



HAL
open science

Durabilité tribologique de matériaux pour insert de dents de tunnelier

Ousseini Marou Alzouma

► **To cite this version:**

Ousseini Marou Alzouma. Durabilité tribologique de matériaux pour insert de dents de tunnelier. Autre. Ecole Centrale de Lyon, 2015. Français. NNT : 2015ECDL0042 . tel-03169759

HAL Id: tel-03169759

<https://theses.hal.science/tel-03169759>

Submitted on 15 Mar 2021

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



ÉCOLE
CENTRALE LYON

N° 2015-42



Laboratoire de Tribologie et
Dynamique des Systèmes



Année 2015

THESE

présentée devant

l'ÉCOLE CENTRALE DE LYON

pour obtenir le grade de DOCTEUR

spécialité : Matériaux

par

Ousseïni MAROU ALZOUMA

M. Sc. Université de Lorraine

DURABILITE TRIBOLOGIQUE DE MATERIAUX POUR INSERT DE DENTS DE TUNNELIER

Soutenu le 16/12/2015 devant la commission d'examen composée de :

Hédi HAMDJ	Professeur, ENISE	Président
Jean DENAPE	Professeur, ENIT de Tarbes	Rapporteur
Agnès FABRE	MCF/HDR, ENSAM d'Aix-en-Provence	Rapporteur
Renno VEINTHAL	Professeur, TUT de Tallinn, Estonie	Examineur
Vincent FRIDRICI	Maître de Conférences, LTDS-ECL	Co-directeur de thèse
Philippe KAPSA	Directeur de Recherche CNRS, LTDS-ECL	Directeur de thèse
Thomas CAMUS	Docteur, NFM Technologies-Lyon	Invité

Avant-propos

Cette thèse a été réalisée au Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes (LTDS) de l'Ecole Centrale de Lyon (ECL) et au sein du groupe Tribologie, Matériaux et Surface (TMS), devenu TFM, de l'équipe Tribologie, Physico-Chimie et Dynamique des Interfaces (TPCDI).

Je remercie la direction du LTDS et la direction de l'ECL d'avoir accepté de m'accueillir dans leur laboratoire. Ce mémoire met fin à l'aventure que j'ai débutée il y a trois ans. Je tiens donc à présenter mes sincères remerciements à mes directeurs de thèse Monsieur Philippe KAPSA, Directeur de recherches CNRS, et Monsieur Vincent FRIDRICI, Maître de conférence au LTDS qui m'ont accepté et m'ont guidé lors de ces trois années. Mes sincères remerciements vont aussi à tous les membres du groupe TFM du bâtiment H10 et particulièrement à Monsieur Gaëtan BOUVARD, Ingénieur au LTDS pour son aide précieuse dans la réalisation de mes travaux. J'exprime également ma profonde gratitude à Messieurs Renno VEINTHAL, Maksim ANTONOV, Dmitry KATUSHIN, Der-Liang YOUNG, Irina HUSSAÏNOVA et Marek TARRASTE de l'Université Technologique de Tallinn pour leur contribution. A tous, votre dynamisme a contribué à ma motivation durant ce travail. J'exprime ma gratitude aussi à Monsieur Thomas CAMUS, Manager du projet NeTTUN à NFM ainsi que Monsieur Alexandre TABOULET, Ingénieur à NFM, pour leur contribution à ce travail.

A tous, votre disponibilité a contribué à me faire avancer dans ce travail.

J'exprime ma gratitude à Monsieur Jean DENAPE, Professeur à l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tarbes (ENIT) et Madame Agnès FABRE, MCF/HDR aux Arts et Métiers Paris Tech, qui ont acceptés d'être les rapporteurs de ce travail. Mes sincères remerciements vont à Messieurs Hédi HAMDI, Professeur à l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne (ENISE), qui a accepté de présider le jury de ma thèse.

De même mes remerciements vont au Professeur Emerite Sture HOGMARK qui n'a pas hésité à me conseiller à chaque fois qu'il avait l'occasion. Je remercie Monsieur Muhammad-Amin AZMAN stagiaire au LTDS pour son apport durant son stage de fin d'études de Master. Je remercie Madame Anne-Laure KAISER qui m'a motivé dans la voie de la recherche et qui m'a beaucoup apporté sur le plan scientifique et humain. Je n'oublie pas aussi mes superbes collègues de bureau Mlle Jiao YANG, Mlle Maha MESSAADI, M. Yuta MURAMOTO et Mlle Marième FALL que j'ai côtoyés pendant un an pour leur compagnie agréable.

Je dédie ce travail à Dieu qui m'a permis de tenir mentalement et psychologiquement pendant ces trois années.

SOMMAIRE

Introduction Générale	7
-----------------------------	---

CHAPITRE I : Présentation d'un tunnelier et problèmes d'endommagement rencontrés

I. Introduction.....	13
II. Historique et présentation d'un tunnelier	13
II.1. Historique	13
II.2. Les différentes parties d'un tunnelier	15
II.3. La technologie EPB	20
II.4. La technologie « slurry shield »	21
II.5. Présentation et définition d'une dent de tunnelier	22
III. Les paramètres influençant le bon fonctionnement d'un tunnelier	23
III.1 Les différentes forces agissant sur la tête du tunnelier.....	23
III.2 Les caractéristiques de la machine	24
III.3 Autres paramètres.....	25
IV. L'usure du tunnelier et des outils	25
V. Matériau constitutif des inserts des dents : le carbure de tungstène	26
V.1 Technique d'élaboration : le frittage	26
V.2 Le carbure de tungstène composite	27
V.3 La microstructure et les propriétés mécaniques du carbure de tungstène	27
VI. Expertise sur les inserts en carbure de tungstène des dents usées	28
VI.1 Observations et analyses macroscopiques	29
VI.2 Observations et analyses microscopiques	33
VII. Conclusions et démarche adoptée pour la thèse.....	37
VIII. Références.....	38

CHAPITRE II : Synthèse bibliographique sur l'usure par abrasion

I. Introduction.....	43
II. Phénomène d'usure abrasive	43
II.1 Définition de l'usure abrasive.....	43
II.2. Les différents modes d'usure abrasive	44
III. Les facteurs influençant l'usure abrasive : cas des matériaux à base de carbure de tungstène	53
III.1 Les facteurs relatifs aux matériaux.....	53
III.2 Les facteurs relatifs aux conditions de sollicitation et à l'environnement	56
IV. Les matériaux résistant à l'abrasion	58
V. Mécanismes d'usure par abrasion des matériaux à base de carbure de tungstène ..	62
VI. Différents moyens de tests d'abrasion.....	63
VII. Conclusions.....	66
VIII. Références.....	67

CHAPITRE III : Présentation des matériaux étudiés

I. Introduction.....	73
II. Le matériau de référence.....	73
II.1 Composition chimique.....	73
II.2. Processus d'élaboration	73
II.3. Microstructure	73
II.4. Propriétés mécaniques	75
III. Les matériaux à faible taux de liant	76
III.1 Introduction	76
III.2 Composition chimique	76
III.3 Processus d'élaboration.....	78
III.4 Microstructure	79
III.5 Propriétés mécaniques.....	81
IV. Les matériaux bimodaux élaborés par frittage conventionnel	82
IV.1 Introduction.....	82
IV.2 Composition chimique	83
IV.3 Processus d'élaboration.....	83
IV.4 Microstructure	84
IV.5 Propriétés mécaniques.....	86
V. Les matériaux élaborés par frittage réactif	86
V.1 Introduction	86
V.2 Composition chimique	86
V.3 Processus d'élaboration.....	87
V.4 Microstructure	90
V.5 Propriétés mécaniques.....	91
VI. Matériaux complémentaires	91
VI.1 Introduction.....	91
VI.2 Composition chimique	91
VI.3 Processus d'élaboration.....	92
VI.4 Microstructure	92
VI.5 Propriétés mécaniques.....	93
VII. Méthode de préparation des échantillons	94
VIII. Conclusions.....	96
IX. Références	96

CHAPITRE IV : Protocoles expérimentaux pour tests d'abrasion, d'abrasion avec impact et de sclérométrie

I. Introduction.....	101
II. Tribomètres pour tests d'abrasion pure	101
II.1. Le tribomètre à mouvement multidirectionnel	101
II.2. Le tribomètre à mouvement unidirectionnel	103
II.3. Les différents types d'abrasifs utilisés pour les tests d'abrasion pure.....	107

III. Sclérométrie.....	111
IV. Tribomètres d'abrasion avec impact	113
IV.1 Tribomètre d'abrasion avec impact à faible énergie	113
IV.2. Tribomètre d'abrasion avec impact à forte énergie	114
V. Méthodes de caractérisation de l'usure et de l'endommagement des matériaux ...	115
V.1 Méthodes d'analyses quantitatives	116
V.2 Méthodes d'analyses qualitatives	116
VI. Conclusions.....	117
VII. Références	117

CHAPITRE V : Etude comparative du comportement des matériaux en abrasion pure

I. Introduction.....	121
II. Résultats pour le matériau de référence B40	121
II.1. Aspect qualitatif.....	121
II.2. Aspect quantitatif.....	122
III. Etude du comportement tribologique des matériaux WC-Ni à faible taux de liant	124
III.1. Aspect qualitatif	124
III.2. Aspect quantitatif	125
IV. Etude du comportement des matériaux bimodaux élaborés par frittage conventionnel	128
IV.1 Aspect qualitatif	128
IV.2. Aspect quantitatif	130
V. Etude du comportement tribologique des matériaux élaborés par frittage réactif	133
V.1. Aspect qualitatif	133
V.2 Aspect quantitatif	136
VI. Les matériaux complémentaires	139
VI.1. Aspect qualitatif	139
VI.2. Aspect quantitatif	141
VII. Synthèse sur l'étude comparative des matériaux étudiés.....	144
VIII. Relation entre les propriétés mécaniques et la résistance à l'usure.....	145
IX. Conclusions.....	147
X. Références	148

CHAPITRE VI : Influence des conditions de sollicitation sur la réponse tribologique des matériaux à base de carbure de tungstène : étude paramétrique

I. Introduction.....	151
II. Impact de la cinématique et de la distance de glissement sur le comportement des matériaux	151
II.1. Evolution de l'usure en fonction de la cinématique du matériau en WC	151
II.2. Influence de la vitesse de glissement sur l'usure et le frottement	152

II.3. Evolution du coefficient de frottement et de l'usure avec la distance de glissement.....	155
II.4 Influence de l'évolution de la vitesse de glissement sur l'usure et le frottement.....	158
III. Impact de la sévérité des sollicitations tribologiques sur la résistance à l'usure des matériaux à base de carbure de tungstène.....	163
III.1 Impact de la charge normale appliquée sur l'usure, le frottement et l'énergie dissipée	163
III.2 Effet de la lubrification sur l'usure et le frottement de la référence B40.....	167
III.3 Impact de la taille des particules abrasives sur le frottement, l'usure et l'énergie spécifique d'abrasion.....	168
III.4 Impact de la nature des particules abrasives sur la résistance à l'usure des matériaux..	171
IV. Conclusions.....	175
V. Références.....	176

CHAPITRE VII : Comportement des matériaux au rayage et en abrasion avec faible et forte énergie d'impact

I. Introduction.....	179
II. Compréhension du mécanisme de formation des rayures sur la surface des matériaux à base de carbure de tungstène.....	179
III. Influence des paramètres microstructuraux des matériaux sur leur résistance au rayage	184
III.1. Influence de la taille des renforts sur la résistance au rayage des matériaux	184
III.2. Impact du taux de renforts sur les caractéristiques microstructurales et la résistance au rayage des composites WC-Ni	185
IV. Comportement des matériaux en abrasion avec impact à faible énergie des particules abrasives	190
IV.1. Aspect qualitatif	190
IV.2. Aspect quantitatif	192
V. Comportement des matériaux en abrasion avec impact à forte énergie.....	193
V.1. Aspect quantitatif	193
V.2. Aspect qualitatif	196
VI. Conclusions.....	198
VII. Références.....	198
Conclusions Générales et Perspectives.....	202
Résumé	205

Introduction Générale

Introduction Générale

Les tunnels jouent un rôle important dans les infrastructures de transport : ils permettent la fluidification des transports de personnes et de marchandises. Cependant, les entreprises spécialisées dans la construction des tunnels sont régulièrement confrontées à des perturbations importantes lors de l'excavation des sols, ce qui peut entraîner des retards dans les plannings.

Un tunnelier est une machine de forme cylindrique avec, à son front, une tête rotative qui comporte des outils de coupe (dents et disques à molette) : il est utilisé dans la construction des tunnels. Les perturbations sur les sites de construction de tunnels sont liées, entre autres, à l'endommagement des outils de coupe et d'excavation du sol présents sur la face avant des tunneliers, ce qui nécessite des temps d'arrêt pour leur remplacement.

Lors des opérations d'excavation des sols pour la construction des tunnels, les dents du tunnelier (drag bits en anglais) sont soumises à une usure par abrasion sévère par le matériau du sol et cela nécessite leur remplacement sur la tête du tunnelier. Cette dernière opération est menée par des opérateurs qui sont amenés à rentrer à l'intérieur de la chambre d'excavation du tunnelier.

Plusieurs études sur la quantification du niveau d'usure des disques à molette ont été effectuées mais très peu ont été entreprises sur l'usure des dents (outils rabots, outils rabots de calibrage, outils de protection périphérique). En effet, ceci s'explique par le coût élevé des molettes (environ 2000 € par molette) et le nombre élevé de molettes nécessaires pour la réalisation d'un tunnel dans un terrain rocheux.

Par ailleurs, la sécurité dans les chantiers est un paramètre important pour l'entreprise qui réalise la construction du tunnel. Les procédures de changement des disques à molette dans les sols rocheux sont en général plus simples à réaliser, car le terrain est stable, donc sans risque d'effondrement. Par contre, pour les sols meubles et instables, la présence d'eau et la fragilité du terrain nécessite en général une intervention hyperbare (environ 7 bars) qui est très risquée. Cette intervention coûte très cher à l'entreprise réalisatrice du tunnel. Ainsi, le nombre d'interventions doit être limité afin de diminuer les risques sur le chantier. Sur les tunneliers (EPB, slurry shield) utilisés en face de sols meubles, l'accès à l'avant de la machine est complexe et dangereux, car cette zone est pressurisée à plusieurs bars pour stabiliser le terrain. Cette situation de travail hyperbare expose les opérateurs à de la compression et de la décompression de manière consécutive.

L'augmentation de la résistance à l'usure des dents de tunnelier est donc une façon de contribuer à limiter ces risques, en diminuant le nombre d'opérations de maintenance lors du perçage d'un tunnel.

En plus des interventions humaines périlleuses qu'il nécessite, l'endommagement des outils de coupe engendre des coûts de maintenance élevés qui englobent deux autres facteurs essentiels :

- le coût du remplacement des outils usés : dans le cas des sols meubles, le mètre cube de sol excavé génère typiquement un coût de 2 euros, dus à l'endommagement et au remplacement de l'outil (coût incluant uniquement le matériau). Il faut noter que le carbure de tungstène utilisé sur les outils du tunnelier est onéreux, compte tenu de sa technique de fabrication. Peu d'études ont porté sur l'usure des dents (drag bits) à cause de la complexité de leur mode d'endommagement : une partie de l'usure d'un drag bit est due au flux de matière autour de sa surface d'où l'importance des ouvertures avoisinantes ;
- les retards ou diminutions de la productivité : cela est dû aux temps morts des opérations du tunnelier. De plus, parfois, certains opérateurs évitent d'entreprendre le remplacement d'un outil usé sur le tunnelier à cause des dangers inhérents ; et cette réduction ou report de la maintenance peut avoir des conséquences telles qu'un endommagement sévère du système d'excavation et de la structure du tunnelier (usure secondaire) qui peuvent aller jusqu'au report d'un projet, d'où des pertes importantes.

Cette thèse s'inscrit dans le cadre du projet européen NeTTUN et l'objectif de ce travail est de contribuer à comprendre les mécanismes d'usure des matériaux constitutifs des inserts des dents de tunnelier et de trouver un matériau présentant une durée de vie, en terme de résistance à l'usure, 20% supérieure à celle du matériau actuellement utilisé par l'entreprise NFM Technologies.

Dans le cadre de ce projet, de nouveaux matériaux ont été développés par une équipe de l'université technologique de Tallinn (TUT) en fonction des retours sur les résultats des tests d'abrasion effectués au LTDS.

L'ensemble du travail s'articule autour de 7 chapitres.

Le premier chapitre présente une description du tunnelier, de ses différentes parties, du carbure de tungstène, une vue d'ensemble sur l'endommagement des matériaux à base de carbure de tungstène lié à leur mécanisme d'usure et un recensement des différents types d'usure des inserts des dents de tunnelier à travers une expertise des inserts de dents usées.

Le deuxième chapitre est consacré à une vue générale sur l'usure par abrasion et ses différentes variantes, une présentation des matériaux résistant à l'abrasion et des différents moyens d'essais d'abrasion généralement utilisés pour l'évaluation de la résistance à l'usure des matériaux. Le but de ce chapitre est de présenter l'ensemble des facteurs qui sont à l'origine de l'usure abrasive et des paramètres qui l'influencent (relatifs au matériaux ou aux conditions de sollicitation) pour ensuite pouvoir avoir des pistes pour l'optimisation des nouveaux matériaux développés et pour la mise en place d'un moyen de test dans le cadre de cette thèse.

Le troisième chapitre présente le matériau utilisé comme référence par la société NFM Technologies ainsi que les différents matériaux développés par TUT et testés dans cette étude. La présentation des matériaux se fera à travers leur composition chimique, leur processus d'élaboration, leur microstructure et leurs propriétés mécaniques.

Le quatrième chapitre est consacré à la présentation des protocoles expérimentaux utilisés pour les tests d'abrasion dans cette étude, ainsi que les méthodes qualitatives et quantitatives utilisées pour évaluer les matériaux. Deux tribomètres d'abrasion pure avec des cinématiques différentes ont été utilisés pour évaluer la résistance à l'usure des matériaux, tandis que deux autres bancs d'essais associant abrasion et impact à faible et forte énergie ont été utilisés par TUT pour des tests complémentaires. Aussi, un scléromètre a permis de déterminer la résistance des matériaux à base de carbure de tungstène à la formation de rayure.

Le cinquième chapitre présente une étude comparative, qualitative et quantitative, de tous les matériaux de l'étude en abrasion pure, afin de pouvoir classer les matériaux en fonction de leur résistance à l'usure. Les aspects énergétiques sont pris en compte et des relations entre les propriétés mécaniques ou combinaison de propriétés mécaniques et la résistance à l'usure des matériaux sont présentées.

Le sixième chapitre est consacré à une étude paramétrique sur les matériaux à base de carbure de tungstène, afin de comprendre l'influence des conditions de sollicitation sur leur réponse tribologique. Il s'agit aussi d'étudier le comportement des matériaux dans diverses conditions.

Le septième chapitre détaille les résultats du comportement tribologique des matériaux au rayage, ainsi que dans des conditions d'abrasion avec impact. Ces résultats aideront à mieux comprendre et sélectionner un matériau alternatif à celui qui est actuellement utilisé par NFM Technologies.

Enfin, pour dresser un bilan global sur l'ensemble des résultats, une conclusion générale et des perspectives sont présentées à la fin de ce mémoire.

Chapitre I : Présentation d'un tunnelier et problèmes d'endommagement rencontrés

Les objectifs de ce chapitre sont de :

- présenter un tunnelier à travers son historique et ses différentes parties,*
- présenter les outils de coupe et les inserts en carbure de tungstène,*
- présenter les différents types d'endommagement des dents de tunneliers en général, et des inserts en carbure de tungstène en particulier, à travers une expertise sur dents usées réalisée au LTDS.*

Table des matières

I. Introduction.....	13
II. Historique et présentation d'un tunnelier	13
II.1. Historique	13
II.2. Les différentes parties d'un tunnelier	15
II.3. La technologie EPB	20
II.4. La technologie « slurry shield »	21
II.5. Présentation et définition d'une dent de tunnelier	22
III. Les paramètres influençant le bon fonctionnement d'un tunnelier	23
III.1 Les différentes forces agissant sur la tête du tunnelier.....	23
III.2 Les caractéristiques de la machine	24
III.3 Autres paramètres.....	25
IV. L'usure du tunnelier et des outils	25
V. Matériau constitutif des inserts des dents : le carbure de tungstène	26
V.1 Technique d'élaboration : le frittage	26
V.2 Le carbure de tungstène composite	27
V.3 La microstructure et les propriétés mécaniques du carbure de tungstène	27
VI. Expertise sur les inserts en carbure de tungstène des dents usées	28
VI.1 Observations et analyses macroscopiques	29
VI.2 Observations et analyses microscopiques	33
VII. Conclusions et démarche adoptée pour la thèse.....	37
VIII. Références.....	38

I. Introduction

Ce chapitre décrit un tunnelier à travers son historique, ainsi que toutes les différentes parties qui le composent et notamment la dent du tunnelier comportant les inserts en carbure de tungstène qui font l'objet de cette thèse. Les types de tunneliers utilisés dans l'excavation des terrains meubles ainsi que les différents paramètres macroscopiques pouvant influencer le bon fonctionnement du tunnelier sont abordés dans cette partie. A la fin de ce chapitre, les résultats d'une expertise sur les inserts en carbure de tungstène de dents de tunneliers usées sont proposés et analysés. L'objectif de ce chapitre est de comprendre le fonctionnement d'un tunnelier et d'identifier les différents types d'usure observés sur les inserts en carbure de tungstène des dents de tunnelier.

II. Historique et présentation d'un tunnelier

Un tunnelier est une machine complexe composée d'un ou deux boucliers permettant de creuser le sol et d'aménager un espace pour la création des tunnels.

II.1. Historique

La réalisation des tunnels par l'Homme est aussi ancienne que son histoire. Réalisés d'abord pour extraire les minerais, les tunnels furent construits ensuite pour amener l'eau aux villes puis pour la circulation des personnes [I-1]. L'histoire des travaux souterrains et l'utilisation du tunnelier pour ces travaux souterrains sont une succession d'inventions faites par des pionniers. Cette succession de progrès conduit aux tunneliers modernes par grands bonds tout au long de presque deux siècles d'histoire. L'application fondatrice du tunnelier est l'utilisation d'un bouclier métallique comme abri pour creuser et construire le revêtement d'un tunnel en sol tendre. Le creusement de tunnel avec un bouclier date d'entre 1818 et 1825 avec le creusement d'un passage sous la Tamise (tunnel de Rotherhithe) par Marc Isambard Brunel et son fils (Figure I-1). Ce bouclier rectangulaire a permis la construction d'un tunnel en brique d'une longueur de 366 m en seize ans sans incident grave. Ce passage sous la Tamise est toujours utilisé.

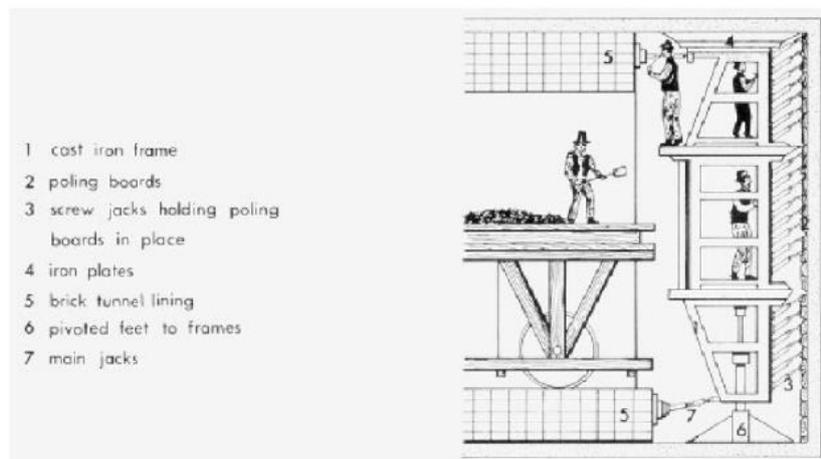


Figure I-1 : Creusement du tunnel sous la Tamise [I-1].

En 1864, James Henry Greathead démarre le creusement d'un tunnel circulaire de 2,2 mètres de diamètre [I-2] revêtu d'un anneau de voussoirs en acier, circulaire et boulonné (Figure I-2).



Figure I-2 : Tunnel revêtu d'un anneau de voussoirs, en acier circulaire et boulonné creusé par J. H. Greathead [I-1].

Pour avancer, le bouclier s'appuie sur le voussoir et le front est stabilisé par une pression d'air. Ce tunnel, se trouvant également sous la Tamise, est généralement considéré comme le fondateur des tunnels modernes en terrain meuble. Mais le développement de cette technique à plus grande échelle a été faite au Japon à la fin des années 1950.

Des centaines de boucliers, pressurisés ou non, ont été utilisés dans ce pays pour creuser des tunnels en terrain meuble.

Par ailleurs, l'invention de la molette aux USA en 1956 par James Robbins et son utilisation sur un tunnelier pleine face à Toronto, ont permis le développement très rapide dans le monde du creusement de la roche dure par la technique du TBM (Tunnel Boring Machine ou tunnelier en français). Le développement du « double shield » ou « bouclier double » en 1972 pour le creusement d'un tunnel en Italie a permis son utilisation dans des roches plus fragmentées en toute sécurité. Le premier « slurry shield » ou machine à pression de boue est utilisé en Grande Bretagne en 1960. Mais c'est au Japon que cette technique de creusement sera développée à partir de 1967 par Mitsubishi, puis en Allemagne à partir de 1974 par Wayss & Freitag. Le tunnelier à abattage pleine face fut inventé en 1870 et construit en 1881 pour le premier projet de tunnel sous la Manche par le colonel Beaumont. Le début du tunnel pilote a montré la faisabilité de cette technique. Mais le projet fut abandonné à cause des risques d'utilisation militaire de cet ouvrage entre la France et l'Angleterre. Le terrain au front est maintenu en pression par une boue bentonitique. La boue pénètre dans le terrain sur quelques millimètres (formation du « cake », un mélange de boue et de terrain meuble imperméable) et permet de l'imperméabiliser. L'eau du terrain est maintenue derrière le « cake ». Ce mélange permettait ainsi d'équilibrer la pression hydraulique en tête et, également, de réduire la vitesse d'endommagement des outils situés sur la tête du tunnelier et enfin, de faciliter l'évacuation des déblais.

C'est au Japon que la technique EPB (Earth Pressure Balance) ou technique à pression de terre a été développée en 1974, à partir du concept de « High Density Slurry Shield ». Dans ce type de technique, on injecte sur le front de taille une boue bentonitique lourde, qui se

mélange au terrain excavé, ce terrain étant extrait de la chambre de coupe et maintenu en pression par une vis d'Archimède. Les boues lourdes constituées d'un mélange de bentonite, d'argiles classiques et d'eau peuvent aller jusqu'à une densité de 1.1. La consommation de l'ordre de 60% à 90% du terrain excavé ainsi que l'évacuation du terrain par train ou convoyeur en tunnel, rend cette technique plus économique qu'un « slurry shield ». Le traitement du terrain avant mise en remblais ne se posait pas à l'époque. Le remplacement de la bentonite par des cendres volantes ou des polymères est testé pour diminuer les inconvénients et le coût de cette technique. Le creusement sans additifs dans des terrains bien particuliers est aussi testé. C'est cette technique qui est utilisée en 1987 pour le projet du tunnel sous la Manche. Ce projet est le démarrage du développement du creusement avec le tunnelier EPB en Europe.

Mais le développement de l'EPB comme technique concurrente dans presque toutes les situations avec le « slurry shield » est dû à l'utilisation de l'injection de mousse. Cette technique développée au Japon par Obayashi consiste à injecter au front une mousse en remplacement de la boue lourde (bentonite).

La fonction de cette mousse est la même que la boue, à savoir étancher le terrain par remplissage des vides, diminuer le frottement du terrain sur les structures, permettre de fluidifier le terrain dans la chambre de coupe afin d'obtenir une pâte fluide qui permettra la régulation de pression dans la vis. Mais les avantages de la mousse sur la boue sont importants. La mousse, par sa constitution en micro bulles d'air, permet une bien meilleure régulation de la pression. D'autre part, la mousse est biodégradable et les terrains excavés ne nécessitent aucun traitement avant remblais. L'impact de la mousse sur les nappes phréatiques est donc nul. Enfin, le coût des produits au mètre cube de sol excavé est beaucoup plus bas qu'avec la boue. Les développements effectués en Europe à partir 1992, datant de la première utilisation d'un EPB avec injection de mousse par NFM Technologies à Milan, ont fait de l'EPB une machine universelle. La qualité de résistance de la mousse, les agents anti-collants ou les polymères ajoutés au produit moussant, les taux d'expansion très variables utilisés permettent d'adapter le fonctionnement de l'EPB à presque toutes les géologies.

L'utilisation de tunneliers pressurisés en Europe date du projet transmanche de tunnel sous la Manche. Les tunneliers fournis par Robbins, Mitsubishi et Kawasaki côté français et par Robbins, Markham et Howden côté anglais et travaillant avec succès sur ce projet très médiatisé, ont donné un fabuleux élan aux travaux souterrains à l'aide de tunneliers en Europe à partir de 1987. Mais la récession de 1993 à 1995 a simplifié le marché des constructeurs de machines puisqu'on est passé d'une quinzaine de fournisseurs mondiaux en 1990 à environ 6 leaders mondiaux aujourd'hui (Lovat, NFM, Herrenknecht, Robbins, Kawasaki, Wirth).

L'EPB et le « Slurry Shield », qui sont essentiellement utilisés pour l'excavation des terrains meubles, seront décrits davantage dans les prochains paragraphes.

II.2. Les différentes parties d'un tunnelier

Avant de citer les différentes parties d'un tunnelier, il faut savoir qu'on peut classer les différents types de tunnelier par les critères suivants [I-1] :

- le type de sol attaqué : roche dure ou tendre, terrain meuble ;

- le type d'attaque : attaque manuelle (marteau piqueur), attaque ponctuelle mécanisée (fraise ou pelle), attaque pleine face (par tête de coupe) ;
- le bouclier : avec ou sans bouclier pour le maintien du sol, bouclier simple ou double ;
- le revêtement du tunnel : revêtement traditionnel (cintre, cloutage, béton projeté), revêtement par anneaux de voussoir, revêtement par coffrage coulissant ;
- le marinage dans la chambre d'abattage : ouvert (par convoyeur à bande ou à chaîne), pression de terre EPB (par vis d'Archimède), hydraulique (par boue bentonitique) ;
- le marinage en tunnel : par trains de service, par convoyeur à bande ou hydraulique.

Une classification par technique d'excavation des tunneliers a été effectuée par l'AFTES [I-3]. D'après l'AFTES, on peut répertorier 3 grands groupes de fonction :

- excavation sans soutènement : les machines à attaque ponctuelle, les tunneliers à appui radial, les aléseurs, etc. ;
- excavation avec soutènement latéral : bouclier mécanisé ouvert à appui radial, bouclier mécanisé ouvert à appui longitudinal, bouclier mécanisé ouvert à appui mixte ;
- excavation avec soutènement latéral et frontal : bouclier mécanisé à soutènement mécanique, bouclier mécanisé à confinement d'air comprimé, bouclier mécanisé à confinement de boue, bouclier mécanisé à confinement de terre.

Cependant, d'un constructeur à un autre, on peut observer une combinaison de toutes ces fonctions afin d'obtenir un tunnelier spécifique. Mais, en général, les différentes parties constitutives du tunnelier restent identiques [I-4] : la tête de coupe, le système de poussée et le système de mise en rotation.

La tête de coupe (Figure I-3), pleine section, a les fonctions suivantes :

- porter les outils de coupe ;
- transmettre les efforts de coupe vers le sol excavé ;
- collecter des débris d'excavation à travers des ouvertures.

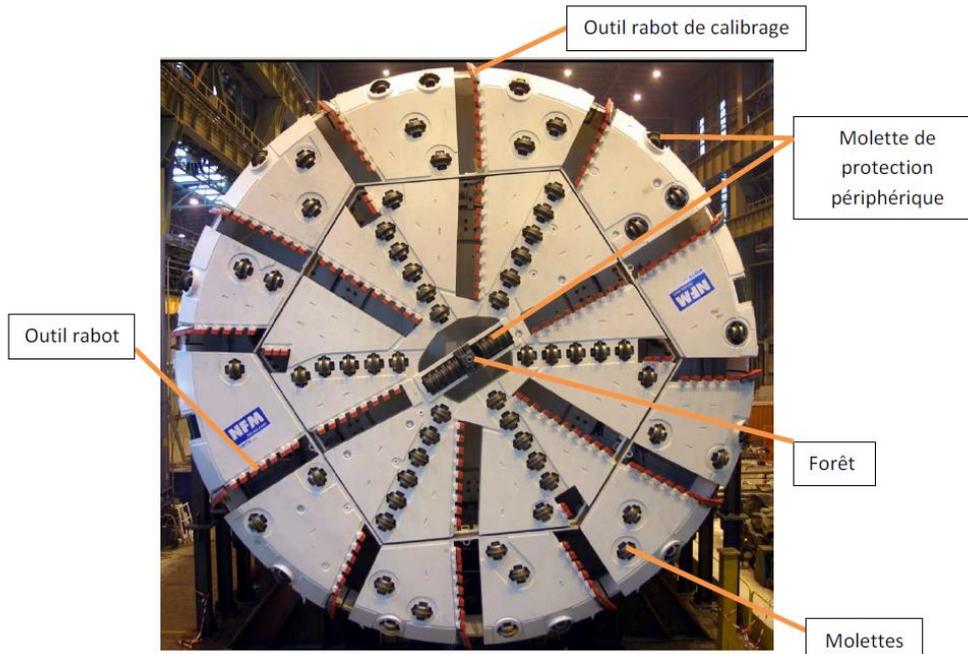


Figure I-3 : Illustration d'une tête de coupe du tunnelier [NFM].

La tête de coupe d'un tunnelier a un diamètre pouvant atteindre plus de 15 mètres et une vitesse de rotation qui varie entre 1 et 2 tr/min en fonction généralement de la taille du tunnelier et de la couche de sol à excaver en face. La tête de coupe porte des outils dont la forme et le type varie avec le type de terrain excavé.

Pour les roches dures et moyennement dures, on utilise les disques à molettes, qui sont des outils de forme cylindrique, abattant et désorganisant le terrain par création et propagation des fissures. Le disque à molette (Figure I-4) est constitué d'un disque en acier très dur ou en carbure, monté sur un noyau avec roulements coniques et d'un système d'étanchéité.

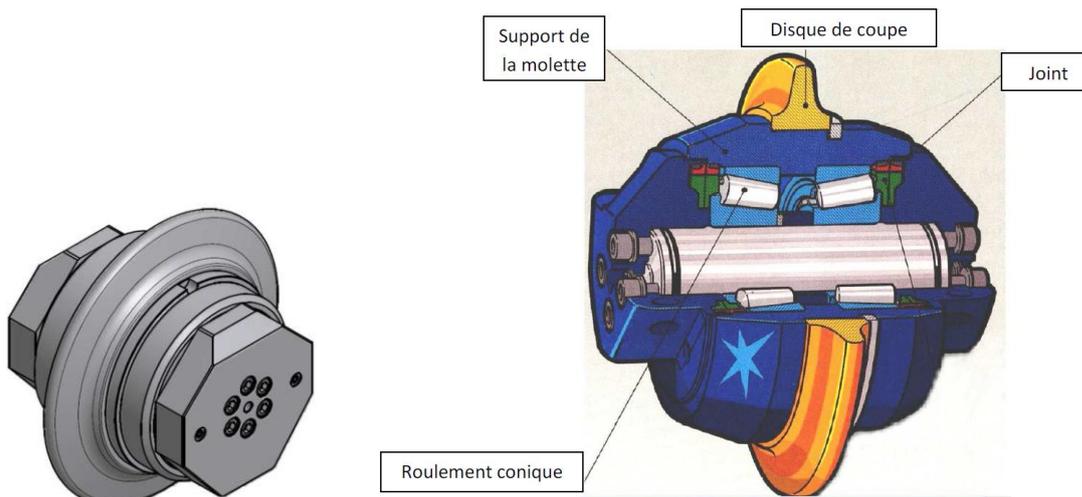


Figure I-4 : Illustration du disque à molette [I-1].

Les disques à molette sont installés sur la tête de coupe à un pas constant, avec un ou plusieurs disques à molette par trace. Ce pas varie entre 75 mm et 95 mm en fonction de la dureté attendue de la roche.

Le disque à molette n'est pas motorisé, mais mis en rotation par le mouvement de rotation de la tête de coupe et par frottement avec le front de taille. Il en résulte des traces circulaires concentriques sur le front de taille correspondant au passage de chaque molette (Figure I-5).



Figure I-5 : Traces laissées par les disques à molette sur le front de taille [I-5].

Le principe de fonctionnement du disque à molette est d'exercer une pression très forte sur la roche de façon à provoquer des fissures [I-1, I-6, I-7]. Ces fissures vont ensuite se propager, et la rencontre entre les différentes lignes de fissuration provoquées par les molettes va entraîner la rupture de la roche (Figure I-6). C'est ensuite que les outils ou dents vont venir racler par cisaillement les éclats de terrain excavés vers l'intérieur de la chambre d'excavation du tunnelier.

Il faut noter que les interfaces de frottement outil/sol sont les sièges de phénomènes tribologiques assez complexes. Cette complexité peut être attribuée aux propriétés et comportements des interfaces comme la nature du contact, les sollicitations mécaniques et thermiques, les conditions environnementales, etc...

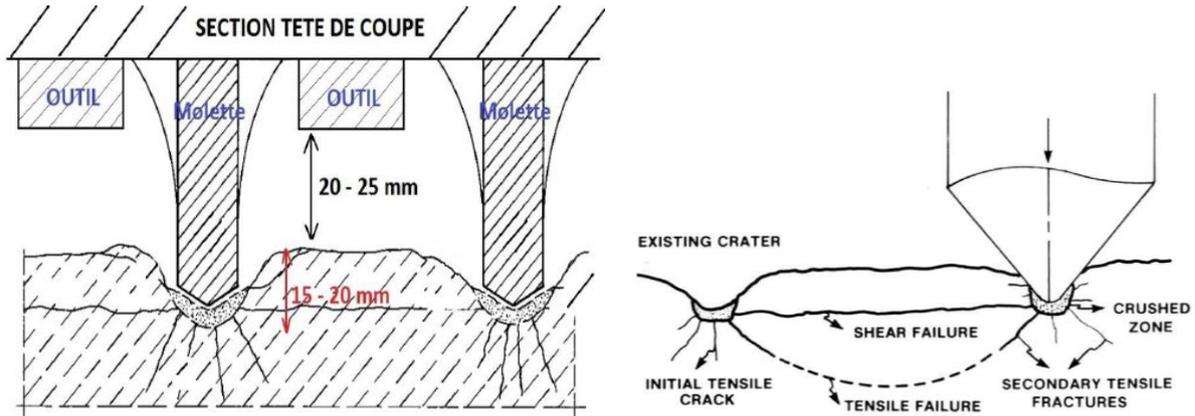


Figure I-6 : Principe de fonctionnement des molettes [I-1].

Le montage des disques à molette sur la tête de coupe suit un schéma spécifique (Figure I-7). Au centre, par manque d'espace, les disques à molette sont montés en général à plusieurs sur un même arbre (molettes doubles). Au niveau de la face principale, les disques à molette sont montés individuellement, mais sont légèrement inclinés par rapport à l'axe de la machine au fur et à mesure qu'on s'approche de la périphérie (zone de transition). Et enfin, dans la partie périphérique, les angles de positionnement des disques à molette sont beaucoup plus élevés.

Cependant, l'espacement entre les disques à molette est réduit à cause des faibles pénétrations de celles-ci dans la roche lors de l'excavation.

