10	2,5	Uniforme, gris-jaune	Principalement anatase et rutile, présence de Ti ₃ O ₅ et de Ti
Al-Si	KAlO ₂ : 10–15 Na ₂ SiO ₃ : 5	20	60–70	Rugueux, gris sombre, inclusions blanches	Principalement rutile et Al ₂ TiO ₅ , présence de silice amorphe
Al-P	KAlO ₂ : 25–30 Na ₃ PO ₄ : 4–5	40	50–60	Uniforme, gris-jaune	Principalement rutile et Al ₂ TiO ₅ , présence d’alumine, d’aluminophosphates et de Ti ₃ Al

sulfurique ou phosphorique, par exemple ou dans des électrolytes alcalins à base principalement d’hydroxydes, de silicates, de phosphates ou d’aluminates. Les électrolytes acides tendraient cependant à disparaître du fait de leur pouvoir polluant important.

Yerokhin *et al.* [2000] étudient des revêtements déposés sur un alliage de Ti6Al4V à partir d’électrolytes alcalins. La composition, l’aspect (voir tableau 1.9) et les propriétés mécaniques, représentées dans cette étude par la dureté et la résistance au scratch test (figure 1.18) des couches formées par la MAO varient fortement en fonction des électrolytes employés. Des conclusions similaires sont obtenues par Wang *et al.* [2009] qui s’intéresse à l’adhésion du revêtement au substrat (Ti6Al4V) avec d’autres électrolytes. Cette étude confirme donc l’importance du choix de l’électrolyte sur les propriétés du revêtement.



*Compositions des électrolytes indiquées dans le tableau 1.9.

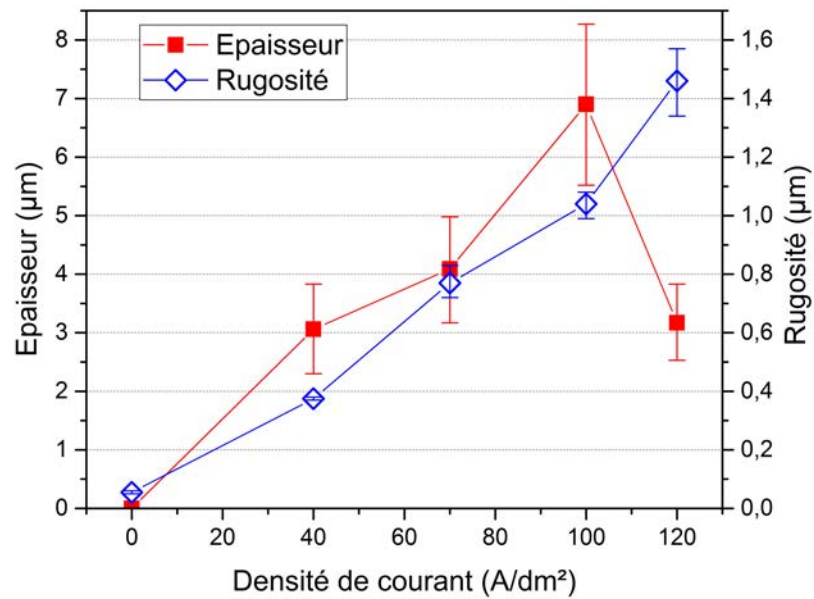
**Au cours d'un scratch test, un effort normal croissant est appliqué sur un indenteur mobile par rapport à un échantillon revêtu. L_{C2} correspond à l'effort normal entraînant un arrachement du revêtement.

FIGURE 1.18 – Influence de l'électrolyte sur la dureté et la résistance au scratch test (données : [Yerokhin *et al.* 2000])

Les paramètres électriques sont nombreux et ont tous un impact sur les propriétés du revêtement obtenu par MAO [Li *et al.* 2013].

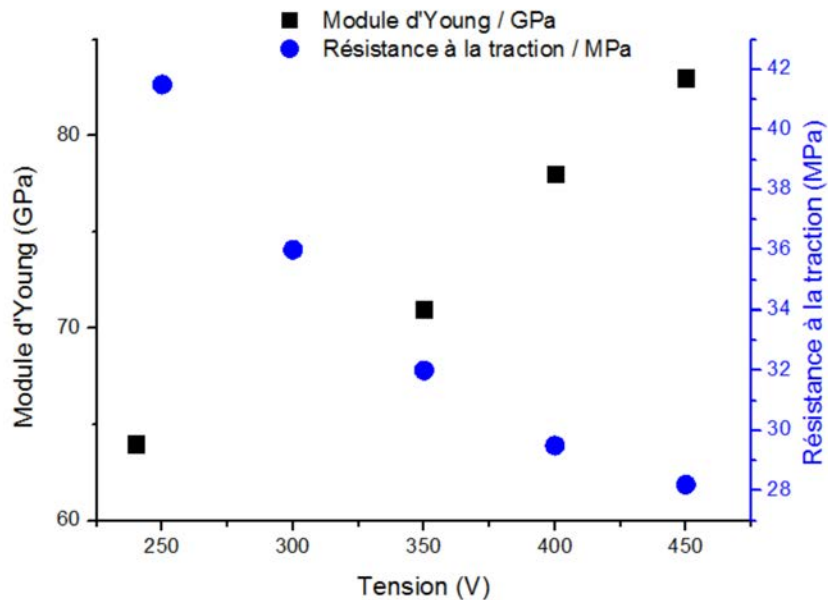
Le régime électrique appliqué (potentiostatique, galvanostatique, pulsé unipolaire ou pulsé bipolaire) influence la microstructure et la morphologie du revêtement. Par exemple, les études de Hussein *et al.* mettent en évidence pour un substrat en aluminium [Hussein *et al.* 2010] puis en Ti6Al4V [Hussein *et al.* 2012] que le régime pulsé bipolaire permet d'améliorer la qualité du revêtement en réduisant la taille des porosités et en augmentant la densité du revêtement, malgré un dépôt moins épais à temps de traitement égal.

Le procédé peut être piloté en courant ou en tension, ce qui influe sur déroulement du procédé. En régime galvanostatique (c'est-à-dire à courant constant), l'influence de la densité de courant sur le revêtement a été étudiée par Laurindo *et al.* [2014]. Ils observent que l'augmentation de la densité de courant entraîne un accroissement de l'épaisseur du revêtement, de sa rugosité (figure 1.19), de la taille et de la densité des porosités, bien qu'une densité extrême de courant (et donc des arcs très violents) endommage le revêtement. Dans le cas d'un pilotage par la tension, Kuromoto *et al.* [2007] et Huang *et al.* [2007] mettent en évidence, respectivement en régime potentiostatique (tension constante) et en régime pulsé, que l'épaisseur, la rugosité et la porosité croissent avec la tension. De plus, en régime pulsé, Huang *et al.* [2007] observent que l'augmentation de la tension cause l'accroissement du module d'Young et la diminution de la résistance en traction (figure 1.20), cette



Substrat : Ti

FIGURE 1.19 – Évolution des caractéristiques d'un revêtement déposé par MAO sur du titane pour différentes densités de courant (données : [Laurindo *et al.* 2014])



Substrat : Ti

FIGURE 1.20 – Évolution du module d'Young et de la résistance à la traction de revêtements en régime de tension pulsée [Huang *et al.* 2007]

dernière étant expliquée par l'accroissement de porosité.

La température de l'électrolyte pilote l'activation ou l'inhibition de certains mécanismes, comme l'oxydation, la dissolution de la couche, la formation de certaines phases... Li *et al.* [2013] indiquent ainsi qu'une température proche de 20 °C est idéale pour la formation optimale du revêtement.

Le temps de traitement influe de manière évidente sur l'épaisseur, comme le montrent Necula *et al.* [2011]. Ils s'intéressent à un revêtement obtenu sur du Ti6Al7Nb en régime galvanostatique. La croissance du revêtement est sensiblement linéaire dans ce régime, comme l'indique la figure 1.21. Cependant, avec l'augmentation de l'épaisseur, la violence des décharges augmente, ce qui cause une augmentation de la taille des pores.

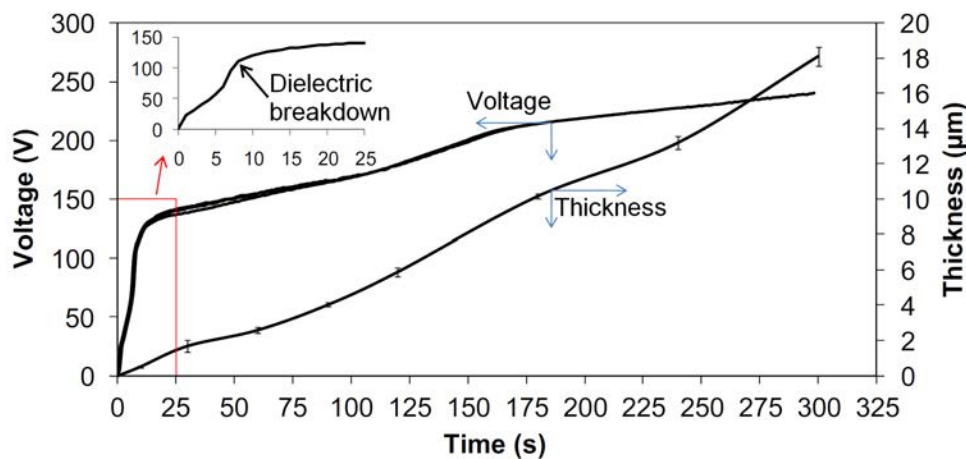


FIGURE 1.21 – Évolution de la tension et de l'épaisseur du revêtement en régime galvanostatique (20 A/dm²) [Necula *et al.* 2011]

En conclusion, les nombreux paramètres permettent de faire fortement varier les propriétés du revêtement, ainsi, aussi bien la microstructure que la dureté, l'adhésion ou la topographie du revêtement sont influencés par ces paramètres. On notera tout de même que, après le substrat (déjà défini pour l'étude du contact pied d'aube-disque de rotor), l'électrolyte est le paramètre qui semble avoir la plus grande influence sur les propriétés finale du revêtement.

1.2.2.3 Comportement tribologique

Les études portant sur le comportement tribologique des revêtements obtenus par micro-arc oxydation portent principalement sur des traitements de substrats aluminium [Li *et al.* 2013]. L'influence des paramètres de dépôt a été démontrée précédemment. Le substrat considéré a notamment un rôle critique dans les propriétés du dépôt. Pour cette

1.2. LES MATÉRIAUX IMPLIQUÉS DANS LE CONTACT AUBE / DISQUE

raison, les études portant sur des substrats autres que des alliages de titane sont peu pertinentes.

Yerokhin *et al.* [2000] (figure 1.18) ont montré que la dureté était fortement influencée par l'électrolyte utilisé, de même que l'adhésion. Des essais sont réalisés en frottement sec sur un tribomètre « ball-on-disc » équipé de billes en acier SAE 52100 de diamètre 10 mm, l'effort normal appliqué est de 10 N mais les auteurs ne précisent pas la vitesse de glissement utilisée ni le rayon de la piste de frottement. Les résultats de ces essais sont synthétisés dans le tableau 1.10.

Tableau 1.10 – Synthèse des résultats des essais d'usure (tribomètre « ball-on-disc ») de Yerokhin *et al.* [2000]

Sample code	Sliding distance (m)	μ	Sample wear rate ($\text{mm}^3 \text{N}^{-1} \text{m}^{-1}$)	Ball wear scar diameter (mm)	Sample wear mechanism
Substrate	650	0.5–0.6	4.5×10^{-4}	1.75	Abrasive, adhesive (transfer to pin)
Al-Si	200	0.23	–	–	Asperity deformation
	350	0.28	–	–	–/–
	500	0.73	2.0×10^{-4}	0.9	Fatigue (delamination), abrasive
P	200	0.16	–	–	Asperity deformation
	350	0.17	–	–	–/–
	500	0.18	8.2×10^{-8}	0.89	–/–
Al-P	650	0.65	4.7×10^{-4}	1.40	Abrasive
	200	0.32	–	–	Asperity deformation
	350	0.67	-3.4×10^{-7}	1.65	Adhesive (transfer to disc)
	500	0.69	–	–	–/–
	650	0.7	–	–	–/–
	1000	0.7	3.4×10^{-8}	2.04	Adhesive (transfer to disc), fatigue (spalling)

Les auteurs montrent que le revêtement appliqué modifie le comportement en frottement de manière complexe. Le coefficient de frottement est réduit ($0,16 \leq \mu \leq 0,32$) par rapport au matériau nu ($0,5 \leq \mu \leq 0,6$) pour tous les échantillons revêtus au début de l'essai. Dans cette phase, le mécanisme principal mis en jeu est la déformation des aspérités présentes à la surface des échantillons, ce qui entraîne un lissage de la surface du revêtement et une usure faible dans un premier temps.

Une deuxième phase, caractérisée par des coefficients de frottement élevés, met en jeu des mécanismes d'usure différents pour les différents dépôts. Son apparition est d'autant plus tardive que le coefficient de frottement est faible, ce qui fait que le revêtement le plus doux (P) est celui qui montre la meilleure tenue dans le temps de son faible coefficient de frottement. Dans cette phase, le coefficient de frottement atteint des valeurs voisines de 0,7 en raison de l'endommagement des surfaces. Cet endommagement (voir figure 1.22) dépend de l'échantillon considéré. Ainsi, bien qu'un coefficient de frottement devenant

élevé rapidement sous l'effet du transfert de matière de la bille sur le disque, le revêtement de l'échantillon Al-P ne s'use qu'en phase finale sous l'effet de la fatigue entraînant son délaminage. Le revêtement obtenu dans l'électrolyte de phosphate (P) s'use de manière importante par abrasion tandis que l'échantillon Al-Si, de dureté intermédiaire, présente une usure combinée par fatigue et abrasion.

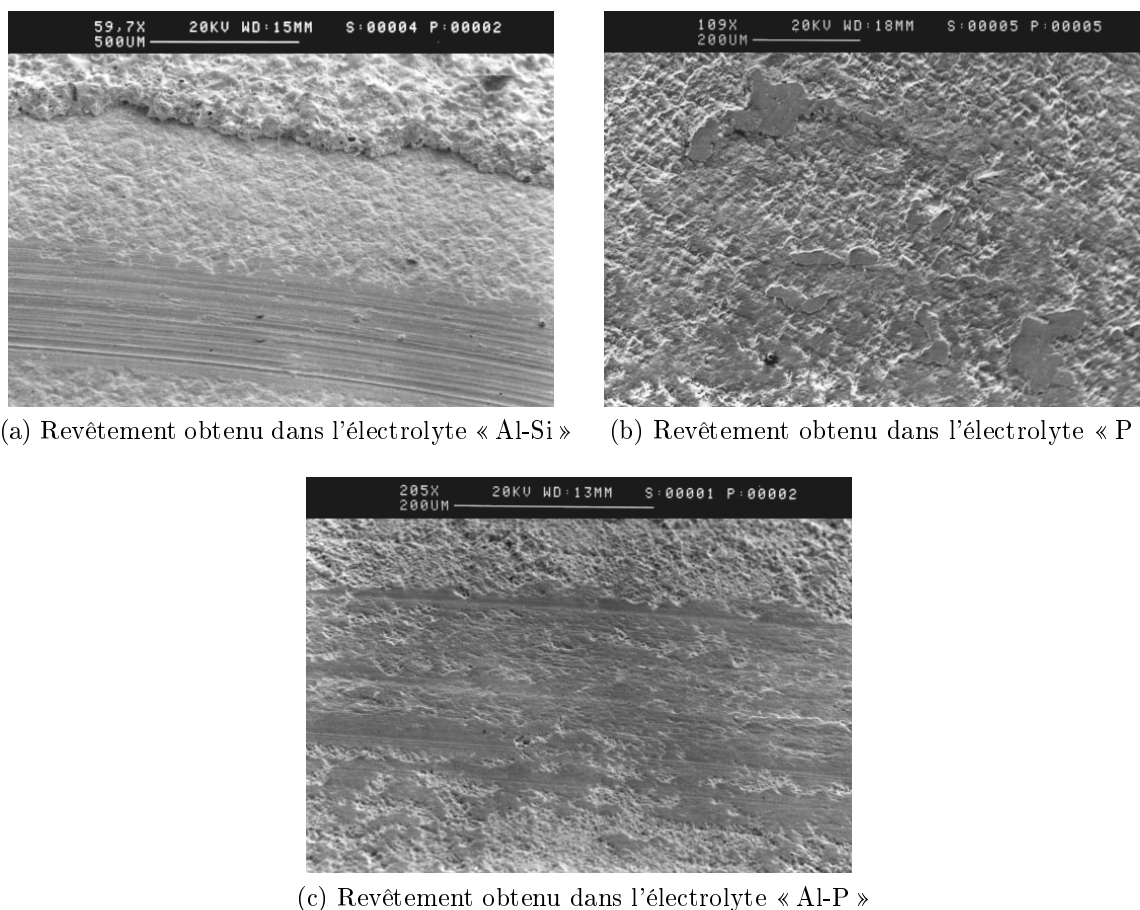


FIGURE 1.22 – Micrographies MEB des pistes usées pour les échantillons issus des différents électrolytes [Yerokhin *et al.* 2000]

Les essais réalisés par Yerokhin *et al.* mettent donc en évidence le changement de mécanisme d'usure causé par l'application des revêtements. Ainsi, alors que le Ti6Al4V nu présente une usure abrasive et adhésive importante, les revêtements MAO subissent une usure en plusieurs phases. Dans un premier temps le revêtement se déforme, puis dans un second temps apparaît un mécanisme d'usure dépendant de l'électrolyte utilisé. Par ailleurs, si durant la première phase le coefficient de frottement est faible comparativement à celui du matériau nu, la seconde phase présente un coefficient de frottement plus élevé.

L'effet des paramètres de pression et de vitesse sur le comportement en frottement d'un revêtement MAO a été caractérisé par Wang *et al.* [2006b]. Ils étudient le frottement sec d'un revêtement MAO en faisant varier la vitesse de glissement (0,05 et 0,15 m/s) pour

1.2. LES MATÉRIAUX IMPLIQUÉS DANS LE CONTACT AUBE / DISQUE

un effort normal constant (0,5 N) et en faisant varier la charge (0,3, 0,5 et 1 N) à vitesse de glissement constante (0,05 m/s). Les essais de frottement sont effectués sur un tribomètre ball-on-disc équipé de billes en acier SAE 52100 (acier 100Cr6). Les résultats obtenus sont donnés en fonction du nombre de cycles, sans indication concernant le rayon de la piste ou la fréquence de rotation. La distance de glissement, et donc l'énergie dissipée dans le contact, ne peuvent être calculées.

Wang *et al.* soulignent un coefficient de frottement légèrement plus faible à vitesse plus élevée (0,15 m/s) qu'à vitesse plus faible (0,05 m/s), sans pour autant mettre en évidence un mécanisme expliquant ce phénomène. Aux vitesses de glissement considérées (figure 1.23), le coefficient de frottement reste, malgré une légère augmentation, faible (voisin de 0,2) jusqu'à environ 4 000 cycles. Au-delà, il augmente de manière importante jusqu'à atteindre 0,6 à 0,9. Cette augmentation, qui peut être constatée à partir de 4 000 cycles pour des efforts de 0,3 et 0,5 N et de 1 000 cycles pour un effort de 1 N (voir figure 1.24), est conforme aux observations de Yerokhin *et al.* [2000] évoquées précédemment. Les auteurs attribuent cette augmentation à un changement de mécanisme d'usure lié à l'apparition d'une couche constituée d'oxydes (créés à partir de la matière arrachée à la bille) et de débris de revêtement sur la surface des échantillons.

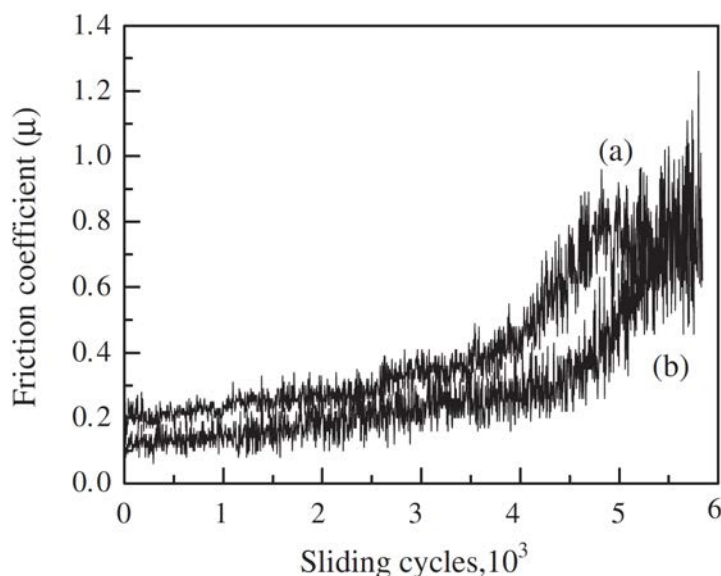


FIGURE 1.23 – Évolution du coefficient de frottement entre un disque en Ti6Al4V revêtu par MAO et une bille en acier 100Cr6 à différentes vitesses de glissement : a) 0,05 m/s et b) 0,15 m/s [Wang *et al.* 2006b]

Les auteurs précédents ont montrés que le revêtement MAO du Ti6Al4V permettait d'améliorer notablement ses propriétés tribologiques, en réduisant le coefficient de frottement et l'usure des pièces traitées. Cependant, les revêtements MAO ont tendance à endommager la contrepièce du couple considéré. Afin d'améliorer le comportement des pièces traitées, certains auteurs se sont attachés à étudier diverses pistes d'amélioration

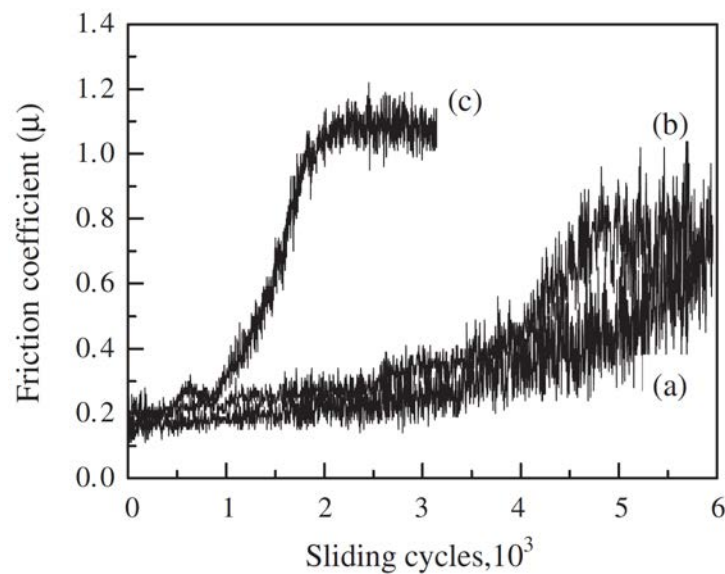


FIGURE 1.24 – Évolution du coefficient de frottement entre un disque en Ti6Al4V revêtu par MAO et une bille en acier 100Cr6 pour différents efforts normaux : a) 0,3 N, b) 0,5 N et c) 1 N [Wang *et al.* 2006b]

du revêtement. Ainsi, Wang *et al.* [2006a] puis Fei *et al.* [2009] (voir figure 1.26 et 1.25) mettent en évidence l'effet du polissage du dépôt MAO. Le retrait de la couche poreuse permet en effet de mettre à jour la partie dense du revêtement qui présente une dureté et un faible taux de porosité favorable à l'établissement et au maintien de bonnes conditions de frottement. Wang *et al.* [2006a] proposent par ailleurs l'utilisation d'un lubrifiant solide (graphite) pour réduire le coefficient de frottement et l'usure des pièces.

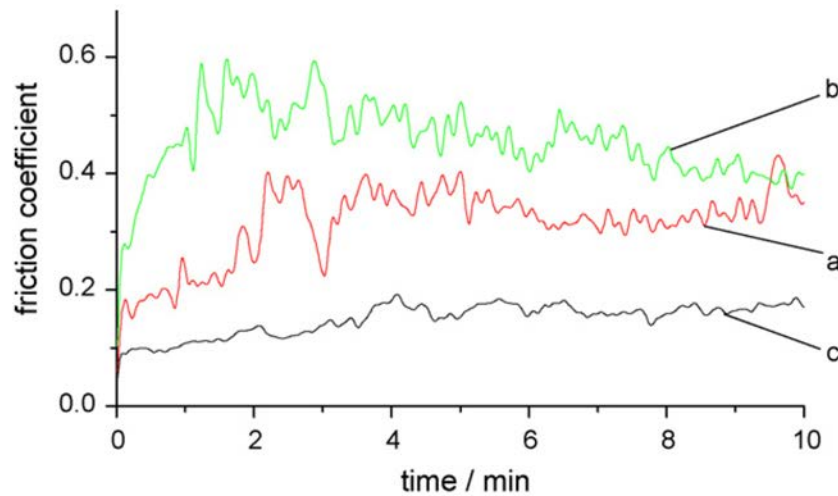


FIGURE 1.25 – Comparaison des coefficients de frottement obtenus, pour un effort normal de 100 N et une vitesse de glissement de 0,42 m/s, entre une bille en acier 100Cr6 et un disque en Ti6Al4V a) non revêtu, b) revêtu par MAO, et c) revêtu par MAO puis poli [Fei *et al.* 2009]

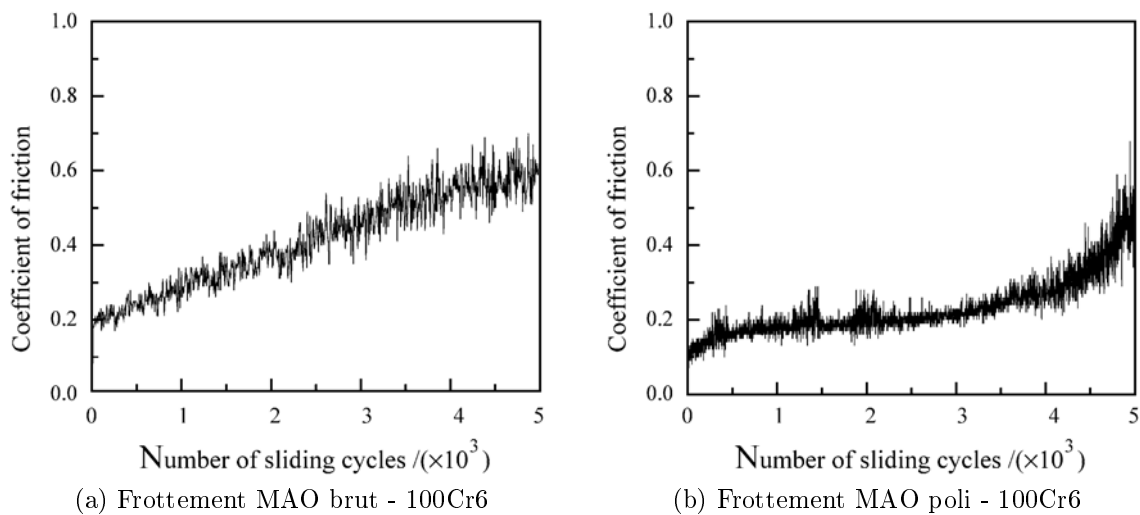


FIGURE 1.26 – Comparaison des coefficients de frottement obtenus par Wang *et al.* [2006a] avec un tribomètre ball-on-disk pour un contact entre une bille en acier 100Cr6 et plusieurs finitions de revêtements MAO pour un effort normal de 1 N et une vitesse de glissement de 0,05 m/s

1.2.2.4 Conclusion sur le traitement MAO

La criticité du choix des paramètres du procédé, notamment du substrat empêche de considérer les études du traitement MAO portant sur des substrats basés sur l'aluminium ou la magnésium, plus étudiés que les substrats titane [Li *et al.* 2013]. De même, l'influence des autres paramètres de traitement, notamment de l'électrolyte, sur la structure et les propriétés du revêtement obtenu limite les possibilités de comparaison des résultats obtenus par les différents auteurs. Certains résultats, comme ceux obtenus par Ceschini *et al.* [2008] qui comparent des revêtements obtenus par MAO et PVD (Physical Vapor Deposition) mais ne précisent pas les paramètres de traitement MAO, y compris le type d'électrolyte utilisé, n'ont ainsi pas pu être exploités.

Malgré ces difficultés, certaines informations importantes ont été déterminées concernant l'effet du traitement sur le comportement tribologique. Le revêtement MAO peut permettre de réduire de manière notable le coefficient de frottement et l'usure. Les revêtements testés ont cependant tendance à dégrader la contrepièce, ce qui est indésirable dans l'application au pied d'aube de turboréacteur considérée. Plusieurs pistes sont proposées pour supprimer cet effet néfaste et poursuivre la réduction du coefficient de frottement, comme l'utilisation de revêtements polis ou duplex. L'exploration de ces pistes pourrait être intéressante dans le cadre d'une étude ultérieure, cependant, durant ces travaux, un revêtement MAO « conventionnel » sera traité.

Les analyses ont été réalisées à vitesse réduite (inférieure à 0,42 m/s), aucune ne portant sur le comportement à vitesse plus élevée. Il est probable (voir partie 1.3) que les propriétés des revêtements présentés dans ces publications varient drastiquement sous des sollicitations plus rapides. Le choix des paramètres du traitement MAO utilisé pour le revêtement qui sera étudié nécessite une étude importante. Dans le cadre du projet MAO, ce paramétrage est l'objet des travaux de Mathis [2016].

1.2.3 Les revêtements anti-fretting : le CoCrAlYSiBN et le Cu-NiIn

L'étude tribologique d'un revêtement MAO pour son application au pied d'aube de turboréacteur nécessite l'analyse de revêtements de référence, actuellement utilisés pour cette application. Le CuNiIn et le CoCrAlYSiBN, des revêtements déposés par projection thermique, sont actuellement utilisés pour leur rôle anti-fretting. La connaissance de leurs propriétés est nécessaire à la compréhension de son mode d'action possible sous d'autres sollicitations.

1.2. LES MATÉRIAUX IMPLIQUÉS DANS LE CONTACT AUBE / DISQUE

1.2.3.1 Mode d'application des revêtements

Le CuNiIn et le CoCrAlYSiBN sont deux revêtements obtenus par projection thermique à partir de poudres. Le premier utilise une poudre d'un alliage 59Cu36Ni5In [Oerlikon Metco 2014] tandis que la seconde est constituée de deux types de particules. 85 % de la masse de la poudre est constituée de particules issues d'un alliage à base de cobalt, de chrome, d'aluminium, de silicium et d'yttrium. Les 15 % de la masse de poudre restants sont des particules de nitrure de bore hexagonal, ou hBN (détail des compositions dans le tableau 1.11).

Tableau 1.11 – Composition de la poudre pour projection thermique Amdry 958 [Sulzer Metco 2012a]

Unité : % massiques	Constitution					Part dans	
	Co	Cr	Al	Y	Si	hBN	Amdry 958
Poudre 1	62,33	29,41	5,88	0,32	2,06	0	85
Poudre 2	0	0	0	0	0	100	15
Amdry 958	52,98	25	5	0,27	1,75	15	100

Les fournisseurs des poudres de chacun des deux revêtement proposent deux procédés de projection thermique. Pour le CuNiIn, il s'agit de la projection à la flamme simple (ou conventionnelle) et la projection plasma atmosphérique, dite APS (Atmospheric Plasma Spraying) [Oerlikon Metco 2014]. La première se base sur la combustion d'un mélange d'oxygène et de combustible pour générer une flamme. La seconde se base sur la génération d'un plasma à partir d'un arc électrique soufflé par un gaz plasmagène dans une tuyère. Pour le CoCrAlYSiBN, il s'agit de la projection par flamme supersonique, dite HVOF (High Velocity Oxy-Fuel), et de l'APS [Sulzer Metco 2012a]. Comme la projection à la flamme simple, l'HVOF se base sur la combustion d'un mélange d'oxygène et de combustible pour générer une flamme, mais celle-ci est ensuite accélérée dans une tuyère jusqu'à atteindre des vitesses supersoniques.

Les méthodes de projection thermique comme l'APS, l'HVOF, et la flamme simple engendrent des microstructure similaires (figure 1.27). La majeure partie de la poudre est fondue et forme des gouttelettes qui viennent impacter le substrat. Elles s'y solidifient rapidement et forment des grains en forme de disques qui possèdent généralement une structure de type trempé. Certaines particules ne sont cependant pas, ou partiellement, fondues tandis que d'autres s'oxydent. Ceci leur confère une forme et des propriétés différentes de celles des particules fondues. Enfin, la structure du dépôt est fragilisée par la présence de porosités créées par du gaz piégé lors de la solidification des gouttelettes ou un empilement imparfait des grains.

L'APS, l'HVOF, et la flamme simple engendrent des conditions de dépôt différentes [Proner 1999], tant en termes de vitesse des particules que de température. Ceci modifie

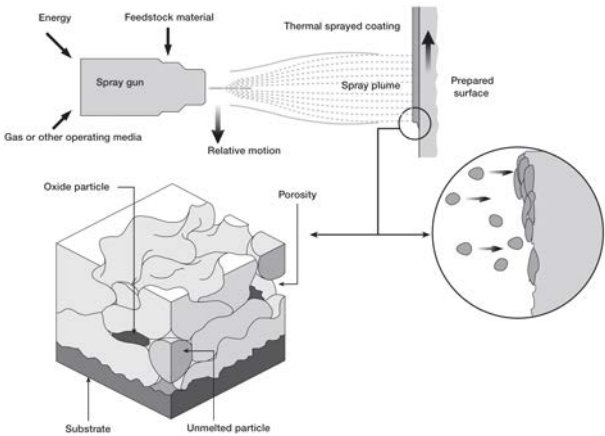


FIGURE 1.27 – Formation et structure d'un revêtement projeté thermiquement [Sulzer Metco 2014]

la proportion des différentes phases, la topographie et donc les propriétés du revêtement. Dans le cas du CuNiIn, il est indiqué que l'utilisation de l'APS engendre des dépôts plus durs et avec un taux d'oxydes plus important que ceux obtenus par flamme simple. Dans le cas du CoCrAlYSiBN, le fournisseur compare les résultats typiquement obtenus avec les deux procédés (voir tableau 1.12). Ainsi, comparativement à l'HVOF, l'APS évite la présence de particules infondues tout en permettant une meilleure rétention des particules d'HBN au cours du dépôt, mais au prix d'une porosité plus importante. Cependant, le fournisseur ne précise pas dans quelle mesure les propriétés précédentes évoluent, indiquant seulement l'augmentation du taux global de l'ensemble de la porosité, des particules infondues et du nitrure de bore hexagonal. On ne peut par conséquent pas conclure quant au taux de chacun de ces trois éléments dans le revêtement.

Tableau 1.12 – Caractéristiques typiques du revêtement en fonction de la méthode de projection [Sulzer Metco 2012a]

Specifications	Typical Data	
	HVOF	APS
Substrate Preparation	dry grit blast	
Coating Thickness [μm]	100–150	
Maximum Thickness* [μm]	800	750
Microstructure Characteristics	low retained hBN content, dense, some unmelted particles	high retained hBN content, higher porosity
Bond Strength [MPa]	41–55	24–35
Microhardness (HV300)	300–330	150–270
Porosity + hBN + Oxides [vol. %]	<10	40–50
Coefficient of Friction (Fretting)	0,36–0,40	
Coating Density [g/cm³]	7,8	6,0
As-Sprayed Surface Roughness (Ra) [μm]	4,5–6,5	6,0–9,0

*Thickness limits per testing performed and/or verified by Sulzer Metco

D'après Sulzer Metco [2012a], le procédé de dépôt ne semble pas influencer sur le coefficient de frottement. Cependant, ces données sont issues d'essais de fretting pour lesquels ni l'amplitude des oscillations, ni la fréquence de sollicitation ne sont précisées. Or, ces éléments sont indispensables pour déterminer le mode de sollicitation de la surface, il n'est donc pas possible d'identifier ce dernier, qui a une grande importance dans le comportement du contact. L'utilisation de cartes RCFM (Running Condition Fretting Map) et MRFM (Material Response Fretting Map), développées par Vincent *et al.* [1992], révèle ainsi qu'en fonction du régime de glissement (total, partiel ou mixte) le mode d'endommagement des pièces varie fortement figure 1.28.

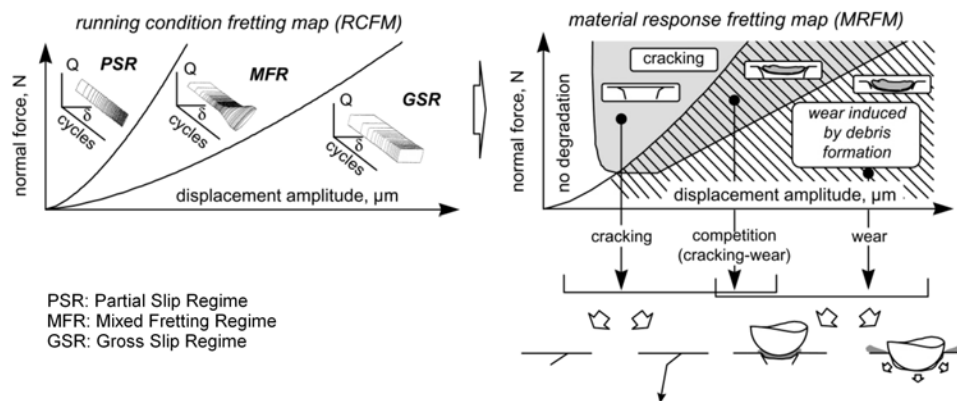


FIGURE 1.28 – Principe des cartes de fretting [Fouvry et Kapsa 2000]

1.2.3.2 Propriétés macroscopiques des revêtements

De manière générale, les propriétés du CoCrAlYSiBN sont considérées comme « meilleures » que celles du CuNiIn. La fiche produit du CuNiIn indique même que les revêtements Am-dry 958 (CoCrAlYSiBN) ont montré de meilleures performances que le CuNiIn et recommandent que pour toute application nouvelle, le CoCrAlYSiBN soit comparé au CuNiIn. A l'inverse, les documents mentionnant le CoCrAlYSiBN font généralement référence à son « prédécesseur », le CuNiIn, à titre de comparaison. Il convient de noter que le CuNiIn est généralement utilisé avec un vernis lubrifiant solide à base de MoS₂, mais que plusieurs auteurs étudient son comportement sans ce vernis, considérant que celui-ci a été totalement usé (par exemple Freimanis *et al.* [2002], Fridrici *et al.* [2003], Rajasekaran *et al.* [2008]).

Les essais de fretting effectués par Sulzer Metco (voir paramètres reportés dans le tableau 1.13) mettent en concurrence les revêtements CoCrAlYSiBN et CuNiIn ainsi que la projection HVOF et la projection APS pour le CoCrAlYSiBN, pour des températures de 24 et 315 °C. Les résultats en terme de coefficient de frottement sont synthétisés dans la figure 1.29a. Les essais à 24 °C pour le CoCrAlYSiBN déposé par APS et HVOF tendent

Tableau 1.13 – Paramètres des essais de fretting effectués par Sulzer Metco [2012b]

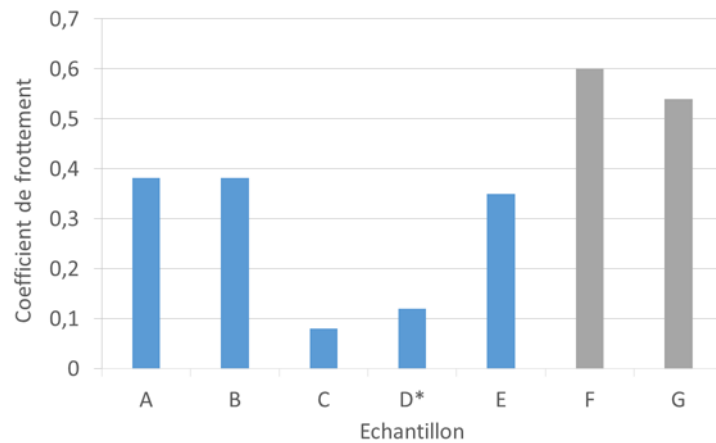
Essais : 10 000 cy *Essai : 30 000 cy	A		B		C		D*		E		F		G	
Revêtement	CoCrAlYSi-hBN (Amdry 958)										CuNiIn			
Procédé	HVOF		APS		HVOF						APS			
Lubrification	Non				Oui				Non					
Température [°C]	24								315		24		315	
Pression [MPa]	345		345		930		345		310		345		310	

à montrer une indépendance du coefficient de frottement (0,37 dans les deux cas). Par ailleurs, le coefficient de frottement reste relativement stable (baisse mesurée de 5 %) à 315 °C, pour le dépôt par HVOF. Aucun essai comparant les deux procédés de dépôt n'est présenté pour cette température. Les essais effectués dans les mêmes conditions pour les deux revêtements montrent un coefficient de frottement plus faible pour le CoCrAlYSiBN que pour le CuNiIn, que ce soit à 24 °C ($\mu_{CoCrAlYSiBN}(24\text{ °C}) = 0,37$, $\mu_{CuNiIn}(245\text{ °C}) = 0,6$) ou à 315 °C ($\mu_{CoCrAlYSiBN}(315\text{ °C}) = 0,35$, $\mu_{CuNiIn}(315\text{ °C}) = 0,54$).

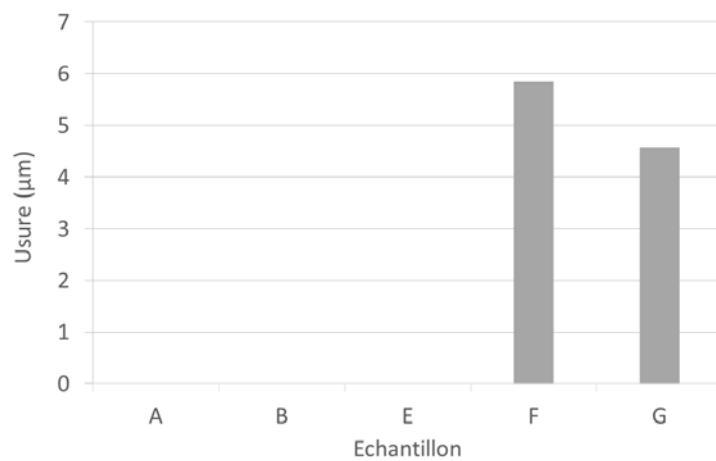
Dans le document, Sulzer Metco [2012b] ne précise pas comment sont mesurés les coefficients de frottement indiqués. En effet, pour des essais de fretting sur 10 000 cycles (conditions d'amplitude, de fréquence et de pression inconnues), Hajmrle et Chilkowich [1997] mettent en évidence une évolution importante du coefficient de frottement au cours des essais de fretting, différente selon le revêtement concerné, voir figure 1.30. Dans le cas du CuNiIn, le coefficient de frottement, initialement de 0,3, augmente de manière linéaire au cours de l'essai, et atteint 0,58 en 10 000 cycles. Le CoCrAlYSiBN a un comportement différent puisque son coefficient de friction, de 0,49 initialement, décroît progressivement pour tendre vers une valeur de 0,36. Ainsi, dans les conditions d'essai de Hajmrle et Chilkowich, le coefficient de friction du CoCrAlYSiBN est supérieur à celui du CuNiIn jusqu'à environ 3 400 cycles. Dans le document, Sulzer Metco [2012b] ne précise pas quelles valeurs du coefficient de friction sont indiquées, mais il est probable qu'il s'agisse soit de valeurs finales (à 10 000 cycles), soit de valeurs moyennes. Par conséquent, il est difficile de conclure quant au comportement initial relatif des revêtements étudiés par Sulzer Metco en fonction des paramètres (nature du revêtement, procédé de projection, température).

L'épaisseur usée sur la pièce non revêtue a été mesurée par Sulzer Metco [2012b] après les essais de fretting et les résultats sont présentés en figure 1.29b. Dans le cas du CuNiIn, l'usure du disque est notable : elle est comprise entre 40 et 60 µm. Ainsi, au cours du fonctionnement d'un réacteur utilisant des aubes dont le pied est revêtu de CuNiIn, le disque de rotor est endommagé, ce qui entraîne une nécessité de contrôler lesdits disques et de les remplacer régulièrement. Cela entraîne des coûts de maintenance importants, liés à la difficulté de contrôle des disques de rotor et au coût de leur remplacement. A l'inverse, dans le cas du CoCrAlYSiBN, quel que soit le procédé de dépôt utilisé et la température

d'essai, le disque en Ti6Al4V n'a pas été utilisé, même s'il présente des traces de transfert de revêtement. Par conséquent, dans le cas du système « aube revêtue CoCrAlYSiBN - disque de rotor », l'usure sera totalement reportée sur le revêtement présent sur l'aube. Il n'est donc pas nécessaire de contrôler l'usure des surfaces de contact du disque. Le contrôle des pieds d'aubes revêtus est relativement simple. De plus, l'usure ne s'effectuant pas dans le Ti6Al4V de l'aube ou du rotor mais dans le revêtement, la tenue mécanique des pièces n'est pas compromise tant que le revêtement n'est pas totalement usé. C'est du moins le cas lorsque les sollicitations sont de type fretting. Si il est probable que le comportement sous des sollicitations de frottement en glissement total à basse vitesse soit, lui aussi, intéressant, aucune estimation ne peut être faite sur le comportement à grande vitesse.



(a) Coefficient de frottement des essais de fretting effectués dans les conditions décrites dans le tableau 1.13



(b) Usure de la pièce non revêtue des essais de fretting effectués

FIGURE 1.29 – Résultats des essais de fretting effectués par Sulzer Metco sur le CoCrAlY-SiBNet le CuNiIn dans les conditions décrites dans le tableau 1.13 [Sulzer Metco 2012b]

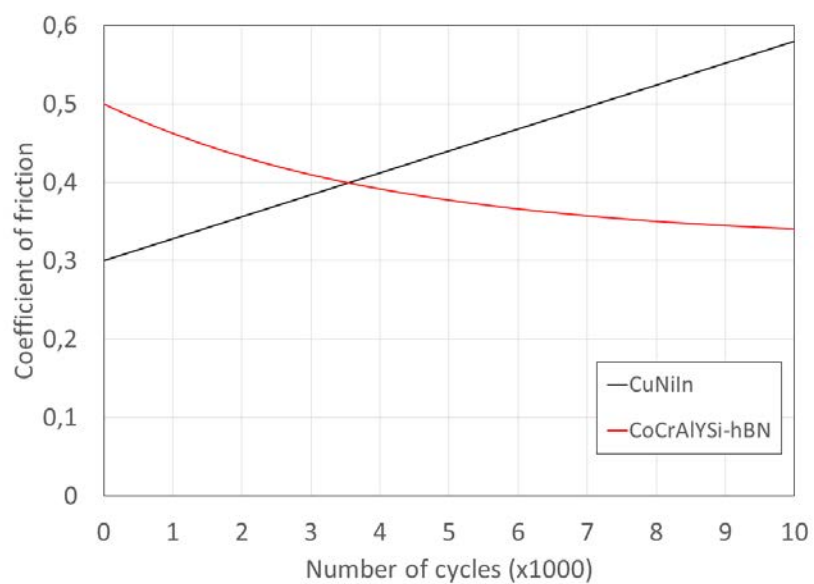


FIGURE 1.30 – Évolution du coefficient de friction au cours d'un essai de fretting [Hajmrle et Chilkowich 1997]

1.2.3.3 Propriétés des composantes du CoCrAlYSiBN

Tableau 1.14 – Composition de l'alliage de CoCrAlYSi utilisé par Hajmrle et Chilkowich [1997]

Élément	Co	Cr	Al	Y	Si
Part [% massique]	63,25	28,9	5,8	0,35	1,7

Propriétés de la matrice Dans le revêtement projeté, le CoCrAlYSi est une composante importante (tableau 1.11). D'une manière générale, il n'existe pas de travaux portant sur cet alliage particulier, à l'exception du brevet portant sur son application comme revêtement de protection d'un alliage de titane sollicité en fretting. Ce brevet [Hajmrle et Chilkowich 1997], a été évoqué précédemment puisqu'il porte aussi sur l'utilisation du CoCrAlYSiBN dans les mêmes conditions. La composition chimique de l'alliage testé par Hajmrle et Chilkowich est extrêmement proche (tableau 1.14) de celle utilisée dans le revêtement fourni par Sulzer-Metco (tableau 1.11).

Le comportement en frottement (durée 1 000 cycles, autres conditions non précisées) a été étudié par les auteurs pour différents revêtements. Les résultats sont regroupés dans le tableau 1.15. Les essais avec différentes matrices n'ont été réalisés qu'à 454 °C, aussi aucune comparaison des matrices ne peut être effectuée à température plus faible (24 °C). Les deux valeurs obtenues pour le CoCrAlYSiBN à 454 °C correspondent à deux concentrations en hBN différentes, aussi ces valeurs doivent-elles être considérées avec la plus grande prudence. Malgré cela, il est tout de même possible de conclure quant à l'importance de la matrice sur le comportement du revêtement.

Contrairement aux trois autres matrices testées, celle en CoCrAlYSi entraîne une réduction drastique du coefficient de frottement, initialement élevé, durant l'essai de fretting. Cette évolution est liée au mode de dégradation des surfaces de contact. A l'exception du revêtement à matrice CoCrAlYSi, tous les revêtements entraînent un endommagement de la contrepièce et donc une dégradation des conditions de frottement. A l'inverse, le CoCrAlYSi se dépose en faible épaisseur (une dizaine de micromètres) à la surface de la contre-pièce, s'interposant entre les matériaux en contact. Le nouveau tribocouple ainsi obtenu est plus favorable au glissement. Les essais réalisés à 24 °C confirment l'importance du rôle de la matrice dans le comportement du revêtement, puisque les tendances constatées dans le cas du CoCrAlYSi non chargé en hBN (diminution du coefficient de frottement, transfert de revêtement sur la contre-pièce) sont aussi observées dans le cas du revêtement incluant du hBN.

Tableau 1.15 – Synthèse des résultats de Hajmrle et Chilkowich [1997] concernant l'influence de la matrice intégrant le hBN sur le comportement du revêtement

Matrice	CoCrAlYSi		NiCrMoNbF	NiCr	TiAl
part de hBN [% mas-sique]	15	30	15	9	20
Coefficient de frotte-ment initial	0,59	0,50	0,49	0,53	0,51
Coefficient de frotte-ment final	0,42	0,35	0,48	0,61	0,61
Usure du revêtement [µm]	8	81	30	10	246
Contre-pièce : dépôt (+)ou usure (-) [µm]	10	8	-140	-33	-195

temp 454 °C

Le nitrure de bore hexagonal Le nitrure de bore peut présenter différentes structures cristallines : α (hexagonale, type graphite), β (cubique, type blende) et γ (hexagonale compacte, type wurtzite). La forme α présente une forte anisotropie, plus ou moins sensible selon la microstructure, liée au procédé d'obtention du matériau massif [Lipp *et al.* 1989]. Les propriétés de la poudre de nitrure de bore hexagonal utilisée dans le CoCrAlYSiBN sont donc difficiles à obtenir de manière précise. En effet, la méthode d'obtention de la poudre n'est pas précisée.

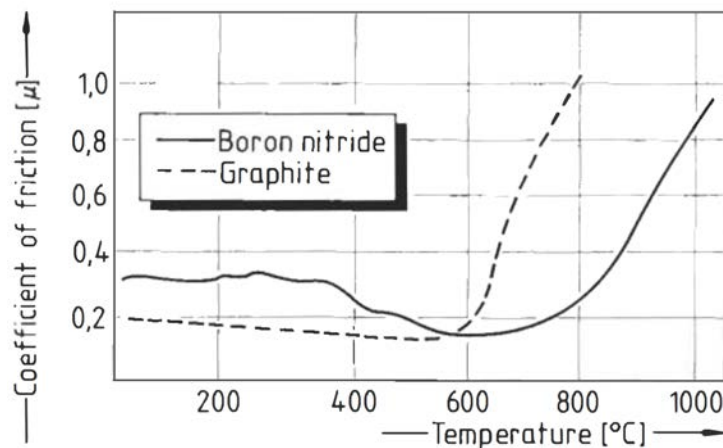


FIGURE 1.31 – Coefficient de friction du graphite et du hBN dans l'air en fonction de la température [Rudolph 1993]

Le nitrure de bore hexagonal possède (hBN) une combinaison de propriétés intéressante [Lipp *et al.* 1989]. Il présente à la fois une très bonne stabilité en température puisqu'il ne s'oxyde pas à l'air en dessous de 1 000 °C et reste solide jusqu'à 2 600 °C, une bonne conductivité thermique (variant entre 43 et 55 W/mK à 25 °C et entre 20 et 28 W/mK à 1 000 °C, selon le moyen d'obtention), et une très faible mouillabilité par les verres, les sels et la plupart des métaux, qui lui procure une bonne résistance à l'attaque par ces matériaux. D'un point de vue tribologique, le hBN fait partie des lubrifiants so-

lides en raison son coefficient de frottement faible jusqu'à 800 °C dans l'air, rapporté par Rudolph [1993] dans la figure 1.31.

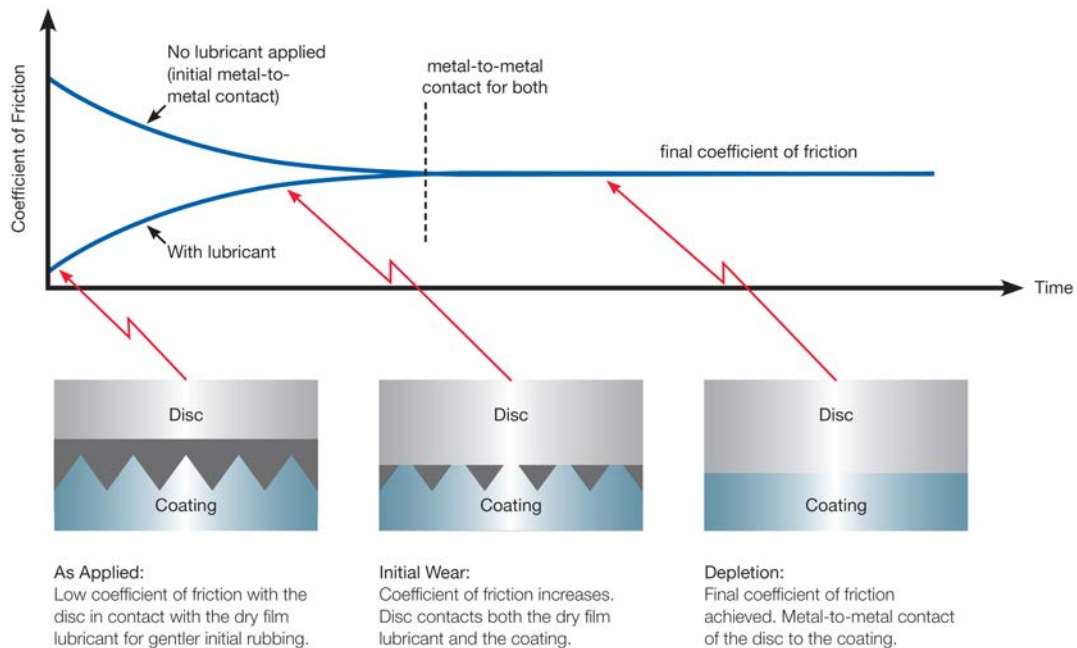


FIGURE 1.32 – Évolution du coefficient de friction avec et sans application de lubrifiant solide [Sulzer Metco 2012b]

Dans le brevet du CoCrAlYSiBN, Hajmrle et Chilkowich [1997] mettent en évidence ce rôle de lubrifiant solide du nitrure de bore hexagonal (hBN) présent dans le revêtement. Par ailleurs, ils soulignent la répartition homogène des particules de hBN dans l'épaisseur du revêtement, ce qui permet au lubrifiant d'être présent pendant toute la durée de vie du revêtement. Par opposition, Sulzer Metco [2012b] démontre la relativement courte efficacité de l'utilisation d'un revêtement lubrifiant simple (Graphite, hBN...) déposé sur un revêtement d'accroche, comme présenté dans la figure 1.32. En effet, bien que le lubrifiant solide réduise le coefficient de frottement, il s'use, par nature, rapidement. Le coefficient de frottement augmente en raison de l'usure de la couche lubrifiante qui dévoile, peu à peu, les aspérités de la sous-couche non lubrifiante. Lorsque le lubrifiant est totalement consommé, le contact s'effectue uniquement entre le disque et le revêtement d'accroche. Cela explique l'intérêt d'un revêtement intégrant des particules de lubrifiant solide. Celles-ci agissent durant toute sa durée de vie, comme le montrent Hajmrle et Chilkowich [1997]. De plus, le lubrifiant est protégé d'une usure trop rapide par la matrice.

La comparaison des performances des revêtements CoCrAlYSi et CoCrAlYSiBN obtenues par Hajmrle et Chilkowich (tableau 1.16) met en évidence une baisse de dureté et de résistance mécanique du revêtement liée à l'intégration de hBN dans l'alliage de CoCrAlYSi. Il en découle une usure plus prononcée du revêtement. Cependant, le hBN

1.2. LES MATÉRIAUX IMPLIQUÉS DANS LE CONTACT AUBE / DISQUE

Tableau 1.16 – Synthèse des résultats de Hajmrle et Chilkowich [1997] concernant le CoCrAlYSi avec et sans utilisation de hBN

Revêtement		CoCrAlYSi	CoCrAlYSi-BN
Dureté	[HV _{300g}]	650	330
Résistance à la rupture	[MPa]	54,1	39,0
Coefficient de frottement initial		0,59	0,49
Coefficient de frottement final		0,36	0,36
Stabilité du coefficient de frottement		Variations légères	Stable
Usure du revêtement	[µm]	58	79
Contre-pièce :			
Dépôt (+) ou usure (-)	[µm]	12	12

entraîne une réduction du coefficient de frottement initial et une stabilisation du coefficient de frottement au cours de l'essai, ce qui correspond à la fonction de lubrifiant solide qui lui est généralement attribuée. Cependant, aucune influence sur le coefficient de frottement final ne peut être constatée. Hajmrle et Chilkowich n'évoquent pas ce point dans le texte du brevet, et ne fournissent pas non plus l'évolution du coefficient de frottement dans le cas du revêtement sans nitrure de bore hexagonal, ce qui ne permet pas l'analyse complète de ce résultat. De plus, l'effet du nitrure de bore hexagonal sur le comportement du revêtement à plus haute température ne semble pas avoir été étudié par les auteurs. Ce point présente pourtant un intérêt notable puisque les pièces en titane peuvent être soumises à des températures pouvant atteindre 600 °C d'après les auteurs.

1.2.3.4 Conclusion sur les revêtements CoCrAlYSiBN et CuNiIn

Peu d'informations sont disponibles concernant les propriétés du CoCrAlYSiBN. La littérature concernant le CuNiIn est plus riche que pour le CoCrAlYSiBN, mais son comportement sous des sollicitations autres que de fretting reste méconnu.

Le revêtement CoCrAlYSiBN présente l'avantage de ne pas endommager les pièces avec lesquelles il est en contact dans le cadre des sollicitations de fretting pour lesquelles il a été conçu. Des dépôts sur la contrepièce ont été mis en évidence, ce qui pourrait expliquer cette caractéristique. A l'inverse, le CuNiIn tend à endommager la contrepièce et à subir un dépôt de Ti6Al4V, ce qui fait que le couple de matériaux en contact change, ce qui accélère l'endommagement de la contrepièce.

Les propriétés de lubrifiant solide du nitrure de bore hexagonal présent sous forme d'inclusions dans le revêtement CoCrAlYSiBN ont probablement un rôle dans la diminution initiale du coefficient de frottement et sa stabilisation pendant le cyclage du contact. Cependant, il n'est pas certain que ce comportement positif se maintienne à plus haute vitesse. En effet, le CoCrAlYSiBN est un revêtement poreux qui a donc probablement une faible diffusivité thermique. Ceci peut entraîner une localisation de la chaleur au contact

et donc l'apparition de températures de contact aussi importantes que celles observées lors d'un contact Ti6Al4V / Ti6Al4V. Or, les propriétés du nitrure de bore hexagonal se dégradent fortement à partir de 800 °C, dans ce cas, le contact pourrait avoir un comportement très différent de celui observé à plus basse vitesse.

1.2.4 Conclusions sur les revêtements étudiés

Les propriétés du revêtement MAO varient fortement en fonction du choix des paramètres de traitement, notamment de l'électrolyte. Ceci fait qu'il est difficile de déterminer des caractéristiques, même grossières, du revêtement étudié. En effet, la détermination des paramètres de traitement est l'objet d'une étude simultanée à la présente thèse. Malgré ces difficultés, certaines informations importantes ont été déterminées concernant l'effet du traitement sur le comportement tribologique. Le revêtement MAO peut permettre de réduire de manière notable le coefficient de frottement et l'usure. Cependant, du fait de leur composition à base de céramiques, les revêtements testés ont tendance à dégrader la contrepièce, ce qui est indésirable dans l'application au pied d'aube de turboréacteur considérée. Plusieurs pistes sont proposées pour supprimer cet effet néfaste et poursuivre la réduction du coefficient de frottement, comme l'utilisation de revêtements polis ou duplex. L'étude de ces pistes pourrait être intéressante dans le cadre d'une étude ultérieure, cependant, durant cette étude, un revêtement MAO « conventionnel » sera traité.

Le CoCrAlYSiBN et le CuNiIn, revêtements anti-fretting, sont peu documentés. Dans le cas de sollicitations de type fretting, le CuNiIn a tendance à endommager la contrepièce tandis que le CoCrAlYSiBN joue un rôle protecteur à la fois pour son substrat mais aussi pour la contrepièce sur laquelle il se dépose. Il convient de noter que le CuNiIn est prévu pour être utilisé combiné à un vernis lubrifiant, ce qui fait que les études de son comportement sans ce composant ne sont pas représentatives des conditions usuelles de service, mais plutôt des conditions de service après un défaut de maintenance. Le nitrure de bore hexagonal présent sous forme d'inclusions dans le CoCrAlYSiBN a un rôle de lubrifiant solide et a donc probablement un rôle dans la protection de la contrepièce.

Cependant, comme le CoCrAlYSiBN et le CuNiIn sont des revêtements poreux, il est probable qu'ils causent une localisation de la chaleur au contact et donc l'apparition de températures de contact aussi importantes que celles observées lors d'un contact Ti6Al4V / Ti6Al4V. Dans le cas du CoCrAlYSiBN, de telles températures nuiraient sans doute au comportement du nitrure de bore hexagonal, qui voit ses propriétés tribologiques se dégrader fortement à partir de 800 °C. Le contact à haute vitesse pourrait donc avoir un comportement très différent de celui observé à plus basse vitesse.

1.3 Notions essentielles de frottement sec

1.3.1 Le frottement, qu'est-ce que c'est ?

1.3.1.1 Définition du frottement

Le contact en un point A entre deux solides S1 et S2 permet la transmission d'un effort entre ces solides. On appelle l'effort transmis par S1 à S2 $\vec{R}_{S1 \rightarrow S2}$ et l'effort réciproque $\vec{R}_{S2 \rightarrow S1}$. Dans le cas d'un contact parfait (figure 1.33a), ces efforts sont orientés, quel que soit le mouvement relatif de ces solides, selon la normale au plan de contact (plan tangent commun à S1 et S2). Dans le cas d'un contact avec frottement (figure 1.33b), un effort incliné par rapport à la normale au contact peut être transmis. L'angle d'inclinaison est inférieur ou égal à un angle φ . Celui-ci étant atteint lorsque les solides sont adhérents à la limite du glissement ou en mouvement. Deux composantes de cet effort peuvent être définies, l'une normale ($\vec{N}_{S2 \rightarrow S1}$) et l'autre tangentielle ($\vec{T}_{S2 \rightarrow S1}$) au plan de contact. Cette dernière, aussi appelée force de frottement, s'oppose au déplacement de S1 par rapport à S2.