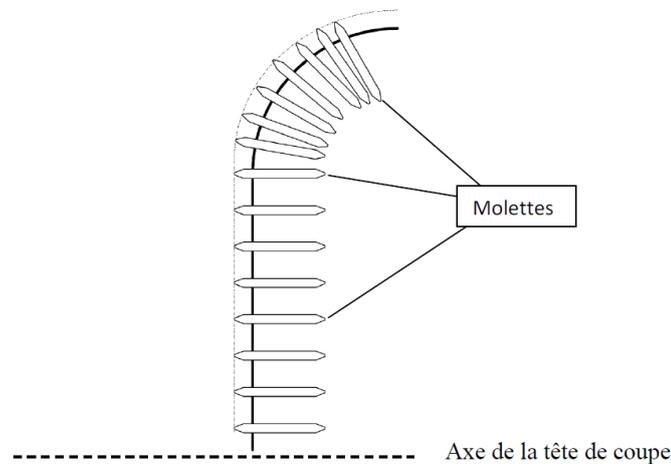


Figure I-7 : Positionnement des disques à molette sur la tête de coupe [I-1].

Pour les roches tendres et les terrains meubles, on utilise un autre type d'outils (dents), semblables aux outils de coupe utilisés en usinage métallique, mais ayant des fonctions différentes. Le positionnement de ces outils ou dents varie d'un constructeur à un autre. Mais, dans la majorité des cas, ceux-ci sont situés de part et d'autre des bras de maintien de la tête de coupe (Figure I-8).

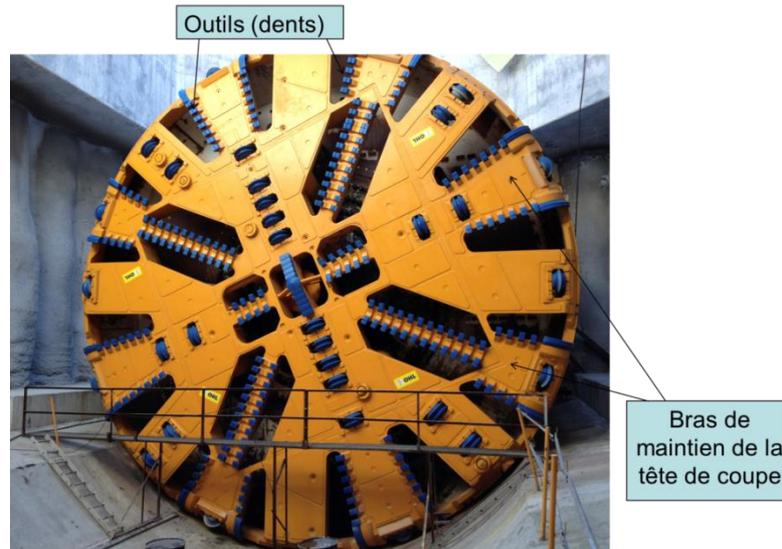


Figure I-8 : Présentation d'une tête de coupe pour terrain meuble et roches tendres et emplacement des outils [OHL].

L'usure d'une partie de ces outils fait l'objet de cette thèse et leur description se fera dans les paragraphes suivants.

Dans certains cas, pour des raisons géologiques (cas des terrains mixtes), on peut rencontrer sur une même tête de coupe des outils de type dents et des disques à molette (Figure I-3), dont le positionnement suit une règle spécifique, issue des données empiriques et des observations sur les projets achevés. Les performances d'un tunnelier sont relativement reliées à la manière avec laquelle la tête de coupe a été conçue, et aussi aux propriétés du terrain excavé, d'où l'importance de définir tous les paramètres qui peuvent influencer les performances d'un tunnelier avant d'en tirer ceux qui sont plus importants en termes de coût et de faisabilité.

Le système de poussée est en général un système hydraulique dont la pression exercée pour générer la poussée tourne autour de 35 à 50 MPa. Ce système est situé à l'arrière de la chambre d'excavation et est supporté par la partie achevée du tunnel.

La rotation de la tête de tunnelier est en général effectuée à l'aide d'un moteur électrique ou hydraulique. Toutefois, on préfère la plupart du temps le moteur électrique pour son rendement élevé.

Pour les sols meubles qui concernent notre étude, il existe trois types de tunneliers : l'EPB (Earth Pressure Balance), le Slurry Shield (SS) et le type « open-face ». Nous allons seulement donner un descriptif des deux premiers qui sont les plus utilisés.

II.3. La technologie EPB

La technologie EPB (Earth Pressure Balance), ou technologie à pression de terre, est utilisée pour creuser des tunnels dans les sols instables (argile, sable, gravier, limon etc.). Le bouclier frontal de l'appareil est rempli des débris de terre extraits par le biais d'un convoyeur à vis d'Archimède (Figure I-9). Cela permet à la vis de compenser la différence de pression entre la face du tunnelier et la pression atmosphérique. L'injection d'additifs tels que de la boue bentonitique, de la mousse, des polymères permet de rendre la matière plus homogène et ainsi de faciliter l'excavation du sol, l'évacuation de terre excavée et de stabiliser le système.

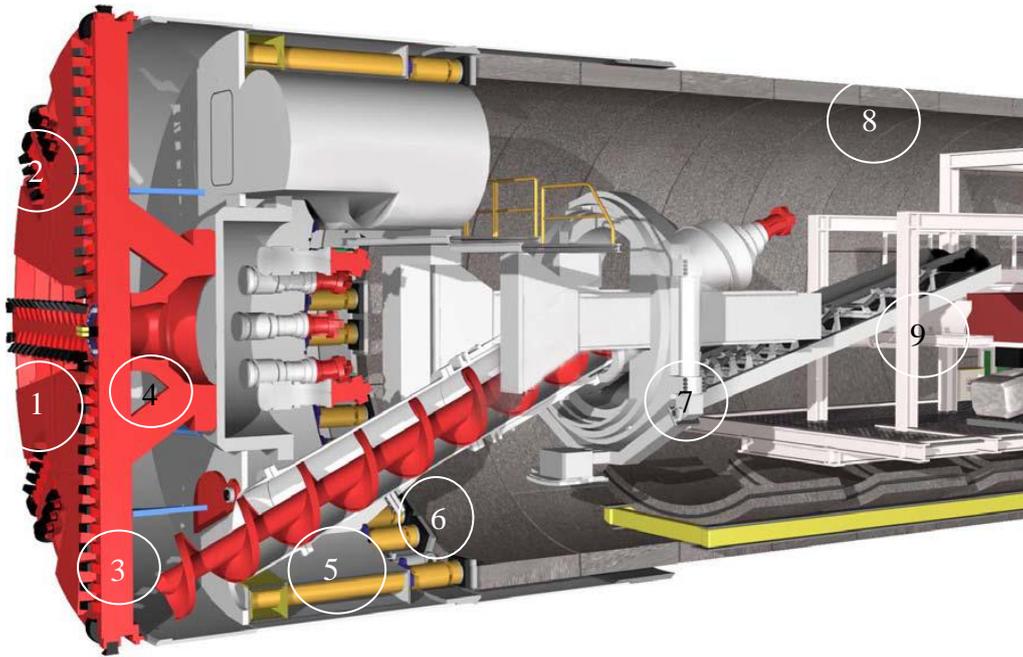


Figure I-9 : Exemple de tunnelier à pression de terre ou EPB ; 1 : tête du tunnelier ; 2 : dents ; 3 : chambre d'excavation ; 4 : bouclier ; 5 : cylindre de poussée ; 6 : vis d'Archimède (vis d'extraction) ; 7 : ergoteur ; 8 : segments de soutien en béton ; 9 : convoyeur à bande [I-8].

II.4. La technologie « slurry shield »

Le « Slurry Shield », ou technologie à pression de boue, (Figure I-10) est utilisé pour l'excavation de tunnel sous les sols meubles très instables, liquides et perméables avec une forte pression d'eau souterraine. Il est aussi utilisé lorsque le tunnel est creusé sous des structures civiles très sensibles aux perturbations des sols. Lors du creusement dans des terrains très sensibles, la pression exercée par le terrain dépend directement de la profondeur à laquelle on creuse. Il est donc nécessaire d'équilibrer la pression exercée par le terrain. Pour cela, le bouclier avant est rempli du matériau excavé, mélangé à de la boue bentonitique le plus souvent, à l'exception d'une partie qui est remplie d'air. La pression dans cette bulle d'air est finement régulée. L'injection de bentonite imperméabilise le front de taille et améliore sa tenue. Arrivé en surface, le mélange est par la suite débarrassé au maximum des gros débris de sols excavés pour pouvoir ensuite être recyclé pour d'autres utilisations, d'où son intérêt.

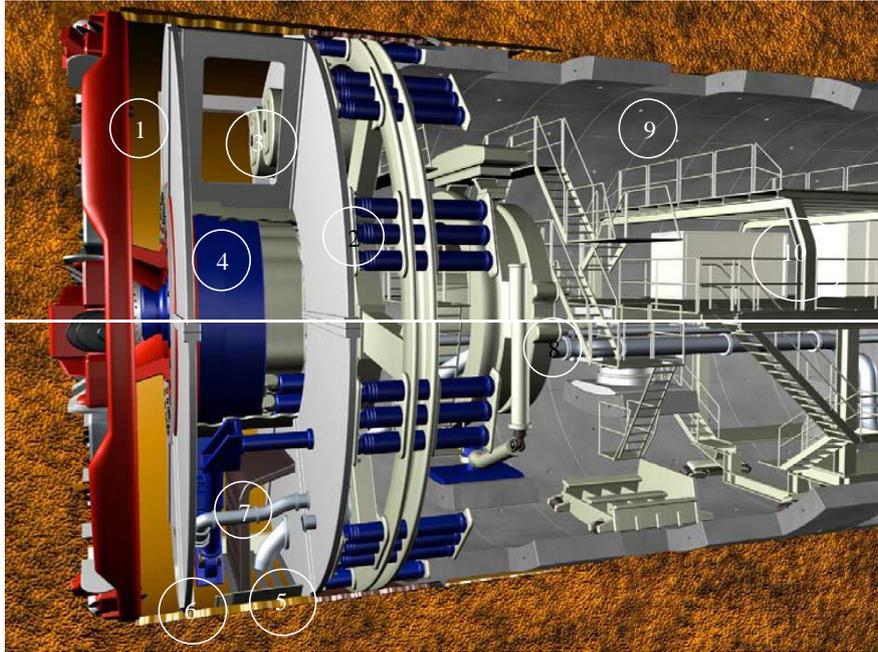


Figure I-10 : Exemple de tunnelier à pression de boue ; 1 : tête de coupe ; 2 : bouclier ; 3 : coussin d'air ; 4 : mur submergée ; 5 : canalisation de boue ; 6 : broyeur de pierre ; 7 : canalisation d'approvisionnement ; 8 : erecteur ; 9 : segment de soutien en béton ; 10 : salles de contrôle [I-8].

II.5. Présentation et définition d'une dent de tunnelier

Les outils (dents de tunnelier) sont en général constitués d'un corps en acier traité, avec une plaquette de rechargement de carbure ou d'acier dur raccordé sur la face d'attaque ou de dépouille (Figure I-9). Une classification des dents de tunnelier utilisées au sein de NFM indique qu'il existe trois types de dent de tunneliers :

- L'**outil rabot ou dent** : situé en général sur la face d'attaque de la tête du tunnelier, cet outil (Figure I-11) a pour principal rôle l'attaque du sol par raclage successif en cisaillement. Au front de cet outil se trouvent des inserts en carbure de tungstène qui peuvent avoir plusieurs formes (trapézoïdale, triangulaire, rectangulaire, cylindrique avec bout arrondi, etc...) qui sont directement en contact avec le sol. Ces inserts travaillent en cisaillement dans le sol préalablement désorganisé par l'action des disques à molette sous l'action de la force exercée par la poussée du tunnelier. L'action répétitive de ces inserts sur le sol les endommage et c'est la compréhension du mécanisme d'endommagement et l'optimisation de la durée de vie de ces inserts en carbure de tungstène qui nous intéresse dans cette thèse.

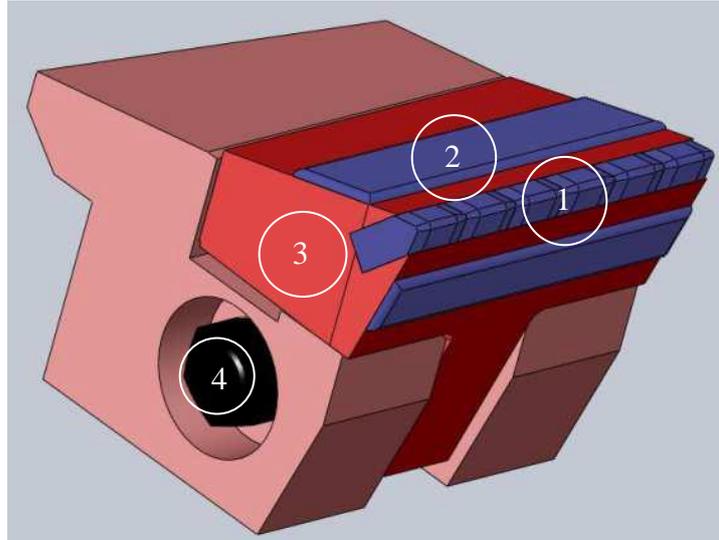


Figure I-11 : Schéma d'une dent de tunnelier ; 1 : insert en carbure de tungstène ; 2 : rechargement de protection métallique ; 3 : corps de la dent ; 4 : vis de serrage de la dent.

- L'**outil rabot de calibrage** : ce type d'outil placé à la périphérie de la tête du tunnelier permet d'obtenir la dimension finie du tunnel spécifié par le cahier des charges. Ces outils peuvent parfois être remplacés par des disques à molette, pour la même fonction, à savoir la protection de la tête de coupe. Mais, à cause des problèmes de cassure et de forte usure de ces outils, on les rencontre de moins en moins sur les configurations actuelles de tête de coupe.
- L'**outil de protection périphérique** : il permet de protéger la tête de coupe de l'usure par frottement sur les parois du tunnel.

On peut parfois rencontrer d'autres types d'outil spécifiquement développés par les constructeurs pour un terrain particulier, mais, en général, les outils rabots et les outils de calibrage restent les plus utilisés. Chaque outil est utilisé pour un enlèvement de terrain sur une épaisseur donnée, d'où la nécessité d'utiliser plusieurs outils montés en série pour pouvoir excaver le terrain sur tout le diamètre du tunnel.

III. Les paramètres influençant le bon fonctionnement d'un tunnelier

Plusieurs paramètres peuvent influencer le fonctionnement d'un tunnelier [I-4].

III.1 Les différentes forces agissant sur la tête du tunnelier

Les forces exercées sur la tête de coupe du tunnelier peuvent être subdivisées en deux parties : les forces actives et les forces passives.

Les forces actives regroupent toutes celles qui sont sous le contrôle de l'opérateur du tunnelier (la pression de support exercée, la force d'avancement et de poussée, etc.). Ce sont les forces qui peuvent être généralement collectées auprès de l'opérateur du tunnelier.

Quant aux forces passives, elles font référence à toutes les forces qui ne sont pas directement contrôlables telles que les différentes réactions du sol excavé et des fluides autour des outils. Ces forces passives ne peuvent qu'être modélisées.

Toutes ces forces ont une influence sur l'usure des outils de coupe du tunnelier et il est difficile de contrôler tous ces paramètres pour les essais expérimentaux en laboratoire et en particulier les forces passives.

L'ensemble des forces actives et passives agissant sur le tunnelier et sur la tête du tunnelier sont illustrées à travers la Figure I-12 et la Figure I-13. Ces figures montrent la multitude de forces exercées sur le tunnelier lors de l'excavation.

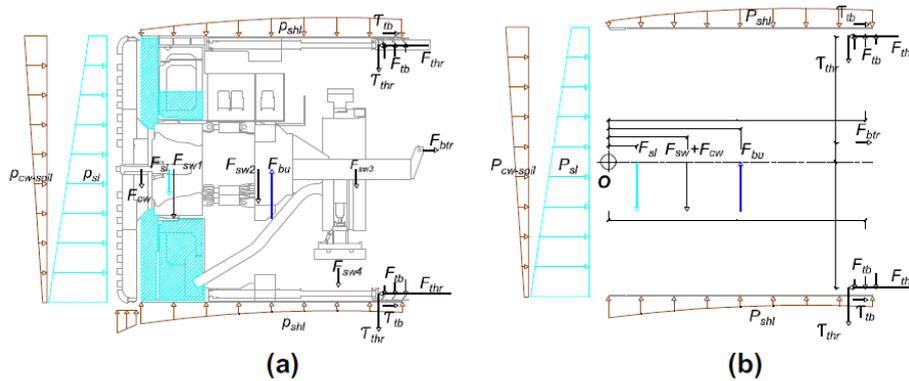


Figure I-12 : Recensement des forces agissant sur un tunnelier (tunnel de Hubertus) : vue schématique (a) et schéma de calcul (b) [I-9]

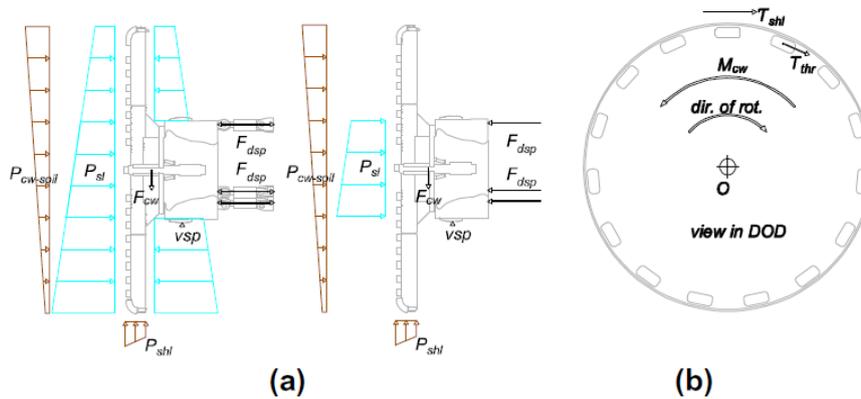


Figure I-13 : Recensement des forces agissant sur la tête du tunnelier : décomposition des actions et de l'utilisation des forces internes (a) ; coupe transversale de la tête du tunnelier (b) [I-9].

III.2 Les caractéristiques de la machine

Parmi ces caractéristiques, nous avons :

- La charge moyenne de coupe

C'est un paramètre de contrôle important dans le fonctionnement des tunneliers. Plus la charge de coupe augmente, plus la pénétration de l'outil dans le sol augmente également. Cette pénétration dépend du système de transmission de l'énergie de l'outil vers le sol et de l'efficacité des outils utilisés. Ainsi, une augmentation de l'efficacité des outils permettrait de diminuer l'énergie nécessaire pour la coupe.

- La forme de la tête de coupe

La face de coupe peut être plane ou conique. Cependant, dans la majorité des tunneliers, elle est plane. A diamètres identiques, une face conique porte plus d'outils qu'une face plane, mais avec un taux de pénétration beaucoup plus faible pour les faces coniques à cause de la diminution de la charge moyenne exercée par les outils sur le sol (pour une valeur de poussée fixe).

- La vitesse de rotation de la tête de coupe (tr/min)

Elle est fonction de la vitesse limite de rotation de chaque disque à molette. En général, elle est déterminée par les disques à molette situés sur la périphérie car les vitesses de coupe y sont beaucoup plus élevées.

III.3 Autres paramètres

Parmi les paramètres qui peuvent influencer les performances d'un tunnelier, nous avons :

- Le taux de pénétration (mm/tour) : il s'agit de l'avancement de la machine par tour de rotation de la tête du tunnelier.
- Le taux de coupe : c'est le volume de matériau excavé par unité de temps.
- L'utilisation de l'appareil : elle consiste au pourcentage de temps alloué à l'excavation. Ce paramètre dépend notamment du type de tunnelier (bouclier double ou simple).
- Les paramètres géologiques : pour les sols granulaires comme les sols meubles, il s'agit principalement de : [I-10]
 - le type de sol ;
 - la granulométrie du sol ;
 - la forme des grains constitutifs du sol ;
 - l'angularité des grains constituant le sol.

IV. L'usure du tunnelier et des outils

L'usure est un problème très important qui est rencontré dans la réalisation des tunnels. On distingue en général 2 types d'usure qui interviennent sur le tunnelier et ses outils de coupe [I-10, I-11] :

- l'usure primaire, qui représente l'usure des outils utilisés pour l'excavation du terrain (dents, disques à molettes). C'est la partie qui nous intéresse dans cette thèse ;
- l'usure secondaire, qui est une usure imprévue du tunnelier et qui apparaît lorsque l'usure primaire devient excessive, conduisant à une usure de la structure du tunnelier (tête de coupe, bouclier, vis d'extraction, etc..).

Cette usure entraîne une augmentation de l'effort de coupe, donc de la puissance nécessaire pour effectuer l'excavation. Il est donc important d'effectuer une inspection régulière des outils afin de :

- maximiser leur durée de vie ;
- réduire les temps morts dus aux changements des outils ;
- minimiser les coûts et les impacts sur le planning.

Pour atteindre ces objectifs, NFM a décidé, entre autre, d'optimiser les matériaux rentrant dans la constitution des outils de coupe et notamment sur les inserts en carbure de tungstène.

Avant de parler de l'expertise sur les outils usés, nous allons d'abord présenter le carbure de tungstène dont l'usure nous intéresse dans cette étude.

V. Matériau constitutif des inserts des dents : le carbure de tungstène

Le carbure de tungstène est un composé inorganique de couleur grisâtre, fabriqué à partir de la combinaison de carbone et de tungstène. Cette combinaison est réalisée par un processus de frittage qui consiste à chauffer et compresser le mélange de poudre de tungstène et de poudre de noir de carbone à de très hautes températures pouvant atteindre 2000°C.

Le carbure de tungstène est un matériau reconnu et recherché pour ses bonnes propriétés mécaniques, notamment sa forte densité, sa dureté (environ 2035 HV) et surtout pour sa résistance mécanique.

Le carbure de tungstène est intéressant aussi grâce à sa ténacité qui satisfait généralement aux applications les plus exigeantes notamment dans l'industrie de l'usinage de métaux, du forage des roches, des travaux souterrains, etc...

V.1 Technique d'élaboration : le frittage

Il n'y a pas une définition univoque pour le processus de frittage. Cependant, la définition la plus concise, qui a été proposée lors d'une série de conférences prononcées en 1968 à l'Institut de Céramique Française et à l'Ecole Nationale Supérieure de Céramique Industrielle de Limoges, dit que le « processus de frittage consiste précisément à une consolidation entre les éléments d'un agglomérat granulaire, en minimisant l'énergie du système grâce à un apport d'énergie (thermique par le chauffage, mécanique par le compactage) avec ou sans fusion d'un ou de plusieurs des constituants ».

Le frittage peut être aussi défini comme un processus qui fait évoluer un système constitué de particules individuelles ou un aggloméré poreux, par traitement thermique, en l'absence ou en la présence d'une pression externe exercée de manière à ce qu'au moins certaines des propriétés du système (sinon toutes) subissent des modifications dans le sens d'une réduction de l'énergie libre globale du système. Parallèlement, cette évolution entraîne une diminution partielle ou totale de la porosité initiale. Enfin, le processus suppose qu'au moins une phase solide existe constamment pendant tout le traitement thermique, de façon à conserver une certaine stabilité de forme et de dimension au système considéré [I-12].

Il faut noter qu'on distingue le frittage classique qui s'effectue sous pression atmosphérique, et le frittage sous charge qui se déroule sous l'influence d'une pression uniaxiale ou isostatique.

Il existe principalement deux types de frittage : le frittage conventionnel et le frittage réactif qui seront détaillés dans la partie qui décrit les matériaux utilisés pendant cette thèse, puisque le type de processus de frittage est considéré comme un critère dans le développement de certaines nuances de WC dans cette étude.

Lors du processus de frittage, les particules dures de carbure de tungstène sont liées entre elles par un liant métallique (cobalt ou nickel généralement) et la phase carbure représente en général 70 à 97 % du poids total du composite (Sandvik).

V.2 Le carbure de tungstène composite

Le carbure de tungstène peut exister à l'état pur (uniquement composé de WC et de liant) ou contenir, dans des proportions variables, des renforts dans la matrice métallique (carbure de titane TiC, carbure de tantale TaC, carbure de niobium NbC, carbure de chrome Cr₃C₂ etc...) ou des particules d'oxydes (Al₂O₃, ZrO₂, etc.) dont le but de la présence est l'optimisation des propriétés mécaniques. Le carbure de tungstène peut être aussi utilisé comme revêtement ou bien comme matériau massif, comme c'est le cas dans cette étude.

La phase ductile ou le liant peut être pur (Ni ou Co) ou constituée d'un alliage métallique tels que par exemple : fer-cobalt (Fe-Co), chrome-cobalt (Cr-Co), cobalt-nickel (Co-Ni) etc.

Toutes les phases différentes du liant métallique et de la phase dure de carbure de tungstène constituent la phase gamma.

V.3 La microstructure et les propriétés mécaniques du carbure de tungstène

La microstructure du carbure de tungstène est généralement caractérisée par la taille des grains de carbure de tungstène, le parcours libre moyen et la contiguïté des grains de WC. Il faut noter que, pour le carbure de tungstène, le parcours libre moyen représente la distance moyenne séparant les grains de WC, tandis que la contiguïté indique la proximité des grains de WC. Ces grandeurs seront définies plus en détail lors de la présentation des matériaux étudiés.

L'apparence de la microstructure d'un carbure de tungstène sans renforts est illustrée à la Figure I-14.

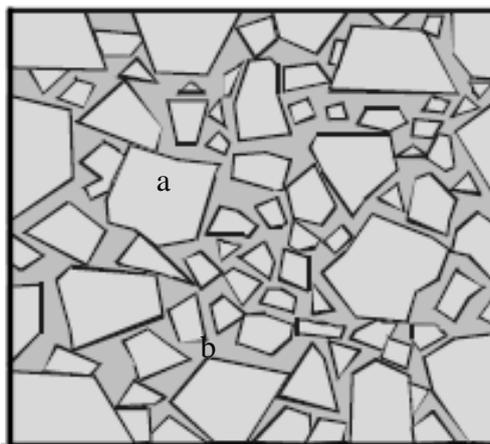


Figure I-14 : Représentation schématique de la microstructure d'un carbure de tungstène ; (a) phase dure (grain de WC) ; (b) phase ductile (liant métallique Co ou Ni) [I-13].

Les propriétés mécaniques de ces matériaux sont liées étroitement à leurs microstructures, à la quantité du liant métallique et à la présence ou non, à la nature, à la taille et aux taux des particules utilisées comme renforts (phase gamma).

Il est très bien connu [I-14] que la dureté des carbures de tungstène diminue avec l'augmentation du taux de liant ; et inversement, leur ténacité augmente dans ce cas. La dureté et la ténacité des carbures de tungstène sont deux propriétés antagonistes : l'augmentation de l'une conduit à la diminution de l'autre. Cette loi naturelle qui lie la ténacité et la dureté des WC peut être contournée par des modifications microstructurales (taille des grains de WC notamment). La Figure I-15 montre l'évolution de la ténacité en fonction de la dureté des carbures de tungstène. Les propriétés mécaniques spécifiques du carbure de tungstène sont résumées dans le Tableau I-1.

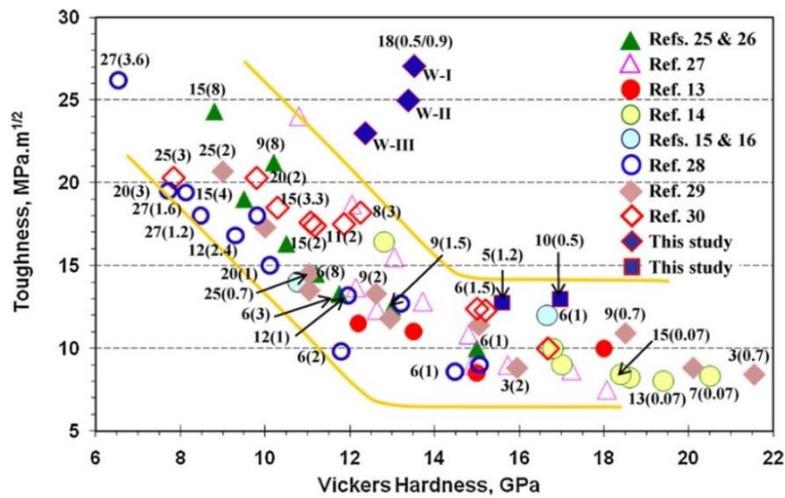


Figure I-15 : Evolution de la ténacité en fonction de la dureté pour les carbures de tungstène [I-14].

	Masse volumique (g/cm ³)	Dureté (GPa)	Module de Young (GPa)	Module de cisaillement (GPa)	Limite d'élasticité (MPa)
WC	15.3	20.3	550	270	6800

Tableau I-1 : Propriétés mécaniques usuelles du carbure de tungstène.

VI. Expertise sur les inserts en carbure de tungstène des dents usées

Pour définir les modes d'endommagement auxquels les inserts en carbure de tungstène des dents du tunnelier sont sujets, des dents usées ont été soumises à une expertise. La difficulté principale parfois résidait dans le fait qu'il n'est pas toujours évident de récupérer des outils usés ainsi que leurs vécus et historiques.

Nous avons procédé en deux étapes pour cette expertise : des observations macroscopiques à travers lesquelles nous avons recensé les différents modes d'endommagement sur les inserts puis des observations microscopiques qui permettaient de mettre en évidence les modes d'usure primaires des inserts en carbure de tungstène.

VI.1 Observations et analyses macroscopiques

Deux lots de dents usées utilisées sur deux sites différents ont été observés et analysés.

- Lot 1

Trois dents usées d'une largeur de 10 cm et de 12.5 cm de hauteur (Figure I-16 a) ont été fournies par le premier collaborateur de NFM. Elles ont été utilisées pour l'excavation d'un sol composé de grès et d'argile sur une distance de 920 mètres linéaires de tunnel. La tête du tunnelier d'un rayon de 5.2 mètres tournait à une vitesse moyenne de 1.4 tr/min et sa vitesse de pénétration était de 40 mm/révolution. Les trois dents étaient sur deux bras de maintien différents de la tête du tunnelier, mais elles étaient toutes situées près de la périphérie, à une position 4.5 m du centre de la tête du tunnelier (Figure I-16 b). Les inserts en carbure de tungstène, sur ces outils, ont une forme géométrique triangulaire.

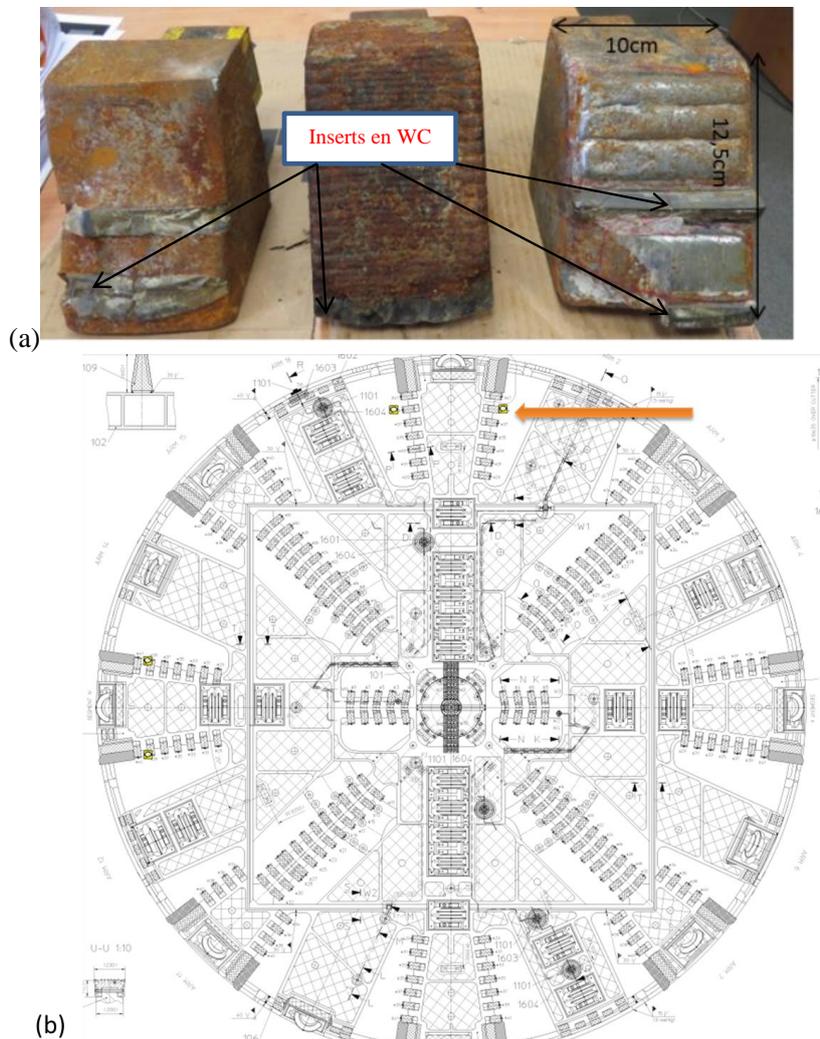


Figure I-16 : Les différentes dents usées du lot 1 (a) et leurs emplacements sur la tête du tunnelier indiqués par la flèche orange (b).

- Lot 2

Dans ce lot, nous avons reçu quatre dents de 16 cm de largeur et de 25 cm de hauteur (Figure I-17 a). Ces dents étaient placées sur différents bras de maintien et à différentes distances du centre de la tête du tunnelier. Ces dents ont été utilisées pour l'excavation d'un terrain sur une longueur totale de 2400 mètres. Le diamètre externe de la tête de coupe sur laquelle ces dents ont été utilisées était de 6.71 mètres et sa vitesse de rotation était de 1.5 tr/min et était quasiment constante durant toute l'excavation. Le terrain excavé avec ces dents était un mélange de sable (40-50%) et de graviers (30-40%). L'emplacement de ces dents sur la tête du tunnelier est illustré sur la Figure I-17 b.

Les inserts en carbure de tungstène sont de forme géométrique rectangulaire plan comme le montre la Figure I-17 a.

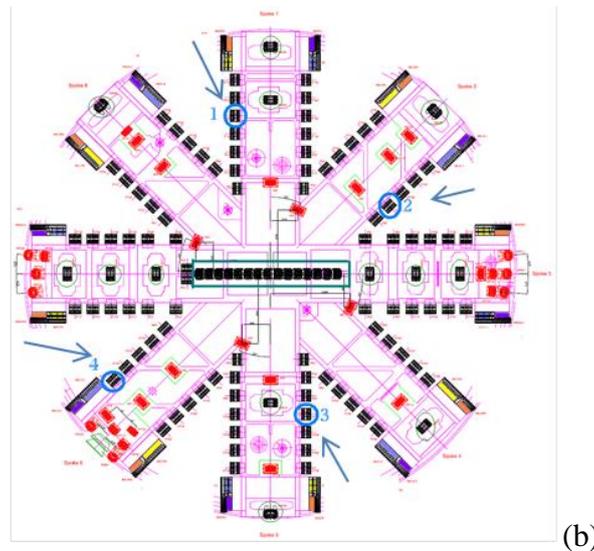


Figure I-17 : Les différentes dents usées du lot 2 (a) et leur emplacement sur la tête du tunnelier (b).

Une dent est endommagée lorsqu'elle perd de la matière de manière à ce que sa forme initiale soit altérée et lui fasse perdre ses fonctions permettant de creuser du sol.

Les observations macroscopiques de ces dents ont principalement permis de mettre en évidence trois types d'endommagement des inserts en carbure de tungstène : de la fissuration, de la fracturation et surtout de l'abrasion (Figure I-18).

La fissuration peut être la conséquence d'une abrasion excessive (perte de cohésion entre les grains de carbure de tungstène et le liant métallique). Une fissuration excessive conduira inexorablement à des phénomènes de fracturation et de perte complète des inserts en carbure.

En effet, lorsque le sol excavé est instable, comme c'est le cas des sols meubles, les éclats de terre ou « chips » excavés ont parfois du mal à être collectés et transférés vers l'intérieur de la chambre d'excavation. Avec l'injection de bentonite ou de mousse, ces « chips » forment une pâte et celle-ci reste bloquée entre le sol excavé et les outils de coupe de la tête du tunnelier qui continue de tourner. Cette rotation de la tête du tunnelier provoque une augmentation simultanée de la compression de cette pâte en face du tunnelier et de la pression locale entre cette pâte et les outils de coupe du tunnelier.

Ce phénomène conduit à une force axiale très élevée et, par conséquent, la pression exercée sur cette pâte piégée entre les outils de coupe et le sol excavé en face augmente considérablement l'usure par abrasion des dents et particulièrement des inserts en carbure de tungstène [I-15]. Cette abrasion excessive conduit donc à de la fissuration, puis à de la fracturation allant jusqu'à la perte d'une partie des inserts en WC.

Les modes d'excavation par cisaillement du sol par les inserts en WC participent également activement à l'accentuation des phénomènes d'usure par abrasion.

La fissuration et la fracturation des inserts peuvent être aussi dues à des chocs avec de rares blocs de graviers ou de roches présents dans le sol meuble.

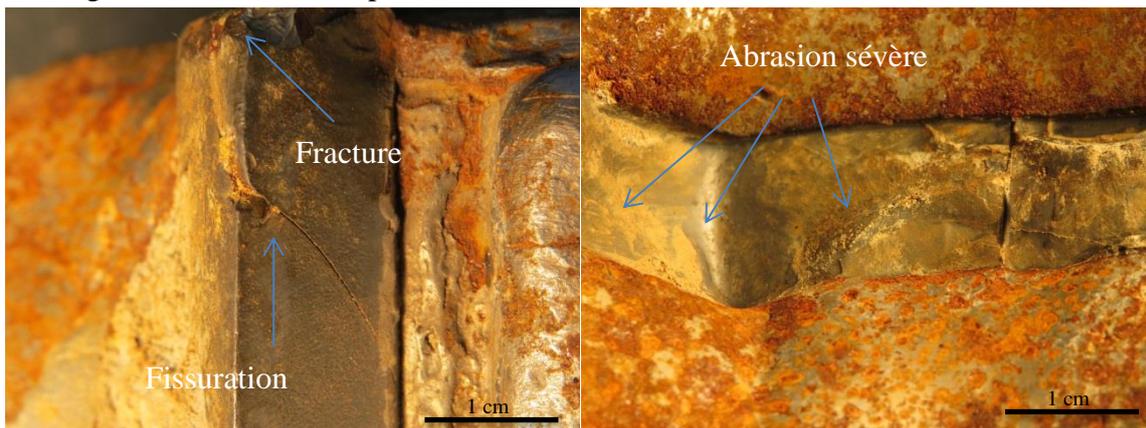


Figure I-18 : Mise en évidence de phénomènes de fissuration, de fracture et d'abrasion sévère sur les inserts de forme triangulaire des dents usées du lot 1.

L'endommagement des outils du lot 2 ainsi que celui des inserts rectangulaires qu'ils comportent présentent les mêmes caractéristiques que celui des outils du lot 1.

Pour compléter l'expertise, des inserts sous forme cylindrique avec bout arrondi ayant servi dans des opérations d'excavation de sol ont été observés macroscopiquement. Les types d'endommagement observés pour les autres formes d'insert sont également présents sur les inserts sous forme cylindrique avec bout arrondi (Figure I-19 a), et ils correspondent à peu près aux types d'endommagement recensés par ailleurs [I-16] (Figure I-19 b).

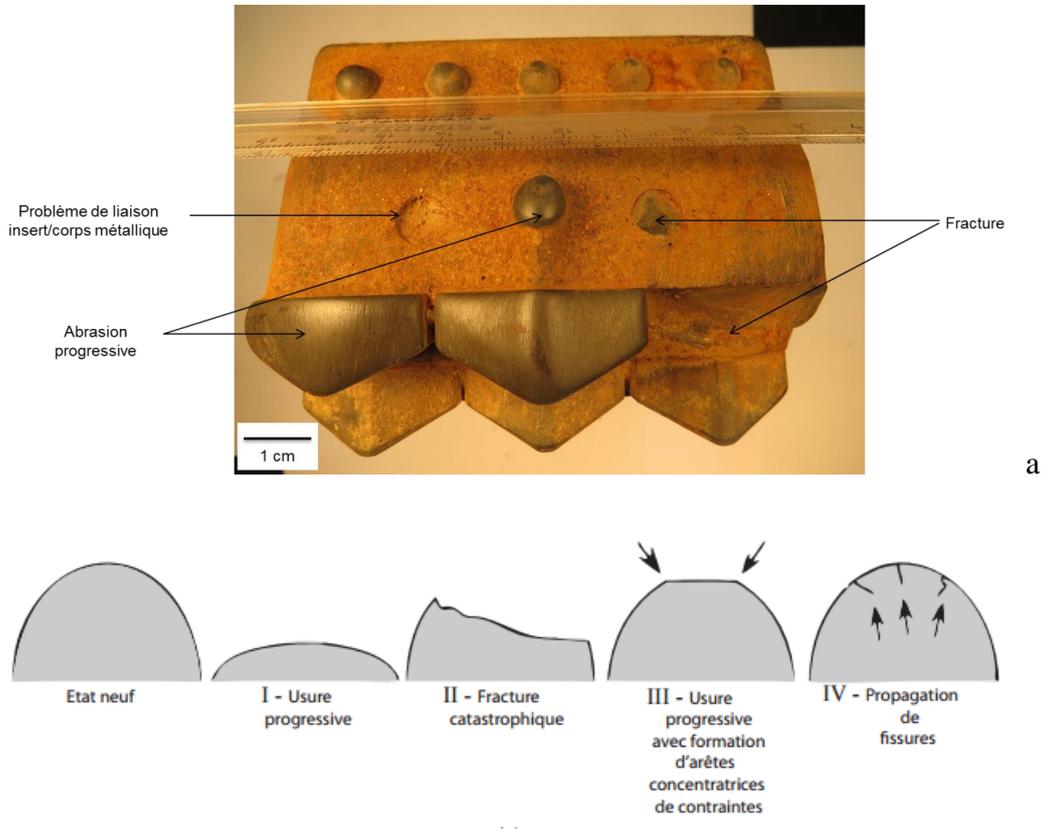


Figure I-19 : Endommagement réel des inserts WC-Co sous forme cylindrique avec bout arrondi (a) ; représentation schématique de l'endommagement des WC-Co sous forme cylindrique avec bout arrondi utilisés dans le domaine minier par Beste et al (b) [I-16].

Pour synthétiser, le schéma de la Figure I-20 résume les différents types d'endommagement des dents et des inserts usés de tunneliers :

- une perte intégrale des inserts due probablement à un problème de liaison et de soudage entre le corps métallique de la dent et les inserts. Ce phénomène est certainement exacerbé par les éventuels impacts qui interviennent lors des opérations d'excavation ;
- la perte de morceaux d'inserts probablement due à la répétition des impacts ou à des phénomènes de fatigue ou d'abrasion excessive ;
- une abrasion progressive qui use les inserts et leur fait perdre leurs géométries initiales, et concomitamment leurs fonctionnalités.

Des déformations plastiques (en grande partie dans la phase liant métallique), des fissurations sur les inserts et des phénomènes de corrosion sur le corps métallique de la dent sont également recensés.

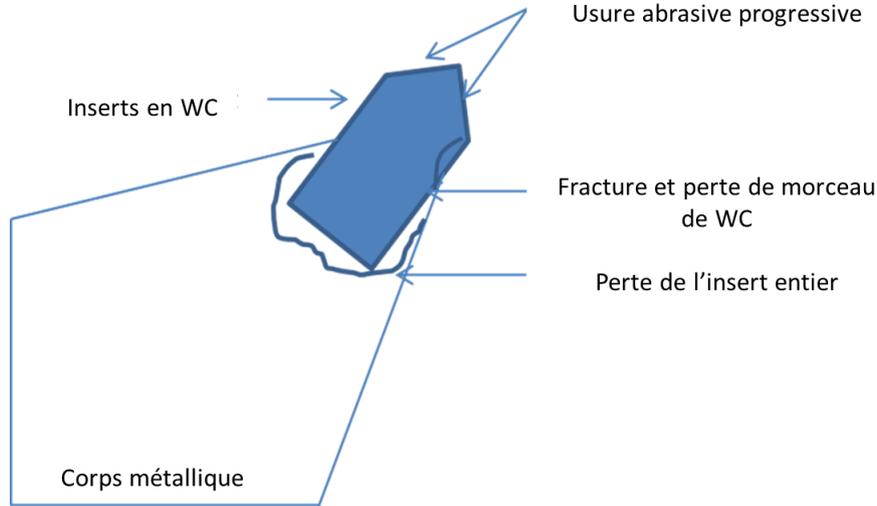


Figure I-20 : Représentation schématique des différents types d'endommagement recensés lors de l'expertise des dents usées.

VI.2 Observations et analyses microscopiques

Afin de mieux cerner les mécanismes d'usure de base, des observations microscopiques (MEB et microscope optique numérique) ainsi que des analyses EDX ont été réalisées sur les inserts de WC, préalablement découpés du corps des dents.

On peut voir sur les images du microscope optique numérique la présence de sillons de diverses profondeurs et largeurs, qui sont généralement parallèles à la direction de coupe des dents (Figure I-21).

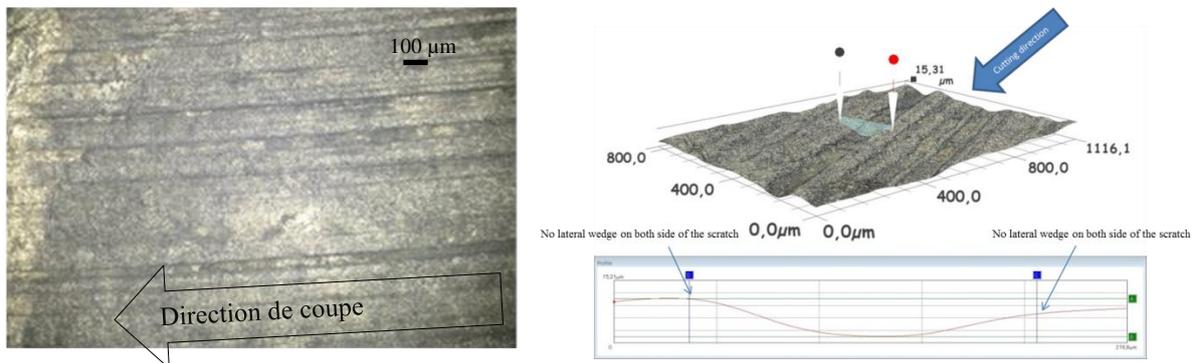
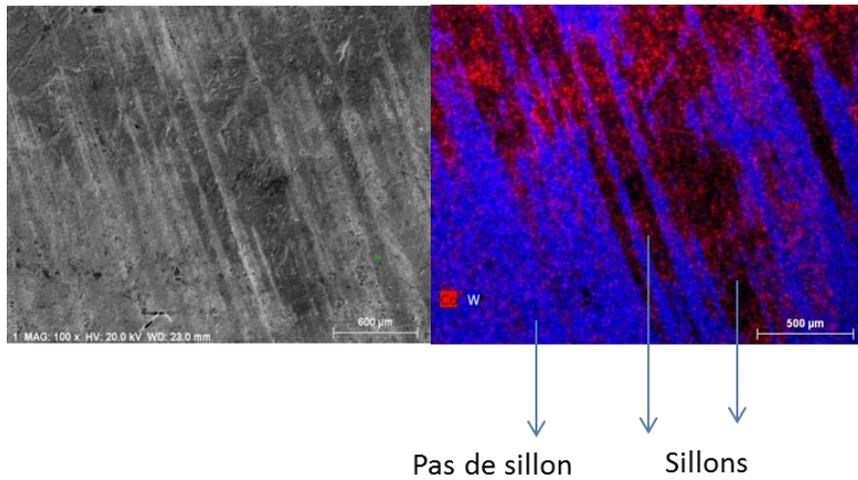


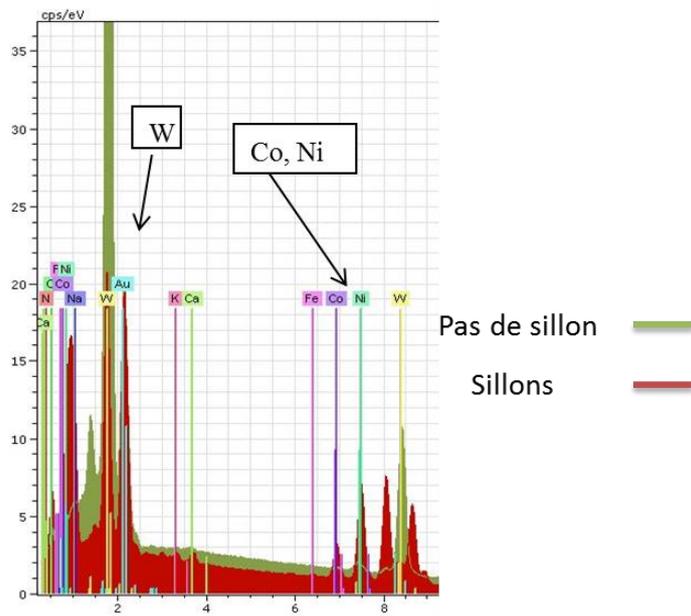
Figure I-21 : Observation au microscope optique numérique des sillons parallèles à la direction de coupe sur les inserts en WC des dents du lot 1.

Les analyses microscopiques au MEB et les analyses chimiques montrent que la formation de ces sillons est due à des microfissurations à la surface et de la perte de grains de WC probablement consécutifs à une perte ou dégradation du liant métallique qui les entoure.

Sur la Figure I-22a, la cartographie et les analyses chimiques des zones usées montrent que la formation des rayures sur les inserts est causée par la perte des grains de carbure de tungstène. Ces résultats sont confirmés par le spectre EDX de la Figure I-22b.



(a)



(b)

Figure I-22 : Mise en évidence de l'abrasion par perte des grains de WC ; (a) : images MEB et cartographie ; (b) : Analyse chimique par EDX.

Pour une analyse plus détaillée, nous avons observé, au microscope optique numérique, une dent du lot 2 placée à la périphérie et une autre placée près du centre de la tête du tunnelier.

L'insert en WC de la dent placée près du centre de la tête du tunnelier est caractérisé par des sillons d'environ 2.7 μm de profondeur et de 38 μm de largeur (Figure I-23), tandis que celui de la dent placée en périphérie de la tête du tunnelier présente des rayures relativement plus larges (Figure I-24).

Des analyses au MEB montrent là aussi que les rayures sur les inserts sont la conséquence des pertes de grains de WC (Figure I-23 et Figure I-25). On observe des microfissures sur les inserts de la dent placée en périphérie de la tête de coupe du tunnelier (Figure I-25). On voit également sur cette Figure I-25, de la matière provenant du sol qui adhère à la surface des inserts usés.

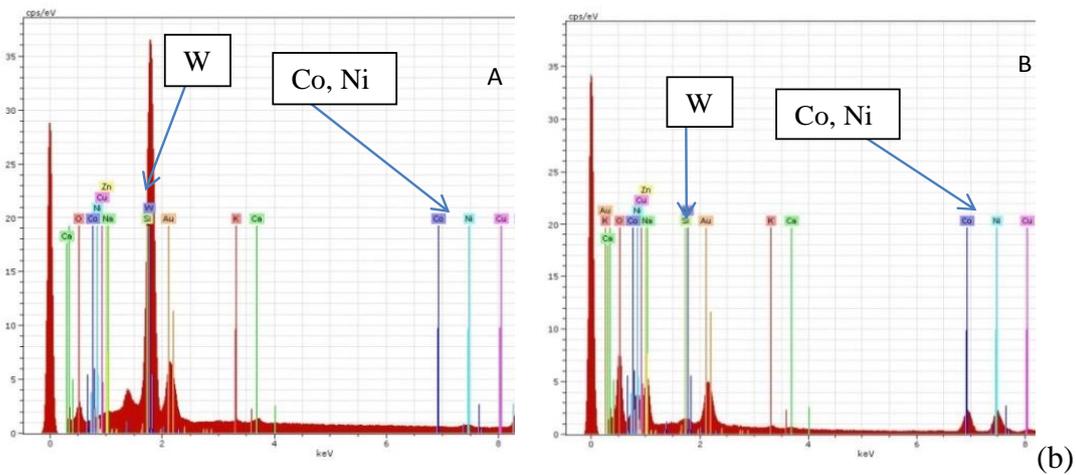
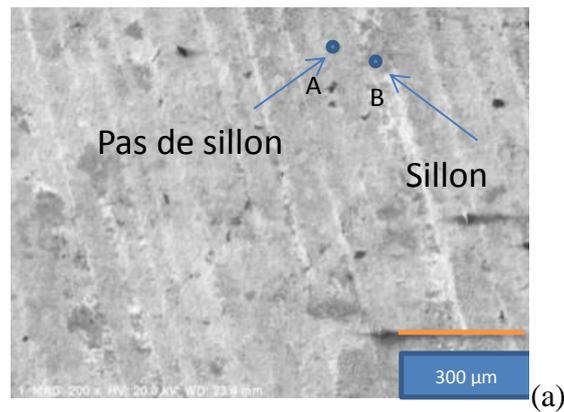


Figure I-23 : Images MEB (a) et analyses chimiques (b) des zones non rayées (A) et des sillons (B) sur les inserts d'une dent proche du centre de la tête de coupe.

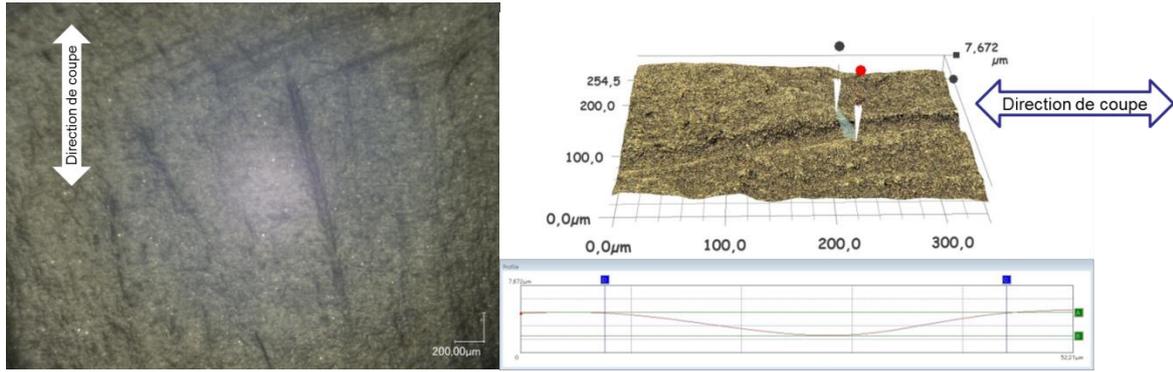


Figure I-24: Images optiques 3D mettant en évidence de l'abrasion sur les inserts d'une dent proche de la périphérie de la tête de coupe.

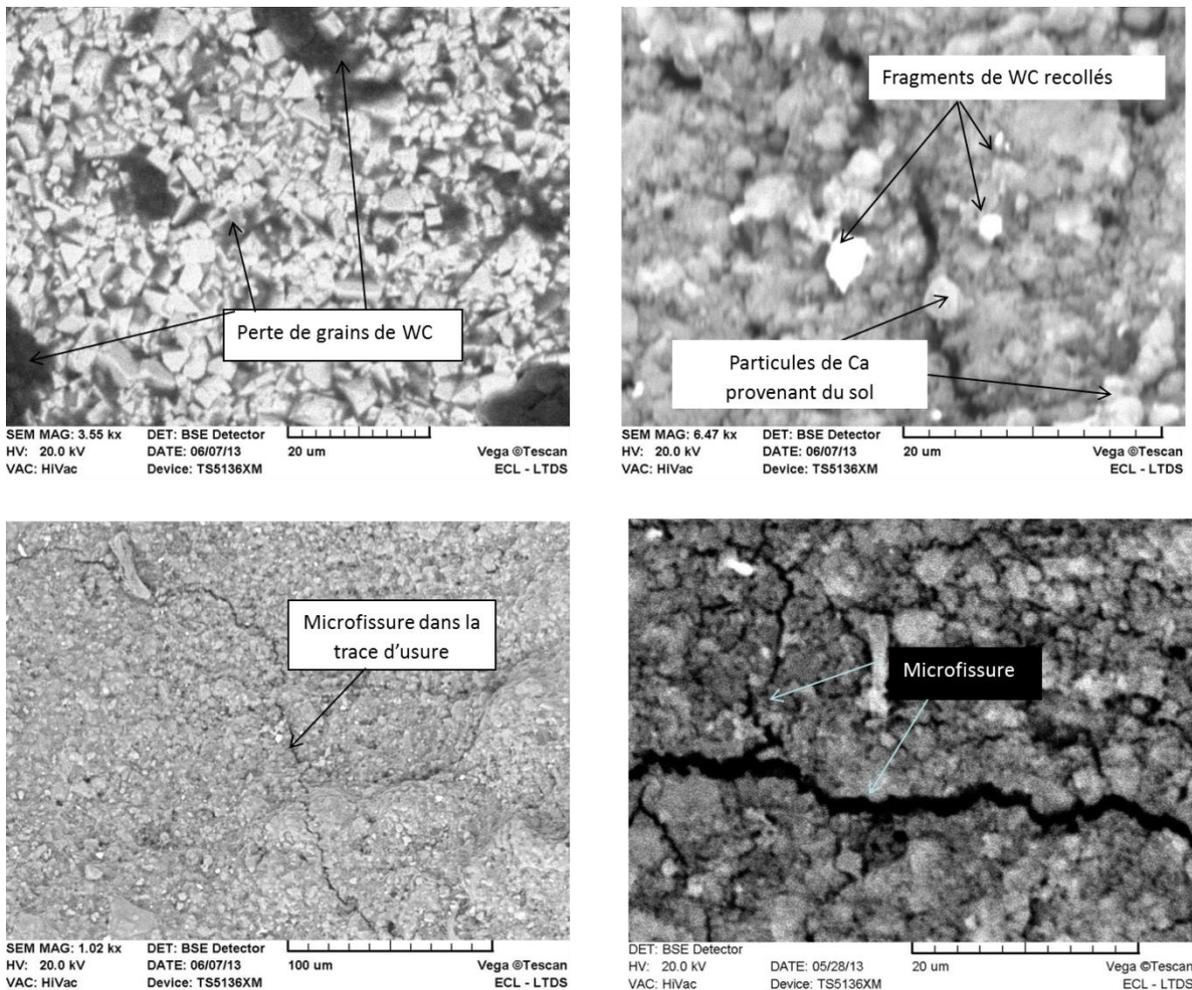


Figure I-25 : Mise en évidence de l'abrasion par perte des grains de WC et d'usure fragile caractérisée par la présence de microfissures (observations MEB).

Les inserts des dents placés en périphérie de la tête du tunnelier parcourent une plus grande distance que celles placées au centre. Ils subissent donc plus la sévérité du contact dent/sol. La

même remarque a été faite lors de l'analyse et l'observation de dents usées utilisées dans le creusement de la ligne « UTE Linia 9 » du métro de Barcelone par NFM (source intrane NFM).

La synthèse des observations et analyses microscopiques des inserts des dents usées est détaillée sur le schéma de la Figure I-26. Les principaux mécanismes d'usure des inserts en WC sont :

- la perte conjointe de liant métallique et de grains de WC (WC-Co) ;
- des fissurations transgranulaire et intergranulaire (fragmentation des grains de WC ou décohésion entre phase dure WC et phase ductile Co) ;
- la déformation plastique de la phase liant métallique.

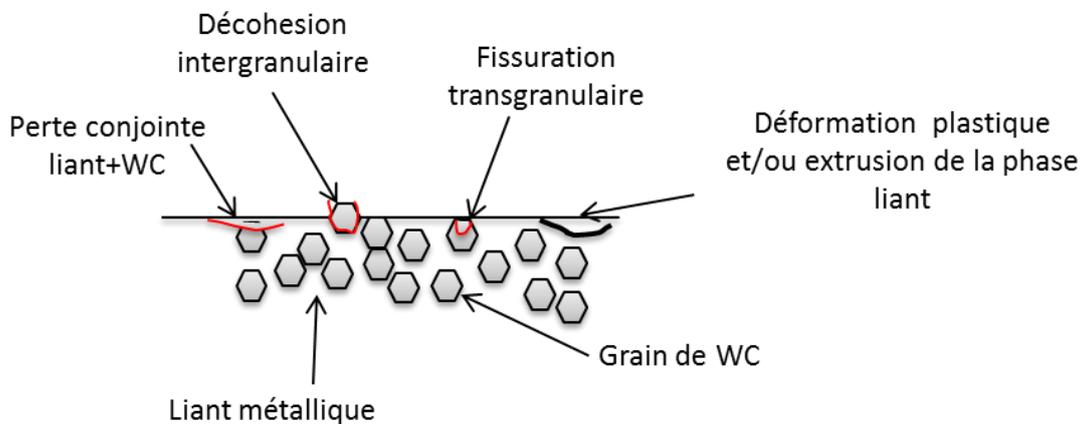


Figure I-26 : Représentation schématique des différents mécanismes d'usure recensés à travers les observations microscopiques sur les inserts des dents usées.

VII. Conclusions et démarche adoptée pour la thèse

Ce chapitre a permis de définir un tunnelier ainsi que ses différentes parties. Les différents paramètres des opérations d'excavation des sols sont également présentés. Les résultats d'une expertise sur des inserts en WC de dents usées de tunnelier sont également proposés. Au vu de ce qu'il ressort de ces expertises, l'origine fondamentale de l'endommagement principal des inserts en carbure de tungstène WC est un phénomène d'usure par abrasion.

Ces phénomènes d'abrasion sont caractérisés par la présence de sillons se traduisant par la perte des grains de WC, probablement consécutive à la perte du liant métallique.

L'abrasion des inserts analysés est aussi caractérisée par la présence de microfissures mettant en évidence des fractures transgranulaires au niveau des grains de WC.

Pour caractériser expérimentalement et optimiser les nouveaux matériaux développés dans le cadre de ce projet, il est nécessaire et indispensable de mettre en place et de valider un banc d'essais d'abrasion représentatif de l'endommagement réel des inserts.

La caractérisation des nouveaux matériaux doit se faire à travers une évaluation qualitative et quantitative de leur endommagement. Cette évaluation sera le critère essentiel pour prédire la durée de vie des inserts en WC.

Aussi, vu les nombreux paramètres lors de l'excavation des tunnels, et bien qu'il soit très compliqué de simuler l'endommagement des inserts en contrôlant tous les paramètres comme dans le cas réel, le banc d'essais doit être capable de contrôler les paramètres les plus importants pouvant avoir de l'influence sur l'usure des inserts.

La nature du contact entre les échantillons de WC et les particules abrasives n'a pas beaucoup d'importance, car il existe plusieurs géométries d'insert (pion, forme triangulaire, plaquette, etc..). Le plus important serait de pouvoir engendrer une perte de matière tout en contrôlant parfaitement les paramètres d'essai afin de discriminer les différents matériaux avec le mode d'usure correspondant à celui déterminé par les expertises.

Le prochain chapitre est consacré à une vue générale sur les phénomènes d'abrasion qui constituent le mode d'usure de base des inserts en WC.

VIII. Références

[I-1] Document interne NFM, Service TUN/T, Les différents types de tunneliers, module 1, 2006.

[I-2] http://fr.wikipedia.org/wiki/James_Henry_Greathead

[I-3] Association Française des Tunnels et de l'Espace Souterrain, Recommandations relatives aux choix des techniques d'excavation mécanisée, version 1, 2000.

[I-4] A. Ramezanzadeh, J. Rostami, R. Kastner, Etudes statistiques de l'effet de caractéristiques massifs rocheux sur un tunnelier dans chantier de KCRC D320 (Hong Kong), Congrès international de l'AFTES 2005, 10-12 octobre 2005, Chambéry, France (French).

[I-5] W. Wittke, Stability Analysis and Design for Mechanized Tunneling, Geotechnical Engineering in Research and Practice, 2007

[I-6] Centre d'Etudes des Tunnels, Mécanique des roches et travaux souterrains, 2006.

[I-7]. J. M. Georges, Frottement, usure et lubrification : La tribologie ou science des surfaces, Sciences et techniques de l'ingénieur, pages 113 à 116, 2000.

[I-8] N. Duc Toan , TBM and Lining- Essential Interfaces, Master Thesis in Tunnelling and Tunnel Boring Machines, 2005-2006 pages 21 à 26.

[I-9] D. Festa, W. Broere, J.W. Bosch, An investigation into the forces acting on a TBM during driving – Mining the TBM logged data, Tunnelling and Underground Space Technology (2012), 32, 143-157.

- [I-10] M. T. Taylor., W. J. Townsend, Rapid excavation and tunneling conference, pages 104 à 116, 2007.
- [I-11] B. Nielsen, New test methodology for estimating the abrasiveness of soils for TBM tunneling.
- [I-12] G. Fantozzi, J-C. Niepce, G. Bonnefont, Les céramiques industrielles, Techniques de l'ingénieur-Dunod-L'Usine Nouvelle, 512 pages (2013).
- [I-13] G. Gille, B. Szesny, K. Dreyer, H. van den Berg, J. Schmidt, T. Gestrich, G. Leitner, Submicron and ultrafine grained hardmetals for microdrills and metal cutting inserts, International Journal of Refractory Metals & Hard Materials 20 (2002) 3–22.
- [I-14] L.L. Shawm, H. Luo, Y. Zhong, WC-18 wt.% Co with simultaneous improvements in hardness and toughness derived from nanocrystalline powder, Materials Science and Engineering A 537 (2012) 39– 48
- [I-15] J. Zhao *et al.* Tunnelling through a frequently changing and mixed ground: A case history in Singapore/ Tunnelling and Underground Space Technology 22 (2007) 388–400
- [I-16] U. Beste, S. Jacobson, A new view of the deterioration and wear of WC/Co cemented carbide rock drill buttons, Wear, vol. 264, pages 1129–1141, 2008.

Chapitre II : Synthèse bibliographique sur l'usure par abrasion

Les objectifs de ce chapitre sont de :

- présenter les différents aspects de l'usure abrasive,*
- présenter les différents facteurs influençant l'usure abrasive,*
- présenter quelques matériaux durs,*
- présenter quelques moyens de test d'abrasion.*

Table des matières

I. Introduction.....	43
II. Phénomène d'usure abrasive	43
II.1 Définition de l'usure abrasive.....	43
II.2. Les différents modes d'usure abrasive	44
<i>II.2.1 Mécanisme d'usure abrasive à deux corps.....</i>	<i>44</i>
<i>II.2.2 Mécanisme d'usure abrasive à trois corps.....</i>	<i>46</i>
<i>II.2.3. Modes élémentaires associés à l'usure abrasive.....</i>	<i>51</i>
III. Les facteurs influençant l'usure abrasive : cas des matériaux à base de carbure de tungstène	53
III.1 Les facteurs relatifs aux matériaux.....	53
<i>III.1.1. La taille des grains de WC</i>	<i>53</i>
<i>III.1.2 Le taux de liant métallique</i>	<i>54</i>
<i>III.1.3 Le parcours libre moyen</i>	<i>55</i>
III.2 Les facteurs relatifs aux conditions de sollicitation et à l'environnement	56
<i>III.2.1 Influence du milieu ambiant.....</i>	<i>56</i>
<i>III.2.2 Influence de la température.....</i>	<i>57</i>
<i>III.2.3 Influence de la taille des particules abrasives</i>	<i>58</i>
IV. Les matériaux résistant à l'abrasion	58
V. Mécanismes d'usure par abrasion des matériaux à base de carbure de tungstène ..	62
VI. Différents moyens de tests d'abrasion.....	63
VII. Conclusions.....	66
VIII. Références.....	67

I. Introduction

Ce chapitre constitue une brève synthèse sur l'abrasion. Le but principal de ce chapitre est de décrire et synthétiser les différents aspects de l'usure par abrasion.

Ce mode d'endommagement complexe se présente sous plusieurs formes et surtout se caractérise par sa sévérité.

Cette synthèse est donc basée sur l'énumération des différentes formes d'usure par abrasion, les paramètres qui l'influencent, ainsi que sur l'abrasion spécifique des carbures de tungstène et sur différents moyens utilisés pour mettre en évidence l'abrasion.

II. Phénomène d'usure abrasive

II.1 Définition de l'usure abrasive

L'usure abrasive est caractérisée par une perte de matière au passage de particules dures sur une surface [II-1]. Cette forme d'usure est causée par le contact entre un corps solide et une particule abrasive. Elle constitue la forme d'usure la plus répandue dans l'industrie minière en [II-2, II-3].

C'est une forme d'usure particulièrement sévère et rapide qui peut engendrer des coûts élevés lorsqu'elle n'est pas maîtrisée [II-4].

Cette forme d'usure se caractérise principalement par des sillons de polissage, des griffures ou rayures, des micro-labourages, des arrachements de particules etc.... Le micro-labourage se traduit par des rayures sans arrachement de matière à la surface du matériau le plus tendre mais provoquant, sur les bords du sillon, une déformation plastique. Le plus souvent pour lutter contre l'usure abrasive, on cherche à durcir les matériaux, ou au moins durcir leur surface.

Reaumur (1722) et Tabor (1954), par expérience, ont observé que l'usure par abrasion du matériau n'apparaît que lorsque la dureté de l'abrasif dépasse d'au moins 20% celle du matériau. Plus récemment, il est dit que l'usure abrasive est un phénomène qui intervient lorsqu'on applique une charge sur un objet solide contre des particules solides ayant une dureté supérieure ou égale à celle de l'objet solide [II-5]. L'usure par déformation plastique est souvent associée à l'usure abrasive [II-6], puisque les deux forment et engendrent des sillons ou rayures en surface.

Cependant, la prévention et le contrôle de l'usure abrasive reste complexe. Une difficulté majeure réside dans le fait que plusieurs types d'usure abrasive impliquant des mécanismes d'usure différents et ayant des caractéristiques différentes peuvent interagir ensemble dans une même problématique donnée [II-5].

II.2. Les différents modes d'usure abrasive

L'usure abrasive peut être la conséquence de trois types de contraintes : l'abrasion à faibles contraintes, l'abrasion à fortes contraintes et l'abrasion à très fortes contraintes [II-7, II-8, II-9].

L'abrasion à faibles contraintes est un processus pendant lequel les particules abrasives ne sont pas fracturées. Les surfaces dans ce type d'application subissent des impacts accidentels (érosion) et présentent des rayures ou l'extraction de microfragments. L'état de ces surfaces est aggravé en termes d'usure lorsque les particules abrasives ont une forme angulaire [II-10].

Pour les processus d'abrasion à fortes contraintes, les particules abrasives sont piégées entre deux surfaces pressées l'une contre l'autre et les forces normales utilisées provoquent non seulement la pénétration d'abrasifs dans les corps en contact, mais aussi la fracture des particules abrasives. Les surfaces usées sont alors caractérisées par la combinaison de rayures et de déformation plastique [II-10].

L'usure abrasive à très fortes contraintes implique des situations où les surfaces rencontrent de très larges abrasifs (des roches par exemple) à de très fortes contraintes. Elle est aussi très présente sur les équipements destinés à l'industrie minière et minérale [II-9]. Les fortes contraintes exercées sur les outils amènent les particules abrasives à créer de larges cratères et rayures visibles macroscopiquement et provoquent des déformations plastiques importantes pour les matériaux à faible limite d'élasticité [II-9].

Ces trois processus qui conduisent à l'usure abrasive sont connus à travers d'autres appellations. L'usure abrasive à faibles contraintes, l'usure abrasive à fortes contraintes et l'usure abrasive à très fortes contraintes sont respectivement appelées usure douce, usure moyenne et usure sévère [II-9].

Il faut aussi noter que l'action des particules abrasives n'est pas la seule cause de l'abrasion, mais d'autres facteurs externes et indirects interviennent aussi.

L'usure abrasive met en jeu plusieurs mécanismes et on explique que, lorsque des particules abrasives sont présentes entre deux surfaces en contact, la nature de leur mouvement peut être à la base de deux modes d'usure abrasive [II-5] : l'usure abrasive à deux corps et l'usure abrasive à trois corps.

II.2.1 Mécanisme d'usure abrasive à deux corps

L'usure abrasive à deux corps est un phénomène où les particules abrasives (2^{ème} corps) ne se déplacent pas librement entre les deux surfaces (1^{er} corps) en contact ; elles sont solidement liées à une des surfaces en contact et viennent rayer l'autre surface. L'usure abrasive à deux corps se présente comme un processus d'enlèvement de matière par phénomène de micro-coupe et la perte de matière occasionnée par ce processus provoque la formation des rayures [II-5]. Le mouvement relatif entre les particules abrasives et la surface est considéré comme du glissement pur.

Il faut noter que les aspérités représentant le deuxième corps peuvent être naturellement liées à un des premiers corps ou peuvent être aussi des particules provenant d'un des premiers corps qui se fixent dans le corps le plus tendre, comme l'indique la Figure II-1.

Initialement, ce mode d'usure était simplement interprété comme de l'usure par coupe par Burwell *et al.* [II-11].

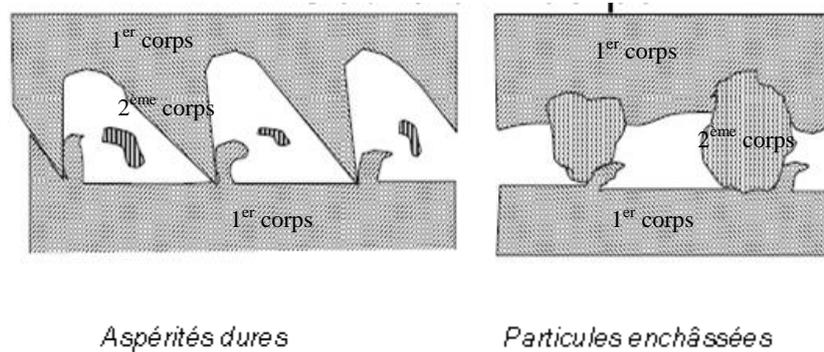


Figure II-1 : Illustration du phénomène d'abrasion à deux corps.

L'usure abrasive à deux corps peut se manifester de différentes manières en fonction de la nature de la surface étudiée, comme le montrent les images de la Figure II-2. Pour les matériaux fragiles et durs, l'usure abrasive à deux corps se caractérise par des sillons peu profonds avec des ébrèchements de part et d'autre des sillons. Pour les matériaux ductiles, on observe très souvent la formation de bourrelets ou un dépôt de matière dans la direction de la pointe abrasive par exemple. Les surfaces texturées ou formées de plusieurs phases, quant à elles, sont caractérisées par un phénomène de labourage avec la formation de rangées de débris d'usure (Figure II-2).

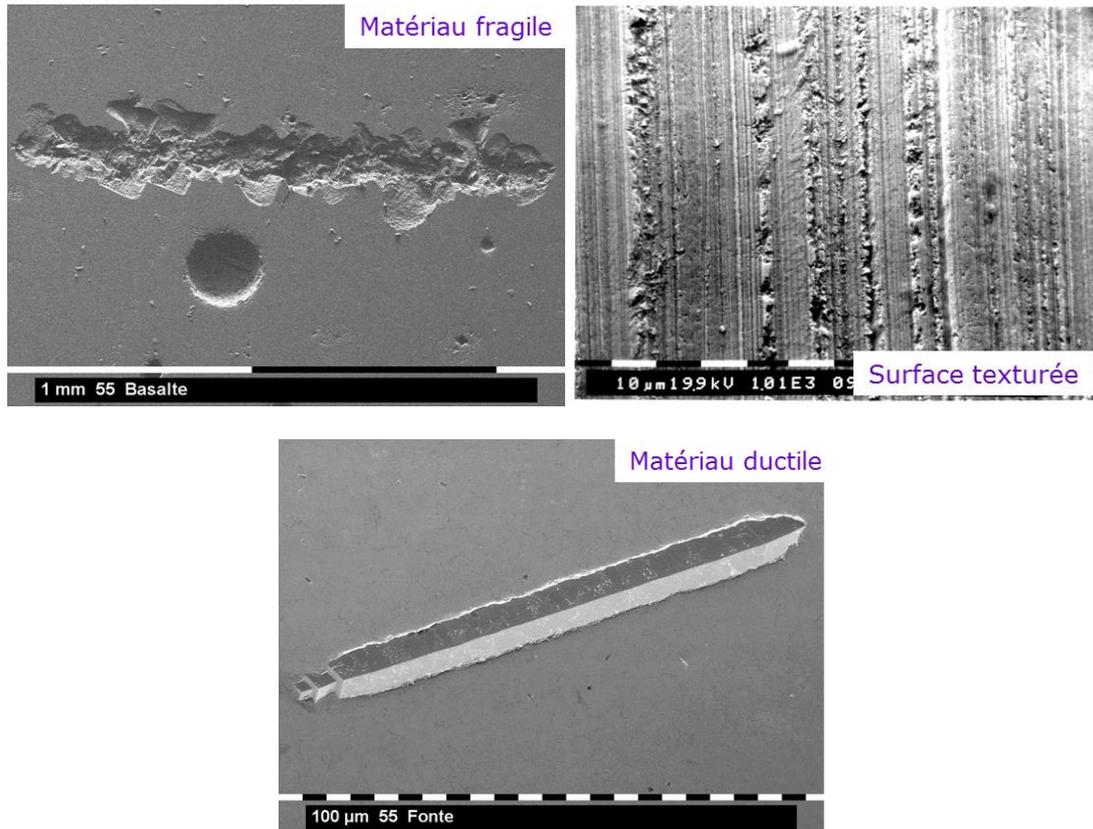


Figure II-2 : Caractéristiques de l'usure abrasive à deux corps pour différents types de surfaces.

II.2.2 Mécanisme d'usure abrasive à trois corps

L'usure abrasive à trois corps (Figure II-3) est un phénomène où les particules abrasives (3^{ème} corps) circulent librement entre les surfaces (1^{er} et 2^{ème} corps). Les particules abrasives piégées entre les deux surfaces antagonistes peuvent rouler ou glisser sur la surface, contrairement au cas de l'usure abrasive à deux corps où elles sont en glissement pur. Les particules abrasives du 3^{ème} corps peuvent avoir fondamentalement deux provenances : soit elles sont constituées de microfragments provenant d'un des deux premiers corps, soit elles proviennent du milieu environnant [II-9].

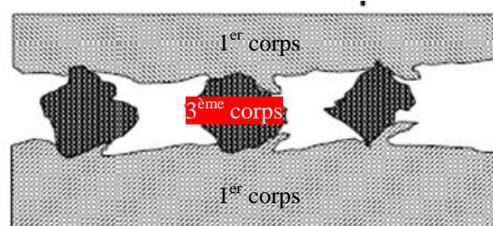


Figure II-3 : Illustration du phénomène d'abrasion à trois corps.

L'usure abrasive à trois corps se caractérise généralement par une perte totale ou partielle de texturation de la surface étudiée, comme illustrée sur la Figure II-4. Cela est un phénomène

qui est probablement dû au degré de liberté de mouvement des particules abrasives dans ce mode d'abrasion, et aussi au fait que ces dernières ont parfois tendance à gagner en angularité lors de leurs mouvements de glissement/roulement dans le contact.