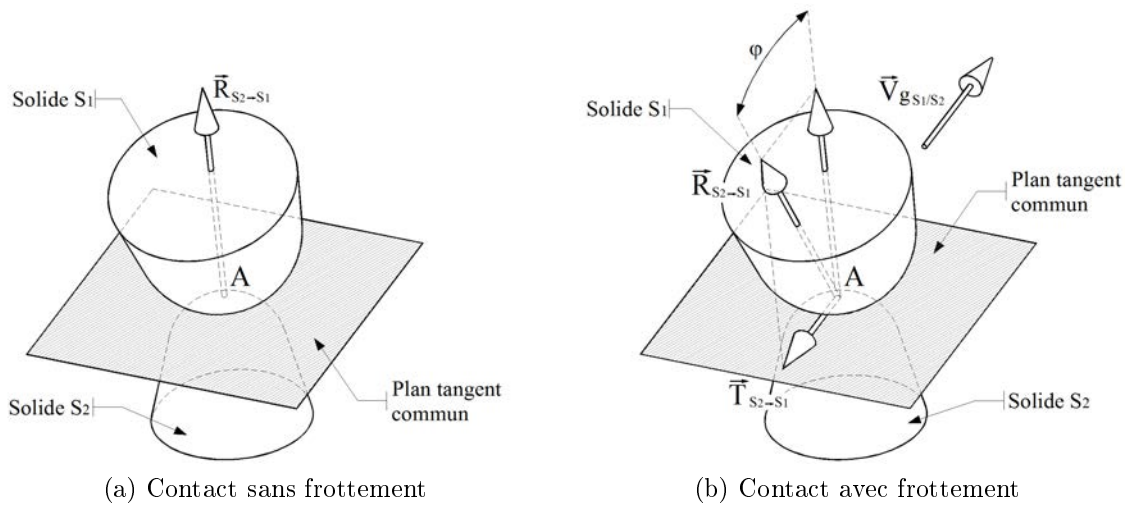


FIGURE 1.33 – Représentation d'un contact entre surfaces quelconques [Philippon 2004]

1.3.1.2 Importance du frottement

Le frottement joue un rôle crucial dans le fonctionnement du monde tel que nous le connaissons. En effet, il permet la transmission d'efforts tangentiels à des surfaces et donc le déplacement de la plupart des êtres vivants et de nombreux véhicules. Par exemple, grâce à ce phénomène, un véhicule peut transmettre, par l'intermédiaire de ses roues, un

effort de propulsion ou de direction au sol, ce qui lui permet, par réaction, d'avancer ou de tourner. Il permet aussi de dissiper de l'énergie, comme par exemple dans le cas d'un frein ou d'un amortisseur. Il a cependant des effets nuisibles. Une partie de ces effets sont liés à la capacité de transmission de l'énergie qu'il possède, dans le cas d'un véhicule en mouvement rectiligne uniforme, la totalité de l'énergie produite par le système de propulsion sert à compenser les pertes causées par les frottements. Ainsi, Holmberg *et al.* [2012] estiment (figure 1.34) qu'au cours de l'utilisation d'un véhicule personnel, plus de 85 % de l'énergie mécanique est dissipée en frottements indésirables, dont la moitié provient de frottements internes au véhicule (dans le moteur et la transmission). Le frottement engendre par ailleurs généralement un échauffement et une usure des pièces impliquées.

L'étude du frottement afin d'optimiser la conception des systèmes s'avère donc cruciale, non seulement pour optimiser l'utilisation de l'énergie dans un système, mais aussi sa fiabilité. Concernant la propulsion aéronautique, cela se traduit d'une part par une réduction de la consommation de carburant (et donc une augmentation de l'autonomie ou de la charge utile), mais aussi par une réduction des risques de casse moteur, qui peuvent avoir des conséquences catastrophiques.

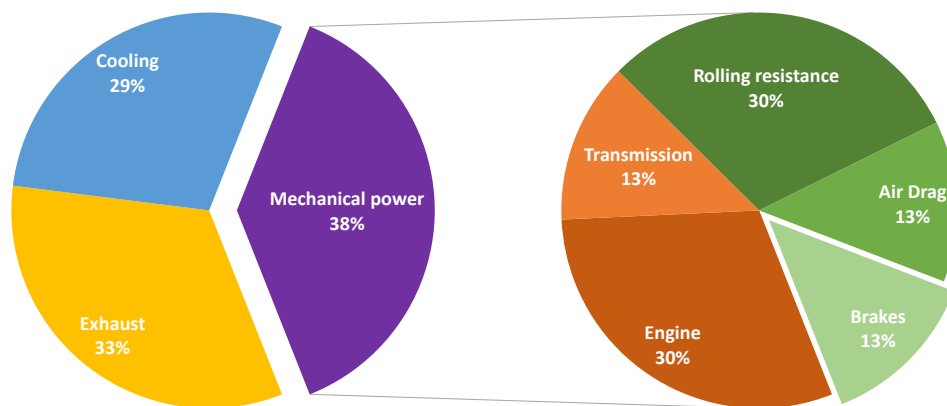


FIGURE 1.34 – Répartition de l'énergie du carburant dans un véhicule personnel d'après Holmberg *et al.* [2012]

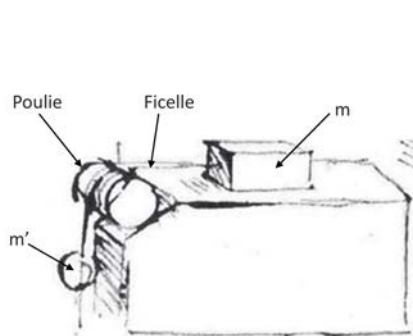
1.3.2 Paramètres influents à grande vitesse de glissement

Afin de mieux envisager le concept de frottement, il est nécessaire de considérer l'évolution de ce concept depuis les débuts de la tribologie (lit. « science du frottement »). Une synthèse est réalisée à partir des travaux de Philippon [2004]. La notion de frottement a été étudiée pour la première fois par Léonard de Vinci en 1499. En se basant

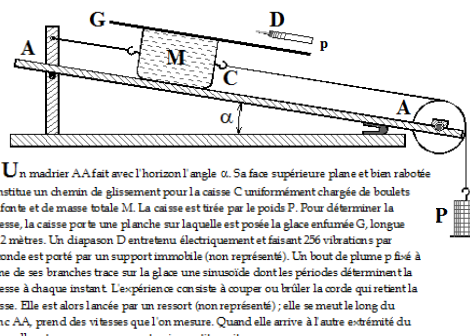
1.3. NOTIONS ESSENTIELLES DE FROTTEMENT SEC

sur des masses (la notion de force n'étant formalisée par Newton qu'en 1687), il réalise des expériences (voir tribomètre utilisé figure 1.35a) dans lesquelles il exerce à l'aide d'un filin et d'une poulie en bois une traction sur une masse m avec une masse m' . Il en tire les conclusions suivantes :

1. L'étendue des surfaces de contact n'a pas d'impact sur le frottement,
2. Plus les corps sont polis et lubrifiés, plus le frottement est faible,
3. Pour un corps poli et lubrifié, la résistance au frottement est proportionnelle à la charge,
4. Sur un plan horizontal dont la surface est polie, tout corps éprouve une résistance de frottement égale au quart de son poids.



(a) Tribomètre de L. De Vinci [Marder 2004]



(b) Tribomètre de Coulomb [Philippon 2004]

FIGURE 1.35 – Premiers tribomètres

Léonard De Vinci donne donc une première valeur de la force de frottement F_T de $1/4$ du poids de l'objet considéré lorsque le plan sur lequel il frotte est poli et lubrifié. Plusieurs valeurs de F_T sont utilisées par la suite, mais il faut attendre les travaux de Coulomb en 1781 (réalisés à l'aide du tribomètre présenté figure 1.35b) pour introduire la notion de coefficient liant l'effort normal à l'effort tangentiel qui soit dépendant des matériaux considérés. Il nomme ce coefficient « coefficient de frottement » défini comme $\mu = F_T/F_N$. Il distingue deux coefficients de frottement μ_0 et μ définis par deux angles ϕ_0 et ϕ (voir figure 1.36). Le premier (μ_0) est appelé coefficient de frottement statique ou coefficient d'adhérence et est défini par $\mu_0 = \tan(\phi_0) = F_{T0}/F_N$ avec F_{T0} l'effort nécessaire à la mise en mouvement. Le second (μ) est nommé « coefficient de frottement de mouvement » et est défini par $\mu = \tan(\phi) = F_T/F_N$ avec F_T l'effort nécessaire au maintien du mouvement.

Coulomb conclut de son étude que le frottement sec est :

1. Proportionnel à la force exercée par l'un des corps sur l'autre,
2. Indépendant de l'étendue des surfaces de contact,

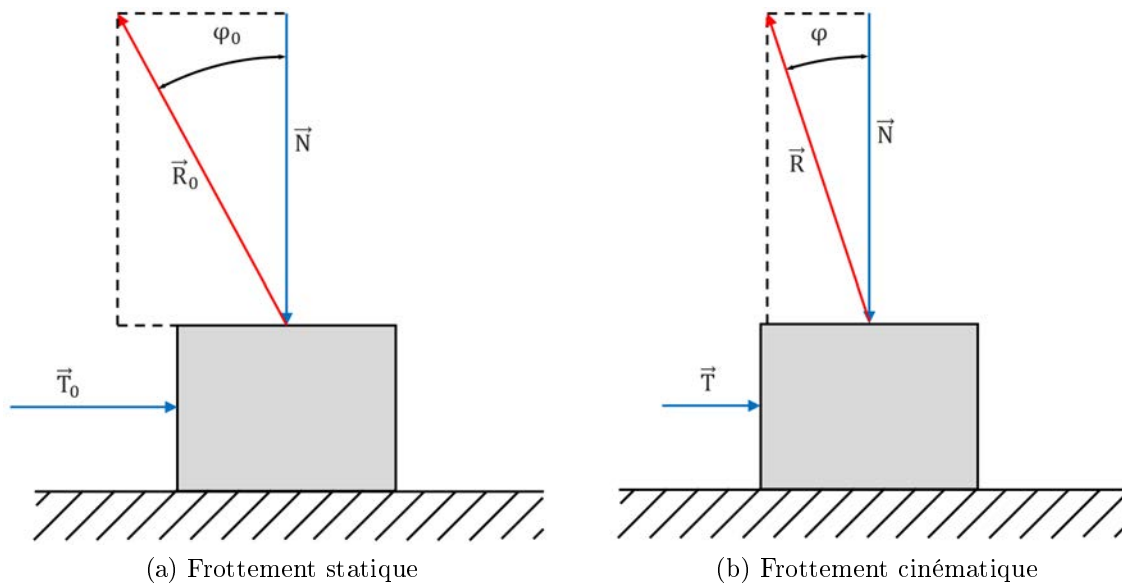


FIGURE 1.36 – Cas de frottement

3. Indépendant de la vitesse de glissement.

Si les deux premières lois de Coulomb (confirmées par Morin en 1835) sont encore largement admises, les développements des moyens expérimentaux à partir du $XIX^{\text{ème}}$ siècle ont permis d'invalider la troisième et de mettre en évidence l'influence de la vitesse et d'autres paramètres.

1.3.2.1 La rugosité

Différents mécanismes ont été détectés comme causes du frottement. Le premier mécanisme auquel a été attribué le frottement est l'engrènement des aspérités présentes sur chacune des deux surfaces de contact. Amontons (en 1699) puis De Camus (en 1722), Euler (1748) et Coulomb (1781) estimaient que les surfaces des corps frottants étaient garnies d'aspérités qui se comportent comme des obstacles inclinés qu'il faut franchir (figure 1.37).

En 1911, Chwolson complète cette théorie en proposant l'existence d'un phénomène d'adhésion venant s'ajouter à la collision décrite précédemment. Cette adhésion donne lieu à des transferts de matière lorsque la résistance de la liaison est supérieure à celle de l'un des deux corps. Ceci modifie non seulement les rugosités impliquées dans le frottement mais aussi le couple local de matériaux, ce qui rend l'étude particulièrement complexe.

En 1950, Bowden et Tabor [1950] montrent que la surface de contact réelle n'est pas la surface apparente. En effet, cette surface réelle est créée par le contact des aspérités des deux surfaces impliquées dans le contact. Ces aspérités sont réparties de manière aléatoire

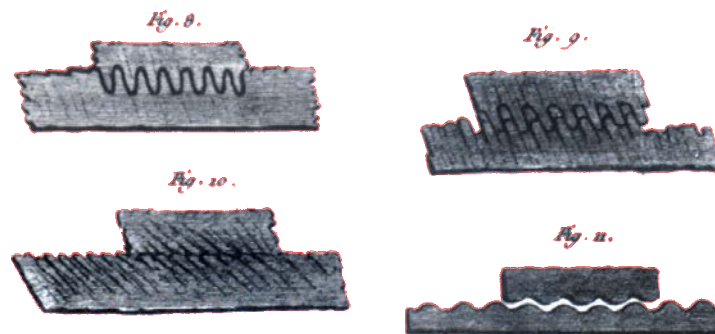


FIGURE 1.37 – Mécanisme du frottement d'après Coulomb

et non homogène sur les deux surfaces. La surface de contact réelle sera donc dépendante *a minima* de la position relative des aspérités, variable au cours du temps. Si la surface de contact effective n'a pas d'influence directe sur la valeur du coefficient de frottement (deuxième loi de Coulomb), elle influe sur la pression réelle de contact, $p_{\mathbb{R}}(t)$. Ainsi, en supposant la pression uniformément répartie sur $s_{\mathbb{R}}(t)$, et avec une surface et une pression de contact apparentes S et p ,

$$p_{\mathbb{R}}(t) = p \cdot \frac{S}{s_{\mathbb{R}}(t)} \quad \text{avec} \quad s_{\mathbb{R}}(t) \leq S$$

La mesure de la résistance électrique de l'interface permet à Bowden et Tabor d'estimer la surface réelle de contact et de mettre en évidence sa dépendance à la charge (figure 1.38).

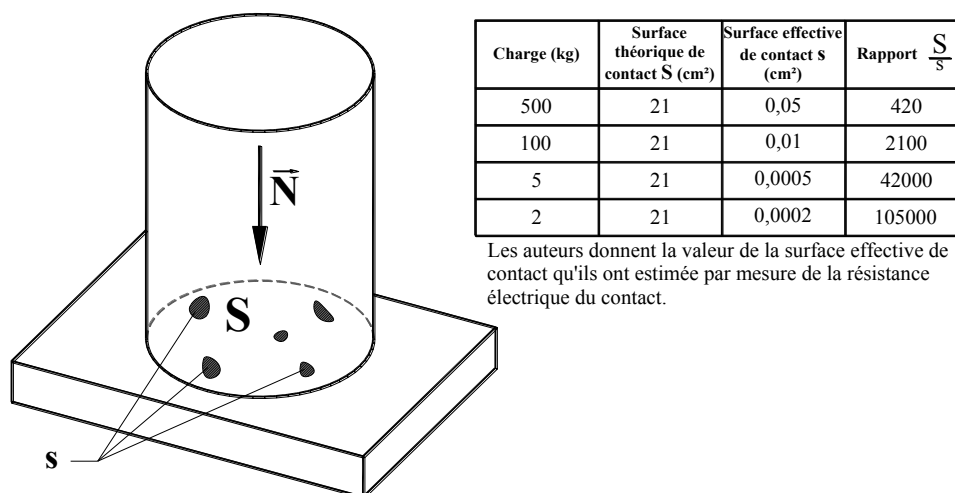


FIGURE 1.38 – Surface apparente et effective pour un couple de matériaux [Bowden et Tabor 1950]

Sous l'effet du mouvement, une élévation de température apparaît au niveau de la surface effective. Celle-ci, combinée à la pression importante entraîne la formation de

« micro-soudures » entre les matériaux en contact. La poursuite du glissement impose donc qu'ait lieu une rupture. Si la résistance des soudures est inférieure à celle des deux matériaux, alors elles se rompent et les surfaces des corps sont peu dégradées. On parle alors de frottement « par cisaillement ». Par contre, si l'un des matériaux a une résistance plus faible que celle des soudures, c'est lui qui rompt et un transfert du corps le plus doux sur le plus dur a lieu. C'est le frottement « par soudure ». Dans ce dernier mode de frottement, il arrive que les soudures aient une résistance supérieure aux deux matériaux. Dans ce cas, il peut arriver qu'une partie des ruptures aient lieu dans le corps le plus dur, selon la configuration des aspérités impliquées.

En modifiant cette conception du contact pour considérer que seule une partie $s_{adh} = f_{adh.} \cdot s_{\mathbb{R}}$ de la surface réelle de contact $s_{\mathbb{R}}$ est adhésive ($f_{adh.}$ est la fraction d'aspérités adhésives, considérée constante), le coefficient de frottement peut être défini par l'équation 1.4 dans laquelle S et p sont la surface de contact et la pression normale apparentes et τ est la contrainte de cisaillement des aspérités.

$$\mu = \frac{F_N}{F_T} = \frac{\tau \cdot s_{adh}}{p \cdot S} = \frac{\tau \cdot f_{adh.} \cdot s_{\mathbb{R}}}{p_{\mathbb{R}} \cdot s_{\mathbb{R}}} = \frac{\tau \cdot f_{adh.}}{p_{\mathbb{R}}} \quad (1.4)$$

Molinari *et al.* [1999], considérant que la surface réelle de contact est la surface obtenue par déformation plastique des aspérités lors de l'application du chargement normal, estiment que la pression de contact réelle au niveau des aspérités est égale ou légèrement inférieure à la limite élastique σ_y du matériau le plus doux $p_{\mathbb{R}} = \tilde{\omega} \cdot \sigma_y$ ($\tilde{\omega}$ est une constante inférieure à, mais proche de, 1). Ils définissent donc le coefficient de frottement par la formule 1.5.

$$\mu = \frac{f_{adh.}}{\tilde{\omega}} \cdot \frac{\tau}{\sigma_y} \quad (1.5)$$

Comme $f_{adh.}$ et $\tilde{\omega}$ sont des constantes, le coefficient de frottement ne dépend plus que du rapport $\mu_{Mol.} = \tau/\sigma_y$. Les auteurs considèrent que la limite élastique en compression σ_y est une constante et que le coefficient de frottement ne dépend que de la valeur de la contrainte de cisaillement, qui elle-même dépend des conditions de cisaillement des aspérités $\tau(\gamma, \dot{\gamma}, \Theta, t)$. La température Θ dépend de la dissipation du travail de frottement sous forme de chaleur au niveau du contact et est donc influencée non seulement par la valeur de τ , et la vitesse de glissement, mais aussi par les propriétés thermiques des matériaux, la géométrie et la distribution des aspérités. On peut noter que la limite élastique en compression est influencée par la température. Il serait donc plus prudent de définir $\mu_{Mol.}$ tel que dans l'équation 1.6.

$$\mu = \frac{f_{adh.}}{\tilde{\omega}} \cdot \mu_{Mol.} \quad \text{avec} \quad \mu_{Mol.} = \frac{\tau(\gamma, \dot{\gamma}, \Theta, t)}{\sigma_y(\Theta)} \quad (1.6)$$

A partir des démarches précédentes, il est possible de considérer que la connaissance de la topographie de surface des pièces et de leur position relative permettrait théoriquement de calculer, au moins numériquement, la taille et le nombre des surfaces de contact entre les pièces. Cette démarche, exige des ressources de calcul importantes, aussi des démarches analytiques basés sur le comportement d'une distribution statistique de la topographie de la surface existent comme celle développée par Greenwood et Williamson [1966]. Cependant, celles-ci ne peuvent être appliquées aux contacts à grande vitesse alors qu'à faible vitesse, l'état de surface initial évolue lentement pendant le frottement. Lim *et al.* [1989] ont montré qu'au delà d'une certaine vitesse (1 m/s pour le couple acier-acier qu'ils étudient), l'état de surface des pièces est fortement modifié par le processus de frottement et que le coefficient de frottement ne dépend plus que des conditions de l'essai : la pression de contact apparente et la vitesse.

1.3.2.2 Pression de contact

Avant les observations de Lim *et al.* [1989] décrites précédemment, l'hypothèse de Coulomb concernant l'indépendance du coefficient de frottement vis à vis de la pression de contact avait été remise en cause. Bochet en 1858 s'est ainsi intéressé à l'effet de la surface de contact sur le coefficient de frottement et a proposé l'existence d'une surface (et donc d'une pression) de contact critique pour laquelle le coefficient de frottement est minimal. Si l'existence de cette pression de contact critique ne semble pas avoir été vérifiée ultérieurement, la littérature s'accorde quand à la réduction du coefficient de frottement causé par l'augmentation de la pression de contact apparente. Par exemple, Montgomery [1976] dans ses travaux, observe cette décroissance du coefficient de frottement en augmentant la pression (voir figure 1.39).

A partir de la définition du frottement de Molinari *et al.*, le comportement observé par Montgomery peut être expliqué. La surface effective de contact $s_{\mathbb{R}}$ dépend de la charge. Selon les résultats obtenus par Bowden et Tabor pour un couple de matériaux, le rapport $S/s_{\mathbb{R}}$ est inversement proportionnel à la charge, donc à la pression apparente. Dans une certaine mesure, l'augmentation de la charge n'est donc pas perceptible à l'échelle microscopique, car l'augmentation de la pression apparente est compensée par la diminution du rapport $S/s_{\mathbb{R}}$. Cependant, pour des charges très élevées, le rapport $S/s_{\mathbb{R}}$ tend vers 1 et on a :

$$p_{\mathbb{R}} \approx p \geq \sigma_y$$

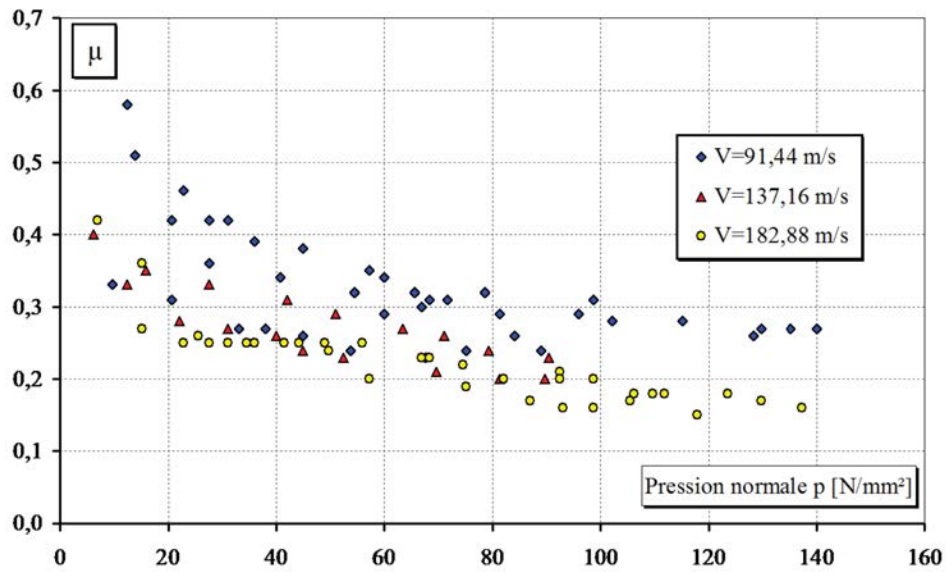


FIGURE 1.39 – Effet de la pression normale apparente sur le coefficient de frottement pour un contact laiton-acier [Philippon 2004]

L'hypothèse de quasi-constance de la pression réelle n'est plus vérifiée et cette dernière devient très proche de la pression apparente, d'où une dépendance du coefficient de frottement à la pression de contact $\mu = f_{adh.} \cdot \tau_y / p_{\mathbb{R}} \approx f_{adh.} \cdot \tau_y / p$.

Outre cet effet purement mécanique, un effet thermomécanique doit être considéré. La puissance (surfactive) de frottement $\dot{W} = \mu \cdot p \cdot v$ est majoritairement dissipée sous forme de chaleur, ce qui se traduit par une augmentation de la température entraînant, par adoucissement des matériaux, une diminution du terme τ et donc du coefficient de frottement. Si l'élévation de température est suffisante, elle peut conduire à l'apparition « d'un film lubrifiant de matériau fondu » [Montgomery 1976] à l'interface entre les deux solides (voir figure 1.40). L'apparition de ce troisième corps diminue la valeur du coefficient de frottement pour les contacts acier/acier [Philippon *et al.* 2003]. Même si ce film de métal fondu réduit considérablement le frottement, il affecte par contre de manière importante l'intégrité des surface des deux solides.

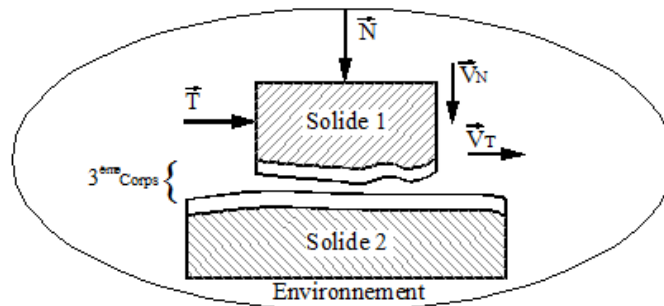


FIGURE 1.40 – Troisième corps à l'interface entre les solides [Philippon 2004]

1.3.2.3 Vitesse de glissement

Un siècle avant les expériences de Lim *et al.* [1989], l'hypothèse de Coulomb concernant l'indépendance du coefficient de frottement vis à vis de la vitesse de glissement avait déjà été remise en cause, notamment par Kimball [1877] qui propose une évolution du coefficient de frottement suivant l'allure présentée figure 1.41a. Il constate en effet que le coefficient de frottement, augmente rapidement jusqu'à une certaine vitesse v_m puis décroît pour atteindre une valeur limite au-delà d'une certaine vitesse.

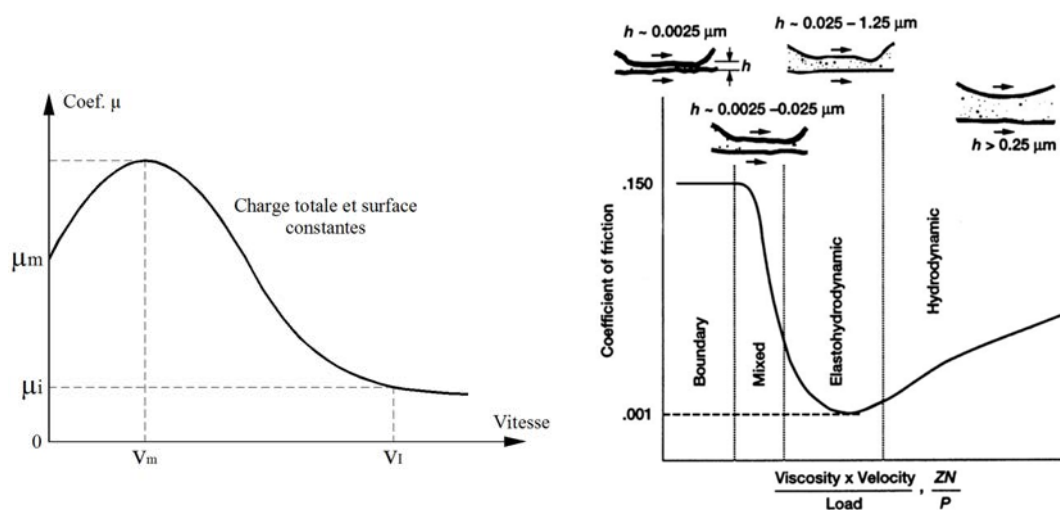
Depuis, de nombreuses études ont confirmé ce comportement dans le cas de matériaux métalliques [Bowden et Freitag 1958, Bowden et Persson 1961, Montgomery 1976, Lim *et al.* 1989, Prakash 1995, Philippon *et al.* 2003, Arnoux *et al.* 2011, Lodygowski *et al.* 2011], y compris dans le cas du contact entre alliages de titane [Chassaing *et al.* 2015]. La diminution du coefficient de frottement à haute vitesse s'explique par le mécanisme d'adoucissement thermique mis en évidence précédemment : augmenter la vitesse de glissement augmente le travail de frottement instantané et donc la température de contact, ce qui cause l'adoucissement des matériaux.

Divers auteurs ont proposé des expressions du coefficient de frottement en fonction de la vitesse de glissement. On peut noter celle d'Ettles [1986] pour qui le coefficient de frottement est proportionnel à $1/\sqrt{v}$ à partir d'une vitesse suffisante pour pouvoir considérer la théorie de Blok [1937]. Au delà d'une certaine vitesse, un film de métal fondu (ou quasi-fondu) apparaît et lubrifie le contact, stabilisant le coefficient de frottement. Ceci a été observé par plusieurs auteurs, parmi lesquels peuvent être cités Bowden et Persson [1961], Montgomery [1976], Philippon *et al.* [2003] et Chassaing *et al.* [2014].

L'évolution observée par Kimball se limite au frottement immédiat (dit « sec »). Dans le cas de frottement médiateur (ou « lubrifié »), la présence d'une couche de lubrifiant d'épaisseur liée à la vitesse de glissement modifie le comportement du contact. L'influence de la vitesse de glissement sur le régime de lubrification, caractérisée par Stribeck en 1902 (figure 1.41b), rend inapplicables les lois « de Coulomb », pertinentes dans le cas du frottement sec, comme l'indique Hirn [1855].

1.3.2.4 La température, paramètre régissant les mécanismes de contact

L'analyse de l'influence de la vitesse, de la pression, et même de la rugosité met en évidence le rôle de la température de contact sur le comportement du contact. En 1937, Bowden démontre que le travail de frottement génère à la surface un gradient de température qui peut être très important si les conditions sont sévères (vitesse et pression élevées). La durée de vie des éléments de la surface de contact effective est très courte



(a) Frottement immédiat (ou sec) [Kimball 1877] (b) Régimes de lubrification mis en évidence par Stribeck en frottement médiateur, d'après Jones et Jansen [2000]

FIGURE 1.41 – Influence de la vitesse de glissement sur le coefficient de frottement

car ils résultent du contact temporaire entre certaines aspérités des deux surfaces. Les températures locales au niveau de ces éléments de surface sont appelées « températures flash » et peuvent, malgré leur durée de vie extrêmement courte, engendrer localement des modifications de la surface : modification de la microstructure, diffusion, oxydation voir fusion. Ces effets modifient le comportement du contact : d'une part les propriétés des matériaux sont modifiées et d'autre part la formation d'une phase liquide ou d'oxydes peut avoir un effet en participant à la formation d'un troisième corps qui peut modifier le mode de frottement.

1.3.3 Conséquences du frottement sur les éléments en contact

L'analyse des paramètres influant sur le frottement à grande vitesse a mis en évidence le rôle joué par la température d'interface sur l'évolution du coefficient de frottement, et donc de l'effort de frottement. Si ces facteurs ne sont pas directement synonymes d'endommagement, ils ont une influence forte sur les altérations des matériaux en contact qui peuvent apparaître. La connaissance des altérations, engendrées par une sollicitation tribologique est importante pour déterminer le comportement d'un contact ou d'une pièce.

Le frottement de deux composants entraîne des conséquences sur ceux-ci au niveau et au voisinage de la zone de contact. Ces conséquences peuvent être classées selon six catégories qui sont représentées en figure 1.42. Le plus souvent, l'altération des composants est issue du concours de plusieurs de ces mécanismes.

Les contacts sont généralement décrits d'un point de vue technique en fonction de

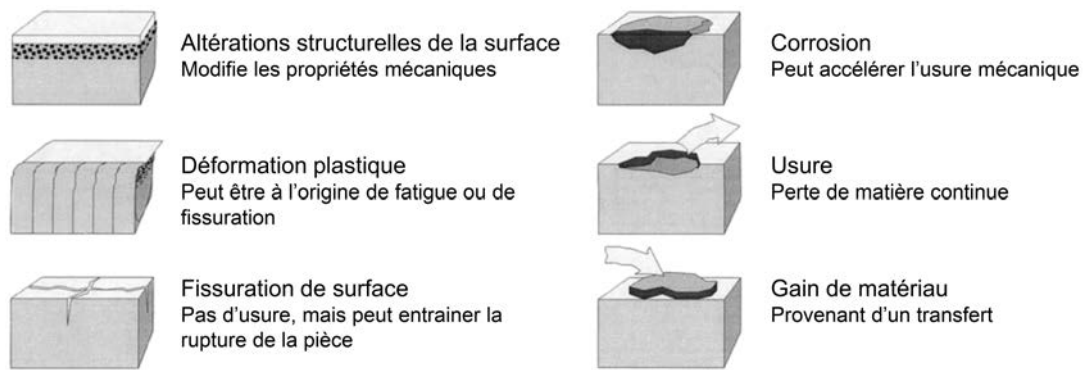


FIGURE 1.42 – Classification des différents types d'endommagement de surface, d'après Axén *et al.* [2000]

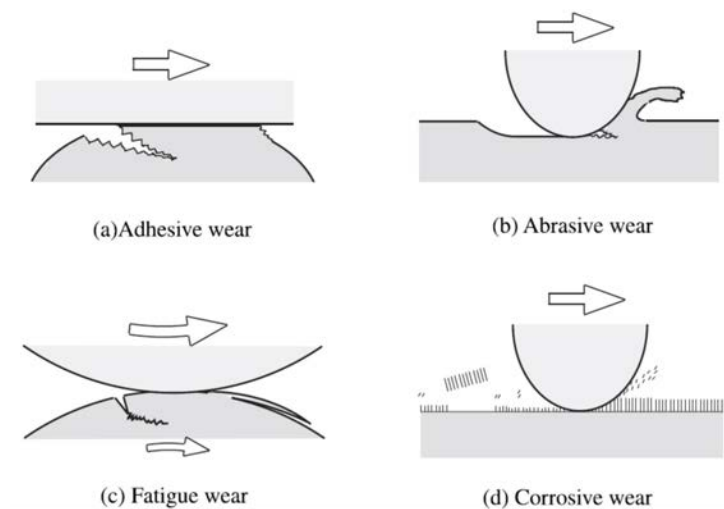


FIGURE 1.43 – Les quatre principaux mécanismes d'usure [Kato et Adachi 2000]

la configuration des corps impliqués. Ainsi, dans ce type de description, la distinction est faite entre roulement, glissement, fretting, impact et action de particules en suspension. Cependant, si d'un point de vue technique ces descriptions sont pertinentes puisqu'elles représentent le mode d'utilisation des composants, elles ne représentent pas l'usure de manière scientifique.

Pour considérer l'usure du point de vue du contact, une première description est la sévérité de celui-ci : le contact peut être élastique ou plastique. Cependant, la distinction la plus généralement utilisée considère cinq modes d'usure en fonction du mécanisme mis en jeu :

1. l'usure adhésive (figure 1.43.a),
2. l'usure abrasive (figure 1.43.b),
3. l'usure par fatigue (figure 1.43.c),
4. l'usure par corrosion (figure 1.43.d),
5. l'usure par fusion (non représentée en figure 1.43).

Les modes d'usure ont des mécanismes d'activation et d'action qui peuvent être complexes et qui sont extrêmement difficile à prédire dans le cas d'un couple de matériaux dont les propriétés thermomécaniques ne sont pas bien connues, aussi une description plus étendue de ceux-ci n'est pas utile dans ce chapitre.

1.3.4 Spécificités liées à la tribologie des revêtements

Les revêtements introduisent des mécanismes tribologiques qui leurs sont particuliers. D'une manière générale, d'après Holmberg et Matthews [2000] et Holmberg *et al.* [2007], les paramètres principaux influençant le comportement tribologique (de la manière indiquée par la figure 1.44) sont :

1. La dureté relative du substrat et du revêtement,
2. L'épaisseur du revêtement,
3. La rugosité de surface,
4. La taille et la dureté des débris présent au contact, quelle que soit leur origine.

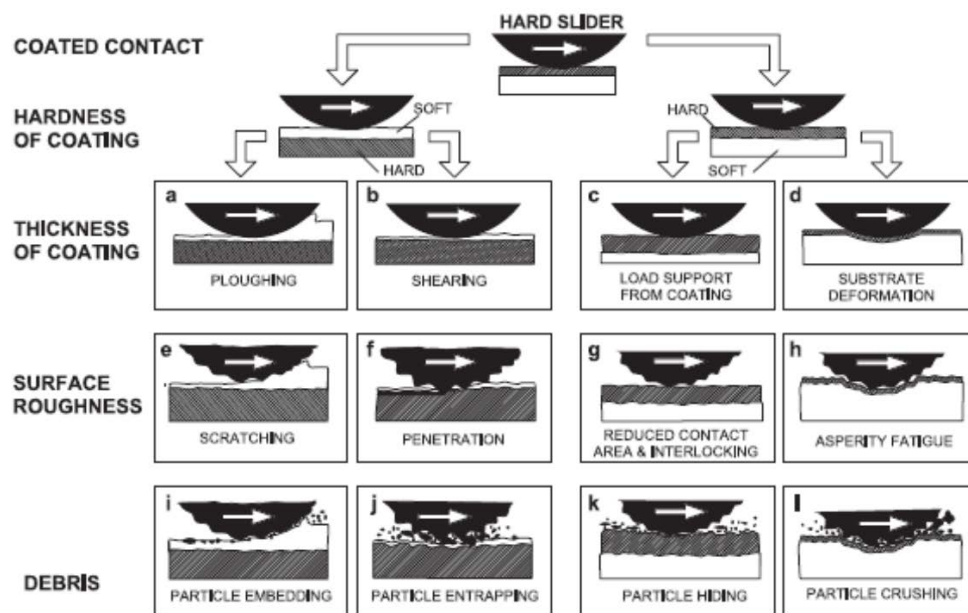


FIGURE 1.44 – Conditions d'apparition de différents mécanismes qui influencent le comportement tribologique de revêtements [Holmberg et Matthews 2000]

Ramalingam et Zheng [1995] modélisent analytiquement les revêtements fins (épaisseur inférieure à $15\mu\text{m}$) et mettent en évidence le rôle des propriétés du revêtement et du substrat ainsi que de l'interface (topographie et propriétés mécaniques) sur le comportement tribologique de la structure. Ces modèles analytiques se basent sur une homogénéisation des matériaux. Mais Holmberg *et al.* [2014] montrent l'importance de la microstructure sur le comportement tribologique des revêtements et la nécessité de la

modélisation numérique pour une représentation pertinente de ce comportement (voir figure 1.45). Les revêtements qui présentent une microstructure hétérogène à l'échelle du contact entraînent l'apparition d'un champ de contraintes qui diffère fortement d'un matériau homogénéisé de propriétés mécaniques macroscopiques similaires (figure 1.45a). Cet effet est d'autant plus important que les hétérogénéités sont de taille importante relativement au contact (la figure 1.45 présente des microstructures de taille d'hétérogénéité croissante de a à c). Ramalingam et Zheng [1995] expliquent par ailleurs que dans le cas de revêtements épais (épaisseur supérieure à $10\text{ }\mu\text{m}$), ceux-ci se comportent comme des « plaques » et peuvent, à l'échelle du contact, transmettre des efforts dans le plan et non plus uniquement dans l'épaisseur. Le contact se complexifie donc ainsi que l'influence de la microstructure des revêtement.

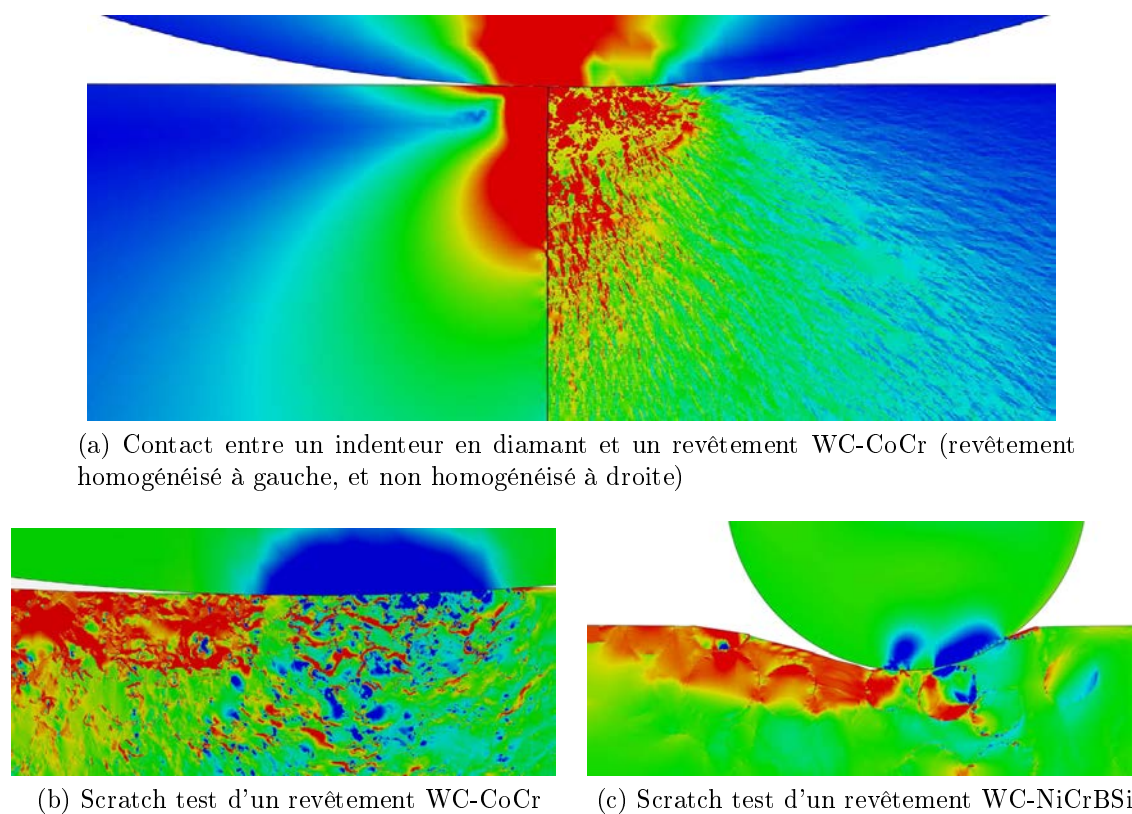


FIGURE 1.45 – Importance de la microstructure sur le comportement du revêtement [Holmberg *et al.* 2014] : première contrainte principale pour différents modèles de microstructure

Les revêtements présentent donc un comportement tribologique influencé par leur microstructure, leur épaisseur, les propriétés de leur substrats... En fonction de leur microstructure et de leur épaisseur, il peut être impossible de traiter un revêtement comme un matériau massif. De plus, des mécanismes spécifiques peuvent apparaître. Par exemple, étant donné la nature « céramique » du revêtement MAO, il sera probablement plus dur que le substrat Ti6Al4V. L'application d'un chargement important sur la surface causera

la déformation du substrat et donc du revêtement. Comme ce dernier, du fait de sa plus grande dureté, est peu souple, il pourra être fissuré sous l'effet de la déformation. Ce type de mécanisme n'est possible que dans le cas d'un revêtement et non d'un matériau massif.

1.4 Synthèse et conclusion

L'étude du frottement est une problématique complexe, particulièrement dans les conditions extrêmes de pression et de vitesse liées au contexte technique de la liaison aube-disque de rotor de turboréacteur en cas d'ingestion de corps étranger.

L'analyse des matériaux impliqués dans ce contact a été effectuée en considérant leurs propriétés mécaniques, thermiques et leur comportement tribologique. La microstructure et les propriétés du Ti6Al4V évoluent de manière importante avec la température, or, celle-ci évolue grandement au cours du contact, la prise en compte de cette évolution est donc nécessaire pour une bonne compréhension des phénomènes mis en jeu. Le scénario d'endommagement proposé explique les observations effectuées lors du contact Ti6Al4V / Ti6Al4V. Cependant, ce scénario est particulier à ce couple et une simple généralisation aux autres couples de matériaux ne peut être effectuée. En effet, les études portant sur les deux autres matériaux montrent une grande différence de structure et de propriétés de ceux-ci par rapport à celles du Ti6Al4V. La littérature reste néanmoins pauvre quant aux propriétés des revêtements et quant au comportement des matériaux en fonction des sollicitations mécaniques et tribologiques. De plus, les propriétés tribologiques de ces revêtements sont généralement évaluées par des essais de fretting qui ne sont pas représentatifs du frottement en condition de glissement total.

La considération des notions liées au frottement en conditions sévères a en effet révélé que le frottement à grande vitesse obéissait à des mécanismes différents du frottement à basse vitesse. A grande vitesse, le comportement du coefficient de frottement dépend non seulement de la vitesse de glissement et de la pression de contact apparente, mais aussi de la température d'interface atteinte pendant le frottement. Celle-ci influence le frottement en modifiant les propriétés des matériaux en contact, notamment par adoucissement thermique, aussi il est important de pouvoir l'estimer à partir des propriétés thermiques de matériaux pour pouvoir comprendre les phénomènes qui seront observés. Par ailleurs, l'étude du coefficient de frottement μ n'étant pas le seul objet de cette étude et de la tribologie en général, des notions concernant l'endommagement des matériaux sous l'effet du frottement ont été introduites. Elles mettent en évidence les mécanismes d'usure (usure adhésive, abrasive, par fatigue, et par corrosion) pouvant s'activer durant le contact. Comme les matériaux considérés sont des revêtements, les paramètres spécifiques à ce type de matériaux ont également été présentés. Il a ainsi été souligné les revêtements fortement hétérogènes à l'échelle de leur épaisseur pouvaient fortement modifier localement le champ de contraintes.

Les problématiques soulevées sont donc liées d'une part à la connaissance des matériaux impliqués dans le contact et d'autre part à l'évaluation de leur comportement

tribologique.

Ces travaux de thèse ont pour but, d'évaluer le comportement d'un revêtement appliqué au contact pied d'aube - disque de rotor dans le cas des sollicitations tribologiques sévères causées par l'ingestion d'un corps étranger. Un glissement dans des conditions de pression et de vitesse atteignant respectivement 300 MPa et 60 m/s seront considérées pour cette étude qui étudiera l'influence, sur le comportement du contact, de la vitesse de glissement et de la pression de contact.

Afin de répondre à cette problématique, la démarche d'étude est donc chronologiquement la suivante :

Choix et adaptation des outils de mesure. Le choix et l'adaptation aux conditions d'essai d'un tribomètre permettant la mesure des efforts pendant des durées d'interaction extrêmement courtes sera effectuée, ainsi que la présentation des moyens d'analyse des endommagements.

Étude du comportement des revêtements de référence. Le comportement tribologique des revêtements CuNiIn et CoCrAlYSiBN sera étudié et un scénario de frottement sera proposé pour expliquer les observations.

Étude du comportement du revêtement MAO. Le comportement tribologique de ce revêtement sera étudié et un scénario de frottement sera proposé pour expliquer les observations.

Étude de l'influence du revêtement sur le comportement du contact. A partir des observations concernant le comportement, en frottement sévère, des couples de matériaux de référence, l'influence de la nature du revêtement sur le comportement du contact sera étudiée. Suite à la mise en évidence d'un comportement tribologique inadapté du revêtement MAO, la démarche d'analyse sera concentrée sur les revêtements « de référence ».

Un modèle sera proposé afin de mettre en relation le comportement macroscopique de ces couples tribologiques à leurs propriétés et aux altérations observées. Il visera à étendre le domaine de validité des résultats expérimentaux obtenus à d'autres matériaux et conditions de frottement. Ce développement sera effectué à partir des travaux effectués au sujet du revêtement CoCrAlYSiBN, une attention particulière devant être portée à l'obtention des propriétés de ce revêtement. De manière plus générale, l'influence du choix du revêtement sur les mécanismes tribologiques activés au niveau du contact sera mise en évidence par une démarche comparative basée sur les résultats obtenus avec les deux revêtements de référence et sur la littérature.

En conclusion, les principaux résultats obtenus seront rappelés en les mettant en perspective des problématiques industrielles soulevées.

Dans le but de clarifier les résultats obtenus et leurs interprétations, les études des revêtements de référence et du revêtement MAO ont été regroupées (chapitre 3).

Chapitre 2

Moyens de mesure expérimentaux et techniques d'analyse

2.1	Moyens de mesure du frottement dynamique	68
2.2	Adaptation du tribomètre aux objectifs de l'étude	79
2.3	Analyses des endommagements	94
2.4	Conclusion	101

Dès la découverte des premières notions de frottement, l'importance de ce phénomène a été évidente pour les concepteurs de systèmes mécaniques. On a donc rapidement cherché à quantifier l'interaction de deux pièces dans le cadre du mouvement relatif de celles-ci. Depuis les premières mesures de la force de frottement utilisant des systèmes à plan incliné ou poulie pour évaluer la force nécessaire à l'amorçage d'un mouvement aux systèmes utilisant des composants frottant à grande vitesse relative, les moyens de mesure du frottement ont fortement évolué.

Ces travaux de thèse visent à caractériser un contact entre un matériau massif et un matériau revêtu dans des conditions sévères de pression et de vitesse. L'analyse de cette affirmation révèle l'axe d'étude qui guidera ce chapitre. Il est ainsi nécessaire de choisir, parmi la grande diversité de dispositifs d'essais de frottement qui existent, un dispositif capable d'effectuer les essais dans lesdites conditions tout en s'assurant de pouvoir caractériser le contact entre les matériaux. Pour cela, la première partie de ce chapitre s'intéressera aux principaux moyens d'essais existants pour les conditions de frottement sévères afin de déterminer le type de dispositif le plus adapté aux contraintes d'essai. A partir du type de dispositif désigné dans la première partie du chapitre, l'étude des capacités de caractérisation de l'interaction du point de vue des efforts impliqués sera effectuée et permettra la conception d'un tribomètre adapté aux besoins de l'étude. La caractérisation du contact ne doit pas seulement considérer les efforts impliqués mais aussi la manière dont les pièces sont affectées par l'interaction. Par conséquent la troisième et dernière partie de ce chapitre se focalisera sur les moyens et méthodes d'analyse des affectations des matériaux au cours du contact.

2.1 Moyens de mesure du frottement dynamique

2.1.1 Qu'est-ce qu'un tribomètre ?

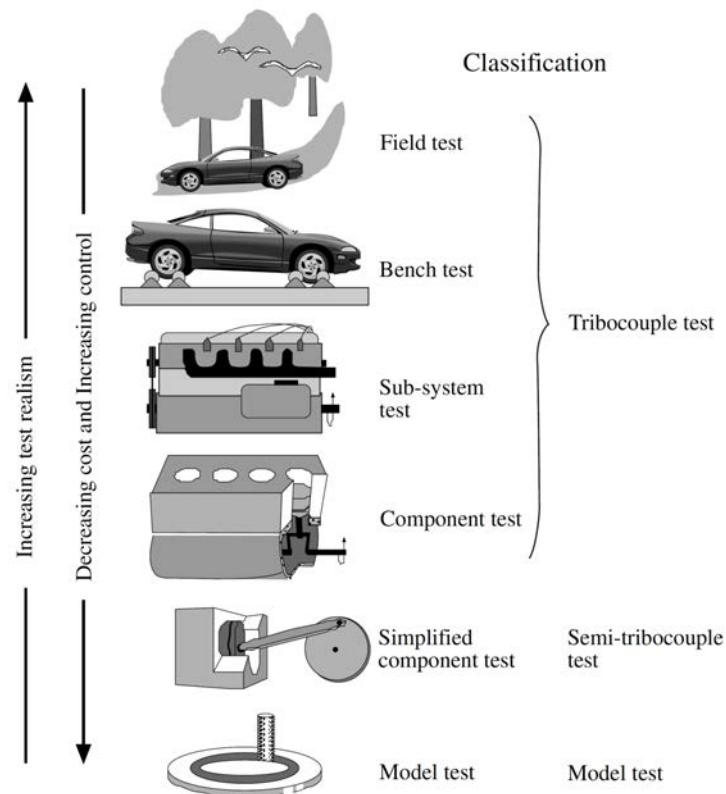


FIGURE 2.1 – Classification des essais tribologiques en fonction du degré de réalisme (image : Axén *et al.* [2000], d'après Zum Gahr [1943])

Le frottement a une influence sur le comportement des systèmes à diverses échelles, allant de l'échelle moléculaire à l'échelle d'une machine complète. Par ailleurs, il est influencé par le système dans lequel il a lieu. Les essais tribologiques doivent donc être effectués à l'aide de dispositifs adaptés aux résultats souhaités. De manière générale, une classification en fonction du degré de réalisme est souvent adoptée (figure 2.1). Plus le degré de réalisme est élevé, plus l'essai est représentatif du comportement de l'application réelle considérée, au prix d'un coût élevé. Le plus haut degré de réalisme est atteint par des essais sur le terrain. A l'inverse, plus une bonne maîtrise des conditions de frottement ou un faible coût sont nécessaires, moins le niveau de réalisme du test sera élevé. Les systèmes permettant la meilleure maîtrise des paramètres d'interaction sont les essais sur modèles. De manière générale le processus de conception implique en général tout d'abord des essais sur modèles permettant de comparer les matériaux ou les procédés utilisables puis une évolution progressive jusqu'à des essais sur le terrain [Zum Gahr 1943].

Cette étude a pour objectif la caractérisation et la compréhension du comportement de couples de matériaux (Ti6Al4V / Ti6Al4V + CoCrAlYSiBN et Ti6Al4V / Ti6Al4V + MAO) en fonction des conditions d'interaction. L'étude de ces matériaux doit permettre de déterminer le comportement tribologique des paires de matériaux dans les conditions de pression de contact apparente et de vitesse de glissement choisies sans influence supplémentaire (comportement dynamique de l'aube ou du disque, comportement mécanique de l'oiseau impactant, altitude...) sur l'interaction. La maîtrise nécessaire des conditions de frottement fait que la seule catégorie de moyens adaptée à la problématique est la catégorie « tribomètre modèle ». Cette catégorie de moyens d'essai comprend de nombreux tribomètres ayant chacun des caractéristiques différentes. Plus d'une quinzaine de dispositifs sont ainsi recensés par Budinski [1992] parmi les seuls tests d'usure standardisés par l'ASTM. Parmi ceux-ci, quelques-uns sont particulièrement adaptés à l'étude du frottement en conditions sévères.

2.1.2 Les systèmes « pion-disque »

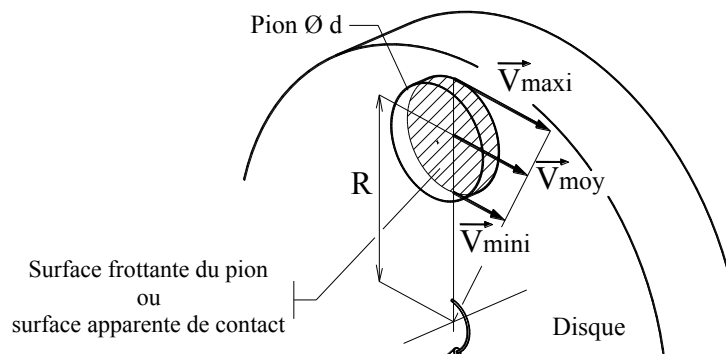


FIGURE 2.2 – Variation de la vitesse de glissement sur la surface de contact apparente [Philippon 2004]

Le tribomètre pion-disque est de loin le plus utilisé. Il est constitué d'un pion appliqué par un effort normal obtenu par diverses méthodes (vérins, masses...) à la surface d'un disque en rotation. L'effort de frottement est mesuré par un corps déformable instrumenté par des jauges de déformation ou un capteur piézoélectrique. Du fait de la nature du mouvement, la vitesse de glissement n'est pas uniforme à la surface de contact (voir figure 2.2) et peut être calculée par $\frac{\Delta V}{V} = \frac{V_{maxi} - V_{mini}}{V_{moy}} = \frac{d}{R}$. Du fait de l'inertie du disque, l'établissement de la vitesse de glissement ciblée est relativement long (correspondant à plusieurs dizaines de centimètres à plusieurs mètres de glissement) et fait que les surfaces de contact sont modifiées avant d'atteindre une vitesse stabilisée. La configuration pion-disque est donc généralement réservée à des essais d'usure. Dans ce cas, l'effort nor-

mal varie au cours de l'essai en raison de l'usure des surfaces et doit donc être mesuré. De manière générale, les tribomètres pion disques permettent d'atteindre des vitesses de quelques dizaines de m/s (60 m/s atteints par Chen *et al.* [1990]) et des pressions de l'ordre de 30 MPa. Un dispositif pion-disque développé par Montgomery [1976] a permis d'atteindre des vitesses de 550 m/s et des pressions de 140 MPa. Une variante développée par Carignan et Rabinowicz [1980] utilise un pion en contact avec une surface cylindrique et animé d'un mouvement axial. Ceci permet de créer une surface frottée hélicoïdale sur le cylindre et donc d'éviter de multiples frottements sur une même surface.

Une variante fréquemment utilisée de ce système utilise non pas un pion mais une bille (ou un pion dont l'extrémité est sphérique). Ce tribomètre « bille-disque » (« ball-on-disk » en anglais) permet de supprimer les effets de bord (accroissement local de pression de contact au niveau de l'arrêt) liés aux arrêtes du pion. De plus, la surface de contact réduite permet de s'affranchir du gradient de vitesse de glissement constatée dans le cas d'un tribomètre pion-disque. Cependant, comme le contact bille/plan est non-conforme (la surface de contact est obtenue par déformation des pièces), la surface de contact dépend des matériaux, de l'usure et du chargement normal.

D'après la théorie de Hertz, le contact élastique entre deux sphères (respectivement identifiées par $i = 1$ et 2) de rayons R_i s'effectue sur une surface de rayon a . La pression de contact apparente est donc $p = F_N / \pi \cdot a^2$. Dans cette expression, a est défini en fonction de la charge normale F_N et des propriétés ν_i et E_i (respectivement le coefficient de Poisson et le module d'Young) des deux matériaux [Williams et Dwyer-Joyce 2000] par l'équation 2.1.

$$a = \sqrt[3]{\frac{3F_N \cdot R^*}{4E^*}} \quad (2.1)$$

$$\text{avec } \frac{1}{E^*} = \frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \text{ et } \frac{1}{R^*} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \quad (2.2)$$

La pression de contact $p_{Hz}(r)$ en un point situé à une distance r du centre du contact est définie par la formule 2.3 et son maximum $p_{Hz \max}$ par la formule 2.4.

$$p_{Hz}(r) = p_{Hz \max} \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{r}{a}\right)^2} \quad (2.3)$$

$$p_{Hz \max} = \frac{3}{2} \cdot p = \frac{3}{2} \cdot \frac{F_N}{\pi \cdot a^2} \quad (2.4)$$

Un plan peut être assimilé à une sphère de rayon infini, aussi dans le cas d'un contact

entre une bille B et un plan P, les relations 2.2 sont donc réduites à

$$R^{**} = R_B \text{ et } \frac{1}{E^*} = \frac{1 - \nu_B^2}{E_B} + \frac{1 - \nu_P^2}{E_P} \quad (2.5)$$

Il apparait donc que la pression de contact varie fortement à l'interface bille-disque, aussi il est légitime de s'interroger sur la pertinence de ce type de dispositif pour l'étude du comportement tribologique de matériaux soumis à des chargements autres que des chargements de type « roulement ». Ceci est d'autant plus vrai que l'usure tend à augmenter avec la pression de contact, elle ne sera donc pas répartie aussi sévère sur toute la surface de contact, ce qui modifiera la géométrie du contact. Cet effet vient s'ajouter à l'augmentation de la surface de contact liée à l'usure.

2.1.3 Systèmes issus des barres de Kolsky modifiées

Les barres de Kolsky permettent d'étudier les propriétés des matériaux aux grandes vitesses de déformation. Le dispositif utilise une onde élastique transmise par une barre instrumentée (barre d'entrée) pour appliquer un chargement à une éprouvette qui elle-même transmet une onde élastique à une seconde barre instrumentée (barre de sortie). L'étude des ondes dans les barres permet de connaître le comportement de l'échantillon étudié. Plusieurs tribomètres, basés sur ce principe de chargement par transmission d'une onde élastique ont été développés.

Bragov *et al.* [2009](voir figure 2.3) remplacent dans le dispositif de Kolsky la barre de sortie par un tube. Le couple de matériau est constitué d'une bague à l'intérieur de laquelle est enserré un noyau. Le serrage étant connu, l'effort normal est calculé et supposé constant. La bague est en contact avec le tube de sortie tandis que le noyau est en contact avec la barre d'entrée. Comme pour un essai avec des barres de Kolsky conventionnelles, un chargement de compression est transmis par une onde élastique. La mesure des ondes dans la barre et le tube permet le calcul de l'effort tangentiel transmis par le noyau à la chemise. L'effort normal appliqué est limité par la résistance élastique des matériaux.

Rajagopalan et Prakash [1999] (voir figure 2.4a) utilisent une onde élastique de torsion appliquée par un tube mince (tube incident) pour créer un glissement sur une courte distance (10 mm à 10 m/s) entre une éprouvette tubulaire en matériau 1 collée au tube et une éprouvette en matériau 2 fixée. Le tube incident est chargé axialement, ce qui permet d'atteindre une pression de contact apparente comprise entre 20 et 100 MPa. Un couple est transmis au tube (immobilisé par un système de mâchoires) par l'intermédiaire d'une poulie. L'ouverture des mâchoires libère l'onde élastique de torsion à l'origine du mouvement. Le tube incident est instrumenté pour permettre la mesure des ondes incidente et

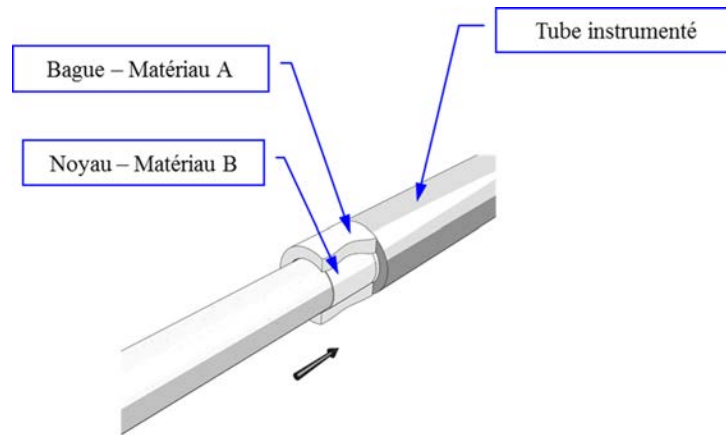


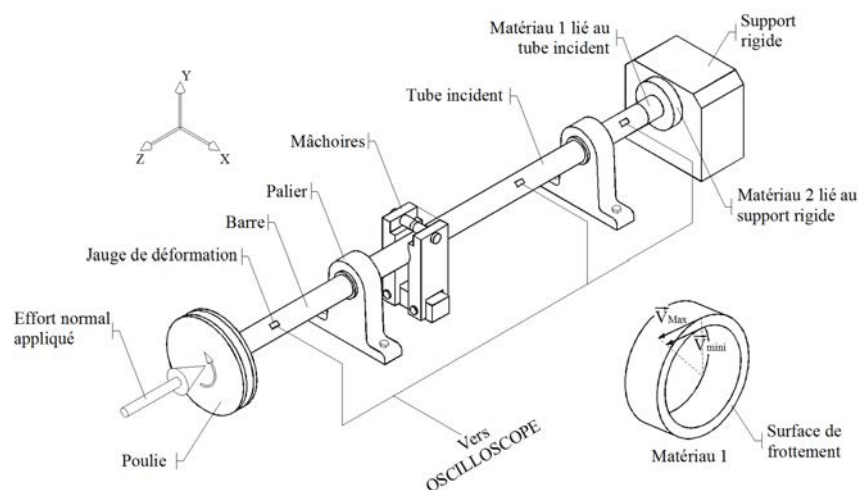
FIGURE 2.3 – Barres de Kolsky modifiées par Bragov *et al.* [Philippon 2004]

réfléchi et donc le calcul du chargement obtenu et du coefficient de frottement.

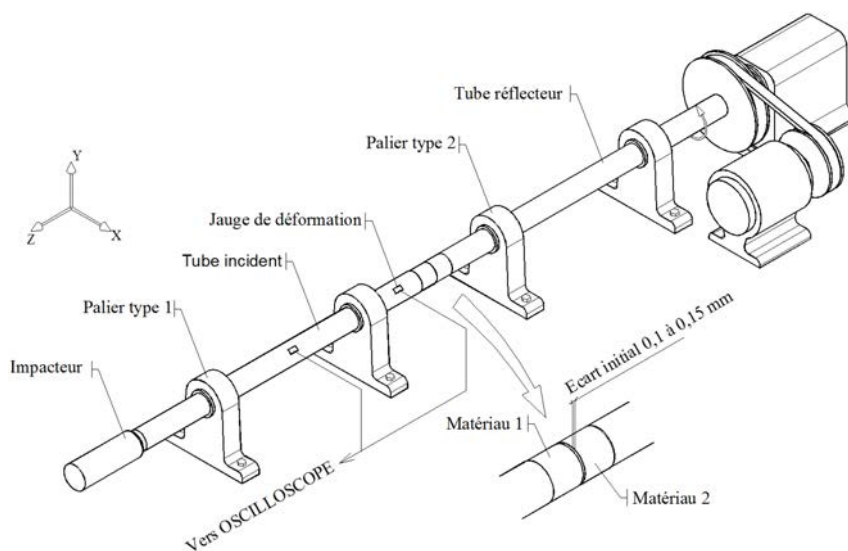
Ogawa [1997] a développé une variante de ce dispositif (voir figure 2.4b). Dans cette évolution, un tube réflecteur sur lequel est fixée une éprouvette (matériau 2) est entraîné en rotation à une vitesse périphérique maximum de 5 m/s. Le guidage de ce tube ne lui permet que cette rotation. En vis-à-vis de cette éprouvette est fixée sur un second tube (tube incident) une autre éprouvette. Le tube incident est libre en rotation et en translation autour de son axe. Un impacteur vient transmettre une onde de compression au tube incident qui applique met donc en contact les deux éprouvettes. Les efforts normaux et tangentiels sont obtenus à partir des ondes élastiques de compression et de torsion mesurées sur le tube incident. La pression apparente obtenue est comprise entre 50 et 100 MPa.