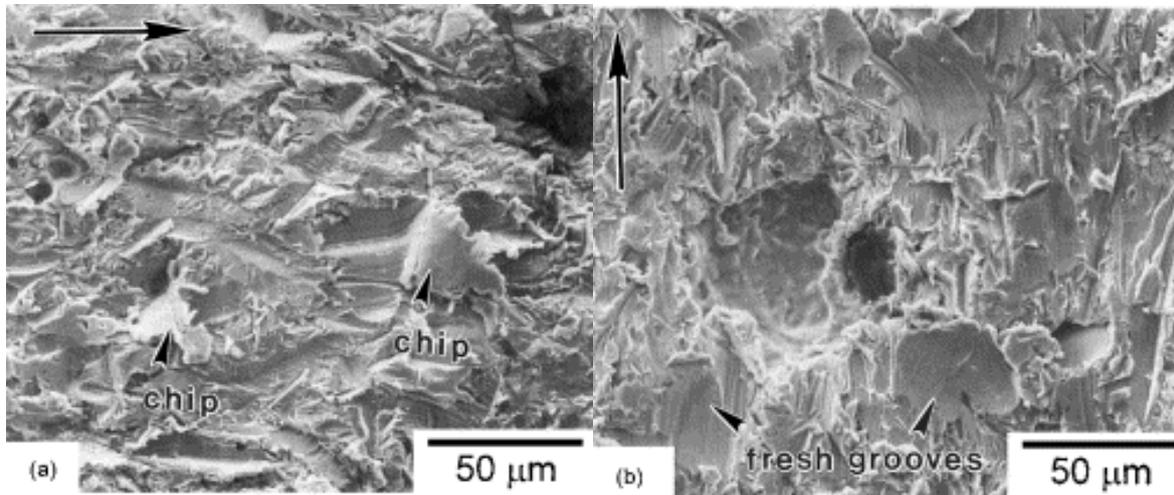


Figure II-4 : Illustration de la déstructuration de surfaces métalliques suite à des phénomènes d'usure abrasive à trois corps.

Le troisième corps a essentiellement trois fonctions [II-12] :

- il transmet la charge appliquée au contact,
- il participe à l'accommodation des vitesses entre les deux premiers corps,
- il sépare les corps en contact, réduisant leurs interactions.

Dans un processus d'usure à trois corps, Berthier [II-13, II-14] considère que l'étude du frottement et de l'usure passe par l'identification des mécanismes d'accommodation de vitesse activés dans le contact ou aux interfaces. Ces mécanismes d'accommodation notés $S_i M_j$, sont définis par des sites S_i et des modes M_j qui indiquent respectivement le lieu d'accommodation de vitesse et la manière dont celle-ci s'effectue (Figure II-5) [II-15].

Les premiers corps sont appelés ici S_1 et S_5 ; la partie volumique du troisième corps est représentée par le site S_3 . Cette identification permet de considérer également la notion d'écrans représentés ici par les sites S_2 et S_4 qui délimitent la frontière entre premiers corps et troisième corps. Quatre types de comportements mécaniques permettent de connaître les modes élémentaires d'accommodation : la déformation élastique notée M_1 , la fissuration ou rupture normale noté M_2 , le cisaillement noté M_3 et le roulement noté M_4 . L'auteur explique aussi que, si on définit le mécanisme d'accommodation comme étant l'association d'un site et d'un mode d'accommodation, on dénombre une vingtaine de mécanismes qui peuvent être activés en différents points de contact. Il faut enfin noter que tous ces mécanismes ne sont pas clairement identifiables dans un processus d'usure abrasive à trois corps, bien qu'activés avec certitude [II-16, II-17]. L'accommodation de vitesse au niveau du système tribologique est bien détaillée dans la thèse de M. Yahiaoui [II-15].

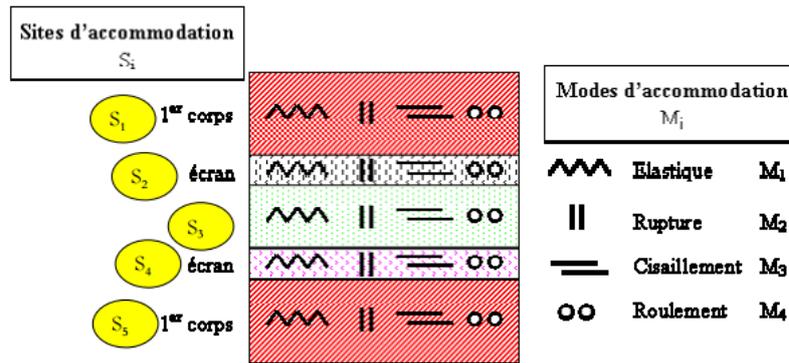


Figure II-5 : Les différents mécanismes d'accommodation de vitesse définis par Berthier [II-15].

Les éléments constitutifs du troisième corps agissent à travers un circuit tribologique tel que décrit par Berthier (Figure II-6) [II-13].

Dans ce circuit, l'ensemble des détériorations de la surface et de la perte de matière donne les caractéristiques de l'usure. Ce processus se traduit par un enchaînement d'événements liés essentiellement à la présence du troisième corps dans le contact : détachement des particules, piégeage des particules et formation de débris pour aboutir à l'établissement d'un régime stationnaire traduisant l'équilibre entre détachement et élimination des particules [II-13]. Il ne faut cependant pas confondre particules détachées et particules d'usure. Cet enchaînement est aussi fortement influencé par la géométrie des premiers corps et par la rigidité du système tribologique, c'est-à-dire par la « signature du tribomètre » [II-13]. Le gradient de vitesse auquel sont soumis les débris qui constituent le troisième corps peut se traduire en termes de débits, dont les différentes composantes participent au processus d'usure définissant le circuit tribologique défini par Berthier [II-13].

Le détachement de particules ou débit source interne (Q_{si}) alimente le contact en troisième corps dont le mouvement se traduit par le débit interne (Q_i). Les particules éjectées du contact constituent le débit externe (Q_e) qui se partage à son tour en deux parties : un débit de recyclage (Q_r) qui permet la réalimentation du contact et un débit d'usure (Q_u) qui regroupe les particules définitivement perdues par le système tribologique. Dans le cas de la lubrification liquide ou solide, il faut tenir compte de l'élément artificiel apporté au système tribologique que l'on traduit par le débit source externe (Q_{se}) [II-17]. Il apparaît ainsi qu'en aucun cas, la mesure du volume de dégradation des premiers corps n'est représentative de l'usure du couple tribologique testé [II-17]. Si aucun lubrifiant n'est apporté au contact c'est-à-dire lorsque $Q_{se}=0$, le terme de débit source (Q) ne représente ici que le débit source interne. Les relations d'équilibre des débits pour différents types de circuits tribologiques (conservation de la quantité de matière) ont été établies par ailleurs [II-18] comme le montre la Figure II-7. Les débits de troisième corps qui contrôlent le frottement et l'usure, comme illustré par le circuit tribologique, ont été étudiés également par des modèles de simulation numérique par Nicolas Fillot dans sa thèse [II-12].

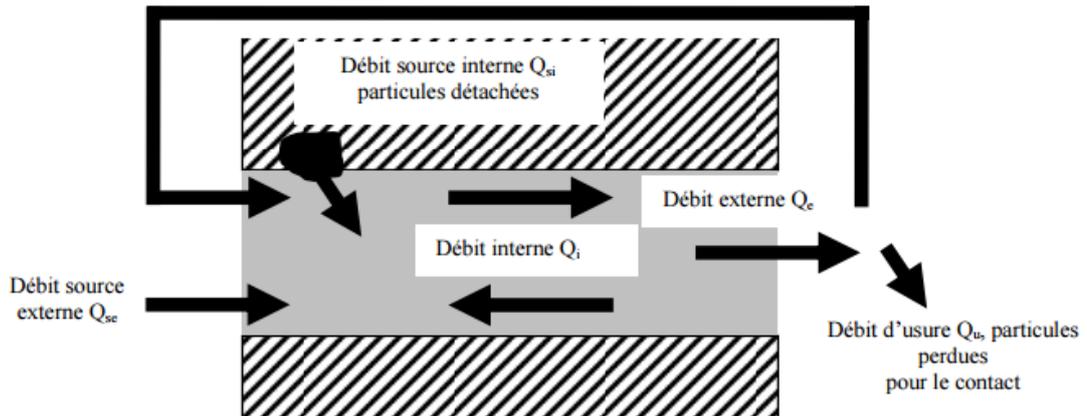


Figure II-6 : Représentation du circuit tribologique défini par Berthier [II-17].

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

Figure II-7 : Les relations d'équilibre des débits pour différents types de circuits tribologiques (conservation de la quantité de matière) [II-18].

Mirsa et Finnie [II-19] ont subdivisé le mode d'usure abrasive à trois corps en deux groupes distincts : le groupe « fermé » et le groupe « ouvert ».

Le groupe « fermé » concerne les cas où les particules abrasives, de petites tailles, n'empêchent pas les deux surfaces antagonistes de se rapprocher, voire de se mettre en contact, tandis que le groupe « ouvert » concerne les cas où les particules abrasives sont de grandes tailles et forment presque une barrière qui empêche les deux surfaces de confronter leurs propriétés mécaniques [II-9, II-19]. Les systèmes « fermés » sont assimilés à des systèmes de « recirculation » des abrasifs, tandis que, dans les systèmes « ouverts », on considère que les particules abrasives font un passage unique [II-9].

Des études ont montré que l'usure abrasive à trois corps se déroule beaucoup plus lentement que l'usure abrasive à deux corps et qu'elle se complète parfois avec des mécanismes d'adhésion [II-5, II-9, II-20]. Le mécanisme par lequel l'enlèvement de matière se produit est très lent et est à la conséquence des contacts successifs des particules abrasives avec la surface [II-9]. Cette «inefficacité» de l'usure abrasive à trois corps par rapport à celle à deux corps s'explique aussi par le fait qu'en termes d'énergie, chaque collision entre les abrasifs et la surface ou même entre les abrasifs conduit à une dissipation d'énergie.

Rabinowicz *et al.* [II-21] explique aussi que le taux de matière enlevé en usure abrasive à trois corps est moins important que celui enlevé en usure abrasive à deux corps car la plupart des particules abrasives circulant dans le contact passent plus de temps à rouler qu'à glisser (10% du temps) et provoquent moins l'usure des surfaces. Cela peut s'expliquer par le fait que la géométrie des particules abrasives peut s'affiner dans le contact et donner lieu à du roulement comme le montre la Figure II-8.

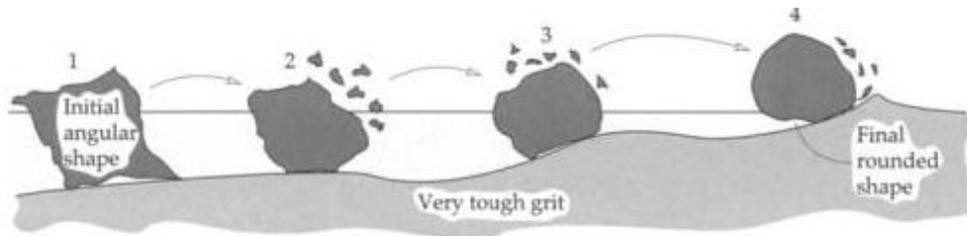


Figure II-8 : Illustration du changement de géométrie des particules abrasives lors du roulement en abrasion à trois corps [II-1].

Les deux processus d'usure abrasive (à deux et à trois corps) peuvent être liés puisque, en usure abrasive à deux corps, des microfragments provenant de la surface ou même des abrasifs peuvent rester dans le contact et effectuer des mouvements de glissement ou de roulement conduisant ainsi à un enlèvement de matière. Dans ce cas de figure, les fragments de particules perdues par la surface ou les abrasifs peuvent se recoller à la surface puis modifier sa texture.

Des études ont montré que la géométrie des particules abrasives a moins d'effet sur le taux d'usure lorsque ces dernières circulent librement dans le contact (abrasion à trois corps) que lorsqu'on est dans un cas où les particules abrasives sont fixées à une des surfaces en contact (abrasion à deux corps) [II-22].

La Figure II-9 montre l'évolution du volume perdu par unité de longueur de glissement V/L pour un acier bas carbone ($H = 200$ HV) en fonction de la force normale P en abrasion à deux corps et à trois corps. On peut noter les points suivants :

- en abrasion deux corps, V/L est bien proportionnel à P , conformément à la loi d'Archard [II-23] ;
- en abrasion trois corps, la pente d'évolution de V/L augmente progressivement avec P avant de se stabiliser pour $P > 20$ N environ : cette augmentation de pente est attribuée par les auteurs au fait que, sous faible force normale, les grains abrasifs ont plus de degrés de liberté et usinent moins efficacement la pièce.

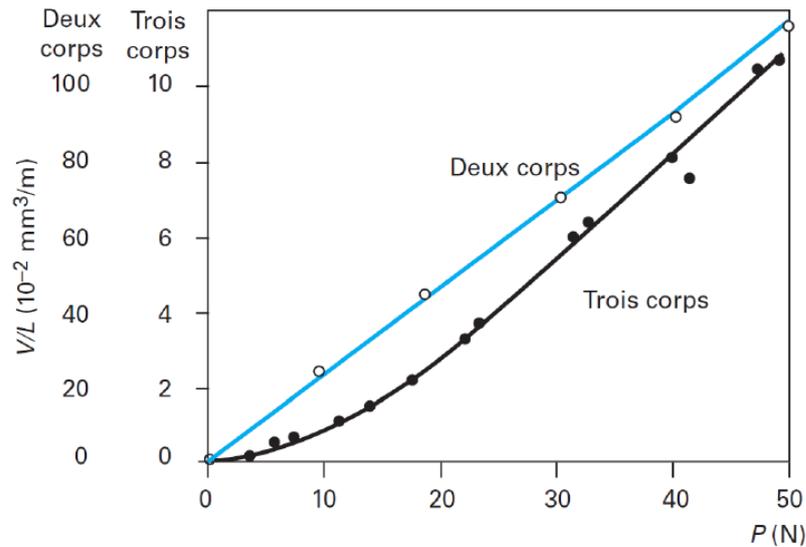


Figure II-9 : Evolution du volume d'usure par unité de longueur de glissement V/L d'un acier à 0,2 % C ($H = 200$ HV) en fonction de la force normale P en abrasion à deux et à trois corps par des grains de SiC [II-23].

Moore *et al.* [II-24] ont constaté que des particules abrasives de forme géométrique sphérique produisent le même taux d'usure que des particules abrasives de forme angulaire dans un test où les particules abrasives circulent librement dans le contact (abrasion à trois corps). D'autre part, ces auteurs ont observé que les particules abrasives sphériques produisent moins d'usure que celles angulaires dans un test où les particules abrasives sont fixées à une des surfaces en contact (abrasion à deux corps).

Pour éviter « l'usure », l'approche naturelle d'un concepteur de matériaux serait de munir les surfaces en contact d'un revêtement « antidégradation », dont la fonction serait de les protéger. En revanche, en tribologie généralement, la fonction principale d'un revêtement est d'avoir une dégradation contrôlée qui fournisse un troisième corps avec des propriétés adéquates.

II.2.3. Modes élémentaires associés à l'usure abrasive

L'usure abrasive peut être associée à plusieurs autres modes d'endommagement. En effet, elle peut en être la cause de ces autres modes ou être engendrée par ceux-ci. Ce paragraphe décrit quelques-uns de ces modes d'usure.

➤ Le mécanisme de coupe

Dans le cas de ce mécanisme, les particules abrasives sont en mouvement de glissement pur, et, avec leurs arêtes de coupe, endommagent la surface et créent des débris d'usure (matière enlevée). La présence de lubrifiant dans ce mécanisme est très importante car il est indiqué qu'en présence de lubrifiant, le mécanisme de coupe d'une surface par les particules abrasives est favorisé [II-5, II-25].

➤ La déformation plastique

La déformation plastique est due généralement au dépassement de la limite d'élasticité de la surface du matériau étudié à la température de travail donnée. Parfois, il faut des analyses microscopiques fines pour la déceler. La plastification superficielle est fréquemment associée, entre autres, à de l'usure par abrasion. La consolidation des surfaces actives des outils par un traitement ou revêtement superficiel est une voie de solution à ce type d'endommagement.

➤ Mécanisme de fissure et de fracture

Des études ont montré que l'usure abrasive excessive peut être à l'origine de fracture sur les surfaces [II-5, II-26]. Cette forme d'usure par fissuration et fracture est favorisée par les fortes charges exercées sur chaque particule abrasive et surtout quand celles-ci présentent une géométrie angulaire [II-5, II-27] puisqu'elles pénètrent plus facilement dans les substrats pour amorcer les fissurations puis les fracturations. Avec les mouvements successifs et continus des particules abrasives sur le substrat, des fissures se forment, s'accumulent et peuvent engendrer une perte de matière considérable [II-5].

➤ Mécanisme de fatigue

L'action et les contraintes répétées des particules abrasives qui déforment la surface d'un substrat peuvent être à la base d'un phénomène de fatigue [II-5, II-28].

➤ Mécanisme d'enlèvement ou de détachement des grains

Cette forme d'usure est spécifique aux matériaux composites avec une phase ductile et une phase granulaire dure comme les céramiques et intervient rapidement lorsque les liaisons transgranulaires du substrat sont faibles et la taille des grains importante [II-5]. Ce mécanisme d'endommagement des matériaux met directement en évidence leur fragilité. En effet, les composites étant des matériaux hétérogènes, ils possèdent des interfaces, c'est-à-dire des surfaces de contact entre la matrice et les inclusions ou renforts. Tant que le composite est intact, cela signifie que les deux constituants (matrices et particules granulaires) adhèrent parfaitement l'un à l'autre, et l'interface ne joue donc aucun rôle particulier et le matériau n'est pas fragile. Cependant, l'interface joue un rôle important lorsque le composite subit des dégradations mécaniques et commence à se fissurer suite à une surcharge. En effet, les interfaces ont la propriété de dévier les fissures : lorsqu'une fissure se propage dans la matrice et atteint l'interface (Figure II-10 a), elle ne traverse généralement pas cette dernière. La fissure change de direction et suit l'interface (Figure II-10 b). En d'autres termes, au lieu d'une rupture brutale, on observe plutôt une décohésion, c'est-à-dire un décollement progressif entre les renforts et la matrice. L'interface joue donc le rôle de fusible et rend les composites plus ductiles et plus tenaces, c'est-à-dire plus résistants à la rupture, que leurs constituants élémentaires.

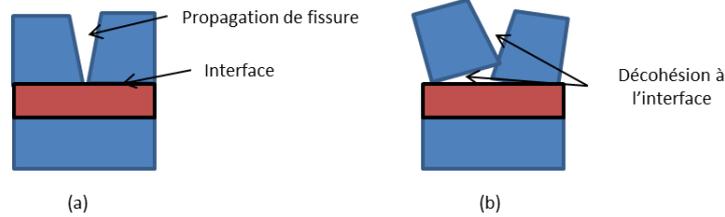


Figure II-10 : Mise en évidence de l'importance de l'interface sur la ténacité des matériaux composites : (a) amorçe de fissure jusqu'à l'interface ; (b) décohésion progressive des particules granulaires.

III. Les facteurs influençant l'usure abrasive : cas des matériaux à base de carbure de tungstène

Plusieurs travaux ont été réalisés dans le cadre de l'étude du comportement tribologique en abrasion des matériaux céramiques tels que le carbure de tungstène. Plusieurs configurations ont été utilisées dans la littérature pour mener ces études, et il en ressort que l'usure abrasive est influencée aussi bien par des facteurs liés aux matériaux eux-mêmes qu'à des facteurs inhérents aux conditions de sollicitation et à l'environnement.

III.1 Les facteurs relatifs aux matériaux

Plusieurs travaux ont été réalisés dans le cadre de l'étude du comportement tribologique en abrasion des matériaux céramiques tels que le carbure de tungstène. Plusieurs configurations ont été utilisées dans la littérature pour mener ces études, et il en ressort que l'usure abrasive est influencée aussi bien par des facteurs liés aux matériaux eux-mêmes qu'à des facteurs inhérents aux conditions de sollicitation et à l'environnement.

III.1.1. La taille des grains de WC

C'est un facteur très important dont il faut tenir compte lors de l'élaboration des matériaux à base de carbure de tungstène. Plusieurs études ont montré que des grains de WC de grande taille favorisent l'abrasion des matériaux à base de carbure de tungstène [II-29, II-30, II-31]. Ce phénomène est dû principalement à deux raisons.

La première raison réside dans le fait que les grains de WC, malgré leur dureté très élevée, sont sujets à des déformations plastiques faibles conduisant ensuite à des microfissurations puis des fracturations. Ce phénomène est d'autant plus important que la surface des grains de WC est importante, d'où leur vulnérabilité par rapport à l'abrasion.

Le deuxième raison concerne la fragilité du matériau qui, dans le cas des matériaux à base de carbure de tungstène, est étroitement liée aux interfaces entre grains de WC. Pour une surface avec des grains de WC de grande taille, les zones interfaciales entre les grains de WC sont importantes et représentent un réservoir pour les amorces de fissures à la surface du matériau (Figure II-10). Ces fissurations peuvent prendre de l'ampleur et se propager jusqu'au volume

du matériau. Le taux du liant métallique dans lequel sont dispersés les grains de WC joue également un rôle important vis-à-vis de l'abrasion.

III.1.2 Le taux de liant métallique

Le liant métallique joue un rôle très important dans la cohésion entre les grains des WC. Cependant, son taux doit être bien contrôlé et maîtrisé. Plusieurs études et expériences ont montré que les taux élevés de liant métallique rendent le matériau propice à l'abrasion.

L'importance du taux de liant métallique est surtout visible au niveau des propriétés mécaniques. Les taux de liant métallique élevés rendent la céramique de WC plus tendre en abaissant leur dureté et en augmentant leur ténacité. C'est donc à travers une influence sur les propriétés mécaniques que le taux de liant affecte la résistance à l'abrasion.

Il a été mis en évidence que l'effet de l'augmentation du taux de liant sur l'usure des matériaux à base de carbure de tungstène est plus prépondérante que celui de l'augmentation de la taille des grains de WC [II-32], ce qui montre que l'enlèvement du liant par extrusion et micro-abrasion à toute son importance dans l'abrasion des carbures de tungstène.

Les graphes de la Figure II-11 montrent les différentes relations entre le taux de liant métallique (le cobalt dans cet exemple) et les propriétés mécaniques, ainsi que la résistance à l'usure.

Pour différentes tailles de grains de WC, les taux de liant élevés conduisent à une diminution de la dureté et à une augmentation de la ténacité des matériaux à base de carbure de tungstène. Cela se traduit par une baisse de la résistance à l'usure.

D'autres propriétés microstructurales conjointement relatives au taux de liant et à la taille des grains de WC jouent également un rôle important dans le comportement tribologique et la résistance à l'abrasion des matériaux à base de carbure de tungstène : il s'agit principalement de la distance intergranulaire moyenne.

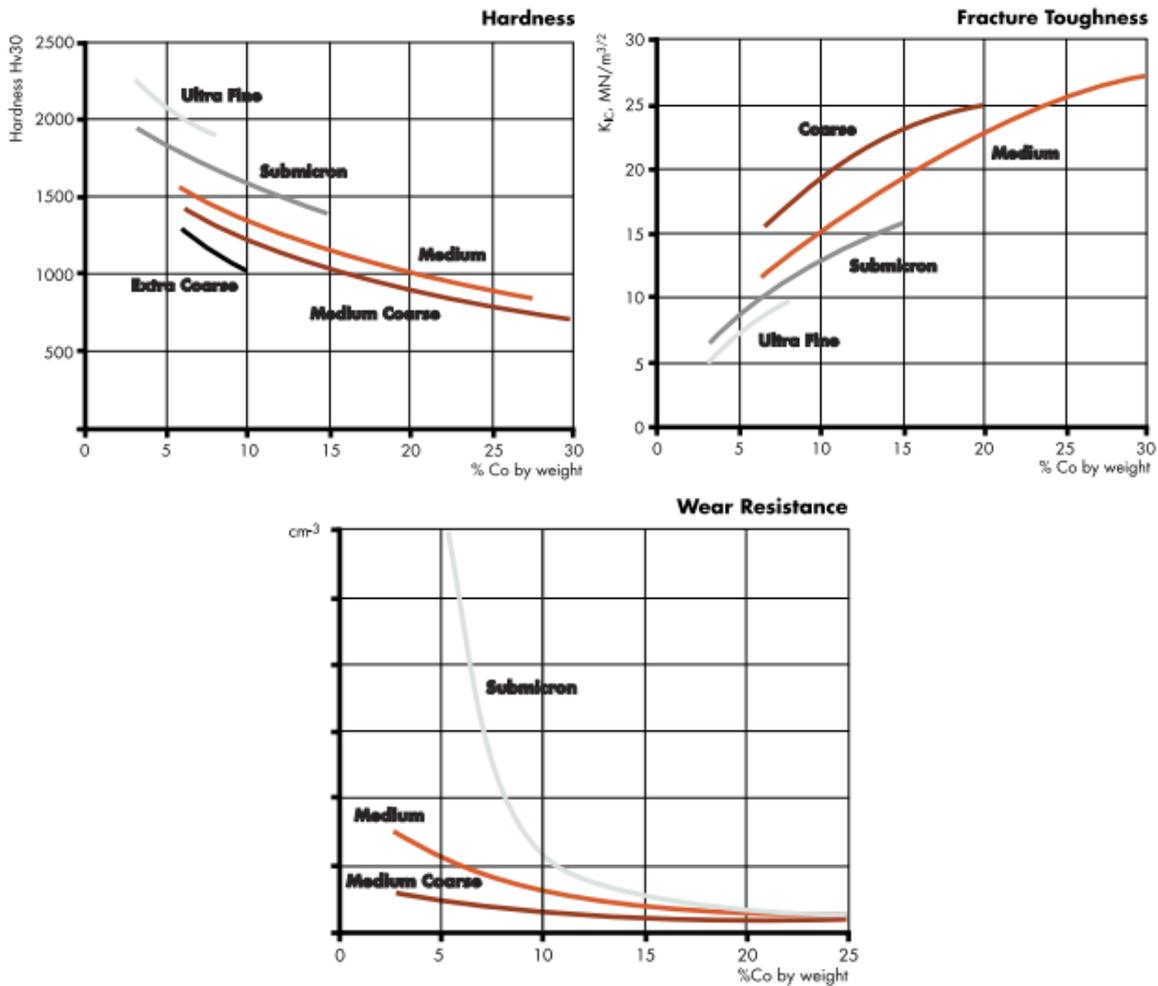


Figure II-11 : Relation entre le taux de liant métallique (cobalt) et (a) la dureté ; (b) la ténacité ; (c) la résistance à l'usure [II-14].

III.1.3 Le parcours libre moyen

Le parcours libre moyen ou distance intergranulaire moyenne est une grandeur intéressante utilisée dans la littérature [II-32, II-33] pour caractériser les nuances de carbures de tungstène.

La distance intergranulaire moyenne dans le cas du carbure de tungstène est la distance moyenne qui sépare les grains de WC. Cette distance n'est pas représentée par des porosités, mais par l'épaisseur des couches de liant métallique entre les grains de WC. Dans le processus d'abrasion des matériaux à base de carbure de tungstène, la dégradation de la phase liant joue un rôle très important. Cette phase est souvent sujette à de la déformation plastique sévère ou à de l'extrusion, ce qui peut précipiter la perte des grains de WC.

Une distance intergranulaire moyenne important expose la phase liant aux particules abrasives qui provoquent sa déformation plastique ainsi que son extrusion.

La distance intergranulaire moyenne λ est fonction du taux de liant f_b , de la taille des grains de WC D_{wc} , et d'un facteur α qui est relatif à la forme et la contiguïté des grains de WC. λ est donné par l'expression suivante [II-32] :

$$\lambda = \alpha D_{wc} f_b(1 - f_b) \quad (1)$$

Une équation similaire est indiquée dans l'étude de M. Herr *et al.* [II-34]. Dans cette expression (1), c'est le ratio $\lambda/\alpha = D_{wc} f_b(1 - f_b)$ qui est très intéressant pour un aspect qualitatif, car il permet d'établir une corrélation entre la taille des grains de WC, le taux de liant et le taux d'usure. Ce ratio λ/α augmente avec l'augmentation du taux de liant et de la taille des grains de WC.

L'étude comparative de J. Sheikh-Ahmad *et al.* [II-32] sur des matériaux à base de carbure de tungstène de taux de liant et de taille de grains différente montre qu'une augmentation de ce ratio (et par conséquent une augmentation du taux de liant et de la taille des grains) augmente le taux d'usure ; d'où l'importance de ce ratio dans l'évaluation des propriétés mécaniques des matériaux à base de carbure de tungstène. Ce ratio, tenant compte de la forme géométrique et de la taille des grains de WC (réduire la taille des grains de WC réduit λ et réduire le taux de liant conduit à une augmentation de la résistance à la déformation plastique dans le liant), montre que la nanostructuration des grains de WC peut servir à l'amélioration des performances des matériaux à base de carbure de tungstène.

III.2 Les facteurs relatifs aux conditions de sollicitation et à l'environnement

Lors des essais d'abrasion, ainsi que dans la réalité, les conditions d'expérimentation et de sollicitation lors des opérations d'excavation ainsi que leurs interactions peuvent avoir une influence sur les résultats. Les éléments environnementaux influencent également les phénomènes d'abrasion. Certains de ces éléments sont détaillés tout au long de ce paragraphe.

III.2.1 Influence du milieu ambiant

Les milieux très acides dégradent le carbure de tungstène en provoquant une dissolution du liant entre les grains de WC ; les milieux moyennement acides dissolvent moins le liant et ces phénomènes sont moindres lorsque le milieu est basique, mais d'une manière générale, lorsque l'usure abrasive intervient en milieu aqueux, la perte de matière est plus importante compte tenu des problèmes de corrosion, notamment de la phase liant métallique [II-35].

L'action simultanée de l'abrasion et de la corrosion est souvent rencontrée dans l'industrie de la construction et de l'extraction minière [II-36, II-37] et le principal problème de corrosion rencontré sur les carbures WC-Co est la dissolution du liant cobalt (Co) [II-37]. C'est pourquoi le nickel est parfois proposé comme solution à ce problème, car il résiste plus à la corrosion.

Il est important de savoir que la corrosion peut être associée à l'abrasion comme il est décrit dans [II-35] :

$$T = W_o + Co + S \quad (2)$$

avec Co, le taux de corrosion électrochimique lorsqu'il n'y a pas d'usure abrasive ; W_o , le taux de matière perdue en absence de corrosion ; S, la synergie usure abrasive-corrosion et T

le taux total de matière enlevée par abrasion, corrosion et l'action simultanée des deux phénomènes.

Les lubrifiants et l'humidité peuvent aussi faire participer au système des agents corrosifs qui peuvent influencer l'usure abrasive (usure corrosive-abrasive) [II-3, II-5].

L'humidité du milieu est aussi un facteur qui influence considérablement le déroulement de l'usure abrasive mais dont le contrôle et la prédiction restent difficiles [II-4, II-5].

L'usure abrasive à deux corps augmente avec l'humidité environnante pour un abrasif et un matériau donné, tandis que l'usure abrasive à trois corps peut soit augmenter, soit diminuer sous l'effet de l'humidité [II-4, II-5]. En abrasion à deux corps, l'humidité facilite le glissement pur des particules abrasives et leur permet d'assurer leur fonctionnalité. En abrasion à trois corps, en fonction du mouvement des particules abrasives (glissement ou roulement), l'humidité peut être soit favorable à l'abrasion (glissement des 3èmes corps) ou défavorable à l'abrasion (roulement des 3èmes corps).

Une étude [II-3] a montré que l'ajout de certains lubrifiants (fluides non aqueux) peut affecter l'usure abrasive en général et particulièrement l'usure abrasive à trois corps ; en présence de ces lubrifiants, l'abrasion de la surface la plus dure a tendance à augmenter, phénomène qui est expliqué par le fait que les particules abrasives, dans ce cas, ont parfois une certaine facilité à s'intégrer à la surface la plus ductile et procéder à l'usure de la surface la plus dure par phénomènes de microcoupe.

III.2.2 Influence de la température

La température est un facteur qui affecte les propriétés mécaniques des matériaux à base de carbure de tungstène. En effet, l'augmentation de la température mène à une altération des propriétés mécaniques des matériaux à base de carbure de tungstène [II-38]. Cette altération des propriétés mécaniques se traduit d'abord par la diminution de la dureté des deux phases constitutives des matériaux à base de carbure de tungstène (liant et particules de WC). La diminution de la dureté de la phase dure de WC pour des températures élevées est due au fait que les grains de WC se dilatent et leur taille augmente, comme l'a indiqué Milman *et al* dans ses travaux [II-39, II-40].

Les mécanismes d'usure d'origine thermique des WC sont surtout observés pour des applications où les inserts en WC sont soumis à des sollicitations très sévères (fortes vitesses de rotation, fortes charges).

Les dégradations des inserts en WC sous les effets thermiques se déroulent en plusieurs étapes [II-41].

Les premières manifestations de l'usure d'origine thermique se caractérisent par de larges fissures peu profondes. Ces fissures ont également pour origine des sollicitations locales en tension qui dépassent la ténacité des inserts en carbure de tungstène.

Les fluctuations thermiques, générées par les répétitions d'impacts, engendrent également parfois des transformations allotropiques de la phase 'liant métallique' ; ce qui peut fragiliser le liant métallique et la briser. Les phénomènes thermiques donnent également naissance à des phénomènes d'adhésion, ce qui généralement induit une augmentation du coefficient de frottement [II-38].

Tous ces phénomènes thermiques exacerbent les mécanismes d'abrasion qui deviennent de plus en plus importants, des grains de WC sont fracturés et se fragmentent en formant des débris ; en effet, sous l'effet des fissures thermiques de petites tailles, les fissures de plus grandes largeurs ont leurs bords écaillés et le liant métallique ainsi que des fragments de WC sont perdus par phénomène d'abrasion.

Parfois, la perte des grains de WC sous les effets thermiques affecte le liant métallique, puisque des éléments des sols excavés ou des produits fluides utilisés entre les outils de coupe et le sol peuvent pénétrer à l'intérieur des fissures et provoquer des phénomènes de corrosion au niveau du liant métallique. Les éventuels phénomènes de diffusion dus aux effets thermiques peuvent également fragiliser la matrice métallique et ainsi favoriser son endommagement.

Au terme de tous ces phénomènes successifs, les inserts en matériau à base de carbure de tungstène, ne pouvant plus absorber davantage d'énergie d'origine mécanique, cèdent et se fracturent de manière catastrophique par le biais des interactions entre les nombreuses et différentes fissures.

Il faut enfin noter que c'est à des températures très élevées qu'interviennent les changements microstructuraux potentiellement nocifs à la durée de vie des WC (au-delà de 500°C) [II-6].

III.2.3 Influence de la taille des particules abrasives

La taille des particules abrasives jouent aussi un rôle très important dans l'usure abrasive des WC. Les particules abrasives de grande taille sont généralement plus sévères vis-à-vis de la surface des carbures. Elles exercent plus de contrainte sur la surface et provoquent donc plus d'enlèvement de matière. Gant *et al.* [II-42] ont indiqué aussi que, sous faible charge en présence de particules abrasives de petite taille, la particule abrasive individuelle est en contact avec un très faible nombre de grains de WC (voire même un seul) à la fois. Dans ces conditions, la particule est dite abrasive lorsque que sa dureté est 20% supérieure à celle du carbure, tandis qu'en présence de grosses particules abrasives, la dureté du carbure est un facteur qui contrôle l'usure car, dans ces conditions, la particule abrasive individuelle rentre en contact avec plusieurs grains de WC [II-32, II-42].

IV. Les matériaux résistant à l'abrasion

Ce paragraphe énumère quelques matériaux (naturels ou synthétiques) ayant de bonnes propriétés mécaniques leur permettant d'être résistants à l'abrasion. Il permet de voir les différentes similitudes ou différences avec le carbure de tungstène.

➤ Le diamant

Le diamant est un allotrope du carbone dans lequel les atomes sont arrangés selon un réseau cubique à faces centrées. Il est connu surtout pour sa dureté (c'est un des matériaux les plus durs avec $H > 10000$ HV) et fait l'objet de recherche en vue d'applications possibles pour ses propriétés optiques et électriques. Les propriétés du diamant naturel étant parfois justes pour les besoins de l'industrie, la fabrication de diamant synthétique est devenue un thème d'investigation important.

Le diamant naturel se forme de manière prépondérante dans une forme octaédrique, ce qui lui confère une forme angulaire sur plusieurs de ses façades.

Le diamant synthétique peut être monocristallin ou polycristallin. Sa forme monocristalline n'est utilisée que pour des applications bien spécifiques.

Une méthode plus ancienne pour obtenir du diamant synthétique est de transformer le graphite à haute température (1500°C-3000°C) et à une pression qui se situe entre 5.2 et 13.35 MPa en présence d'un agent catalyseur (chrome, nickel, titane, radium, etc...). Cette méthode permet d'obtenir des diamants plus friables.

Le diamant est synthétisé aussi par la technique CVD (Chemical Vapor Deposition). Cette technique permet d'obtenir une structure cristalline colonnaire fine grâce à une orientation cristallographique préférentielle. Cependant, l'utilisation de cette technique pour synthétiser le diamant est assez compliquée compte tenu d'un certain nombre de paramètres [II-43].

Il faut noter que le diamant est moins utilisé dans la fabrication d'outils de coupe pour travaux souterrains (surtout pas pour des matériaux massifs) compte tenu de son coût très élevé.

➤ Le lonsdaleite

C'est un minéral très rare et très dur découvert dans un cratère météoritique en Arizona (dans le Canyon Diablo). C'est un allotrope naturel du carbone caractérisé par une structure cristallographique hexagonale. Récemment, Zicheng Pan et son équipe de l'université de Jiaotong ont montré que le lonsdaleite est 58% plus dur que le diamant ; il a résisté à une pression de plus de 150 GPa d'après Kvashnin *et al.* [II-44]. Il a une meilleure résistance que le diamant sous forme nanostructuré.

C'est donc un matériau naturel. Il est encore difficile de synthétiser les cristaux de lonsdaleite pour des applications à grande échelle mais, à petite échelle, des techniques plus ou moins complexes existent [II-44, II-45, II-46].

➤ Le nitrure de bore cubique (cBN)

Le cBN est une structure cristalline allotropique du nitrure de bore dont la dureté est très proche de celle du diamant. Sa structure cristallographique est hexagonale ; il est synthétisé en présence de catalyseurs (métaux alcalins, antimoine, lithium, etc...) à des températures variant entre 1537°C et 2037°C et sous une pression comprise dans l'intervalle 3.45-6.2 MPa.

L'avantage fondamental du cBN est relatif à son importante dureté et surtout à sa résistance thermique qui est supérieure à celle du diamant. Le cBN est également connu pour sa bonne résistance chimique (oxydation à $T > 1000^{\circ}\text{C}$)

Cependant, c'est un matériau dont le coût élevé ne permet pas son utilisation dans la fabrication des matériaux massifs pour les travaux souterrains.

➤ Le nitrure de bore (B_4N)

Le B_4N est un matériau cristallin dur (3800 HV) qui est synthétisé à partir d'anhydride borique et d'une faible teneur de carbone pur mélangés dans un four électrique à une température comprise entre 1800°C et 2500°C . Il est très utilisé dans l'industrie, notamment celle du nucléaire, du fait de sa capacité à absorber facilement les radiations à neutron.

➤ Le diborure de rhénium (ReB_2)

C'est un matériau synthétique très dur et pas cher compte tenu du fait que sa fabrication ne nécessite pas de pressions importantes comme dans le cas du diamant ou du CBN. Sa dureté est d'environ 22 GPa (2200 HV), très loin de celle du diamant ou du cBN mais supérieure ou égale à celui du carbure de tungstène. Le ReB_2 doit cette dureté à sa haute densité de couches de valence et à une abondance de ses liaisons covalentes courtes. Un autre avantage de ce matériau est la multitude de moyens qui permettent de le synthétiser.

Les principales techniques de fabrication du ReB_2 sont la réaction de métathèse en phase solide, la fonte dans un arc électrique et le simple mélange à chaud des éléments constitutifs [II-47].

➤ Le nitrure de bore wurtzite (w-BN)

C'est un matériau polycristallin naturel ou synthétique. Il est formé naturellement lors des éruptions volcaniques à très haute température et pression. Grâce à la complexité de sa structure et à la réorientation de son assemblage flexible, ce matériau peut supporter 18% de plus de contraintes que le diamant. En effet, à la suite d'un processus de réorientation, le w-BN devient 80% plus dur que le diamant.

➤ L'acier martensitique

L'acier martensitique ou la martensite tire son nom du scientifique allemand Adolf Martens (1850-1914). La martensite est une phase métastable de l'acier, obtenue suite à une transformation de la phase mère de l'acier appelée austénite. Cette transformation est dite displacive et se fait à l'état solide sans diffusion c'est-à-dire que, lors de la transformation, les distances de déplacement des atomes de fer ne dépassent pas la distance interatomique [II-48]. C'est une solution sursaturée en carbone dans le fer obtenue généralement par le processus de trempe, c'est-à-dire un refroidissement rapide de l'acier austénitique. La martensite peut aussi être obtenue partiellement par déformation plastique d'écrouissage de l'austénite [II-49].

C'est la phase la plus dure connue à ce jour de l'acier (plus de 800 HV). La dureté la plus élevée est obtenue lorsque la transformation martensitique est effective à 100%. Il faut noter que la transformation martensitique ne se fait pas à température fixe, mais sur une plage de température (M_s = début de transformation et M_f = fin de transformation). La dureté de la martensite dépend fortement de la teneur en carbone de l'acier transformé. Plus celle-ci est élevée, plus la dureté de la martensite l'est également. La martensite est un matériau très fragile et n'est pratiquement pas utilisable directement après la trempe. Le moyen généralement utilisé pour réduire cette fragilité est de procéder à traitement thermique complémentaire appelé le revenu. Différentes morphologies de la martensite sont illustrées sur la Figure II-12.

La martensite n'est pas utilisée dans la fabrication des inserts pour les opérations d'excavation du sol compte tenu de ses propriétés mécaniques insuffisantes par rapport au carbure de tungstène par exemple.

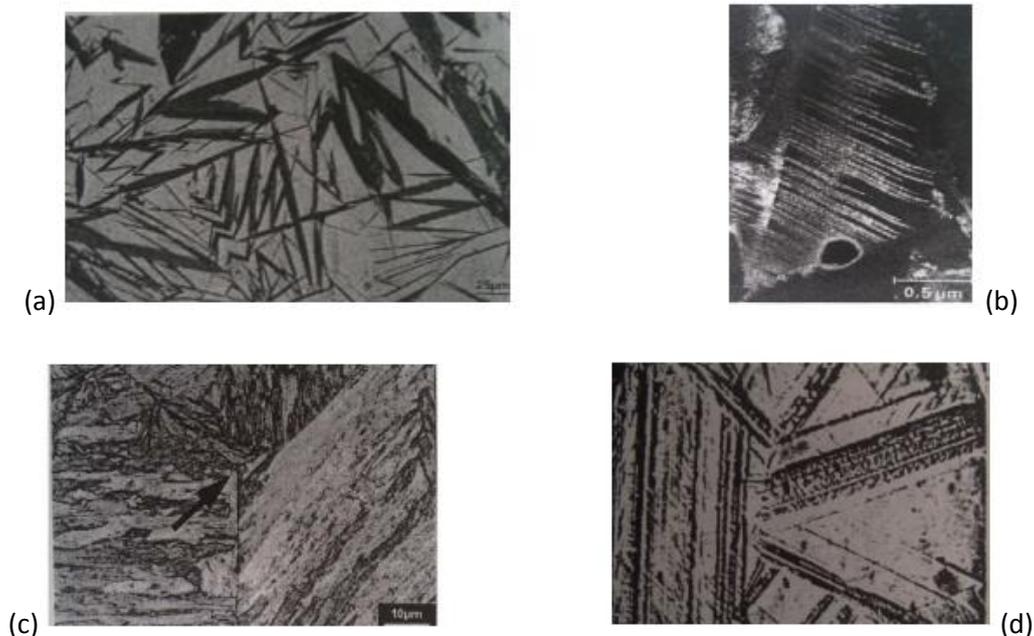


Figure II-12 : Différentes morphologies de la martensite : (a) morphologie en plaquette ; (b) lignes de macles d'un acier 100Cr6 trempé ; (c) morphologie en lattes ; (d) morphologie dans un acier hypereutecté [II-49].

V. Mécanismes d'usure par abrasion des matériaux à base de carbure de tungstène

Depuis plusieurs années, les mécanismes d'usure abrasive des WC ont été largement étudiés, dans plusieurs configurations, dans la littérature.

Les mécanismes d'usure abrasive des WC restent assez complexes compte tenu du fait que ces matériaux sont composés d'au moins deux phases qui peuvent répondre différemment à l'usure par abrasion: les grains de WC et le liant métallique. L'endommagement des WC peut donc se faire à travers celui des grains de WC, celui de la phase liant métallique, ou celui combiné des deux.

D'après Gee *et al.* [II-50], l'abrasion des matériaux à base de carbure de tungstène intervient en quatre étapes :

- l'enlèvement de la phase liant métallique sur une faible profondeur à la surface des inserts de WC ;
- la déformation plastique progressive et la perte de la phase liant métallique jusqu'à la formation de rainures (Figure II-13 b) ;
- la déformation plastique dans les grains de WC, puis l'accumulation de celle-ci conduisant à une fracturation et une fragmentation de ces derniers (Figure II-13 a) ;
- la formation de fissures intergranulaires provoquant la perte totale des grains de WC de la surface de l'insert (Figure II-13c).

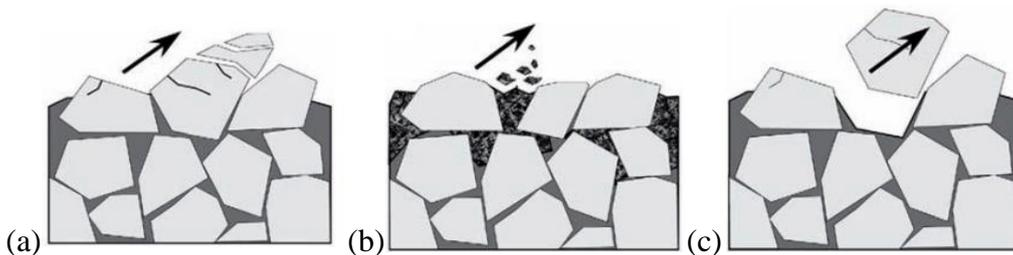


Figure II-13 : Représentation des différents mécanismes d'usure des WC [II-41] : (a) fissuration et fracturation des grains de WC ; (b) perte du liant métallique autour des grains de WC ; (c) décohésion à l'interface WC/liant métallique.

Des tests effectués par Thakare *et al* [II-51] suivant la norme ASTM G65 lui ont permis d'expliquer le phénomène d'usure des WC par les phénomènes suivants :

- la perte de liant métallique et une fragmentation sévère des grains de WC ;
- un épuisement du liant métallique autour des grains de WC et une fissuration de ces derniers le long de leurs plans de cisaillement suivie de l'enlèvement des fragments de WC.

Les étapes primaires de l'usure abrasive dans ce cas consistent à l'enlèvement préférentiel du liant métallique qui conduit à la formation de petits vides avec des facettes intragranulaires.

L'enlèvement du liant conduit aussi à l'affaiblissement de la résistance à la rupture et à une déformation plastique à la surface des WC. Les contraintes développées se dissipent en formant ainsi des fissures dans les grains de WC le long de leurs plans de glissement [II-51].

L'enlèvement du liant et la fragmentation des grains sont d'autant plus importants que la taille des abrasifs utilisés est importante. Les particules abrasives de taille importante exercent une forte contrainte pendant le premier contact avec la surface du matériau créant un état de contrainte suffisant pour enlever le liant métallique [II-51].

Larsen Basse [II-52] a remarqué que la perte de matière par fracture conduit à des taux d'usure plus élevés que la perte de matière par déformation plastique et les facteurs importants influençant cette transition (déformation plastique à fracture) dans le mécanisme d'usure abrasive sont :

- l'augmentation de la profondeur d'indentation causée par l'abrasif ;
- l'importance de l'aspect « angulaire » des grains abrasifs ;
- la diminution du ratio ténacité/dureté du matériau.

VI. Différents moyens de tests d'abrasion

Dans cette partie, nous allons décrire les différentes configurations dans lesquelles les particules abrasives sont utilisées dans les tests d'abrasion. Cette description est faite à travers l'énumération des différents avantages et inconvénients de ces différentes configurations.

➤ Les tests avec abrasifs fixes

Cette catégorie de tests concerne les configurations où les particules abrasives sont expressément fixées à une des deux surfaces antagonistes ; les particules abrasives fixes peuvent être constituées des aspérités naturelles d'une surface très rugueuse.

L'intérêt de ce type de tests réside dans le fait que les taux d'usure sont plus importants, car les particules abrasives sont en glissement pur, lorsqu'elles ne fragmentent pas durant le test, et engendrent des phénomènes de coupe sur la surface étudiée. Cette configuration de tests se place dans la catégorie des tests d'abrasion à deux corps.

Parmi les tests d'abrasion avec abrasifs fixes, on peut citer, entre autres, les normes ASTM G 174 et ASTM D 4060 ou test de Taber.

Le test de la norme ASTM G 174 ou « loop abrasion test », illustré sur la Figure II-14, a été développé pour tester des matériaux durs comme le WC ou le nitrure de titane. Une bande abrasive finie d'oxyde d'aluminium ou de tout autre type d'abrasif, en contact avec l'échantillon de matériau, est entraînée par des systèmes de poulie. Le mouvement cyclique de la bande permet de créer de l'usure sur les surfaces étudiées.

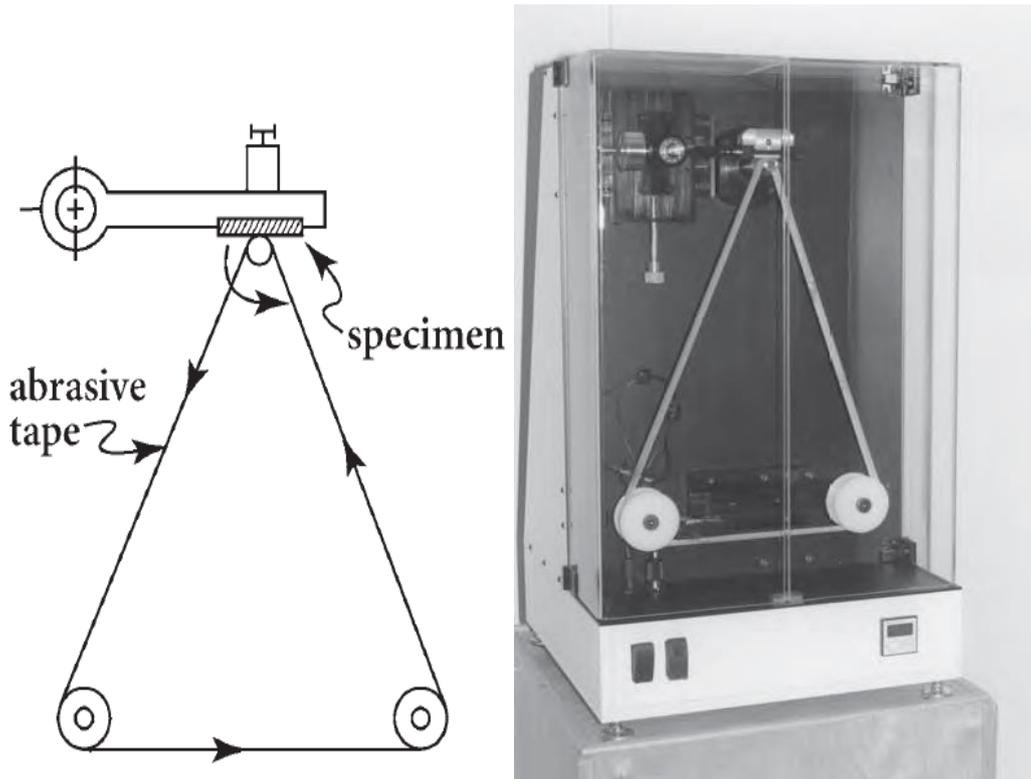


Figure II-14 : Dispositif du test de la norme ASTM G 174 ou « loop abrasion test ».

La norme ASTM D 4060 ou test de Taber est décrite sur la Figure II-15. Dans ce processus, les particules abrasives sont collées et fixées sur des roues en mouvement de rotation sur la surface étudiée. Cette norme est également utilisée pour tester les matériaux très durs et fait partie de la catégorie des tests d'abrasion à deux corps.

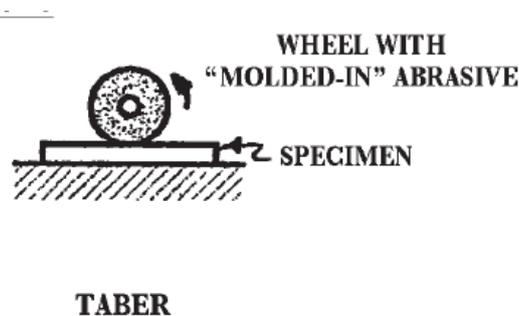


Figure II-15 : Dispositif du test de la norme ASTM D 4060 ou test de Taber.

➤ Les tests d'abrasion avec abrasifs sous forme de pâte ou de boue

Ce type de test d'abrasion est parfaitement mis en évidence par la norme ASTM B611 dont le banc d'essai est illustré sur la Figure II-16. Pour réaliser ce test, une boue formée d'un mélange de l'abrasif et d'eau est placée dans un bac ; la matière fluide pour faire la pâte abrasive peut être dans certains cas constituée de stéarine, d'acide oléique, de paraffine, de cire, de graisse ou de gelée de pétrole [II-43]. Souvent, des émulsifiants et des substances thixotropiques (savon d'aluminium, bentonite, etc...) sont ajoutés dans la pâte abrasive pour

respectivement intensifier le processus afin de donner une forte durabilité à cette dernière et améliorer sa viscosité si nécessaire [II-43].

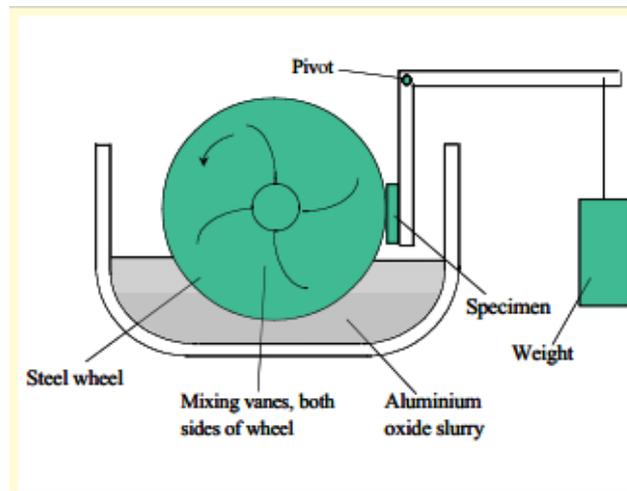


Figure II-16 : Dispositif du test d'abrasion de la norme ASTM B611.

La pâte abrasive est mise dans le contact directement par les mouvements d'un disque métallique rotatif qui est plongée dans cette pâte abrasive. Cela permet donc à chaque fois de renouveler la pâte abrasive dans le contact. Cependant, du fait de la recirculation cyclique dans le contact des particules abrasives qui constituent la pâte abrasive, le pouvoir abrasif de cette dernière est réduit, au fur et à mesure que le test suit son cours.

Dans cette catégorie de tests, on peut aussi parler de la norme ASTM G65 décrite sur la Figure II-17. C'est un des moyens de test d'abrasion les plus utilisés. Le principe de fonctionnement du banc d'essai de la norme ASTM G65 est proche de celui de la norme ASTM B611. La différence fondamentale entre les deux normes se trouve dans le mode d'approvisionnement du contact en abrasif et aussi l'état des abrasifs.

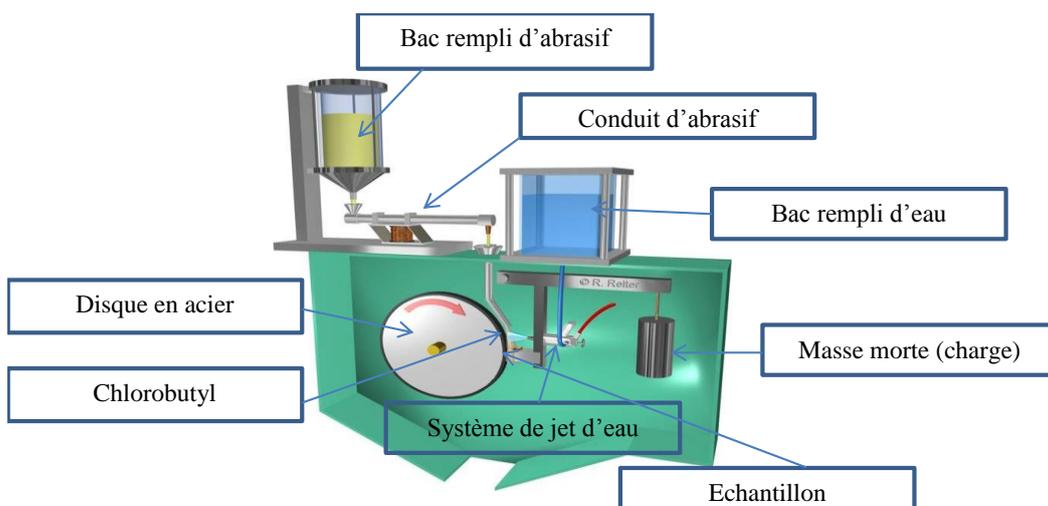


Figure II-17 : Dispositif du test d'abrasion de la norme ASTM G65.

Aussi, la partie du disque rotatif qui est en contact avec les abrasifs et la surface étudiée est constituée de caoutchouc (du chlorobutyle généralement). Dans le cas de la norme ASTM G65, les particules abrasives ne sont pas sous forme de pâtes ; elles arrivent dans le contact avec un flux bien contrôlé (à sec) puis, en cas de besoin, une quantité d'eau est ajoutée au même moment que les particules abrasives. L'avantage de cette configuration de l'ASTM G65 réside dans le fait que les particules abrasives sont toujours renouvelées et les taux d'usure sont plus élevés que dans le cas de la norme ASTM B611.

➤ Les tests d'abrasion avec abrasif sous forme de suspension

Ce type de test est mis en évidence par la technique du « ball cratering » [II-53]. Les particules abrasives sont préalablement mises en suspension dans une certaine quantité d'eau, puis alimentent le contact via un tube par un système de pompage. La configuration du système est assez similaire à celle de la norme ASTM G65, mais avec, à la place du disque rotatif, une bille généralement en acier. Le système du « ball cratering » est illustré par la Figure II-18. Il faut préciser que la charge est appliquée sur le substrat via un système de masse morte.

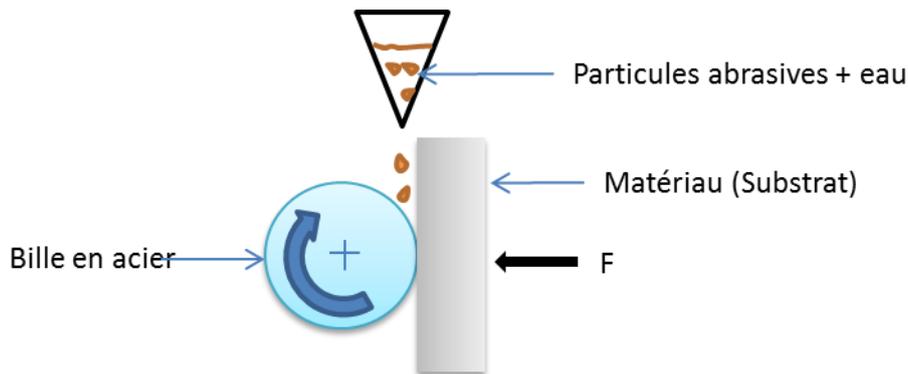


Figure II-18 : Dispositif du test du « ball cratering ».

VII. Conclusions

Ce chapitre a permis de parcourir les aspects importants de l'usure abrasive à travers ses différentes caractéristiques, modes et mécanismes. Les différents paramètres qui influencent l'usure abrasive des matériaux en général et des matériaux à base de carbure de tungstène en particulier sont également abordés. Nous avons vu que les conditions de sollicitation des matériaux à base de carbure de tungstène ainsi que des facteurs inhérents aux matériaux jouent un rôle dans leur endommagement. Quelques moyens de mettre en évidence l'usure abrasive ainsi que quelques matériaux durs sont aussi cités et décrits dans ce chapitre.

VIII. Références

- [II-1] Research group on wear of engineering materials, Glossary of terms and definitions in the fields of friction, wear and lubrication, Tribology O.E.C.D. publications, Paris 1969
- [II-2] D.L. Olson, C.E. Cross, Friction and Wear in the Mining and Mineral Industries, Center for Welding and Joining Research, Colorado School of Mines, ASM Handbook, Volume 18, 1992, Pages 649-655
- [II-3] A. Cornet, J. P. Deville. *Physique et ingénierie des surfaces*. Monographie de matérialogie 3, 1998
- [II-4] M.A Moore, Abrasive Wear, ASM Materials Science Seminar on Fundamentals of Friction and Wear of Materials, October 4-5 1980, Pittsburgh, Pennsylvania, editor: D.A. Rigney, Metals Park, Ohio, Publ. ASM, 1981, pp.73-118
- [II-5] G. W. Stachowiak, A. W. Batchelor, Abrasive, Erosive and Cavitation Wear, Engineering Tribology (Third Edition), 2006, Pages 501-551
- [II-6] M. Tchadja Kagnaya, Contribution à l'identification des mécanismes d'usure d'un WC-6%Co en usinage et par une approche tribologique et thermique, Thèse soutenue le 04 septembre 2009, ED n°.432: SMI (Sciences des Métiers de l'Ingénieur)
- [II-7] V.H. Davies, L.A. Bolton, The mechanism of Wear, Weld Surfacing and Hard facing, The Welding Institute, Cambridge, UK, 1980, P 4-10
- [II-8] D. J. Dunn, Metal Removal Mechanisms Comprising Wear in Mineral Processing, Proceedings of International Conference, Wear of Materials 1985, American Society of Mechanical Engineers, 1985, p 501-508
- [II-9] J.D. Gates, Two-body and three-body abrasion: A critical discussion, Wear 214 (1998) 139-146
- [II-10] D. V. De Pellegrin, G.W. Stachowiak, Sharpness of abrasive particles and surfaces, Wear, Volume 256, Issue 6, March 2004, Pages 614-622
- [II-11] J.T, Burwell, C.D Strang, On the Empirical Law Adhesive Wear, J. Appl Phys., 23.01.1952), 18-28] [J.T Burwell, Survey of Possible Wear Mechanism, Wear (01 1957), 119 141
- [II-12] N. Fillot, Etude mécanique de l'usure : Modélisation par Eléments Discrets des débits de troisième corps solide, Thèse soutenue le 18 Octobre 2004, N° d'ordre : 04 ISAL 0062
- [II-13] Y. Berthier, P. Kapsa, L. Vincent. Matériaux et contacts - une approche tribologique. Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, 1998
- [II-14] M. Yahiaoui, Comportement tribologique de diamants polycristallins et de carbures cémentés WC-Co avec traitements de graduation Application aux inserts et taillants d'outils

pour le forage de formations rocheuses fortement abrasives, Thèse soutenue le 21 juin 2013 à l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tarbes

[II-15] Y. Berthier., Background on friction and wear, J. Handbook of Materials Behaviour models. San Diego, U.S.A : Academic press, 2001, pp. 677-697

[II-16] Y. Berthier., M. Godet., Third body, The third body concept. Elsevier Edition, 1996, pp. 21-30

[II-17] Y. Berthier, M. Godet, M. Brendle, Velocity accommodation in friction, Tribology Transaction, volume 32, Issue 4, (1989), pp.490-496

[II-18] O. Dalverny, Vie tribologique à chaud et température interfaciale des contacts céramiques, Thèse de doctorat, Université de Bordeaux I, (1998)

[II-19] A. Misra, I. Finnie, A classification of three-body abrasive wear and design of a new tester. Wear 60 (1980), 111-121

[II-20] T. Sasada, M. Oike and N. Emori, The Effects of Abrasive Grain Size on the Transition between Abrasive and Adhesive Wear, Wear, Vol.97, 1984, pp291, 302

[II-21] E. Rabinowicz, L.A. Dunn, P.G. Russell, A study of abrasive wear under three body conditions, Wear, 4 (1961) 345-355

[II-22] Y. Xie, B. Bhushan, Effects of particle size, polishing pad and contact pressure in free abrasive polishing, Wear 200 (1996) 281-295

[II-23] E. Felder, Usinage par abrasion : Analyses expérimentales et théoriques, Techniques de l'Ingenieur, BM 7 053, 2009

[II-24] M.A. Moore, P.A. Swanson, The effect of particle shape on abrasive wear: a comparison of the theory and experiment, in K.C. Ludema (ed), Proc. of wear of Materials, ASME, New York, 1983, pp1-11

[II-25] T. Kayaba, The Latest Investigations of Wear by the Microscopic Observation, JSLE Transactions, Vol.29, 1984, pp 9-14

[II-26] K. Phillips, Study of the Free Abrasive Grinding of Glass and Fused Silica, Ph.D. Thesis, University of Sussex, United Kingdom, 1975

[II-27] M.A. Moore et F.S. King, Abrasive Wear of Brittle Solids, Wear, Vol.60, 1980, pp. 123-140

[II-28] O. Vingsbo, S. Hogmark, Wear of Steels, ASM Materials Science Seminar on Fundamentals of Friction and Wear of Materials, 4-5 October 1980, Pittsburgh, Pennsylvania, editor: D.A. Rigney, Metals Park, Ohio, Publ. ASM, 1981, pp.373-408

[II-29] S.W. Date, S. Malkin, Effects of grits size on abrasion with coated abrasives, Wear 40 (1976) 233-235

- [II-30] H. Sin, N. Saka, N.P. Suh, Abrasive wear mechanisms and the grit size effect, *Wear* 55 (1979) 163-190
- [II-31] A. Torrance, The effect of grit size and asperity blunting on abrasive wear, *Wear* 253 (2002) 813-819
- [II-32] J. Sheikh-Ahmad, J. Bailey, "The wear characteristics of some cemented tungsten carbides in machining particleboard," *Wear* 225-229 (1999) 256-266, 1999
- [II-33] H.E Exner, J. Gurland, A review of parameters influencing some mechanical properties of tungsten carbide-cobalt, *Powder Metallurgy* 13 (1970) 13-31
- [II-34] M. Herr *et al.*, Characterisation of wear properties of ultrafine-grained hardmetals using a special abrasive wheel test, *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials* 19 (2001) 371-379
- [II-35] ASTM G119-03, Standard Guide for Determining Synergism Between Wear and Corrosion, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2003, www.astm.org
- [II-36] A. Hoenig, J.J. Griffith, R. Zaroni, Monitoring drill wear electrically, *Mach; Des.* 55 (1983) 174-179
- [II-37] S.W. Watson, F.J. Friedersdorf, B.W. Madsen, S.D. Cramer, Methods of measuring wear-corrosion synergism, *Wear*, vol. 181-183, Part 2, March 1995, Pages 476-484
- [II-38] Y. Pérez Delgado, P. De Baets, K. Bonny, V. Carretero Olalla, J. Vleugels, B. Lawers, M.H. Staia, Influence of wire-EDM on high temperature sliding wear behavior of WC10Co(Cr/V) cemented carbide, *Int. Journal of Refractory Metals and Hard Materials* 41 (2013) 198–209
- [II-39] M. Yuv, S. Luyckx, Northrop IT. Influence of temperature, grain size and cobalt content on the hardness of WC–Co alloys. *Int J Refract Metals Hard Mater* 1999;17:39–44
- [II-40] M. Yuv, S. Chugunova, V. Goncharuck, S. Luyckx, Northrop IT. Low and high temperature hardness of WC–6 wt%Co alloys. *J Refract Met Hard Mater* 1997;15:97–101.
- [II-41] U. Beste, S. Jacobson. A new view of the deterioration and wear of WC/Co cemented carbide rock drill buttons. *Wear*, vol. 264, pages 1129–1141, 2008
- [II-42] A.J. Gant, M.G. Gee, Abrasion of tungsten carbide hardmetals using hard counterfaces, *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, Volume 24, Issues 1–2, January–March 2006, Pages 189-198
- [II-43] I. Marinescu, W.B. Rowe, B.Dimitrov, I. Inasaki, *Tribology of abrasive machining processes*, William Andrew publishing, ISBN 0-8155-1490-5, 2004
- [II-44] A. G. Kvashnin, P. B. Sorokin, Lonsdaleite Films with Nanometer Thickness, *The Journal of Physical and Chemistry Letters*, 2014, Pages 541-548

- [II-45] K. Lonsdale, Formation of Lonsdaleite from single crystal graphite, *The American Mineralogist*, vol. 56, January-february, 1971, Pages 333-336
- [II-46] P. Nemeth, A. J. L. Garvie, T. Aoki, N. Dubrovinskaia, L. Dubrovinsky, P. R. Buseck, Lonsdaleite is faulted and twinned cubic diamond and does not exist as a discrete material, *Nature Communications*, DOI: 10.1038/ncomms6447, 2014
- [II-47] H. Y Chung, M. B. Weinberger, J. B. Levine, A. Kavner, J-M. Yang, S. H. Tolbert, R. B. Kaner, Synthesis of Ultra-Incompressible Superhard Rhenium Diboride at Ambient Pressure, *Science*, Vol. 316 no. 5823, 2007, pp. 436-439
- [II-48] H.K.D.H Bhadeshia, Martensite in Steels, *Materials Science & Metallurgy*, 2002, P1-12
- [II-49] M. Shaira, Caractérisation non destructive de la transformation martensitique de l'acier 304L induite par déformation cyclique, Thèse N° d'ordre 2006-ISAL-0087, soutenue le 1^{er} décembre 2006 à l'INSA de Lyon
- [II-50] M.G. Gee, A. Gant et B. Roebuck. Wear mechanisms in abrasion and erosion of WC/Co and related hardmetals. *Wear*, vol. 263, pages 137–148, 2007
- [II-51] M.R. Thakare, J.A. Wharton, R.J.K. Wood, C. Menger, Effect of abrasive particle size and the influence of microstructure on the wear mechanism in wear-resistant materials, *Wear*, Volumes 276–277, 15 February 2012, Pages 16-28
- [II-52] J. Larsen-Basse, International conference on wear of materials. New York: ASME; 1985. P39-44
- [II-53] G.B. Stachowiak, G.W. Stachowiak, Wear mechanisms in ball-cratering tests with large abrasive particles, *Wear*, Volume 256, Issue 6, March 2004, Pages 600-607.

Chapitre III : Présentation des matériaux étudiés

Les objectifs de ce chapitre sont de :

- présenter tous les matériaux développés et testés dans le cadre de cette étude à travers leurs compositions chimiques, leurs méthodes d'élaboration, leurs microstructures et leurs propriétés mécaniques,*
- indiquer les objectifs du développement de chacune des familles de matériaux étudiés,*
- présenter la méthode de préparation des échantillons avant les essais.*

Table des matières

I. Introduction.....	73
II. Le matériau de référence.....	73
II.1 Composition chimique.....	73
II.2. Processus d'élaboration	73
II.3. Microstructure	73
II.4. Propriétés mécaniques	75
III. Les matériaux à faible taux de liant	76
III.1 Introduction	76
III.2 Composition chimique	76
III.3 Processus d'élaboration.....	78
<i>III.3.1 Paramètres de compactage</i>	<i>78</i>
<i>III.3.2 Pré-frittage pour les échantillons sphériques</i>	<i>78</i>
<i>III.3.3 Processus de frittage</i>	<i>79</i>
III.4 Microstructure	79
III.5 Propriétés mécaniques.....	81
IV. Les matériaux bimodaux élaborés par frittage conventionnel	82
IV.1 Introduction	82
IV.2 Composition chimique	83
IV.3 Processus d'élaboration.....	83
<i>IV.3.1 Etape 1: Synthèse de la phase liant métallique</i>	<i>83</i>
<i>IV.3.2 Etape 2: Synthèse des WC bimodaux</i>	<i>84</i>
IV.4 Microstructure	84
IV.5 Propriétés mécaniques.....	86
V. Les matériaux élaborés par frittage réactif	86
V.1 Introduction	86
V.2 Composition chimique	86
V.3 Processus d'élaboration.....	87
V.4 Microstructure	90
V.5 Propriétés mécaniques	91
VI. Matériaux complémentaires	91
VI.1 Introduction	91
VI.2 Composition chimique	91
VI.3 Processus d'élaboration.....	92
VI.4 Microstructure	92
VI.5 Propriétés mécaniques.....	93
VII. Méthode de préparation des échantillons	94
VIII. Conclusions	96
IX. Références	96

I. Introduction

Ce chapitre décrit les matériaux développés dans le cadre de cette étude, pour éventuellement remplacer le matériau de référence actuellement utilisé par NFM dans la fabrication des inserts pour ses dents de tunnelier. Tous les matériaux de cette étude sont l'œuvre de l'université technologique de Tallinn (TUT) qui les développe en fonction des retours des résultats de caractérisations tribologiques réalisées au LTDS. La description de ces matériaux se fera à travers leur composition chimique, leur processus d'élaboration, la présentation de leur microstructure et de leurs propriétés mécaniques (mesurées par TUT). Quatre familles de matériaux ont été développées dans le cadre de ce projet. Mais avant de présenter les nouveaux matériaux, nous présenterons d'abord le matériau de référence utilisé par NFM. La méthode de préparation des échantillons pour les tests d'abrasion pure, réalisés au LTDS, est également détaillée à la fin de ce chapitre.

II. Le matériau de référence

II.1 Composition chimique

Le matériau de référence utilisé par NFM est appelé B40 et provient de l'entreprise Element 6. Il est composé de cobalt comme liant métallique (15% massique) et de carbure de tungstène comme phase dure (85% massique).

II.2. Processus d'élaboration

Le matériau à base de carbure de tungstène de référence B40 est élaboré par un processus de frittage conventionnel ; c'est-à-dire que des grains de carbure de tungstène sont mélangés avec du cobalt, puis chauffé à haute température dans des fours. Les détails du processus d'élaboration de ce matériau ne nous sont pas accessibles compte tenu du fait que les entreprises fabriquant ces types de produits (carbure de tungstène) sont extrêmement vigilantes sur la protection du mode d'élaboration de leurs produits.

II.3. Microstructure

Le B40 est de prime abord caractérisé par son fort taux de liant métallique (15% de cobalt) et la taille de ses grains de carbure de tungstène. En effet, les grains de WC constituant le B40 sont relativement de grande taille, comme le montre la microstructure illustrée sur la Figure III-1. De plus, on remarque assez d'espace entre les grains de WC, ce qui a pour conséquence l'augmentation de la distance intergranulaire moyenne de ce matériau et de rendre le liant métallique, qui est la phase ductile des matériaux à base de carbure de tungstène, exposé à une déformation plastique, sous l'action des contraintes extérieures. Le Tableau III-1 présente les différentes caractéristiques microstructurales importantes du B40.

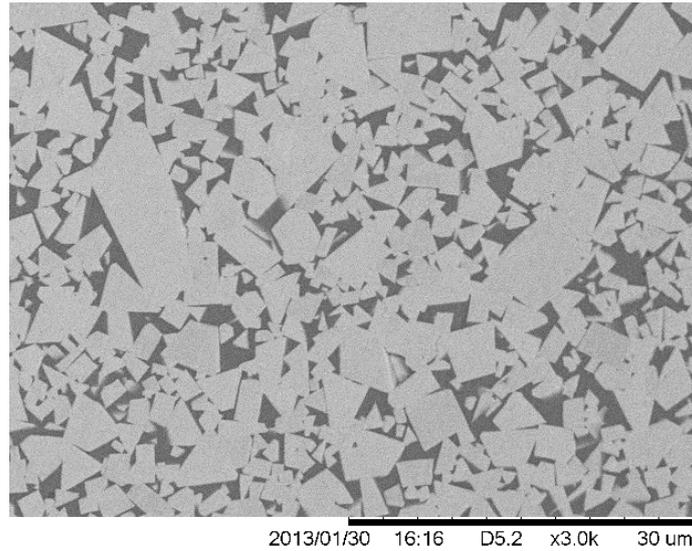


Figure III-1 : Observation au MEB de la microstructure du B40 observée au microscope électronique à balayage.

Taille moyenne des grains de WC (μm)	Parcours libre moyen (μm)	Contiguïté entre les grains de WC
1.85	0.95	0.30

Tableau III-1 : Propriétés microstructurales du B40.

Pour déterminer la taille moyenne des grains des matériaux dans cette étude, nous avons utilisé la méthode de mesure de Heyn [III-1]. Cette technique consiste à compter soit le nombre d'interfaces entre les grains de WC, soit le nombre de grains de WC par lesquels passe une ligne tracée aléatoirement sur la microstructure. Ensuite, le nombre d'interfaces ou de grains de WC est divisé par la longueur réelle de la ligne aléatoire considérée et on remonte à la taille approximative des grains de WC en divisant la longueur de la ligne par le nombre approximatif de grains de WC ou d'interfaces qu'elle intercepte.

Le parcours libre moyen représente la distance moyenne qui sépare les grains de WC entre eux, tandis que la contiguïté représente la proximité entre les grains de WC.

Le parcours libre moyen λ est déterminé expérimentalement par deux formules différentes. La première formule [III-2] est donnée par (1) :

$$\lambda = \frac{1-f}{Nl} \quad \text{avec } f = \frac{8}{3\pi} \frac{Nl^2}{Ns} \quad (1)$$

avec f la fraction volumique de particules, Nl le nombre de particules par unité de longueur croisées par une ligne de manière aléatoire sur une image métallographique réalisée au MEB et Ns le nombre de particules par unité de surface contenues dans une surface aléatoire sur une image métallographique réalisée au MEB.

La seconde formule utilisée par K. Jia *et al.* [III-3] est donnée par (2) :

$$\lambda = \frac{2\%vol(liant)}{N} \quad (2)$$

avec % vol(liant) la fraction volumique du liant métallique et N le nombre moyen de particules par unité de longueur sur une ligne mettant en évidence des interfaces carbure/liant, déterminée sur une image métallographique réalisée au MEB.

La contiguïté des grains de WC est calculée à travers la formule suivante (3) [III-3] :

$$C = \frac{2Nc}{(2Nc+N)} \dots\dots\dots(3)$$

avec Nc le nombre moyen d'intersections par unité de longueur d'une ligne mettant en évidence les interfaces carbure/carbure et N le nombre moyen de particules par unité de longueur sur une ligne mettant en évidence des interfaces carbure/liant, déterminée sur une image métallographique réalisée au MEB.

II.4. Propriétés mécaniques

Les propriétés mécaniques les plus importantes pour les matériaux à base de carbure de tungstène sont leur dureté et leur ténacité. Elles sont généralement liées à la composition chimique et à la microstructure du matériau. Les différentes propriétés mécaniques du B40 sont indiquées dans le Tableau III-2.

	Masse volumique (g/cm ³)	Dureté (HV ₃₀)	Module de Young (GPa)	Ténacité (MPa m ^{1/2})
B40	14.0	1050±10	380±28	15.8

Tableau III-2 : Propriétés mécaniques du B40 [Mesures réalisées par TUT].

La dureté du B40, fournie par le catalogue de l'entreprise qui le fabrique, est vérifiée par nano indentation (Vickers' Hardness utilisant une machine Indectec HV). Cette technique est d'ailleurs utilisée pour tous les autres matériaux qui suivront par la suite et les mesures sont répétées six fois.

La ténacité des matériaux dans cette étude est déterminée via une méthode d'indentation avec le logiciel Omnimet Imaging [III-4]. Elle est mesurée quatre fois avec des charges allant jusqu'à 147 N. Ces mesures ont été réalisées par TUT.

La densité du B40 ainsi que son module de Young sont également issus du catalogue de l'entreprise.

III. Les matériaux à faible taux de liant

III.1 Introduction

L'objectif recherché dans le développement de ce groupe de matériaux est d'optimiser les propriétés mécaniques des matériaux à base de carbure de tungstène en jouant de prime abord sur le taux de liant.

Plusieurs années de recherche ont permis de déterminer que faire varier le ratio carbure/liant affecte considérablement les propriétés mécaniques des matériaux à base de carbure de tungstène. Réduire le taux de liant permet d'obtenir des matériaux avec une faible ductilité et une faible ténacité, et concomitamment avec une dureté importante ainsi qu'une meilleure résistance à l'usure [III-5]. En effet, la dureté et la ténacité sont deux propriétés antagonistes comme on a pu le voir sur la Figure I-15.