2.1.4 Systèmes à impacts de plaques

Un dispositif destiné à l'étude du cisaillement sous haute vitesse de déformation mis en place par Klopp *et al.* [1985] a été modifié par Prakash [1995] pour l'étude du frottement (figure 2.5). A l'aide de ce système, Prakash *et al.* [1995, 2000, 2006] ont étudié le frottement sous des pressions de contact apparentes extrêmes (de 500 à 3 000 MPa) pour des vitesses de glissement pouvant atteindre 30 m/s. Lorsqu'un projectile possédant une face avant inclinée d'un angle θ sur laquelle est fixé un échantillon (matériau 2) vient impacter à une vitesse V_0 une surface (matériau 1) rigoureusement parallèle, il se produit un glissement à une vitesse relative $v_0 = V_0 \cdot \sin \theta$ sous une pression de contact qui dépend des propriétés des matériaux. La pression normale et la contrainte de cisaillement apparentes sont obtenues à l'aide de la vitesse du projectile, de l'angle θ et des composantes de la vitesse de la surface arrière de la plaque cible mesurées en un point par interférométrie laser.



(a) Version de Rajagopalan et Prakash [1999]



(b) Version de Ogawa [1997]

FIGURE 2.4 – Tribomètres basés sur les barres de Kolsky en torsion modifiées [Philippon 2004]

2.1.5 Systèmes à contact sphère tournante / plan

Un dernier type de tribomètre est intéressant à considérer, du fait des grandes vitesses de contact qu'il permet d'atteindre : le tribomètre à bille tournante. Celui-ci permet d'atteindre des vitesses de contact élevées pour des pressions extrêmement faibles. Une première version (figure 2.6a) développée par Bowden et Freitag [1958] permet d'atteindre des vitesses comprises entre 200 et 800 m/s utilise une bille en matériau 1 en sustentation sous l'effet d'un champ magnétique. Un autre champ magnétique la met en rotation à grande vitesse. Trois plans de contact en matériau 2 sont disposés autour de la bille : deux sont fixés rigidement à un bâti et un troisième est lié à un ressort qui permet d'atteindre

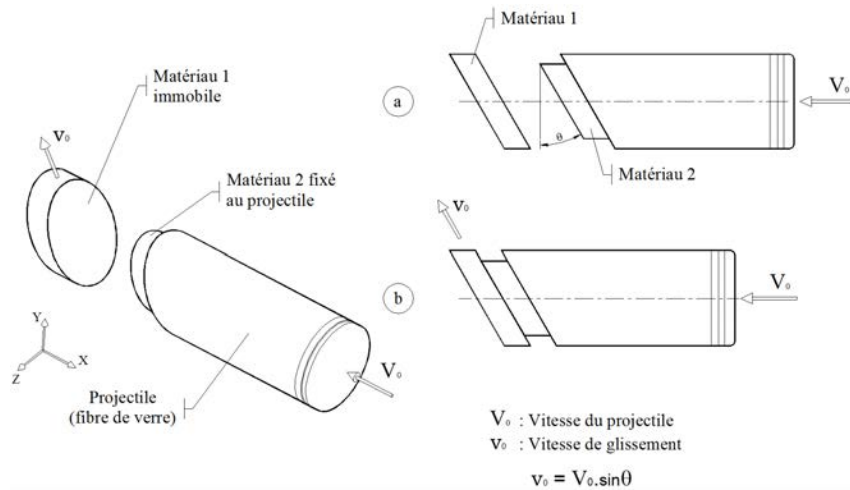


FIGURE 2.5 – Principe de l'impact de plaques en frottement Philippon [2004]

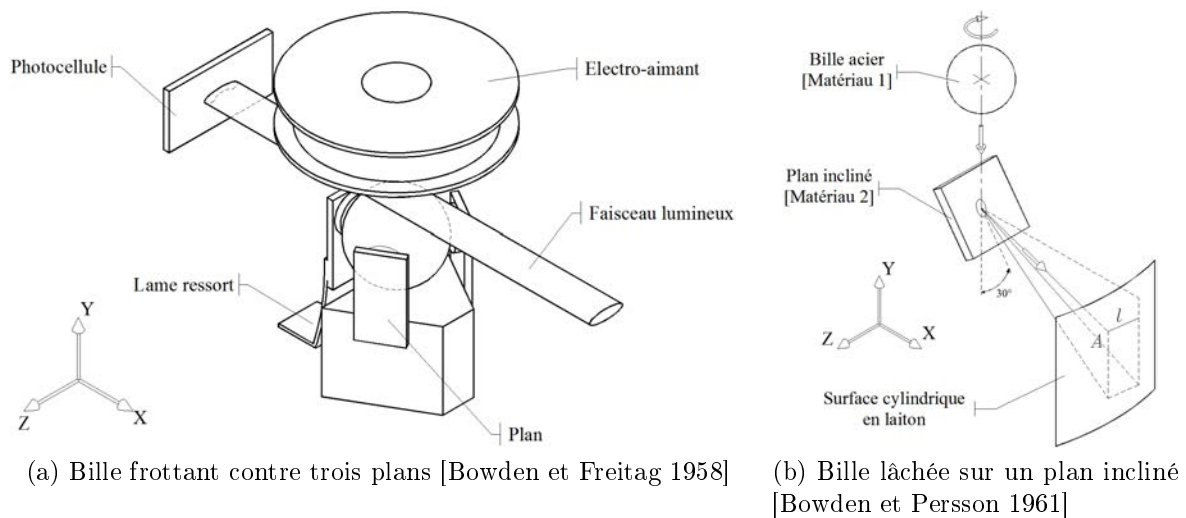


FIGURE 2.6 – Tribomètres à bille tournante [Philippon 2004]

l'effort normal désiré. En début d'essai, le champ magnétique tournant est stoppé et le plan fixé à la lame de ressort est libéré et vient ainsi plaquer la bille contre les plans fixes. Durant l'interaction qui a ensuite lieu, la vitesse est mesurée optiquement et permet, par une approche énergétique, de calculer le coefficient de frottement. Cependant, la mesure de la vitesse est difficile du fait de la présence de projections de matière. Une évolution du dispositif, présentée en figure 2.6b, a donc été proposée par Bowden et Persson [1961]. Celle-ci comporte un plan incliné en matériau 2. Une bille en rotation en matériau 1 est lâchée sur le plan incliné sur lequel elle rebondit. Si la bille n'était pas en rotation, elle poursuivrait sa trajectoire dans le plan vertical normal au plan incliné, mais sous l'effet du frottement causé par sa rotation, elle est déviée. Cette déviation (l) est mesurée grâce à une marque (A) que fait la bille en venant frapper l'intérieur d'un cylindre en laiton après son rebond sur le plan incliné et permet de calculer le coefficient de frottement.

Par ailleurs, des capteurs piézoélectriques placés sous le plan incliné mesurent les efforts normal et tangentiel lors de l'impact.

2.1.6 Comparaison

Tableau 2.1 – Caractéristiques des tribomètres les plus courants (d'après les travaux de Philippon [2004])

Dispositif	V_{min} [m/s]	V_{max} [m/s]	p_{min} [MPa]	p_{max} [MPa]	Phase transitoire courte	Surface de contact conforme	Vitesse constante à la surface de contact	Système ouvert	Distance de glisse- ment	Simplicité de mise en œuvre
Pion - disque (cas général)	0	60	0	30		X			Long	X
Pion - disque (Rabinovicz)		100		3		X		X	Long	X
Pion - disque (Montgomery)	3	550	5	140		X		X	Long	X
Bille - disque	0	60	0	30			X		Long	X
Barres de Kolsky mo- difiées en frottement axial	0	10	20	100	X ⁽²⁾	X	X	X	1 mm	
Barres de Kolsky mo- difiées en torsion	0	10	20	100	X	X			< 10 mm ⁽³⁾	X
Impact de plaques	0	30	500	3 000	X	X	X	X	< 250 μ m	
Sphère - trois plans	50	800		0,015	X				30 140 μ s	X
Impact sphère - plan	30	600	?	?	X		X	X	?	
Patin - glisseur	0	65	8	350	X	X	X	X	60 mm	X

⁽¹⁾ Sauf dans la variante sphère-disque

⁽²⁾ Le frettage du noyau dans la bague peut endommager les surfaces de contact

⁽³⁾ Version de Rajagopalan et Prakash

⁽⁴⁾ Version de Ogawa

Les propriétés de ces tribomètres peuvent être intéressantes ou pénalisantes en fonction de l'objectif de l'essai. Le choix du tribomètre adapté à l'essai à réaliser devra donc être effectué à partir de ces dernières. Une synthèse des principales propriétés des tribomètres est donc présentée dans le tableau 2.1. Les caractéristiques considérées sont les suivantes :

- les capacités en termes de vitesse de contact et de pression de contact apparente ;
- la durée de la phase transitoire, une phase transitoire longue causant une altération des surfaces de contact avant d'atteindre les conditions de frottement ciblées ;

- la conformité du contact, un contact est conforme si les surfaces s'adaptent exactement à faible déformation (ex : contact plan-plan), à l'inverse un contact non conforme entraîne une variation de la surface de contact avec la charge et l'usure (ex : contact sphère-plan) ;
- la constance de la vitesse de glissement à la surface de contact ;
- de l'ouverture du système, un système tribologique est ouvert si le contact n'a pas lieu plusieurs fois au même endroit ;
- la distance de glissement, une distance suffisante pour pouvoir caractériser correctement les mécanismes mis en jeu et l'endommagement du tribocouple est nécessaire ;
- la simplicité de mise en œuvre.

Ainsi, les tribomètres de type pion-disque et leurs variantes sont faciles à mettre en œuvre. Cependant ils présentent un gradient de vitesse de glissement à la surface de contact et ont une phase transitoire longue pour atteindre la vitesse de fonctionnement voulue. Cette dernière se traduit par une grande distance de glissement et donc une usure importante des surfaces en contact, ce qui ne permet pas de caractériser le comportement des pièces dans leur état initial. Le tribomètre à bille contre trois plans a, lui, une phase transitoire extrêmement courte mais présente un contact non conforme et une distance de frottement importante, la surface de contact évolue donc fortement au cours du temps. Ces deux tribomètres présentent un autre inconvénient : ils sont « fermés », ce qui signifie que la surface de la pièce fixe frotte plusieurs fois sur une même partie de la surface usée, par conséquent le frottement s'effectue entre des surfaces dont l'état d'usure évolue fortement au cours du temps. Le tribomètre à impact de plaques présente des surfaces conformes, une vitesse de glissement établie instantanément et uniforme à la surface, cependant, les temps de contact sont très courts et le dispositif est particulièrement difficile à mettre en œuvre du fait de l'utilisation d'un matériel optique complexe et du parallélisme rigoureux nécessaire entre les plaques.

2.1.7 Tribomètre patin-glisseur

De fait, les tribomètres les plus courants, évoqués précédemment, présentent tous des limites qui leur sont intrinsèques et qui ne permettent pas leur utilisation pour cette étude. Suite à une constatation similaire, Philippon [Philippon *et al.* 2003, Philippon 2004] a développé un tribomètre « patin-glisseur » qui a ensuite subi plusieurs évolutions [Philippon *et al.* 2010, Lodygowski *et al.* 2011, Faure *et al.* 2012, Chassaing *et al.* 2014] pour atteindre la forme présentée par Chassaing *et al.* [2014] en figure 2.7. Dans ce dispositif, un glisseur (désigné « éprouvette mobile » dans la figure de Chassaing) se déplace contre deux patins sur lesquels un anneau dynamométrique instrumenté applique un effort nor-

mal tandis que l'effort tangentiel créé par le frottement est mesuré par un dynamomètre axial.

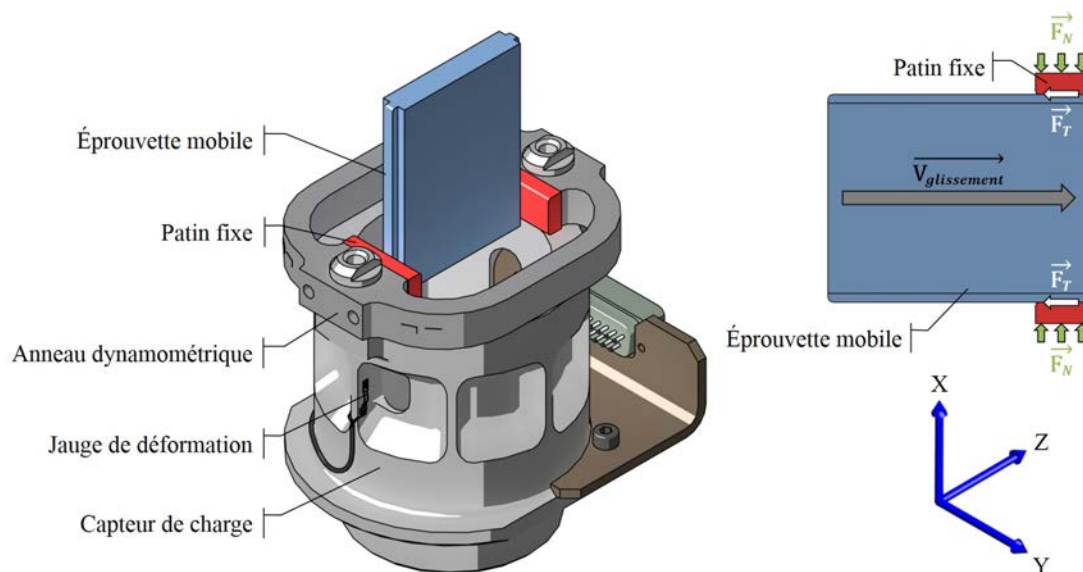


FIGURE 2.7 – Évolution du tribomètre patin-glisseur de Philippon et al. utilisée par Chassaing [2015]

Le déplacement du glisseur peut être obtenu par divers moyens en fonction de la vitesse de glissement souhaitée. Ainsi, des vitesses comprises entre 0,1 m/s [Philippon *et al.* 2010] et 65 m/s [Chassaing *et al.* 2014; 2015] ont été obtenues, respectivement par le déplacement d'une traverse de machine de compression hydraulique et par impact d'un projectile (3) sur banc balistique (configuration représentée figure 2.8). Durant l'essai, les efforts normaux et tangentiels sont mesurés par le tribomètre, tandis que la vitesse est obtenue par l'instrumentation du banc d'essai sur lequel est adapté le dispositif. Dans les cas précédents, la vitesse de la traverse de la machine de compression et la vitesse d'impact du projectile sont mesurées. Ces données peuvent être couplées à l'observation de l'interaction par une caméra rapide (Shimadzu HPV2) qui permet d'obtenir la vitesse de déplacement tout au long de l'essai. Ce tribomètre permet donc, à priori, de répondre aux besoins de ces travaux, à savoir d'étudier le frottement de surfaces conformes effectué sur plusieurs millimètres sous une pression de contact apparente importante (350 MPa), le glissement devant être établi de manière quasi-instantanée à une vitesse importante (jusqu'à 60 m/s).

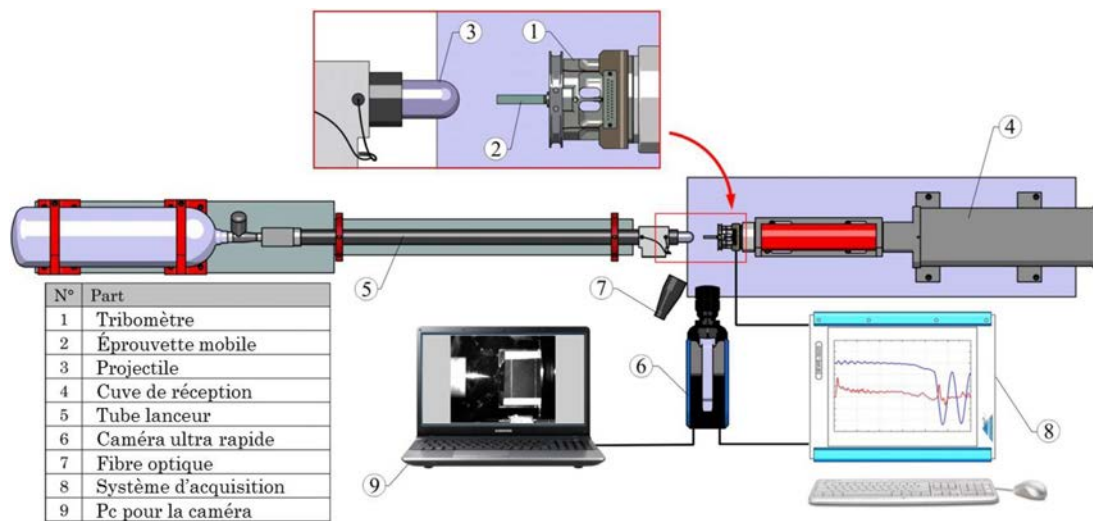


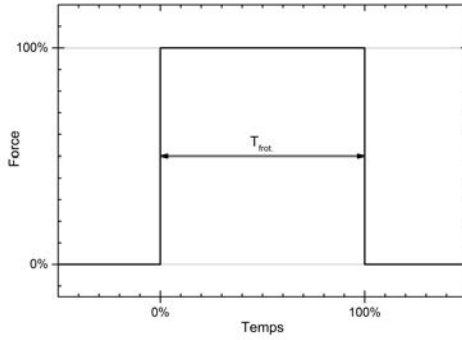
FIGURE 2.8 – Configuration du tribomètre patin-glisseur pour les essais de frottement à grande vitesse de glissement

2.2 Adaptation du tribomètre aux objectifs de l'étude

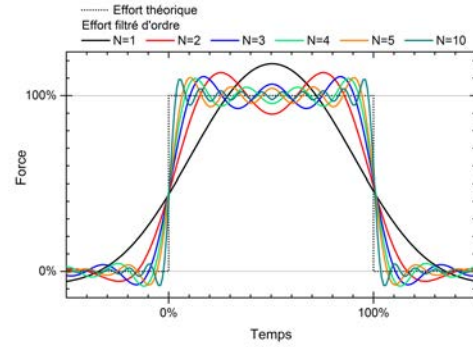
L'analyse du comportement en conditions sévères de matériaux revêtus impose plusieurs critères de validation du dispositif expérimental. Certains d'entre eux ont guidé le choix du type de tribomètre (expliqué dans la partie précédente) et donc sont respectés du fait du principe même de la mesure. On peut ainsi citer la conformité des surfaces de contact ou l'ouverture du système de glissement. Néanmoins certaines caractéristiques du système ne sont pas aussi simples à évaluer. La vitesse de glissement admissible fait ainsi référence non seulement aux capacités de mise en vitesse liées au système d'entraînement (vitesse du moteur d'un tribomètre pion-disque, par exemple) mais aussi à des caractéristiques du système qui caractérisent sa capacité à avoir une mesure acceptable à la vitesse considérée. Cette définition permet de mettre en évidence deux problématiques : d'une part la définition d'une mesure acceptable et d'autre part l'effet des différents éléments de la chaîne de mesure sur le résultat obtenu.

2.2.1 Définition des exigences de performance du moyen d'essai

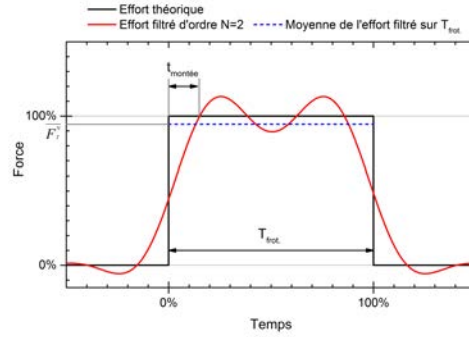
Lors d'un essai de frottement à grande vitesse, les efforts sont continus et les conditions de chargement sont quasi-instantanées. Lors d'un essai idéal, on peut considérer une vitesse de glissement, un effort normal et des comportements matériaux constants durant le frottement. Dans ce cas, l'effort de frottement passe d'une valeur nulle avant l'interaction à une valeur non-nulle constante durant le frottement pour retrouver une valeur nulle après interaction. Le signal d'effort de frottement obtenu a alors une forme « carrée » comme celle de la figure 2.9a. La définition de la bande passante nécessaire pour un contact entre matériaux massifs sera effectuée en se basant sur cette hypothèse. La bande passante peut être définie comme la plage de fréquence pour laquelle la réponse de la chaîne de mesure est jugée suffisamment constante pour que le résultat de la mesure soit connu avec une erreur acceptable et tout contenu du signal mesuré de fréquence extérieure à la bande passante doit être supprimé par filtrage. De manière générale, pour les capteurs d'efforts, la bande passante est définie à partir de la zone « statique » (fréquence nulle) et seule la limite maximale de la bande passante est indiquée sous le terme « bande passante ». Par exemple, les capteurs d'effort de la série SS5000 de Sherborne Sensors sont indiqués avec une bande passante de 100 Hz Sherborne Sensors [2016], ce qui signifie que leur bande passante est de 0–100 Hz. Pour la suite de l'exposé, le terme « bande passante » désignera la fréquence maximale de la bande passante et la fréquence minimale, nulle, sera omise. L'erreur est généralement définie relativement à la réponse statique du système et une valeur de $\pm 10\%$ est généralement autorisée pour la mesure d'efforts.



(a) Signal idéal d'effort de frottement



(b) Influence de la bande passante de mesure sur le signal mesuré



(c) Caractéristiques de l'effort filtré

FIGURE 2.9 – Détermination de la bande passante nécessaire

Dans le cas d'un signal considéré, la bande passante nécessaire dépend uniquement de la durée de frottement $T_{frot.}$. Les phénomènes de Gibbs sont des oscillations qui apparaissent au niveau des discontinuités lors du filtrage du signal. L'ordre d'approximation du signal est défini en équation 2.6 comme le rapport entre la fréquence du filtre utilisé (égale à la bande passante BP du dispositif) $f_{filtre} = BP$ et la fréquence caractérisant le signal $f_{signal} = 1/T_{frot.}$.

$$N = \frac{f_{filtre}}{f_{signal}} = BP \cdot T_{frot.} \quad (2.6)$$

La figure 2.9b représente l'influence de l'ordre d'approximation sur le signal filtré obtenu. Le rapport entre la valeur de la moyenne $\overline{F_T^N}$ du signal filtré, calculée durant $T_{frot.}$, et la valeur haute F_T^{ideal} du signal d'origine ainsi que le rapport entre le temps $t_{mont.}$ de montée du signal filtré (temps pour atteindre 100 % du signal initial) et la durée $T_{frot.}$ du signal théorique et sur la vitesse de montée du signal filtré (voir figure 2.9c) sont présentés dans le tableau 2.2. Pour considérer le signal filtré comme acceptable, il faut qu'il n'engendre pas d'incertitude trop importante quant à la valeur moyenne calculée pendant

l'essai, ce qui peut être quantifié par $\overline{F_T^N}/F_T^{ideal}$. En estimant une incertitude acceptable de 10 %, un ordre d'approximation de $N \geq 1$ est adapté. Cependant, ce critère n'est pas suffisant et il est nécessaire de considérer la facilité à distinguer le début et la fin du signal filtré, critère que l'on peut quantifier par le rapport $t_{mont.}/T_{frot.}$. En considérant que la mesure du temps de frottement peut s'effectuer en deçà de 10 % de temps de transition, l'ordre d'approximation nécessaire devient $N \geq 3$.

A partir de ce critère, et comme les vitesses de glissement étudiées pouvant atteindre 60 m/s ($T_{frot.} = 1$ ms), la bande passante nécessaire est de

$$BP = N/T_{frot.} = 3 \text{ kHz} \quad (2.7)$$

Tableau 2.2 – Influence de l'ordre d'approximation sur le signal filtré

N	$\frac{\overline{F_T^N}}{F_T^{ideal}}$	$\frac{t_{mont.}}{T_{frot.}}$
1	89,5 %	27,9 %
2	94,5 %	14,1 %
3	96,2 %	9,4 %
4	97,0 %	7,1 %
5	97,4 %	5,6 %
10	98,4 %	2,6 %

La définition des besoins en terme de performances du tribomètre amène à s'interroger sur les comportements attendus du contact. Les traitements MAO permettent généralement d'obtenir des revêtements de quelques dizaines de micromètres sur les pièces en contact. Le comportement en frottement sévère de ces revêtements n'a pas encore été évalué. Deux comportements extrêmes sont possibles pendant un essai de frottement : soit le revêtement ne subit aucune usure, soit il subit une usure suffisamment importante pour mettre à nu le substrat avant la fin de l'interaction. Dans ce cas, une modification du comportement du contact devrait apparaître. Il est nécessaire que le moyen de mesure permette de capter l'évolution relative à cette transition.

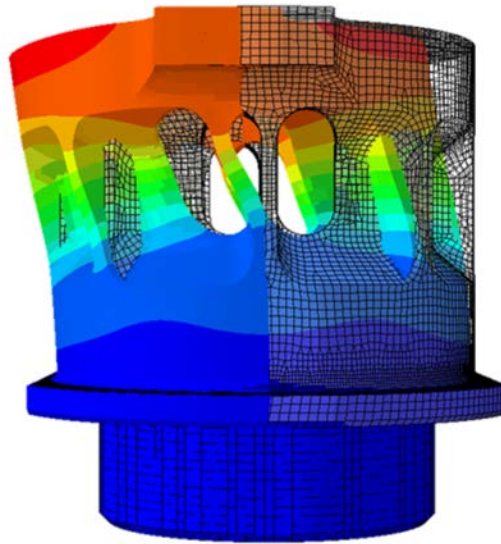
L'interprétation de l'évolution d'une grandeur au cours d'une mesure nécessite de respecter un critère concernant le rapport entre la bande passante du système de mesure et le temps caractéristique de l'évolution de la grandeur. Dans le cas d'une transition entre un régime de frottement et un autre, on peut estimer qu'il est nécessaire de disposer d'une résolution temporelle inférieure à la moitié de la durée du signal. En effet, en considérant un revêtement d'une épaisseur $e_{rev.} = 15 \mu\text{m}$ et une usure à vitesse constante équivalente aux usures maximales observées pour un contact Ti6Al4V/Ti6Al4V à grande vitesse ($w_{max}^{GV} = 30 \mu\text{m}$ [Chassaing 2015]), le revêtement sera usé en $T_{rev.} = T_{frot.}/2$ (équation 2.8). La résolution temporelle nécessaire à l'observation de ces phénomènes transitoires, calculée à l'aide de l'équation 2.9, est donc de 6 kHz.

$$T_{rev.} = T_{frot.} \cdot \frac{e_{rev.}}{w_{max}^{GV}} = \frac{T_{frot.}}{2} \quad (2.8)$$

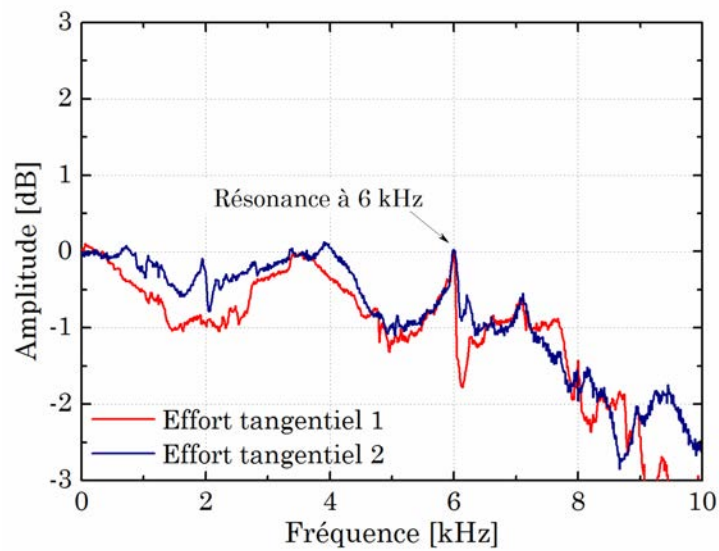
$$BP = \frac{N}{T_{rev.}} = \frac{2N}{T_{frot.}} = 6 \text{ kHz} \quad (2.9)$$

Il est nécessaire de distinguer l'erreur autorisée liée à la fonction de transfert de la chaîne de mesure dans le cas d'un essai sans usure totale du revêtement ($\pm 10\%$) de celle autorisée dans le cas d'un essai avec usure totale du revêtement. Dans le cas d'une usure partielle du revêtement l'information la plus importante à obtenir à partir des signaux d'efforts est le coefficient de frottement. Par contre, dans le cas d'une usure totale, une information prioritaire doit être connue : la durée d'usure du revêtement, obtenue à partir de l'instant de changement de niveau de l'effort de frottement, qui matérialise le changement de mécanisme de frottement. Dans ce cas, l'erreur autorisée liée à cette composante fréquentielle du signal peut être plus élevée et une valeur de $\pm 20\%$ sera utilisée. Deux bandes passantes du signal, (voir équations 2.7 et 2.9) sont donc requises : $BP_{\pm 10\%} = 3 \text{ kHz}$ et $BP_{\pm 20\%} = 6 \text{ kHz}$.

L'analyse modale du capteur d'effort « V3 » a été précédemment effectuée par Chassaing [2015]. Celui-ci a employé des méthodes numérique (voir figure 2.10a) et expérimentales (voir figure 2.10b) qui révèlent une première fréquence de résonance située à environ 6 kHz. Cependant, ces analyses ne considèrent pas d'autre critère que la valeur de la fréquence de résonance. En considérant la notion d'erreur autorisée, les bandes passantes du dispositif sont de $BP_{\pm 10\%} = 0,9 \text{ kHz}$ et $BP_{\pm 20\%} = 1,4 \text{ kHz}$. Ces valeurs étant très inférieures aux valeurs requises, la conception d'un nouveau capteur d'effort est indispensable.



(a) Analyse modale numérique : mode propre à 5,9 kHz



(b) Analyse modale expérimentale : fonction de réponse en fréquence

FIGURE 2.10 – Analyses du capteur de charge axial de Chassaing [2015]

2.2.2 Évolutions du tribomètre

Compte tenu des considérations de bande passante et de précision nécessaires, la conception d'un tribomètre « V4 » doit être effectuée. Celle-ci doit permettre de respecter plusieurs contraintes. Les bandes passantes $BP_{\pm 10\%}^{V4}$ et $BP_{\pm 20\%}^{V4}$ doivent être respectivement au moins égales à 3 et 6 kHz, tout en conservant une sensibilité au moins égale à celle du tribomètre « V3 ». Par ailleurs, le dispositif doit conserver un fonctionnement similaire aux versions précédentes, c'est à dire conserver un contact de type « patin-glisseur » avec un effort normal appliqué par un anneau dynamométrique et un effort de frottement mesuré par un capteur d'effort axial. Il doit de plus pouvoir être utilisé sur les différents bancs de mesure avec les mêmes fixations que le dispositif « V3 ».

2.2.2.1 Technologies de mesure d'effort

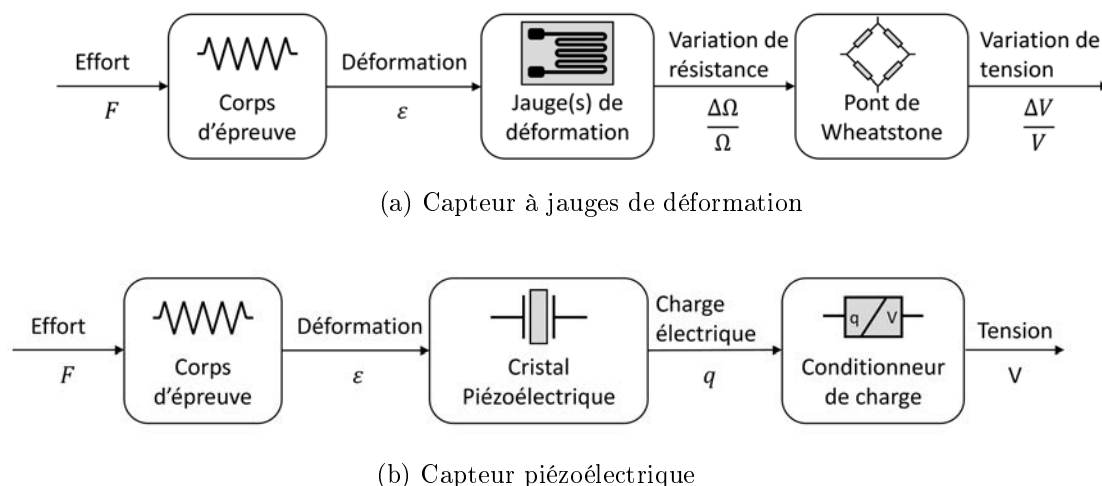


FIGURE 2.11 – Chaîne de conversion d'un effort en tension

Les contraintes de conception du capteur, notamment celles concernant la conservation de la sensibilité de mesure malgré l'augmentation de la bande passante du dispositif amènent à reconsidérer le choix de la technologie de mesure d'effort. En effet la sensibilité est la variation de la grandeur de sortie en fonction de la grandeur d'entrée. En prenant l'exemple d'un capteur d'effort à jauges de déformation comme le capteur axial du tribomètre « V3 » (voir chaîne de conversion des grandeurs en figure 2.11a), la grandeur d'entrée est l'effort de frottement transmis par le patin tandis que la grandeur de sortie est une variation de tension. Cette variation $\frac{\Delta V}{V}$ dépend uniquement de la variation de la résistance des jauges de déformation causée par leur déformation et de la configuration du pont de Wheatstone. Augmenter la bande passante du capteur nécessite d'augmenter la rigidité du corps d'épreuve, ce qui engendre par définition une baisse de sa déformation, y

compris au niveau des jauges de déformation, et donc du signal en sortie de la chaîne de mesure. Il est difficile de compenser cette baisse par une simple augmentation du facteur de jauge pour obtenir une sensibilité identique à la sensibilité initiale pour un capteur d'effort plus rigide. Afin d'obtenir une sensibilité identique du capteur de mesure pour une rigidité augmentée, il est donc nécessaire de considérer une autre technologie utilisée en mesure d'efforts : la technologie piézoélectrique.

Tableau 2.3 – Comparaison des deux principales technologies de mesure de déformation utilisées dans les capteurs d'effort [HBM France SAS 2016]

	Capteur piézoélectrique	Capteur à jauges de déformation
Résolution	$10^{-5} \mu\epsilon$	$10^{-2} \mu\epsilon$
Sensibilité	80 pC/ $\mu\epsilon$	0,003 mV/ $\mu\epsilon$
Dérive (en 48h)	<4 320 pC	<0,2 V/V
Étendue de mesure	10^9	10^6
Type de mesure	Absolue	Relative
Linéarité	1 %	0,05 %

Un capteur d'effort piézoélectrique utilise une chaîne d'acquisition (voir 2.11b) comparable à celle d'un capteur à jauges de déformation mais utilise un cristal piézoélectrique pour convertir la déformation en charge électrique. Ce principe physique nécessite une déformation beaucoup plus faible pour obtenir un signal mesurable. La résolution de mesure permise est donc bien plus faible (près de 1 000 fois plus faible, d'après les données de HBM France SAS [2016] du tableau 2.3). Ceci autorise, de fait, une rigidité du corps d'épreuve bien plus élevée tout en permettant une meilleure résolution de mesure. Les capteurs piézoélectriques présentent une dérive temporelle importante qui les rend peu adaptés aux mesures longues (plusieurs heures), cependant, les essais de frottement, même à faible vitesse ont une durée très courte relativement aux constantes de temps des capteurs piézoélectriques.

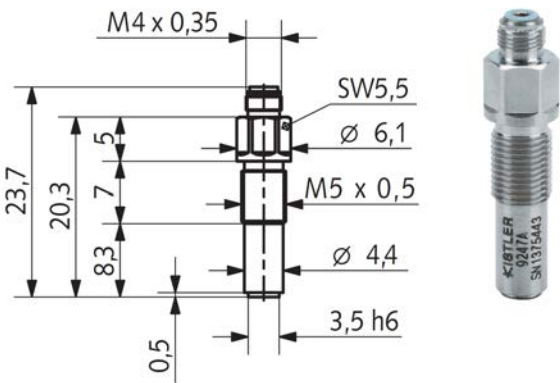


FIGURE 2.12 – Capteur de déformation piézoélectrique miniature

2.2.2.2 Conception du capteur

La conception du tribomètre n'autorisant pas l'utilisation de capteurs conventionnels de type « rondelle » pour des raisons d'encombrement, un capteur de déformation noyé a été choisi. Il permet la mesure précise de la déformation à l'intérieur du matériau pour un encombrement minimal. En effet associé à un conditionneur de charge adapté, il dispose d'une résolution de 0,3% de la gamme de mesure du conditionneur, c'est à dire une résolution minimale d'environ $résol_{min}^{piezo} = 7 \cdot 10^{-2} \mu\epsilon$ pour une gamme de $\pm 23 \mu\epsilon$, avec une déformation maximale mesurable de $\pm 1400 \mu\epsilon$. En considérant les conditions les plus extrêmes d'un essai d'un couple de matériau de coefficient de frottement 1 effectué aux maximum des capacités de l'anneau capable d'appliquer le plus grand effort normal, une force de 13 kN doit pouvoir être mesurée. En prenant une marge de sécurité de 2 kN (15 %), le corps d'épreuve doit avoir une raideur apparente (rapport entre l'effort appliqué et la déformation mesurée) de $k_{min}^{\epsilon} \geq 11 \text{ N}/\mu\epsilon$ (soit, en considérant la longueur utile du capteur $k_{min}^L = \frac{k_{min}^{\epsilon}}{L_{utile}} \geq 1,33 \text{ kN}/\mu\epsilon$), ce qui entraine une résolution minimale théorique $résol_{min}^{capteur} = résol_{min}^{piezo} \cdot k_{min}^{\epsilon} = 0,8 \text{ N}$. En considérant ces résultats et les contraintes citées en introduction (voir page 84) et en s'appuyant sur le logiciel Abaqus pour la détermination des fréquences propres et du comportement sous chargement, le nouveau capteur d'effort a été conçu. Le mode de résonance à la première fréquence propre et le comportement sous une charge de 15 kN sont représentés en figure 2.13, respectivement en figure 2.13a et 2.13b. Une attention particulière a été portée au découplage des deux voies de mesure. Celui-ci, permet non seulement d'éviter les erreurs dans la mesure de chaque effort de frottement mais aussi les phénomènes de pompage. Ce phénomène apparaît notamment lors d'un chargement non simultané des deux voies (cas d'un patin trop peu engagé sous l'anneau dynamométrique et donc non plaqué contre le capteur axial) et cause une oscillation de la face avant du capteur autour de d'un axe normal au plan du glisseur. Si la sensibilité caractérise l'influence d'une entrée (effort appliqué par un patin) sur la sortie correspondante, la sensibilité transverse quantifie l'influence de cette entrée sur le résultat obtenu avec l'autre voie de mesure et caractérise donc le couplage des voies. Celle-ci peut être observée sur le graphe de la figure 2.14 qui permet de mettre en évidence une sensibilité moyenne de $0,111 \mu\epsilon/\text{kN}$ soit $k_{num}^L = 8,98 \text{ kN}/\mu\epsilon$ avec une sensibilité transverse de 0,75 %. Ces valeurs sont satisfaisantes et cette version du corps d'épreuve a été réalisée.

2.2.2.3 Caractérisation expérimentale du tribomètre « V4 »

La modélisation numérique du nouveau capteur a permis de prédire une partie de son comportement (fréquences propres, linéarité, sensibilité et sensibilité transverse) mais ces résultats doivent être validés et complétés expérimentalement. Le comportement du

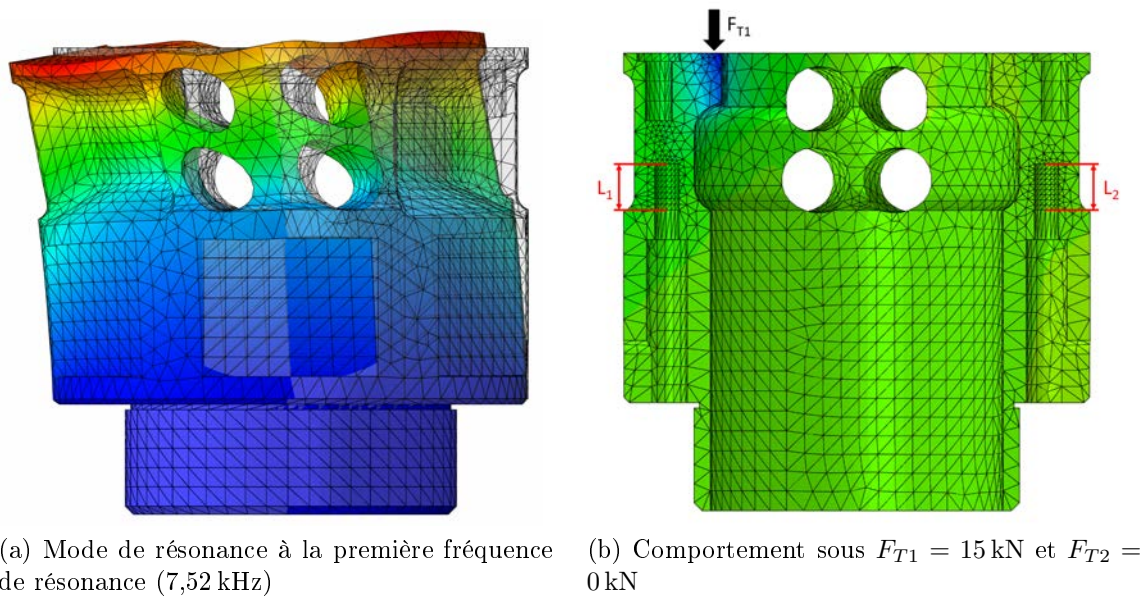


FIGURE 2.13 – Utilisation du logiciel Abaqus pour la conception du capteur

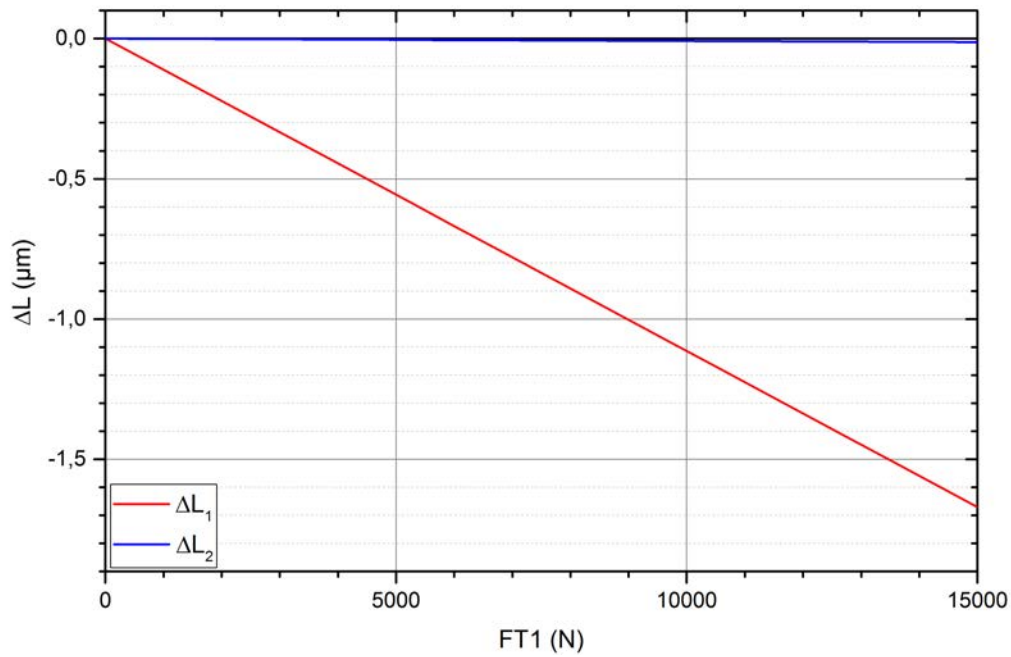


FIGURE 2.14 – Modélisation de l'évolution de la déformation sur les 2 voies en fonction de la charge appliquée par le patin 1

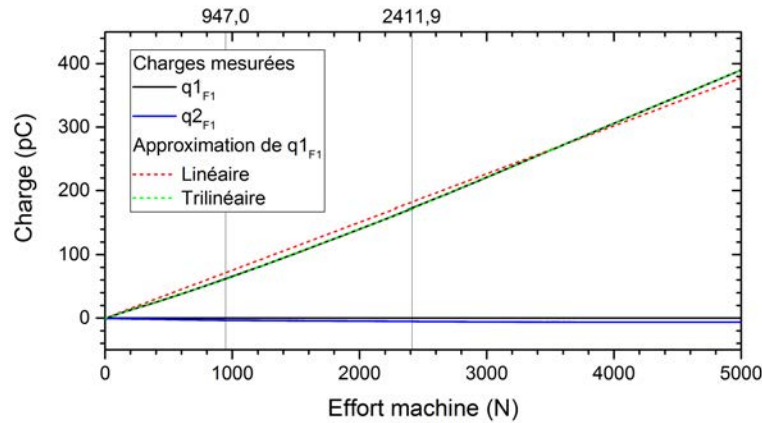
tribomètre a tout d'abord été calibré de manière statique. Les signaux obtenus au cours d'un essai de chargement de la surface d'appui du patin 1 sont présentés en figure 2.15a. La sensibilité moyenne de la voie de mesure est de $7,49 \cdot 10^{-2}$ pC/N et celle de la voie transverse est de $1,68 \cdot 10^{-3}$ pC/N, soit une sensibilité transverse moyenne de 2,2 %. Cependant la voie de mesure ne peut être approximée par une fonction linéaire simple, qui entraîne une erreur supérieure à 13 pC (soit environ 175 N). La voie de mesure peut être linéarisée par parties : une linéarisation en 2 parties permet une erreur inférieure à 3,75 pC (soit environ 55 N) tandis qu'une linéarisation 3 parties permet une erreur inférieure à 1,25 pC (soit environ 20 N). Seules les approximations linéaire et trilinéaire (en 3 parties délimitées par les valeurs de F_{T1} matérialisées sur la figure) sont représentées, mais le tableau 2.4 regroupe les paramètres des différentes approximations linéaires de F_{T1} dont l'approximation bilinéaire. Afin de minimiser l'erreur de mesure, le comportement trilinéaire sera utilisé pour le traitement des signaux.

Tableau 2.4 – Équations des approximations linéaires de l'évolution de $q1_{FT1}$

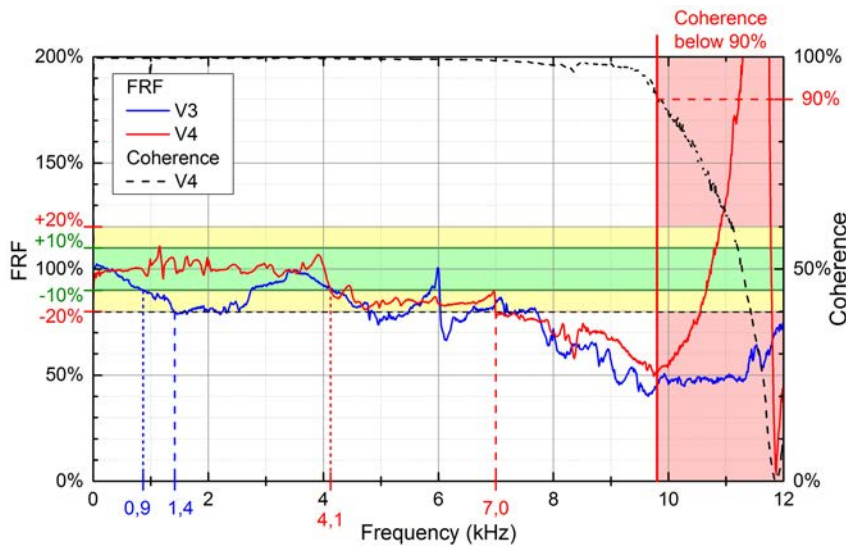
Nom	Domaine linéarisé [kN]	Paramètres de la loi linéaire $q = a.F + b$	
		a [10^{-2} pC/N]	b [pC]
Linéaire	0–5 000	7,49	N/A
Bilinéaire	0–1 724,9	6,71	N/A
	1 724,9–5 000	8,35	–28,3
Trilinéaire	0–947,0	6,42	N/A
	947,0–2 411,9	7,56	–10,7
	2 411,9–5 000	8,45	–32,2

Des mesures de la réponse en fréquence du dispositif ont été effectués et les résultats obtenus pour le tribomètre « V4 » sont comparés aux résultats obtenus pour le tribomètre « V3 » à partir de la figure 2.15b. Ces mesures sont effectués en appliquant à l'aide d'un marteau d'impact une série de chargements connus en entrée du dispositif et en analysant pour chacune le contenu fréquentiel du signal de sortie. Le rapport entre le contenu fréquentiel d'une sortie et celui d'une entrée donne la réponse fréquentielle du dispositif pour l'essai. Une série de 10 essais est effectuée et la fonction de réponse en fréquence (FRF) du dispositif est calculée en faisant la moyenne des réponses fréquentielles de chaque essai. La cohérence caractérise la qualité de la FRF calculée : plus la cohérence est élevée (proche de 100 %) et meilleure est la qualité de la fonction de réponse en fréquence. Une valeur de cohérence inférieure à 90 %, matérialisée par une zone rouge sur la figure 2.15b, est ici considérée comme trop faible pour considérer la FRF comme interprétable. Cette chute de cohérence peut notamment être due à un contenu fréquentiel d'entrée trop faible entraînant une chute du rapport signal/bruit qui rend le calcul de la réponse fréquentielle peu répétable pour ces fréquences.

L'analyse de la FRF du tribomètre V4 met en évidence l'augmentation importante des bandes passantes : alors qu'initialement, les bandes passantes étaient de $BP_{\pm 10\%}^{V3} =$



(a) Évolution de l'effort sur les 2 voies en fonction de la charge appliquée par le patin 1



(b) Comparaison de la réponse fréquentielle des capteurs V3 et V4

FIGURE 2.15 – Analyse expérimentale du comportement du tribomètre « V4 »

0,9 kHz et $BP_{\pm 20\%}^{V3} = 1,4$ kHz, la nouvelle version les multiplie par plus de 4 ($BP_{\pm 10\%}^{V4} = 4,1$ kHz et $BP_{\pm 20\%}^{V4} = 7,0$ kHz), ce qui fait que le nouveau capteur respecte les critères de bande passante nécessaires à l'étude du frottement de revêtements de type MAO ($BP_{\pm 10\%} \geq 3$ kHz et $BP_{\pm 20\%} \geq 6$ kHz).

2.2.3 Utilisation du tribomètre V4

Le tribomètre V4 correspond au cahier des charges permettant une utilisation dans cette étude. Il sera donc utilisé pendant celle-ci.

L'emploi du nouveau dispositif est similaire à celle du précédent équipement (V3) que nous avons présenté en section 2.1.7 : « un glisseur se déplace contre deux patins

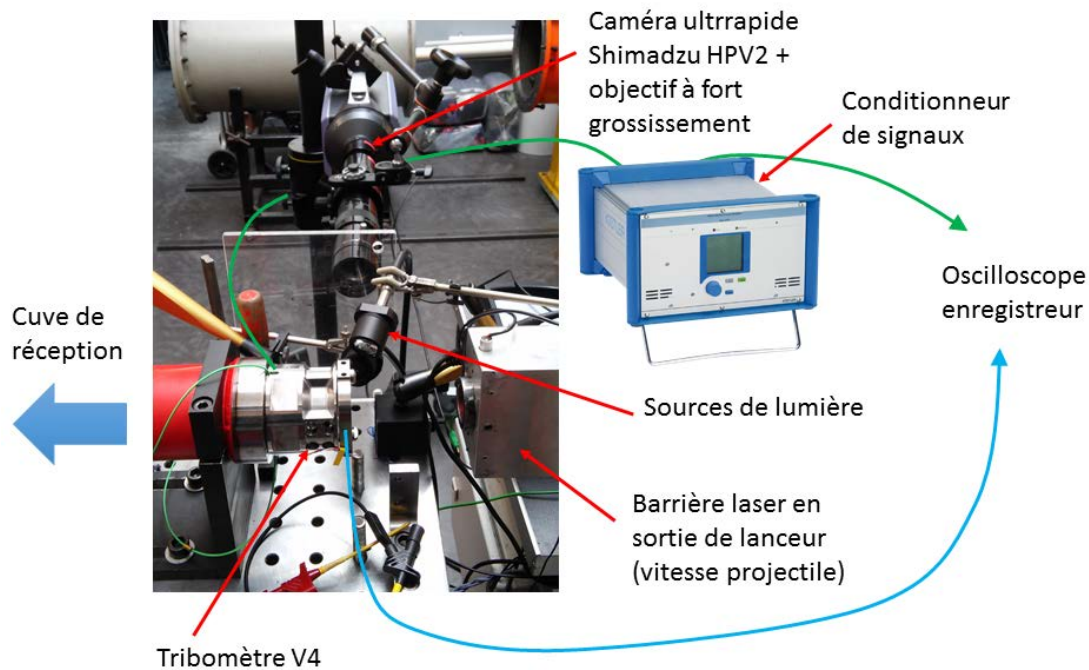


FIGURE 2.16 – Tribomètre patin-glisser V4 en situation d'essai

sur lesquels un anneau dynamométrique instrumenté applique un effort normal tandis que l'effort tangentiel créé par le frottement est mesuré par un dynamomètre axial. Le déplacement du glisseur peut être obtenu par divers moyens en fonction de la vitesse de glissement souhaitée. » (section 2.1.7) Sur la figure 2.16, le tribomètre est adapté sur un banc balistique permettant d'effectuer des essais à une vitesse comprise entre 30 et 70 m/s. L'anneau dynamométrique est connecté à un oscilloscope enregistreur par l'intermédiaire d'un pont de Wheatstone, tandis que le capteur de mesure de l'effort axial y est connecté par un conditionneur de signaux qui convertit la charge électrique (en pC) générée par les jauges de déformation piézoélectriques en une tension qui peut être mesurée par l'oscilloscope enregistreur.

Outre ces éléments de mesure des efforts apparaissant pendant l'essai, une caméra ultrarapide peut être utilisée pour obtenir l'évolution de la vitesse de glissement pendant l'essai. Elle nécessite l'utilisation de deux sources de lumière de forte puissance pour effectuer ce type d'acquisition. La mesure de la vitesse d'impact du projectile est, quant à elle, réalisée par l'intermédiaire d'une barrière laser installée en sortie du tube de lancement.

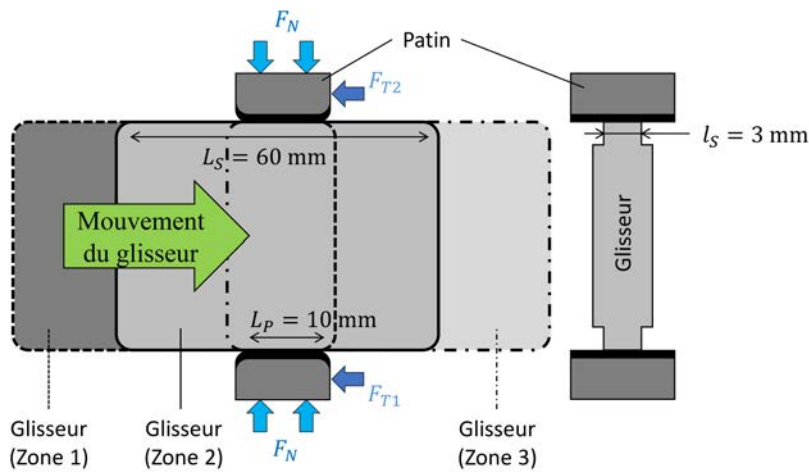
Les signaux obtenus d'effort normal et d'effort de frottement, présentés en figure 2.17a sont utilisés pour calculer le coefficient de frottement instantané dans la partie utile du signal. Cette partie utile, la zone 2 sur la figure, correspond à un frottement en régime stabilisé. Dans la zone 1, qui la précède, des phénomènes liés à l'impact et à l'amorçage des mécanismes de glissement ont lieu. Dans la phase 3, le glisseur commence à quitter le contact, ce qui réduit la surface de contact. La pression normale apparente augmente

2.2. ADAPTATION DU TRIBOMÈTRE AUX OBJECTIFS DE L'ÉTUDE

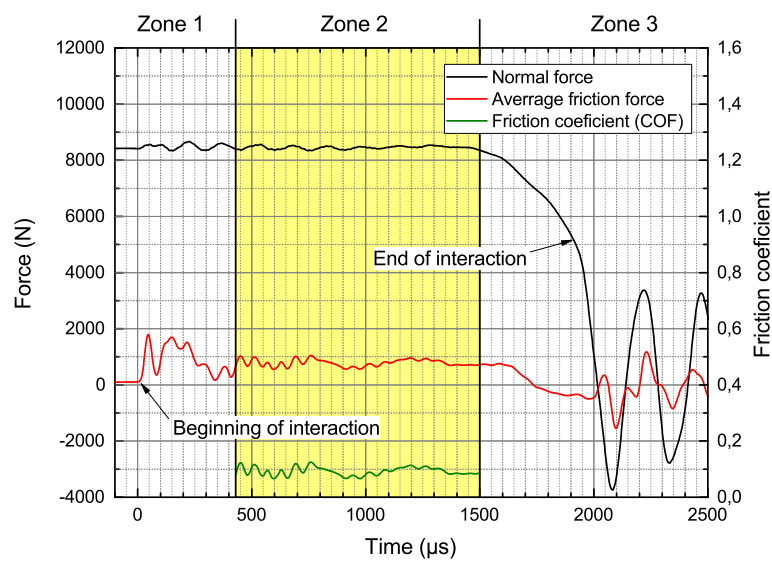
donc dans cette phase, faisant qu'il n'est pas possible de considérer que les conditions de glissement sont stables.

La figure 2.17b présente les signaux typiques obtenus lors d'un essai, l'effort normal F_N est mesuré par l'anneau dynamométrique tandis que l'effort de frottement moyen F_T est calculé à partir des efforts mesurés par le dynamomètre axial à l'aplomb de chacun des patins. Le coefficient de frottement (COF) μ est calculé à partir de ces deux efforts (équation 2.10) et permet d'obtenir un coefficient de frottement moyen $\bar{\mu}$ pour l'essai.

$$\mu(t) = \frac{F_T(t)}{F_N(t)} \quad (2.10)$$



(a) Phases de glissement



(b) Signaux typiques obtenus

FIGURE 2.17 – Mesure typique avec le tribomètre V4

Le tribomètre est capable, par l'intermédiaire de deux anneaux dynamométriques différents, d'appliquer une large gamme d'efforts normaux, permettant d'obtenir des pressions de contact variant entre 10 et 350 MPa. Ce dispositif peut par ailleurs être employé pour une vitesse de glissement pouvant atteindre 60 m/s, à condition de disposer d'une machine capable de mettre en mouvement le glisseur à la vitesse souhaitée. Ainsi, dans la figure 2.16, il est adapté sur un banc balistique, utilisé pour des vitesses de glissement comprises entre 20 et 60 m/s. Dans cette configuration, la mise en mouvement du glisseur s'effectue par l'impact d'un projectile en acier. Pour des vitesses plus faibles, d'autres machines peuvent être employées. Pour les très faibles vitesses, une machine de traction/compression conventionnelle peut être utilisée, tandis qu'une tour de chute permet d'atteindre une vitesse de glissement de 8 m/s.

2.2.4 Comparaison des tribomètres V3 et V4

Afin de permettre la comparaison des résultats obtenus par Chassaing [2015, 2014] avec les résultats des études des revêtements effectuées sur le tribomètre V4, une campagne comparative a été effectuée sur les deux tribomètres. Cette étude consistait en une série d'essais de frottement d'un couple Ti6Al4V forgé / Ti6Al4V forgé effectués à pressions normales apparentes initiales et vitesses initiales de glissement identiques ($v_{ini} = 60$ m/s et $p_{ini} = 110$ MPa). Afin de vérifier que la version du tribomètre n'influence pas le comportement du contact, les coefficients de frottement ont été calculés (voir tableau 2.5) tandis que le contenu fréquentiel moyen des signaux d'efforts de frottement ont été calculés pour chaque série d'essai (voir figure 2.18).

Tableau 2.5 – Essais sur Ti6Al4V forgé effectués à $p=110$ MPa et $V=60$ m/s

Tribomètre	Essai n°	Pression initiale [MPa]	Coefficient de frottement
V3 - à jauges de déformation	1	105	0.16
	2	102	0.16
	3	114	0.17
V4 - à capteurs piézoélectriques	4	111	0.18
	5	112	0.17
	6	108	0.17

Les résultats relatifs aux coefficients de frottement sont similaires, malgré un léger écart de 0,01 (environ 6 %) entre les résultats, et permettent de conclure que le changement de tribomètre ne modifie que peu les conditions d'essai. L'analyse du contenu fréquentiel des signaux obtenus révèle que l'utilisation du tribomètre à capteurs piézoélectriques (V4) entraîne la disparition du contenu fréquentiel présent entre 10 et 18 kHz et l'apparition de contenu fréquentiel entre 30 et 35 kHz. La présence de ces deux contenus est donc liée à l'utilisation de l'un ou l'autre des capteurs axiaux. Ce lien peut être direct, avec des

fréquences de résonance activées différentes, ou indirect avec l'apparition de sollicitations spécifiques du contact en fonction du capteur axial utilisé. Il est néanmoins important de souligner que Chassaing [2015, 2014] a filtré l'ensemble de ses signaux à 10 kHz et que jusqu'à cette fréquence, le contenu fréquentiel des signaux obtenus sur chaque tribomètre est identique.

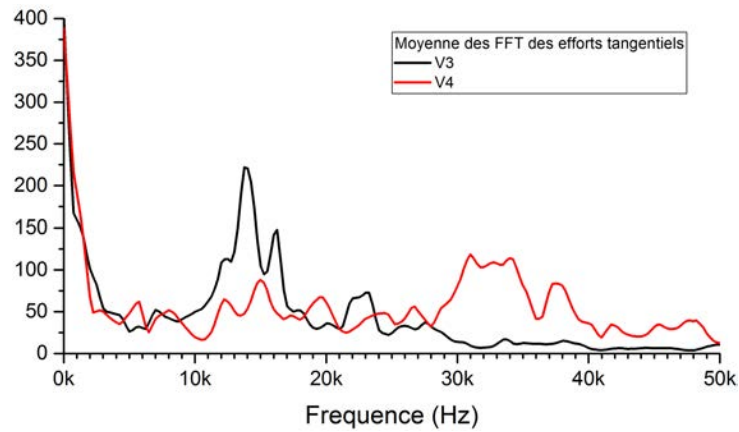


FIGURE 2.18 – Contenu fréquentiel moyen des signaux d'efforts tangentiels en fonction du capteur axial

2.3 Analyses des endommagements

Les essais de frottement permettent de caractériser, pour un couple de matériaux, le comportement du contact en terme d'effort, évalué par l'intermédiaire du coefficient de frottement. Cette grandeur, obtenue à partir des efforts mesurés pendant l'essai, ne qualifie en effet pas l'effet de l'interaction sur les matériaux. Au cours de ce projet, les affectations des matériaux seront effectués en considérant deux aspects principaux. Le premier est l'usure des composants, manifestation des effets du contact la plus directement mesurable, tandis que le second est l'altération microstructurale.

2.3.1 Mesure de l'usure apparente

La mesure de l'usure peut être effectuée selon deux types d'approches. La première consiste à considérer la variation de la masse des échantillons causée par l'essai tandis que la seconde consiste à étudier le volume de matière enlevé ou déposé au cours de l'essai. Ces deux approches sont toutes-deux adaptées à la caractérisation de l'usure mais ne nécessitent une qualité d'échantillon identique. La mesure de la masse usée nécessite que le rapport entre la masse usée et la masse de l'échantillon ne soit pas trop faible, les balances de précision ne disposant généralement pas d'une résolution inférieure au millionième de leur gamme de mesure [Axén *et al.* 2000], la perte de masse liée à l'usure doit être très supérieure au millionième de la masse totale de l'échantillon. De plus pour cette méthode de mesure, il est important que la masse des échantillons mesurés ne varie que très peu sous l'effet de phénomènes extérieurs au contact. En considérant la technologie du capteur « patin-glisseur », il est évident que ce dernier critère n'est pas respecté. En effet, après interaction à haute vitesse (sur le banc balistique), les patins sont aspirés puis arrêtés dans la cuve de réception avec le glisseur et le projectile. Les interactions entre ces pièces pouvant avoir lieu à cet instant peuvent entraîner une affectation notable des échantillons au niveau de certaines arrêtes. Ceci rend inapproprié la mesure de la variation massique des échantillons pour quantifier l'usure et impose donc l'utilisation d'une technique issue de la seconde catégorie de mesure de l'usure : la mesure du volume apparent de matière enlevé. La distinction entre les volumes usés apparent et réel sera expliquée plus tard dans cette partie.