La deuxième philosophie prise en compte dans le développement de ces matériaux est l'ajout de renforts (carbures et oxydes) jouant le rôle d'inhibiteurs de grossissement de grains dans le but de limiter l'augmentation de la taille des grains de WC lors du processus de frittage. Les grains de WC de petite taille sont connus pour être favorables à l'augmentation de la résistance à l'abrasion [III-6].

III.2 Composition chimique

Les matériaux à base de carbure de tungstène de ce groupe de matériaux ont pour base de la nanopoudre commerciale de WC (90-100 nm, H.C. Starck, 99% WC DN-4.0). Ensuite, il y a les additifs:

- le carbure de vanadium VC (1.8-2.0 nm, H.C. Starck, 99% VC-8002),
- le carbure de zirconium ZrC (90-100 nm, H.C. Starck, 99% ZrC DN-4.0),
- le carbure de chrome Cr₃C₂ (1.8-2.0 µm, PPM Ltd, 99% CrC-7002),
- l'oxyde de zirconium ZrO₂ (30 nm, TOSOH, 3 mol.% yttria-stabilized, Japan).

Le liant métallique pour cette famille de matériaux est du nickel Ni (20 µm, K10, 99%). 1 wt% de cire solide de paraffine et 700 ml d'éthanol liquide sont ajoutés dans les moules de chaque échantillon. 1 kg de WC est utilisé pour l'élaboration de chacune des nuances de matériau. La composition chimique de chacun des matériaux de ce groupe est donnée dans le Tableau III-3.

	Composition chimique
WNO	WCnanopoudre – Ni (8wt%.)
WNZ	WCnanopoudre – Ni (8wt%.) – ZrO ₂ (3wt%.)
WNZr	WCnanopoudre – Ni (8wt%.) – ZrC (1.3wt%.)
WNZVC	WCnanopoudre – Ni (8wt%.) – ZrO ₂ (3wt%.) – VC et Cr ₃ C ₂ (0.5wt%. chacun)

Tableau III-3 : Composition chimique des WC à faible taux de liant.

Généralement, le liant métallique utilisé dans la fabrication des WC est soit du cobalt (cas du B40), soit du nickel. Dans le cas des matériaux à faible taux de liant, c'est le nickel qui est utilisé dans une proportion de 8% massique comme on le voit sur le Tableau III-3. Le choix du nickel en lieu et place du cobalt est motivé par différentes raisons :

- Sur le plan économique, le nickel est plus abordable que le cobalt et son choix permet donc de réduire potentiellement le coût de fabrication des WC.
- Des études ont montré que lorsqu'il est associé à la zircone (ZrO_2), le nickel est un meilleur agent mouillant que le cobalt [III-7].
- Aussi, la stabilité et la résistance à l'oxydation à haute température du nickel sont meilleures.
- Le nickel résiste également mieux à la corrosion et à l'érosion que le cobalt.
- Le nickel est également plus ductile que le cobalt, ce qui lui confère une meilleure résistance à l'extrusion potentiellement responsable de la perte des grains de WC dans certains cas.

Certains carbures et oxydes, et parfois la combinaison des deux, sont utilisés comme inhibiteurs de grossissement ou d'expansion des particules granulaires de WC dans le système des carbures.

Par exemple, des auteurs ont montré que l'ajout de faibles quantités (0.5 wt% ou 1 wt%) de VC et/ou Cr_3C_2 dans la composition du matériau à base de carbure de tungstène peut s'avérer suffisante pour réduire considérablement le coefficient de frottement et aussi limiter son augmentation lorsqu'on applique une charge élevée sur le WC [III-8].

L'utilisation de la combinaison du carbure de vanadium (VC) et du carbure de chrome (Cr_3C_2) favorise également et surtout la limitation de l'augmentation de la taille des grains mais aussi permet d'empêcher l'agglomération des poudres lors du frittage. Théoriquement, l'action d'inhibition du grossissement des grains de WC lors du frittage par les renforts se fait par dissolution de ces derniers dans la phase du liant, puis par ségrégation des inhibiteurs aux interfaces grains de WC/liant. Ce processus gêne ainsi le phénomène de dissolution-précipitation des grains de WC [III-9].

L'avantage de l'utilisation d'inhibiteurs de grossissement des grains de WC réside dans le fait qu'il est plus simple d'utiliser cette technique industriellement que d'utiliser, par exemple, la technique de broyage mécanique à haute énergie [III-10, III-11].

L'ajout de VC et de Cr_3C_2 agit donc pour maintenir les grains de WC dans une taille fine favorable à une augmentation de la dureté et concomitamment à une meilleure résistance à l'usure.

La zircone ZrO_2 est également utilisée pour doper les matériaux à base de carbure de tungstène de ce groupe de matériaux et pour inhiber l'augmentation de la taille des grains de WC. En effet, l'ajout d'une petite quantité de zircone yttrée stabilisée (Y_2O_3 , ZrO_2) dans la composition des matériaux à base de carbure de tungstène, lors du frittage, permet de

supprimer la formation de grains de WC sous forme de prisme triangulaire tronqué et donne ainsi des grains de WC fins [III-12].

Aussi, la transformation martensitique de la zircone, sous sollicitations mécaniques, se manifeste par une augmentation de volume des particules de cette dernière et cette augmentation de volume conduit à une fermeture des éventuelles fissures et à une augmentation de la résistance à la propagation des fissures [III-13].

Peu d'études ont été réalisées sur l'action du carbure de zirconium (ZrC) dans la composition chimique et sur les propriétés mécaniques des matériaux à base de carbure de tungstène. Cependant, ce carbure a été utilisé dans cette étude à titre expérimental et aussi parce que le ZrC a les mêmes caractéristiques que le carbure de titane (TiC) qui est connu pour augmenter la dureté des matériaux à base de carbure de tungstène en modifiant la forme des grains de WC en prismes triangulaires plats avec une forme équiaxiale réduite [III-4].

III.3 Processus d'élaboration

Les matériaux à faible taux de liant sont également élaborés par frittage conventionnel. Le processus d'élaboration comprend trois étapes : le broyage des matières premières, le compactage puis le pré-frittage ou le frittage selon la géométrie des échantillons.

III.3.1 Paramètres de compactage

Après le processus de broyage, les poudres qui en découlent sont compactées dans des moules sous forme sphérique (12~13 mm de diamètre) pour les essais d'abrasion pure et sous forme de blocs (25 mm x 15 mm x 5 mm) pour les essais de rayage et d'abrasion avec impact.

Les poudres destinées à l'élaboration des échantillons sphériques ont été traitées par 4 wt% de résine en caoutchouc dissoute dans du solvant. Cette procédure donne à la poudre une rigidité la protégeant des contraintes de cisaillement lors du compactage et permet également de faciliter leur démoulage.

Les poudres ont été par la suite séchées à l'air pendant une nuit puis tamisées à travers des écrans de 1 mm puis de 0.5 mm successivement. Il faut aussi noter que les échantillons sphériques ont été compactés sous pression uniaxiale de 15 MPa, tandis que les échantillons sous forme de bloc sont compactés sous une pression de 45 MPa [TUT].

III.3.2 Pré-frittage pour les échantillons sphériques

Cette étape pour les échantillons sphériques est nécessitée par la présence de résine en caoutchouc en leur sein. Le processus de pré-frittage est effectué à 500°C sous un flux de gaz de dihydrogène (H₂) pendant 2 heures. Les échantillons sphériques de WC sont ensuite placés dans une nacelle en graphite revêtue. L'intégralité de cette étape est nécessaire pour évaporer toute la résine utilisée avant le processus de frittage. Les poudres destinées à l'élaboration des échantillons sous forme de bloc n'ont pas subi de pré-frittage, mais directement le processus de frittage [TUT].

III.3.3 Processus de frittage

Tous les échantillons sont ensuite placés dans une nacelle en graphite revêtue sur des feuilles de graphite. Le frittage de tous les échantillons est effectué dans un four (FPW-300-400 Sinter-HIP furnace, Germany). La capacité du four est de 1600°C en termes de température et de 100 bars de pression d'argon (Ar) en termes de pression.

La température finale de frittage des échantillons est de 1500°C. La Figure III-2 montre l'appareil de frittage HIP (frittage isostatique à chaud ou Hot Isostatic Pressure) utilisé par TUT pour élaborer les matériaux.

Les échantillons sont ensuite refroidis par des ventilateurs internes du four pendant une nuit jusqu'à la température ambiante.



Figure III-2 : Four de frittage (HIP) des WC [TUT].

III.4 Microstructure

Les microstructures des échantillons à faible taux de liant sont illustrées sur la Figure III-3 et les propriétés microstructurales de ces matériaux sont indiquées dans le Tableau III.4. On constate que le WC témoin (WNO), dans la composition duquel il n'y a pas de renforts, comporte les grains de WC les plus gros, conséquence du grossissement lors du frittage. Pour le WNZ et le WNZVC, on constate sur leurs microstructures des particules de ZrO_2 dont la taille a augmenté lors du processus de frittage, ce qui contribue à réduire le parcours libre moyen de ces échantillons. On remarque également un faible parcours libre moyen pour le WNZr dont la taille moyenne des grains de WC est assez proche de celle du WNZVC.

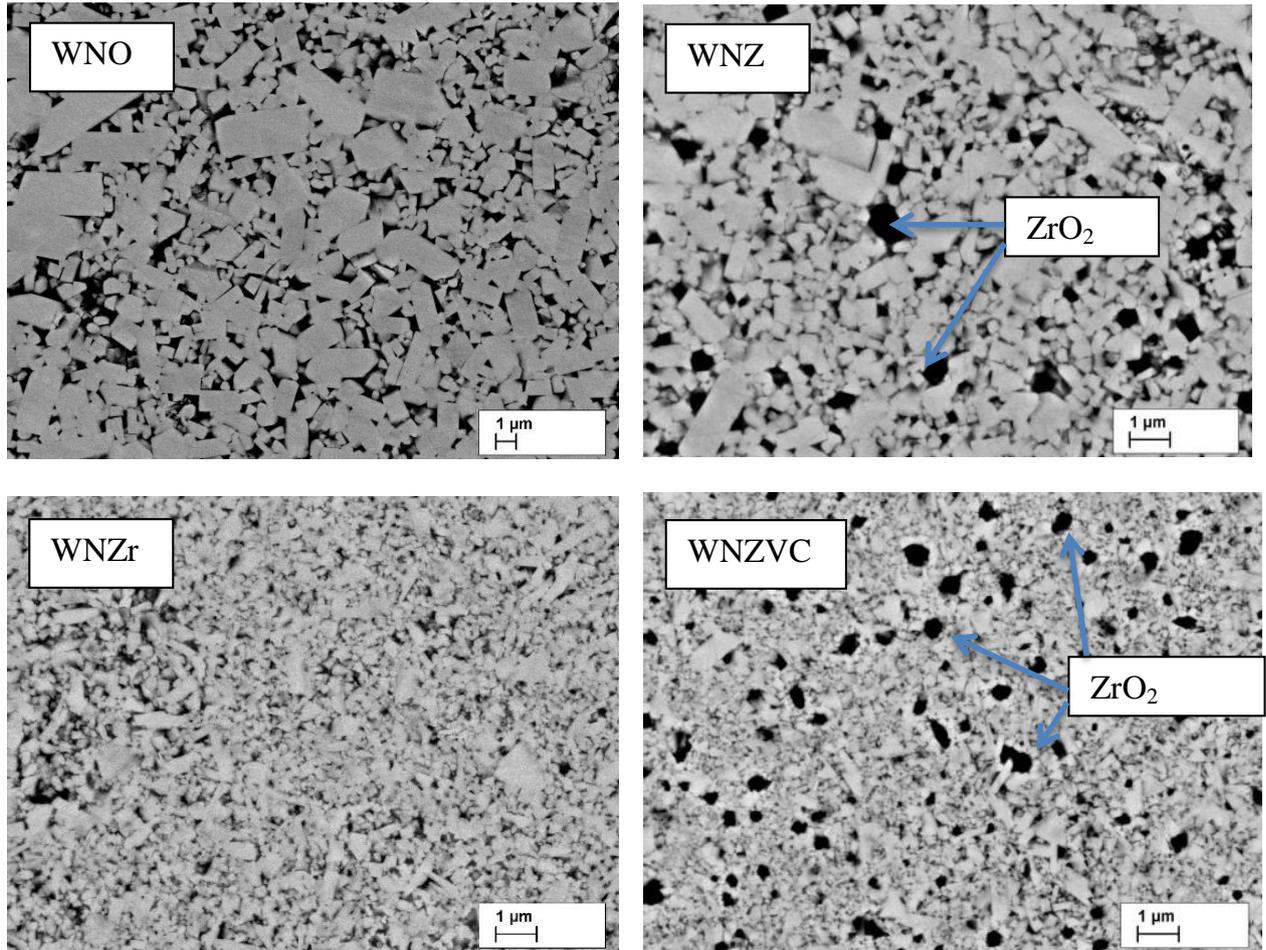


Figure III-3 : Observation au MEB de la microstructure des matériaux à faible taux de liant [TUT].

	Taille initiale des renforts (μm)	Taille moyenne des grains de WC (μm)	Parcours libre moyen (μm)	Contiguïté des grains de WC (%)
WNO	-	0.90	0.360	0.58
WNZ	ZrO ₂ : 55 nm	0.53	0.020	0.82
WNZr	ZrC : 100 nm	0.32	0.025	0.61
WNZVC	ZrO ₂ : 55 nm VC : 1.8 μm Cr ₃ C ₂ : 1.8 μm	0.30	0.013	0.90

Tableau III.4 : Propriétés microstructurales des matériaux à faible taux de liant.

III.5 Propriétés mécaniques

Les propriétés mécaniques des matériaux de ce groupe sont résumées dans le Tableau III.5. On peut voir que ces matériaux présentent une dureté supérieure à celle du B40 et une ténacité inférieure à celle du B40, compte tenu de leur faible taux de liant entre autres.

Les inhibiteurs de grossissement de grains (le VC et le Cr_3C_2) permettent d'atteindre l'effet escompté avec l'augmentation de la dureté mais aussi et surtout avec le bon compromis entre la dureté et la ténacité lorsqu'on compare le WNZVC et le WNZ.

Aussi, on voit qu'il y a très peu de problème de porosité dans les échantillons de ce groupe (entre 96.9% et 99.9% de compacité).

	Masse volumique (g/cm^3)	Compacité (%)	Dureté (HV_{30})	Module de Young (GPa)	Ténacité ($\text{MPa m}^{1/2}$)
WNO	14.30	96.9	1270±10	597±35	8.4±1.2
WNZ	13.90	98.1	1430±30	503±43	7.3±0.7
WNZr	14.40	99.1	1680±10	541±36	9.5±0.8
WNZVC	13.80	99.9	1790±20	538±28	9.0±0.7

Tableau III.5 : Propriétés mécaniques des matériaux à faible taux de liant [TUT].

La masse volumique des matériaux à faible taux de liant ainsi que celle de tous les nouveaux matériaux développés dans le cadre de cette étude est déterminée par TUT, par la méthode d'Archimède en utilisant l'eau comme milieu (mesurée 6 fois).

Le module de Young des nouveaux matériaux est déterminé par la technique d'indentation Vickers par l'université technologique de Tallinn (TUT).

Enfin, la compacité est déterminée en calculant la masse volumique théorique basée sur la composition chimique des poudres avant le broyage. Les masses volumiques de toutes les poudres utilisées pour ce groupe de matériaux sont:

- WC – 15.70 g/cm^3
- Ni – 8.88 g/cm^3
- ZrO_2 – 6.10 g/cm^3 (phase tetragonale)
- ZrC – 6.56 g/cm^3
- VC – 5.77 g/cm^3
- Cr_3C_2 – 6.68 g/cm^3

La relation utilisée par TUT pour le calcul de densité est donnée par (4) :

$$\rho = 1 / \left(\frac{\%}{\rho_1} \right) + \left(\frac{\%}{\rho_2} \right) + \dots \text{etc} \dots \dots \dots (4)$$

IV. Les matériaux bimodaux élaborés par frittage conventionnel

IV.1 Introduction

Le fil conducteur du développement de ce groupe de matériaux est de maintenir à peu près un même taux de liant que le matériau de référence (B40) car bien que l'étude concerne la recherche d'un matériau optimal pour l'excavation des sols meubles, force est de reconnaître que des risques d'impact sont possibles comme les résultats de l'expertise du premier chapitre ont pu le montrer. Il est donc intéressant de jouer sur la microstructure des matériaux pour améliorer leur résistance à l'abrasion sans trop réduire leur ténacité.

Une manière de contourner la relation naturelle qui lie la dureté et la ténacité (lorsque l'une augmente, l'autre diminue), comme le montre la Figure I-15, est de procéder à la création de composites par une approche bimodale.

En effet, un bon compromis entre la ténacité et la dureté peut être atteint en dispersant des microparticules et des nanoparticules dures de WC comme renforts dans la matrice métallique [III-14]. La Figure III-4 illustre l'apparence de la microstructure d'un tel composite. L'importance des nanoparticules de WC dans la matrice métallique dans cette configuration est qu'elles peuvent participer à l'amélioration de la résistance à l'usure du matériau à base de carbure de tungstène en protégeant sa matrice métallique de déformation plastique ou d'extrusion par exemple. Et la présence des microparticules de WC permet le contrôle des propriétés élastiques et surtout l'augmentation de la ténacité.

Dans le cadre du développement de ces matériaux bimodaux, seule la combinaison VC/Cr₃C₂ dans les mêmes proportions que précédemment (matériaux à faible taux de liant) a été utilisée comme renfort. Aussi, le cobalt a été utilisé comme matrice métallique pour le cas de ces matériaux bimodaux.

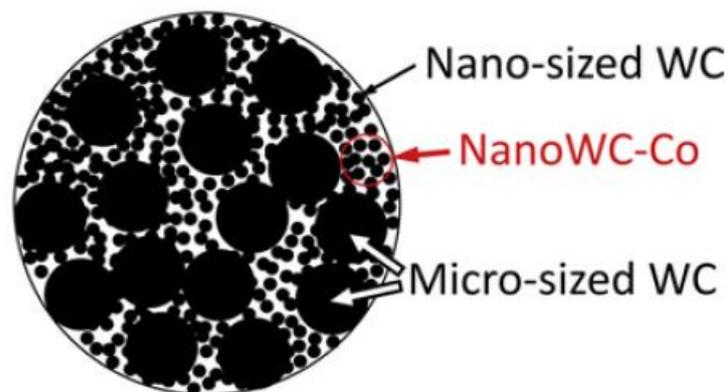


Figure III-4 : Apparence de la microstructure d'un composite bimodal [III-15, III-16].

IV.2 Composition chimique

Les matériaux bimodaux ont pour base de la nanopoudre commerciale de WC_{100nm} (H.C. Starck, 99% WC DN-4.0), WC_{0.9µm} (Wolfam, 99% WC MO9), et WC_{10µm} (H.C. Starck, 99% WC HC-1000). Les additifs (le VC (1.8-2.0 µm, H.C. Starck, 99% VC-8002) et le Cr₃C₂ (1.8-2.0 µm, PPM Ltd, 99% CrC-7002)) sont quasiment les mêmes que ceux utilisés dans le cadre de l'élaboration des matériaux à faible taux de liant. Enfin, le liant métallique cobalt utilisé a pour source Co_{0.3µm} (PK-1Y, 9721-79, 99.25%).

L'élaboration des matériaux bimodaux repose sur deux étapes : une première étape consacrée à l'élaboration du liant métallique composé de WC_{100nm}-Co ayant subi un broyage à forte énergie et un processus de frittage, puis une deuxième étape pendant laquelle le liant métallique est mélangé avec les nanoparticules de WC (WC_{0.9µm} ou WC_{100nm}) et les microparticules de WC (WC_{10µm}) dans une proportion 2:1 massique. La quantité finale de cobalt est dans tous les cas maintenue à 15wt% comme l'indique le Tableau III-6.

	Composition chimique
X2	2:1WC _{0.9µm} -(WC _{100nm} - 15wt%Co) + WC _{10µm} (broyé 4h)*
N15	2:1WC _{100nm} -(WC _{100nm} -15wt%Co) + WC _{10µm} (broyé 4h) **
Cr2***	2:1WC _{0.9µm} -(WC _{100nm} - 15wt%Co-VC/Cr ₃ C ₂) + WC _{10µm} (broyé 4h)*

Tableau III-6 : Composition chimique des composites bimodaux : (*) ratio grains moyens WC_{0.9µm} – gros grains WC_{10µm} = 2:1 massique; (**) ratio petits grains WC_{100nm} – gros grains WC_{10µm} = 2:1 massique; (***) contient 0.4wt% de VC et de Cr₃C₂ dispersé dans le liant [TUT].

IV.3 Processus d'élaboration

Le processus d'élaboration des composites bimodaux comprend une première étape consacrée à la synthèse du « liant composite » WC-Co, puis une deuxième étape consacrée à la synthèse par frittage des WC bimodaux.

VI.3.1 Etape 1: Synthèse de la phase liant métallique

Pour la synthèse du liant métallique WC_{100nm}-Co, 150 g de poudre (84 g WC + 66 g Co) sont mélangés puis broyés.

La poudre obtenue est séchée puis tamisée à 200 µm ; elle est ensuite placée sur une nacelle en graphite revêtue avec des papiers graphite et frittée sous vide dans les conditions indiquées dans le Tableau III-7.

Température cible (°C)	Rampe (°C/min)	Temps de séjour (min)	Conditions
1200	10	15	Vide

Tableau III-7 : Paramètres de frittage du liant des matériaux bimodaux [TUT].

La matière de liant “composite” fritté est ensuite refroidie et broyée avec un mortier et un pilon. La poudre qui en découle est rechargée dans un moulin puis broyée afin d’obtenir une poudre très fine. Ainsi, la poudre finale résultante ($WC_{100nm}-15wt\%Co$) constitue la seule source de cobalt des matériaux bimodaux.

IV.3.2 Etape 2: Synthèse des WC bimodaux

Juste avant le compactage dans les moules, le broyage du produit final à base de carbure de tungstène s’est déroulé également en deux parties. D’abord, les particules de $WC_{0.9\mu m}$ sont broyées ensemble avec celles du liant métallique $WC_{100nm}-15wt\%Co$.

Seules 2 des 3 poudres constitutives ($WC_{0.9\mu m}$ et $WC_{100nm}-15wt\%Co$ pour le X2 et le Cr2, puis $WC_{100\mu m}$ et $WC_{100nm}-15wt\%Co$ pour le N15) ont été broyées pendant 24 h ; ensuite, la poudre de $WC_{10\mu m}$ est rajoutée puis le tout est broyé pendant 4 heures supplémentaires. La réduction du temps de broyage des grains de $WC_{10\mu m}$ à seulement 4 heures a donc pour but de maintenir au maximum la taille de ces derniers [TUT].

Enfin, les paramètres de compactage, les processus de pré-frittage (pour les échantillons sphériques) et de frittage sont les mêmes que ceux utilisés dans l’élaboration des matériaux à faible taux de liant.

IV.4 Microstructure

La microstructure des matériaux bimodaux est illustrée sur la Figure III-5. Il faut noter que pour optimiser davantage la microstructure de ces matériaux, le broyage à haute énergie (high energy milling HEM) a été associé au processus d’élaboration. En effet, le HEM favorise la diminution de la taille des grains de WC-Co [TUT]. Aussi, la densification et la dureté des matériaux atteignent assez rapidement des valeurs optimales (après 60 min de broyage à haute énergie) [III-17].

Sur les images des microstructures des matériaux X2 et Cr2, on voit les dispersoïdes de WC dans la matrice métallique de WC-Co. Ces dispersoïdes sont moins visibles sur la microstructure du N15, car ils sont de plus petite taille par rapport à l’échelle de l’image.

De plus, le X2 et le Cr2 sont quelque peu particuliers et peuvent même ne pas être qualifiés de matériaux à structure bimodale car ils contiennent trois tailles différentes de WC ($WC_{0.9\mu m}$, $WC_{10\mu m}$ et WC_{100nm}). Cette structure “bimodale” de petits et de gros grains de WC peut attribuer des propriétés mécaniques intéressantes pour le X2 et le Cr2 comparativement au B40.

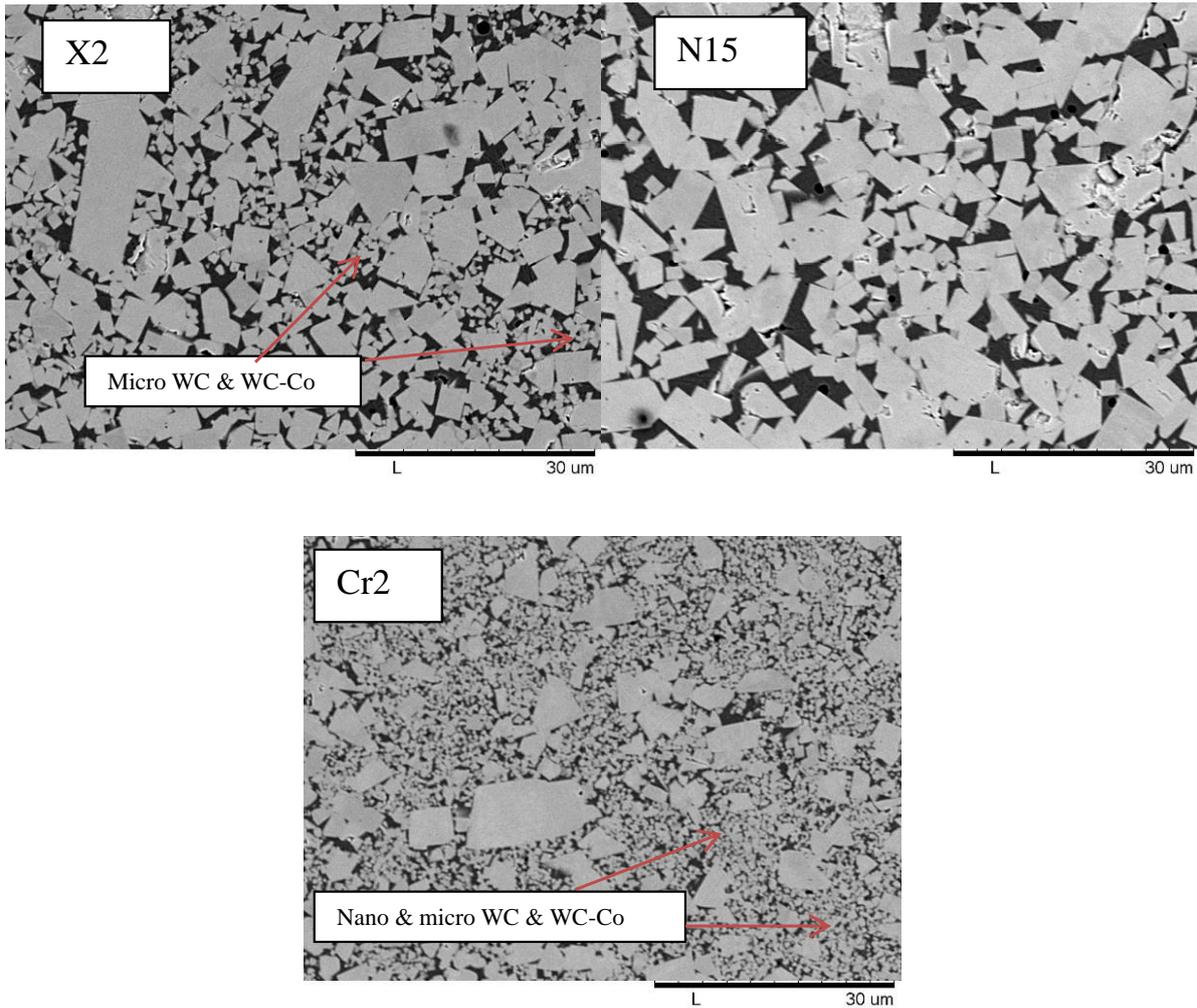


Figure III-5 : Observation au MEB de la microstructure des matériaux bimodaux [TUT].

La présence, autour des grains de WC, de particules micrométriques dans la matrice métallique des bimodaux participent très probablement à l'amélioration de sa résistance à l'usure. Conceptuellement, le N15 est en réalité le seul vrai composite bimodal parmi ces trois matériaux puisqu'il ne comporte que deux tailles de grains de WC (WC100nm et WC10μm). Ses propriétés mécaniques pourraient être altérées compte tenu du grossissement quelque peu excessif de ses grains de WC lors du processus de frittage comme le montre la microstructure sur la Figure III-5. La relativement grande différence de taille entre les grains de WC est peut-être un facteur qui pourrait limiter les avantages du N15. Ce problème pourrait être résolu en réduisant par exemple la température de frittage ou en accélérant le processus de frittage. La microstructure du Cr2 est celle qui expose la ressemblance la plus saisissante à une structure bimodale comme l'indique le schéma de la Figure III-4 [III-15, III-16]. Néanmoins, la microstructure du Cr2 indique que les gros grains de WC10μm semblent ne pas être proprement dispersés, ce qui peut créer un déséquilibre entre ses propriétés mécaniques.

IV.5 Propriétés mécaniques

Les propriétés mécaniques des matériaux bimodaux sont indiquées dans le Tableau III-8. On constate que, bien que les microstructures des matériaux bimodaux soient optimisées, leurs duretés et leurs ténacités sont proches de celles du B40. Le Cr2 avec les renforts en VC et Cr₃C₂ (0.4 wt% chacun) montre des propriétés légèrement plus intéressantes par rapport au B40. La compacité indique qu'on a un faible taux de porosité dans les matériaux bimodaux, à peu près du même ordre que ceux des matériaux à faible taux de liant.

	Masse volumique (g/cm ³)	Compacité (%)	Dureté (HV ₂₀)	Module de Young (GPa)	Ténacité (MPa m ^{1/2})
X2	13.96	99.4	1050±10	446±34	15.1±1.6
N15	13.79	98.2	1000±10	444±18	14.8±1.4
Cr2	13.95	99.6	1140±20	474±30	15.8±1.7

Tableau III-8 : Propriétés mécaniques des matériaux bimodaux [TUT].

V. Les matériaux élaborés par frittage réactif

V.1 Introduction

Cette nouvelle technique de frittage a été expérimentée par l'université technologique de Tallinn dans le but d'optimiser davantage les propriétés mécaniques et la microstructure des matériaux à base de carbure de tungstène.

V.2 Composition chimique

La composition chimique de ces matériaux est indiquée dans le Tableau III-9. Pour ces matériaux, on est encore revenu à de faibles taux de liant par rapport au B40 pour certains (WCR1 et WCR2) et on a maintenu le taux de liant assez proche de la référence B40 pour d'autres (WCR3, WCR4 et WCR5). Aussi, il faut noter que les matériaux WCR2, WCR4 et WCR5 ont des structures bimodales, puisqu'ils contiennent des microparticules de WC dispersées dans la matrice métallique de cobalt. Il y aura plus de détails dans le prochain paragraphe traitant de leur processus d'élaboration. Une autre caractéristique de ces matériaux est qu'ils ne comportent pas de renforts dans leurs compositions chimiques.

	Composition chimique
WCR1	WC – Co (8 wt%)
WCR2	WC _{0.9µm} – WC _{10µm} – Co (10 wt%)
WCR3	WC – Co (12 wt%)
WCR4	WC – Co (14.4 wt%)
WCR5	WC – Co (14 wt%)

Tableau III-9 : Composition chimique des matériaux élaborés par frittage réactif.

Les matériaux de base utilisés pour la synthèse du WCR1 et du WCR3 sont de la poudre de W (99.9 % de pureté), de la poudre de Co (99.25 % de pureté) et du carbone.

Les matières premières de base utilisées dans l'élaboration du WCR2 sont du tungstène W (99.9 % de pureté), le carbone C et le liant Co qui provient du matériau commercial WC-20 wt% Co (la taille moyenne des microparticules de WC dispersées dans le cobalt est de 10.2 µm et le taux final de liant est de 10%).

Pour le WCR4 et WCR5, les matières premières sont du tungstène W (99.9 % de pureté), le carbone C et le liant Co qui provient du matériau commercial WC-15 wt% Co avec des grains de WC de taille moyenne pour le WCR4 et du matériau commercial WC-15 wt% Co avec des grains de WC de grande taille pour le WCR5 [TUT].

V.3 Processus d'élaboration

La différence essentielle entre tous les matériaux décrits jusque-là et ce nouveau groupe de matériaux est leur technique de fabrication. Les matériaux décrits précédemment sont élaborés par frittage conventionnel tandis que les matériaux WCR1, WCR2, WCR3, WCR4 et WCR5 sont élaborés par frittage réactif. La différence fondamentale entre ces deux techniques d'élaboration est illustrée sur la Figure III-6.

Lors du frittage réactif, les poudres élémentaires formant le matériau (le tungstène W, le liant cobalt Co et le carbone C) sont broyées ensemble avant d'être compactées puis mises dans un four à haute température et subir une réaction chimique (le tout est ensuite compacté puis chauffé à haute température). A l'opposé, lors du frittage conventionnel, le carbure de tungstène WC est synthétisé *in situ* à part puis mélangé au liant cobalt.

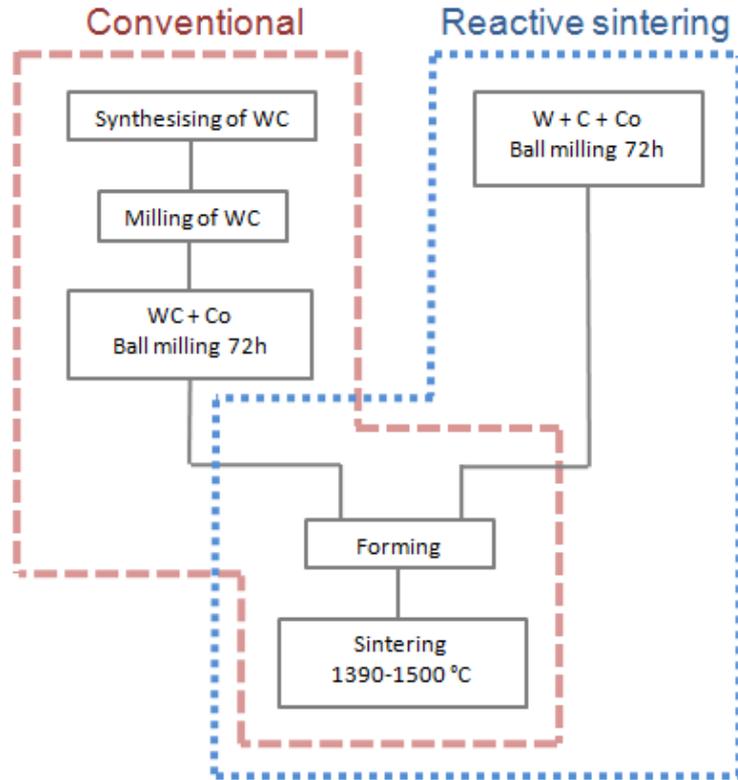


Figure III-6 : Illustration des processus de frittage conventionnel (rouge) et du frittage réactif (bleu) [TUT].

La différence entre les processus de frittage réactif des matériaux WCR1 et WCR3 (qui ne sont pas bimodaux) et des matériaux bimodaux WCR2, WCR4 et WCR5, est illustrée sur la Figure III-7.

Dans le cas du WCR1 et du WCR3, le tungstène (W), le cobalt (Co) et le carbone (C) sont broyés ensemble mécaniquement puis compactés et frittés.

Les trois étapes qui caractérisent le processus de frittage réactif des matériaux WCR2, WCR4 et WCR5 sont :

- Etape 1 : le broyage du tungstène W et du carbone C ;
- Etape 2 : le mélange mécanique du “W+C” prébroyé avec le liant « composite » commercial WC-15 wt% Co ou WC-20 wt% Co ;
- Etape 3 : le compactage puis le frittage jusqu’à l’obtention des produits finaux.

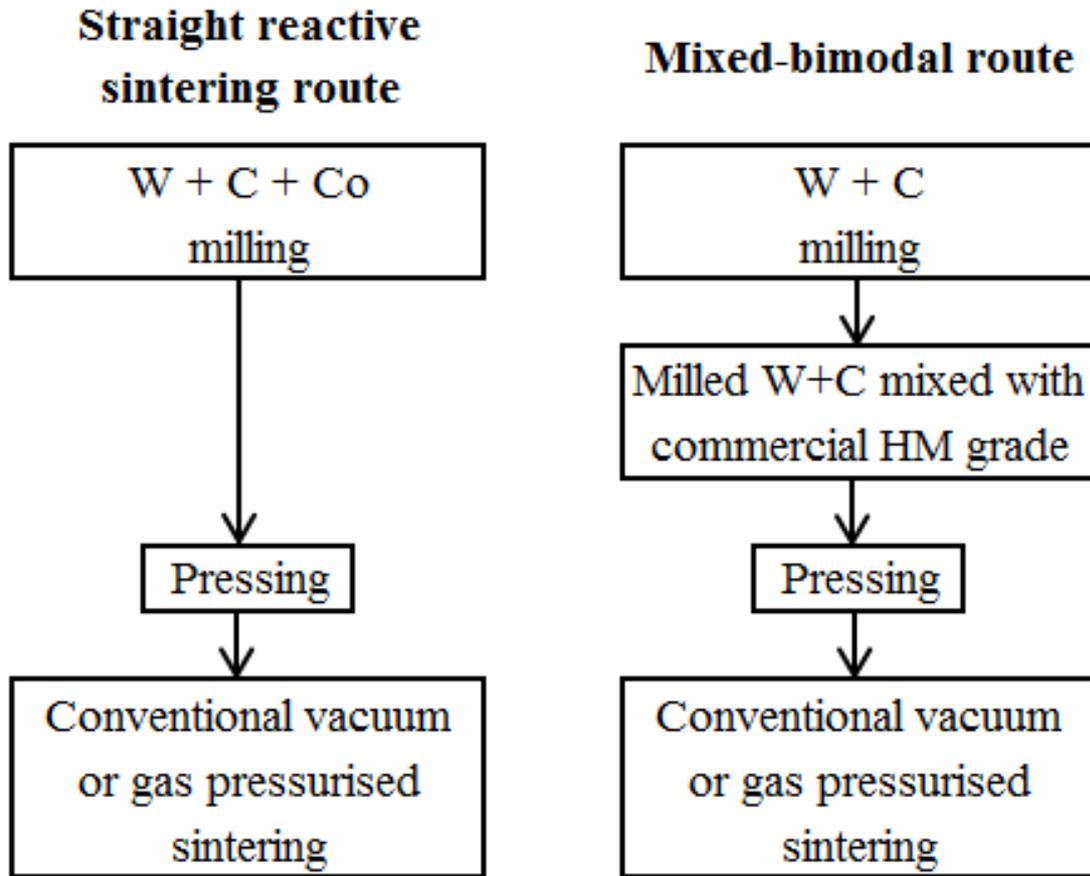


Figure III-7: Processus de frittage réactif du WCR1 et du WCR3 (à gauche) et celui du WCR2, du WCR4 et du WCR5 (à droite) [TUT].

V.4 Microstructure

On observe à travers les microstructures de la Figure III-8 que le processus de frittage réactif a permis au WCR1 et au WCR3 (qui ne sont pas bimodaux) d'avoir des grains de WC plus fins comparativement au B40. Par contre, les matériaux bimodaux élaborés par frittage réactif (WCR2, WCR4 et WCR5) montrent une microstructure avec des grains de WC aussi gros que ceux du B40 et parfois même plus.