2.3.1.1 Principe de la topographie en microscopie à variation de focale

Le LaBPS dispose, pour l'acquisition des topographies d'échantillons, d'un microscope à variation de focale Alicona Infinite Focus. La mesure topographique par variation de focale s'effectue en cherchant la distance par rapport à l'appareil de mesure pour la-

quelle une élément d'image est le mieux focalisé. La figure 2.19a présente la structure typique d'un microscope à variation de focale. L'échantillon est éclairé en lumière blanche à travers le système optique et réfléchis à travers l'objectif et le miroir semi-transparent une image sur le capteur CCD. Un système d'entraînement fait varier la distance entre l'échantillon et le système optique afin d'acquérir plusieurs clichés de degrés de focalisation différents. Le degré de focalisation d'un point en fonction des clichés est déterminé par la netteté du cliché, elle-même quantifiée par l'écart type des niveaux de gris des pixels voisins (figure 2.19b). Par cette méthode, la topographie de l'ensemble de la zone couverte par la série de clichés peut être calculée. En répétant cette méthode sur l'ensemble de la surface de l'échantillon, celui-ci peut ainsi être mesuré.

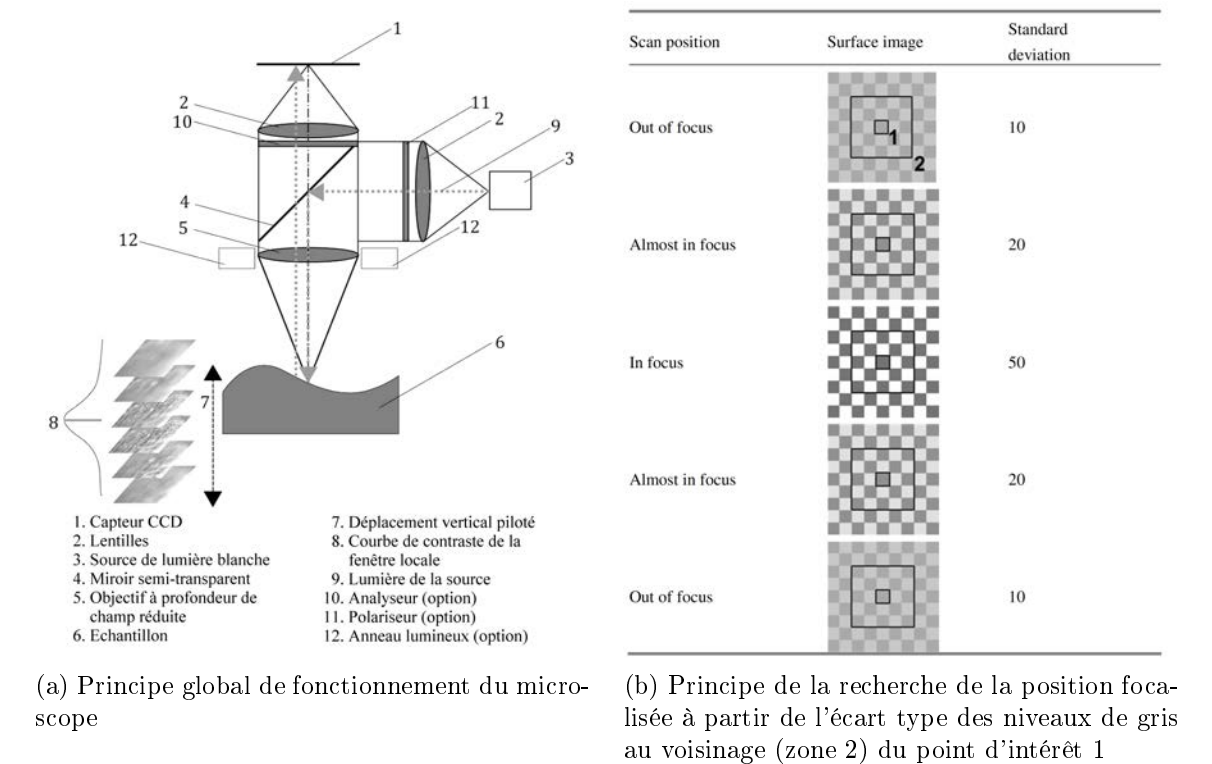
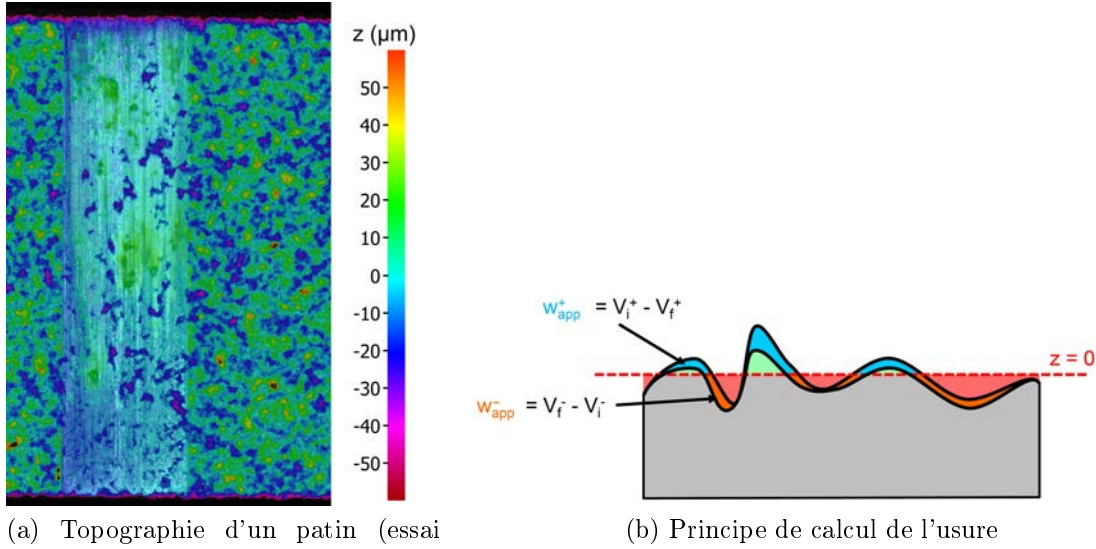


FIGURE 2.19 – Principe de fonctionnement de la mesure de topographie par microscopie à variation de focale [Helml 2011]

2.3.1.2 Calcul de l'usure apparente

La surface obtenue suite à l'acquisition en microscopie à variation de focale est constituée d'une trace de frottement de part et d'autre de laquelle est présent le matériau non affecté. Un plan de référence « $z = 0$ » est défini comme le plan moyen de la partie « brute » de la topographie. La figure 2.20a présente en fausses couleurs l'altitude de la surface du patin par rapport au plan de référence.



(a) Topographie d'un patin (essai Ti6Al4V / Ti6Al4V + CoCrAlYSiBN à $v_{ini} = 40$ m/s et $p_{ini} = 110$ MPa) après définition du plan moyen « $z = 0$ » à partir des surfaces brutes.

(b) Principe de calcul de l'usure

FIGURE 2.20 – Mesure de l'usure à partir de la topographie d'un patin

La trace d'usure présente une surface suffisamment grande pour faire l'hypothèse qu'avant frottement le plan moyen de la surface « brute » correspondante était identique au plan moyen du reste de la surface brute. Ce plan moyen qui définit le plan « $z = 0$ » sera utilisé comme référence pour la suite de la démarche. Le volume délimité entre le plan moyen et la partie supérieure ($z \geq 0$) de la surface mesurée est désigné par V^+ tandis que le volume délimité entre le plan moyen et la partie inférieure ($z \leq 0$) de la surface mesurée est désigné par V^- . Le plan moyen ($z = 0$) est défini par les volumes de matériau non usé (initial) tel que $V_i^+ = V_i^-$. L'usure du matériau entraîne une variation des volumes situés de part et d'autre du plan moyen : V^+ diminue tandis que V^- augmente. Ainsi l'usure apparente peut être calculée de chaque côté du plan moyen par les équations 2.11. L'usure apparente totale prend alors la forme 2.12 qui peut être réduite en la forme 2.13 à partir de la définition du plan de référence.

$$\begin{cases} w_{app}^- = \Delta V^- = V_f^- - V_i^- \\ w_{app}^+ = -\Delta V^+ = V_i^+ - V_f^+ \end{cases} \quad (2.11)$$

$$w_{app}^{tot} = w_{app}^+ + w_{app}^- = V_f^- - V_i^- + V_i^+ - V_f^+ \quad (2.12)$$

$$w_{app}^{tot} = V_f^- - V_f^+ \quad (2.13)$$

Cette formulation permet d'obtenir le volume usé apparent uniquement à partir de la mesure de la surface du patin après essai de frottement, ce qui ne nécessite pas d'utiliser une méthode par comparaison des topographies initiale et finale, réduisant donc le nombre de mesures nécessaires. Les volumes usés sont donc mesurés pour tous les patins en utilisant cette méthode. Cependant, comme les surfaces de frottement des glisseurs ne possèdent pas de surface non affectées permettant de définir le plan de référence, il est impossible de leur appliquer cette méthode. Une méthode comparative (en soustrayant une topographie « usée » à une topographie « brute ») ne peut pas non plus être envisagée en raison de l'absence de surface de référence qui permette de positionner les topographies l'une par rapport à l'autre. Par conséquent au cours de l'étude, seule l'usure des patins sera étudiée.

2.3.1.3 Limites de la méthode

Outre l'impossibilité de caractériser l'usure apparente des glisseurs, expliquée précédemment, c'est la notion même d'usure apparente qui doit ici être expliquée afin de comprendre les limites de la mesure de volume usé. Pour cela il est nécessaire de considérer les types d'endommagement qui peuvent avoir lieu au cours d'un essai de frottement. Les principaux endommagements peuvent être catégorisés en trois catégories en fonction de leur effet sur la pièce étudiée, le patin : ceux n'entraînant pas de modification du volume du patin (transformations microstructurales, fissuration), ceux entraînant une diminution du volume du patin (usure par différents mécanismes) et ceux entraînant une augmentation du volume du patin (not. transferts depuis le glisseur). Par ailleurs, indépendamment du frottement, les matériaux poreux, comme le CoCrAlYSiBN peuvent voir leur volume modifié par densification sous l'effet du chargement normal. La partie haute de la figure 2.21 compare les profils, mesurés dans le sens de glissement ($x = 0$ est l'entrée du patin), de la partie « brute » non affectée et de la trace de frottement. En ne considérant que des phénomènes de type usure et dépôt et en considérant qu'ils sont non cumulables, la partie haute de la figure 2.21 amène naturellement à conclure que le patin a subi une usure, principalement localisée en entrée de patin. Cependant, la prise en considération de phénomènes comme la densification (partie basse de la figure 2.21) modifie ces conclusions. L'usure du patin est nettement moindre dans ce cas, avec un volume usé et un volume déposé qui se compensent. Le profil densifié utilisé dans ce graphe est arbitraire car le comportement en compression du revêtement n'est pas connu.

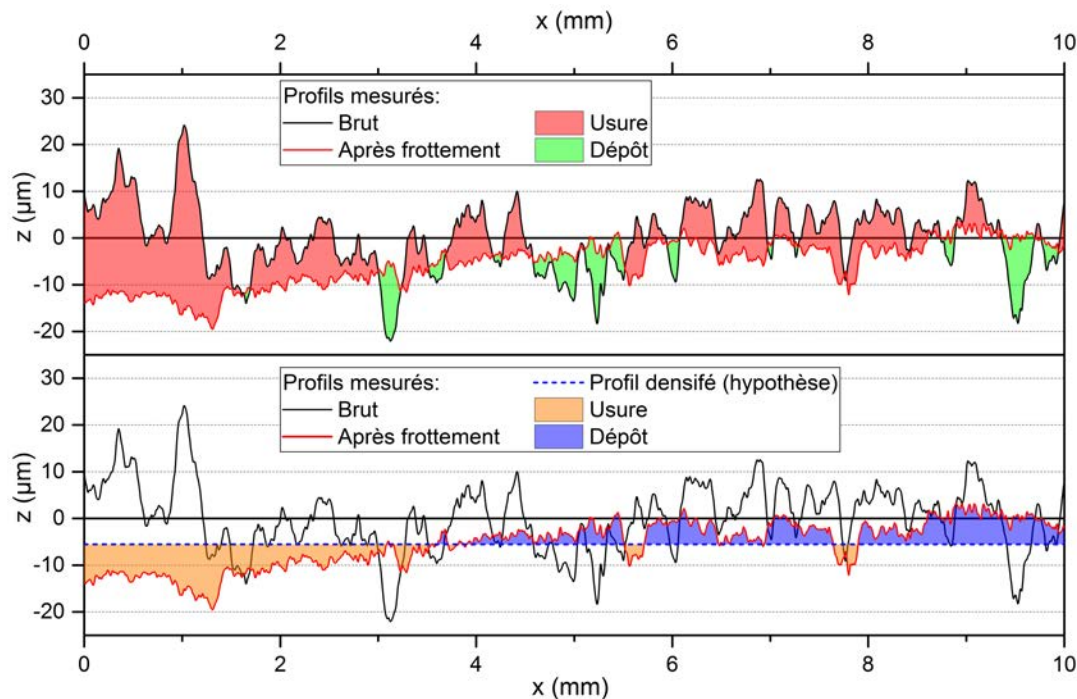


FIGURE 2.21 – Profils des surfaces brute et frottée ($v_{ini} = 60$ m/s et $p_{ini} = 110$ MPa) d'un patin revêtu de CoCrAlYSiBN

2.3.2 Analyses microstructurales

L'analyse des affectations des matériaux et des surfaces par le frottement est essentiel à la bonne compréhension des mécanismes mis en jeu durant le contact. Les analyses reposent notamment sur l'interprétation d'observations des échantillons effectuées par microscopie électronique à balayage au LEM3. Pour que ces interprétations soient correctes, il est indispensable que la préparation des échantillons soit de qualité.

2.3.2.1 Préparation

L'observation des échantillons s'est effectuée en considérant deux aspects des conséquences du frottement. Le premier est la modification des surfaces de contact sous l'effet direct du frottement tandis que le second est la modification des microstructures sous l'effet des sollicitations thermomécaniques engendrées par le frottement. Afin de pouvoir suivre cette démarche, les surfaces puis les sections des patins ont été observées en 3 points (entrée, milieu, sortie) qui sont représentés en figure 2.22.

La préparation des surfaces de frottement pour les observations était uniquement constituée d'une étape de dégraissage dans une bain de nettoyage (50 % éthanol + 50 % acétone) en cuve à ultrasons. Cela évitait de contaminer l'enceinte du microscope, ce qui risquerait d'endommager ce dernier et de perturber la mesure.

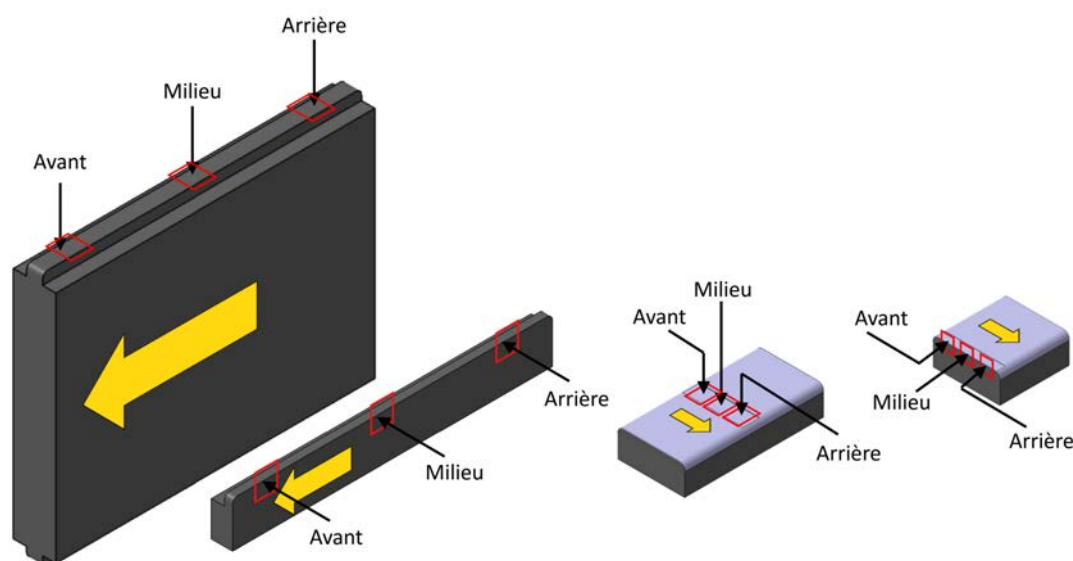


FIGURE 2.22 – Zones observées sur le glisseur mobile (à gauche) et le patin fixe (à droite)

Pour l'observation des sections, une gamme de polissage a été mise en place sur la base d'une gamme proposée par Struers. Elle est constituée d'étapes de prépolissage sous eau avec des papiers abrasifs SiC de taille de grains décroissante jusqu'à $15\mu\text{m}$ environ (FEPA 1 200). Ensuite un polissage par suspension diamantée est effectué en 2 étapes (tailles de grains de 9 et $3\mu\text{m}$) avant un polissage de finition effectué à l'aide d'une solution de silice colloïdale de $0,04\mu\text{m}$ (80 % OPU + 16 % eau + 4 % H_2O_2). L'observation en microscopie optique du Ti6Al4V peut nécessiter une attaque chimique par un réactif dit de Kroll (à base d'acide fluorhydrique) afin de révéler la microstructure du Ti6Al4V, cependant les observations en microscopie électronique à balayage effectuées n'ont pas nécessité une telle préparation. De manière générale, comme les observations effectuées sur les sections sont localisées à proximité des arrêtes et que les attaques chimiques ont tendance à endommager ces dernières par effet de bord, elles ne sont à utiliser qu'en dernier recours.

2.3.2.2 Observations

Afin d'observer les surfaces et les sections des échantillons, plusieurs techniques de mesure existent et répondent à des besoins différents en fonctions des capacités dont ils disposent.

La microscopie optique est certainement le moyen d'observation le plus simple. Elle permet des grossissements jusqu'à « $\times 1\,000$ »¹, ce qui est trop faible pour observer les détails de la microstructure. Elle est donc principalement utilisée lors de la préparation des échantillons afin de contrôler l'état de surface obtenu durant une étape de polissage.

1. généralement oculaire(s) $\times 10$ et objectifs jusqu'à $\times 100$

Les observations des surfaces et des sections seront donc effectuées à l'aide d'un moyen de mesure un peu plus sophistiqué : le MEB-FEG (microscope électronique à balayage à canon à électrons à effet de champ) Zeiss Supra 40. Celui-ci effectue un balayage de la surface à observer à l'aide d'un faisceau d'électrons tandis que la réponse de la matière peut être mesurée à l'aide de divers détecteurs :

- Capteur d'électrons rétrodiffusés (BSE). L'émission d'électrons rétrodiffusés par un matériau est causé par l'interaction entre les électrons du faisceau et le noyau des atomes. Plus ceux-ci sont lourds, plus la quantité d'électrons rétrodiffusés sera importante, aussi le contraste obtenu avec un détecteur d'électrons rétrodiffusés sera principalement chimique, permettant de distinguer les différentes phases présentes dans un matériau.
- Capteur d'électrons secondaires (SE). Lorsque le faisceau d'électrons interagit avec le nuage électronique des atomes de l'échantillon, il peut arriver que des électrons soient éjectés en absorbant une partie de l'énergie des électrons du faisceau. Les électrons ainsi libérés sont de faible énergie, aussi seuls ceux émis à l'extrême surface de l'échantillon parviennent au détecteur. Pour cette raison la topographie de l'échantillon influence fortement le flux d'électrons secondaires émis, ce qui fait que le contraste en imagerie sera principalement topographique.
- Capteur EDS ou EDX, ou capteur de spectroscopie des rayons X dispersive en énergie. Lorsqu'un électron d'une bande de valence faible est éjecté du nuage électronique d'un atome sous l'effet du faisceau, les électrons du nuage vont changer de bande de valence pour combler la lacune ainsi formée, ce qui entraîne l'émission de photons X dont l'énergie est caractéristique de l'élément chimique dont il est issu. Le détecteur EDS est capable de mesurer l'énergie des photons X qu'il reçoit, ce qui permet de caractériser chimiquement le matériau de l'échantillon. Les résultats obtenus avec un détecteur EDX ne sont pas destinés à l'imagerie mais à la caractérisation ponctuelle, bien qu'il soit possible d'effectuer des cartographies chimiques de l'échantillon.

Pour l'étude des échantillons issus des essais de frottement, les trois détecteurs précédents seront principalement utilisés, ce qui permettra d'observer la topographie (SE), les phases (BSE) et les éléments chimiques présents (EDX). Ces moyens ne sont pas seuls qui aient été utilisés au cours de l'étude, cependant ce sont les seuls qui l'ont été de manière systématique. Lorsque des résultats issus d'un moyen de mesure non présenté dans cette section seront exposés, le principe de ce dernier sera brièvement expliqué.

2.4 Conclusion

En définissant une méthode de discrimination des différents tribomètres existants et en recensant ceux semblants les plus pertinents pour l'étude du frottement à grande vitesse du couple Ti6Al4V/Ti6Al4V traité MAO, ce chapitre a dans un premier temps permis de définir un type de tribomètre à utiliser dans le cadre de la présente étude. Un tribomètre de type « patin-glisseur » a ainsi été retenu comme le plus adaptés aux contraintes de l'étude. Ce dispositif, basé comme l'indique son nom sur le frottement d'un glisseur mobile sur un patin fixe répond aux besoins définis pour l'étude et permet de plus de couvrir une large plage de conditions de glissement en s'adaptant sur divers moyens de mise en mouvement du glisseur.

L'étude des capacités de mesure du tribomètre a été effectuée après avoir défini les besoins en terme de capacités de mesure de l'instrument. Suite à la mise en évidence de 2 types de comportements du revêtement possibles (usure totale ou non au cours de l'essai) et de la différence d'importance relative des données obtenues dans chacun de ces cas, la bande passante nécessaire a été définie en considérant deux niveaux de précisions différents en fonction du comportement du contact. Deux bandes passantes $BP_{10\%} = 3\text{ kHz}$ et $BP_{20\%} = 6\text{ kHz}$ ont donc été définies afin de qualifier la capacité de mesure du tribomètre. Une insuffisance de la bande passante de mesure du tribomètre patin-glisseur « V3 » a été mise en évidence et un tribomètre « V4 » dont le comportement est compatible avec les critères définis a été développé.

Enfin, les outils et méthodes utilisés pour l'analyse *post-mortem* des échantillons ont été présentées. Les mesures de volume usé seront effectuées de manière systématique sur les patins (revêtus) mais il n'est pas possible de les appliquer aux glisseurs. Les analyses microstructurales en microscopie électronique à balayage seront effectuées sur des patins et glisseurs typiques de chaque configuration d'essai. Elles visent à définir les affectations des pièces générées par le frottement.

Chapitre 3

Résultats expérimentaux

3.1	Essais de frottement	104
3.2	Analyse de l'usure apparente des revêtements	115
3.3	Analyse des altérations microstructurales	119
3.4	Comportement tribologique des couples de matériaux	137
3.5	Conclusion	142

Suite à l'analyse des données existantes, une stratégie d'étude des couples de matériaux a été mise en place. Celle-ci prend en compte les techniques d'essai et d'analyse utilisables dans les configurations considérées.

La première étape de cette stratégie consiste à effectuer des essais de frottement à grande vitesse des matériaux

Dans ce chapitre, les résultats expérimentaux seront présentés, ainsi que les conclusions directes émanant de ceux-ci. Une discussion plus approfondie sera menée dans le chapitre suivant. et des outils seront mis en place pour confronter les hypothèses.

3.1 Essais de frottement

3.1.1 Configurations étudiées

Au cours du chapitre 1, l'importance de l'influence de la vitesse de glissement v et de la pression de contact p sur le comportement tribologique de contacts avec glissement à grande vitesse a été mise en évidence. Afin d'analyser la sensibilité du comportement du contact à ces paramètres, plusieurs configurations ont été retenues. Deux pressions de contact apparente p (110 et 280 MPa) et quatre vitesses de glissement v (8, 40, 50 et 60 m/s) ont donc été sélectionnées. Ces essais ont été réalisés pour 3 couples de matériaux (c.Co, c.Cu, et c.MAO) donnant ainsi lieu à une matrice de 24 configurations. Pour chaque configuration testée, les essais ont été réalisés plusieurs fois afin de s'assurer de la répétabilité des mesures.

Afin de limiter le temps passé à effectuer et à traiter de nombreux essais, il est nécessaire de réduire cette matrice. Toutes les configurations n'ont donc pas été étudiées et une matrice d'essais réduite a été mise en place. L'effet de la vitesse de glissement sur le comportement tribologique de chaque couple a principalement été analysé pour des essais réalisés avec $p = 110$ MPa tandis que la tendance obtenue avec un nombre réduit de vitesses de glissement était suffisante afin d'observer l'effet de l'augmentation de la pression de contact. Pour cette raison, seules trois des quatre vitesses citées précédemment ont été étudiées sous les deux pressions de contact, la vitesse de 50 m/s n'étant utilisée que pour les essais à $p = 110$ MPa.

Le développement du revêtement MAO dit « optimisé » est un processus qui a nécessité un temps important. Le procédé de traitement n'est devenu opérationnel que tardivement dans la chronologie de la thèse. Par conséquent, les essais initialement prévus pour le couple c.MAO ont été réduits. En premier lieu, il a été décidé de ne pas effectuer d'essais à 8 m/s en raison des réserves qui ont été soulevées au cours des essais sur les deux autres matériaux (voir la section 3.1.2 ci-après). En second lieu, au cours du développement du traitement MAO du Ti6Al4V, des essais préliminaires (non présentés dans ce mémoire) ont été réalisés. Ceux-ci ont montré que la tenue du revêtement sous les chargements les plus sévères était compromise. Pour cette raison, il a été décidé de ne tester ce revêtement ni sous la pression de contact la plus élevée (280 MPa) ni aux vitesses de glissement les plus élevées : 50 et 60 m/s. Par conséquent, parmi les configurations initialement sélectionnées, seul le couple ($p = 110$ MPa ; $v = 40$ m/s) a été considéré.

La réduction du nombre de configurations de 24 à 15 par la démarche détaillée précédemment a permis de réduire la matrice d'essais à celle indiquée dans le tableau 3.1. Celle-ci comporte, malgré la réduction du nombre de configurations, un nombre important

Tableau 3.1 – Configurations de glissement étudiées

Matériau du patin	Configuration nominale		Configuration réelle initiale		Désignation
	Pression de contact apparente	Vitesse de glissement	Pression de contact apparente initiale	Vitesse de glissement initiale	
	p	v	p_{ini}	v_{ini}	Mat- p_{ini} - v_{ini} -n°
Ti6Al4V + CoCrAlYSiBN	110	8	107	7.8	Co-110-8-1
			118	7.8	Co-110-8-2
			111	8.0	Co-110-8-3
		40	119	37.4	Co-110-40-1
			113	43.8	Co-110-40-2
		50	114	50.4	Co-110-50-1
			112	51.8	Co-110-50-2
			110	52.2	Co-110-50-3
		60	117	57.7	Co-110-60-1
			114	60.0	Co-110-60-2
			108	60.0	Co-110-60-3
			105	60.0	Co-110-60-4
	280	8	277	7.8	Co-280-8-1
			285	7.8	Co-280-8-2
		40	279	39.9	Co-280-40-1
			281	39.9	Co-280-40-2
		60	284	62.8	Co-280-60-1
			285	60.0	Co-280-60-2
			282	59.9	Co-280-60-3
Ti6Al4V + CuNiIn	110	8	114	7.8	Cu-110-8-1
			108	7.8	Cu-110-8-2
			113	8.0	Cu-110-8-3
		40	115	37	Cu-110-40-1
			115	38	Cu-110-40-2
			112	40	Cu-110-40-3
		50	116	49	Cu-110-50-1
			115	49	Cu-110-50-2
			114	51	Cu-110-50-3
		60	113	52	Cu-110-60-1
			114	56	Cu-110-60-2
			115	65	Cu-110-60-3
	280	8	289	7.8	Cu-280-8-1
			275	7.8	Cu-280-8-2
			281	7.8	Cu-280-8-3
		40	285	43	Cu-280-40-1
			280	43	Cu-280-40-2
			283	45	Cu-280-40-3
			277	46	Cu-280-40-4
			278	61	Cu-280-60-1
		60	279	64	Cu-280-60-2
			273	65	Cu-280-60-3
			274	68	Cu-280-60-4
Ti6Al4V + MAO	110	40	109	37.3	MAO-110-40-1
			115	41.4	MAO-110-40-2
			111	42.0	MAO-110-40-3

d'essais (45). Ces essais ont été réalisés et traités selon la méthode présentée dans le chapitre précédent (voir section 2.1.7), avec toutefois quelques variations entre les différentes configurations.

Les essais utilisant les revêtements CoCrAlYSiBN et CuNiIn ont été réalisés en utilisant le tribomètre dans sa version « V3 » (équipée de jauges de déformation) tandis que le revêtement MAO a été étudié à l'aide du tribomètre « V4 » (équipée de capteurs piézoélectriques). Lors d'un essai préliminaire avec le tribomètre « V4 », le capteur avait été endommagé par l'impact d'un projectile. La comparaison des deux versions « V3 » et « V4 » effectuée précédemment (voir section 2.2.4) a mis en évidence que des signaux obtenus à l'aide des deux tribomètres et auxquels un filtre passe-bas de fréquence 10 kHz est appliqué sont similaires. Cette observation a permis de remplacer le tribomètre « V4 » par le tribomètre « V3 » afin d'effectuer les essais sur les revêtements CoCrAlYSiBN et CuNiIn durant la réalisation des réparations sur le tribomètre « V4 ».

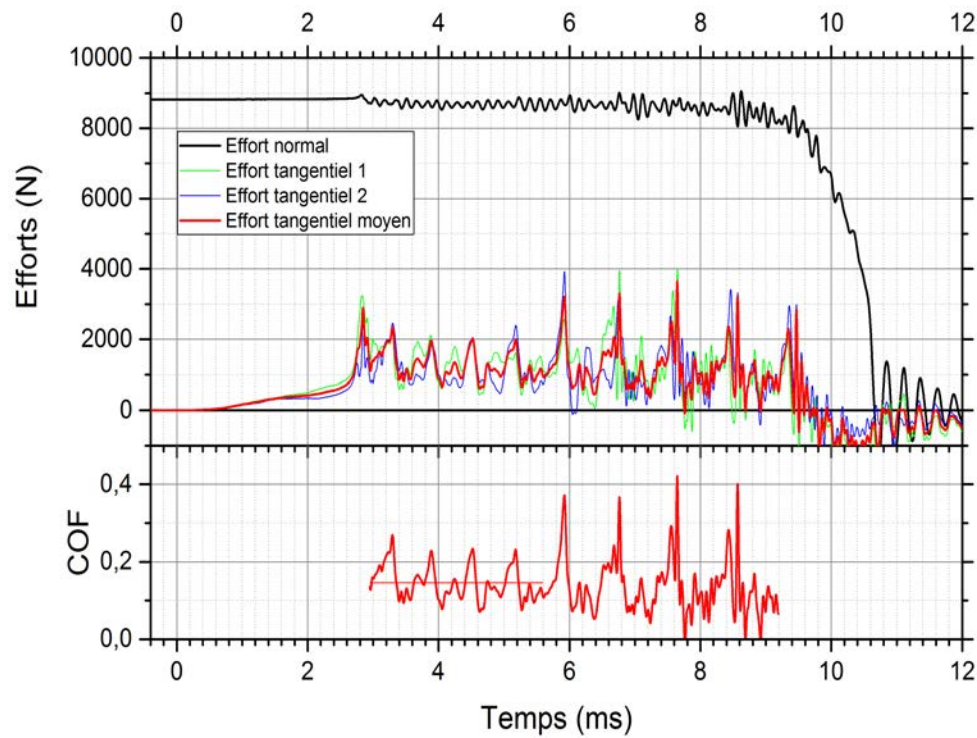
Dans la section 2.1.7, il a été indiqué que la mise en mouvement du glisseur était effectuée l'action, sur ce dernier, d'un système extérieur au tribomètre. Lors des essais à $v = 8$ m/s, c'est l'impact d'une masse lancée verticalement dans une tour de chute qui cause le mouvement du glisseur, tandis qu'au cours des essais à plus grande vitesse de glissement ($v = 40, 50$ et 60 m/s), c'est l'impact d'un projectile lancé horizontalement par un canon à gaz qui cause le mouvement du glisseur. La section suivante (3.1.2) met en évidence l'effet de cette différence de technologie de mise en mouvement sur les signaux obtenus.

3.1.2 Signaux typiques obtenus

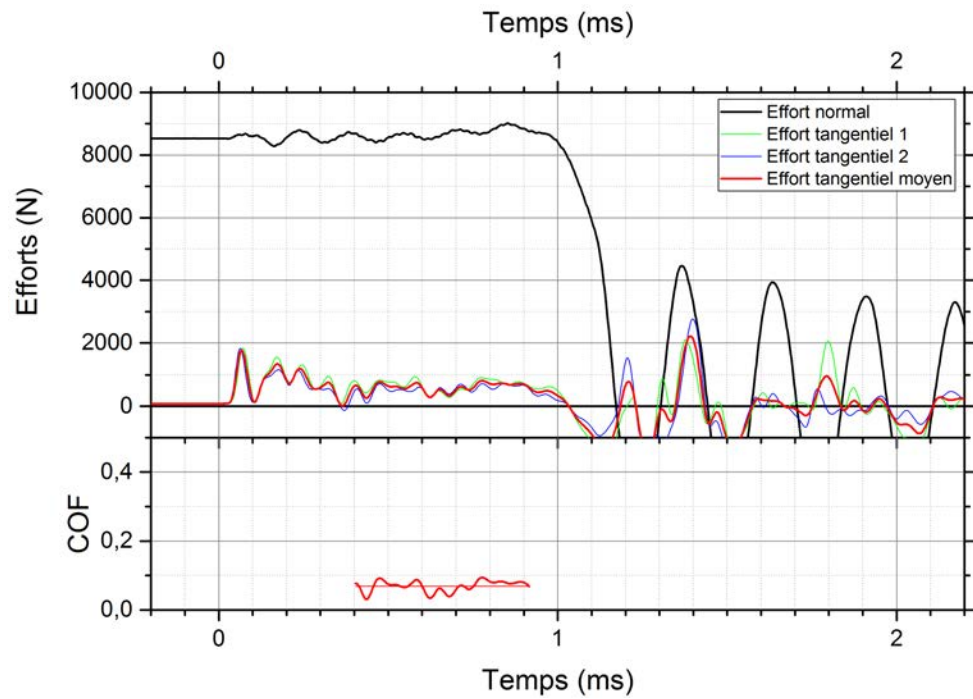
Les signaux typiques obtenus pour les différentes configurations sont présentés en figure 3.1. La figure 3.1a correspond aux essais effectués avec une vitesse nominale de $v = 8$ m/s, tandis que la figure 3.1b illustre les essais effectués avec une vitesse de glissement nominale de $v = 40$ m/s ou plus. Les signaux d'efforts et le coefficient de frottement obtenus aux plus grandes vitesses de glissement ($v = 40, 50$ et 60 m/s) présentent une allure globale conforme à celle attendue (cf. section 2.1.7), tandis que celle des signaux enregistrés à $v = 8$ m/s en diffère par la présence d'une série de pics d'efforts de frottement (et donc de coefficient de frottement).

Dans la section précédente, la différence entre ces deux types d'essai a été signifiée : lors des essais à $v = 8$ m/s, la mise en mouvement du glisseur est assurée par l'impact d'une masse lancée verticalement sur le glisseur, tandis que lors des essais à $v = 40$ m/s ou plus, c'est l'impact d'un projectile lancé horizontalement qui assure cette fonction.

Pour comprendre l'origine de cette différence, dans la figure 3.2, le profil de vitesse de

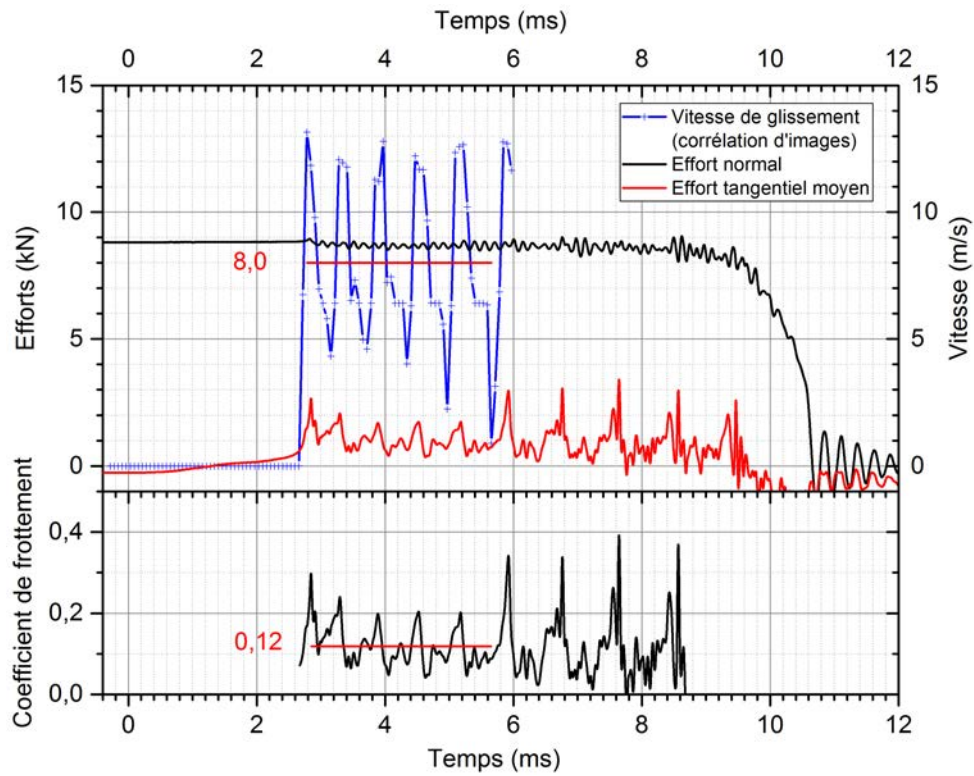


(a) Essais à $v = 8$ m/s (essai Co-280-8-1)

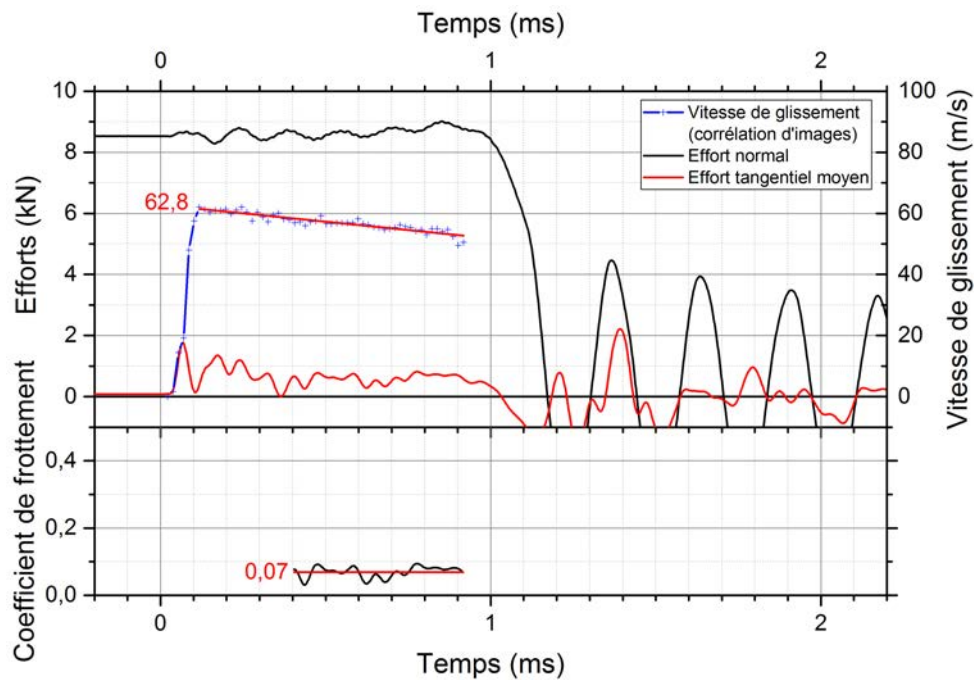


(b) Essais à $v = 40, 50$ et 60 m/s (essai Co-280-60-1)

FIGURE 3.1 – Enregistrements typiques



(a) Essais à $v = 8 \text{ m/s}$ (essai Co-280-8-1)



(b) Essais à $v = 40, 50$ et 60 m/s (essai Co-280-60-1)

FIGURE 3.2 – Enregistrements et profils de vitesse typiques en fonction de la configuration

glissement obtenu par corrélation d'images au cours d'un essai est superposé aux signaux d'efforts enregistrés pendant cet essai. L'observation des vidéos et des profils de vitesse d'un essai effectué à $v = 8 \text{ m/s}$ révèle la présence d'impacts répétés sur le glisseur, ce qui se traduit par une série de pics de vitesse.

Ceci est causé par la décélération extrêmement importante du glisseur liée à la dissipation de son énergie cinétique en travail de frottement. Comme la vitesse initiale de glissement durant l'essai est relativement faible (comparativement aux vitesses étudiées sur le banc balistique), la dissipation de l'énergie cinétique du glisseur se traduit par une chute de vitesse non négligeable. Ainsi, pour un glisseur de masse $m_{gl} = 97 \text{ g}$ glissant à une vitesse initiale de $v_{ini} = 13 \text{ m/s}$ (cas présenté en figure 3.2a) et dissipant son énergie dans 2 contacts de $S = 30 \text{ mm}^2$ soumis à une pression normale apparente de $p = 280 \text{ MPa}$ pour un coefficient de frottement considéré constant $\mu = 0,12$ aura dissipé son énergie cinétique en $625 \mu\text{s}$ (voir équation 3.1), résultat assez proche de l'extrapolation pouvant être effectuée à partir de la courbe d'évolution de la vitesse de la figure 3.2a.

$$t_{arret} = \frac{m_{gl} \cdot v_{ini}}{2\mu \cdot p \cdot S} = 625 \mu\text{s} \quad (3.1)$$

Pour l'essai présenté figure 3.2a, la vitesse de glissement varie entre 13 et 4 m/s pour le premier cycle de frottement et entre 13 et 1 m/s pour le dernier dont la vitesse de glissement est connue, le coefficient de frottement variant alors entre 0,10 et 0,30 pour le premier cycle et 0,05 et 0,2 pour le dernier dont la vitesse de glissement est connue.

Les fortes variations de vitesse de glissement et de coefficient de frottement sont synchronisées. Il peut sembler acceptable de considérer que, puisqu'à un instant t on a une vitesse $v(t)$ et un coefficient de frottement $\mu(t)$, il est possible de considérer que l'on connaît désormais le coefficient de frottement pour toute la plage de vitesse v parcourue par $v(t)$ au cours de l'essai. Cependant, l'historique de l'essai ne permet pas d'effectuer une telle approximation. En effet les coefficients de frottement sont définis pour les essai mono-impact (comme ceux obtenus, sur le banc balistique, à plus grande vitesse de glissement) comme la moyenne du coefficient de frottement mesuré dans la phase 2 (voir section 2.1.7).

La vitesse de glissement variant de manière trop rapide pour que l'on puisse considérer la présence d'une phase 2 entre deux impacts, il est impossible de définir une vitesse précise pour laquelle on connaîtrait le coefficient de frottement selon la méthode de mesure définie précédemment. Il est donc *a fortiori* impossible de considérer que l'on connaît le coefficient de frottement pour l'ensemble de la plage de vitesse de glissement parcourue.

Les configurations à une vitesse de glissement $v = 8 \text{ m/s}$ ont néanmoins été intégrées à la matrice d'essais afin de disposer de résultats à une vitesse inférieure à 40 m/s. Ces données devaient permettre de déterminer si les comportements tribologiques des couples

de matériaux étudiés à très grande vitesse sont exclusifs à ce domaine ou sont présents sur une plus large gamme de vitesse de glissement. Afin de satisfaire à cet objectif, il a été jugé acceptable de faire certaines approximations lors du calcul de la vitesse de glissement et du coefficient de frottement. Pour ces essais, la vitesse v_{ini} reportée dans le tableau 3.1 est la vitesse moyenne pendant l'ensemble des cycles complets visibles sur la courbe d'évolution de la vitesse obtenue par corrélation d'images, ce qui correspond à la période allant de la fin du premier impact (premier maximum de vitesse) au début du dernier impact (dernier minimum de vitesse) de la figure 3.2a. Le coefficient de frottement moyen $\bar{\mu}$ de l'essai est calculé sur cette même période.

Les signaux obtenus au cours des essais à $v = 40, 50$ et 60 m/s étaient typiquement semblables à ceux présentés en figure 3.1b. Ils ont été dépouillés conformément, au protocole défini en partie 2.1.7. Le coefficient de frottement μ est calculé à partir de effort de frottement normal (F_N) et de l'effort de frottement moyen (F_T) pour cette phase 2 de l'essai, puis une valeur moyenne $\bar{\mu}$ de celui-ci est calculée.

3.1.3 Influence des paramètres d'essai sur le coefficient de frottement

Dans la section précédente (3.1.2), les signaux typiques obtenus ont été présentés, ainsi que le protocole utilisé pour le calcul du coefficient de frottement.

A partir de ce point, les différentes configurations d'essai seront fréquemment évoquées. Celles-ci ne diffèrent les unes des autres que par le matériau présent en surface du patin. Afin d'alléger la lecture, une désignation abrégée est donc adoptée, expliquée dans le tableau 3.2.

Tableau 3.2 – Définition des désignations abrégées

Glisseur (G.)	Matériaux		Désignation	
	Substrat des patins (S.)	Revêtement des patins (Rev.)	Complète (G. / S.+Rev.)	Simplifiée (Rev.)
Ti6Al4V	Ti6Al4V	Sans	Ti6Al4V / Ti6Al4V	c.NR
		CuNiIn	Ti6Al4V / Ti6Al4V + CuNiIn	c.Cu
		CoCrAlYSiBN	Ti6Al4V / Ti6Al4V + CoCrAlYSiBN	c.Co
		traitement MAO	Ti6Al4V / Ti6Al4V + MAO	c.MAO
		N'importe quel revêtement précédent	Ti6Al4V / Ti6Al4V + Revêtement	c.Rev

3.1.3.1 Influence de la vitesse de glissement initiale v_{ini} sur le comportement des revêtements

Afin d'étudier l'influence de la vitesse de glissement sur le comportement des contacts, la figure 3.3 présente les valeurs du coefficient de frottement moyen $\bar{\mu}$ obtenues dans le cas d'une pression de contact apparente nominale $p = 110$ MPa. Outre les données produites au cours de ces travaux pour les couples c.Rev, les résultats obtenus par Chassaing [2015] pour le couple c.NR non revêtu sont intégrés à la figure pour comparaison. Il convient de rappeler ici que le couple c.MAO n'a été soumis qu'à des essais à $v = 40$ m/s et $p = 110$ MPa (détails en section 3.1.1). Par conséquent sa sensibilité à la vitesse de glissement ne peut être étudiée ici. Les principaux résultats concernent donc le comportement des revêtements CoCrAlYSiBN et CuNiIn.

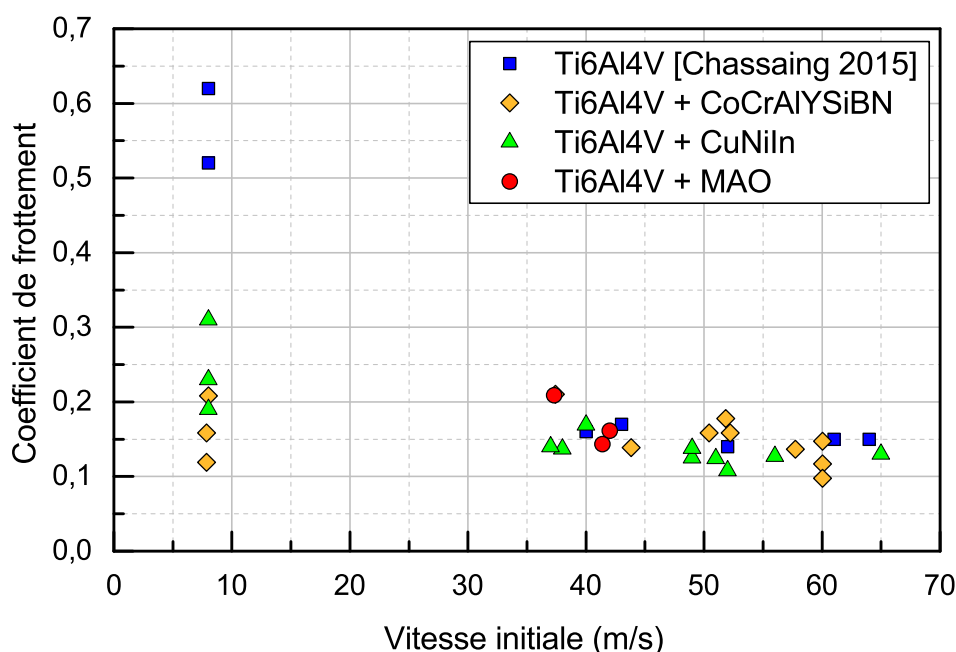


FIGURE 3.3 – Coefficients de frottement obtenus à $p = 110$ MPa pour les différents couples de matériaux

A une vitesse de glissement de 8 m/s, les couples c.Co et c.Cu testés présentent des coefficients de frottement différents. Ceux-ci sont respectivement d'environ 0,16 et 0,25, soit une réduction du coefficient de frottement de presque moitié en substituant un revêtement CoCrAlYSiBN au CuNiIn. Cette réduction est du même ordre que celle obtenue en utilisant le CuNiIn plutôt qu'un contact non revêtu. En effet, le coefficient de frottement obtenu pour un contact c.NR avoisine 0,57 à $v = 8$ m/s, soit un peu plus du double du coefficient de frottement du couple c.Cu à cette même vitesse de glissement.

A plus grande vitesse de glissement, l'écart de coefficient de frottement entre les couples de matériaux disparaît. Pour l'ensemble des couples testés sur la plage de 40 à 60 m/s, les coefficients de frottement sont proches (voisins de 0,15). A $v = 40$ m/s, le couple c.MAO ne fait pas exception à cette observation, présentant lui aussi un coefficient de frottement proche de 0,15.

Le couple dont les patins ne sont pas revêtus et celui dont les patins comportent un revêtement CuNiIn présentent donc une diminution du coefficient de frottement quand la vitesse de glissement passe de 8 à 40 m/s. Le coefficient de frottement est ensuite relativement constant pour le reste de la gamme de vitesse étudiée. Pour analyser ce type d'évolution, on peut se référer aux résultats présentés dans la section 1.3.2.3. L'évolution typique du coefficient de frottement sec relevée par Kimball [1877] (figure 1.41a) présente une diminution pour les vitesses supérieures à « V_m ». Nous avons vu que « [cette] diminution du coefficient de frottement à haute vitesse s'explique par le mécanisme d'adoucissement thermique [...] : augmenter la vitesse de glissement augmente le travail de frottement instantané et donc la température de contact, ce qui cause l'adoucissement des matériaux. » (section 1.3.2.3). Le couple c.NR, et dans une moindre mesure le couple c.Cu, présentent donc, d'après cette théorie, un adoucissement thermique en raison de la vitesse.

Cette diminution du coefficient de frottement n'apparaît pas dans le cas du couple c.Co dont le coefficient de frottement reste constant pour l'ensemble des vitesses de glissement étudiées. Cette stabilité du coefficient de frottement en fonction de la vitesse de glissement correspond plutôt à la phase pour laquelle la vitesse V_I représentée sur la figure 1.41a est dépassée. Cette indépendance du coefficient de frottement à la vitesse de glissement s'explique par le fait qu'« au delà [de cette] vitesse un film de métal fondu (ou quasi-fondu) apparaît et lubrifie le contact, stabilisant le coefficient de frottement. » (section 1.3.2.3). Il est donc probable que ce pour cette configuration c.Co, la vitesse V_I soit inférieure à 8 m/s, tandis que pour les contacts c.NR et c.Cu, la vitesse elle soit comprise entre 8 et 40 m/s. Ceci expliquerait la diminution du coefficient de frottement entre 8 et 40 m/s et sa stabilité aux vitesses de glissement plus élevées.

3.1.3.2 Influence de la pression de contact apparente p sur le comportement des revêtements

Afin d'étudier l'influence de la pression de contact apparente sur le comportement des contacts, la figure 3.4 présente le coefficient de frottement moyen $\bar{\mu}$ tracé dans le cas de deux pressions de contact apparentes nominales $p = 110$ et 280 MPa. Les couples de matériaux présentés sont c.Co et c.Cu. En sus de ces résultats, les données collectées par Chassaing [2015] pour le couple c.NR figurent aussi sur la figure, à titre de référence.

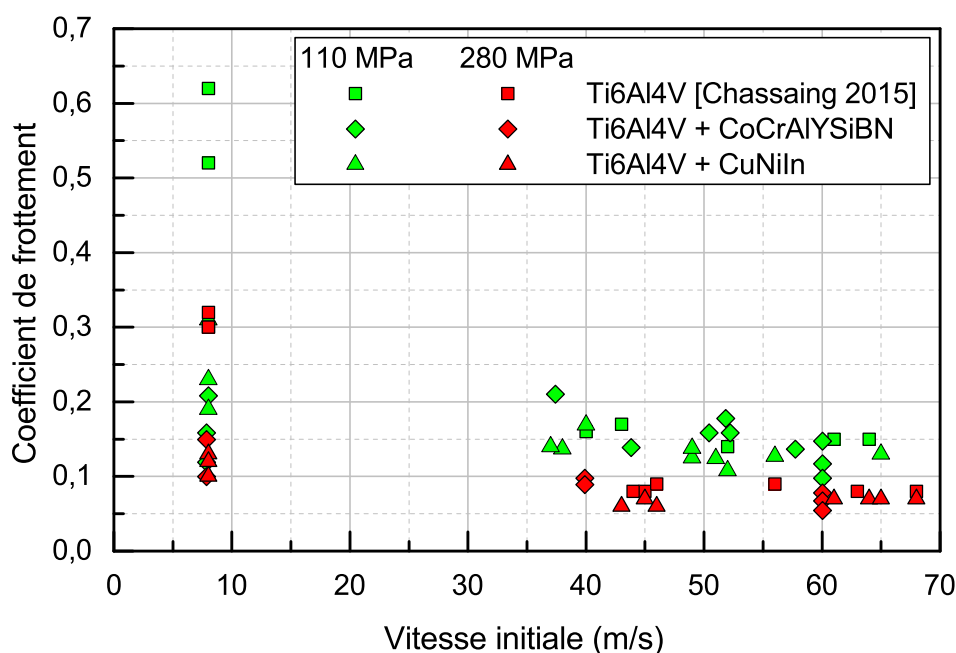


FIGURE 3.4 – Coefficients de frottement obtenus à $p = 110$ et 280 MPa pour les différents couples de matériaux

Les contacts étudiés sont donc les mêmes que précédemment, à l'exception de c.MAO qui n'est cette fois-ci pas tracé. En effet, ce couple n'a pas été étudié pour une pression de contact apparente $p = 280$ MPa (voir section 3.1.1).

Pour les trois couples de matériaux et pour l'ensemble de la gamme de vitesses de glissement, les coefficients de frottement pour $p = 280$ MPa sont de manière générale fortement réduits par rapport à ceux obtenus à $p = 110$ MPa. Ainsi, à $v \geq 40$ m/s, le coefficient de frottement passe de $\bar{\mu} \approx 0,15$ pour l'ensemble des couples de matériaux à $\bar{\mu} \approx 0,08$ en augmentant la pression de contact apparente de 110 à 280 MPa. A $v = 8$ m/s, les contacts c.Cu et c.NR voient leur coefficient de frottement réduit de près de la moitié par l'augmentation de pression. Ainsi le coefficient de frottement du contact c.Cu passe de 0,25 à 0,12 tandis que celui du couple c.Cu chute de 0,57 à 0,31. A $v = 8$ m/s, le CoCrAlYSiBN est beaucoup moins sensible à l'effet de la pression, le coefficient de frottement passant de $\bar{\mu} \approx 0,16$ à 0,12.

La valeur de la pression semble avoir une influence identique quelque soit le couple de matériaux étudié : elle réduit les coefficients de frottement d'une valeur proche de 50% pour l'ensemble de la gamme de vitesses. Ce phénomène s'explique par deux mécanismes développés en section 1.3.2.2. Le premier est un phénomène purement mécanique d'augmentation de la surface réelle de contact sous l'effet de la charge qui fait que lorsque cette

surface réelle s_r tend vers la surface de contact apparente S : « l'hypothèse de quasi-constance de la pression réelle n'est plus vérifiée et cette dernière devient très proche de la pression apparente, d'où une dépendance coefficient de frottement à la pression de contact $\mu = f \cdot \tau / p_{réelle} \approx f \cdot \tau / p_{apparente}$ » (section 1.3.2.2). Le second mécanisme de chute coefficient de frottement sous l'effet de la pression est l'adoucissement thermique. L'augmentation de la pression, comme celle de la vitesse, entraîne un apport d'énergie dans le contact, et donc une augmentation de température causant une chute des propriétés matériaux, notamment des contraintes d'écoulement en compression et en cisaillement σ_y et τ . La première a un effet direct sur le calcul du coefficient de frottement tandis que la seconde influe sur la surface réelle de contact, et donc sur le mécanisme décrit précédemment.

3.1.4 Note concernant les résultats des essais de frottement

Dans cette section, nous avons tout d'abord présenté les configurations étudiées et le choix de la matrice d'essais. Il convient ici de noter que deux types d'essais ont été effectués : des essais à très grande vitesse de glissement ($v \geq 40$ m/s), à l'aide d'un banc balistique, et des essais à moyenne vitesse de glissement ($v = 8$ m/s), à l'aide d'une tour de chute. Bien que le tribomètre utilisé ait été le même, n'entraînant pas de biais de mesure supplémentaire, les cinétiques d'essais étaient différentes. Ainsi, les essais à grande vitesse étaient typiques de la méthode de dépouillement usuelle décrite dans le chapitre 2, tandis que les essais à moyenne vitesse étaient sujet à une forte variation de vitesse et due à de multiples impacts. Les résultats obtenus avec ces deux types d'essais ont été comparés, donnant lieu à la mise en évidence de comportements présentant une dépendance à la vitesse de glissement plus ou moins accentuée en fonction du couple de matériaux considéré. Or, comme les cinématiques d'essais n'étaient pas tout à fait identiques, il convient de prendre en compte cette différence lors de l'interprétation des résultats.

3.2 Analyse de l'usure apparente des revêtements

L'analyse des coefficients de frottements obtenus au cours des essais a mis en évidence une partie du comportement tribologique du CoCrAlYSiBN et du CuNiIn comparativement au substrat Ti6Al4V non revêtu. L'analyse des usures générées au cours du frottement est une étape importante de l'analyse du comportement tribologique.

3.2.1 Volume utilisé

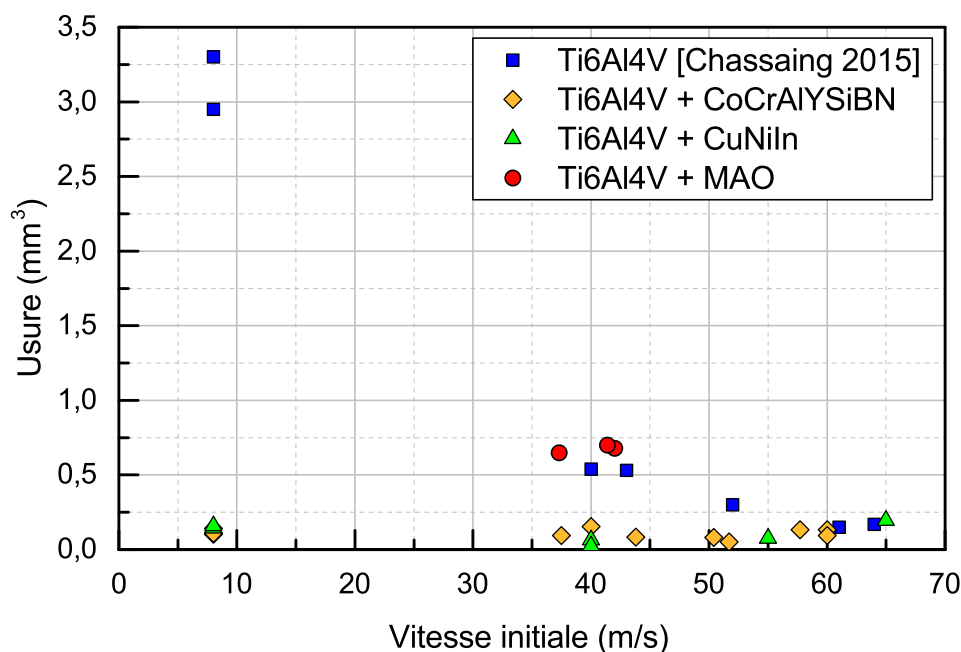


FIGURE 3.5 – Usures apparentes obtenues à $p = 110$ MPa pour les différents couples de matériaux

Le protocole de mesure du volume usé est celui décrit en section 2.3.1. Les mesures ont été effectuées sur les deux patins pour la plupart des essais de frottement. En raison de contraintes d'utilisation des équipements (planning du MEB et du microscope à variation de focale), cependant, le volume usé de certains patins n'a pu être mesuré avant l'observation microscopique. De ce fait, certains points sont absents de la figure 3.5. Il est par ailleurs important de rappeler que, comme les usures ne sont mesurées que pour la pièce fixe et non sur la contrepièce mobile, le volume usé total n'est pas connu.

3.2.2 Influence de la vitesse de glissement initiale v_{ini} sur le comportement des revêtements

Afin d'étudier l'influence de la vitesse de glissement sur le comportement des contacts, la figure 3.5 présente l'usure apparente w tracée dans le cas d'une pression de contact apparente nominale $p = 110$ MPa. Comme pour les coefficients de frottement présentés précédemment, la figure inclut non seulement les résultats des essais réalisés au cours de ces travaux (couples c.Rev) ainsi que ceux obtenus par Chassaing [2015] pour le couple c.NR non revêtu.

Pour l'ensemble de la plage de vitesses de glissement étudiées, les couples c.Co et c.Cu présentent des usures apparentes à la fois très proches et sensiblement constantes ($\bar{w} \approx 0,1 \text{ mm}^3$). Au contraire, le couple c.NR présente une usure apparente décroissant fortement avec la vitesse de glissement. De environ $3,1 \text{ mm}^3$ à $v = 8 \text{ m/s}$, elle chute à $0,55 \text{ mm}^3$ à $v = 40 \text{ m/s}$ puis à $0,15 \text{ mm}^3$ à $v = 60 \text{ m/s}$. Pour l'ensemble de la plage, les deux revêtements CuNiIn et CoCrAlYSiBN réduisent donc l'usure de manière importante. Cela est d'autant plus vrai que la vitesse est faible. A $v = 60 \text{ m/s}$, l'usure apparente observée pour le couple c.NR converge vers celle obtenue avec les revêtements CuNiIn et CoCrAlYSiBN. On peut donc dire que ces deux revêtements, conçus pour protéger le contact en conditions de fretting, apportent une protection significative contre l'usure jusqu'à 60 m/s .

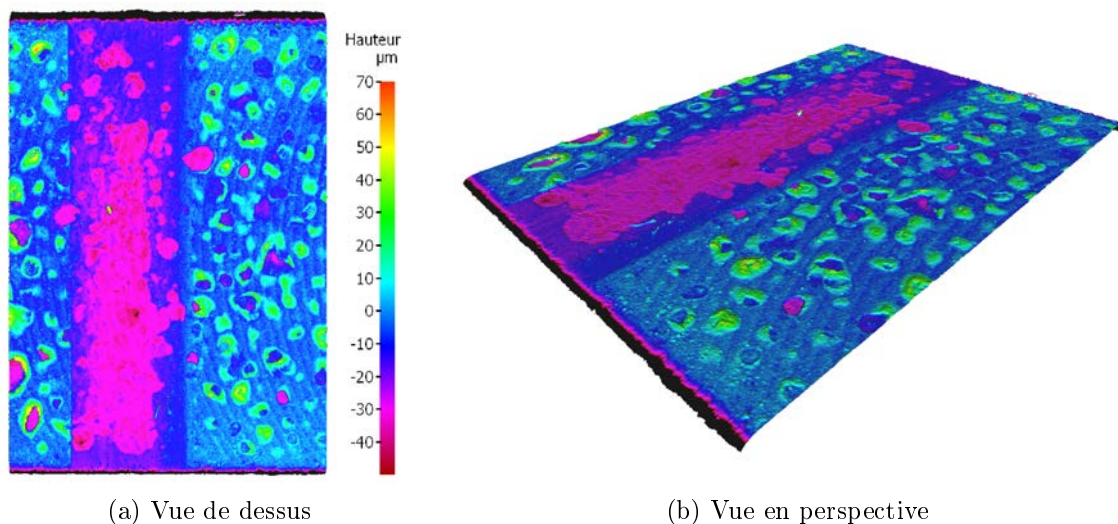


FIGURE 3.6 – Image topographique en fausses couleurs de la surface d'un patin après un essai c.MAO effectué à $v = 40 \text{ m/s}$ et $p = 110 \text{ MPa}$ (MVF)

Les essais avec le couple c.MAO, effectués à $v = 40 \text{ m/s}$ présentent un volume usé d'environ $0,15 \text{ mm}^3$, une valeur supérieure non seulement à celles des couples c.Co et c.Cu mais aussi à celle obtenue en l'absence de revêtement. On peut donc considérer que ce

revêtement n'est pas bénéfique au comportement du contact en conditions extrêmes. Nous avons vu dans le chapitre 1 (section 1.2.2) que le traitement MAO permettait d'obtenir une grande variété de revêtements en fonction du choix de l'électrolyte et des paramètres de traitement. Par conséquent, les mécanismes qui ont amené à une usure aussi importante des patins doivent être étudiés. Cela permettra de développer un nouveau traitement MAO en ciblant la réduction de ces mécanismes afin d'améliorer le comportement du contact c.MAO. En première approche, l'observation de la topographie d'un patin revêtu MAO après essai (figure 3.6) met en évidence le retrait d'une part importante du revêtement. Cependant ce retrait de matière n'est pas homogène mais est localisé sur une partie, certes importante, de la surface de contact. La forte variation locale de la profondeur de matière enlevée, notamment en entrée et en sortie de patin, est significative de la formation de débris d'épaisseur importante. Cette morphologie évoque donc un mécanisme de type « écaillage », mais seule une observation microstructurale pourra permettre de valider cette hypothèse et de déterminer alors le mécanisme d'apparition cet écaillage.

3.2.3 Pression

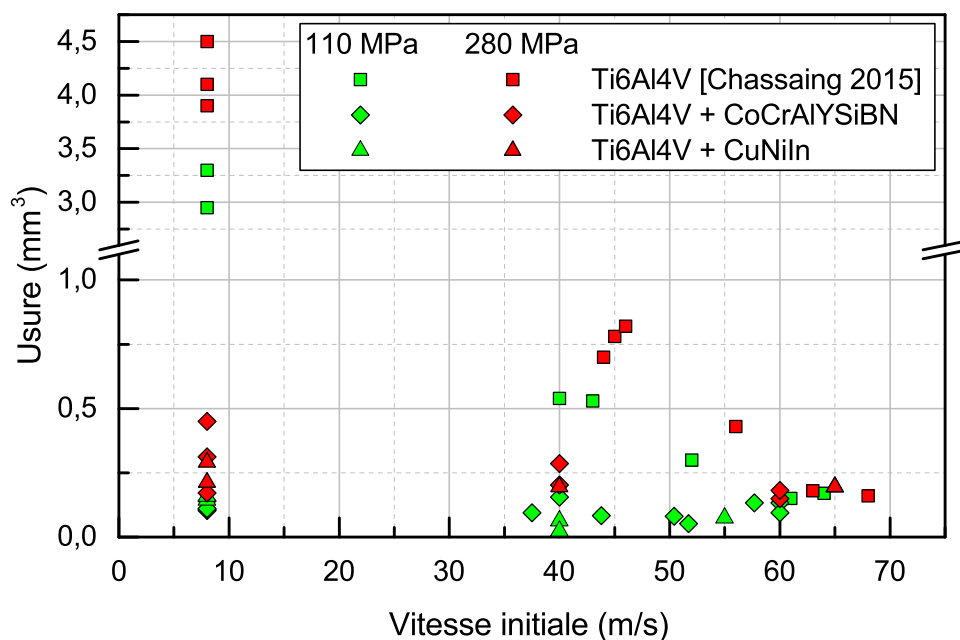


FIGURE 3.7 – Usures apparentes obtenues à $p = 110$ et 280 MPa pour les différents couples de matériaux

L'influence de la pression de contact apparente est visible sur la figure 3.7. Il apparaît que l'augmentation de sa valeur entraîne un accroissement de l'usure pour l'ensemble

des matériaux. Cette variation semble dépendante de la vitesse de glissement. Pour le couple c.NR, qui présente une usure supérieure à celle des autres couples de matériaux, à $v = 8 \text{ m/s}$ l'usure passe d'environ $3,1 \text{ mm}^3$ à environ $4,2 \text{ mm}^3$, soit un accroissement de $1,1 \text{ mm}^3$, c'est à dire $1/3$ de l'usure à 110 MPa . A $v = 60 \text{ m/s}$, par contre, elle est sensiblement identique à 110 MPa et à 280 MPa . Les couples comportant un revêtement présentent eux aussi cet accroissement de l'usure sous l'effet de la pression et montrent aussi une sensibilité plus importante à 8 m/s qu'à 60 m/s . A $v = 8 \text{ m/s}$ l'usure passe d'environ $0,15 \text{ mm}^3$ pour les deux couples revêtus à environ $0,25 \text{ mm}^3$ avec le revêtement CuNiIn et $0,3 \text{ mm}^3$ avec le revêtement CoCrAlYSiBN, soit un accroissement de $0,1 \text{ mm}^3$ pour le premier et $0,15 \text{ mm}^3$ pour le second. Il est difficile de dire si les couples comportant un revêtement sont plus sensibles à l'effet de la pression de contact apparente que les couples sans. La sensibilité en valeur de volume usée est en effet plus élevée dans le cas non revêtu mais elle est plus faible si la proportion d'évolution est considérée : elle est d'environ $1/3$ de l'usure à 110 MPa sans revêtement contre $2/3$ à 100% de l'usure à 110 MPa avec revêtement..

3.3 Analyse des altérations microstructurales

Dans les sections précédentes, des mesures effectuées lors et après les essais de frottement (respectivement section 3.1 et 3.2) ont été analysées. Des tendances ont pu être observées, mais la compréhension des mécanismes à l'origine de celles-ci nécessite d'analyser l'évolution de la microstructure des matériaux causée par le frottement. Pour cela, dans un premier temps, la microstructure des revêtements après dépôt est étudiée, ce qui permet ensuite d'analyser son évolution suite au frottement. La préparation et l'observation microstructurale des échantillons a été réalisée conformément à la méthode décrite en section 2.3.2.

3.3.1 Caractérisation avant frottement des microstructures

L'analyse des altérations microstructurales des échantillons sous l'effet de l'interaction a un rôle important dans ces travaux, aussi est-il nécessaire de minimiser les biais qui y sont liés. Nous nous sommes assuré de minimiser les altérations microstructurales causées par la méthode de préparation des échantillons observés, mais il est aussi nécessaire de s'assurer de bien connaître les microstructures initiales pour s'assurer d'une interprétation convenable des microstructures modifiées.

La microstructure des matériaux a été étudiée à partir d'échantillons conçus pour le frottement, et non à partir d'éprouvettes spécifiquement conçues pour la caractérisation. Bien que le prélèvement des échantillons soit plus compliqué sur les pièces réelles que sur des éprouvettes spécifiques, cette méthode permet de s'assurer que les matériaux caractérisés sont identiques à ceux présents en début de contact. Ceci permet de minimiser le biais d'interprétation causé par les affectations des éprouvettes induites par l'ensemble des procédés de fabrication.

3.3.1.1 Glisseurs non revêtus

Les glisseurs étaient en Ti6Al4V lors de tous les essais de frottement effectués. Leur microstructure initiale, présentée en figure 3.8, est de type $\alpha+\beta$. Du fait de leur plus faible densité, les grains α , représentant la majeure partie de la microstructure, apparaissent plus sombres que les grains β sur les clichés obtenus avec le détecteur d'électrons rétrodiffusés.

A la surface du glisseur (haut de la micrographie) la microstructure présente une déformation de plusieurs micromètres (entre 1 et 5 μm , selon les glisseurs) d'épaisseur, vraisemblablement causée par la rectification de la surface des glisseurs. Afin de confirmer cette origine et de déterminer si des spécifications devaient être ajoutées au cahier des

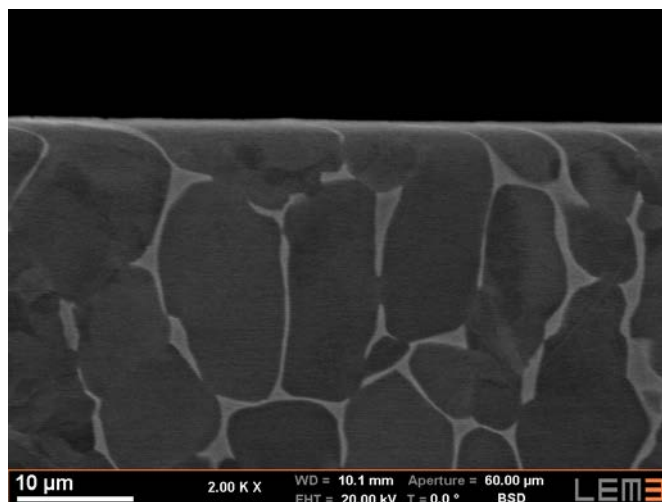


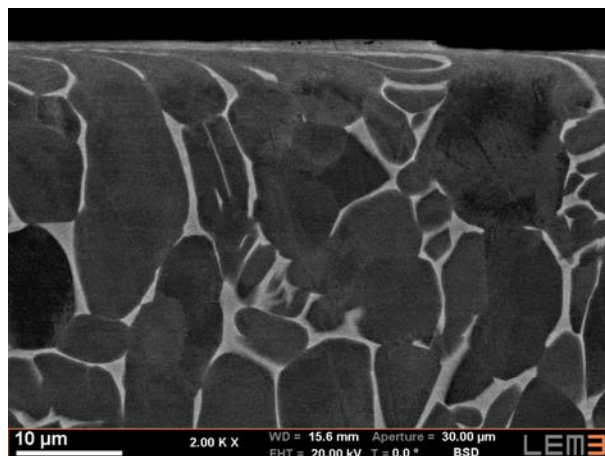
FIGURE 3.8 – Microstructure type des glisseurs en Ti6Al4V avant frottement

charges d'usinage, des échantillons d'un glisseur ont été observés suite à différents usinages de la surface (figure 3.9).

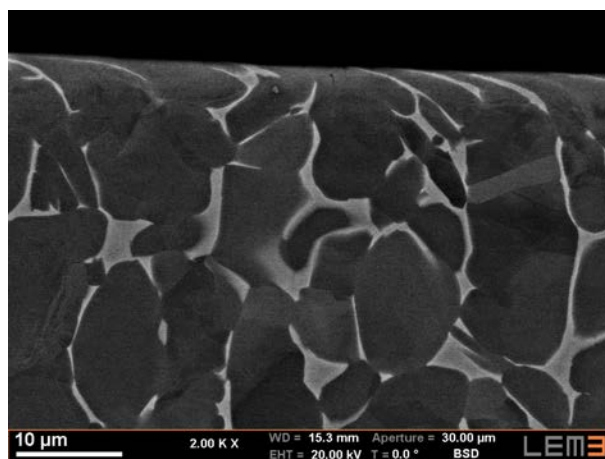
La microstructure que possédait le glisseur après usinage est présentée en figure 3.9a. La profondeur déformée était alors de 4 à 5 μm. La surface du glisseur a été rectifiée dans des conditions d'ébauche et de finition. Dans les deux cas, une épaisseur de matière d'environ 20 μm a été retirée, afin de supprimer la zone déjà affectée par la rectification effectuée par le sous-traitant.

La microstructure obtenue dans des conditions de finition (figure 3.9b) est sensiblement identique à la microstructure initiale, avec une profondeur déformée de l'ordre de 4 à 5 μm. La rectification en conditions d'ébauche a engendré une microstructure (figure 3.9c) beaucoup moins affectée, avec une profondeur affectée mécaniquement de l'ordre de 1 à 2 μm, lorsqu'elle existe. De même, les figures 3.9a et 3.9b présentent une zone affectée thermiquement d'environ 4 μm de profondeur. Elle est visible du fait de la présence d'une structure martensitique et est causée par une température élevée (supérieure au transus β) atteinte au cours de la rectification. La rectification en conditions d'ébauche n'entraîne pas la présence de cette zone affectée thermiquement.

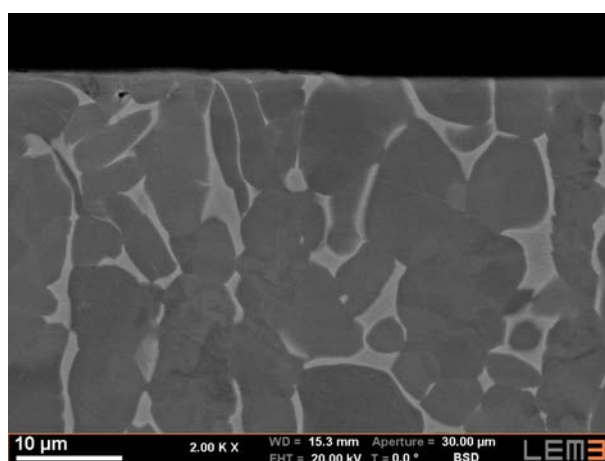
Des observations précédentes, on peut conclure que les pièces ont été rectifiées avec des paramètres proches des conditions de finition, ce qui cause l'apparition d'une zone affectée mécaniquement et d'une zone affectée thermiquement à la surface du glisseur. L'utilisation de conditions d'ébauche permet de réduire significativement ces affectations du glisseur. Ceci est dû à la plus grande efficacité de coupe en conditions d'ébauche qu'en conditions de finition. En conditions d'ébauche, les grains abrasifs de la meule plongent dans la matière et amorcent facilement la formation de copeaux, tandis que lors d'opérations de finition les grains plongent beaucoup moins dans la surface de la meule,



(a) Microstructure initiale du glisseur



(b) Microstructure du glisseur après rectification en condition de finition



(c) Microstructure du glisseur après rectification en condition d'ébauche

FIGURE 3.9 – Effet des conditions de rectification de la surface sur la déformation de la sous-surface

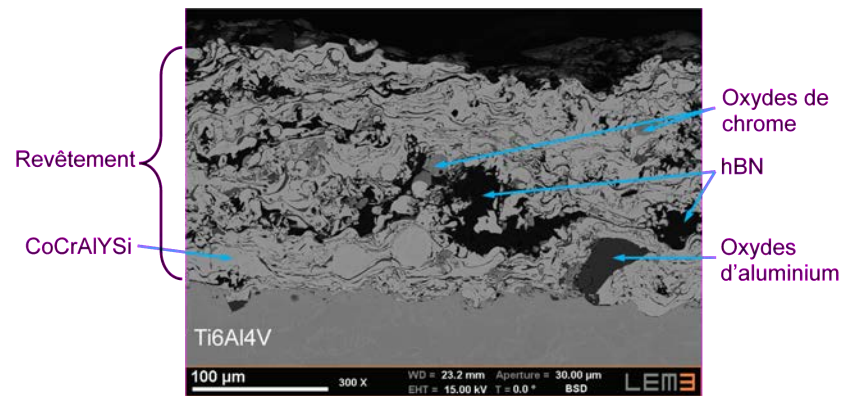
ce qui rend la formation du copeau beaucoup plus difficile. Le grain repousse donc la matière, ce qui génère d'importantes déformations plastiques et cause une élévation de température importante de la surface de la pièce Klocke et Kuchie [2009], ce qui explique la microstructure observée. Afin de disposer d'une microstructure la moins affectée possible, il est donc nécessaire d'intégrer aux spécifications l'utilisation de conditions de rectification qui ne modifient pas la microstructure.

Il n'était pas possible, pour des raisons de coût et de temps de faire l'intégralité des essais avec des glisseurs usinés avec des spécifications modifiées pour réduire l'affectation de la microstructure au voisinage des surfaces de contact. Afin de pouvoir comparer les résultats obtenus pour les différents couples de matériaux, il était nécessaire de conserver une méthode de réalisation des glisseurs identique pour tous ces couples de matériaux. Il a donc été choisi d'effectuer toutes les campagnes d'essai avec des glisseurs obtenus selon les spécifications initiales, malgré l'affectation de la microstructure engendrée. Lors des essais de frottement l'orientation de l'affectation initiale de la microstructure des glisseurs par rapport à la direction de glissement n'était pas conservée identique pour l'ensemble des essais de répétabilité correspondant à un même jeu de paramètres (couple de matériaux, p , v). Comme les observations effectuées après frottement (section 3.3.2) étaient valables pour l'ensemble de ces essais de répétabilité, il a été considéré que l'affectation thermo-mécanique initiale de la microstructure était effacée par celle causée par le frottement.

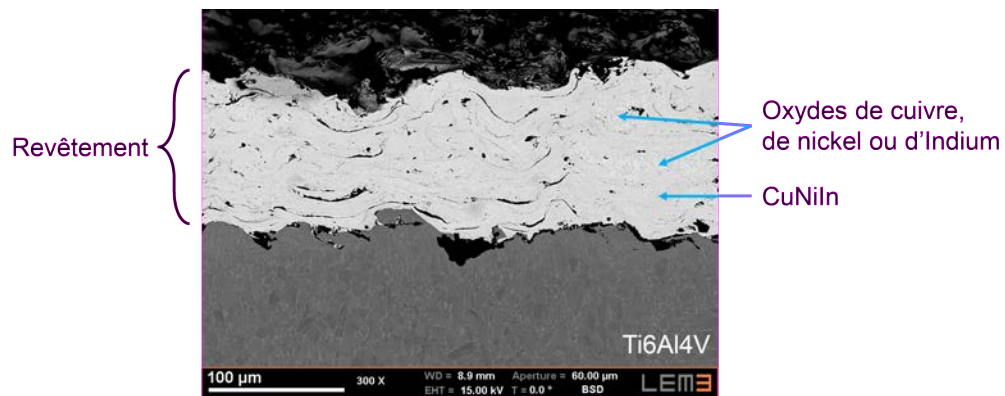
3.3.1.2 Patins revêtus

Au cours de ces travaux, trois types de revêtements (CoCrAlYSiBN, CuNiIn, et MAO) obtenus par deux procédés (projection plasma atmosphérique et MAO) ont été déposés sur des patins en Ti6Al4V. Les microstructures obtenues sont présentées en figure 3.10.

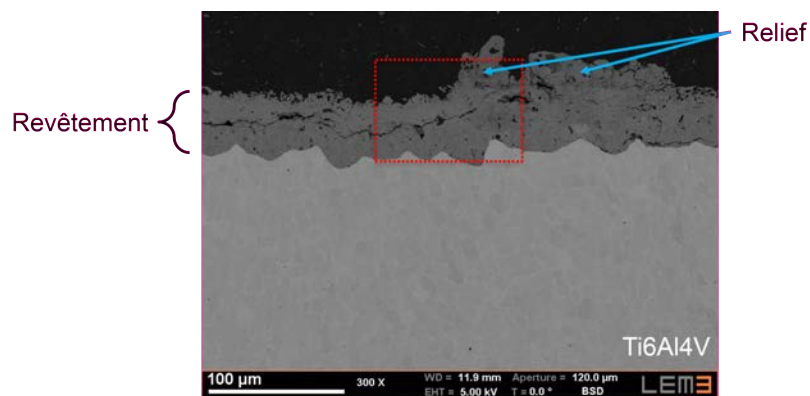
L'observation de la section du revêtement CoCrAlYSiBN (figure 3.10a) révèle une microstructure composée majoritairement d'un empilement lamellaire de grains, la matrice, contenant d'autres phases en proportion plus faible. L'analyse chimique par spectroscopie des rayons X dispersive en énergie (EDX) établit que la matrice est composée de CoCrAlYSi, tandis que des oxydes d'aluminium et de chrome sont présents et forment des particules de tailles variables, certaines pouvant atteindre des tailles importantes, comme la particule d'oxydes d'aluminium visible sur la micrographie qui atteint 60 μm pour les plus grosses. D'autres particules, de dimensions importantes (de l'ordre de 100 à 150 μm pour certaines, apparaissant de couleur noire sur les micrographies obtenues avec le détecteur d'électrons rétrodiffusés. L'analyse EDX ne révélant ni titane, ni vanadium, ni aluminium, ni cobalt, ni chrome, ni silicium, ni oxygène dans la composition de ces



(a) Patins en Ti6Al4V revêtu CoCrAlYSiBN



(b) Patins en Ti6Al4V revêtu CuNiIn



(c) Patins en Ti6Al4V revêtu MAO

FIGURE 3.10 – Microstructure type des patins en Ti6Al4V revêtu (micrographies en électrons rétrodiffusés des sections, grossissement $\times 300$)

particules, il ne peut s'agir ni d'une phase issue de la base CoCrAlYSi du revêtement, ni d'une particule issue du substrat, ni d'un oxyde extérieur quelconque. Les dimensions de ces particules sont du même ordre que celles des grains de nitrure de bore hexagonal (hBN) présents dans la poudre avant projection (voir section 1.2.3). Les éléments azote et bore constituant le hBN sont trop légers pour être détectés avec le capteur EDX disponible, il est donc raisonnable de considérer qu'il s'agit de particules de ce matériau. Cette hypothèse a été confirmée par une mesure en spectroscopie Raman. D'un point de vue plus global, l'épaisseur qui peut être mesurée sur les micrographies (environ 180 μm) est proche de l'épaisseur mesurée par l'entreprise ayant effectué la projection.

Déposé par le même procédé que le CoCrAlYSiBN, le revêtement CuNiIn présente une microstructure (figure 3.10b) similaire en ce qu'elle est composée majoritairement d'un empilement lamellaire de grains. Par spectroscopie des rayons X dispersive en énergie, il est confirmé que ces grains sont bien constitués de CuNiIn. Des particules d'oxydes sont par ailleurs mis en évidence par la détection de cuivre, de nickel, d'indium et d'oxygène. Il peut s'agir du mélange d'un ou plusieurs oxydes (de cuivre, nickel ou indium) avec le matériau de base ou bien du mélange des seuls oxydes. L'épaisseur qui peut être mesurée sur les micrographies (environ 110 μm) est assez éloignée de celle indiquée par l'entreprise ayant effectué la projection (160 μm). Cette différence pourrait trouver son origine dans l'utilisation de méthodes de mesure différentes.

La microstructure du revêtement MAO, obtenu par le procédé du même nom, est présentée en figure 3.10c au même grossissement que les micrographies du CoCrAlYSiBN (figure 3.10a) et du CuNiIn (figure 3.10b) est très différente de celle de ces derniers. Tout d'abord, l'épaisseur de revêtement atteinte est beaucoup plus faible, seulement 40 à 50 μm . Nous avons vu en section 1.2.2 qu'avec l'augmentation de l'épaisseur du revêtement au cours du traitement, une dégradation des conditions de dépôt pouvait avoir lieu. Par exemple nous avons évoqué les résultats de Necula *et al.* [2011] qui montrent qu'« avec l'augmentation de l'épaisseur, la violence des décharges augmente, ce qui cause une augmentation de la taille des pores » (section 1.2.2). Le relief indiqué sur la figure 3.10c correspond probablement soit à l'effet de ces violentes décharges, ce que tendrait à confirmer l'observation de la topographie initiale du revêtement (figure 3.11). Outre ce constat au sujet de l'épaisseur du revêtement, la microstructure même du revêtement est différente. La micrographie 3.12 permet de l'étudier. Elle a été obtenue à plus fort grossissement que la figure 3.10c et correspond à la zone définie par un cadre en pointillés rouges sur celle-ci. Elle permet de souligner la présence dans la structure du revêtement de composantes affaiblissantes : fissures, macro et microporosités.

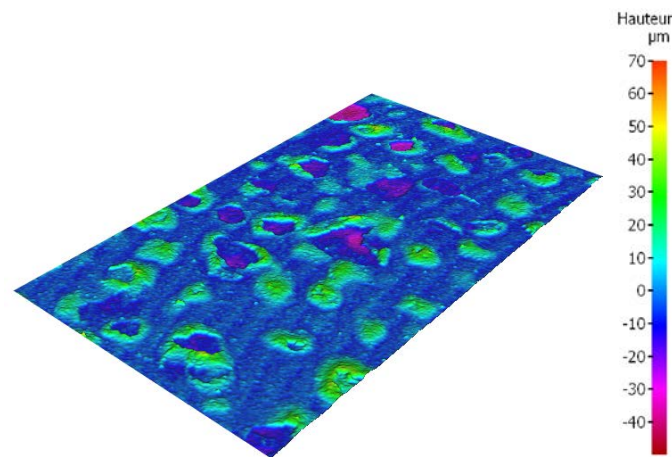


FIGURE 3.11 – Image topographique en fausses couleurs de la surface d'un patin après traitement MAO

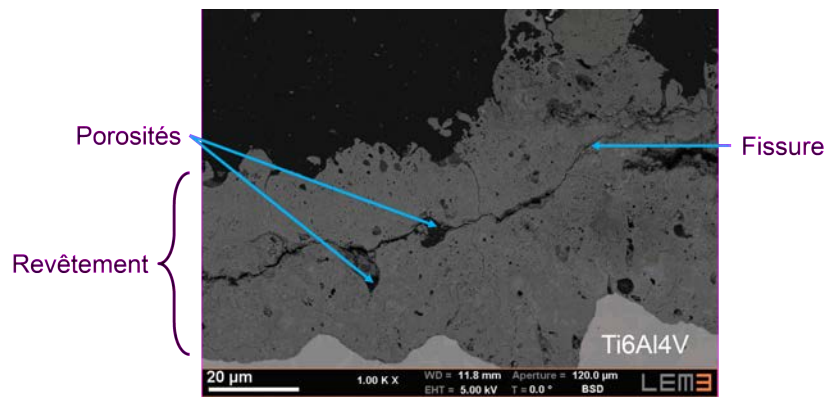


FIGURE 3.12 – Détail de la microstructure type des patins en Ti6Al4V revêtu MAO (micrographies en électrons rétrodiffusés de la section, grossissement $\times 1\,000$)

3.3.2 Analyse des microstructures modifiées

Les microstructures initiales étant définies, les échantillons (patins et glisseurs) ayant subi les essais de frottement ont été observés en utilisant une méthodologie similaire.

Les observations des altérations des microstructures sont présentées en distinguant les résultats obtenus avec les revêtements obtenus par projection thermique (couples c.Co et c.Cu) de ceux obtenus avec le revêtement MAO. Ces deux catégories présentent en effet des résultats radicalement différents, comme nous avons déjà pu l'observer en ce qui concerne l'usure apparente dans la partie précédente.

3.3.2.1 Couples c.Co et c.Cu

Morphologies de surface Pour ces deux couples, les observations microstructurales des échantillons issus d'un même couple de matériaux, quelques soient les conditions de

glissement utilisées, ont révélé des microstructures similaires pour l'ensemble des patins et des microstructures elles-aussi similaires pour l'ensemble des glisseurs.

L'observation de la surface de contact des patins (figure 3.13) révèle la présence d'une couche de matériau qui recouvre la surface frottante. Ce dépôt de matière présente une fissuration de type « faïençage », c'est à dire qu'elle forme un réseau ne présentant pas d'orientation préférentielle dans le plan. Ce type de structure est typique de la relaxation des contraintes planes causées par un refroidissement à très haute vitesse Bahr *et al.* [1986]. Par conséquent, il est possible d'indiquer que la surface des patins a atteint une température élevée puis a subi un refroidissement rapide.

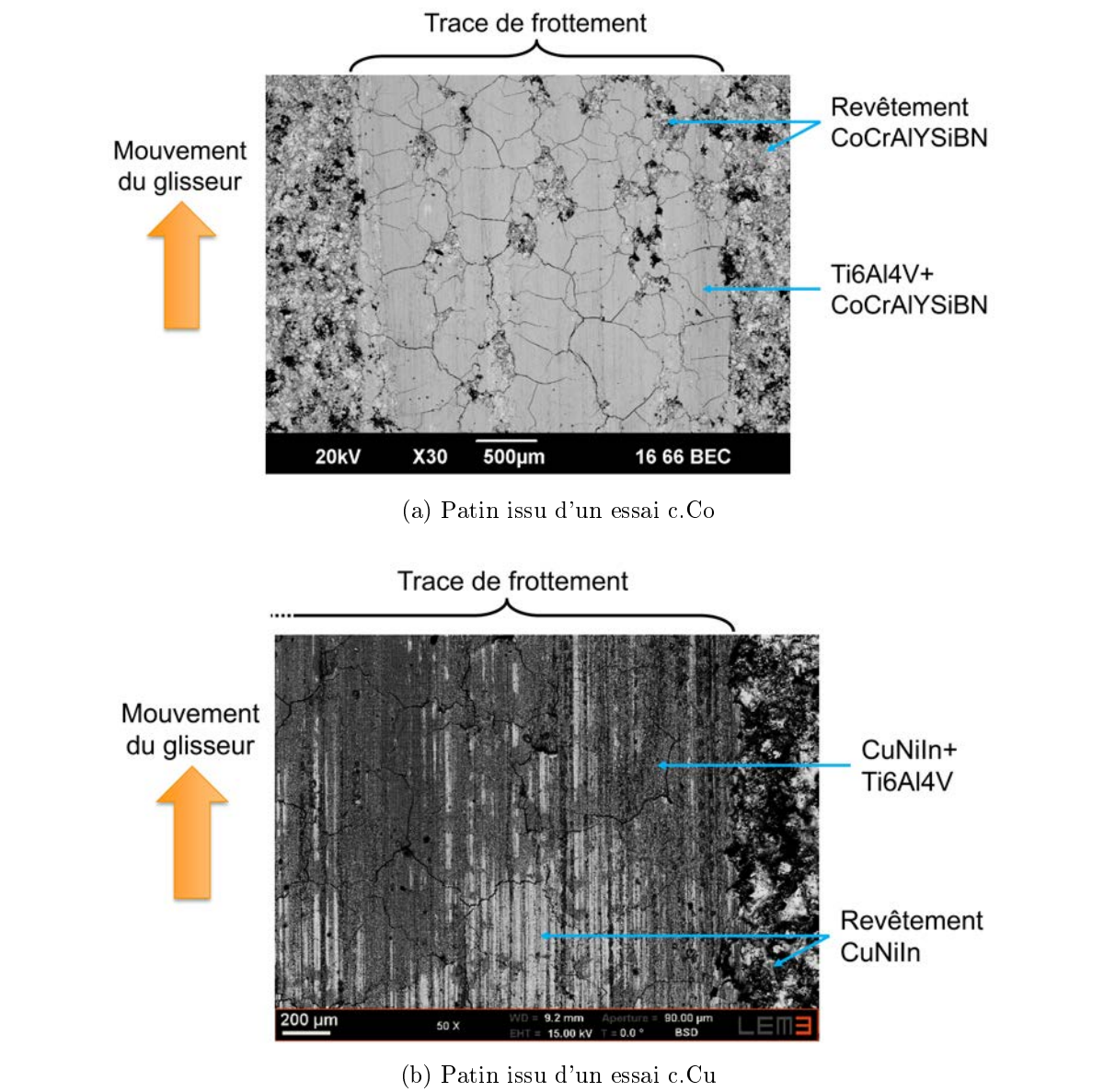
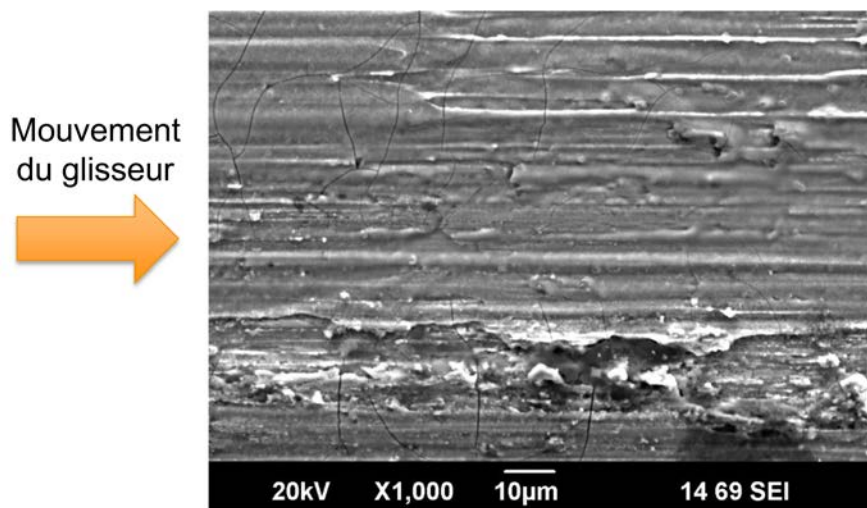


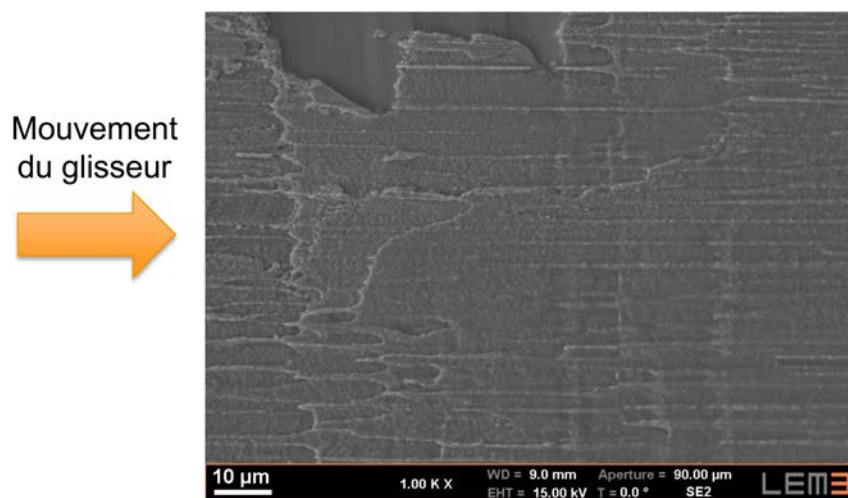
FIGURE 3.13 – Surface des patins revêtus typique après essai

Un dépôt a aussi été observé sur l'ensemble de la surface de contact des glisseurs

(figure 3.14). Cependant, si quelques fissures ont pu être observées dans le dépôt présent sur les glisseurs provenant des essais c.Co (figure 3.14a), très peu, voir aucune, n'a été observée dans le dépôt effectué sur les glisseurs des essais c.Cu. Ceci est sans doute lié à un mode de refroidissement du matériau déposé à la surface des glisseurs en Ti6Al4V différent de celui déposé à la surface des patins revêtus.



(a) Glisseur issu d'un essai c.Co

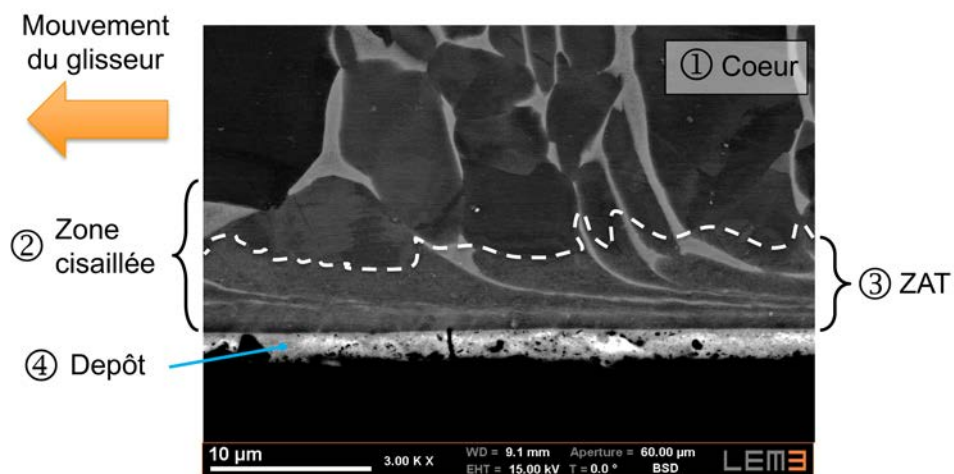


(b) Glisseur issu d'un essai c.Cu

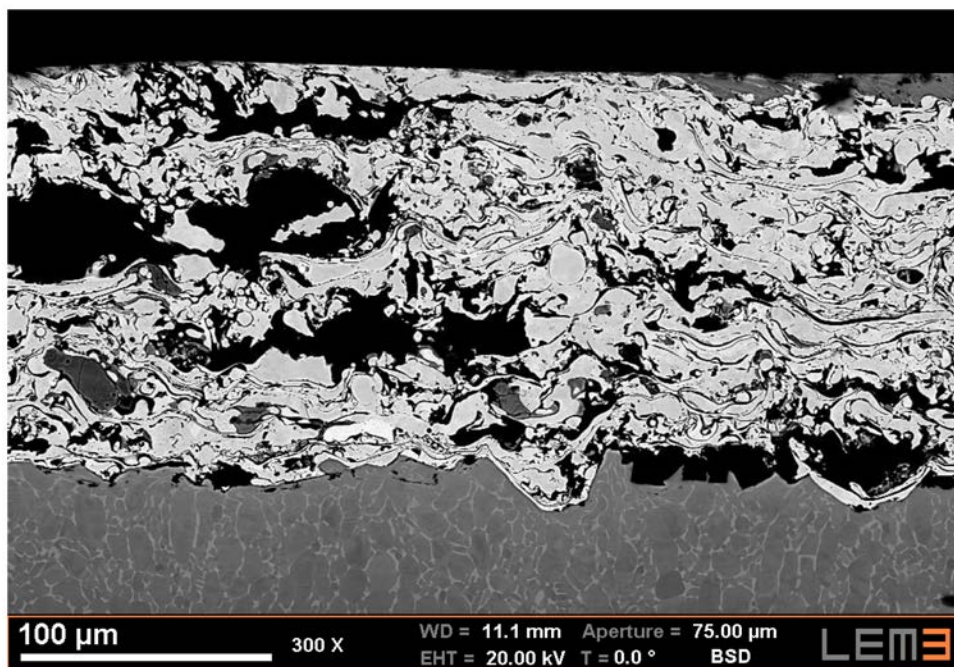
FIGURE 3.14 – Surface des glisseurs typique après essai

Le dépôt présente des sillons en forme de “goutte”, (visibles en grossissement $\times 1\,000$, comme sur les glisseurs en figure 3.14). Ceux-ci sont caractéristiques d'un enlèvement de matière par labourage d'un matériau très ductile, par exemple adouci thermiquement (voire liquéfié). Il est donc vraisemblable que l'interface ait atteint des températures très élevées. Comme la majeure partie de la surface du glisseur présente ce type de morphologie, il paraît de plus cohérent d'estimer que l'interface atteint ces températures de manière extrêmement rapide puis s'y maintient durant le glissement.

Les dépôts présents sur les deux types d'éprouvettes (patins et glisseurs) ont été analysés par spectroscopie des rayons X dispersive en énergie. Les dépôts comprenaient à la fois des éléments issus du revêtement du patin (CoCrAlYSiBN ou CuNiIn) et des éléments issus du glisseur (Ti6Al4V). Ceci signifie que la couche présente en surface des éprouvettes est issue d'un mélange de ces matériaux. On peut donc affirmer qu'un troisième corps a été formé durant le frottement.



(a) Section du glisseur



(b) Section du patin

FIGURE 3.15 – Microstructure typique des échantillons après essai c.Co

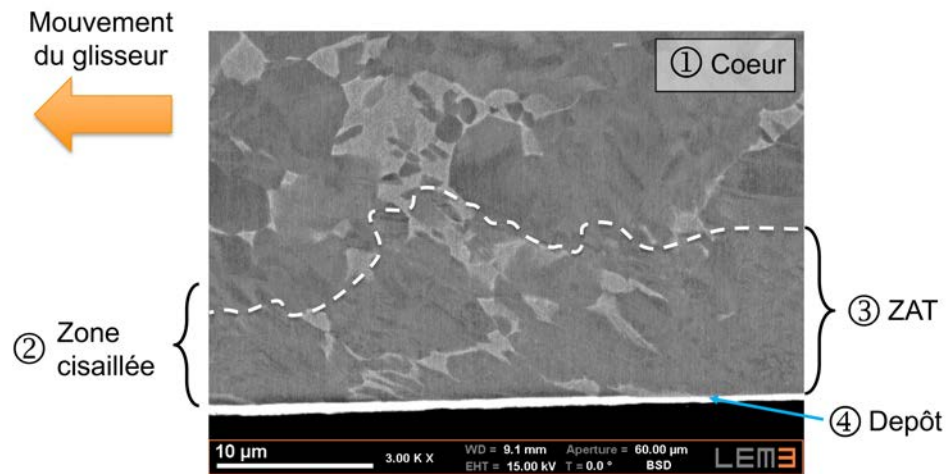
Affectations microstructurales suite aux tests c.Co L'observation de la section des glisseurs issus des essais c.Co (figure 3.15a) révèle que le glisseur présente une structure en 4 couches distinctes. Le cœur du glisseur (1) n'est pas affecté par le processus de friction. Une zone cisailée (2) apparaît à partir de 10 μm sous la surface, tandis qu'une zone (3) affectée thermiquement (ZAT, ou TAZ) d'environ 5 μm d'épaisseur vient s'y superposer jusqu'à la surface. Une quatrième couche de matière déposée (4) est présente à la surface de la pièce.

La zone cisailée est visible grâce à l'aspect typique des grains β qui semblent avoir été « entraînés » dans la direction de glissement par le frottement. La zone affectée thermiquement, quand à elle, est révélée par la présence d'une microstructure α' . Elle apparaît suite à une trempe rapide (forte vitesse de refroidissement) du matériau lorsqu'il est en phase β . Il est nécessaire de rappeler que pour que la transformation $\alpha \rightarrow \beta$ est une transformation qui se fait par diffusion. Elle nécessite que le matériau reste à une température supérieure au transus- β pendant un certain temps pour avoir lieu. Plus la température du matériau sera proche du transus- β , plus la transformation sera lente. Inversement, plus le temps disponible sera faible, plus la température du matériau devra être élevée. Ce qui signifie que pour la zone (3), la température a non seulement atteint le transus- β , mais l'a dépassé fortement. En effet, un point du glisseur n'est présent dans le contact que pendant un temps très court (à 40 m/s, il lui faut 250 μs pour parcourir les 10 mm de longueur du patin).

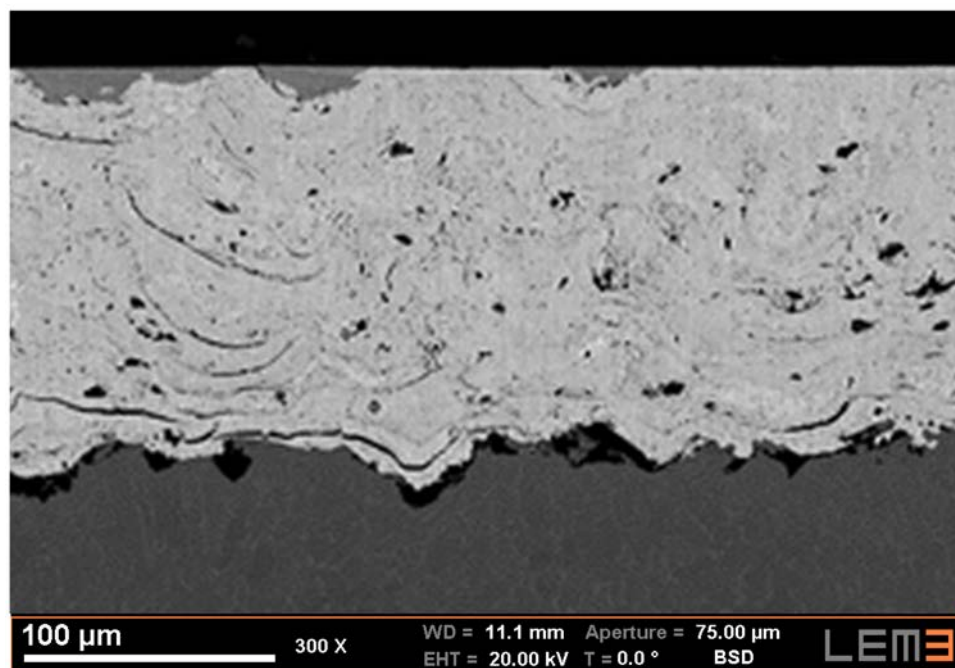
La formation de martensite peut cependant être en partie induite sous l'effet de la déformation ou de la contrainte [Seetharaman 1984]. Une telle transformation a par exemple été observé par Grosdidier et Philippe [2000] dans le cas d'un alliage de titane β -CEZ. Il est donc possible que ce phénomène ait eu lieu à l'intersection des zones cisailée (2) et affectée thermiquement (3). L'effet de la contrainte ou de la déformation permet la formation de martensite lorsque la vitesse de refroidissement est trop lente ou la température atteinte suite au refroidissement trop élevée pour permettre la formation de martensite [Seetharaman 1984]. Cependant, pour que la transformation ait lieu, il faut que la phase « parent » (β dans le cas du Ti6Al4V) soit présente au lieu de la transformation. Il est donc impossible de former de la martensite par cet effet dans les grains α du Ti6Al4V. La martensite observée à l'emplacement des grains α est donc bien liée à un passage en phase β à haute température tel qu'expliquée dans le paragraphe précédent.

La microstructure du patin (figure 3.15b) ne permet pas d'identifier de zone affectée thermiquement ni de zone cisailée. Ceci ne signifie pas que de telles zones n'existent pas dans le revêtement, mais qu'il est impossible de les identifier avec les connaissances existantes sur les matériaux du revêtement. Les seules affectations des patins visibles sur les micrographies des sections sont ainsi l'usure de certaines aspérités et la présence du

troisième corps dans certaines dépressions de la rugosité du revêtement.



(a) Section du glisseur



(b) Section du patin

FIGURE 3.16 – Microstructure typique des échantillons après essai c.Cu

Affectations microstructurales suite aux tests c.Cu L'analyse de la microstructure des échantillons issus des essais c.Cu (figure 3.16) révèle des résultats comparables à ceux obtenus avec le couple c.Co précédent. La microstructure du glisseur (figure 3.16a) est ainsi structurée en quatre couches. Le cœur du glisseur (1) n'est pas affecté par le processus de friction. Une zone affectée thermiquement (3) apparaît à partir d'environ 10 µm sous la surface, tandis qu'une zone (2) cisailée d'environ 5 à 7 µm d'épaisseur vient s'y

superposer jusqu'à la surface. Une quatrième couche de matière déposée (4) est présente à la surface de la pièce.

On peut ici noter que la structure n'est pas strictement identique pour les glisseurs issus des essais c.Co et pour ceux des essais c.Cu. Pour les premiers, la zone affectée thermiquement était plus fine que la zone cisailée tandis que pour les seconds, l'inverse se produit.

Concernant la microstructure du patin (figure 3.16b), comme avec le revêtement précédent, il n'est pas possible de déterminer de profondeur affectée thermiquement ou de profondeur cisailée. On peut tout de même noter l'usure notable des aspérités du revêtement ainsi que la présence d'un dépôt de troisième corps dans les dépressions de la rugosité du revêtement.

3.3.2.2 Couple Ti6Al4V / Ti6Al4V + MAO

Les analyses concernant le couple c.MAO concernent l'essai effectué à $v = 40$ m/s et $p = 110$ MPa. Nous avons vu en partie 3.2.2 que les essais c.MAO entraînaient une forte usure des patins. Celle-ci est localisée sur une partie de la trace de frottement comme nous pouvions le voir en figure 3.6. Nous indiquions que « cette morphologie évoqu[ait] un mécanisme de type « écaillage » mais [que] seule une observation microstructurale pourr[ait] permettre de valider cette hypothèse et de déterminer alors le mécanisme ayant causé cet écaillage. » (section 3.2.2)

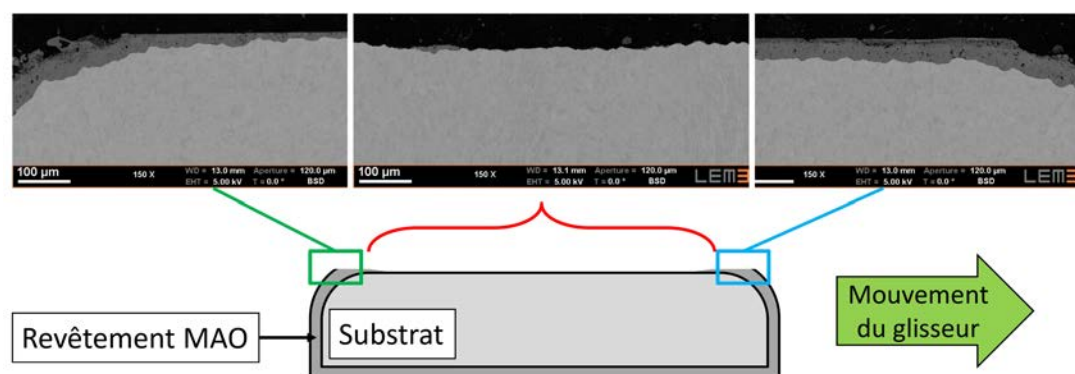


FIGURE 3.17 – Microstructure globale

Analyse du mode d'écaillage La figure 3.17 présente la microstructure typiquement observée au niveau du patin suite aux essais avec le revêtement MAO. Elle révèle un revêtement largement absent de la surface du patin, malgré la présence de zones de revêtement « arasé » en entrée (à gauche, sur la figure 3.17) et en sortie (à droite, sur la figure 3.17) de patin.

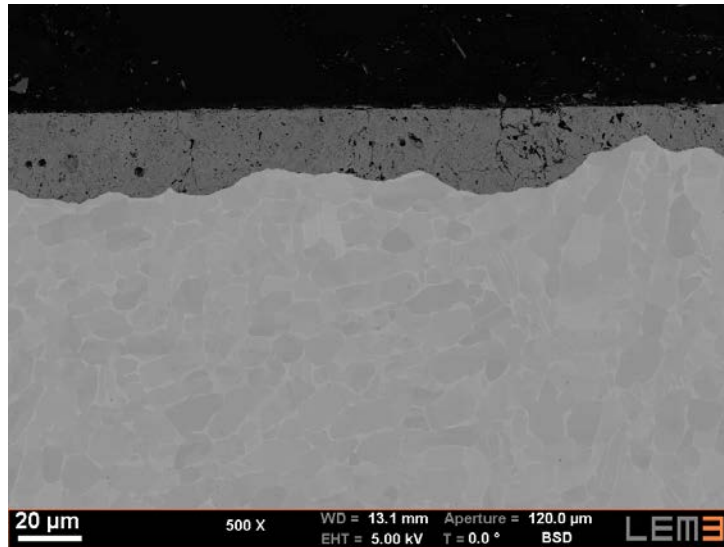
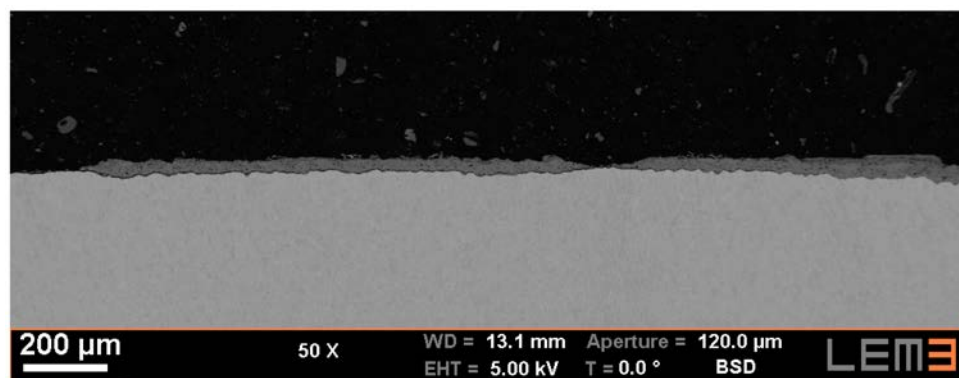


FIGURE 3.18 – Microstructure en entrée de patin

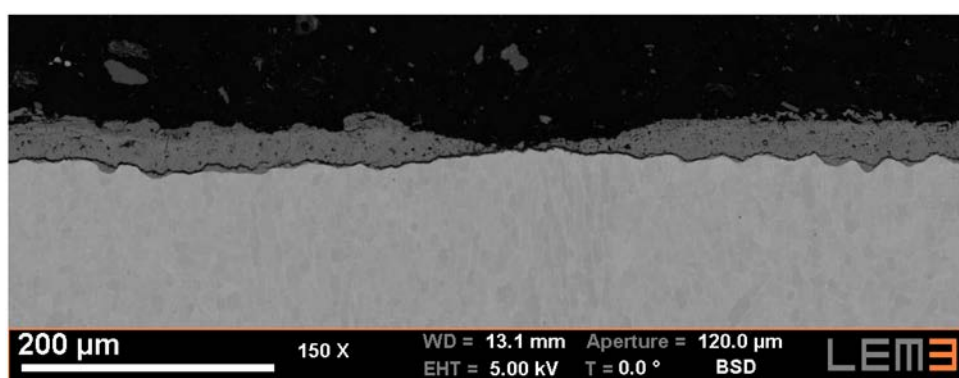
La zone d'entrée peut être observée plus en détail en figure 3.18. Les fissures présentes dans le revêtement ne semblent pas déformées au voisinage de la surface. Ceci signifie que la déformation plastique de cisaillement a été négligeable devant l'enlèvement de matière. Ce phénomène peut être relié aux propriétés générales des matériaux céramiques qui ont tendance à présenter une rupture fragile en cas de dépassement de leur limite élastique.

L'observation de la zone en sortie du patin (figure 3.19) révèle la présence de fissures qui s'étendent sur une grande partie de l'interface substrat-revêtement. Celles-ci semblent confirmer le mécanisme d'écaillage du revêtement qui avait précédemment été évoqué. Ces fissures sont localisées dans le revêtement et ne semblent jamais se propager dans le substrat (figure 3.19c). Le mode de fissuration observé en figure 3.19 semble être lié à une rupture par cisaillement au voisinage de l'interface. Ce mécanisme pourrait être lié à la structure de la couche formée sur le glisseur qui n'est pas homogène dans l'épaisseur du revêtement ou à la différence de propriétés mécaniques entre le substrat et le revêtement.

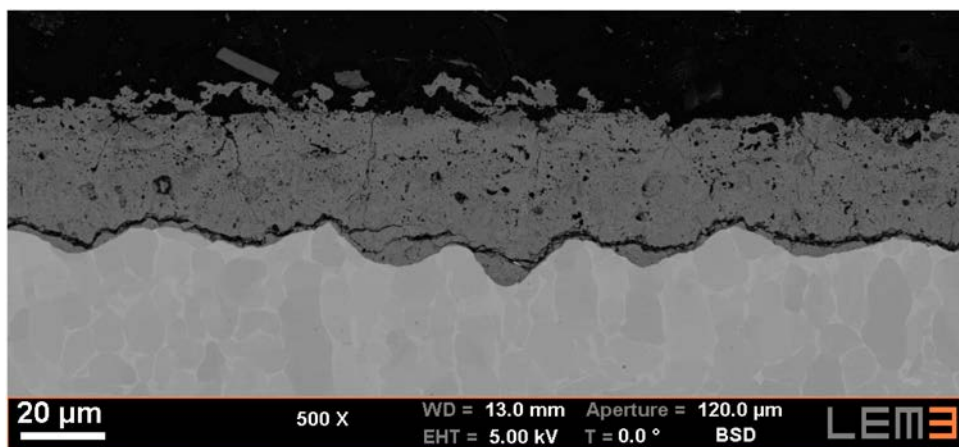
Au niveau de la surface centrale (figure 3.20), mise à nu, le substrat ne semble pas avoir été affecté par le frottement. En effet, il reste à la surface du patin les résidus du revêtement liés au mode de fissuration décrit précédemment. Cela signifie que le substrat est resté protégé par le revêtement pendant toute la durée de l'interaction, puis que le revêtement s'est détaché de la surface du patin en fin d'interaction.



(a) Grossissement $\times 50$



(b) Grossissement $\times 150$



(c) Grossissement $\times 500$

FIGURE 3.19 – Microstructure en sortie de patin

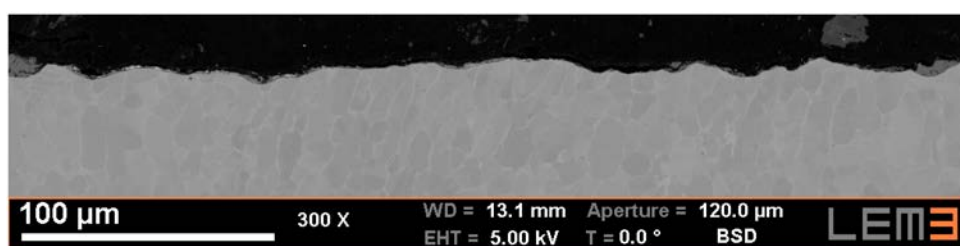


FIGURE 3.20 – Microstructure en milieu de patin

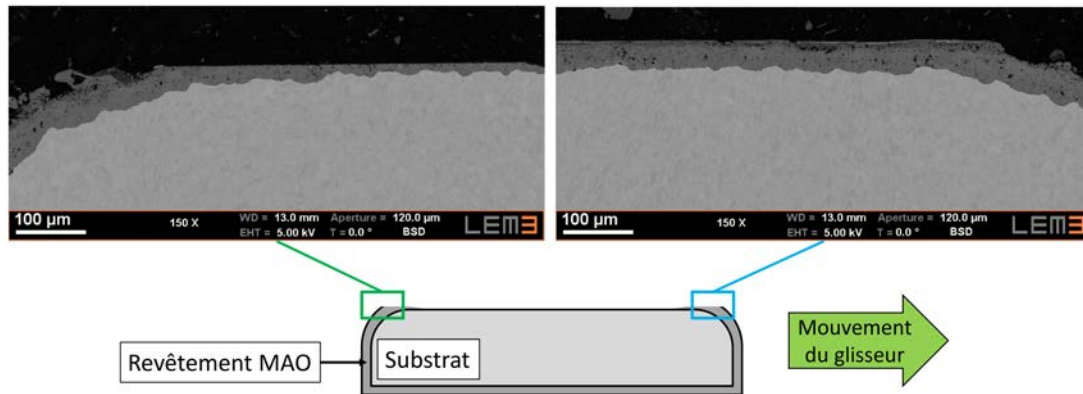


FIGURE 3.21 – Comparaison des microstructures du revêtement restant en entrée (gauche) et en sortie (droite)

Analyse du mode d'interaction entre le revêtement et le glisseur Le mécanisme d'écaillage qui a été présenté implique que le patin reste couvert de revêtement pendant l'intégralité de l'essai effectué. L'interaction entre le glisseur et le revêtement est une information importante. En effet, la modification de certains paramètres de traitement pourrait permettre de former un revêtement ne présentant pas ce mécanisme d'écaillage. Les informations dont nous disposons pour répondre à cette problématique sont plus limitées que pour les configurations c.Cu et c.Co. Il s'agit de la microstructure du revêtement restant en entrée et en sortie de patin ainsi que la microstructure du glisseur.

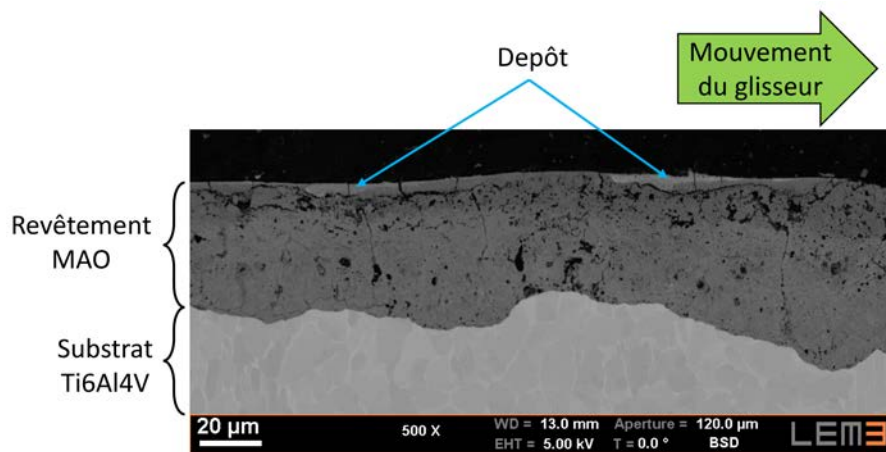


FIGURE 3.22 – Détail de la microstructure en sortie de patin

La figure 3.21 permet de visualiser la différence d'épaisseur résiduelle entre le revêtement présent en entrée et en sortie de patin. Celle-ci vaut environ $30\mu\text{m}$, soit une différence non-négligeable. Ceci signifie qu'il y a eu une usure préférentielle en entrée de patin. L'observation de la surface du revêtement situé à l'arrière du patin (figure 3.22) révèle la présence d'un dépôt de matière. Un examen plus précis de ce dépôt (figure 3.23) révèle qu'il est constitué d'un mélange de Ti6Al4V issu du glisseur et de particules d'oxyde d'aluminium issu du patin.

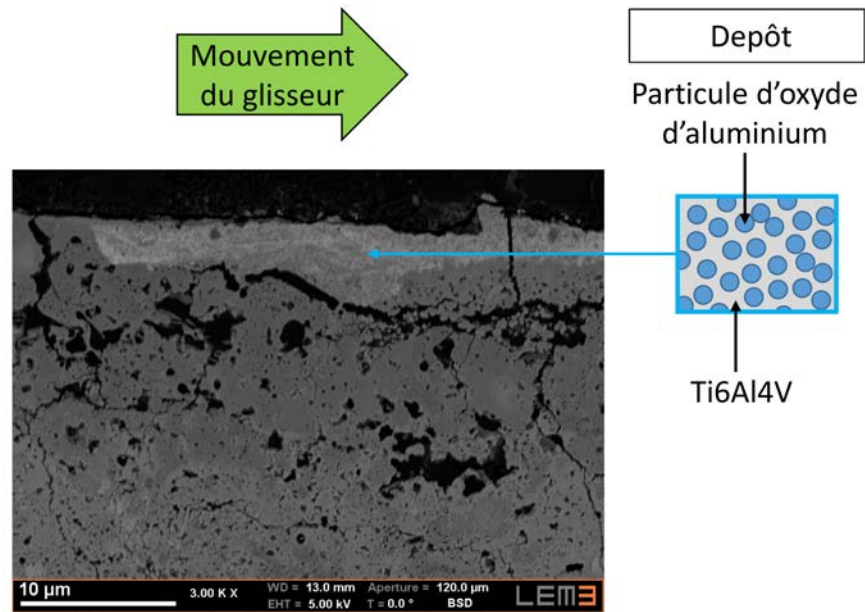


FIGURE 3.23 – Examen du dépôt présent à en sortie de patin

L'examen du glisseur (figure 3.24) révèle une structure en quatre couche similaire à celle observée pour les autres couples de matériaux. Le cœur (1) du glisseur n'est pas affecté par le frottement tandis qu'une zone cisailée (2) et une zone affectée thermiquement (3) s'étendent sous la surface. Ces zones ont toutes deux une épaisseur voisine de $5\text{ }\mu\text{m}$ et sont donc superposées. Un dépôt (4), principalement issu du revêtement du patin est présent en de nombreux points de la surface du glisseur. Cette structure est observée sur l'ensemble de la longueur du glisseur, aussi nous considérerons que le contact a rapidement atteint un régime stationnaire.