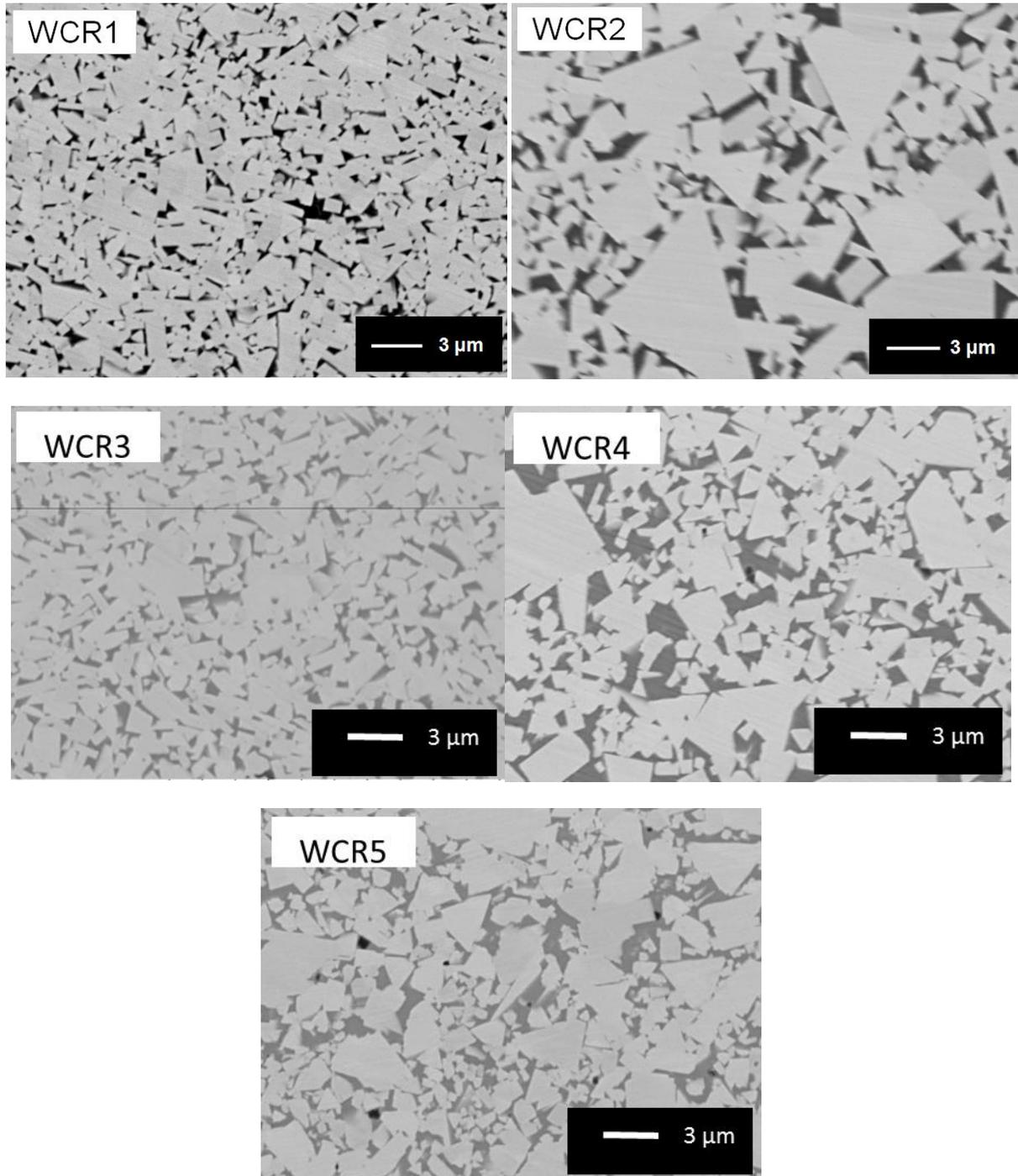


Figure III-8: Observation au MEB de la microstructure des matériaux à base de carbure de tungstène élaborés par frittage réactif (WCR1, WCR2, WCR3, WCR4 et WCR5) [TUT].

V.5 Propriétés mécaniques

Les nuances WCR1 et WCR3 montrent une dureté élevée par rapport au B40. Elles montrent aussi une ténacité faible par rapport au B40, mais dans une moindre mesure pour le WCR3. Cela est dû surtout à leur différence de taux de liant plutôt que leur processus d'élaboration. Le matériau bimodal WCR2 a presque les mêmes propriétés mécaniques que le B40 avec une ténacité quelque peu plus faible, là aussi compte tenu de la différence en termes de taux de liant. La dureté du WCR2 est également légèrement plus importante que celle du B40 pour les mêmes raisons. Néanmoins, malgré le faible taux de liant du WCR2 par rapport au B40 (10 wt% vs. 15 wt%), le WCR2 montre une ténacité sensiblement proche de celle du B40, résultat probable du caractère bimodal du WCR2. Comme tous les matériaux décrits précédemment, les porosités du WCR1, du WCR2, du WCR3, du WCR4 et du WCR5 sont négligeables. Le Tableau III-10 résume les propriétés mécaniques de ces cinq matériaux.

	Masse volumique (g/cm ³)	Compacité (%)	Dureté (HV ₃₀)	Module de Young (GPa)	Ténacité (MPa m ^{1/2})
WCR1	14.40	99.2	1550±20	571±20	11.3±0.9
WCR2	13.90	98.5	1120±10	531±29	14.5±1.4
WCR3	13.80	99.0	1490±20	550±27	14.1±0.9
WCR4	13.85	99.0	1230±10	570±21	11.6±1.1
WCR5	13.91	99.0	1120±20	570±20	10.5±1.0

Tableau III-10 : Propriétés mécaniques des matériaux WCR1, WCR2, WCR3, WCR4 et WCR5.

VI. Matériaux complémentaires

VI.1 Introduction

Ce groupe de matériaux comprend trois nuances : une à faible taux de liant par rapport à la référence B40, et deux autres ayant un taux de liant relativement proche de la référence. Ce sont des matériaux supplémentaires qui ont été développés par TUT dans le cadre de ce projet.

VI.2 Composition chimique

Le matériau à faible taux de liant (K06) est produit à partir de poudre commerciale de WC-6 wt% Co dont les particules sont très fines (de l'ordre du nanomètre). C'est cette poudre qui est la source de liant du K06.

Les deux autres nuances de matériaux de ce groupe (WM12A et WM12B) ont strictement les mêmes compositions chimiques. Elles diffèrent au niveau de leurs méthodes d'élaboration, notamment au niveau de la vitesse de refroidissement comme on le verra dans les prochains paragraphes.

Les poudres qui rentrent dans la composition du WM12A et du WM12B sont des poudres commerciales WC_{0.9µm} (Wolfam, 99% WC MO9) qui constituent la base de ces matériaux à

base de carbure de tungstène. Ces deux matériaux contiennent également des renforts qui sont :

- le VC (1.8-2.0 μm , H.C. Starck, 99% VC-8002) ;
- le Cr_3C_2 (1.8-2.0 μm , PPM Ltd, 99% CrC-7002) ;
- le ZrO_2 (55 nm, TOSOH, 3 mol.% yttria-stabilized, 99% TZ-3Y-E).

Le liant qui les constitue est du $\text{Co}_{0.3\mu\text{m}}$ (PK-1Y, 99.25% 9721-79) Les compositions chimiques des trois matériaux sont indiquées dans le Tableau III-11.

	Composition chimique
K06	WC-6 wt% Co
WM-12A	$\text{WC}_{0.9\mu\text{m}}$ -12wt.%Co- 0.5wt.% VC/0.25wt.% Cr_3C_2 + 3wt.% ZrO_2
WM-12B	$\text{WC}_{0.9\mu\text{m}}$ -12wt.%Co- 0.5wt.% VC/0.25wt.% Cr_3C_2 + 3wt.% ZrO_2

Tableau III-11: Composition chimique du K06, WM12A et WM12B.

VI.3 Processus d'élaboration

Le processus d'élaboration du K06 est le même que celui des matériaux bimodaux élaborés par frittage réactif (WCR4 et WCR5) ; et le processus d'élaboration du WM12A et du WM12B est identique à celui des matériaux WC-Ni à faible taux de liant (notamment le WNZVC). La différence entre les processus d'élaboration du WM12A et du WM12B réside dans le fait que lors du processus de frittage, le refroidissement du WM12A est fait à 1.7°C/min, tandis que pour le WM12B, le refroidissement est effectué à 1.6°C/min.

VI.4 Microstructure

Les microstructures des trois matériaux indiquent des grains de WC très fins (voir Figure III-9). La différence de 0.1°C/min entre les températures de refroidissement du WM12A et du WM12B n'engendre pas fondamentalement de différence microstructurale entre ces deux matériaux.

L'avantage du K06 réside dans la petite taille des grains de WC qui la constituent et la bonne cohésion entre eux. On verra les incidences de ces microstructures sur les propriétés mécaniques dans le paragraphe suivant.

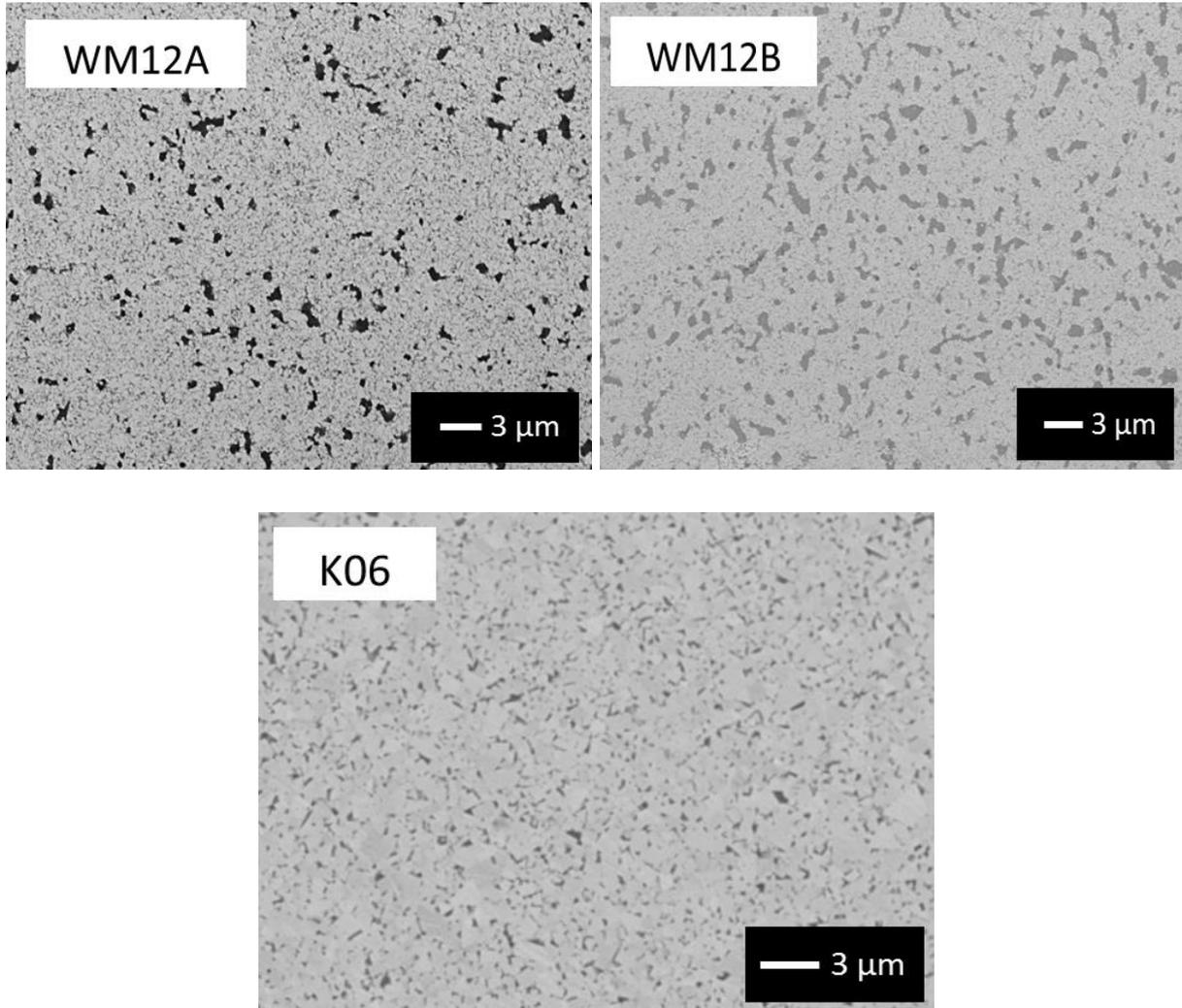


Figure III-9 : Observation au MEB de la microstructure du K06, WM12A et WM12B observée au MEB [TUT].

VI.5 Propriétés mécaniques

Les propriétés mécaniques du K06, WM12A et WM12B sont indiquées sur le Tableau III-12. On voit que les effets escomptés en termes de dureté avec une microstructure de grains de WC fins sont bien atteints pour les trois matériaux. Ces trois nuances ont des duretés relativement élevées, surtout le K06 dont la dureté est comparable à celle du WNZVC. En ce qui concerne la ténacité du WM12A et du WM12B, elles restent relativement proches de celle du B40. En revanche, la ténacité du K06 est plus de deux fois inférieure à celle de la référence B40. Il n'y a pas un bon compromis entre la dureté et la ténacité pour le K06.

Pour le WM12A et le WM12B, le compromis entre la dureté et la ténacité semble assez intéressant.

	Masse volumique g/cm ³	Compacité (%)	Dureté, (HV ₃₀)	Module de Young (GPa)	Ténacité (MPa m ^{1/2})
K06	14.89	99.0	1800±10	640±22	6.7±2.1
WM12A	13.59	99.9	1610±20	550±28	13.1±1.9
WM12B	13.62	100.0	1550±10	560±24	11.5±2.2

Tableau III-12 : Propriétés mécaniques du K06, WM12A et WM12B [TUT].

VII. Méthode de préparation des échantillons

Avant les essais, les échantillons sous forme de blocs (25 mm x 15 mm x 5 mm) et sous forme sphérique (12~13 mm de diamètre) sont soigneusement préparés, notamment au niveau de leur état de surface.

Les blocs sont polis avec des papiers diamant d'une granulométrie de 45 µm et de 15 µm successivement. Puis de la suspension diamantée (9 µm, 6 µm, 3 µm et 1 µm consécutivement) est utilisée pour la finition des surfaces. Des analyses profilométriques ont permis de voir qu'avec cette procédure, la rugosité (Ra) de la surface de toutes les nuances de WC est de 0.01 µm.

Quant aux échantillons sphériques, compte tenu du fait que le processus de frittage se fait à hautes températures, le polissage de ces échantillons a pour but surtout d'écartier éventuellement l'effet de tout phénomène de peau sur l'évaluation de la résistance à l'abrasion des matériaux.

Une technique simple a été utilisée pour les polir. Il s'est agi de fixer l'échantillon sphérique à une perceuse, à travers un porte-échantillon, puis pendant deux minutes, on applique des papiers abrasifs de SiC (P240, P400 et P600 successivement) qui viennent épouser la forme de l'échantillon sphérique en rotation. Les résultats en termes d'état de surface sont illustrés sur la Figure III.10.

On voit sur les profils bruts que le polissage ne fait pas perdre aux échantillons leur forme sphérique. Les profils redressés indiquent que la rugosité des échantillons sphériques a également baissé et la valeur de Ra est de l'ordre de 0.1 à 0.3 µm pour l'ensemble des échantillons.

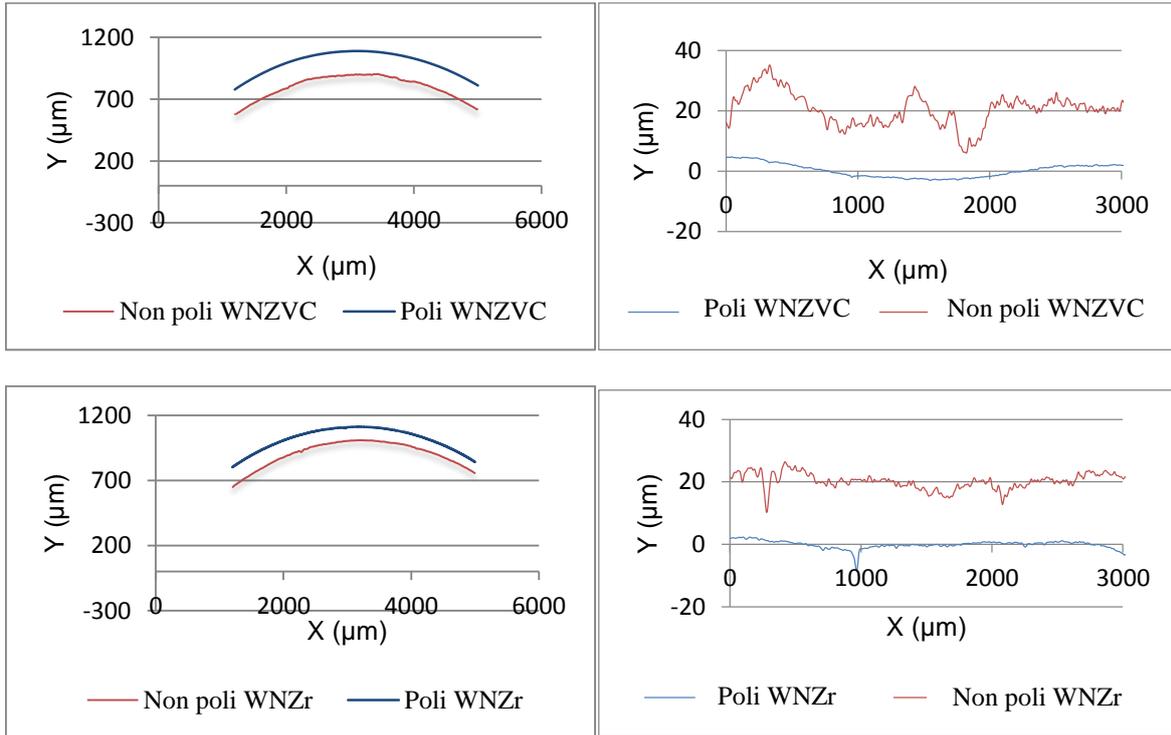


Figure III-10 : Exemple d'états de surface des échantillons sphériques avant et après polissage ; à gauche : profils bruts et à droite : profils redressés.

VIII. Conclusions

Ce chapitre a décrit de manière détaillée tous les matériaux caractérisés dans cette étude. On a pu voir que plusieurs approches ont été considérées par TUT dans le développement de nouveaux matériaux ; on a vu aussi l'importance de ces approches sur les modifications microstructurales et sur les propriétés mécaniques des matériaux. On a aussi vu la différence entre les deux processus de frittage utilisés dans cette étude. Le Tableau III-13 résume les propriétés mécaniques de tous les matériaux testés dans cette étude. La préparation des échantillons a également été détaillée dans ce chapitre.

	Masse volumique (g/cm ³)	Compacité (%)	Dureté (HV ₃₀)	Module de Young (GPa)	Ténacité (MPa m ^{1/2})
B40	14.00	-	1050±10	380±28	15.8
WNO	14.30	96.9	1270±10	597±35	8.4±1.2
WNZ	13.90	98.1	1430±30	503±43	7.3±0.7
WNZr	14.40	99.1	1680±10	541±36	9.5±0.8
WNZVC	13.80	99.9	1790±20	538±28	9.0±0.7
X2	13.96	99.4	1050±10	446±34	15.1±1.6
N15	13.79	98.2	1000± 10	444±18	14.8±1.4
Cr2	13.95	99.6	1140±20	474±30	15.8±1.7
WCR1	14.40	99.2	1550±20	571±20	11.3±0.9
WCR2	13.90	98.5	1120±10	531±29	14.5±1.4
WCR3	13.80	99.0	1490±20	550±27	14.1±0.9
WCR4	13.85	99.0	1230±10	570±21	11.6±1.1
WCR5	13.91	99.0	1120±20	570±20	10.5±1.0
K06	14.89	99.0	1800±10	640±22	6.7±2.1
WM12A	13.59	99.9	1610±20	550±28	13.1±1.9
WM12B	13.62	100.0	1550±10	560±24	11.5±2.2

Tableau III-13 : Propriétés mécaniques de tous les matériaux étudiés.

IX. Références

[III-1] E. Heyn, *The Metallographist*; Vol. 5, 1903, pp. 39-64.

[III-2] H. Saito, A. Iwabuchi, T. Shimizu; Effects of Co content and WC grain size on wear of WC cemented carbide, *Wear* 261 (2006) 126–132.

[III-3] K. Jia, T.E. Fischer, B. Gallois; Microstructure, hardness and toughness of nanostructured and conventional WC-Co composites, *Nanostructured Materials*, Volume 10, Issue 5, July 1998, Pages 875-891.

- [III-4] F. Sergejev, M. Antonov; Comparative study on indentation fracture toughness measurements of cemented carbides, Proceedings of the Estonian Academy of Sciences, 2006, vol. 12, pp.388–398.
- [III-5] G. Gille, B. Szesny *et al*; Submicron and ultrafine grained hardmetals for microdrills and metal cutting inserts, International Journal of Refractory Metals & Hard Materials 20 (2002) 3–22.
- [III-6] J. Poetschke, V. Richter, R. Holke; Influence and effectivity of VC and Cr₃C₂ grain growth inhibitors on sintering of binderless tungsten carbide, Int. Journal of Refractory Metals and Hard Materials, 31 (2012) 218–223.
- [III-7] A. Morales-Rodriguez, A. Bravo-Leona, A. Dominguez-Rodriguez, S. Lopez-Esteban, J.S. Moya, M. Jimenez-Melendo; High-temperature mechanical properties of zirconia/nickel composites, Journal of the European Ceramic Society 23 (2003) 2849–2856.
- [III-8] L. Espinosa, V. Bonache, M.D. Salvador; Friction and wear behaviour of WC–Co–Cr₃C₂–VC cemented carbides obtained from nanocrystalline mixtures, Wear 272 (2011) 62–68.
- [III-9] A. Bock, W.D. Schubert, B. Lux; Inhibition of grain growth on submicron cemented carbides, Powder Metals, 24, (1), 1992, pp. 20-26.
- [III-10] M. Reyes, A. Neville; Degradation mechanisms of Co-based alloy and WC metal–matrix composites for drilling tools offshore, Wear 255 (2003) 1143–1156.
- [III-11] K. Brookes; Nano carbides make for low temperature sintering; Technical Trends, MPR, 2009, p. 26-32.
- [III-12] E. Kimmari, I. Hussainova, A. Smirnov, R. Traksmaa, I. Preis; Processing and microstructural characterization of WC-based cermets doped by ZrO₂, Estonian Journal of Engineering, 2009, vol. 15, no.4, pp. 275–282.
- [III-13] R.H. Hannink, P.M. Kelly, B.C. Muddle; Transformation toughening in zirconia-containing ceramics, Journal American Ceramics Society, 2000, vol. 8, no. 3, pp. 461–487
- [III-14] W.C. Oliver *et al*; An Improved technique for determining hardness and elastic modulus using load and displacement sensing indentation experiments, Journal of Material Resistance; (7), 1992, pp.1564-1583.
- [III-15] G.Y. Yang, P.H. Gao, C.X. Lia, and C.J. Li; Simultaneous strengthening and toughening effects in WC–(nanoWC–Co), Scripta Materialia 66 (2012) 777-780.
- [III-16] S. Zhao, X. Song, C. Wei, L. Zhang, X. Liu, J. Zhang; Effects of WC Particle Size on Densification and Properties of Spark Plasma Sintered WC-Co Cermet, Int. J. of Refr. Metals & Hard Materials 27 (2009) 1014-1018.

[III-17] S.A. Hewitt, K.A. Kibble; Effects of ball milling time on the synthesis and consolidation of nanostructured WC–Co composites, *Int. Journal of Refractory Metals & Hard Materials* 27 (2009) 937–948.

Chapitre IV : Protocoles expérimentaux pour tests d'abrasion, d'abrasion avec impact et de sclérométrie

Les objectifs de ce chapitre sont de :

- présenter et décrire tous les moyens expérimentaux utilisés pour tester et caractériser les matériaux à base de carbure de tungstène,*
- indiquer les objectifs du choix de chaque moyen d'essai ainsi que les conditions d'essais,*
- indiquer les méthodes d'analyses qualitatives et quantitatives des résultats.*

Table des matières

I. Introduction.....	101
II. Tribomètres pour tests d'abrasion pure.....	101
II.1. Le tribomètre à mouvement multidirectionnel	101
II.2. Le tribomètre à mouvement unidirectionnel	103
II.3. Les différents types d'abrasifs utilisés pour les tests d'abrasion pure.....	107
<i>II.3.1 Le carbure de silicium (SiC).....</i>	<i>109</i>
<i>II.3.2 Le corindon Al_2O_3.....</i>	<i>110</i>
<i>II.3.3 La zircone ZrO_2</i>	<i>110</i>
III. Sclérométrie.....	111
IV. Tribomètres d'abrasion avec impact	113
IV.1 Tribomètre d'abrasion avec impact à faible énergie	113
IV.2. Tribomètre d'abrasion avec impact à forte énergie	114
V. Méthodes de caractérisation de l'usure et de l'endommagement des matériaux ...	115
V.1 Méthodes d'analyses quantitatives	116
V.2 Méthodes d'analyses qualitatives	116
VI. Conclusions.....	117
VII. Références.....	117

I. Introduction

Ce chapitre présente, de manière détaillée, les dispositifs expérimentaux utilisés pour caractériser les matériaux et étudier leur comportement à l'abrasion. Il s'agit des deux bancs d'essais pour les tests d'abrasion pure, du banc d'essais pour les tests de rayage ainsi que deux autres tribomètres permettant de coupler le phénomène d'abrasion à des phénomènes d'impact à faible et forte énergie d'impact. Les particules abrasives utilisées pour les essais d'abrasion sont également présentées, de même que les méthodes d'évaluation quantitative et qualitative de l'usure des matériaux.

II. Tribomètres pour tests d'abrasion pure

C'est une configuration « bille sur disque abrasif », avec des particules abrasives fixes, qui a été choisie comme contact WC-abrasifs pour les tests d'abrasion pure. Deux tribomètres ont été utilisés pour ces essais d'abrasion pure. Leur choix est motivé par le fait qu'ils permettent de reproduire des endommagements similaires aux endommagements des inserts des dents de tunnelier (vus dans le chapitre traitant de l'expertise des dents usées). Les deux tribomètres pour abrasion pure sont différents par la nature de la cinématique des échantillons de WC lors des essais.

II.1. Le tribomètre à mouvement multidirectionnel

Le tribomètre à mouvement multidirectionnel est schématisé sur la Figure IV-1. Sur cet appareil, l'échantillon sphérique en WC est placé dans un porte-échantillon qui est en mouvement de rotation autour de son axe faisant ainsi décrire au point de contact un cercle de rayon 35 mm. L'échantillon de WC est en contact avec un disque abrasif de 200 mm de diamètre en rotation autour son axe. La vitesse de rotation du porte-échantillon est comprise entre 0 et 100 tr/min et celle du disque abrasif est de 0 à 400 tr/min. Une distance de 45 mm sépare l'axe de rotation du porte-échantillon et celui du disque abrasif.

Les deux mouvements de rotation ont lieu simultanément dans deux sens de rotation opposés (sens des aiguilles d'une montre pour l'échantillon sphérique de WC et sens trigonométrique pour le disque abrasif). La rotation simultanée de l'échantillon et du disque abrasif donne la possibilité de parcourir une grande surface du disque abrasif de manière à ce que le contact entre l'échantillon de WC et les particules abrasives soit presque tout le temps renouvelé pendant le test (les particules abrasives sont presque tout le temps « neuves », c'est-à-dire qu'elles sont en contact pour la première fois avec le matériau testé).

La force normale est appliquée sur l'échantillon de WC à l'aide d'un vérin pneumatique pour une capacité maximale de 15 N. Le disque abrasif consiste en un papier abrasif soigneusement fixé sur une plaque rigide.

Sur ce tribomètre, la vitesse relative de l'échantillon par rapport au disque n'est pas constante ; elle évolue selon la courbe de la Figure IV-2 (exemple pour une durée de 30 secondes). L'évolution de la distance de glissement pour 30 secondes est indiquée sur la Figure IV-3. Les paramètres considérés pour effectuer les essais correspondant à ces courbes

sont indiqués dans le Tableau IV-1 (paramètres standards considérés pour le tribomètre multidirectionnel).

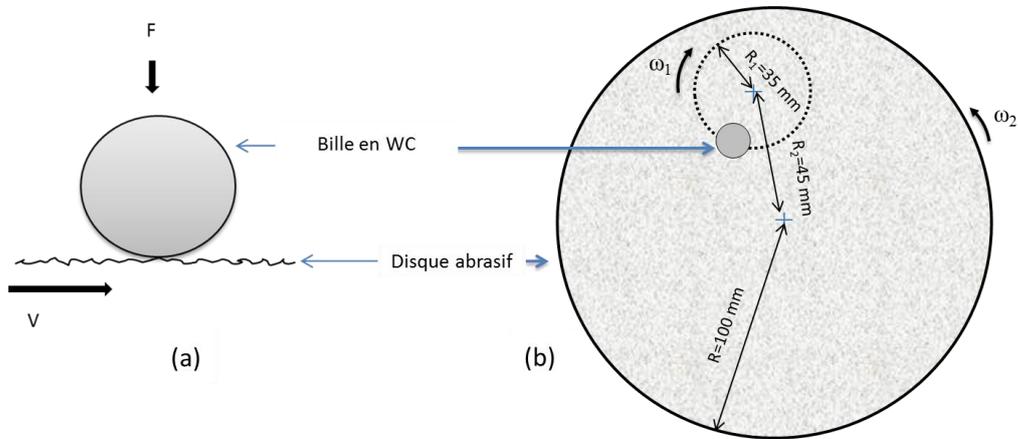


Figure IV-1 : Présentation du tribomètre à mouvement multidirectionnel ; (a) configuration du contact ; (b) vue de dessus.

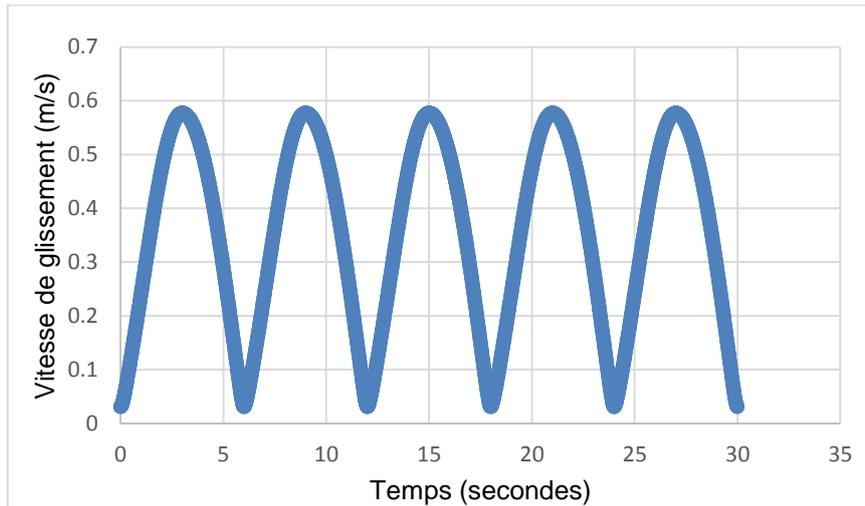


Figure IV-2 : Evolution de la vitesse de glissement du matériau à base de carbure de tungstène en fonction du temps en frottement multidirectionnel pour une vitesse moyenne de 0.35 m/s.

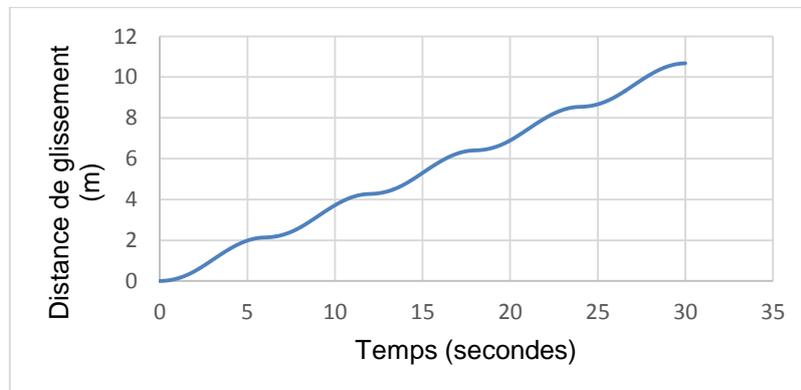


Figure IV-3 : Evolution de la distance de glissement du matériau à base de carbure de tungstène en fonction du temps en frottement multidirectionnel pour une vitesse moyenne de 0.35 m/s.

Paramètres standards	
Vitesse de rotation du disque abrasif	64.5 tr/min
Vitesse de rotation du porte-échantillon	10 tr/min
Durée de l'essai	30 s
Vitesse moyenne de glissement	0.35 m/s
Distance de glissement	10.5 m
Taille des particules abrasives de SiC (Papier de référence SiC P80)	201 μm
Charge normale appliquée	5 N
Environnement	Sec

Tableau IV-1 : Paramètres standards utilisés pour les tests sur le tribomètre à mouvement multidirectionnel.

Compte tenu de la complexité du mouvement (deux rotations autour de deux axes différents), ce tribomètre ne permet pas de mesurer la force de frottement associée au contact. Les seules données de sortie pour ce tribomètre sont la perte de masse de l'échantillon après un test, les débris d'usure, les bruits, les vibrations et l'état du disque abrasif et de l'échantillon testé.

Le coefficient de frottement étant un paramètre intéressant pour la compréhension des phénomènes à l'interface des contacts, une configuration permettant la mesure de la force de frottement lors des essais a été mise en place au LTDS dans le cadre de cette thèse. Il est décrit dans le paragraphe suivant.

Il faut noter que le choix d'une vitesse de glissement de 0.35 m/s en conditions standards est relatif à la vitesse réelle des inserts des dents du tunnelier. Le choix d'une charge normale standard de 5 N relève du fait qu'elle permet d'engendrer de l'usure par perte de matière avec des caractéristiques similaires à celles observées sur les inserts des dents usées expertisées. Il faut noter que la distribution de la charge sur les inserts en WC lors de l'excavation des sols est difficilement accessible et peu connue jusqu'à présent. Pour les tribomètres d'abrasion pure utilisés dans cette étude, nous avons tenu compte de la charge appliquée plutôt que des contraintes ou de la pression, car cette dernière n'est qu'apparente puisqu'elle est distribuée sur plusieurs aspérités comme dans le cas de la réalité. La nature des différents types de particules abrasives utilisées pour cette étude est présentée dans la partie suivante.

II.2. Le tribomètre à mouvement unidirectionnel

Sur le tribomètre à mouvement unidirectionnel, un capteur de force d'une capacité de 20 N est placé au-dessus du porte-échantillon (voir Figure IV-4) : il permet la mesure de la force de frottement tangentielle pendant les essais. Pour faire déplacer le porte-échantillon pendant les essais, un moteur permettant un déplacement linéaire de vitesse comprise entre 0.01 mm/s et 100 mm/s est utilisé. Ce moteur est piloté à l'aide d'un ordinateur et la force de frottement est obtenue à l'aide du logiciel Signal Express. Le disque abrasif est de même type que celui utilisé dans le cas du tribomètre à mouvement multidirectionnel, mais avec une vitesse de rotation comprise entre 0 et 500 tr/min ; son mouvement de rotation se fait dans le sens

trigonométrique. Sur ce tribomètre, la charge normale est appliquée par le biais de masses mortes (Figure IV-4). Le porte échantillon se déplace radialement, simultanément à la rotation du disque abrasif dans le but de renouveler le contact entre l'échantillon de WC et les particules abrasives pendant un test. La trajectoire de la sphère sur le disque est alors une spirale. La Figure IV-5 représente schématiquement le mouvement de l'échantillon. L'importance du déplacement linéaire du porte échantillon est surtout qu'il permet de renouveler les particules abrasives en contact avec le matériau, sans perturber notablement la mesure de la force tangentielle permettant de calculer par la suite le coefficient de frottement. Pour augmenter la distance de glissement sur ce tribomètre, on diminue la vitesse radiale du porte échantillon de WC. Compte tenu du fait que la vitesse radiale du porte échantillon est tout le temps négligeable devant la vitesse ortho-radiale (par exemple pour une vitesse ortho-radiale de 0.3 m/s, la vitesse radiale du porte échantillon est de 2.17 mm/s), la vitesse de glissement de l'échantillon de WC est tout le temps dans la même direction (mouvement unidirectionnel).

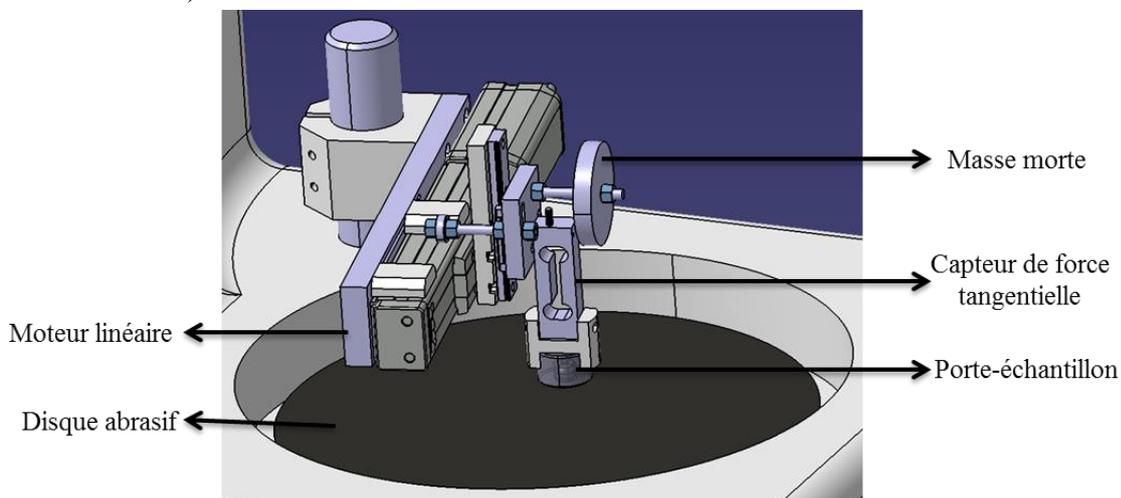


Figure IV-4 : Représentation 3D du dispositif du tribomètre à mouvement unidirectionnel.

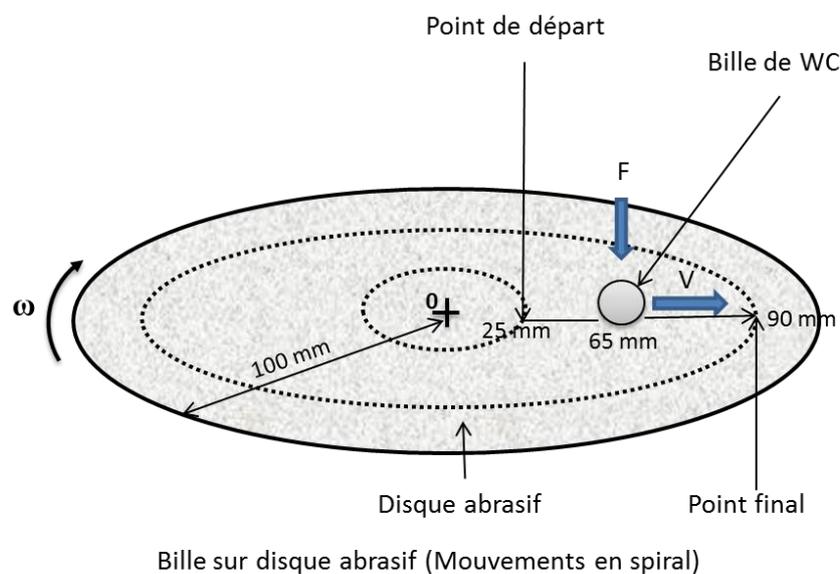


Figure IV-5 : Représentation schématique du mouvement de la bille de WC sur le disque abrasif sur le tribomètre à mouvement unidirectionnel.

Un autre avantage de ce tribomètre est qu'il permet de faire les essais à vitesse variable dans un même essai, ou à vitesse constante.