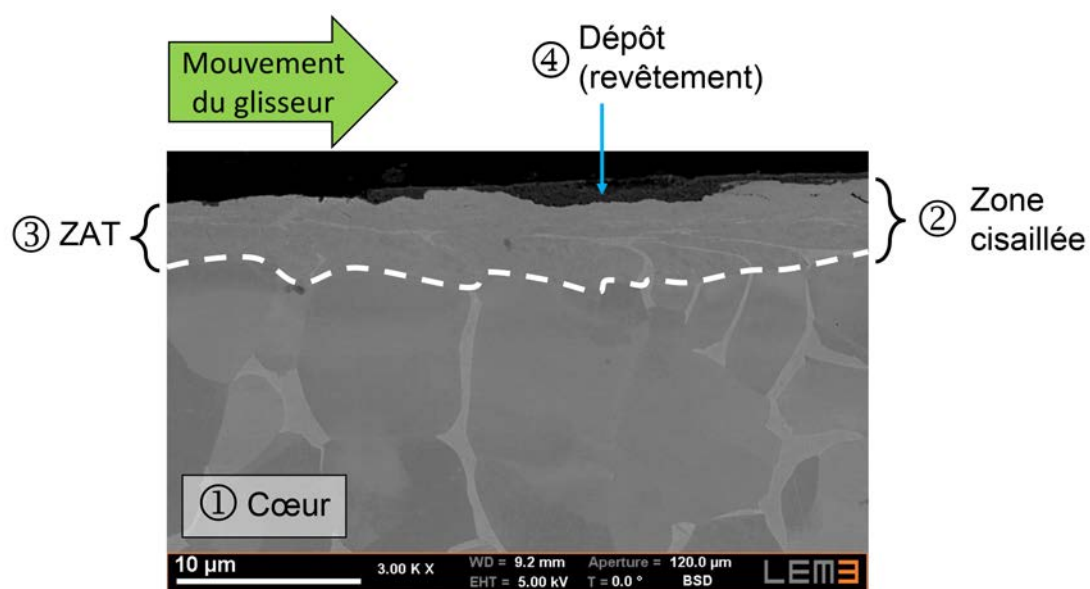


FIGURE 3.24 – Microstructure typique du glisseur

3.4 Comportement tribologique des couples de matériaux

Au cours des analyses précédentes, qu'il s'agisse des efforts de frottement (ou du coefficient de frottement), de l'usure apparente, ou des affectations microstructurales, nous avons mis en évidence deux comportements différents. D'une part celui des couples c.Co et c.Cu, et d'autre part celui du couple c.NR. Par conséquent deux scénarios de comportement, correspondant à ces deux catégories de couples tribologiques, seront ici présentés.

3.4.1 Couples tribologiques utilisant un revêtement métallique

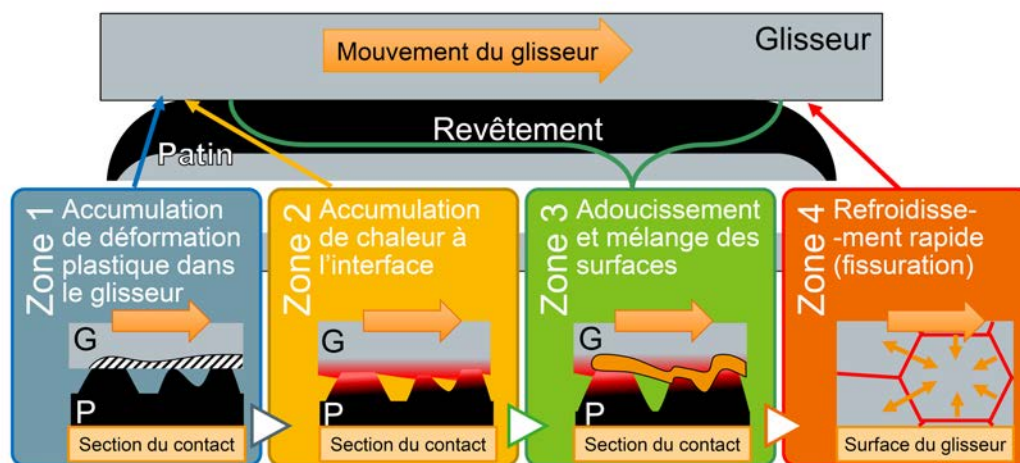


FIGURE 3.25 – Scénario de comportement tribologique d'un contact c.Rev

L'ensemble des observations effectuées amène à proposer quelques hypothèses quant au déroulement d'un essai de frottement du couple c.Co ou c.Cu aux grandes vitesses :

- Au cours du contact, une température élevée est atteinte à l'interface, suivie d'un refroidissement rapide après l'interaction ;
- Un 3ème corps se forme, issu du mélange des matériaux en contact (revêtement et Ti6Al4V) à l'état fortement adouci et/ou fondu ;
- Les mécanismes de contact décrits précédemment se stabilisent rapidement.

Les analyses d'efforts mettent en évidence un comportement relativement constant pour les gammes de vitesse et de pression étudiées. Les énergies dissipées (environ 0,8 et 1,1 J/mm² pour respectivement $p = 110$ MPa et 280 MPa) sont comparables avec celles observées à haute vitesse dans le cas d'un contact entre alliages de titane, (environ 0,7

et $1,2 \text{ J/mm}^2$ pour respectivement $p = 110 \text{ MPa}$ et 280 MPa) en outre la microstructure des revêtements semble peu endommagée par le frottement. Il est de plus intéressant de rappeler que le revêtement, obtenu par projection plasma, est intrinsèquement un mauvais conducteur thermique. L'ensemble de ces éléments amène à supposer que le mécanisme de formation du troisième corps est principalement basé sur l'adoucissement, voire la fusion du Ti6Al4V, comme cela a été observé dans le cadre d'un contact entre deux pièces en Ti6Al4V dans les mêmes conditions par Chassaing *et al.* [2014]. Cependant, à la différence de ce couple de matériaux, la présence des revêtements pourrait avoir tendance à localiser la température à l'interface de contact, plutôt que dans le patin fixe, et à entraîner un mécanisme basé sur l'adoucissement ou la fusion du glisseur en Ti6Al4V.

L'ensemble de ces réflexions conduit à proposer un scénario basé sur un régime stationnaire atteint extrêmement rapidement. Ainsi, un point du glisseur entrant dans le contact après l'établissement de ce régime établi passerait successivement par plusieurs phases correspondant à une position par rapport au patin. Ces phases sont illustrées par la figure 3.25 représentant les 4 principales phases de ce scénario :

1. Un élément de la surface du glisseur entre au contact du patin. Il accumule de la déformation plastique sous l'effet des contraintes de contact ;
2. Sous l'effet du frottement, un flux de chaleur important est émis à l'interface. La faible conductivité des deux matériaux, et particulièrement du revêtement, fait que l'énergie thermique est dissipée majoritairement dans la surface du glisseur, entraînant l'élévation rapide de sa température ;
3. La température atteint rapidement une valeur élevée, entraînant l'adoucissement des matériaux en contact et la formation d'un troisième corps à l'interface. La présence de ce troisième corps jouant un rôle de lubrifiant dans le contact entraîne la diminution du coefficient de frottement local et donc de la chaleur émise au contact pendant toute la suite du contact ;
4. Le troisième corps, d'épaisseur faible quitte le contact avec le glisseur. En l'absence de frottement, le flux de chaleur local qui maintenait la température élevée du troisième corps disparaît et celui-ci diffuse rapidement sa chaleur dans le glisseur, ce refroidissement rapide causant le faïençage du troisième corps.

3.4.2 Couple utilisant un revêtement céramique

Au cours des analyses précédentes, nous avons relevé plusieurs points relatifs au comportement du couple c.Cu en frottement à grande vitesse. Ces éléments sont néanmoins restreints du fait de l'étude d'un seul couple (p, v) . Ils ont permis de définir le mécanisme d'écaillage qui avait lieu pendant l'essai. Celui-ci, représenté figure 3.26, se déroule en

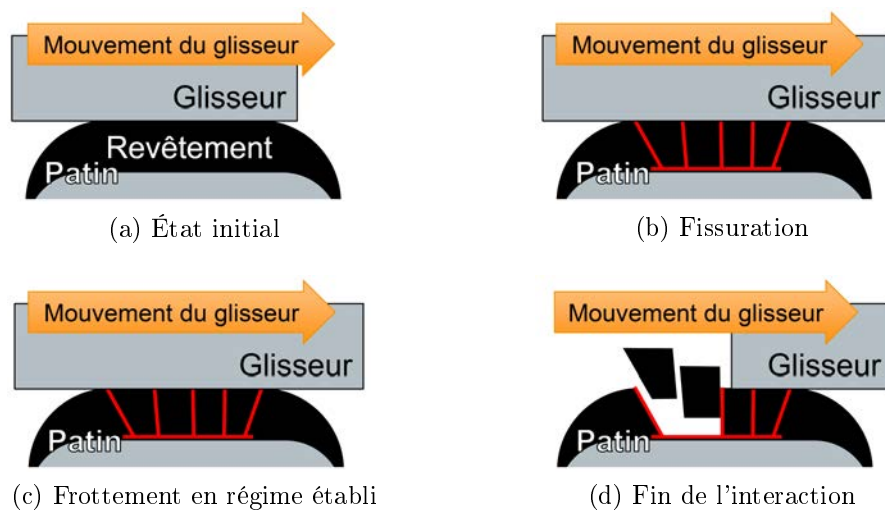


FIGURE 3.26 – Mécanisme d'écaillage apparaissant avec le revêtement MAO

quatre étapes :

1. État initial (figure 3.26a) : Le frottement n'a pas encore débuté. Le patin et le glisseur sont intacts.
2. Fissuration (figure 3.26b) : Sous l'effet des efforts de frottement, le revêtement se cisaille à proximité du substrat. Il se fissure aussi dans la direction transverse.
3. Régime établi (figure 3.26c) : L'interaction c.MAO a lieu en régime établi (détaillé plus loin) entre le revêtement fissuré, maintenu en place par la pression de contact, et le glisseur.
4. Fin d'interaction (figure 3.26d) : Le glisseur quitte le contact, libérant progressivement la surface de contact, ce qui permet aux écailles d'être éjectées et de mettre à nu le substrat.

Nous voyons ici que le mécanisme d'écaillage ne semble pas entrer en jeu dans la phase de frottement en régime stabilisé en elle-même ; Pour cette phase, nous pouvons considérer un régime établi au niveau du contact, comme nous l'avons indiqué précédemment.

Plusieurs éléments peuvent être relevés parmi les analyses précédentes :

- La présence d'un dépôt contenant du Ti6Al4V à l'arrière du patin et la microstructure du glisseur permettent d'affirmer que le contact atteint une température élevée.
- L'avant du glisseur est beaucoup plus fortement usé que l'arrière. Aussi, une modification de la surface du glisseur apparaît pendant le contact avec le patin. La formation d'un troisième corps peut être affirmée en considérant le dépôt présent sur le patin et le glisseur.

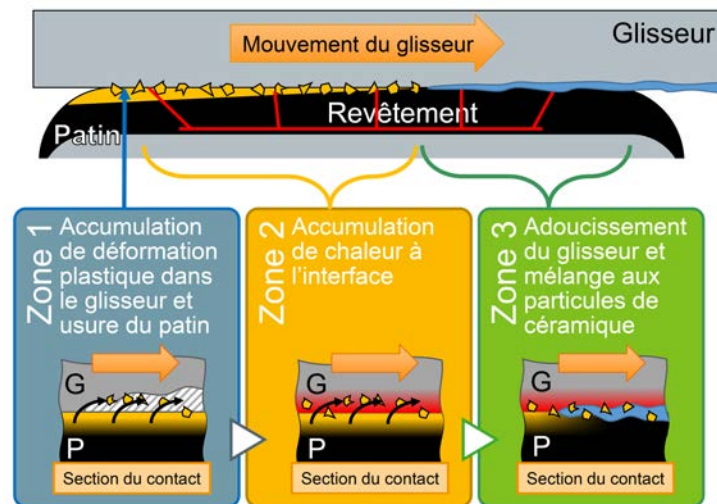


FIGURE 3.27 – Scénario de comportement tribologique du couple c.MAO

- Le dépôt présent à l'arrière du patin contient des particules d'alumine issues du revêtement MAO. Ceci pousse à supposer que des particules ont été arrachées en entrée de patin par l'action du glisseur. Elles ont ensuite été entraînées dans le contact, participant à la formation d'un troisième corps. Comme ces particules de céramique sont abrasives, elles n'ont pas joué le rôle d'un lubrifiant mais ont probablement au contraire favorisé un coefficient de frottement local élevé. Ceci a entraîné un échauffement important du contact et l'adoucissement (voire la fusion) du Ti6Al4V constituant le glisseur. Ce Ti6Al4V est intégré au troisième corps et lui apporte probablement une propriété lubrifiante tout en réduisant ses capacités d'abrasion.

Au vu de ces résultats, le scénario présenté en figure 3.27 est proposé. On y considère, comme pour le scénario de comportement des deux autres couples de matériaux, l'historique subit par un point du glisseur qui traverse le contact.

1. En entrée du contact, les contraintes de cisaillement causées par le frottement entraînent une accumulation de déformation plastique dans le glisseur. Le chargement cause aussi une usure prononcée de l'entrée du patin, avec la formation de particules de céramiques qui viennent initier la formation d'un troisième corps. Ce troisième corps ne se comporte pas comme un lubrifiant dans le contact et les efforts de frottement restent élevés.
2. Du fait de la dissipation d'énergie mécanique en chaleur, il se produit une élévation de température au niveau de l'interface. L'usure du patin se poursuit pendant cette phase.
3. Lorsque la température de contact devient suffisamment élevée, le Ti6Al4V du glisseur commence à participer au troisième corps. Ceci fait que le troisième corps voit

ses propriétés abrasives réduites et va donc jouer un rôle plus proche d'un lubrifiant dans le contact.

3.4.3 Bilan des scénarios

Les comportements des couples ont été séparés en deux catégories : les comportements de couples ayant un revêtement principalement métallique et le couple utilisant le revêtement MAO, principalement céramique. Nous avons pu proposer des scénarios basés sur l'existence d'un régime tribologique établi au niveau du contact. La formation et la nature d'un troisième corps sont parmi les éléments majeurs de ces scénarios. Le scénario basé sur les revêtements métalliques considère ce troisième corps comme lubrifiant et bénéfique au contact, tandis que pour le revêtement MAO, le troisième corps est initialement abrasif et néfaste au contact. Cependant, parmi les résultats obtenus, ce n'est pas la nature du troisième corps qui disqualifie l'utilisation du couple c.MAO dans un contact à grande vitesse, c'est l'usure presque totale du revêtement causée par l'écaillage de celui-ci. En effet, nous avons montré que le revêtement se cisailait à proximité de l'interface avec le substrat. Ceci cause la disparition de la couche déposée dès la fin de l'essai. L'amélioration de la qualité de la liaison substrat-revêtement devra être effectuée avant de pouvoir utiliser ce revêtement à grandes vitesses.

3.5 Conclusion

Au cours de ce chapitre, les principaux résultats et analyses expérimentaux ont été présentés.

Des essais de frottement en conditions sévères de glissement ont été effectués, ils ont permis, à partir des coefficients de frottement calculés, de distinguer le comportement des couples intégrant les revêtements CoCrAlYSiBN et CuNiIn de celui de la configuration non revêtue et du couple avec des patins traités par MAO.

Les analyses microstructurales effectuées à la suite des mesures d'usure¹ ont permis de mettre en évidence un comportement commun à l'ensemble des couples de matériaux : le découpage en quatre couches de la microstructure du glisseur. En combinant ces observations avec des analyses de la microstructure des patins, il a été possible de proposer deux scénarios de comportement tribologique. Un premier correspond au comportement des couples métalliques que sont c.NR, c.Co, et c.Cu tandis qu'un second correspond au comportement du contact incluant un revêtement céramique : c.MAO. Ce couple présente un comportement à grande vitesse qui fait que le revêtement s'écaille fortement suite à l'essai, mais les analyses microstructurales ont permis de reconstituer les mécanismes activés au cours du frottement de ce couple. Malgré cette étude, il reste évident qu'en l'état actuel, le traitement MAO n'est pas adapté à la protection de contacts pouvant occasionnellement subir un frottement sévère.

Afin de déterminer si le revêtement MAO pouvait tout de même présenter des applications tribologiques, une étude exploratoire en frottement à très basse vitesse a été menée. Elle permet de conclure que d'une part le revêtement possède en effet un comportement correct à basse vitesse, et d'autre part qu'améliorer son comportement à haute vitesse de glissement nécessiterai d'améliorer sa ductilité.

1. Volume usé mesuré au niveau des patins (fixes) uniquement

Chapitre 4

Généralisation des résultats obtenus

4.1	Propriétés influant sur les mécanismes de comportement tribologique	144
4.2	Utilisation de la modélisation pour la validation et l'application du scénario . . .	147
4.3	Corrélation des propriétés du revêtement avec les affectations des pièces	170
4.4	Conclusion	180

Au cours du chapitre précédent, nous avons vu que le revêtement MAO n'est pas capable de supporter les sollicitations étudiées, ce qui le rend impropre à l'application visée. Cependant, le traitement MAO peut produire une grande diversité de revêtements et le choix de paramètres de procédé différents pourrait permettre d'en générer un qui soit adapté au contact « pied d'aube / disque de rotor ». Lors de la conception de ce nouveau revêtement, il est nécessaire de minimiser le nombre d'essais de frottement à réaliser. Dans ce but, la définition de l'influence des propriétés du matériau sur le comportement du contact peut permettre de guider le développement de revêtements. Cela permettrait, en effet, une évaluation par des essais simples de leurs performances potentielles.

L'objectif de ce chapitre est d'utiliser les résultats obtenus dans des conditions spécifiques de pression de contact apparente, de vitesse de glissement, et de couples de matériaux afin de les étendre à des conditions différentes.

Pour cela, nous commencerons par rappeler le scénario de comportement issu des couples CuNiIn et CoCrAlYSiBN pour en isoler les effets locaux et macroscopiques des mécanismes impliqués. Cela nous permettra de définir les paramètres importants qui devront être intégrés comme paramètres d'entrée du comportement généralisé du contact.

A partir des paramètres isolés, un modèle numérique sera mis en place. L'objectif final (industriel) de ce modèle est d'avoir un rôle prédictif afin de pouvoir être appliqué à d'autres conditions d'essais, mais il devra aussi permettre, dans le cadre de ces travaux, de valider le scénario de comportement proposé. Les résultats obtenus seront ainsi confrontés aux résultats expérimentaux issus du chapitre 3. Cette démarche permettra au final de définir l'impact de certaines propriétés matériaux sur les endommagements des pièces dans les conditions des sollicitations extrêmes du contact pied d'aube-disque de turbine.

4.1 Propriétés influant sur les mécanismes de comportement tribologique

L'étude expérimentale des couples comportant les revêtements CuNiIn et CoCrAlY-SiBN a permis de proposer le scénario de comportement tribologique du contact, rappelé en figure 4.1. Celui-ci se base sur plusieurs phénomènes physiques qui sont liés les uns aux autres.

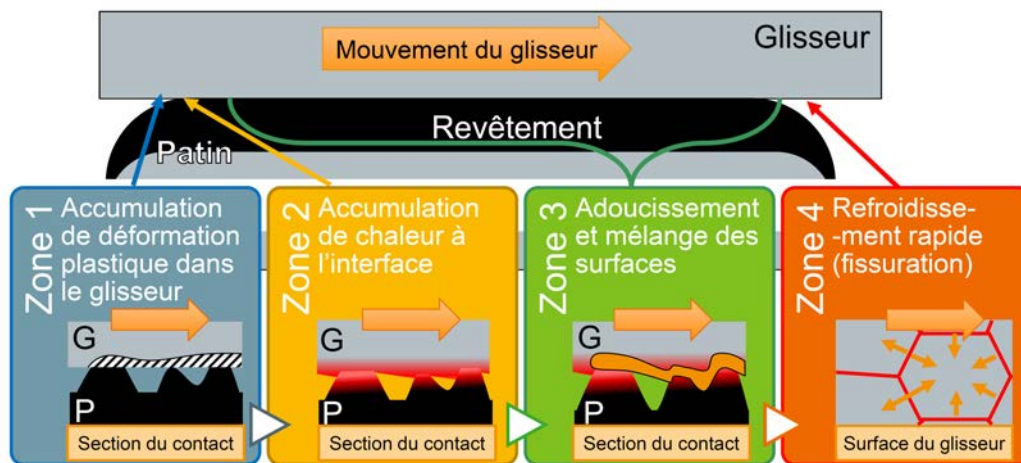


FIGURE 4.1 – Scénario de comportement tribologique d'un contact c.Rev (rappel de la figure 3.25)

Les observations du glisseur avaient révélé des altérations relativement uniformes pour toute la longueur frottée. Ceci signifie que l'ensemble des points de cette surface, quelque soit l'instant où ils ont parcouru la surface du patin, présentent un historique similaire. Ceci nous a permis de négliger l'évolution temporelle du contact et de considérer que le frottement a eu lieu dans un régime quasi-stationnaire.

Le scénario décrit donc l'historique d'un point quelconque du glisseur qui parcourt le contact intégralement. Tout d'abord, lorsque ce point entre dans le contact, un frottement sec a lieu. Celui-ci génère, aux surfaces de contact, d'importantes contraintes tangentielles. Celles-ci, étant supérieures à la contrainte d'écoulement du glisseur, provoquent une déformation de la surface de celui-ci dans la direction opposée à son mouvement. Le frottement, outre ces effets mécaniques, dissipe de l'énergie, principalement sous forme de chaleur, comme le présentent Uetz et Föhl [1978] en figure 4.2. Bien que le lieu exact de la génération de cette chaleur ne soit pas certain (des auteurs, comme Rigney et Hirth [1979], affirment qu'elle est générée dans les pièces en contact tandis que d'autres, comme Landman *et al.* [1992], qu'elle est dissipée à l'interface), celle-ci se produit à l'interface ou dans son voisinage immédiat [Kennedy 1982].

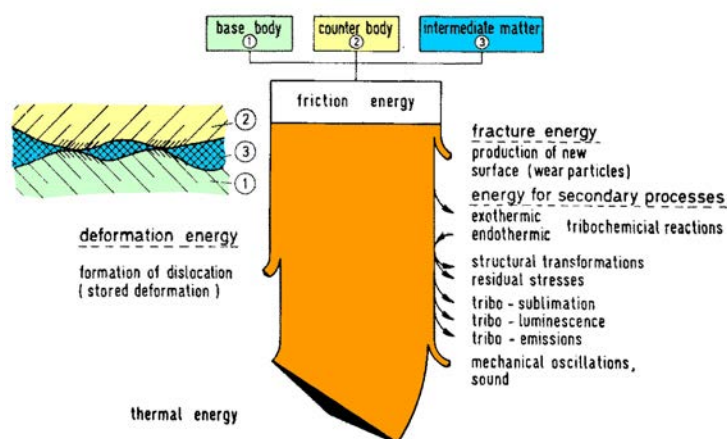


FIGURE 4.2 – Distribution du travail de frottement entre les différents processus physiques et chimiques (Figure d'origine [Uetz et Föhl 1978])

Nous avons donc considéré, pour la simplicité de la démonstration et de la compréhension, que cette chaleur était générée à l'interface et se diffusait dans les deux pièces en contact. Le Ti6Al4V est un métal dont la conductivité thermique est relativement faible comparativement à d'autres métaux, aussi il évacue lentement la chaleur hors du contact. Dans le cas étudié, l'autre matériau impliqué dans le contact, le revêtement (Cu-NiIn ou CoCrAlYSiBN), est par nature un très mauvais conducteur. Sa microstructure comportant des porosités est en effet intrinsèquement gage d'une faible conductivité thermique. Le revêtement s'oppose donc lui aussi à la dissipation de la chaleur générée par le frottement.

La mauvaise évacuation de la chaleur produite à l'interface entraîne une augmentation rapide de la température dans cette zone, jusqu'à atteindre une température suffisamment élevée pour adoucir, voire faire fondre, les matériaux en contact. Ceci entraîne la formation d'un troisième corps constitué d'un mélange de ces matériaux. Celui-ci vient lubrifier l'interface de contact pendant toute la suite de la traversée du patin, réduisant ainsi le coefficient de frottement local. Ce troisième corps est vraisemblablement pour partie éjecté du contact, mais une partie adhère au glisseur. En sortie de contact, le troisième corps n'est plus chauffé par la dissipation du travail de frottement. Il refroidit donc rapidement, principalement par diffusion dans le massif du glisseur. En effet les phénomènes de convections ont, aux vitesses considérées, un effet négligeable sur le refroidissement d'un volume aussi faible lorsqu'il est en contact avec un métal froid (ici le volume du glisseur). Ce refroidissement rapide cause l'apparition d'un réseau de fissures non orienté, c'est le faïençage [Bahr *et al.* 1986].

En décrivant dans les détails les phénomènes qui ont lieu pendant le frottement d'après le scénario de comportement qui a été mis en place dans le chapitre précédent, nous pouvons relever un certain nombre de propriétés qui vont influencer le comportement

du contact. On peut par exemple relever la contrainte d'écoulement en cisaillement τ_y qui va participer à la détermination du coefficient de frottement local dans le contact. τ_y pilote en outre l'écoulement de la matière durant la première phase de glissement ainsi que la formation d'au moins une partie du troisième corps, celle formée par arrachement avant d'atteindre la température de fusion d'au moins un des matériaux en contact. Outre ces propriétés mécaniques, des propriétés thermophysiques (masse volumique, conductivité thermique, effusivité, capacité calorifique massique, enthalpie de liquéfaction...) régissent aussi des phénomènes importants : l'accroissement de la température à l'interface et la formation du troisième corps. A cela il convient d'ajouter le comportement microstructural (températures, cinétiques de changement de phase, enthalpies de transformation) des matériaux qui pilote leurs affectations microstructurales.

Au cours du frottement, les matériaux subissent une large amplitude de chargement, qu'il s'agisse de la pression de contact (nulle à l'extérieur du contact), de la température, de l'écaillage et de la vitesse de déformation ou bien de la composition et de l'épaisseur du troisième corps... Ceci rend les phénomènes particulièrement complexes à modéliser.

4.2 Utilisation de la modélisation pour la validation et l'application du scénario

Afin de corrélérer les observations microstructurales au scénario de comportement proposé, il a été décidé de mettre en place une modélisation du contact. Un autre objectif est de rendre ce modèle prédictif afin de pouvoir étendre les résultats obtenus à une gamme d'utilisation plus grande, qu'il s'agisse de la plage de sollicitations (pression, vitesse) ou des matériaux du contact. Un modèle prédictif permet d'aider au choix des matériaux dans le cadre d'une application industrielle. Cela réduit le nombre d'essais nécessaires pour qualifier un nouveau couple de matériaux pour une application donnée, et donc, nécessairement, le coût. De manière simplifiée, la modélisation a pour but non seulement d'assister à l'interprétation des altérations microstructurales observées dans le chapitre 2, mais aussi de permettre la généralisation des résultats, obtenus dans un nombre fini de configurations, à d'autres conditions de sollicitations et d'autres matériaux (sous réserve de définir les bornes du domaine d'application du modèle).

4.2.1 Choix du type de modélisation adoptée

Dans la section précédente, nous avons vu que les propriétés régissant les phénomènes ayant lieu pendant le frottement sont nombreuses. De plus, les matériaux sont soumis à une forte variation de conditions de service (pression, température, écrouissage, vitesse de déformation...). En outre, le contact ne comporte pas seulement les deux premiers corps (le patin et le glisseur), mais aussi un troisième corps, dont il est aussi nécessaire de déterminer les propriétés pendant le frottement afin de pouvoir l'intégrer à la modélisation.

Aux grandes vitesses de glissement, des phénomènes thermiques et mécaniques, fortement interdépendants, se produisent, comme le présente la figure 4.3. Ainsi, le champ de température influence les propriétés mécaniques des matériaux. Celles-ci pilotent l'effet des sollicitations externes sur le champ de contraintes, et donc le travail de frottement. Le flux de chaleur à l'origine du champ de température dans les pièces est issu de ce travail de frottement. Du fait de cette interdépendance des phénomènes, il est nécessaire de coupler une approche thermique et mécanique du contact pour que le modèle possède un comportement représentatif du comportement tribologique du contact.

Deux types principaux d'approches de ces couplages sont généralement retenus.

- Les approches thermiques sont les plus simples. Elles visent généralement à analyser l'écoulement du flux de chaleur dans les corps en contact. Pour cela, le comportement mécanique est généralement simplifié en considérant un coefficient de frottement

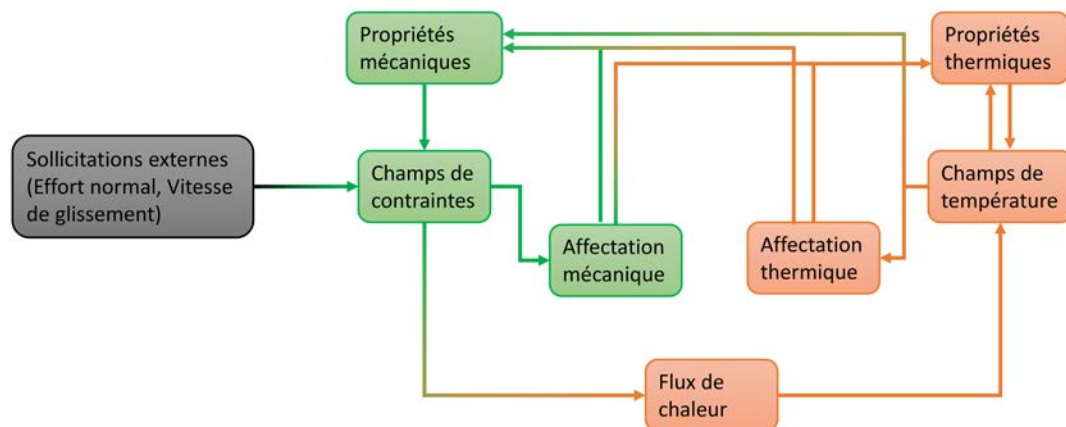


FIGURE 4.3 – Interdépendance des mécanismes thermiques et mécaniques ayant lieu pendant le frottement

connu, constant pendant le contact et uniforme au niveau de la surface de contact. Ce type d'approche est par exemple adopté par Ettles [1986] et Belhocine et Bouchetara [2012], qui utilisent respectivement une modélisation analytique et par éléments finis.

- Les approches thermomécaniques prennent en compte l'influence du couplage thermique sur le comportement mécanique du contact. La variation de température entraîne ainsi une variation des propriétés mécaniques des matériaux, laquelle, à son tour, entraîne une variation des efforts de contact entre les deux pièces, et donc, du travail de frottement dissipé. Comme celui-ci est à l'origine du flux de chaleur qui alimente la partie thermique du comportement, ce type de modèle nécessite une démarche de résolution plus complexe que dans le cas d'une approche purement thermique. Coulibaly *et al.* [2014] utilisent par exemple une méthode semi-analytique pour la résolution d'une approche thermomécanique du contact.

Nous voyons que la modélisation thermomécanique, de par sa prise en compte de l'interdépendance entre les phénomènes thermiques et mécaniques, permet une représentation plus complète du contact que dans le cas d'une modélisation simplement thermique. Par ailleurs, elle n'utilise pas de coefficient de frottement comme donnée d'entrée, mais permet, au contraire, d'en obtenir la valeur à partir des sollicitations imposées au contact et des propriétés thermomécaniques des matériaux. Ces dernières incluent les lois de comportement thermoviscoplastiques des matériaux, par exemple sous la forme de lois de Johnson-Cook.

Les caractéristiques (thermiques et mécaniques) des revêtements étudiés ne sont pas disponibles dans la littérature (voir chapitre 1). Le choix du type de modélisation doit donc prendre en compte la nécessité de déterminer les propriétés nécessaires au fonctionnement du modèle.

Les revêtements, de par leur épaisseur limitée (inférieure à 200 μm), ne permettent pas d'utiliser les techniques de caractérisation mécaniques adaptées aux matériaux massifs. Leur nature fortement hétérogène invalide les méthodes de caractérisation dédiées aux couches fines, telles que celles obtenues par les méthodes de PVD et CVD (respectivement « dépôt physique en phase vapeur » et « dépôt chimique en phase vapeur »). Comme le développement de méthodes spécifiques de caractérisation n'a pas été évalué comme « faisable » dans le cadre de ces travaux de thèse, la détermination des propriétés mécaniques des revêtements a dû être abandonnée. Par conséquent, l'utilisation d'une modélisation thermomécanique du contact n'était pas envisageable. A cette problématique s'ajoute l'impossibilité de caractériser le troisième corps. Par conséquent, le choix d'une modélisation purement thermique du contact a été effectuée.

Le modèle thermique représente donc le comportement du contact de manière moins complète qu'un modèle thermomécanique. Il permet en contrepartie une réduction du nombre de propriétés matériaux nécessaires au fonctionnement du modèle.

4.2.2 Description du modèle

La notion principale à connaître pour la mise en place du modèle thermique est l'équivalence entre le travail de frottement et la chaleur générée à l'interface de contact. La puissance surfacique de frottement $\dot{W}$ (W/m^2) produite par le glissement à une vitesse v (m/s) d'un couple de matériaux présentant un coefficient de frottement μ sous une pression de contact p (N/m^2) est convertie quasi-intégralement (voir figure 4.2) en chaleur q (W/m^2). La fraction de ce travail convertie en chaleur est définie par le coefficient de Taylor-Quiney β_{TQ} (β_{TQ} est une valeur sans unité généralement comprise entre 0,9 et 1). Ainsi, ces deux paramètres sont liés par la relation 4.1 :

$$q = \beta_{TQ} \cdot \dot{W} = \beta_{TQ} \cdot p \cdot \mu \cdot v \quad (4.1)$$

Le modèle thermique va donc, dans un premier temps, prendre comme valeurs d'entrée les paramètres permettant le calcul du flux de chaleur, à savoir le paramètre β_{TQ} , la pression de contact apparente p , le coefficient de frottement μ (obtenu expérimentalement pour un essai en conditions similaires) et l'évolution de la vitesse de glissement. Cette dernière, basée sur les résultats des analyses par corrélation d'image, consiste en une phase d'initiation du glissement (accélération constante du glisseur) suivie d'une phase de glissement à vitesse constante.

La modélisation de la problématique peut se faire selon une approche tridimensionnelle, mais la réduction du problème à une configuration bidimensionnelle permettrait de

limiter le temps et les ressources de calcul nécessaires à sa résolution.

Dans le cadre de la modélisation analytique d'une source de chaleur rectangulaire, Jaeger [1942] montre que si la grandeur adimensionnelle G_J , définie par l'équation 4.2, est « grande » (l'exemple de $G_J \geq 5$ est donné) il est possible d'assimiler le problème thermique à un problème bidimensionnel.

$$G_J = \frac{v \cdot L_J}{4D} \quad (4.2)$$

Dans cette équation, D est la diffusivité thermique du matériau (en m^2/s), v est la vitesse de déplacement (en m/s) et L_J est une longueur caractéristique du modèle représentant la dimension transverse au plan médian. Dans le cas présent, L_J est égal à la moitié de la largeur de la piste de frottement : $L_c = 1,5 \text{ mm}$.

Ce critère peut raisonnablement être transféré à la modélisation numérique du contact. Chassaing *et al.* [2015], dans le cadre de l'étude du c.NR, l'ont ainsi utilisé pour définir que la modélisation bidimensionnelle est représentative du problème.

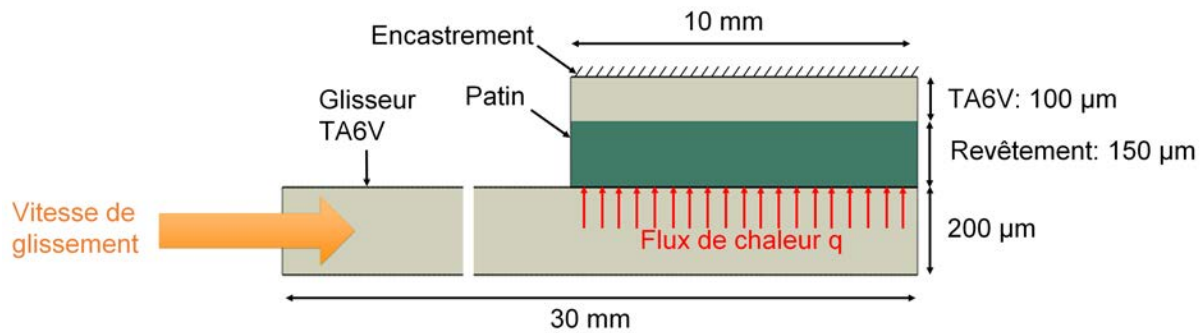
La détermination du domaine d'applicabilité de la modélisation bidimensionnelle du frottement revient à résoudre $G_J \geq 5$, soit $v \geq 20 \cdot D/L_J$. Dans le but de permettre l'utilisation du modèle avec le plus grand nombre possible de matériaux, celui-ci est considéré pour l'application la plus contraignante possible, c'est à dire le matériau possédant la diffusivité thermique la plus élevée. Dans le cas des matériaux métalliques il s'agit de l'argent ($a_{Ag} = 175 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$), ce qui donne une vitesse minimale de glissement pour pouvoir considérer le problème comme plan de $V \geq 2,3 \text{ m/s}$.

Le modèle est développé à partir d'éléments CPE4T, des éléments quadrangulaires linéaires, adaptés à la modélisation de phénomènes de « thermique transitoire ». La figure 4.4a présente la structure implémentée à l'aide du logiciel Abaqus. Un glisseur en Ti6Al4V se déplace le long d'un patin fixe en Ti6Al4V revêtu avec une vitesse imposée.

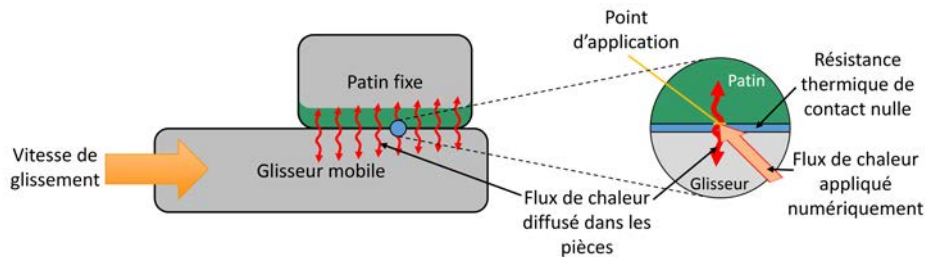
On considère que le travail de frottement est dissipé sous forme de chaleur au niveau de l'interface entre les deux pièces. La rugosité des pièces en contact peut influencer la conduction de la chaleur à travers l'interface [Maisuria 2013]. En fonction de la position (ou de la répartition) de la dissipation de l'énergie mécanique sous forme de chaleur au voisinage de l'interface, la rugosité des surfaces peut donc influencer la répartition du flux de chaleur entre les deux corps. La détermination de cette influence nécessite une connaissance précise du comportement mécanique des matériaux et de leurs propriétés thermiques à l'échelle microscopique. Ceci est néanmoins impossible du fait des limites de la connaissance des propriétés des revêtements. Il n'est par ailleurs pas possible d'appliquer le flux de chaleur à « l'interface » sans complexifier notablement le modèle. Cependant,

du fait de la pression de contact importante ($110 \text{ MPa} \leq p \leq 280 \text{ MPa}$), la résistance thermique de contact est considérée comme négligeable entre le patin et le glisseur.

Dans le cas d'une résistance thermique de contact négligeable, un flux de chaleur se diffuse de la même manière dans les pièces en contact si il est appliqué à l'une ou à l'autre des surfaces en contact. La solution retenue pour palier au problème de l'application du flux de chaleur est donc présentée en figure 4.4b. Comme la position de la surface de contact est fixe par rapport au patin, le flux de chaleur est appliqué numériquement à la surface de cette pièce.



(a) Structure du modèle Abaqus



(b) Principe de la modélisation du flux de chaleur

FIGURE 4.4 – Principe du modèle numérique

La démarche de conception du modèle s'est effectuée en utilisant le revêtement CoCrAlYSiBN. Celle-ci est donc décrite ici avec les données issues de ce matériau.

4.2.3 Détermination des propriétés des revêtements

Les propriétés minimales nécessaires à la description du comportement thermique des matériaux sont la conductivité thermique λ [W/m K], la masse volumique ρ [kg/m³] et la chaleur spécifique c_p [J/kg K]. En outre, leur évolution en fonction de la température, si elle est pertinente, doit être intégrée dans les propriétés matériaux, tout comme les températures de transition de phases et les chaleurs latentes associées. Ces propriétés, connues pour le Ti6Al4V, ne sont pas disponibles pour le CoCrAlYSiBN. Afin de les

déterminer, des mesures ont été initiées, en collaboration avec le Laboratoire d'Énergétique et de Mécanique Théorique et Appliquée (LEMTA), basé à Nancy. Les propriétés obtenues et leur méthode d'obtention sont résumées dans le tableau 4.1. Ces valeurs sont celles utilisées pour obtenir les résultats qui sont présentés dans la suite de ce chapitre.

Tableau 4.1 – Propriétés thermiques du revêtement CoCrAlYSiBN

Propriété (20°C)	Méthode d'obtention	Valeur	Limites
Composition chimique [% _m]	Documentation Sulzer Metco [2012b].	85 CoCrAlYSi* + 15 hBN	Composition avant projection, la projection modifie la composition chimique.
Densité [g/cm ³]	Documentation Sulzer Metco [2012b].	6	Valeur théorique fournisseur. La valeur réelle peut différer.
Températures particulières [°C]	Estimée à partir d'un alliage à taux de chrome voisin 71,5%Co 29,5%Cr.	$T_{fus} = 1430$	Valeur pour un matériau différent. Autres température(s) de transition inconnues.
Capacité thermique massique [J/kg K]	Calculé à partir de la composition initiale.	515	La composition initiale utilisée pour le calcul est différente de la composition réelle du matériau.
Conductivité [W/m K]	Calculée à partir de la diffusivité et de la capacité calorifique	4,3	Cumul des incertitudes sur la valeur de la capacité calorifique, de la diffusivité, et de la masse volumique
Diffusivité [1 · 10 ⁻⁶ m ² /s]	Mesure par la méthode Flash au LEMTA.	1,37	Incertitude de mesure importante causée par la présence du substrat métallique sous le revêtement mesuré.

*62,3 Co + 29,4 Cr + 5,88 Al + 0,32 Y + 2,1 Si

4.2.3.1 Capacité calorifique massique

Les seules données connues étaient dans un premier temps la composition chimique théorique de la poudre utilisée avant projection ainsi que la densité théorique du revêtement obtenu (voir chapitre 1). La composition chimique de la poudre a été utilisée en considérant que le revêtement déposé conservait cette composition. Cette estimation a permis dans un premier temps de calculer, par l'utilisation d'une loi des mélanges (voir formule 4.3), dite loi de Kopp-Neumann [Seitz 1940] la capacité calorifique massique c_p du revêtement. L'élément d'indice i et de Capacité calorifique massique c_{pi} représente une fraction f_i de la masse du matériau considéré.

$$c_p = \sum_{i=1}^n c_{pi} \cdot f_i \quad (4.3)$$

4.2.3.2 Température de fusion

Afin de déterminer la température de fusion du revêtement, il a été considéré que celle-ci était déterminée par la matrice en CoCrAlYSi métallique. Comme les données sur cette nuance particulière n'étaient pas disponibles, l'alliage a de nouveau été simplifié en un alliage binaire Cobalt-Chrome, de concentration massique en chrome identique à celle du CoCrAlYSi (29,4 %). La lecture sur le diagramme binaire (figure 4.5) permet d'obtenir une température de fusion d'approximativement 1 430 °C.

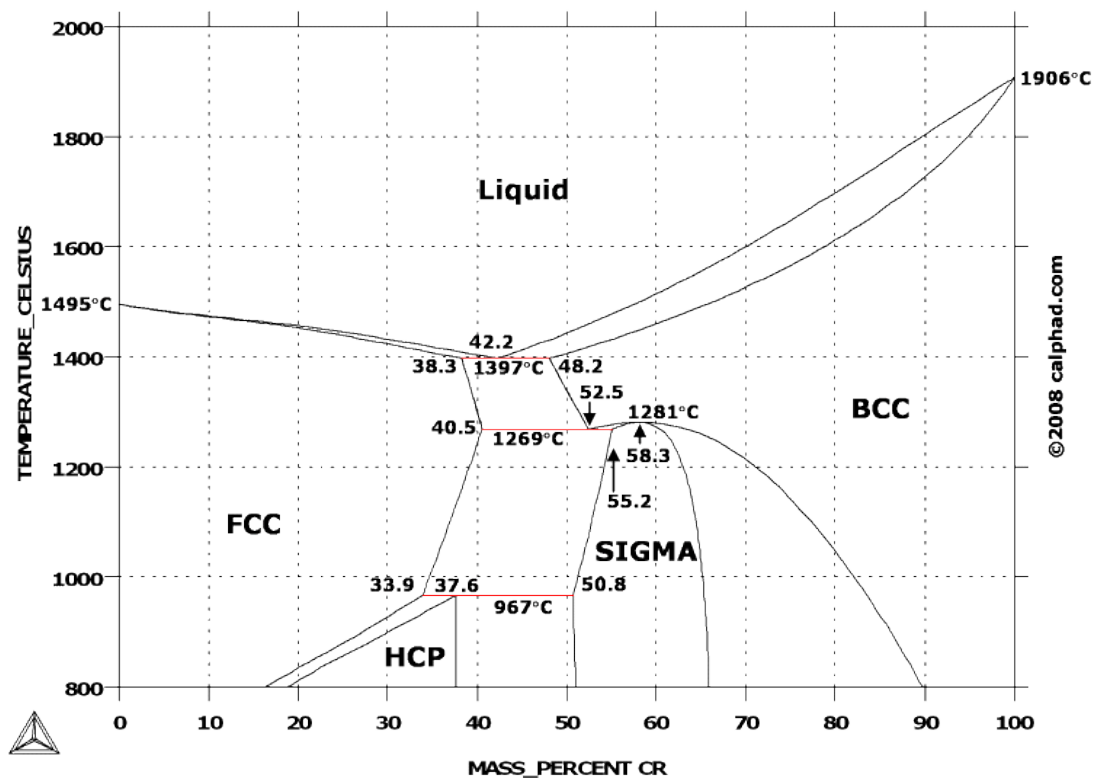


FIGURE 4.5 – Diagramme binaire Cobalt-Chrome

4.2.3.3 Conductivité thermique

Afin de déterminer la conductivité thermique du revêtement, l'utilisation de la méthode dite de la Loi d'Ohm thermique est possible. Cette méthode consiste à imposer un flux de chaleur au matériau à tester (le revêtement) et à mesurer le gradient de température entre ses faces. En pratique, c'est une configuration du type de celle présentée en figure 4.6 qui est utilisée.

Le matériau inconnu est serré entre deux matériaux de conductivités thermiques et d'épaisseurs parfaitement connues et instrumentés pour mesurer la différence de température $\Delta\Theta$ [K] générée sur un empilement de matériaux par un flux de chaleur q [W/m²].

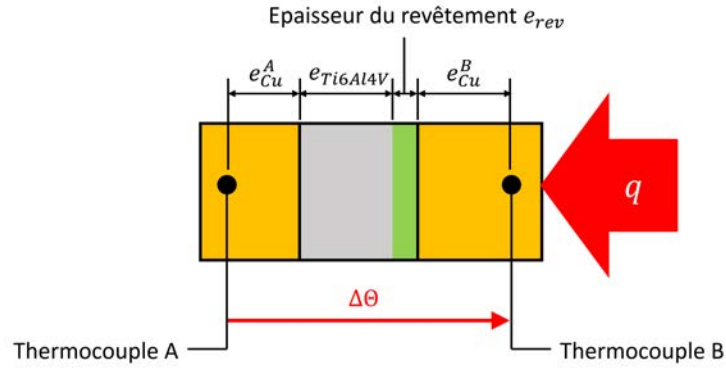


FIGURE 4.6 – Méthode de la loi d'Ohm thermique pour la mesure de la conductivité thermique

La résolution de l'équation 4.4, qui devient 4.5 dans la configuration de la figure 4.4, permet d'obtenir la conductivité thermique du matériau étudié. Dans ces équations, e_m [m] et λ_m [W/m K] représentent respectivement l'épaisseur et la conductivité thermique d'un matériau m .

$$\Delta\Theta = q \cdot \sum \frac{e_m}{\lambda_m} \quad (4.4)$$

$$\frac{\Delta\Theta}{q} = \frac{e_{rev.}}{\lambda_{rev.}} + \frac{e_{Cu}^A + e_{Cu}^B}{\lambda_{Cu}} + \frac{e_{Ti6Al4V}}{\lambda_{Ti6Al4V}} \quad (4.5)$$

Cette méthode n'est cependant pas adaptée aux échantillons rugueux. En effet, une certaine pression de contact devra être utilisée afin de garantir un contact permettant de négliger la résistance thermique de contact au niveau des interfaces entre l'échantillon et entre les surfaces. Celle-ci doit être d'autant plus importante que les surfaces sont rugueuses. Or, les revêtements étudiés, de par leur nature poreuse, voient leur épaisseur dépendre de la pression de contact. De plus, la densification sous l'effet du chargement peut modifier les propriétés thermiques. Pour cette raison cette méthode a été abandonnée au profit d'une détermination indirecte par l'intermédiaire de la diffusivité.

4.2.3.4 Diffusivité thermique

La diffusivité thermique D désigne la capacité d'un matériau à transmettre un signal thermique. En partenariat avec le LEMTA, la diffusivité thermique a été mesurée par l'utilisation de la méthode dite « flash », représentée en figure 4.7. Cette technique consiste à imposer, par l'intermédiaire d'un flash lumineux, un flux de chaleur de courte durée sur la surface d'un échantillon et d'observer, avec un capteur de température sans contact (ici un capteur à infrarouge InSb), l'élévation de température sur la face opposée. Le

thermogramme obtenu est ensuite « fitté » pour déterminer la valeur de D correspondant à ces observations.

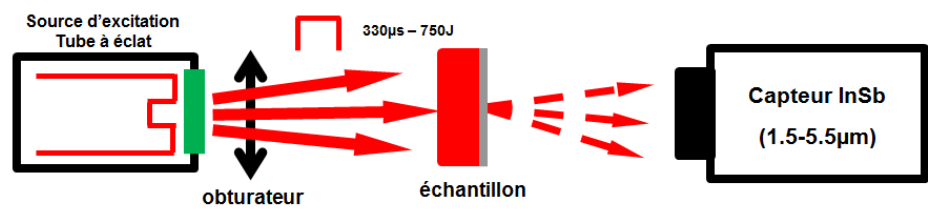


FIGURE 4.7 – Technique de mesure de la diffusivité thermique par la méthode Flash

Cette méthode apporte deux principaux avantages : elle est indépendante des autres propriétés thermiques du revêtement et ne nécessite pas de contact avec le revêtement. Elle génère cependant une erreur importante en raison de l'effet du substrat. Plus celui-ci a forte épaisseur et une faible diffusivité, plus sa contribution au thermogramme est importante devant celle du revêtement. Pour cette raison des éprouvettes spécifiques avec un substrat en cuivre pur ont été réalisées. Le substrat utilisé pour effectuer les mesures est donc différent du substrat utilisé lors des essais de frottement. Le substrat cuivre peut engendrer une vitesse et des contraintes de refroidissement différentes de celles obtenues avec le substrat Ti6Al4V dans les premières couches de revêtement. Ceci peut donc modifier le comportement thermomécanique de la partie du revêtement présente au voisinage de l'interface substrat/revêtement. Ceci engendre nécessairement une erreur dans la mesure, mais au vu des épaisseurs relatives de substrat et de revêtement, celle-ci est considérée bien plus faible que l'incertitude engendrée par l'effet d'écran de l'utilisation du substrat en Ti6Al4V.

Des mesures ont été effectuées dans deux configurations : avec le revêtement en face avant (côté source d'excitation), et avec revêtement en face arrière (côté capteur optique). Elles sont résumées dans le tableau 4.2. La valeur de diffusivité thermique du CoCrAlYSiBN (reportée dans le tableau 4.1) est la moyenne de l'ensemble des mesures obtenues dans les deux configurations : $D = 1,37 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$.

Tableau 4.2 – Résultats des mesures de diffusivité du revêtement CoCrAlYSiBN déposés sur du cuivre pur en $10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$

Orientation de l'échantillon	Mesure n°					
	1	2	3	4	5	6
Revêtement en face avant	0,94	2,13	0,87	0,96	1,34	1,19
Revêtement en face arrière	1,68	1,41	1,61	1,32	1,52	1,44
Valeur moyenne	1,37					

A partir de la valeur de la diffusivité ainsi obtenue, de celle de la capacité calori-

fique massique calculée précédemment ainsi que de la masse volumique, la conductivité thermique est obtenue en utilisant la définition de la diffusivité (équation 4.6).

$$D = \lambda / \rho \cdot c_p \quad (4.6)$$

4.2.4 Évolution du modèle

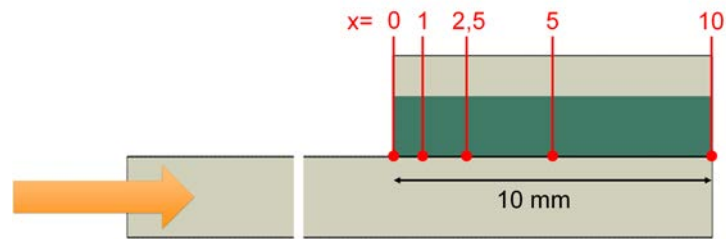
La chaleur générée à l'interface est calculée en utilisant la formule 4.1, avec p et μ constants, v est considéré comme constante après une phase d'accélération initiale qui dure un temps t_{acc} . Le coefficient de Taylor-Quiney est $\beta_{TQ} = 1$, ce qui correspond à la transformation de la totalité du travail de frottement en chaleur. Le modèle compte environ 272 000 éléments et nécessite 5 jours de calcul (sur station de calcul 32 cœurs).

Le modèle utilise les paramètres obtenus expérimentalement pour un essai typique à $p = 110$ MPa et $v = 40$ m/s (dans ce cas, l'essai Co-110-40-1). Le temps nécessaire pour que le glisseur atteigne la vitesse v , dit « temps d'accélération », utilisé est de $t_{acc} = 100$ μ s. Le coefficient de frottement est quant à lui $\mu = \bar{\mu} = 0.2$. Les résultats obtenus sont présentés en figure 4.8.

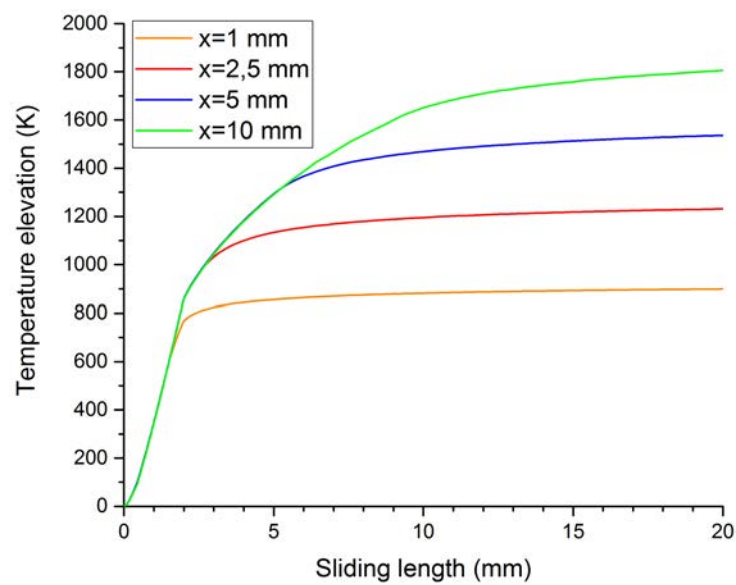
La figure 4.8a représente le positionnement des points utilisés pour l'obtention des courbes d'évolution de la figure 4.8b. Un accroissement extrêmement rapide de la température peut être mis en évidence, ainsi, une température de près de 900 °C est atteinte à la fin de la phase d'accélération du glisseur, puis les températures sont presque stables dès 10 mm de glissement. Ces observations auraient tendance à confirmer l'hypothèse proposée lors de la formulation du scénario de comportement : les phénomènes ayant lieu au niveau du contact atteignent un régime établi très rapidement.

Les températures dépassent en certains points largement la température de fusion des matériaux impliqués dans le contact. Ce phénomène s'explique par l'utilisation d'un coefficient de frottement constant pour le calcul de la chaleur dégagée au contact. Malgré ce défaut, une affectation thermique plus profonde du glisseur que du patin peut être observée sur la figure 4.8c représentant le champ de température dans les pièces après 20 mm de glissement.

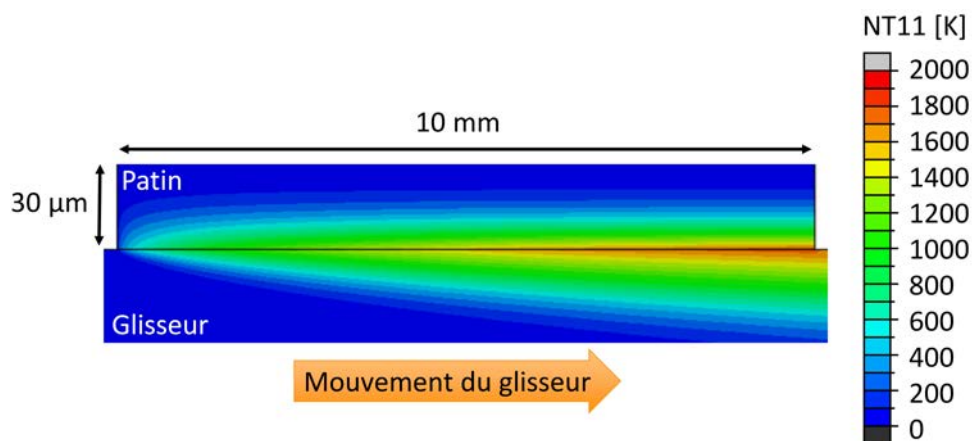
Afin de prendre en compte l'évolution du coefficient de frottement en fonction de la position dans le contact et du temps, il est nécessaire de complexifier la modélisation. Le coefficient de frottement local est lié à plusieurs phénomènes, notamment l'adoucissement thermique des matériaux et la formation d'un troisième corps à l'interface de contact. Ce dernier phénomène est considéré comme étant dominant dans le scénario de comportement (voir section 4.1). La modélisation de la formation et du comportement thermo-mécanique



(a) Points de mesure de l'évolution des températures



(b) Évolution des températures à certains points de la surface du patin



(c) Champs de températures après 20 mm de glissement

FIGURE 4.8 – Résultats de la simulation d'un essai à $p = 110$ MPa et $v = 40$ m/s

de ce troisième corps est particulièrement complexe, faisant appel à une modélisation thermo-mécanique multiphysique du contact.

Nous avons montré en 4.2.1 et 4.2.2 que seule une modélisation purement thermique du contact était possible. Il a donc été décidé de simplifier l'effet du troisième corps sur le comportement du contact afin de permettre cette modélisation purement thermique. On considère ainsi que l'effet du troisième corps en un point consiste uniquement en une réduction du coefficient de frottement local et ne dépend que de la température en ce point. Ceci est défini par la formule 4.7 dans laquelle $\mu(\Theta)$ est le coefficient de frottement local, défini à partir du coefficient de frottement initial $\mu_{ini.}$ multiplié par un coefficient de réduction du coefficient de frottement $k_\mu(\Theta)$ ($0 \leq k_\mu(\Theta) \leq 1$).

$$\mu(\Theta) = \mu_{ini.} \cdot k_\mu(\Theta) \quad (4.7)$$

Pour la définition de l'évolution du coefficient $k_\mu(\Theta)$, on considère que le troisième corps commence à se former lorsque la température de fusion $\Theta_f^{mat.}$ de l'un des matériaux en contact est atteinte à l'interface. Le régime de frottement, et donc l'évolution du coefficient de frottement, est ensuite piloté par l'épaisseur de ce troisième corps. Un film fluide d'épaisseur suffisante pour causer l'apparition d'un régime de glissement hydrodynamique est nécessaire pour réduire à une valeur négligeable le coefficient de frottement. L'épaisseur de ce film est représentée dans le modèle par la différence entre la température modélisée à l'interface et la température $\Theta_f^{mat.}$. En effet, on peut considérer que l'élévation de température au delà de la température de fusion est représentative de la chaleur dissipée lors de la formation du troisième corps. Donc plus la température calculée à l'interface dépasse $\Theta_f^{mat.}$, plus le troisième corps se forme rapidement et plus il forme un film épais.

Comme deux matériaux de températures de fusion différentes sont généralement utilisés, le modèle doit considérer leur contribution cumulée. Pour cela on considère que le coefficient de réduction du coefficient de frottement $k_\mu(T)$ est la moyenne de fonctions de contribution $k_{\mu mat.i}(\Theta)$ définies pour chacun des deux matériaux (équation 4.8).

$$k_\mu(T) = \frac{\mu(\Theta)}{\mu_{ini.}} = \frac{k_{\mu mat.1}(\Theta) + k_{\mu mat.2}(\Theta)}{2} \quad (4.8)$$

Les fonctions de contribution sont donc définies par les équations 4.9 lorsque la température de fusion du matériau n'est pas atteinte, celui-ci ne participe pas à la formation du troisième corps et ne réduit pas le coefficient de frottement ($k_{\mu mat.i} = 1$). A l'inverse, lorsque la température de fusion a été fortement dépassée, le matériau participe fortement ($k_{\mu mat.i} = 0$) à la formation du troisième corps et on considère que dans ce

régime, l'augmentation de la température calculée par le modèle à l'interface n'augmente plus l'épaisseur du troisième corps que de manière négligeable. Le dépassement de la température de fusion du matériau nécessaire pour atteindre ce régime de « contribution maximale » est $\Delta\Theta_f^{mat.i}$. Entre ces deux régimes, la fonction de contribution du matériau évolue linéairement.

$$\begin{cases} k_{\mu mat.i} = 1 & \text{si } \Theta \leq \Theta_f^{mat.i} \\ k_{\mu mat.i} = 0 & \text{si } \Theta \geq \Theta_f^{mat.i} + \Delta\Theta_f^{mat.i} \\ k_{\mu mat.i} = 1 + \frac{\Theta_f^{mat.i}}{\Delta\Theta_f^{mat.i}} - \frac{\Theta}{\Delta\Theta_f^{mat.i}} & \text{si } \Theta_f^{mat.i} \leq \Theta \leq \Theta_f^{mat.i} + \Delta\Theta_f^{mat.i} \end{cases} \quad (4.9)$$

L'évolution du coefficient de frottement en fonction de la température a été implémentée dans le modèle en utilisant une subroutine « DFLUX » pour calculer le flux de chaleur émis en chaque point du contact en fonction de la température atteinte.

Pour le couple c.Co, les paramètres utilisés sont les suivants :

- Le coefficient de frottement initial $\mu_{ini} = 0.5$ est la valeur correspondant au coefficient de frottement initial mesuré par Hajmrl et Chilkowich [1997] en début d'essais de fretting (voir figure 1.30 en section 1.2.3).
- Les valeurs des températures de fusion utilisées sont $T_{fusion}^{CoCrAlYSiBN} = 1430^\circ\text{C}$ (voir chapitre 1) et $T_{fusion}^{Ti6Al4V} = 1640^\circ\text{C}$ (voir section 4.2.3).
- Le dépassement de température nécessaire pour atteindre le régime de contribution maximale est défini empiriquement à $\Delta\Theta_f^{mat.i} = \Delta\Theta_f = 400^\circ\text{C}$ pour les deux matériaux.

Les fonctions de contribution du Ti6Al4V et du CoCrAlYSiBN ainsi que la loi d'évolution du coefficient de réduction du coefficient de frottement en fonction de la température locale ainsi obtenues sont représentées en figure 4.9.

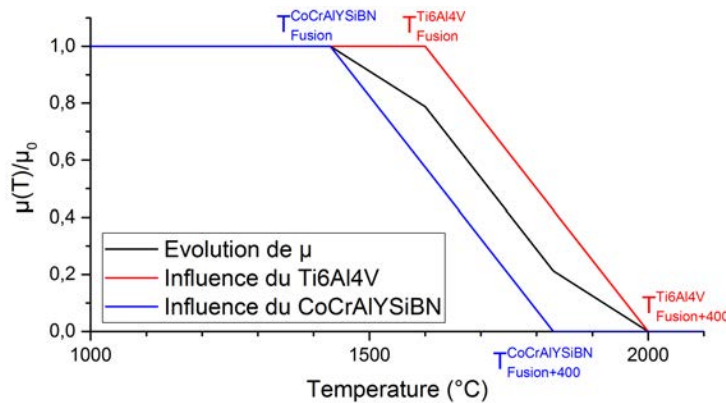


FIGURE 4.9 – Loi d'évolution du coefficient de frottement en fonction de la température

Ce nouveau modèle intègre donc une évolution du coefficient de frottement en fonction de la température. Les températures et coefficients de frottement de certains points de la surface du patin sont présentées en figure 4.10.

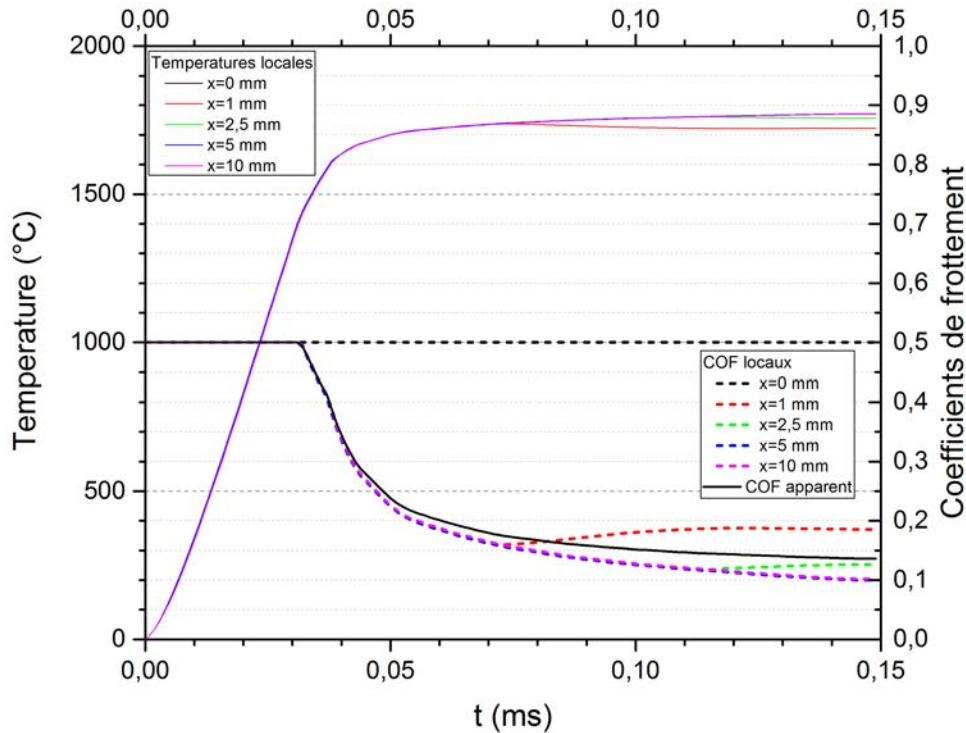


FIGURE 4.10 – Évolution de la température à la surface

Sous l'effet du flux de chaleur dissipé dans le contact, les températures locales augmentent rapidement pour l'ensemble des points de mesure considérés, à l'exception de $x = 0$ mm. Ce point est le point d'entrée de la surface du glisseur dans le contact. Cette surface est toujours à la température initiale, imposant la température du patin au niveau du point $x = 0$ mm.

Pour les points $x = 1, 2,5, 5$ et 10 mm, la température s'élève rapidement (environ $30 \mu\text{s}$) jusqu'à la température de 1430°C , qui correspond au début de la chute du coefficient de frottement. Le flux de chaleur dissipé chute donc localement, réduisant la vitesse d'élévation de la température. Les températures et coefficients de frottements locaux convergent donc vers des valeurs asymptotiques.

Le coefficient de frottement macroscopique (ou apparent) de l'essai peut être calculé en considérant la pression de contact comme constante (équation 4.10). Dans le cas présent, celui-ci est représenté en figure 4.10. La convergence du coefficient de frottement vers $\bar{\mu} = 0,14$ peut être déduite de l'observation de cette courbe. Les résultats obtenus à vitesse de glissement identique pour une pression de 280 MPa engendrent un coefficient de frottement convergeant, lui, vers $\bar{\mu} = 0,09$. Ces valeurs sont assez proches de celles obtenues expérimentalement dans les mêmes conditions (respectivement $0,16$ et $0,09$, voir

3.1).

$$\mu(t) = \frac{1}{L_p} \int_{x=0}^{x=10} \mu(x, t) \cdot dx \quad (4.10)$$

Le modèle thermique intégrant la loi de réduction du coefficient de frottement avec la température permet de calculer des valeurs cohérentes de coefficients de frottement. Cependant la loi utilisée est partiellement empirique (valeur de $\Delta T_{fusion}^{mat.i}$) et dépendante de la vitesse de glissement qui va modifier l'épaisseur de film générée par une même température d'interface. Avant de poursuivre le développement de ce modèle, il est nécessaire de valider sa sensibilité aux différents paramètres qui l'alimentent. En effet, si le modèle présente une très forte sensibilité à certains paramètres, une faible incertitude dans leur valeur peut engendrer une faible fiabilité des résultats obtenus. À l'inverse une faible sensibilité à certains paramètres permet de réduire les exigences de précision dans leur détermination sans entraîner de modification significative des résultats.

4.2.5 Étude de sensibilité du modèle

Les coefficients de frottements apparents issus du modèle numérique sont cohérents avec les valeurs expérimentales dans le cas d'un contact c.Co. Il convient cependant de rappeler que ce modèle nécessite d'utiliser les propriétés thermophysiques des matériaux ainsi qu'une loi d'abaissement du coefficient de frottement local en fonction de la température. Celle-ci vise à modéliser l'effet local de la formation du troisième corps sur les efforts de frottement et donc le travail dissipé. Il est nécessaire de déterminer, parmi ces données, celles dont l'influence est la plus critique afin de s'assurer de la possibilité d'utiliser ce modèle de manière prédictive avec les connaissances des propriétés matériaux existantes.

4.2.5.1 Principe de l'étude de sensibilité

Le principe de l'étude de sensibilité, résumé par la figure 4.11, est de faire varier certaines données alimentant le modèle, les « entrées », et d'étudier l'impact de ces variations sur certains résultats issus du modèle.

Un essai dont certains paramètres sont fixés est ainsi considéré. Ceux-ci sont la vitesse de glissement après accélération $v = 40 \text{ m/s}$, la pression de contact apparente $p = 110 \text{ MPa}$, le temps nécessaire pour accélérer jusqu'à la vitesse de glissement t_{acc} , et la durée totale de l'essai t_{fin} . Afin de réduire la durée de chaque calcul, les temps sont réduits à $t_{acc} = 50 \text{ } \mu\text{s}$ et $t_{fin} = 100 \text{ } \mu\text{s}$, ce qui correspond à une distance d'accélération de 1 mm et une distance totale de glissement de 3 mm. Ceci permet de réduire non seulement la durée

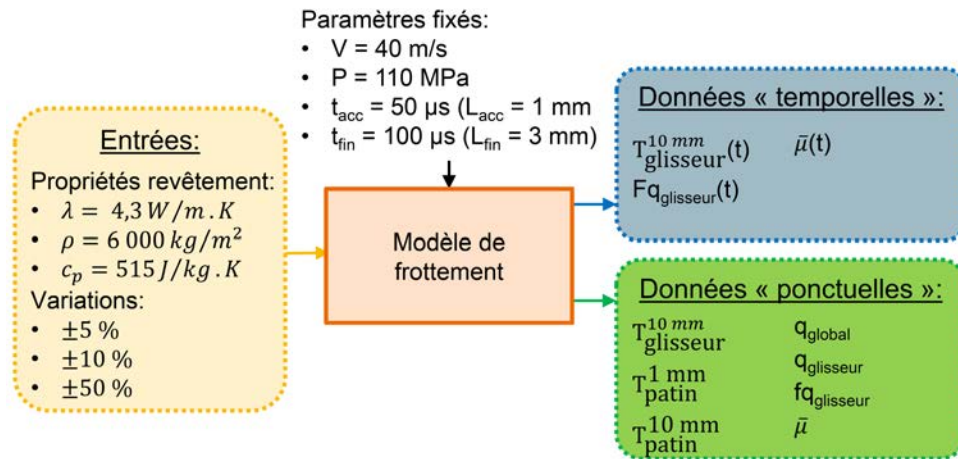


FIGURE 4.11 – Principe de l'étude de sensibilité du modèle

de l'essai à simuler, mais aussi la longueur minimale du glisseur à modéliser. Celle-ci est obtenue en ajoutant la distance totale parcourue à la largeur du patin et qui passe de 30 mm à 13 mm, réduisant le nombre d'éléments du glisseur modélisés en proportion.

On étudiera l'influence de la valeur de la conductivité thermique λ , de la masse volumique ρ , et de la capacité calorifique massique c_p du revêtement sur un certain nombre de grandeurs. Celles-ci peuvent être divisées en 2 catégories : les grandeurs « temporelles » dont on étudiera l'évolution pendant l'ensemble de la simulation et les grandeurs « ponctuelles » dont on étudiera la valeur à des instants déterminés : après la fin de l'accélération ($t = t_{acc}$) et à la fin de la simulation ($t = t_{acc}$). La figure 4.11 résume les différentes grandeurs étudiées dans chacune de ces catégories, tandis que la figure 4.12 présente les points de calcul utilisés. Les grandeurs sont les suivantes :

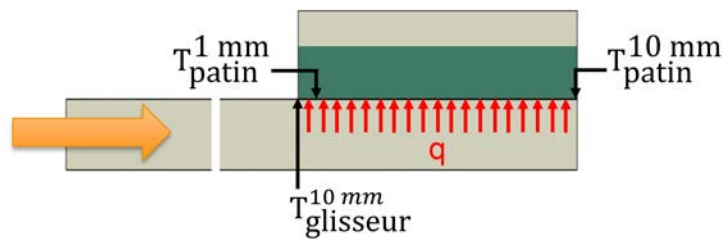


FIGURE 4.12 – Points de calcul des grandeurs de impliquées dans l'étude

- $T_{glisseur}^{10 \text{ mm}}$ est la température du point de la surface du glisseur situé à 10 mm de l'avant du glisseur. C'est le point de la surface du glisseur situé initialement à l'entrée du contact.
- $T_{patin}^{1 \text{ mm}}$ est la température du point de la surface du patin situé à 1 mm de l'avant du patin.
- $T_{patin}^{10 \text{ mm}}$ est la température du point de la surface du patin situé à 10 mm de l'entrée

du patin. C'est le point de la surface du patin situé à la sortie du contact

- q_{global} est le flux de chaleur total dissipé dans le contact. Dans le modèle, il se répartit dans les deux pièces en contact : le glisseur et le patin.
- $q_{glisseur}$ est le flux de chaleur dissipé dans le glisseur.
- $f q_{glisseur}$ est la part du flux de chaleur dissipée dans le glisseur. $f q_{glisseur} = \frac{q_{glisseur}}{q_{global}}$
- $\bar{\mu}$ est le coefficient de frottement moyen, ou apparent, du contact.

Pour cette étude, les grandeurs λ , ρ , et c_p ont pris les valeurs mesurées pour le revêtement CoCrAlYSiBN puis elles ont été multipliées par un facteur de 0,5, 0,9, 0,95, 1,05, 1,1 et 1,5, soit des écarts de $\pm 5\%$, $\pm 10\%$, et $\pm 50\%$ par rapport à la valeur initiale. Pour une même simulation, seule une propriété était modifiée.

4.2.5.2 Évolution temporelle des grandeurs sélectionnées

L'influence de la variation des propriétés thermiques sur l'évolution temporelle des trois grandeurs sélectionnées est présentée en figure 4.13. Les courbes noires représentent l'évolution obtenue pour des propriétés non modifiées, les courbes rouges et bleues correspondent à une propriété respectivement accrue et décrue de 50 %. Le premier constat qui peut être effectué est la similitude des influences des trois propriétés thermiques. Les figures 4.13a, 4.13b, et 4.13c ne présentent que des différences minimales. On peut donc dans un premier temps considérer que ces valeurs ont une influence identique sur le comportement du modèle. Il est possible, au vu des durées d'interaction extrêmement courtes et des faibles profondeurs affectées que l'effusivité thermique représente mieux l'influence des propriétés du revêtement que la masse volumique, la capacité calorifique, et la conductivité thermique individuellement. En effet, l'effusivité thermique E se calcule par la formule 4.11, qui prend en compte les trois paramètres précédents au même ordre.

$$\alpha = \sqrt{\lambda \cdot \rho \cdot c_p} \quad (4.11)$$

Outre cette similitude, on constate que la variation des propriétés modifie légèrement la vitesse d'évolution de la température à la surface du glisseur sans toutefois modifier notablement la température en fin de simulation qui converge vers 1 600 °C. Cette modification de la vitesse d'évolution est le résultat d'une modification de la part de flux dissipée dans le glisseur. Le changement de la part de flux est la conséquence logique de l'évolution des propriétés thermiques. En effet, pour deux pièces en matériaux A et B en contact, si elles sont initialement à la même température et qu'un flux de chaleur est appliqué à l'interface entre les pièces, la part de flux initiale dans la pièce A pourra être calculée par la formule 4.12, basée sur l'effusivité thermique des matériaux. Celle-ci est

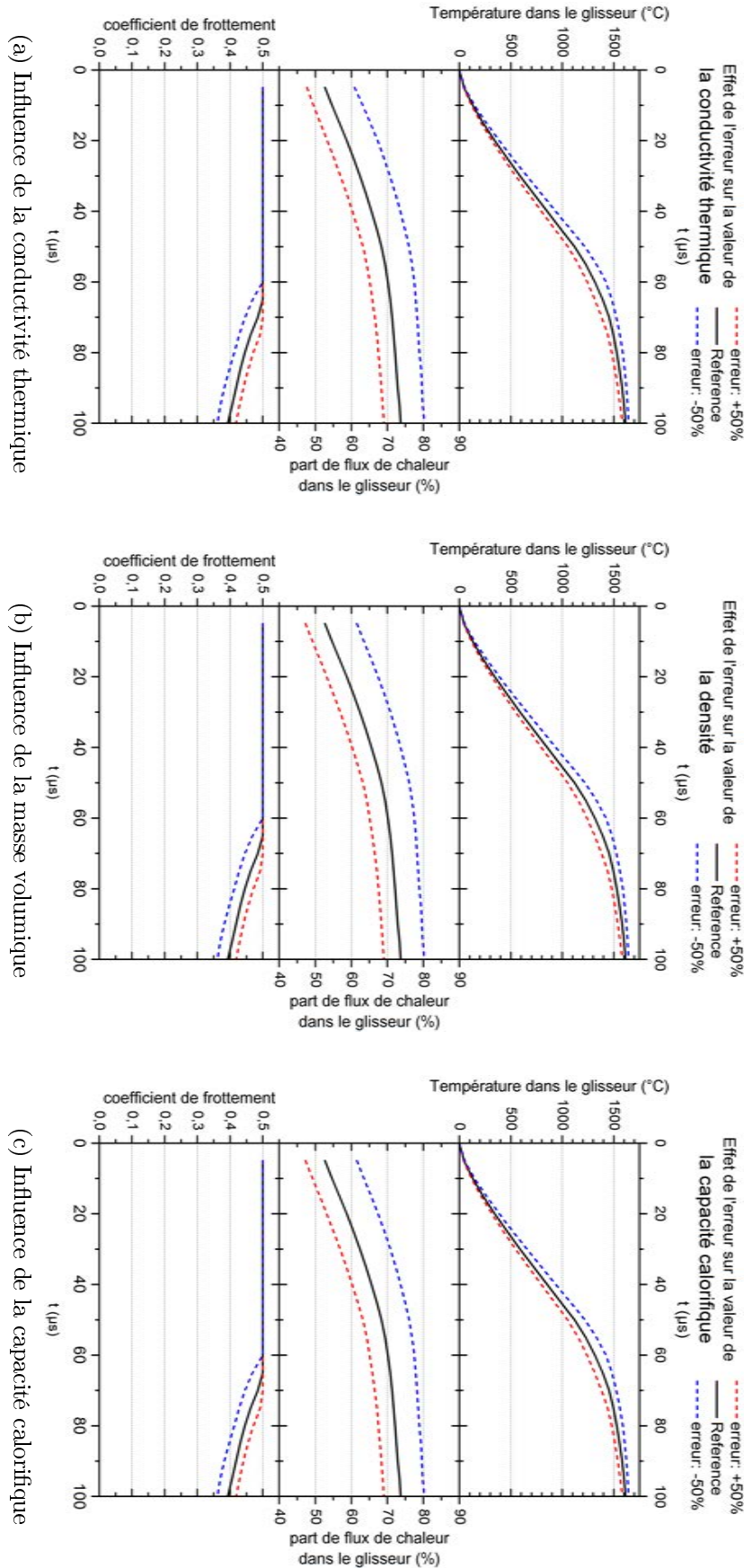


FIGURE 4.13 – Influence de la variation des propriétés matériaux sur l'évolution temporelle des grandeurs

obtenue à partir de la solution analytique du cas d'un milieu semi infini soumis à une densité de flux constante [Cengel et Ghajar 2011] et en considérant la température à la surface des corps comme identique.

$$fq_A = \frac{\alpha_A}{\alpha_A + \alpha_B} \quad (4.12)$$

Du fait de la modification de la vitesse d'évolution de la température, l'instant d'apparition de la chute du coefficient de frottement apparent est aussi influencée. En effet, avec la loi d'évolution utilisée (voir 4.9), le coefficient de frottement local en un point ne commence à chuter que quand ce point atteint une température de 1430 °C. Cependant, du fait de la convergence de la température locale à la surface du glisseur, le coefficient de frottement local, converge lui aussi vers une même valeur. Il est par conséquent apparent que le coefficient de frottement moyen ne sera que peu influencé par les propriétés thermiques du revêtement dans le cas de valeurs de temps total simulé (t_{fin}) plus importante. Les simulations nécessaires à la confirmation de ce résultat nécessitent des temps de calcul importants. Les résultats obtenus sans effectuer ces dernières sont présentés dans la suite de cette section. Leur analyse a permis de mettre en évidence qu'il n'était pas nécessaire d'effectuer ces simulations.

4.2.5.3 Évolution des grandeurs « ponctuelles » sélectionnées

Lorsque l'on s'intéresse à la sensibilité d'une grandeur g à un paramètre p , on s'intéresse en réalité à la variation Δg de la grandeur sous l'effet d'une variation Δp du paramètre. Pour pouvoir comparer l'effet de paramètres de natures différentes, on adimensionne les valeurs des variations relatives en fonction de la valeur de la configuration de référence. On va donc étudier l'évolution de $\Delta g/g_{ref}$ en fonction de $\Delta p/p_{ref}$. Pour cela, on introduit un coefficient de sensibilité $S_{p/g}$ défini par la formule 4.13. L'utilisation de $S_{p/g}$ se justifie par une démarche qu'il n'est pas forcément pertinente d'intégrer au corps du mémoire pour des raisons de lisibilité. Elle est présentée en annexe A.

$$S_{p/g} = \frac{\Delta g/g_{ref}}{\Delta p/p_{ref}} = \frac{\Delta g}{\Delta p} \cdot \frac{p_{ref}}{g_{ref}} \quad (4.13)$$

Les coefficients de sensibilité de chaque grandeur mesurée par rapport à chaque propriété thermique du matériau sont présentées en figure 4.14. Pour plus de lisibilité, la sensibilité a été séparée en 2 composantes. D'une part la valeur absolue de la sensibilité représente à l'influence du paramètre sur la mesure. Plus la valeur absolue de la sensibilité est importante et plus le paramètre entraîne une forte variation de la mesure. D'autre part, le signe de la sensibilité représente le sens de cette influence. Si le signe est positif,

l'augmentation du paramètre cause une augmentation de la grandeur mesurée, et si le signe est négatif, elle décroît avec l'augmentation de la valeur du paramètre.

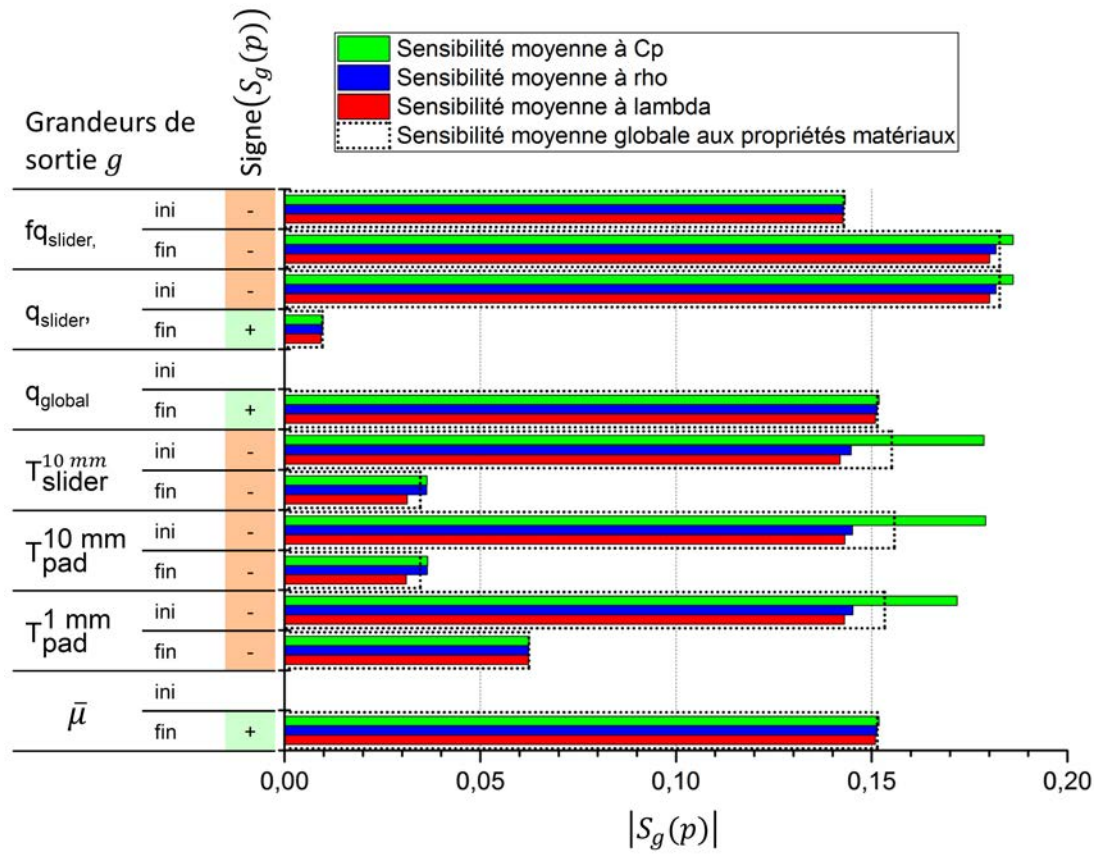


FIGURE 4.14 – Influence de la variation des propriétés thermiques sur la variation des grandeurs « ponctuelles »

De manière générale, on peut souligner la faible sensibilité de l'ensemble des grandeurs mesurées à la variation des propriétés thermiques du revêtement. En effet, toutes les sensibilités de la figure 4.14 sont inférieures, en valeur absolue, à 0.2. cela signifie que la modification d'une propriété thermique du revêtement entrainera une évolution des mesures plus de 5 fois inférieure à cette-ci. Outre la faiblesse de la sensibilité, il apparait que pour les grandeurs mesurées, la sensibilité aux trois propriétés thermiques du revêtement sont très proches, à l'exception des températures de surface ($T_{glisseur}^{10\text{ mm}}$, $T_{patin}^{1\text{ mm}}$, $T_{patin}^{10\text{ mm}}$) qui sont légèrement plus sensibles à la capacité calorifique du revêtement. Elles ont par ailleurs une sensibilité négative aux propriétés thermiques du revêtement. Cela résulte du fait qu'augmenter les propriétés λ , ρ , et c_p du revêtement permet une dissipation plus rapide de la chaleur générée par le frottement, et donc une augmentation de la température de contact plus lente. Ce phénomène est cependant moins visible dans le modèle après quelques instants de glissement, comme en témoigne la valeur très faible des sensibilités des températures en fin de simulation. Ce résultat est en accord avec le résultat de la section précédente qui décrit une convergence de la température de surface du glisseur.

4.2.5.4 Influence de la loi d'évolution du coefficient de frottement

Les faibles sensibilités du modèle aux propriétés thermiques du revêtement mises en évidence jusqu'à présent amènent à s'interroger sur l'influence de la loi d'évolution du coefficient de frottement local en fonction de la température.

Afin d'étudier l'influence de la loi d'évolution du coefficient de frottement sur les résultats du modèle, l'évolution des grandeurs temporelles a été étudiée dans le cas de lois de comportement correspondant à un revêtement CuNiIn. Les propriétés de ce revêtement, obtenues de manière similaires à celles du CoCrAlYSiBN sont regroupées dans le tableau 4.3.

Tableau 4.3 – Propriétés thermiques du revêtement CuNiIn

Propriété (20°C)	Méthode d'obtention	Valeur	Limites
Composition chimique [%m]	Documentation Oerlikon Metco [2014].	59 Cu + 36 Ni + 5 In	Composition avant projection, la projection modifie la composition chimique.
Densité [g/cm ³]	Documentation Oerlikon Metco [2014].	7,8–7,9	Valeur théorique fournisseur. La valeur réelle peut différer.
Températures particulières [°C]	Documentation Oerlikon Metco [2014].	$T_{fus} = 1150$	Valeur avant projection. Autres température(s) de transition inconnues.
Capacité thermique massique [J/kg K]	Calculé à partir de la composition initiale.	394	La composition initiale utilisée pour le calcul est différente de la composition réelle du matériau.
Conductivité [W/m K]	Calculée à partir de la diffusivité et de la capacité calorifique	4,8	Cumul des incertitudes sur la valeur de la capacité calorifique, de la diffusivité, et de la masse volumique
Diffusivité [1 · 10 ⁻⁶ m ² /s]	Mesure par la méthode Flash au LEMTA.	1,56	Incertitude de mesure importante causée par la présence du substrat métallique sous le revêtement mesuré.

Le CuNiIn possède une température de fusion sensiblement inférieure à celle du CoCrAlYSiBN, aussi, deux possibilités ont été envisagées pour la conception de la loi d'évolution du coefficient de frottement. Elles sont présentées en figure 4.15.

Dans le premiers cas, la méthode utilisée pour le contact c.Co (voir section 4.2.4) est utilisée pour générer la loi n°1. Dans le second cas, on considère que la différence de température de fusion du Ti6Al4V et du CuNiIn est suffisamment importante pour que le premier soit majoritairement responsable de la génération du troisième corps. Dans ce cas, la chute linéaire du coefficient de frottement depuis la température de fusion est obtenue avec la loi n°2. Afin que la loi d'évolution du coefficient de frottement et les propriétés

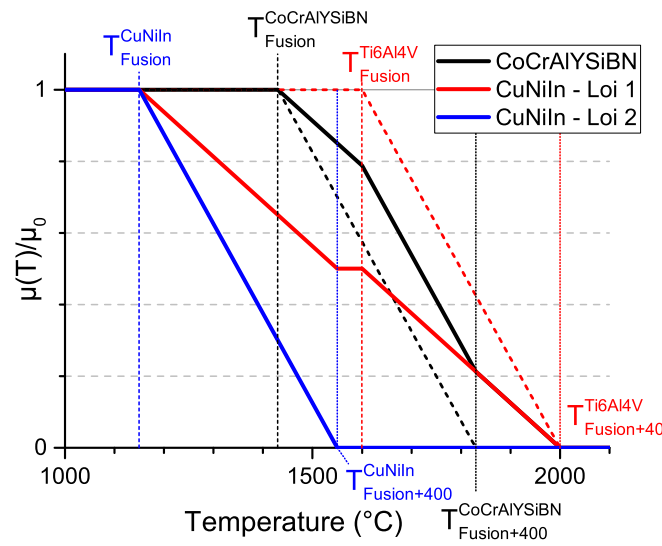


FIGURE 4.15 – Lois d'évolution du coefficient de frottement utilisables pour le contact c.Cu

thermiques soient cohérentes les unes avec les autres, les propriétés thermiques obtenues pour le CuNiIn ont été utilisées.

L'évolution des grandeurs temporelles (figure 4.16) présente plusieurs tendances. La part de flux dans le glisseur est légèrement plus faible que celle obtenue avec le CoCrAlYSiBN du fait de la différence de propriétés thermiques. Elle ne semble cependant pas influencée par le type de loi utilisée.

Les autres grandeurs temporelles semblent notablement affectées par la loi de comportement. Lorsque la température atteint le point d'inflexion des lois d'évolution du coefficient de frottement, les valeurs de la température de la surface du glisseur et du coefficient de frottement divergent.

La loi semi-arbitraire d'évolution du coefficient de frottement a donc une influence importante sur les résultats de la simulation.

4.2.6 Conclusion au sujet du modèle

Dans le but de valider la cohérence du scénario de comportement et d'initier une approche prédictive de l'interaction, un modèle numérique 2D a été développé. Celui-ci, tout d'abord assez simple a rapidement mis en évidence les limites d'un modèle n'intégrant pas les mécanismes de formation du troisième corps et l'effet de ce dernier sur le coefficient de frottement local en chaque point du contact. Une subroutine a été développée afin de modifier le coefficient de frottement (et donc le flux de chaleur) en chaque point du contact en fonction de la température locale instantanée. Son implémentation a permis l'obtention

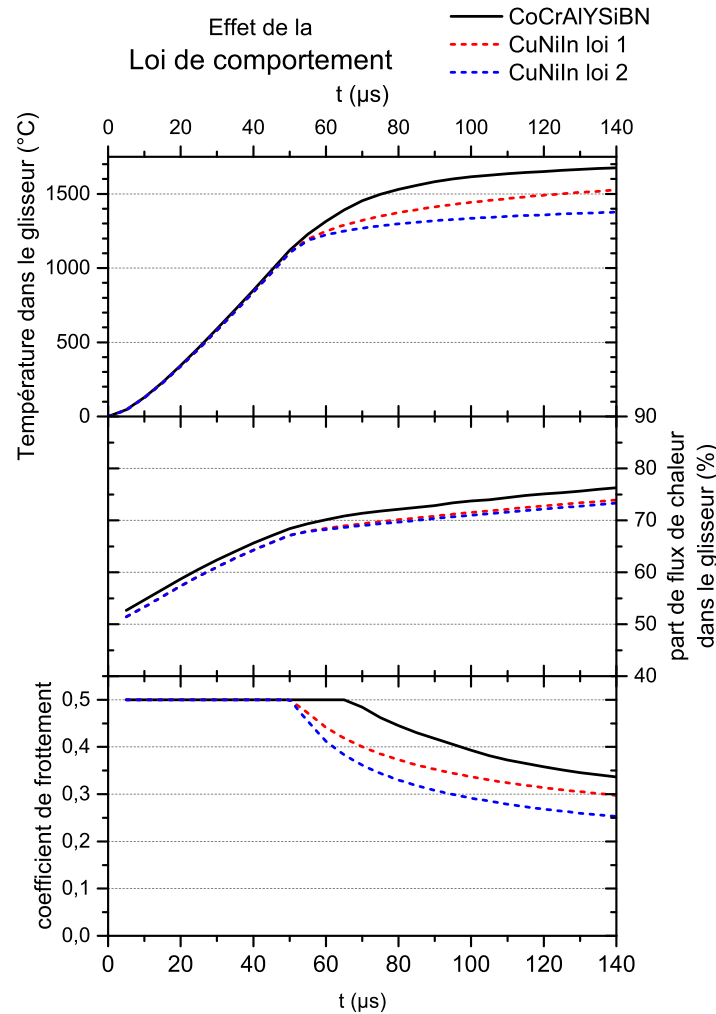


FIGURE 4.16 – Influence de la loi d'évolution du coefficient de frottement sur l'évolution temporelle des grandeurs

de résultats bien plus cohérents avec les observations microstructurales effectuées.

Cependant, la loi d'évolution du coefficient de frottement en fonction de la température est définie de manière semi-arbitraire, utilisant d'une part des températures caractéristiques des matériaux et d'autre part des plages de réduction du coefficient de frottement dont la largeur est décidée arbitrairement. Cette largeur sert à représenter le débit de formation de troisième corps nécessaire pour atteindre un régime hydrodynamique de glissement.

Une étude de sensibilité du modèle aux propriétés matériaux a d'ailleurs mis en évidence une sensibilité extrêmement faible à la valeur des propriétés thermiques des matériaux mais bien plus sensible à la loi d'évolution du coefficient de frottement avec la température. Ceci souligne l'importance de pouvoir déterminer cette loi de manière fiable pour rendre le modèle prédictif.

4.3 Corrélation des propriétés du revêtement avec les affectations des pièces

Dans le chapitre 3, nous avons vu que la microstructure du glisseur présentait, suite aux essais c.Co et c.Cu, plusieurs couches : un cœur non affecté par le frottement, une zone affectée thermiquement et une zone cisailée qui s'étendent, depuis la surface du glisseur, sur des épaisseurs différentes et un dépôt de troisième corps. Cette structure est similaire à celle des glisseurs issus des essais c.NR. Au cours de l'étude bibliographique concernant le frottement à grande vitesse du c.NR (section 1.2.1.3), des mécanismes de frottement similaires à ceux mis en évidence pour les couples intégrant un revêtement CoCrAlYSiBN ou CuNiIn avaient été évoqués. Pour ces couples de matériaux, le glisseur est identique (avant essai) et seul le matériau constituant la surface du patin diffère. On peut en effet considérer que les trois couples comportent des patins en Ti6Al4V revêtus de Ti6Al4V, CoCrAlYSiBN, ou CuNiIn.

Il est donc pertinent de comparer les endommagements issus de ces trois couples. Suite à l'étude de sensibilité effectuée sur le modèle numérique, il ne semble pas possible d'utiliser cet outil afin de corréler les microstructures observées aux températures calculées. Néanmoins, dans le cadre de la démarche de modélisation, les propriétés thermiques des matériaux impliqués dans le contact ont été évaluées (section 4.2.3). En l'absence des valeurs qu'aurait pu apporter le modèle à une analyse quantitative des endommagements, une démarche qualitative de comparaison des affectations microstructurales aux propriétés thermiques des matériaux est donc mise en place.

Les données dont nous disposons concernant les endommagements générés par le frottement sont l'usure du patin, l'affectation microstructurale du patin et du glisseur. En l'absence de connaissance des propriétés mécaniques des revêtements, il n'est pas possible d'exploiter l'usure des patins comme élément de corrélation. De plus, la présence d'un revêtement CoCrAlYSiBN ou CuNiIn à la surface des patins ne permet pas de définir une zone cisailée et une zone affectée thermiquement. Il n'est donc pas possible de comparer l'affectation de la microstructure des patins. Par conséquent, dans cette partie, seules les affectations microstructurales des glisseurs seront comparées aux propriétés thermiques des matériaux présents en surface du patin, qu'il s'agisse de revêtements ou de Ti6Al4V.

4.3.1 Confrontation des propriétés thermiques des matériaux présents en surface du patin avec les affectations microstructurales du glisseur

Dans le cadre de la démarche d'étude de la relation entre les propriétés thermiques des trois matériaux présents à la surface du patin et l'endommagement du glisseur, les propriétés thermiques des trois matériaux impliqués dans ces contacts sont présentées dans le tableau 4.4.

Tableau 4.4 – Propriétés thermo-physiques des matériaux

		Ti6Al4V	CuNiIn	CoCrAlYSiBN
Masse volumique	$[10^3 \text{ kg/m}^3]$	4,43	7,8	6
Capacité calorifique massique	$[\text{J/kg K}]$	522	394	515
Capacité calorifique volumique	$[10^6 \text{ J/m}^3 \text{ K}]$	2,3	3,1	3,1
Conductivité thermique	$[\text{W/m K}]$	6,7	4,8	4,3
Diffusivité thermique	$[10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}]$	2,90	1,56	1,37
Effusivité thermique	$[10^3 \text{ W s}^{1/2}/\text{K m}^2]$	3,94	3,84	3,6
Température de fusion	$[^\circ\text{C}]$	1 640	1 150	1 430
Qualité de barrière thermique		+	++	+++

Dans la section 4.1, nous avons souligné que les propriétés thermiques des matériaux jouaient un rôle prépondérant dans l'accumulation de chaleur à l'interface qui cause l'accroissement de température qui permet la formation du troisième corps. Afin d'appuyer la démarche de réflexion, nous appellerons « qualité de barrière thermique » la capacité, évaluée de manière qualitative, à s'opposer à l'évacuation de la chaleur de l'interface. Deux propriétés sont principalement caractéristiques de ce phénomène et sont mises en évidence (gras) dans le tableau 4.4 : la conductivité thermique λ et l'effusivité thermique α .

La conductivité thermique qualifie la capacité d'un matériau à conduire la chaleur suite à l'application d'un gradient de température. En régime établi, elle permet directement de calculer le flux de chaleur transmis à travers un matériau suite à l'application d'un différentiel de température. En régime transitoire, la capacité à absorber de la chaleur suite à l'application d'un échelon de température est caractérisée par l'effusivité thermique. Celle-ci est calculée par la formule 4.14 dans laquelle C_p est la capacité calorifique volumique ($C_p = \rho \cdot c_p$) et D est la diffusivité thermique. La diffusivité thermique ($D = \lambda/C_p$) qualifie la capacité d'un matériau à transmettre une variation de température. Elle qualifie donc plus la capacité à protéger un substrat d'un échelon de température que celle à s'opposer à l'évacuation de la chaleur. L'ensemble des propriétés thermiques déterminées pour chacun des trois matériaux sont regroupées dans le tableau 4.4. Parmi celle-ci, celles qui caractérisent la « qualité de barrière thermique » (effusivité thermique et conductivité thermique) sont mises en évidence (gras). Elles jouent d'autant plus un

rôle de barrière thermique que leur valeur est faible. La « qualité de barrière thermique » déterminée à partir de ces propriétés est notée sous la forme de « + ». Plus le matériau s’oppose à l’évacuation de la chaleur, plus il possède un nombre de « + » élevé.

$$\alpha = \sqrt{\lambda \cdot C_p} = C_p \sqrt{D} \tag{4.14}$$

Le tableau 4.5 résume, pour chaque couple de matériau, les propriétés de barrière thermique des matériaux constituant les surfaces en contact ainsi que les données concernant les affectations du glisseur lors d’essais à $v = 40 \text{ m/s}$ et $p = 110 \text{ MPa}$. Les profondeurs affectées dans le cas du couple c.NR sont issues des travaux de Chassaing [2015].

Tableau 4.5 – Comparaisons des affectations microstructurales du glisseur avec les propriétés de barrière thermique du revêtement pour un essai à $v = 40 \text{ m/s}$ et $p = 110 \text{ MPa}$

		Matériau en surface du patin		
		CoCrAlYSiBN	CuNiIn	Ti6Al4V [Chassaing 2015]
Coefficient de frottement		0,16	0,15	0,17
Travail de frottement	[J]	32	30	34

Couches de microstructure :

- ① Cœur non affecté
- ② Zone cisailée
- ③ Zone affectée thermiquement
- ④ Dépôt de troisième corps

Profondeur affectée thermiquement	[μm]	5–10	10	20–30
Profondeur cisailée	[μm]	10	5–7	5
Qualité de barrière thermique du glisseur (Ti6Al4V)		+	+	+
Qualité de barrière thermique de la surface du patin		+++	++	+

Avant toute analyse, il convient de noter que pour les essais réalisés à haute vitesse et sous une même pression de contact apparente, que cela soit avec le couple c.NR, le couple c.Co, ou le couple c.Cu, le coefficient de frottement moyen était similaire et proche de 0,15 (voir tableau 4.5). Pour l’ensemble de ces essais, le travail de frottement (équation 4.15) dissipé était donc sensiblement identique ($W_t \approx 30 \text{ J}$), quelle que soit la vitesse de glissement. Le flux de chaleur moyen était par conséquent identique pour tous les essais

effectués à une même vitesse de glissement. Il est par conséquent possible de comparer la répartition de l'énergie dissipée entre les éléments du contact.

$$W_t = L_{gliss} \cdot \bar{\mu} \cdot p \cdot S_{app} \quad (4.15)$$

Une réserve doit ici être soulevée quant à l'influence de la rugosité sur le comportement du contact. Nous avons vu, en section 1.3.2, que la rugosité initiale est rapidement modifiée au cours du frottement. Pour cette raison, la rugosité initiale des revêtements n'a pas été déterminée. Il est cependant possible que celle-ci ait une influence sur la formation de « points-chauds » au cours des premiers instants du contact, ceux-ci pouvant, à leur tour, impacter l'initialisation de la formation du troisième corps au niveau de l'interface. Cependant, cette différence potentielle n'a pas pu être étudiée car l'étude de tels « points-chauds » est nécessairement basée sur la détermination des surfaces et pressions réelles de contact au sens de la section 1.3.2, elle-même basées sur les propriétés mécaniques des matériaux. Comme cela a déjà été évoqué au cours de ce manuscrit, il n'a pas été possible de déterminer ces propriétés dans le cas des revêtements étudiés.

De manière générale, les propriétés du CoCrAlYSiBN en font une barrière thermique plus efficace que le CuNiIn. En effet, il possède une conductivité thermique, une diffusivité, et une effusivité plus faible, ainsi qu'une température de fusion plus élevée. De même, le CuNiIn possède les propriétés d'une barrière thermique plus efficace que le Ti6Al4V, si on exclut la température de fusion du Ti6Al4V qui est supérieure à celle des deux revêtements. D'après cette tendance, pour un flux de chaleur dissipé dans le contact identique, le CoCrAlYSiBN devrait causer une élévation de température de l'interface plus rapide que le CuNiIn, qui lui-même devrait générer une élévation de température plus rapide que dans le cas non-revêtu. Par conséquent, il serait cohérent avec cette analyse que la profondeur affectée dans le glisseur soit d'autant plus importante que le matériau du patin se comporte comme une barrière thermique.

Les observations microstructurales donnent néanmoins une tendance inverse : la profondeur affectée thermiquement dans le glisseur est plus importante avec des patins non-revêtus qu'avec le revêtement CuNiIn tandis qu'elle est minimale avec le revêtement CoCrAlYSiBN.

Ceci amène à considérer les pistes de discussion, détaillées dans la section suivante.

4.3.2 Discussion de la relation entre l'affectation thermique du glisseur et les propriétés thermiques de la surface du patin

4.3.2.1 Différence de propriétés thermiques

La première consiste à remettre en cause les valeurs des propriétés thermiques. En effet, comme nous l'avons vu dans la section 4.2.3, les propriétés thermiques que nous avons déterminées pour les revêtements sont affectées par une forte incertitude qui pourrait biaiser le résultat. Par ailleurs, les propriétés ont été mesurées pour des revêtements non contraints. Il est possible que la charge normale augmente la densité des revêtements, initialement poreux, et modifie ainsi les propriétés thermiques, par exemple, qu'elle accroisse la conductivité thermique. De plus, les revêtements subissent une élévation de température très importante, or les mesures de propriétés thermiques ont été effectuées à température ambiante, ce qui peut causer une erreur notable de la valeur de certaines propriétés. Le Ti6Al4V est un exemple de matériau dont les propriétés évoluent fortement avec la température, comme nous l'avons évoqué en section 1.2.1.2.

4.3.2.2 Répartition de la chaleur entre les corps

La seconde piste consiste à revenir sur l'hypothèse de partage du flux de chaleur. En supposant que plus la surface du patin se comporterait comme une barrière thermique, plus la profondeur affectée thermiquement serait importante, nous avons implicitement considéré une répartition du flux de chaleur entre deux corps (le glisseur et le patin). Cependant, nous avons mis en évidence la formation d'un troisième corps dans le contact.

La formation de ce troisième corps consomme de l'énergie. Si on considère que le troisième corps est constitué d'un matériau unique fondu (comme le Ti6Al4V), alors une partie non négligeable du travail de frottement dissipé sous forme de chaleur au niveau du contact pourrait être absorbée par le processus de fusion de l'alliage. Si l'on définit un terme Q_{3C} comme étant la quantité de chaleur absorbée par le processus de génération d'un volume V_{3C} de troisième corps, alors nous pouvons écrire en première approche l'équation 4.16.

$$Q_{3C} = Q_{T_{amb} \rightarrow T_{fus}} + Q_{fus} \quad (4.16)$$

Dans cette relation, $Q_{T_{amb} \rightarrow T_{fus}}$ représente la quantité de chaleur absorbée pour élever le volume de matériau à sa température de fusion T_{fus} (depuis la température ambiante T_{amb}), que l'on peut définir de manière simplifiée par 4.17 (C_p est la capacité calorifique volumique). La quantité de chaleur de fusion Q_{fus} est quant à elle l'énergie consommée

pour faire passer ce matériau de l'état solide à l'état liquide lorsqu'il est à sa température de fusion. Elle définie par l'équation 4.18 dans laquelle h_{fus} est la chaleur latente de liquéfaction du matériau et ρ sa masse volumique.

$$Q_{T_{amb} \rightarrow T_{fus}} = V_{3C} \cdot C_p \cdot (T_{fus} - T_{amb}) \quad (4.17)$$

$$Q_{fus} = \rho \cdot V_{3C} \cdot h_{fus} \quad (4.18)$$

Ces formules comprennent de nombreuses approximations. Elles ne prennent ainsi pas en compte la chaleur latente de transformation de phase $\alpha \rightarrow \beta$ qui a lieu pendant la chauffe ni l'évolution des propriétés thermiques du matériau avec la température. Or cette dernière est très importante dans le cas du Ti6Al4V, comme nous l'avons vu en section 1.2.1. Elle permettent néanmoins de mettre en évidence un point : la formation du troisième corps consomme de la chaleur et peut donc influencer la part de flux qui est effectivement attribuée au glisseur. Le troisième corps peut en effet se comporter comme le font les copeaux en rectification et absorber une large part du flux de chaleur Klocke et Kuchie [2009].

4.3.2.3 Lubrification par le troisième corps

Lorsque nous avons défini le scénario de comportement en section 3.4, nous avons considéré qu'un troisième corps se formait rapidement et venait lubrifier le contact. Les observations microstructurales du chapitre 3 n'évoquent pas l'instant d'apparition de ce troisième corps, car il est difficile de le déterminer précisément. De manière générale, il a néanmoins été observé que le troisième corps couvrait une partie de la surface du patin, et à l'inverse, qu'il n'en couvrait pas une autre (voir schéma en figure 4.17). Des valeurs approximatives de la partie de la surface sur laquelle le troisième corps ne s'était pas déposé ont été intégrées au tableau 4.6. Ces valeurs représentent la longueur approximative du patin (10 mm) qui n'était pas recouverte de troisième corps.

On peut considérer que la partie du patin couverte par le troisième corps correspond à un contact lubrifié par celui-ci tandis que la partie non couverte correspond à un contact sec. Dans ce cas, il est possible de supposer que le contact lubrifié présente des efforts de frottement négligeables devant ceux présents au niveau du contact non-lubrifié. La surface de contact peut donc être divisée en une surface qu'on appellera « utile », dissipant du travail de frottement car non lubrifiée par le troisième corps, et une surface « non-frottante », lubrifiée. D'un point de vue thermique, on peut donc considérer que le flux de chaleur n'est généré qu'au niveau de la zone utile frottante (figure 4.17).

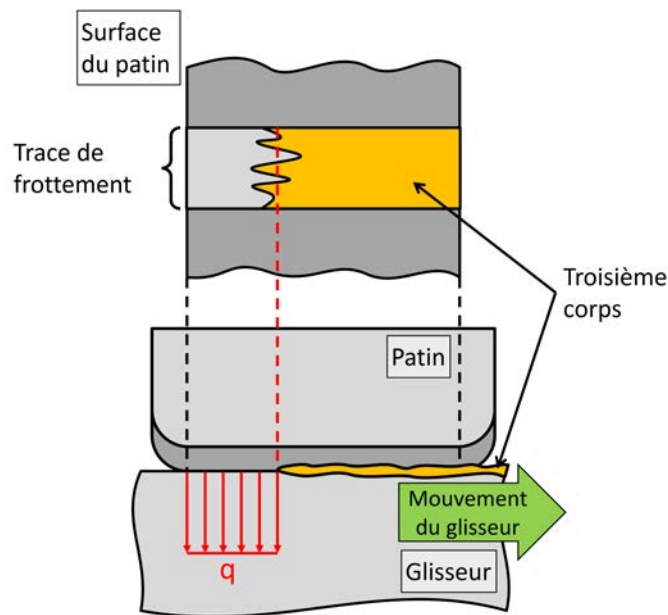


FIGURE 4.17 – Répartition du 3ème corps sur le patin

Ceci se traduit par le comportement illustré en figure 4.18. Dans la partie « non-lubrifiée » du contact, un flux de chaleur est généré par dissipation du travail de frottement sec. Une partie de ce flux est dissipée dans le glisseur et cause un échauffement de la surface et de la matière plus en profondeur dans le glisseur. Dans la partie « lubrifiée », le frottement est comparativement négligeable et aucun flux n'est généré, ce qui cause le refroidissement du glisseur. Ces étapes sont représentées dans la partie inférieure de la figure 4.18. Pour simplifier la compréhension, on considère que la vitesse de glissement varie suffisamment peu à l'échelle du temps de passage d'un point du glisseur dans le contact pour admettre une équivalence directe temps-position ($t = x/V$). Ceci permet d'identifier le temps pendant lequel le point dépasse le transus β . Lorsque ce temps est suffisant, la transformation $\alpha \rightarrow \beta$ peut se faire, ce qui permet la transformation $\beta \rightarrow \alpha'$ (formation de martensite) au refroidissement, et donc l'affectation thermique du point.

Pour revenir à la comparaison des matériaux des patins, il a été observé une différence dans la taille des surfaces « frottantes », matérialisées par l'absence de dépôt significatif de troisième corps, entre les couples de matériaux. La surface « frottante » était plus importante avec le couple c.NR qu'avec le couple c.Cu, qui lui-même présente une surface non-recouverte plus importante que le couple c.Co (voir figure 4.19).

Le coefficient de frottement macroscopique est identique pour les trois couples de matériaux. On considère que la seule surface contribuant au frottement est la surface non-recouverte de troisième corps, dite « utile » (S_{utile} , calculée à partir de la longueur utile dans le tableau 4.6). Il est donc possible d'affirmer que le coefficient de frottement local est d'autant plus important que le couple de matériaux présente une surface utile

4.3. CORRÉLATION DES PROPRIÉTÉS DU REVÊTEMENT AVEC LES AFFECTATIONS DES PIÈCES

Tableau 4.6 – Comparaisons des affectations microstructurales du glisseur avec les propriétés de barrière thermique du revêtement et la surface utile de frottement pour un essai à $v = 40$ m/s et $p = 110$ MPa

		Matériau en surface du patin		
		CoCrAlYSiBN	CuNiIn	Ti6Al4V [Chassaing 2015]
Coefficient de frottement		0,16	0,15	0,17
Travail de frottement	[J]	32	30	34
Flux de chaleur moyen	[W/mm ²]	700	660	750
Profondeur affectée thermiquement	[μm]	5–10	10	20–30
Profondeur cisailée	[μm]	10	5–7	5
Longueur avant initiation du troisième corps	[mm]	1–3	4–6	7
Surface utile au frottement	[mm ²]	3–9	12–18	21
Qualité de barrière thermique du glisseur (Ti6Al4V)		+	+	+
Qualité de barrière thermique de la surface du patin		+++	++	+
Coefficient de frottement moyen au niveau de la surface utile		1,6–0,53	0,25–0,38	0,25

faible (voir formule 4.19 et coefficients de frottement locaux calculés avec celle-ci dans le tableau 4.6).

$$\mu(t) \cdot p(t) \cdot S = \mu_{loc}(t) \cdot p(t) \cdot S_{utile} \quad \Leftrightarrow \quad \mu_{loc} = \mu(t) \cdot \frac{S}{S_{utile}} \quad (4.19)$$

Du fait de cette tendance, le flux de chaleur généré sera d'autant plus important que la surface de contact est faible. L'énergie dissipée au niveau de cette surface utile est néanmoins presque identique pour tous les couples de matériaux (nous l'avons calculé précédemment à 30 J pour un essai complet). Les couples présentant une surface utile plus faible sont associés aux matériaux en surface du patin présentant l'effet « barrière thermique » le plus important. De plus, au niveau de la surface utile, seuls deux corps sont présents (le patin et le glisseur). Par conséquent, l'énergie reçue par un point de la surface du glisseur sera plus importante pour les surfaces utiles les plus faibles. Le point atteindra donc une température d'autant plus élevée que la surface est faible. Cette augmentation de température restera tout de même faible devant la variation du temps de contact. Ceci est représenté par la figure 4.19 qui indique les conséquences de cet effet sur les temps de séjour des points du matériau au delà du transus β .

La transformation $\alpha \rightarrow \beta$ est régie par des mécanismes de diffusion. Pour effectuer une transformation en un temps plus court, il est nécessaire d'augmenter la mobilité des atomes du réseau cristallin. Ceci nécessite une augmentation de température en proportion bien plus importante que ne l'est la réduction du temps de transformation. Malgré une température de surface du glisseur plus élevée atteinte au cours du contact, le temps de séjour au delà du transus β est plus faible dans le cas des revêtements que dans le cas non

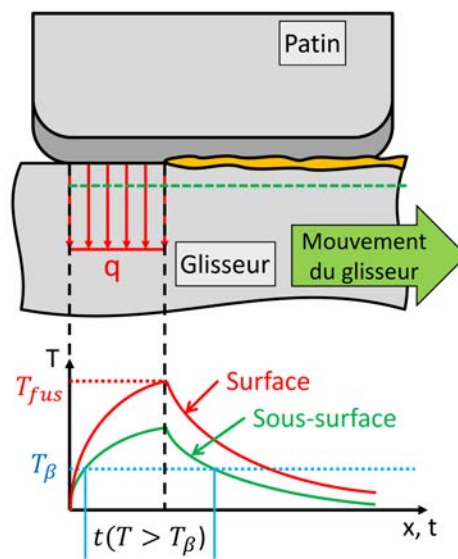


FIGURE 4.18 – Impact du troisième corps sur les températures du glisseur

revêtu. La transformation $\alpha \rightarrow \beta$ se produit donc jusqu'à une profondeur plus faible, ce qui cause une zone affectée thermiquement plus fine.

A l'inverse, nous avons vu que le coefficient de frottement local est d'autant plus important que la surface utile est faible. Par conséquent, la valeur maximale des contraintes de cisaillement appliquées au glisseur est plus importante dans le cas revêtu plutôt que non-revêtu. Ceci est cohérent avec la formation d'une zone cisailée plus épaisse.

Cette explication permettrait donc de résoudre la contradiction qui semble exister entre la taille de la zone affectée thermiquement et les propriétés thermiques des revêtements. Il est cependant nécessaire de considérer un point : la température du troisième corps est élevée et celui-ci est en contact avec le glisseur. Par conséquent un flux de chaleur existe nécessairement entre du troisième corps vers le glisseur. Si on considère que le contact entre le troisième corps et le glisseur est parfait (figure 4.20), alors les explications proposées ne sont plus valables car le temps de séjour au delà du transus β devient plus important dans le cas d'un patin revêtu que d'un patin non revêtu. Dans ce cas, la zone affectée thermiquement devrait être plus importante avec que sans revêtement sur le patin.

Il est néanmoins peu probable que l'on puisse considérer cette hypothèse d'un contact parfait. Il serait plus vraisemblable qu'une certaine résistance de contact existe entre le troisième corps et le glisseur. C'est le cas considéré dans la figure 4.21. On y voit qu'il y a bien toujours une différence de temps de séjour au delà du transus β qui est en faveur d'une zone affectée thermiquement plus épaisse dans le cas de patins non-revêtus.

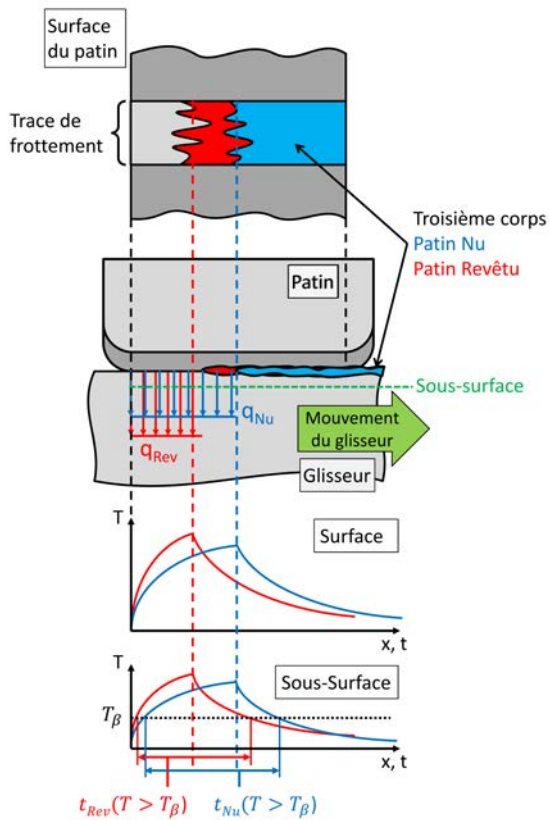


FIGURE 4.19 – Répartition du 3ème corps sur le patin et influence sur le flux et les températures dans le glisseur

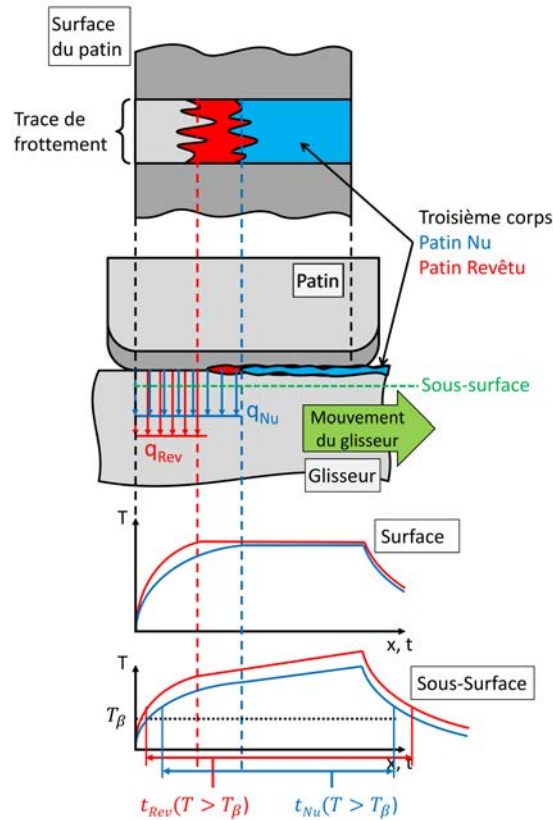


FIGURE 4.20 – Prise en compte de la température du troisième corps dans le cas d'un contact parfait entre le troisième corps et le glisseur

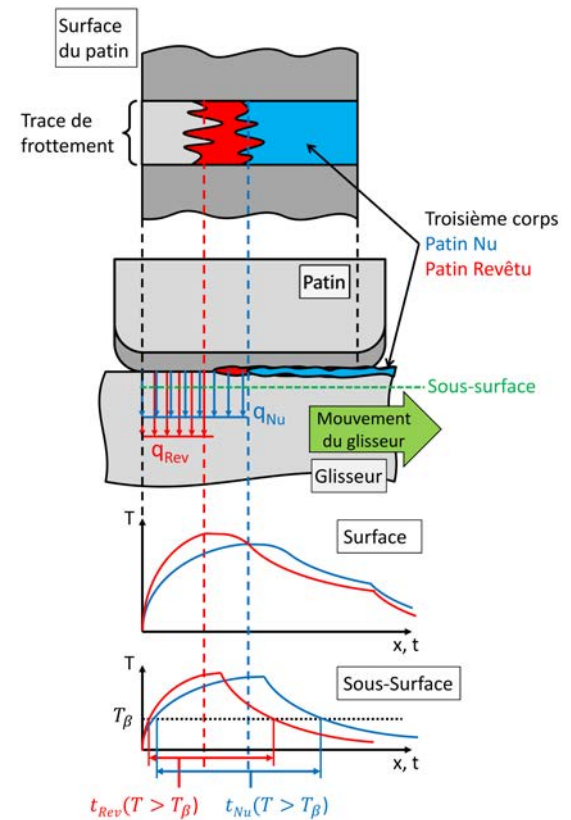


FIGURE 4.21 – Prise en compte de la température du troisième corps dans le cas d'un contact avec une résistance thermique non négligeable entre le troisième corps et le glisseur

4.4 Conclusion

Dans ce chapitre nous avons mis en place une analyse des mécanismes activés pendant le contact dans le but de comprendre les affectations des composants impliqués dans le contact.

Pour cela, nous avons tout d'abord mis en évidence les propriétés ayant le plus d'influence sur le comportement tribologique du contact telqu'il a été décrit par le scénario de comportement proposé dans le chapitre précédent. Cette analyse nous a permis d'identifier plusieurs propriétés mécaniques et thermiques. Cependant, nous avons aussi relevé la nécessité de prendre en compte la forte variation des conditions au niveau du contact, notamment la température. Ceci nous a amené à souligner la nécessité de connaître avec précision l'évolution des propriétés thermomécaniques des matériaux en fonction des conditions au niveau du contact pour pouvoir modéliser et prédire le comportement du contact.

A partir de cette analyse, nous avons mis en place un modèle numérique purement thermique pour prédire le comportement du contact et les affectations microstructurales. Du fait des propriétés isolantes des revêtements, il a été nécessaire d'implémenter un mécanisme d'évolution du coefficient de frottement sous l'effet de la température afin de prendre en compte l'effet de la formation d'un troisième corps lubrifiant le contact. L'étude de sensibilité du modèle a révélé que la loi de réduction du coefficient de frottement utilisée était la principale propriété du contact influençant les résultats du modèle, tandis que les propriétés thermiques du revêtement avaient une influence négligeable. Cette loi ayant été définie de manière semi-arbitraire en raison de l'absence de données concernant le comportement thermoplastique du revêtement, la valeur du modèle reste donc limitée en l'état pour des applications d'analyse ou de prédiction.

Une démarche d'analyse qualitative de l'effet des revêtements sur le comportement du contact a été mise en place dans le but de se substituer à l'analyse quantitative qu'aurait permis la modélisation. Pour cela, les propriétés thermiques obtenues afin d'alimenter la modélisation ont été confrontées aux endommagements du glisseur observés dans le chapitre précédent. Les propriétés de barrière thermique des revêtements semblaient incohérentes avec les profondeurs affectées thermiquement dans le glisseur observées. En se basant sur une analyse de l'influence de la formation du troisième corps sur la répartition surfacique des flux de chaleur et sur des notions de cinétique de transformation cristallines, une explication à ces observations a pu être proposée. Elle considère que le flux de chaleur est principalement dissipé avant la formation du troisième corps. Cette phase est d'autant plus courte que le revêtement est isolant. La présence d'une résistance thermique de contact entre le troisième corps et le glisseur limite le flux de chaleur qui

peut être extrait du premier par le second, conditionnant ainsi la durée d'exposition à haute température du glisseur au temps nécessaire à la formation du troisième corps. Du fait de la cinétique de transformation cristalline, la zone affectée thermiquement est ainsi d'autant plus profonde que le temps nécessaire à la formation du troisième corps est long. Les tailles différentes des zones cisailées malgré des efforts de frottement macroscopiques identiques pour toutes les configurations sont expliquées par l'intensité des contraintes de cisaillement inversement proportionnelles à la durée de formation du troisième corps.

Les observations effectuées nous amènent à effectuer des propositions concernant le cas industriel du contact pied d'aube de turboréacteur-disque de rotor. Dans cette configuration, on souhaite éviter les endommagements thermiques de la microstructure du disque de rotor, qui est la pièce la plus critique (de par sa valeur et les conséquences de sa rupture). Un revêtement favorisant la formation rapide d'un troisième corps pour protéger le contact est donc préférable. Il est cependant nécessaire de noter que les efforts de frottement engendrés causent un écrouissage du Ti6Al4V qui peut être néfaste au contact. La recherche d'un compromis entre ces propriétés, sans oublier les propriétés anti-fretting indispensables par ailleurs, peut être un axe de recherche intéressant pour le développement de futurs revêtements. Il est important ici de noter que l'usure du disque de rotor, représenté par le glisseur, n'a pas été caractérisée. Cet élément doit être pris en compte dans le choix du revêtement appliqué au pied d'aube.

Conclusions et perspectives

Le projet MAO de l'IRT M2P vise à développer un nouveau revêtement pour l'alliage Ti6Al4V. L'une des applications visées est le revêtement du pied d'aube de turboréacteur. Une des problématiques liées à ce contact est rencontrée par Safran Aircraft Engines. Il s'agit du frottement sévère qui peut avoir lieu entre le pied d'aube et le disque de rotor lors d'évènements exceptionnels comme l'ingestion d'oiseau ou de glace dans le turboréacteur. Ce frottement peut avoir lieu à des vitesses et sous des pressions de contact élevées (jusqu'à respectivement 60 m/s et 350 MPa). Le comportement tribologique du contact lors ce type d'évènement influe sur le comportement des pièces, et notamment sur l'endommagement ou la rupture des aubes. Il a donc des conséquences sur l'intégrité de l'appareil.

Les revêtements actuellement utilisés au niveau de la liaison pied d'aube / disque de rotor sont conçus (et testés) pour résister aux sollicitations de fretting, usuelles au niveau de ce contact, mais pas à des sollicitations de frottement sévère. Aussi, le comportement lors d'impacts d'oiseau est évalué par des essais sur assemblage réel, ce qui est extrêmement coûteux. Par conséquent, ces travaux de thèse ont été initiés avec plusieurs finalités :

- Caractériser le comportement en conditions sévères de frottement de revêtements de référence, le CuNiIn et CoCrAlYSiBN.
- Caractériser le comportement en conditions sévères de frottement d'un nouveau revêtement, le MAO, et déterminer par comparaison si son comportement peut correspondre à une application au contact pied d'aube de turboréacteur / disque de rotor.
- Déterminer de l'influence du revêtement utilisé sur le comportement, en conditions sévères de frottement, du contact Ti6Al4V / Ti6Al4V + Revêtement.

Afin de pouvoir répondre à ces objectifs, un tribomètre patin-glisseur a été partiellement reconçu. Il permet de produire, dans un contact de type « plan / plan », un frottement en translation à grande vitesse de glissement. L'utilisation à vitesse élevée, rendue possible par une bande passante $BP_{\pm 10\%}^{V4} = 4,1 \text{ kHz}$ (quadruplée par rapport à la version précédente du tribomètre patin-glisseur), s'effectue par l'installation du tribomètre sur un banc balistique. La mise en mouvement de la pièce mobile (le glisseur), réalisée par l'impact d'un projectile, est quasi-instantanée (moins de 100 μs). Durant les essais, les efforts normal et de frottement sont mesurés en continu, ce qui permet de calculer le coef-

ficient de frottement moyen pour chaque essai. L'utilisation d'une caméra rapide permet la détermination de la vitesse instantanée par corrélation d'images.

Les résultats concernant les différents objectifs de ces travaux sont discutés dans les sections suivantes.

Comportement tribologique avec les revêtements de référence

Afin d'analyser l'influence des deux principaux paramètres pilotant les phénomènes tribologiques, la caractérisation du comportement tribologique en conditions extrêmes des contacts comportant les revêtements de référence a été effectuée à quatre vitesses de glissement (8, 4, 50 et 60 m/s) et deux pressions de contact apparentes de (110 et 280 MPa).

Les essais portant sur ces deux couples ont révélé un comportement similaire en terme de coefficient de frottement et de volume usé de revêtement pour l'ensemble des essais effectués. La vitesse de glissement n'a pas, ou peu, d'influence sur le coefficient de frottement et le volume usé de revêtement de ces couples de matériaux reste sensiblement constant pour la plage de vitesses étudiées.

La pression de contact apparente influe sur les valeurs d'usures et de coefficients de frottement mesurés. Son augmentation cause une augmentation des volumes usés et une diminution du coefficient de frottement, sans pour autant avoir un effet différent sur les deux revêtements.

Les altérations microstructurales des pièces issues des deux couples de matériaux présentent aussi une similarité. Les pièces fixes, revêtues (les patins) ne présentent dans les deux cas pas d'altérations visibles à l'exception d'un dépôt de troisième corps à la surface des revêtements. Les pièces mobiles, non revêtues (les glisseurs), présentent, sur toute leur longueur frottée, une microstructure en quatre couches. Un cœur non affecté, une zone affectée thermiquement sous l'effet des températures atteintes à l'interface, une zone cisailée sous l'effet des contraintes de frottement et un dépôt de troisième corps en surface. L'épaisseur des couches n'est cependant pas identique pour les deux revêtement. Dans le cas du CuNiIn, la zone affectée thermiquement est plus épaisse que la zone cisailée tandis que l'inverse est observé avec le revêtement CoCrAlYSiBN. Ces différences sont évoquées plus en détail dans la section traitant de l'influence des différents revêtements sur le comportement tribologique du contact (page 187).

Les résultats précédents permettent de proposer un scénario de comportement des couples Ti6Al4V / Ti6Al4V + Revêtement de référence. Il se base sur l'hypothèse de l'éta-

blissement rapide d'un régime tribologique stationnaire à la surface de contact. Il considère qu'un point de la surface de la pièce mobile qui parcourt le contact subit, indépendamment de l'instant de passage, une succession de phénomènes, à savoir :

- une accumulation de déformation plastique dans le glisseur sous l'effet des contraintes de frottement,
- une élévation rapide de température du fait de l'accumulation de chaleur à l'interface,
- un adoucissement thermique, voire une fusion, de la surface non revêtue de la pièce mobile qui cause la formation d'un troisième corps dans le contact. Celui-ci joue le rôle d'un lubrifiant et cause une diminution du coefficient de frottement local jusqu'à la fin du contact,
- un refroidissement rapide en sortie de contact par diffusion de chaleur dans la pièce mobile, qui cause un faïençage du troisième corps présent à la surface de celle-ci.

Comportement tribologique avec le revêtement MAO

Le procédé de traitement MAO mis en place dans le cadre du projet du même nom n'est devenu capable de produire des échantillons pour la présente étude que tardivement dans la chronologie de ces travaux. Par conséquent les essais effectués sont moins nombreux que pour les revêtements précédents. Une seule configuration, à une vitesse de glissement de 60 m/s pour une pression de contact apparente de 110 MPa, a ainsi été étudiée. L'influence de la vitesse de glissement et de la pression de contact apparente n'a donc pas été analysée pour ce couple.

Dans cette configuration, le coefficient de frottement est d'un niveau proche des valeurs obtenues dans des conditions similaires avec les deux couples de référence. L'analyse du volume usé et les observations microstructurales révèlent néanmoins un endommagement sévère du revêtement par écaillage. Il a néanmoins été démontré que cet écaillage a lieu après le contact bien que la fissuration du revêtement à l'origine de ce phénomène ait vraisemblablement lieu dès le début de l'interaction.

L'analyse de la microstructure du glisseur révèle la présence d'une zone affectée thermiquement, d'une zone cisailée et d'un dépôt de troisième corps telles qu'elles sont observées dans le cadre d'un contact avec les revêtements de référence. L'analyse des parties du revêtement non écaillées, en entrée et en sortie de patin, permet de proposer un scénario expliquant les phénomènes observés. On considère un point du glisseur qui parcourt le contact. Il subit une série de phénomènes, à savoir :

- une accumulation de déformation plastique dans le glisseur combinée à une usure

prononcée du revêtement MAO sous l'effet des contraintes de frottement. Des particules de céramique issues de l'usure du revêtement sont entraînées dans le contact et forment un troisième corps abrasif,

- une élévation de température du fait de l'accumulation de chaleur à l'interface,
- un adoucissement thermique, voire une fusion, de la surface non revêtue de la pièce mobile qui cause la contribution de cette dernière à la formation du troisième corps, réduisant les propriétés abrasives de ce dernier et donc le coefficient de frottement local jusqu'à la fin du contact.

Au vu de l'endommagement qu'il subit, le revêtement MAO n'est pas adapté au frottement en conditions sévères. Il ne peut donc pas être appliqué au pied d'aube de turboréacteur dans le cadre de son contact avec le disque de rotor.

Ces résultats permettent d'envisager deux suites à donner à ces essais :

- ⇒ Le développement d'un nouveau revêtement MAO pour l'application au contact pied d'aube / disque de rotor. En effet, le traitement MAO qui a produit le revêtement étudié permet, en fonction des paramètres de traitement (notamment de l'électrolyte et de l'évolution des paramètres électriques), une très grande diversité de structure et de propriétés des revêtements générés. Ces résultats n'excluent donc que ce revêtement particulier et non pas l'utilisation du procédé de traitement pour l'application au pied d'aube de turboréacteur.
- ⇒ L'étude d'applications tribologiques différentes pour ce revêtement. Pour cela, des essais doivent être réalisés dans des conditions de frottement moins sévères, notamment à vitesse plus faible.

Une étude exploratoire, présentée en annexe B, a été menée pour connaître le comportement en frottement à très basse vitesse ($5 \cdot 10^{-5}$ m/s) du couple de matériaux. Elle permet de conclure que le revêtement possède un comportement proche de celui des revêtements de référence à basse vitesse, avec une usure presque nulle et un coefficient de frottement voisin de celui du couple Ti6Al4V / Ti6Al4V + CoCrAlYSiBN. Ce bon comportement à basse vitesse, notamment en usure permet de supposer qu'améliorer le comportement à haute vitesse de glissement du revêtement nécessiterait d'améliorer sa ductilité. La poursuite du développement de l'application du procédé MAO au Ti6Al4V nécessite donc :

- ⇒ d'améliorer la ductilité du revêtement pour permettre son application à haute vitesse de glissement,
- ⇒ de poursuivre l'étude du comportement du revêtement actuel afin de l'utiliser pour des applications tribologiques à basse vitesse, ce qui implique,

-
- ⇒ de s'intéresser à sa durée de vie par des essais d'usure pour des applications avec des mouvements relatifs des pièces de forte amplitude,
 - ⇒ d'étudier son comportement en fretting pour des applications avec des mouvements relatifs des pièces de faible amplitude.

Influence du revêtement sur le comportement tribologique

Dans le but de déterminer l'effet du choix du revêtement sur le comportement tribologique du contact dans des conditions sévères de frottement, les résultats obtenus avec les deux revêtements de référence ont été comparés entre eux et à ceux obtenus par Chassaing [2015] pour un couple Ti6Al4V / Ti6Al4V. Les résultats obtenus avec le couple Ti6Al4V / Ti6Al4V + MAO n'ont pas été pris en compte en raison du mode d'endommagement du revêtement, très différent de celui des autres tribocouples.

D'un point de vue du coefficient de frottement et de l'usure, les trois couples présentent des valeurs similaires et sensiblement indépendantes de la vitesse de glissement quand celle-ci est élevée ($v \geq 40$ m/s). A 8 m/s, par contre, les valeurs obtenues en l'absence de revêtement sont beaucoup plus élevées que celles des couples avec revêtement. Les revêtements anti-fretting étudiés ont donc un effet notable y compris dans des conditions de glissement simple à vitesse relativement élevée (8 m/s).

Les affectations microstructurales, n'ont pas pu être comparées en ce qui concerne le patin (fixe), car les affectations thermiques ne sont pas visibles dans les revêtements étudiés. Les glisseurs (pièces mobiles non revêtues) présentent des altérations microstructurales similaires en ce qu'elles comportent les mêmes quatre sous-couches (cœur non affecté, zone affectée thermiquement, zone cisailée et dépôt de troisième corps). Cependant, les épaisseurs de ces zones sont différentes entre les trois configurations.

Afin de lier ces altérations aux propriétés des matériaux, une modélisation numérique purement thermique de l'interaction a été effectuée. Les résultats incohérents obtenus dans un premiers temps ont fait que le modèle a été modifié pour intégrer l'effet de la formation du troisième corps sur le comportement du contact. Pour cela, la quantité de troisième corps présente en un point de l'interface est considérée comme directement liée à la température de ce point. Une loi semi-empirique a été développée. Elle est basée sur les températures de fusion des matériaux et sur des valeurs choisies arbitrairement. L'étude de sensibilité de ce nouveau modèle a révélé que les résultats obtenus dépendent très fortement de la loi choisie pour l'évolution du coefficient de frottement en fonction de la température. Comme celle-ci comporte, en l'état, une part empirique non négligeable, ce

modèle ne peut être utilisé dans un but prédictif. Le modèle a néanmoins permis de mettre en évidence que le contact atteint bien un régime stationnaire très rapidement, ce qui est l'hypothèse utilisée pour la description du comportement tribologique des revêtements.

Pour que ce modèle puisse être utilisé de manière prédictive, la loi représentant l'effet du troisième corps doit être déterminée de manière physique ou phénoménologique.

- ⇒ Ce modèle pourra par exemple calculer l'épaisseur du troisième corps à partir des températures et chaleurs locales à l'interface, utiliser cette épaisseur pour calculer l'évolution du coefficient de frottement dans le cas d'un contact lubrifié (évolution de type "Stribeck") et reboucler en utilisant cette valeur pour obtenir le flux de chaleur local. Outre un fonctionnement moins empirique, ce type de fonctionnement pourrait permettre d'estimer l'usure générée pour la génération du troisième corps. Le développement d'un tel modèle est cependant très lourd et n'a pas pu être initié au cours de ces travaux.

Afin de lier qualitativement les altérations microstructurales observées aux propriétés des matériaux, les épaisseurs des zones affectées thermiquement et cisailées ont été comparées en considérant les effets du coefficient de frottement et des notions de cinétique de transformation de phase par diffusion. Pour des couples de matériaux présentant un coefficient de frottement macroscopique proche, plus le revêtement fait office de barrière thermique (propriétés de conductivité et d'effusivité thermiques) et plus le flux de chaleur est dissipé pendant un temps court mais de manière intensive avant l'apparition du troisième corps. En considérant qu'une résistance thermique d'interface existe entre le troisième corps et les premiers corps, ceci entraîne une réduction du temps passé à température élevée d'un même point du glisseur.

La réduction du temps passé à une température élevée réduit la profondeur affectée thermiquement, même si cette température est élevée. En effet, pour les mécanismes de transformation par diffusion, comme la transformation de phase $\alpha \rightarrow \beta$, l'équivalence entre temps et température n'est pas linéaire.

A l'inverse, on considère qu'à partir de l'apparition du troisième corps, le coefficient de frottement local est négligeable. Pour des couples de matériaux présentant le même coefficient de frottement apparent, les contraintes réelles de frottement sont d'autant plus élevées que le troisième corps se forme rapidement. Ce qui revient à dire qu'à coefficient de frottement macroscopique identique, un revêtement plus isolant entraîne des contraintes de frottement plus élevées et dont une profondeur cisailée plus importante.

Afin de valider cette théorie, il est possible de s'appuyer sur :

- ⇒ des essais avec des glisseurs embarquant des thermocouples noyés comme l'ont fait

Chassaing *et al.* [2015]. Ceci devrait permettre d'évaluer l'historique thermique de la sous-surface par modélisation inverse. Il faudra cependant être très prudent quant à l'effet intrusif de ces moyens de mesure qui peut engendrer une erreur importante dans les mesures de températures de contact. Chassaing *et al.* ont ainsi estimé une erreur systématique pouvant atteindre 30 % dans la configuration qu'ils ont étudié.

Les observations effectuées nous amènent à revenir au cas industriel du contact pied d'aube de turboréacteur-disque de rotor. Dans cette configuration, si on souhaite éviter les endommagements d'origine thermique de la microstructure du disque de rotor, qui est la pièce la plus critique (de par sa valeur et les conséquences de sa rupture),

⇒ un revêtement causant rapidement la formation d'un troisième corps pour protéger le contact semble être une solution viable. Il est cependant nécessaire de noter que les efforts de frottement engendrés causent un écrouissage du Ti6Al4V qui peut être néfaste au contact. La recherche d'un compromis entre ces propriétés, sans oublier les propriétés anti-fretting indispensables par ailleurs, peut être un axe de recherche intéressant pour le développement de futurs revêtements.

Dans le cadre du contact pied d'aube-disque de rotor, il est important de noter que, pour des raisons techniques, l'usure du glisseur, représentant le disque de rotor, n'a pas été caractérisée. Afin de permettre la prise en compte de cet élément dans le choix du revêtement appliqué au pied d'aube,

⇒ il est possible d'effectuer de nouveaux essais de frottement en utilisant des glisseurs revêtus pour représenter le pied d'aube et des patins non-revêtus pour représenter le disque de rotor. Cette solution permet en effet la mesure du volume usé au niveau de la pièce non revêtue plutôt que celle de la pièce revêtue. Il sera cependant nécessaire de veiller à considérer les contraintes techniques liées au procédé de dépôt. En effet, en fonction de la technologie utilisée, des effets de bord peuvent apparaître au niveau des arrêtes vives de la pièce revêtue.

Bibliographie

- AAINSQATSI, K. (2009). Turbofan operation.
- AEBY-GAUTIER, E. (2006). Les alliages de titane.
- ANANDAVEL, K. et PRAKASH, V. (2011). Effect of three-dimensional loading on macroscopic fretting aspects of an aero-engine blade - disc dovetail interface. *Tribol. Int.*, 44(11):1544–1555.
- ARNOUX, J. J., SUTTER, G., LIST, G. et MOLINARI, a. (2011). Friction Experiments for Dynamical Coefficient Measurement. *Adv. Tribol.*, 2011:1–6.
- ASSOCIATION FRANÇAISE DU TITANE (2011). Marchés et applications du titane : Aéronautique.
- AUBERT & DUVAL (2010). Alliage Titane TA6V.
- AUSTRALIAN TRANSPORT SAFETY BUREAU (2002). Examination of a Failed Fan Blade Rolls-Royce RB211 Trent 892 Turbofan Engine Boeing 777-300, A6-EMM. Rapport technique, Australian Transport Safety Bureau.
- AXÉN, N., HOGMARK, S. et JACOBSON, S. (2000). 13. Friction and wear measurement. In BHUSHAN, B., KENNEDY, F. E. et SZERI, A. Z., éditeurs : *Mod. Tribol. Handb.*, numéro 1987, chapitre Section 1, pages 493–510. CRC Press.
- BAHR, H. A., FISCHER, G. et WEISS, H. J. (1986). Thermal-shock crack patterns explained by single and multiple crack propagation. *J. Mater. Sci.*, 21(8):2716–2720.
- BASAK, D., OVERFELT, R. A. et WANG, D. (2003). Measurement of Specific Heat Capacity and Electrical Resistivity of Industrial Alloys Using Pulse Heating Techniques. *Int. J. Thermophys.*, 24(6):1721–1733.
- BELHOCINE, A. et BOUCHETARA, M. (2012). Thermomechanical modelling of dry contacts in automotive disc brake. *Int. J. Therm. Sci.*, 60:161–170.
- BLOK, H. (1937). Les températures de surface dans des conditions de graissage sous extrême pression. In *2nd World Pet. Congr.* World Petroleum Congress, World Petroleum Congress.

- BOIVINEAU, M., CAGRAN, C., DOYTIER, D., EYRAUD, V., NADAL, M.-H., WILTHAN, B. et POTTACHER, G. (2006). Propriétés thermophysiques de l'alliage Ti90%-Al6%-V4% (TA6V) à l'état solide et liquide. (i).
- BOWDEN, F. P. et FREITAG, E. H. (1958). The Friction of Solids at Very High Speeds. I. Metal on Metal ; II. Metal on Diamond. *Proc. R. Soc. London A Math. Phys. Eng. Sci.*, 248(1254):350–367.
- BOWDEN, F. P. et PERSSON, P. A. (1961). Deformation, Heating and Melting of Solids in High-Speed Friction. *Proc. R. Soc. London A Math. Phys. Eng. Sci.*, 260(1303):433–458.
- BOWDEN, F. P. et TABOR, D. (1950). The Friction and Lubrication of Solids. *Oxford Univ. Press*.
- BOYER, R. R. (1996). An overview on the use of titanium in the aerospace industry. *Mater. Sci. Eng. A*, 213(1-2):103–114.
- BRAGOV, A., KONSTANTINOV, A., LOMUNOV, A., SHMOTIN, Y. et KRUSZKA, L. (2009). Experimental definition of dynamic friction. *DYMAT 2009 - 9th Int. Conf. Mech. Phys. Behav. Mater. under Dyn. Load.*, 1:619–624.
- BUDINSKI, K. G. (1992). Laboratory Testing Methods for Solid Friction. In BLAU, P. J., éditeur : *ASM Handb. Vol. 18, Frict. Lubr. Wear Technol. (ASM Int., pages 45–58. ASM International*.
- CAPPELLA, A. (2012). *Caractérisation thermique à haute température de couches minces pour mémoires à changement de phase depuis l'état solide jusqu'à l'état liquide*. Thèse de doctorat.
- CARIGNAN, F. J. et RABINOWICZ, E. (1980). Friction and Wear at High Sliding Speeds. *A S L E Trans.*, 23(4):451–459.
- CENGEL, Y. et GHAJAR, A. (2011). Transient Heat Conduction. *Heat and Mass Transfer : Fundamentals and Applications*, pages 217–284.
- CESCHINI, L., LANZONI, E., MARTINI, C., PRANDSTRALLER, D. et SAMBOGNA, G. (2008). Comparison of dry sliding friction and wear of Ti6Al4V alloy treated by plasma electrolytic oxidation and PVD coating. *Wear*, 264(1-2):86–95.
- CHASSAING, G. (2015). *Frottement sec à grande vitesse du couple Ti6Al4V-Ti6Al4V : étude expérimentale et modélisation du comportement thermomécanique*. Thèse de doctorat.

- CHASSAING, G., FAURE, L., PHILIPPON, S., COULIBALY, M., TIDU, A., CHEVRIER, P. et MERIAUX, J. (2014). Adhesive wear of a Ti6Al4V tribopair for a fast friction contact. *Wear*, 320(1-2):25–33.
- CHASSAING, G., POUGIS, A., PHILIPPON, S., LIPINSKI, P., FAURE, L., MERIAUX, J., DEMMOU, K. et LEFEBVRE, A. (2015). Experimental and numerical study of frictional heating during rapid interactions of a Ti6Al4V tribopair. *Wear*, 342:322–333.
- CHEN, Y. M., RIGAUT, B. et ARMANET, F. (1990). Wear behaviour of partially stabilized zirconia at high sliding speed. *J. Eur. Ceram. Soc.*, 6(6):383–390.
- COMBRES, Y. (1999). Propriétés du titane et de ses alliages.
- COMBRES, Y. et CHAMPIN, B. (2013). Traitements thermiques des alliages de titane.
- COULIBALY, M., CHASSAING, G. et PHILIPPON, S. (2014). Thermomechanical coupling of rough contact asperities sliding at very high velocity. *Tribol. Int.*, 77:86–96.
- CURRAN, J. A. et CLYNE, T. W. (2005). Thermo-physical properties of plasma electrolytic oxide coatings on aluminium. *Surf. Coatings Technol.*, 199(2-3):168–176.
- DOLBEER, R. A., WRIGHT, S. E., WELLER, J. R., ANDERSON, A. L. et BEGIER, M. J. (2015). Wildlife strikes to civil aircraft in the United States 1990–2014. Rapport technique.
- EASA (2015). Certification Specifications and Acceptable Means of Compliance for Normal, Utility, Aerobatic, and Commuter Category Aeroplanes CS 23.
- ETTLES, C. M. M. (1986). The thermal control of friction at high sliding speeds. *J. Tribol.*, 108(1):98–104.
- FAURE, L., BOLLE, B., PHILIPPON, S., SCHUMAN, C., CHEVRIER, P. et TIDU, a. (2012). Friction Experiments for titanium alloy tribopairs sliding in dry conditions : Sub-surface and surface analysis. *Tribol. Int.*, 54:17–25.
- FEDERAL AVIATION ADMINISTRATION (2004). *Airplane flying handbook FAA-H-8083-3B*. Federal Aviation Administration.
- FEI, C., HAI, Z., CHEN, C. et YANGJIAN, X. (2009). Study on the tribological performance of ceramic coatings on titanium alloy surfaces obtained through microarc oxidation. *Prog. Org. Coatings*, 64(2-3):264–267.
- FOUVRY, S. et KAPSA, P. (2000). An energy description of hard coating wear mechanisms. *Surf. Coatings Technol.*, 138(2001):141–148.

- FRANEKNBERGER, C. E. (1999). Large Engine Uncontained Event Analysis. Rapport technique, US Department of Transportation - Federal Aviation Administration, Washington, D.C.
- FREIMANIS, A. J., SEGALL, A. E., CONWAY, J. C. J. et WHITNEY, E. J. (2002). The Influence of Temperature on the Wear Mode and Deterioration of Coatings Used For Titanium Aircraft Engine Components. *Tribol. Trans.*, 45(2):193–198.
- FRIDRICI, V., FOUVRY, S. et KAPSA, P. (2003). Fretting wear behavior of a Cu–Ni–In plasma coating. *Surf. Coatings Technol.*, 163:429–434.
- GOWDA, B. M. A., YESHOVANTH, H. R. et SIDDARAJU, C. (2014). Investigation and Efficient Modeling of an Dovetail Attachment in Aero-engine. *Procedia Mater. Sci.*, 5:1873–1879.
- GREENWOOD, J. A. et WILLIAMSON, J. B. P. (1966). Contact of nominally flat surfaces. *In Proc. R. Soc. Lond. A. Math. Phys. Sci.*, volume 295, pages 300–319. The Royal Society.
- GROSDIDIER, T. et PHILIPPE, M. J. (2000). Deformation induced martensite and super-elasticity in a β -metastable titanium alloy. *Mater. Sci. Eng. A*, 291(1):218–223.
- HAJMRLE, K. et CHILKOWICH, A. P. (1997). Low friction cobalt based coatings for titanium alloys.
- HBM FRANCE SAS (2016). Jauges ou capteurs piézo-électriques ? Une comparaison.
- HEMLI, F. (2011). Focus Variation Instruments. *In Opt. Meas. Surf. Topogr.*, pages 131–166. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg.
- HIRN, G.-A. (1855). Bulletin de la Société Industrielle de Mulhouse. *Bull. Soc. Ind. Mulhouse*, 27.
- HOLMBERG, K., ANDERSSON, P. et ERDEMIR, A. (2012). Global energy consumption due to friction in passenger cars. *Tribol. Int.*, 47:221–234.
- HOLMBERG, K., LAUKKANEN, A., GHABCHI, A., ROMBOUTS, M., TURUNEN, E., WAUDBY, R., SUHONEN, T., VALTONEN, K. et SARLIN, E. (2014). Computational modelling based wear resistance analysis of thick composite coatings. *Tribol. Int.*, 72:13–30.
- HOLMBERG, K. et MATTHEWS, A. (2000). 23. Tribological properties of metallic and ceramic coatings. *In BHUSHAN, B., ERDEMIR, A. et HOLMBERG, K., éditeurs : Mod. Tribol. Handb.*, numéro Cvd, chapitre Section 3, pages 827–870. CRC Press.

- HOLMBERG, K., RONKAINEN, H., LAUKKANEN, A. et WALLIN, K. (2007). Friction and wear of coated surfaces - scales, modelling and simulation of tribomechanisms. *Surf. Coatings Technol.*, 202(4-7):1034–1049.
- HUANG, P., WANG, F., XU, K. et HAN, Y. (2007). Mechanical properties of titania prepared by plasma electrolytic oxidation at different voltages. *Surf. Coatings Technol.*, 201(9-11):5168–5171.
- HUSSEIN, R. O., NIE, X. et NORTHWOOD, D. O. (2010). Influence of process parameters on electrolytic plasma discharging behaviour and aluminum oxide coating microstructure. *Surf. Coatings Technol.*, 205(6):1659–1667.
- HUSSEIN, R. O., NIE, X. et NORTHWOOD, D. O. (2012). A spectroscopic and microstructural study of oxide coatings produced on a Ti-6Al-4V alloy by plasma electrolytic oxidation. *Mater. Chem. Phys.*, 134(1):484–492.
- IRFAN, M. A. et PRAKASH, V. (2000). Time resolved friction during dry sliding of metal on metal. *Int. J. Solids Struct.*, 37(20):2859–2882.
- JAEGER, J. C. (1942). Moving sources of heat and the temperature at sliding contacts. *In J. Proc. Roy. Soc. NSW*, volume 76, pages 203–224.
- JOHNSON, B. (2010). Regulations and You - Transport Canada.
- JOHNSON, G. R. et COOK, W. H. (1983). A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures. *In Proc. 7th Int. Symp. Ballist.*, pages 541–547.
- JONES, W. R. J. et JANSEN, M. J. (2000). 31. Space tribology. *In* BHUSHAN, B. et HSU, S. M., éditeurs : *Mod. Tribol. Handb.*, chapitre Section 4, pages 1159–1186. CRC Press.
- KASCHNITZ, E. et REITER, P. (2002). Enthalpy and Temperature of the Titanium Alpha-Beta. 23(5):1339–1345.
- KATO, K. et ADACHI, K. (2000). 07. Wear Mechanisms. *In* BHUSHAN, B., KENNEDY, F. E. et SZERI, A. Z., éditeurs : *Mod. Tribol. Handb.*, chapitre Section 1, pages 273–300. CRC Press.
- KENNEDY, F. E. (1982). Single Pass Rub Phenomena—Analysis and Experiment. *J. Lubr. Technol.*, 104(4):582–588.
- KHAN, R. H. U., YEROKHIN, A. L. et MATTHEWS, A. (2008). Structural characteristics and residual stresses in oxide films produced on Ti by pulsed unipolar plasma electrolytic oxidation. *Philos. Mag.*, 88(6):795–807.

- KIMBALL, A. S. (1877). A new investigation of one of the laws of friction. *Am. J. Sci.*
- KLOCKE, F. E. et KUCHIE, A. (2009). *Lapping and Polishing*.
- KLOPP, R. W., CLIFTON, R. J. et SHAWKI, T. G. (1985). Pressure-shear impact and the dynamic viscoplastic response of metals. *Mech. Mater.*, 4(3-4):375–385.
- KUROMOTO, N. K., SIMÃO, R. A. et SOARES, G. A. (2007). Titanium oxide films produced on commercially pure titanium by anodic oxidation with different voltages. *Mater. Charact.*, 58(2):114–121.
- LANDMAN, U., LUEDTKE, W. D. et RINGER, E. M. (1992). *Molecular dynamics simulations of adhesive contact formation and friction*. Kluwer Academic.
- LAURINDO, C. A. H., TORRES, R. D., MALI, S. A., GILBERT, J. L. et SOARES, P. (2014). Incorporation of Ca and P on anodized titanium surface : Effect of high current density. *Mater. Sci. Eng. C. Mater. Biol. Appl.*, 37:223–31.
- LECOMPTE-BOINET, G. (2014). CFM, la plus belle joint-venture de l’histoire.
- LI, Q., LIANG, J. et WANG, Q. (2013). Plasma Electrolytic Oxidation Coatings on Lightweight Metals. In ALIOFKHAZRAEI, M., éditeur : *Mod. Surf. Eng. Treat.* InTech.
- LIM, S. C., ASHBY, M. F. et BRUNTON, J. H. (1989). The effects of sliding conditions on the dry friction of metals. *Acta Metall.*, 37(3):767–772.
- LIPP, A., SCHWETZ, K. A. et HUNOLD, K. (1989). Hexagonal boron nitride : Fabrication, properties and applications. *J. Eur. Ceram. Soc.*, 5(1):3–9.
- LODYGOWSKI, A., FAURE, L., VOYIADJIS, G. Z. et PHILIPPON, S. (2011). Dry Sliding Friction Experiments at Elevated Velocities. *Strain*, 47:436–453.
- LUCINTEL (2012). Global commercial aero turbofan engine market, supply chain and opportunities : 2011 - 2017.
- LUGOVSKOY, A. et ZINIGRAD, M. (2013). Plasma Electrolytic Oxidation of Valve Metals. *Intech*.
- MAISURIA, M. (2013). Effect of Surface Roughness on Heat Transfer. In *3rd Int. Conf. Mech. Automot. Mater. Eng.*, volume 395007, pages 83–86, Singapore.
- MARDER, M. (2004). Friction : terms of detachment. *Nat. Mater.*, 3(9):583–4.
- MARKOV, G. A. et MARKOVA, G. V. (1976). (RU) Sposob formovki anodov èlektroli-tičeskih kondensatorov.

- MATHIS, A. (2016). *Anodisation du titane par oxydation micro-arc (MAO)*. Mémoire "confidentiel industrie", Université de Lorraine.
- MCCARTHY, O. J., MCGARRY, J. P. et LEEN, S. B. (2014). Micro-mechanical modelling of fretting fatigue crack initiation and wear in Ti6Al4V. *Int. J. Fatigue*, 62:180–193.
- MECUSON, F., HENRION, G., CZERWIEC, T., BELMONTE, T., DUJARDIN, L. et VIOLA, A. (2004). Micro-arc oxidation process in different environmental friendly electrolytes. In *Int. Conf. Environ. Friendly Pre-Treatments Alum. other Met.*, numéro c, Oslo (Norway).
- MEHER-HOMJI, C. B. et PRISELL, E. (2000). Pioneering Turbojet Developments of Dr. Hans Von Ohain From the HeS 1 to the HeS 011. *J. Eng. Gas Turbines Power*, 122(2): 191–201.
- METEO FRANCE et WORLD METEOROLOGICAL ORGANIZATION (2005). Freezing contamination : aircraft icing.
- MEYER, H. W. et KLEPONIS, D. S. (2001). Modeling the high strain rate behavior of titanium undergoing ballistic impact and penetration. *Int. J. Impact Eng.*, 26(1-10):509–521.
- MOLINARI, A., ESTRIN, Y. et MERCIER, S. (1999). Dependence of the Coefficient of Friction on the Sliding Conditions in the High Velocity Range. *J. Tribol.*, 121:35–41.
- MONTGOMERY, R. S. (1976). Friction and wear at high sliding speeds. *Wear*, 36(3):275–298.
- NECULA, B. S., APACHITEI, I., TICHELAR, F. D., FRATILA-APACHITEI, L. E. et DUSZCZYK, J. (2011). An electron microscopical study on the growth of TiO₂-Ag antibacterial coatings on Ti6Al7Nb biomedical alloy. *Acta Biomater.*, 7(6):2751–7.
- OERLIKON METCO (2014). Copper Nickel and Copper Nickel Indium Thermal Spray Powders.
- OGAWA, K. (1997). Impact friction test method by applying stress wave. *Exp. Mech.*, 37(4):398–402.
- PASSEY, R. (1976). Reliability of compressor aerofoils. *Prog. Aerosp. Sci.*, 17:67–92.
- PHILIPPON, S. (2004). *Etude expérimentale du frottement sec à grandes vitesses de glissement*. Thèse de doctorat, Université de Metz.
- PHILIPPON, S., SUTTER, G. et MOLINARI, A. (2003). An experimental study of friction at high sliding velocities. *Wear*, 257(7-8):777–784.

- PHILIPPON, S., VOYIADJIS, G. Z., FAURE, L., LODYGOWSKI, a., RUSINEK, a., CHEVRIER, P. et DOSSOU, E. (2010). A Device Enhancement for the Dry Sliding Friction Coefficient Measurement Between Steel 1080 and VascoMax with Respect to Surface Roughness Changes. *Exp. Mech.*, 51(3):337–358.
- PRAKASH, V. (1995). A pressure-shear plate impact experiment for investigating transient friction. *Exp. Mech.*, 35(4):329–336.
- PRONER, A. (1999). Revêtements par projection thermique.
- QIU, M., ZHANG, Y.-Z., SHANGGUAN, B., DU, S.-M. et YAN, Z.-W. (2007). The relationships between tribological behaviour and heat-transfer capability of Ti6Al4V alloys. *Wear*, 263(1-6):653–657.
- RAJAGOPALAN, S. et PRAKASH, V. (1999). A modified torsional kolsky bar for investigating dynamic friction. *Exp. Mech.*, 39(4):295–303.
- RAJASEKARAN, B., RAMAN, S. G. S., JOSHI, S. V. et SUNDARARAJAN, G. (2008). Performance of plasma sprayed and detonation gun sprayed Cu–Ni–In coatings on Ti–6Al–4V under plain fatigue and fretting fatigue loading. *Mater. Sci. Eng. A*, 479(1):83–92.
- RAMALINGAM, S. et ZHENG, L. (1995). Film-substrate interface stresses and their role in the tribological performance of surface coatings. *Tribol. Int.*, 28(3):145–161.
- RIGNEY, D. et HIRTH, J. (1979). Plastic deformation and sliding friction of metals. *Wear*, 53(2):345–370.
- RUDOLPH, S. (1993). Composition and application of coatings based on boron nitride. *Interceram*, 42(5):302–305.
- SAFRAN et GENERAL ELECTRICS (2014). LEAP , the power of the future.
- SAUGER, E. (1997). *Contribution à l'étude de la transformation tribologique superficielle en fretting*. Thèse de doctorat, École Centrale Lyon.
- SAUGER, E., PONSONNET, L., MARTIN, J. M. et VINCENT, L. (2000). Study of the tribologically transformed structure created during fretting tests. *Tribol. Int.*, 33(11):743–750.
- SEETHARAMAN, V. (1984). Deformation and martensitic transformation. *Bull. Mater. Sci.*, 6(4):703–716.
- SEITZ, F. (1940). *The modern theory of solids*. McGraw-Hill Book Company, Inc ; New York.

SHERBORNE SENSORS (2016). SS5000 Series.

SONG, H.-J., KIM, M.-K., JUNG, G.-C., VANG, M.-S. et PARK, Y.-J. (2007). The effects of spark anodizing treatment of pure titanium metals and titanium alloys on corrosion characteristics. *Surf. Coatings Technol.*, 201(21):8738–8745.

STINTON, D. (1998). *The anatomy of the aeroplane*. Blackwell Science, 2nd ed. édition.

SULZER METCO (2012a). Cobalt Alloy - Hexagonal Boron Nitride Powder.

SULZER METCO (2012b). Solutions Flash Amdry 958 Anti-Fretting Solution.

SULZER METCO (2014). An Introduction to Thermal Spray.

UETZ, H. et FÖHL, J. (1978). Wear as an energy transformation process. *Wear*, 49(2):253–264.

VINCENT, L., BERTHIER, Y. et GODET, M. (1992). Testing methods in fretting fatigue : a critical appraisal. *ASTM Spec. Tech. Publ.*, 1159:33.

WALSH, F. C., LOW, C. T. J., WOOD, R. J. K., STEVENS, K. T., ARCHER, J., POETON, A. R. et RYDER, A. (2009). Plasma electrolytic oxidation (PEO) for production of anodised coatings on lightweight metal (Al, Mg, Ti) alloys. *Trans. IMF*, 87(3):122–135.

WANG, Y. M., GUO, L. X., OUYANG, J. H., ZHOU, Y. et JIA, D. C. (2009). Interface adhesion properties of functional coatings on titanium alloy formed by microarc oxidation method. *Appl. Surf. Sci.*, 255(15):6875–6880.

WANG, Y. M., JIANG, B. L., GUO, L. X. et LEI, T. Q. (2006a). Tribological behavior of microarc oxidation coatings formed on titanium alloys against steel in dry and solid lubrication sliding. *Appl. Surf. Sci.*, 252(8):2989–2998.

WANG, Y. M., JIANG, B. L., LEI, T. Q. et GUO, L. X. (2006b). Microarc oxidation coatings formed on Ti6Al4V in Na₂SiO₃ system solution : Microstructure, mechanical and tribological properties. *Surf. Coatings Technol.*, 201(1-2):82–89.

WHITTAKER, M. (2011). Titanium in the Gas Turbine Engine. *In* BENINI, E., éditeur : *Adv. Gas Turbine Technol.*, volume 4, chapitre 14, pages 315–336. InTech.

WILLIAMS, J. A. et DWYER-JOYCE, R. S. (2000). 03. Contact between solid surfaces. *In* BHUSHAN, B., KENNEDY, F. E. et SZERI, A. Z., éditeurs : *Mod. Tribol. Handb.*, chapitre Section 1, pages 121–162. CRC Press.

WITHERS, P., LOVATT, A. et SHERCLIFF, H. (2002). Materials selection charts.

- YEROKHIN, A. L., NIE, X., LEYLAND, A. et MATTHEWS, A. (2000). Characterisation of oxide films produced by plasma electrolytic oxidation of a Ti-6Al-4V alloy. *Surf. Coatings Technol.*, 130:195–206.
- YUAN, F. et PRAKASH, V. (2006). Investigations of High-Speed Friction at Metal-on-metal Interfaces. *In 2006 SEM Annu. Conf. Expo. Exp. Appl. Mech.* SEM.
- ZERILLI, F. J. et ARMSTRONG, R. W. (1987). Dislocation-mechanics-based constitutive relations for material dynamics calculations. *J. Appl. Phys.*, 61(5):1816.
- ZHANG, D. et FEI, Q. (2016). Effect of bird geometry and impact orientation in bird striking on a rotary jet-engine fan analysis using SPH method. *Aerosp. Sci. Technol.*, 54:320–329.
- ZUM GAHR, K.-H. (1943). *Microstructure and Wear of Materials*. Elsevier, 1st édition.

Annexes

A - Notion de coefficient de sensibilité du modèle	203
B - Étude exploratoire du comportement tribologique à vitesse de glissement faible	207

Annexe A

Notion de coefficient de sensibilité du modèle

Dans le cadre de l'étude de sensibilité du modèle (section 4.2.5), le coefficient de sensibilité $S_{p/g}$ est utilisé pour caractériser l'influence des paramètres sur les grandeurs de sortie. Cette annexe présente la démarche aboutissant à sa définition.

A.1 Notion de sensibilité

Considérons un système dont une grandeur de sortie g dépend du paramètre p (figure A.1a). Une variation Δp de la valeur du paramètre p entraîne une variation $\Delta g = g(p + \Delta p) - g(p)$ de la valeur de la grandeur de sortie (figure A.1b). La sensibilité est la grandeur, dépendante de la valeur de p , qui lie ces deux variations (figure A.1c).

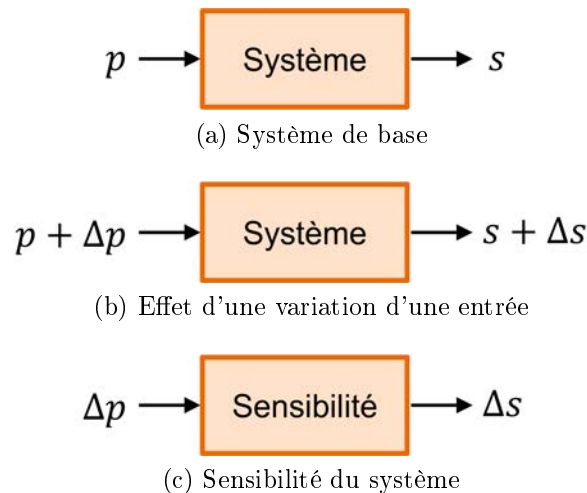


FIGURE A.1 – Représentation schématique du principe de la sensibilité

La sensibilité absolue $S_g^a(p)$ de la grandeur g au paramètre p est définie par la formule A.1 [Cappella 2012]. $S_g^a(p)$ est homogène au rapport g/p , ce qui ne permet pas la comparaison des sensibilités de la grandeur g à plusieurs paramètres de nature différente.

On utilise donc généralement un coefficient de sensibilité réduite $S_g^r(p)$ (homogène à la grandeur) défini par l'équation A.2 [Cappella 2012].

$$S_g^a(p) = \frac{\partial g}{\partial p} \approx \frac{g(p + \Delta p) - g(p)}{\Delta p} \quad (\text{A.1})$$

$$S_g^r(p) = p \cdot \frac{\partial g}{\partial p} \approx p \cdot \frac{g(p + \Delta p) - g(p)}{\Delta p} \quad (\text{A.2})$$

A.2 Signification pratique des sensibilités relative et absolue

De manière générale, la connaissance de la sensibilité d'une grandeur, qu'elle soit absolue ou relative, permet de définir les tolérances appliquées aux paramètres qui vont participer à l'élaboration de cette grandeur en fonction des incertitudes acceptées sur la valeur de cette grandeur.

Dans le cas de la modélisation, considérons un cas dans lequel la température en sortie du patin à la fin de l'essai, $T_{\text{patin}}^{10\text{mm}}(t_{\text{fin}})$, n'est affectée que par la seule conductivité thermique λ . De plus, supposons que l'on connaît les sensibilités absolue et relative $S_T^a(\lambda)$ et $S_T^r(\lambda)$ de la température en sortie du patin à la fin de l'essai à cette propriété.

Cela signifie que si l'on souhaite connaître la valeur de la température en sortie du patin à la fin de l'essai avec une certaine précision (erreur absolue inférieure à ϵ_T^a , une valeur en K ou en °C), on peut calculer les incertitudes absolue ϵ_λ^a et relative ϵ_λ^r admises sur la connaissance de la valeur de λ grâce aux équations A.3 (qui découlent directement des équations A.1 et A.2). L'incertitude absolue ϵ_g^a d'une grandeur g est la variation (en valeur absolue) Δg maximale possible de la grandeur g possible. Elle est donc homogène à la grandeur g . ϵ_λ^a est donc exprimée en W/m.K. L'incertitude relative ϵ_g^r est l'incertitude absolue rapportée à la valeur la grandeur ($\epsilon_g^r = \epsilon_g^a/g$). Elle est donc sans unité.

$$\epsilon_\lambda \cdot S_T^a(\lambda) = \epsilon_T^a \quad \text{et} \quad \epsilon_\lambda^r \cdot S_T^r(\lambda) = \epsilon_T^a \quad (\text{A.3})$$

De manière plus générale, la sensibilité absolue $S_g^a(p)$ permet de lier la variation absolue d'un paramètre d'entrée à la variation absolue d'une grandeur de sortie ainsi causée. La sensibilité relative $S_g^r(p)$, quant à elle, permet de lier la variation relative d'un paramètre d'entrée à la variation absolue d'une grandeur de sortie ainsi causée.

A.3 Sensibilité adimensionnée

Nous avons indiqué précédemment que contrairement aux sensibilités absolues, les sensibilités relatives d'une même grandeur à divers paramètres peuvent être comparées entre elles. Cependant il n'est pas possible de comparer les sensibilités absolues ou relatives de grandeurs différentes, même lorsqu'il s'agit de sensibilités à un même paramètre. Par conséquent, une sensibilité adimensionnée $S_g(p)$ est définie. Elle rapporte la sensibilité relative $S_g^r(p)$ à la valeur de la grandeur g ($S_g(p) = \frac{1}{g} \cdot S_g^r(p)$), elle est donc définie par la formule A.4.

$$S_g(p) = \frac{p}{g} \cdot \frac{\partial g}{\partial p} \approx \frac{p}{g(p)} \cdot \frac{g(p + \Delta p) - g(p)}{\Delta p} = \frac{p}{g(p)} \cdot \frac{\Delta g(p)}{\Delta p} \quad (\text{A.4})$$

A.4 Sensibilités du modèle

Lors de l'analyse de sensibilité, l'évolution de grandeurs « ponctuelles » a été mesurée en fonction de variations imposées à chacune des trois propriétés du revêtement (la conductivité thermique λ , de la masse volumique ρ , et de la capacité calorifique massique c_p). La figure A.2 présente l'influence de la variation $\Delta\lambda/\lambda_{ref}$ de la conductivité thermique sur la valeur de différentes grandeurs. λ_{ref} correspond ici à la valeur de conductivité thermique de référence présentée dans le tableau 4.1. Cette figure met en évidence une forte linéarité de l'évolution des grandeurs en fonction de la valeur de la conductivité thermique.

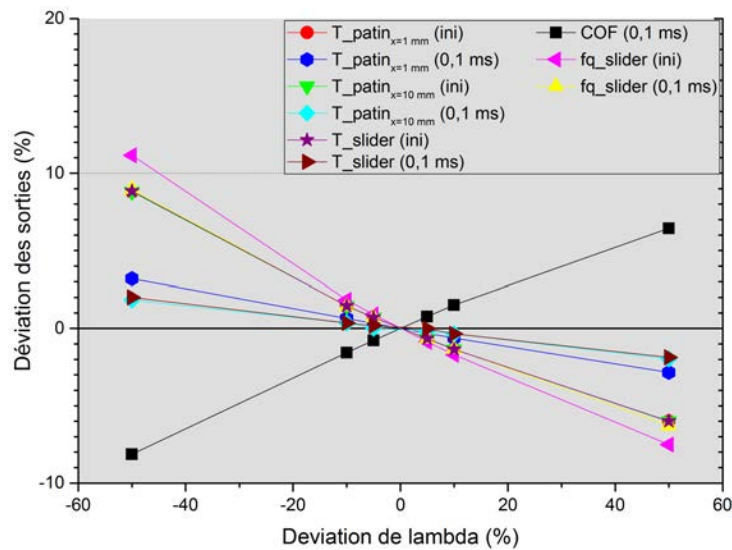


FIGURE A.2 – Influence de la variation de la conductivité thermique sur la variation des grandeurs « ponctuelles »

Les variations des grandeurs mesurées par rapport à la variation des propriétés ther-

miques du revêtement présentent toute une linéarité similaire à celle observée dans le cas de la conductivité thermique. Du fait de cette linéarité, la sensibilité peut être considérée comme une constante indépendante de la valeur du paramètre considéré. Cette constante est le coefficient de sensibilité $S_{p/g}$ défini par la formule A.5.

$$S_g(p) = \frac{p}{g(p)} \cdot \frac{\Delta g(p)}{\Delta p} = S_{p/g} \quad (\text{A.5})$$

Il est ici important de noter que l'existence d'un coefficient de sensibilité n'est possible qu'en raison de la constance de la sensibilité adimensionnée, ce qui n'est pas nécessairement le cas.

Annexe B

Étude exploratoire du comportement tribologique à vitesse de glissement faible

Au vu du comportement tribologique du couple c.MAO à haute vitesse de glissement (chapitre 3), il a été décidé de s'intéresser au comportement du revêtement sous des vitesses de glissement beaucoup plus faibles que celles utilisées jusqu'à présent. Les essais ont été effectués pour les couples c.Co, c.MAO, et c.NR (qui sert de référence) à l'aide d'une machine de traction / compression hydraulique sur laquelle le tribomètre patin-glisser a été installé. Aucun échantillon du couple c.Cu n'était disponible pour être utilisé dans cette étude exploratoire, celui-ci n'y a donc pas été intégré à cette campagne d'essai.

La pression de contact apparente était de $p = 110 \text{ MPa}$ et la vitesse de glissement de $v = 5 \cdot 10^{-5} \text{ m/s}$ (3 mm/min). Cette dernière était obtenue par le déplacement de la traverse de la machine de traction / compression.

Cette campagne porte sur l'étude des signaux d'effort, du coefficient de frottement, et de l'usure des trois couples tribologiques mais elle n'intègre pas d'analyse microstructurale des éprouvettes. Les essais ont été répétés 2 fois pour chaque couple tribologique.

B.1 Signaux d'effort

Les figures B.1, B.2, et B.3 présentent les signaux d'effort et de coefficient de frottement typiques pour chaque couple de matériaux. Les signaux peuvent être classés en deux catégories : Les signaux de coefficients de frottement issus des deux couples revêtus présentent une bonne stabilité temporelle, tandis que le signal de coefficient de frottement du couple c.NR présente une augmentation pendant le début de l'essai (jusqu'à environ 350 s).

Cette augmentation est le signe d'une dégradation des conditions de glissement en début d'essai. Ce même couple de matériaux présente un signal d'effort normal qui augmente

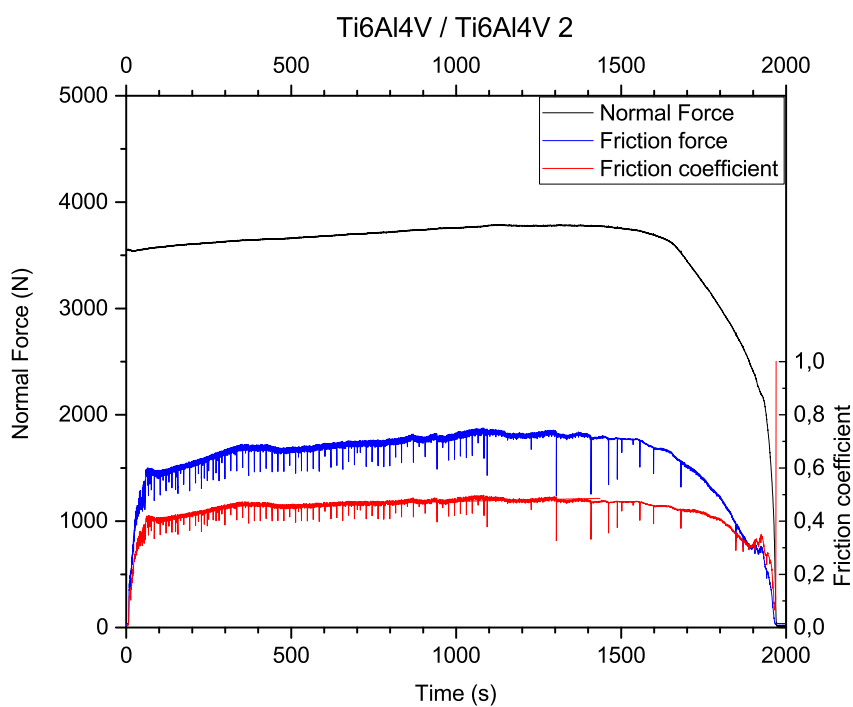


FIGURE B.1 – Signaux d'effort du couple c.NR

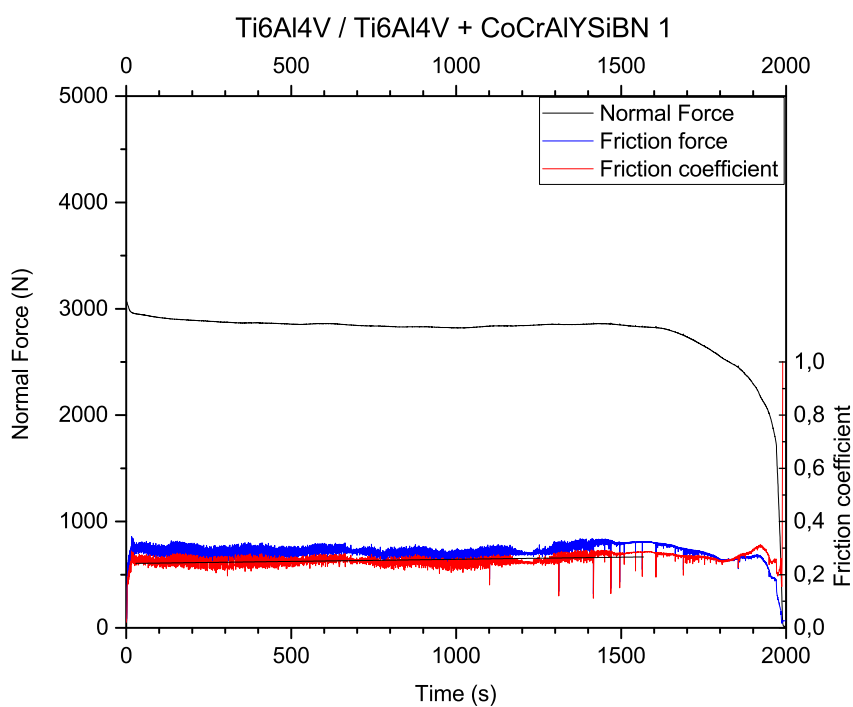


FIGURE B.2 – Signaux d'effort du couple c.Co

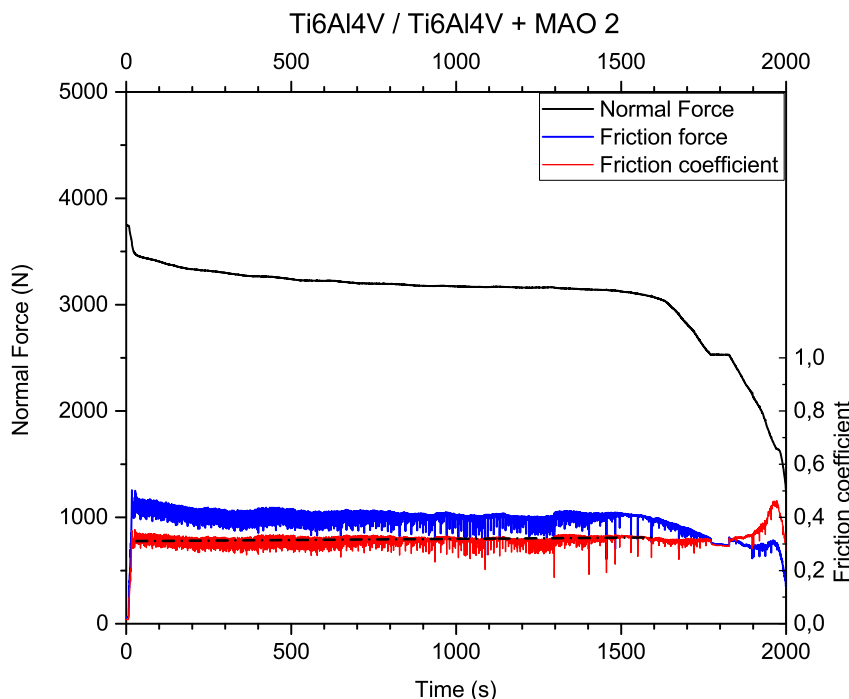


FIGURE B.3 – Signaux d'effort du couple c.MAO

au cours de l'essai. Cela signifie que l'écartement de l'anneau dynamométrique augmente, et donc qu'un dépôt a lieu à la surface des patins. Cette augmentation du coefficient de frottement correspond donc sans doute à la transition d'un contact glisseur / patin nu à un contact glisseur / patin avec dépôt de Ti6Al4V en surface.

Pour les autres couples de matériaux, le signal d'effort normal présente une décroissance pendant l'essai, signe d'une usure des patins. Au vu de la stabilité du coefficient de frottement pendant les essais, l'usure générée pendant l'essai n'a pas d'influence sur le coefficient de frottement, pour une longueur frottée inférieure à 60 mm.

B.2 Coefficient de frottement

Les valeurs des coefficients de frottement moyens pour chaque essai sont reportés en figure B.4. Les deux couples utilisant un revêtement (CoCrAlYSiBNet MAO) montrent des valeurs de coefficient de frottement qui sont proches pour les deux valeurs de vitesse testées. Par contre, le couple c.NR présente une forte dispersion des résultats à basse vitesse. Cette campagne d'essais devra donc être complétée par de nouvelles mesures avec le couple c.NR. pour réduire cette dispersion.

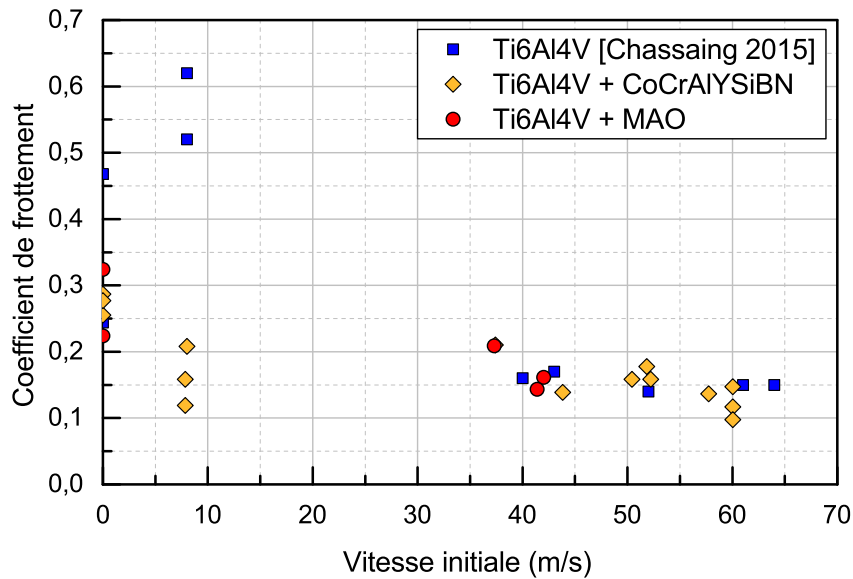


FIGURE B.4 – Coefficients de frottement moyens mesurés pendant des des essais de frottement à $p = 110$ MPa

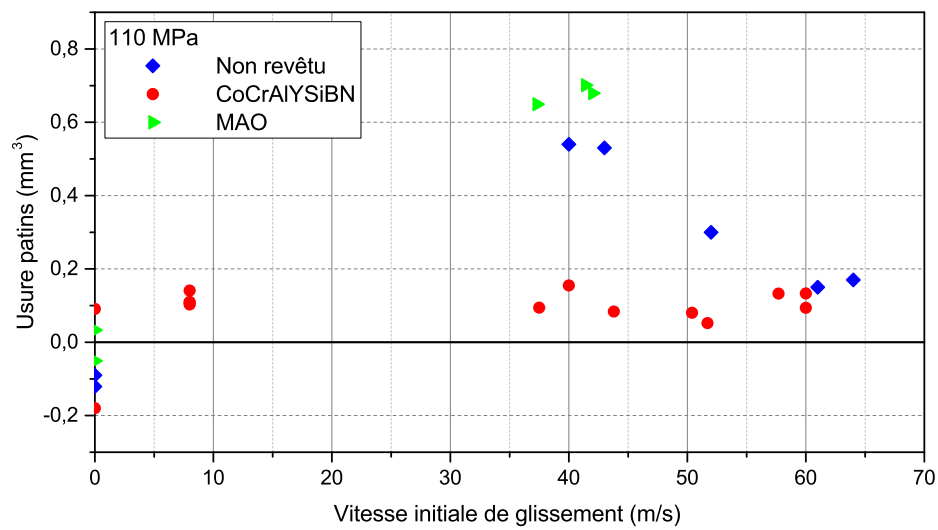
B.3 Usure apparente

L'usure des patins a été mesurée pour l'ensemble des essais effectués. Les résultats sont intégrés à la figure B.5. La dispersion présentée par les résultats obtenus à partir du couple c.Co peut pousser à s'interroger quand à la valeur des résultats et à l'interprétation que l'on peut se permettre d'en faire. En ce qui concerne les couples c.NR et c.MAO, ils présentent une usure faible, voire négative (dépôt) dans le cas du couple c.NR. Ce dépôt était attendu au vu du signal de l'effort normal que nous avons pu observer.

B.4 Conclusion de l'étude exploratoire

L'étude a permis de mesurer le comportement à vitesse faible de deux revêtements et du Ti6Al4V frottant contre un glisseur en Ti6Al4V. Nous avons pu observer que la configuration c.MAO présentait un coefficient de frottement plus élevé à basse vitesse qu'à haute vitesse, et donc des efforts de frottement plus élevés dans le premier cas. Cependant, en dépit cet accroissement, le revêtement MAO ne présente pas, à basse vitesse, les endommagements sévères causés, à haute vitesse, par l'écaillage.

Ce résultat nous permet de suggérer que l'écaillage observé à grande vitesse (voir section 3.3.2.2) est lié à la fragilité des céramiques plus qu'à un problème de résistance au

FIGURE B.5 – Usures apparentes mesurées suite à des essais de frottement à $p = 110$ MPa

cisaillement du revêtement. Par conséquent, l'ajout d'éléments augmentant la ductilité du revêtement pourrait être un axe de travail lors d'un développement futur du traitement par micro-arc oxydation.

Résumé:

Dans le cadre du développement d'un nouveau type de revêtement anodique pour le Ti6Al4V, l'application au pied d'aube de turboréacteur est étudiée. En cas d'impact d'un corps étranger sur l'aube, du frottement sévère peut avoir lieu entre le pied d'aube et le disque de rotor, tous deux en Ti6Al4V. Ces travaux visent à évaluer, en conditions sévères de glissement, le comportement de revêtements de référence (CoCrAlYSiBN et CuNiIn), déjà employés au niveau de ce contact, ainsi que du nouveau revêtement (MAO).

Pour cela, un tribomètre spécifique a été conçu et adapté sur un banc balistique, permettant de mesurer les efforts de frottement pendant l'interaction et en déduire le coefficient de frottement moyen. L'évolution du volume usé et de la microstructure en fonction de la vitesse de glissement et de la pression de contact, a été analysée. Ceci a permis de proposer des scénarios de comportement tribologique pour les revêtements. Il a été possible de conclure de ces résultats que le revêtement MAO étudié n'est pas applicable au contact pied d'aube/disque de rotor en conditions sévères.

Un modèle thermique intégrant l'abaissement du coefficient de frottement causé par le troisième corps a été développé mais nécessite encore quelques évolutions avant de pouvoir lier les conditions de glissement aux altérations microstructurales engendrées. La comparaison des propriétés thermiques aux résultats précédents a permis de proposer un mécanisme d'action, en fonction de ses propriétés, du revêtement sur les altérations thermiques et mécaniques de la pièce non-revêtue.

Ces travaux de thèse ont été réalisés dans le cadre du Projet MAO de l'IRT M2P et sont le fruit d'une collaboration entre l'IRT M2P, le LEM3, et Safran Aircraft Engines.

Mots-clés:

Frottement ; Grande vitesse ; Microstructure ; Usure ; Modélisation du contact ; Titane ; Ti6Al4V ; Revêtement ; Projection thermique ; MAO ;

Abstract:

As part of the development of a new type of anodic coating for Ti6Al4V, its application to jet engine blades roots is studied. In the event of an impact of a foreign object on the blade, severe friction can occur between the blade root and the rotor disc, both in Ti6Al4V. This work aims to evaluate, under severe sliding conditions, the behaviour of reference coatings (CoCrAlYSiBN and CuNiIn), already applied to this contact, as well as the new coating (MAO).

For this purpose, a specific tribometer was designed and adapted on a ballistic test bench, allowing to measure the friction forces during the interaction and to deduce the average friction coefficient. The wear volume and microstructure evolution was sliding speed and contact pressure, was analyzed. This led to propose tribological behaviour scenarios for coatings. From these results, it was possible to conclude that the studied MAO coating is not applicable to the blade foot/rotor disc contact under severe conditions.

A thermal model incorporating the reduction of the friction coefficient caused by the third body was developed but still requires some evolutions before the sliding conditions can be linked to the microstructural alterations generated. The comparison of the thermal properties with the previous results has made it possible to propose a mechanism of action, according to its properties, of the coating on the thermal and mechanical alterations of the uncoated part.

This thesis work was carried out as part of the MAO Project of IRT M2P and is the result of a collaboration between IRT M2P, LEM3, and Safran Aircraft Engines.

Key-words:

Friction ; High speed ; Microstructure ; Wear ; Contact modelization ; Titanium ; Ti6Al4V ; Coating ; Thermal spray ; MAO ;