Pour les essais à vitesse variable, pour une valeur de vitesse moyenne donnée, la vitesse de rotation du disque abrasif et la vitesse radiale du porte-échantillon sont constantes pendant toute la durée de l'essai ; la vitesse de glissement de l'échantillon dépend donc de sa position sur le rayon du disque. Il est cependant possible de calculer une vitesse instantanée V par la relation (1) :

$$V(t) = 2 \pi R(t) \omega / 60 \dots \dots \dots (1)$$

où $V(t)$ est en mm/s ; avec $R(t)$ (mm) la position de l'échantillon sur le rayon du disque abrasif à un instant t ; ω (tr/min) la vitesse de rotation du disque abrasif.

Pour les tests effectués sur ce tribomètre, les échantillons sphériques de WC se déplacent du centre vers la périphérie du disque abrasif. L'évolution de la vitesse de glissement, pour une vitesse moyenne de 0.3 mm/s (correspondant à une vitesse radiale du porte échantillon de 2.17 mm/s) est montrée sur la Figure IV-6 et l'évolution de la distance de glissement correspondante est illustrée sur la Figure IV-7. Elle montre que, dans cette configuration, les vitesses sont plus faibles au début du test pour des positions proches du centre du disque abrasif (rayons faibles) et plus importants pour des positions proches de la périphérie du disque abrasif (rayons importants) en fin d'essai. Il y a donc également dans ces conditions des vitesses de glissement faibles lorsque l'échantillon est peu usé et des vitesses plus élevées en fin d'essai lorsque l'échantillon est plus usé.

Ces conditions sont considérées comme conditions standards pour les tests réalisés sur le tribomètre unidirectionnel. Les paramètres considérés pour effectuer les essais correspondant à ces courbes sont indiqués dans le Tableau IV-2.

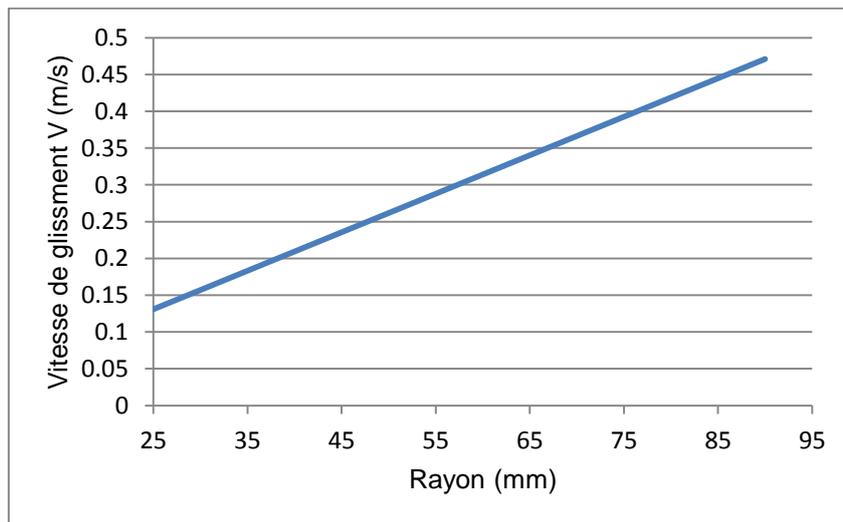


Figure IV-6 : Evolution de la vitesse de glissement du WC pour le tribomètre à mouvement unidirectionnel pour une vitesse moyenne de 0.3 m/s.

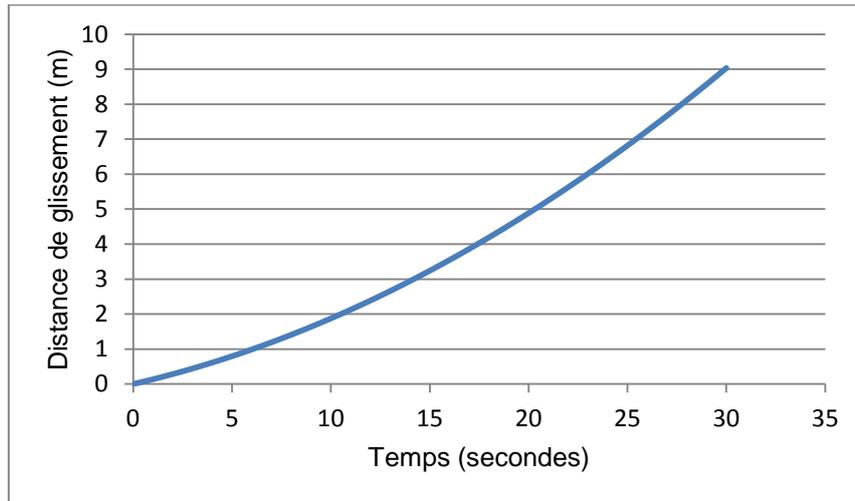


Figure IV-7 : Evolution de la distance de glissement du WC pour le tribomètre à mouvement unidirectionnel pour une vitesse moyenne de 0.3 m/s.

Paramètres standards	
Vitesse de rotation du disque abrasif	50 tr/min
Vitesse radiale du porte-échantillon	2.17 mm/s
Durée de l'essai	30 s
Vitesse moyenne de glissement de l'échantillon	0.3 m/s
Distance de glissement	9 m
Taille des particules abrasives SiC P80	201 µm
Charge normale appliquée	5 N
Environnement	Sec

Tableau IV-2 : Paramètres standards des tests sur le tribomètre à mouvement unidirectionnel.

Pour maintenir constante la vitesse de glissement de l'échantillon de WC lors des essais, la vitesse de rotation ω (tr/min) du disque abrasif peut être asservie au déplacement radial du porte échantillon. La vitesse constante est obtenue par la relation suivante :

$$\omega(t) = \frac{V}{(P_0 + \alpha t)} \frac{60}{2\pi} \dots \dots \dots (2)$$

- avec V (mm/s), la vitesse de glissement constante de l'échantillon de WC ;
- P₀ (mm), le rayon de la position initiale de l'échantillon ;
- α (mm/s), la vitesse radiale du porte-échantillon ;
- ω (tr/min), la vitesse de rotation du disque abrasif ;
- t (s), le temps.

Dans ces conditions, la distance de glissement croît linéairement avec le temps.

De plus, il est possible de calculer l'énergie dissipée par frottement par l'intermédiaire de la force de frottement enregistrée lors des essais. La formule pour le calcul de l'énergie dissipée instantanée E_d (J) est donnée par l'expression suivante :

$$E_d = F_t \cdot \Delta t \cdot V \dots \dots \dots (3)$$

avec Δt le temps (s), F_t la force tangentielle de frottement (N) et V la vitesse de glissement (m/s). La somme des énergies dissipées instantanées du début à la fin d'un essai permet d'obtenir l'énergie dissipée cumulée. C'est cette dernière qui est considérée dans nos résultats.

Sur ces deux tribomètres, la configuration du contact conduit à un cisaillement des particules abrasives fixes sous l'effet de la charge exercée. La limite de ces deux tribomètres réside principalement dans le fait qu'ils ne permettent pas d'effectuer des tests assez longs en ayant toujours du papier abrasif neuf en contact avec l'échantillon en WC. Cette limitation peut être levée en réalisant successivement plusieurs phases d'un même essai sur le même échantillon de WC en changeant le papier abrasif entre chaque phase.

II.3. Les différents types d'abrasifs utilisés pour les tests d'abrasion pure

Un abrasif est défini comme un corps dur et tranchant permettant d'enlever de la matière à la surface d'un matériau.

Les abrasifs « appliqués » permettent de modifier l'état d'une surface (polissage, ponçage, finition etc.) et ont principalement trois composantes :

- les grains abrasifs
- un support de fixation
- un liant permettant de fixer les grains abrasifs sur le support.

Un abrasif « appliqué » est constitué d'un support sur lequel on fixe des grains abrasifs à l'aide d'un liant (Figure IV-8). C'est ce type d'abrasif qui a été utilisé dans cette étude.

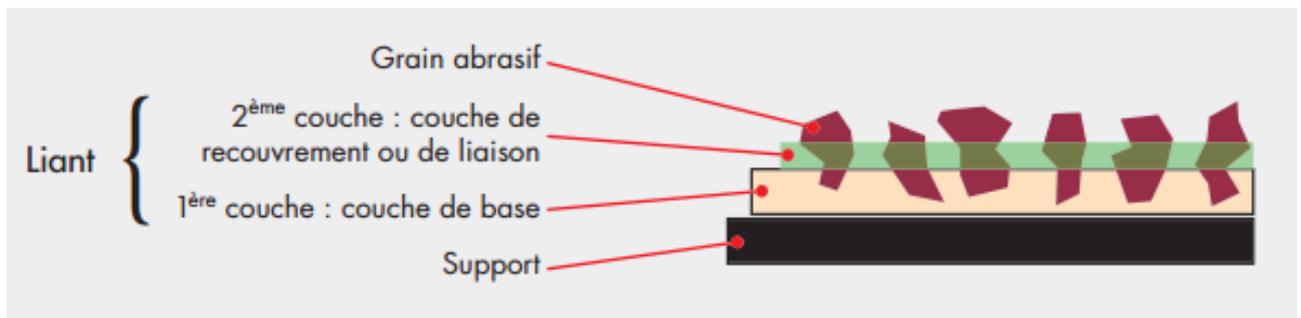


Figure IV-8 : Illustration d'un abrasif appliqué.

Le liant est en général constitué de deux couches de colle qui peuvent être ou ne pas être de la même nature :

- une première couche de base assure la fixation et sert de base pour les particules abrasives sur le support ;
- une deuxième couche de recouvrement qui enrobe et réunit les particules abrasives.

Le liant peut être naturel (d'origine animale ou végétale) ou synthétique (résines) ; pour des raisons d'anti-échauffement et d'autolubrification, le liant peut contenir des additifs.

Les supports peuvent être de types variés : feuilles, rouleaux, disques rigides etc... Dans le cas de cette étude, les supports sont formés de feuilles de 200 mm de diamètre. Ils sont fixés sur un disque rigide.

Il existe plusieurs types d'abrasifs. Ils peuvent être naturels (grenat, silex, émeri etc..) ou synthétiques (SiC, corindon, etc.). Ils doivent avoir une géométrie et des propriétés qui leur attribueront une habilité à modifier la surface du matériau contre lequel ils frottent.

Les gros grains abrasifs facilitent l'enlèvement de matière, tandis que les particules abrasives fines et de petites tailles sont généralement utilisées pour des travaux de finition [IV-1].

Il existe plusieurs types d'abrasif utilisés dans l'industrie : le carbure de silicium (SiC), l'oxyde d'aluminium ou corindon (Al_2O_3), le quartz (SiO_2), l'émeri et le grenat qui sont les plus conventionnels [IV-1]. Il existe aussi d'autres abrasifs dit « superabrasifs » du fait de leur coût élevé et leurs propriétés importantes : il s'agit du nitrure de bore cubique et du diamant principalement.

La qualité première d'un abrasif est qu'il doit avoir une grande dureté. Cependant, le choix d'un abrasif doit reposer sur plusieurs autres critères notamment la nature du matériau en face (rapport de dureté entre les antagonistes), le type d'usure ou d'enlèvement de matière souhaité, etc....

Sur les deux tribomètres pour abrasion pure utilisés dans ce travail, trois types d'abrasifs appliqués ont été utilisés pour créer de l'abrasion sur le matériau à base de carbure de tungstène : le carbure de silicium (SiC), le corindon (Al_2O_3), et la zircone (ZrO_2).

Le Tableau IV-3 résume les différentes propriétés mécaniques spécifiques de ces abrasifs.

Particules abrasives	Dureté (HV ₅₀)	Tenacité (MPa m ^{1/2})	Résistance à la rupture (MPa)	Module de Young (GPa)
SiC	2800-3300	4.6	240	410
ZrO ₂	1400	7-12	800-1200	210
Al ₂ O ₃	2500	4	400	375

Tableau IV-3 : Différentes propriétés mécaniques spécifiques des abrasifs utilisés pour effectuer les tests d'abrasion pure (valeurs prise dans les catalogues des entreprises fabriquant les abrasifs).

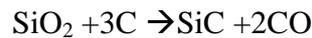
Ces particules abrasives sont fixées à un papier à l'aide d'un liant à base de résine, comme ceux qui sont utilisés pour le polissage. Le SiC est plus dur que le WC et n'est pas représentatif des particules abrasives qui constituent les sols en face des inserts dans la réalité ; le choix du SiC a été fait pour créer de l'abrasion assez rapidement à la surface des WC et afin de comprendre l'effet de la dureté de l'abrasif.

Pour valider les résultats, le corindon et la zircone, qui peuvent être proches des éléments constitutifs des sols, sont ensuite utilisés. Les tests avec ces trois types d'abrasifs permettront de valider le classement des matériaux en terme de résistance à l'usure par abrasion.

II.3.1 Le carbure de silicium (SiC)

C'est l'un des abrasif le moins cher et le plus utilisé [IV-1] et il est capable d'engendrer de l'usure par perte de matière sur la plupart des matériaux.

Le carbure de silicium est un abrasif synthétique obtenu par chauffage à 2389°C [IV-1] d'un mélange de sable (SiO₂) et de carbone (C) selon la réaction chimique suivante :



Le SiC est généralement formé de cristaux avec une importante acuité [IV-1], ce qui fait de lui un abrasif intéressant. Le carbure de silicium est un abrasif très friable c'est-à-dire qui a facilement tendance à se fracturer sous l'application d'un effort. Les particules abrasives très friables s'usent assez rapidement perdant ainsi leur abrasivité surtout sous forte charge. Il faut aussi noter que la friabilité des grains abrasifs croît avec la taille des cristaux qui les forment.

Bien que le carbure de silicium soit plus dur que la plupart des éléments constitutifs des sols en général, son choix pour cette étude est lié au fait qu'il permet de faire des essais de durée raisonnable compte tenu de sa dureté supérieure à celle du carbure de tungstène. Le carbure de silicium est supérieur à tout autre abrasif « appliqué » conventionnel par sa faculté de pénétration et de coupe plus rapide sous une pression légère. Il est également connu pour son efficacité pour l'abrasion des matériaux non ferreux et non métalliques, comparativement à d'autres abrasifs [IV-1]. L'utilisation du SiC, plus dur que le WC, dans nos tests a pour but de permettre d'observer le comportement tribologique et les performances anti-usure de différents types de matériaux à base de carbure de tungstène dans des conditions de sollicitations sévères. L'image de la Figure IV-9 montre la géométrie variable et la disposition des particules abrasives de SiC sur le support. La disposition des grains montre une distribution de type semi-ouverte, c'est-à-dire que les grains abrasifs ne recouvrent pas la totalité de la surface du support, mais sont suffisamment proches les uns des autres.

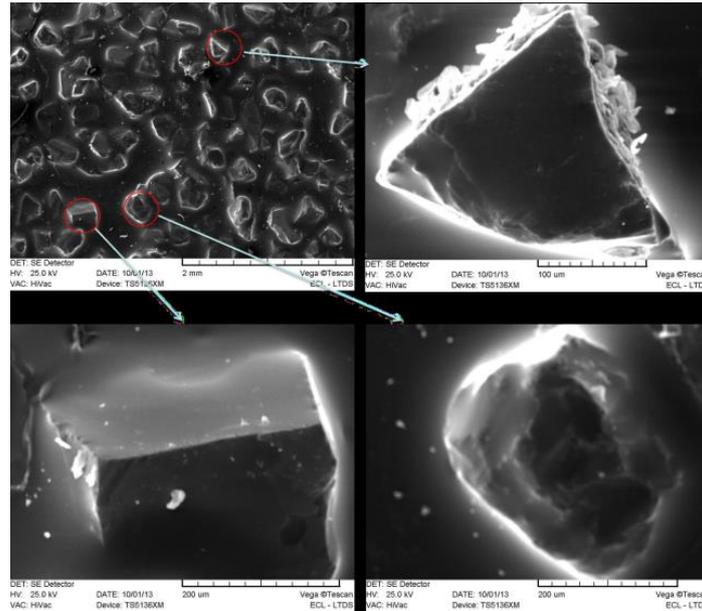


Figure IV-9 : Observation au MEB des particules de SiC sur un support.

II.3.2 Le corindon Al_2O_3

Le corindon est un minéral très utilisé en abrasion aussi pour son faible coût. Cet abrasif naturel était obtenu par fusion de la bauxite à 2200°C avant le XX^{ème} siècle. De nos jours, il est principalement obtenu par la fonte d'alliage d'aluminium dans des fours électriques à une température de 1260°C, suffisante pour éliminer les impuretés et obtenir des cristaux de Al_2O_3 . Le corindon est plus résistant à la rupture que le carbure de silicium.

L'objectif de l'utilisation du corindon, moins dur que le SiC, est d'observer le comportement tribologique de ces derniers ainsi que leur performance en terme de résistance à l'usure dans des conditions de sollicitation moins sévères.

II.3.3 La zircone ZrO_2

Le dioxyde de zirconium ou zircone est un composé inorganique du zirconium. C'est une céramique technique d'aspect opaque. C'est un abrasif moins utilisé comparativement aux deux premiers décrits ci-dessus. Sous sa forme quadratique, l'oxyde de zirconium est un matériau à vocation mécanique, et cette forme cristallographique lui confère une dureté très élevée ainsi qu'une bonne résistance aux sollicitations mécaniques (700 MPa en traction et 2000 MPa en compression), ce qui lui permet de résister mieux à la pression. L'intérêt de l'oxyde de zirconium réside dans le fait que la rupture de ses grains donne à chaque fois de nouveaux grains abrasifs. Il a aussi une forte tenue à la fracturation et à la rupture. L'objectif de l'utilisation de la zircone, également plus ductile que le WC, est de ne pas trop s'éloigner des conditions réelles de sollicitation des inserts en WC où ces derniers sont plus durs que les éléments du milieu abrasif.

III. Sclérométrie

Dans le but de mieux comprendre les mécanismes de formation des rayures sur les différents types de matériaux à base de carbure de tungstène, nous avons utilisé un scléromètre (CSM Micro Scratch Tester) pour effectuer des tests de rayage.

Le but est d'apporter des éléments à la compréhension du mécanisme de formation des rayures sur la surface des WC par l'intermédiaire d'une particule élémentaire dont l'action est simulée par un indenteur.

Il est pratiquement impossible de faire du rayage sur le carbure de tungstène avec un matériau autre que le diamant ou le nitrure de bore cubique (CBN) et, pour ce dernier, la durée de vie de la pointe est assez faible. Nous avons pu constater cette dernière remarque à travers des tests préliminaires. Dans notre étude, une pointe en diamant est utilisée. A de fortes charges ou pressions, une pointe de quartz ou même de carbure de silicium s'endommagerait avant d'engendrer un sillon ou une rayure analysable sur la surface d'un WC ; il s'agit ici d'apporter des éléments à la compréhension de la formation des rayures responsables de l'endommagement des matériaux à base de carbure de tungstène utilisés, en analysant un monocontact entre un grain abrasif et WC, et de déterminer la résistance des matériaux à la formation des rayures.

L'indenteur est de forme conique avec un angle $\alpha = 120^\circ$; la pointe en diamant de l'indenteur est de forme sphérique avec un rayon de 200 μm . Un capteur permet d'enregistrer la force tangentielle au fur et à mesure que le test se déroule, et un moteur permet d'appliquer la charge normale sur l'indenteur. La vitesse de balayage de l'indenteur pour les essais dans cette étude est de 50 mm/min, pour une distance de balayage de 1 mm. La capacité en terme de charge appliquée de l'appareil est de 200 N ; mais nous avons utilisé, pour nos tests, des charges de 10 N et 15 N. Pour notre étude, nous avons choisi des charges suffisantes permettant d'engendrer l'endommagement des matériaux à base de carbure de tungstène de manière à ce que les caractéristiques de la surface endommagée soient similaires à celles observées sur les inserts de WC usés analysés lors de l'expertise. Il faut noter qu'en dessous de 10 N et même à 10 N de charge, parfois très peu d'endommagement analysable est visible sur la surface des matériaux à base de carbure de tungstène. Le dispositif expérimental du scléromètre est illustré sur la Figure IV-10. La pointe de l'indenteur est illustrée sur la Figure IV-11.

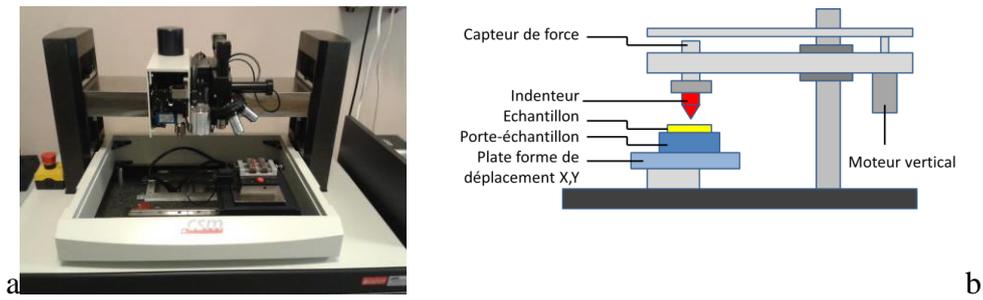


Figure IV-10 : Dispositif expérimental (a) et représentation schématique (b) des différentes parties du scléromètre.

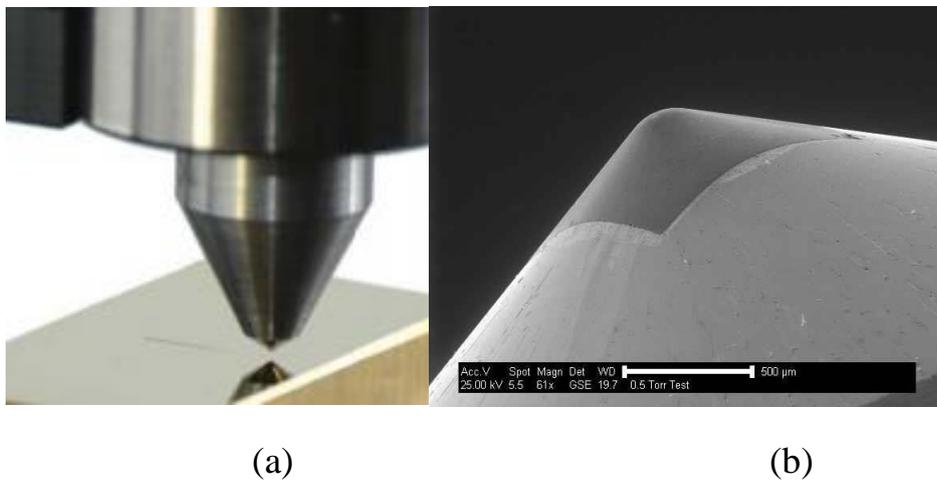


Figure IV-11 : Test de rayage : (a) image de l'indenteur en diamant utilisé pour les tests ; (b) image MEB de l'état initial de la pointe de l'indenteur (rayon de 200 µm et angle d'écartement de 120°).

La Figure IV-12, présente une évolution typique de la force normale lors d'essais sous 10 N et de 15 N. On remarque une stabilité de la charge appliquée pendant les essais.

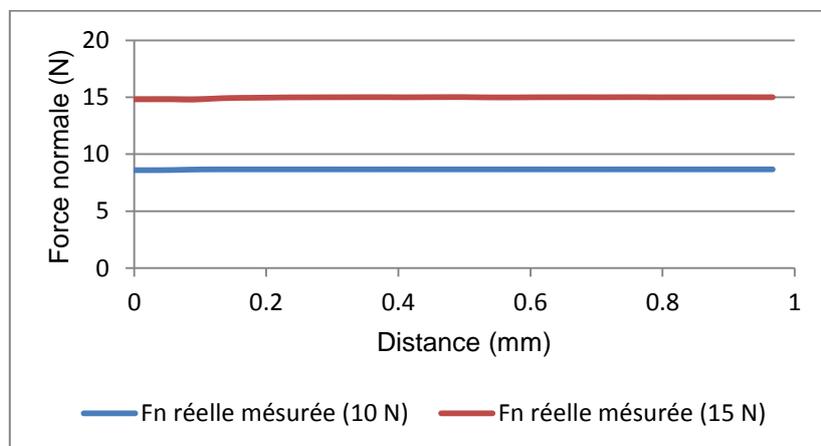


Figure IV-12 : Valeurs réelles mesurées pour les charges de 10 N et 15 N

IV. Tribomètres d'abrasion avec impact

Pour compléter les tests d'abrasion pure, une équipe de l'université technologique de Tallinn (TUT) a utilisé deux bancs d'essais supplémentaires dans le cadre de cette étude. Il s'agit dans un premier cas de coupler abrasion et impact à faible énergie et dans un deuxième cas de coupler abrasion et impact à forte énergie, avec des particules abrasives de taille plus ou moins importante.

IV.1 Tribomètre d'abrasion avec impact à faible énergie

Pour faire des essais d'abrasion avec de l'impact à faible énergie entre les particules abrasives et l'échantillon de WC, un tribomètre modulaire multifonctionnel (MMTS) inspiré de la norme ASTM G 65 [IV-2] a été utilisé par l'université technologique de Tallinn (TUT). Sur ce tribomètre, décrit sur la Figure IV-13, les particules abrasives constituées généralement de sable (quartz) sont injectées dans le contact entre l'échantillon rectangulaire et le contre-corps. Le débit d'alimentation en sable du contact est bien ajusté à travers un bec. La masse du système, dont la valeur peut atteindre 200 kg, peut être contrôlée et maîtrisée en fixant une masse morte supplémentaire à la suspension type pendule. L'énergie d'impact maximale du système est de 19 J ; la fréquence maximale d'impact est de 55 Hz.

Les mouvements de l'échantillon se font à l'aide d'un générateur d'impact industriel muni de modules technologiques antivibratoires. Le contre-corps, constitué d'une roue en acier, effectue des mouvements de rotation contre les particules abrasives et l'échantillon par l'intermédiaire d'un moteur électrique fixé à une suspension type pendule. La charge normale est appliquée par des masses mortes et sa valeur maximale sur ce système est de 1000 N.

Environ 40 % des particules abrasives de quartz sont écrasées lors des tests et gagnent en acuité, ce qui est favorable à l'abrasion. Les conditions dans lesquelles les tests sont réalisés sont indiquées dans le Tableau IV-4.

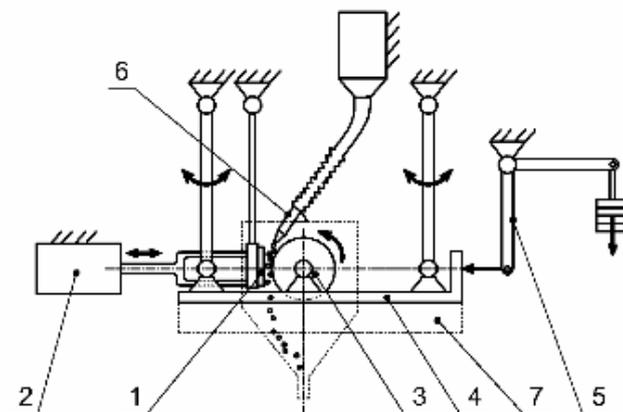


Figure IV-13 : Le système MMTS utilisé pour les tests d'abrasion unidirectionnelle avec impact à faible énergie : (1) échantillon; (2) générateur d'impact; (3) roue rotative en acier; (4) moteur électrique; (5) système de charge; (6) bec d'injection des particules abrasives; (7) masse additionnelle pour l'inertie du système de charge [TUT].

Spécifications	Tests d'abrasion avec impact à faible énergie
Roue en acier	Acier EN 10025 S355, $H = 230 \text{ HV}_{10}$
Taille de la roue	Φ 85 mm, largeur 6 mm
Taille de l'échantillon	5 x 15 x 25 mm
Charge normale appliquée	49 N (5 kg)
Nature des particules abrasives	Sable pour test A.F.S 50-70 fourni par U.S. Silica Company, Ottawa, 200-300 μm
Débit d'abrasifs	180 g min^{-1}
Contrainte moyenne due à la force appliquée à la fin du test	0.95 MPa
Energie d'impact	5.6 J
Fréquence d'impact	27.5 Hz
Inertie du système de charge	33 kg
Atmosphère	Air, humidité relative $50 \pm 10 \%$, température $25 \pm 5^\circ\text{C}$

Tableau IV-4 : Conditions et paramètres de tests pour les tests d'abrasion avec impacts à faible énergie [TUT].

IV.2. Tribomètre d'abrasion avec impact à forte énergie

Pour vérifier la résistance des matériaux à base de carbure de tungstène aux énergies d'impact plus importantes, le banc d'essais utilisé par Riho Tarbe en 2009 [IV-3] et par Dmitri Goljandin en 2013 [IV-4] pour leurs thèses respectives à l'université technologique de Tallinn a été utilisé.

Ce banc d'essai consiste en un impacteur de type centrifuge, basé sur un "désintégrateur", dont la configuration peut être assimilée à celle d'un test d'érosion. Ce tribomètre permet donc de réaliser des tests d'abrasion avec impact sur les matériaux. Il permet aussi d'évaluer l'abrasivité de différents types de sols considérés. Les composantes de base de ce banc d'essais d'abrasion et d'impact à forte énergie sont deux rotors en mouvement de rotation dans les directions opposées (Figure IV-14).

Les mouvements antagonistes des deux rotors sont assurés par des moteurs électriques et les porte-échantillons permettant de fixer les échantillons de matériaux testés sont reliés sous une forme d'anneau aux rotors.

La machine fonctionne en mode circuit ouvert et les particules abrasives pénètrent par le centre du rotor droit, où elles sont accélérées sur des roues à aubes (Figure IV-14) par la force centrifuge. Le débit d'abrasifs dépend quelque peu de la nature de ces derniers, mais généralement, il est maintenu à 3 kg/min. Lorsque les particules abrasives quittent les roues à aubes, elles impactent les échantillons du 1^{er} cercle.

Sur ce 1^{er} cercle, 14 à 16 échantillons peuvent être fixés. Les angles d'impact ainsi que les vitesses des particules sur les échantillons sont déterminés par méthodes numériques et graphiques. Toutes les formules mathématiques permettant de calculer les énergies d'impact et les vitesses d'impact des particules abrasives sont détaillées dans les thèses de R. Tarbe

[IV-3] et D. Goljandin [IV-4]. Il faut noter que l'angle d'impact réel entre les jets de particules abrasives et les échantillons du 1^{er} cercle est presque normal. Les angles d'impact et les vitesses entre les échantillons du 2nd cercle et les particules abrasives provenant du 1^{er} cercle sont influencés par plusieurs facteurs [IV-3, IV-4]. La vitesse de rotation des rotors peut être variée par un mécanisme d'entraînement par courroie. Les conditions dans lesquelles les tests sont réalisés sont indiquées dans le Tableau IV-5.

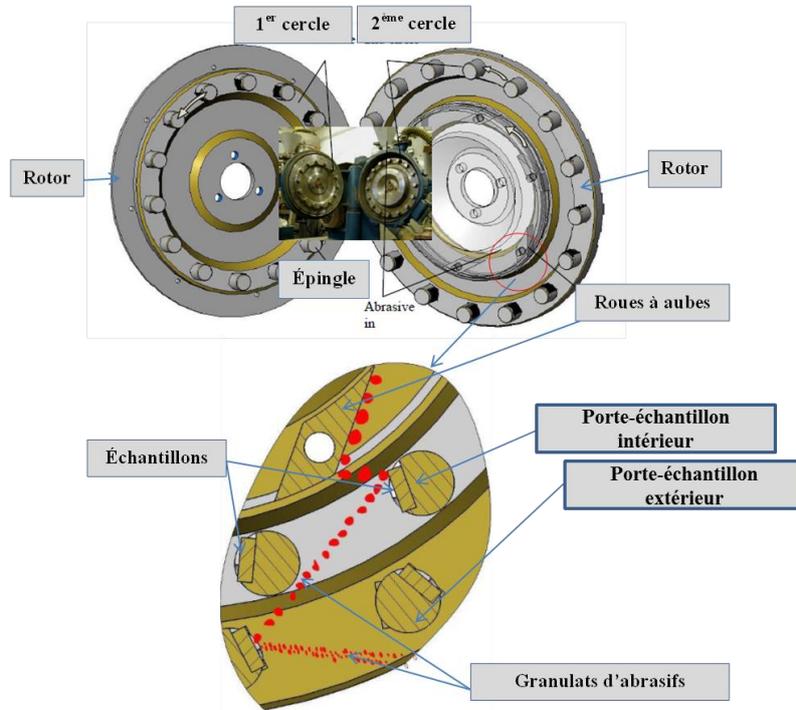


Figure IV-14 : Le système d'abrasion avec impact à forte énergie ou désintégrateur de type centrifuge [IV-3,IV-4].

Spécifications	Tests d'abrasion avec impact forte énergie
Vitesse d'impact échantillon 1 ^{er} cercle	40 m/s
Vitesse d'impact échantillon 2 ^{eme} cercle	40 m/s
Taille des particules abrasives (granite)	3-6 mm
Quantité totale de granite utilisée	15 kg
Masse volumique des particules	2.7 g/cm ³
Dimension des échantillons	5 x 15 x 20 mm

Tableau IV-5 : Conditions et paramètres de tests pour les tests d'abrasion avec impacts à forte énergie avec le désintégrateur [TUT].

V. Méthodes de caractérisation de l'usure et de l'endommagement des matériaux

L'objectif de cette étude est de comprendre le mécanisme d'usure des différents matériaux à base de carbure de tungstène et de sélectionner le matériau à base de carbure de tungstène le

plus résistant. Pour faire cela, il est donc nécessaire de procéder à une analyse quantitative pour sélectionner le matériau le plus résistant à l'usure, et une analyse qualitative de l'endommagement des matériaux pour bien comprendre leur mécanisme d'usure afin de pouvoir éventuellement les optimiser.

V.1 Méthodes d'analyses quantitatives

L'optimisation des matériaux à base de carbure de tungstène passe, entre autres, par l'augmentation de leur durée de vie. La méthode utilisée pour évaluer la durée de vie des matériaux à base de carbure de tungstène pour cette étude est la mesure de la perte de volume, à travers la perte de masse après une sollicitation.

Concernant les essais d'abrasion pure et les essais d'abrasion accompagnée d'impacts à faible ou à forte énergie, les échantillons de WC sont soigneusement pesés avant et après les tests à l'aide d'une balance d'une capacité de 230 g et d'une résolution de 0.1 mg. La différence de masse est ensuite convertie en perte de volume en la divisant par la masse volumique du matériau.

L'énergie spécifique d'abrasion (J/m^3) est également utilisée quelques fois pour quantifier l'usure des WC. Elle est obtenue en divisant l'énergie dissipée dans le contact par le volume perdu par le WC. Cette approche d'énergie spécifique d'abrasion permet d'avoir une idée de la quantité d'énergie dissipée dans le compte de l'endommagement des matériaux.

Enfin, le coefficient de frottement des différents matériaux est également mesuré. Son évolution est analysée, afin de la relier éventuellement à l'usure des matériaux.

V.2 Méthodes d'analyses qualitatives

L'évaluation qualitative des surfaces usées des matériaux à base de carbure de tungstène s'est faite principalement à l'aide de techniques d'observation microscopique.

Le microscope optique numérique à très haute résolution a été utilisé dans un premier temps pour observer les zones usées des matériaux à base de carbure de tungstène.

Le microscope électronique à balayage (MEB) associé à son module en analyse chimique EDX a été utilisé pour des observations plus précises et pour caractériser les phénomènes intervenant dans le mécanisme d'usure des WC.

Un interféromètre permettant d'obtenir la topographie des surfaces usées a été également utilisé pour caractériser les matériaux. En plus de donner des images nettes des surfaces usées (Figure IV-15), l'intérêt de ce moyen d'observation réside dans le fait qu'il permet directement de calculer les volumes usés des échantillons testés. C'est surtout pour les tests de sclérométrie où les traces d'usure sont relativement fines et petites que l'interférométrie est utilisée. Un profilomètre tactile est aussi utilisé en complément de l'interféromètre, pour pouvoir observer les états de surfaces après essais. Ces profils (Figure IV-16) donnent la possibilité d'obtenir les profondeurs d'usure des différents matériaux et, leur tenue par rapport à la déformation plastique.

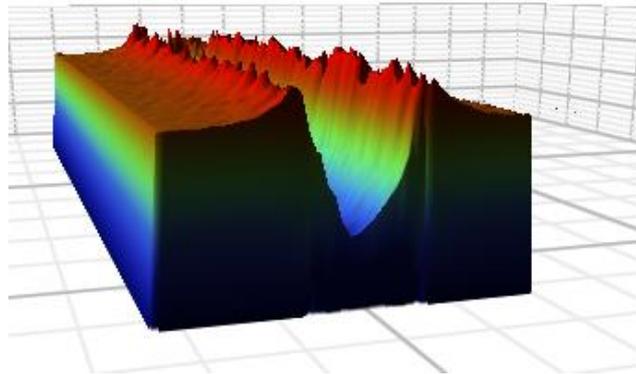


Figure IV-15 : Exemple de profil 3D d'une rayure obtenue par interférométrie

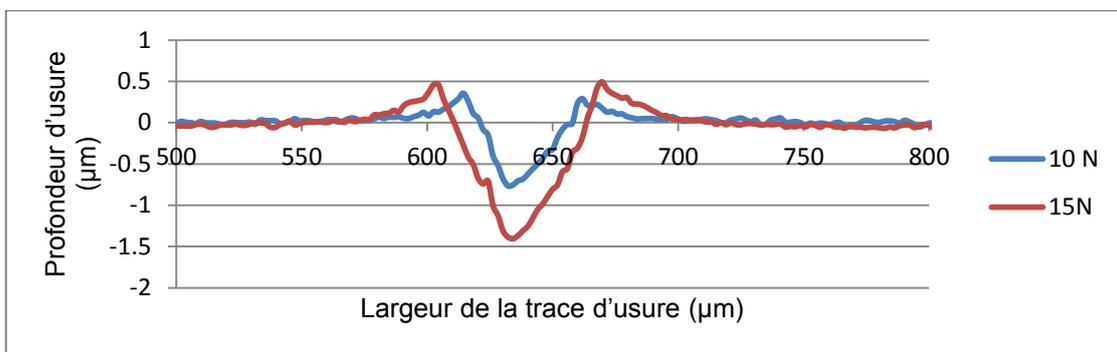


Figure IV-16 : Exemples de profils permettant les mesures des profondeurs d'usure des rayures des WC.

VI. Conclusions

A travers ce chapitre, nous avons présenté et décrit les différents bancs d'essais utilisés dans le cadre de cette étude. Ces bancs d'essais ont un certain nombre de paramètres d'entrée et ils permettent de simuler l'endommagement des inserts en WC des dents de tunnelier.

L'ensemble des tribomètres utilisés permet d'étudier le comportement tribologique des nuances de WC dans plusieurs conditions et configurations de tests (abrasion pure, abrasion et impact à faible et forte énergie, etc.) et d'évaluer les performances des matériaux en fonction des conditions de tests. L'utilisation de plusieurs bancs d'essais pour cette étude a pour but de sélectionner deux ou trois nuances de WC qui seront susceptibles de remplacer le matériau de référence utilisé en industrie, en fonction des conditions d'utilisation (abrasion pure, risque d'impact à forte ou à faible énergie, etc...).

Une définition ainsi qu'une description des abrasifs utilisés ont également été proposées.

VII. Références

[IV-1] I. D. Marinescu, W. Brian Rowe, B. Dimitrov, I. Inasaki, Tribology of abrasive machining process, William Andrew Publishing, ISBN 0-8155-1490-5, 2004.

[IV-2] ASTM G65-00 Standard Test Method for Measuring Abrasion Using the Dry Sand/Rubber Wheel Apparatus. Nov 2000.

[IV-3] R. Tarbe, Abrasive Impact Wear :Tester,Wear and Grindability Studies, Thesis on mechanical and instrumental engineering E47, Tallinn University of Technology (TUT), June 4, 2009.

[IV-4] D. Goljandin, Disintegrator Milling System Development and Milling Technologies of Different Materials, Thesis on mechanical engineering E79, Tallinn University of Technology (TUT), August 28, 2013.

Chapitre V : Etude comparative du comportement des matériaux en abrasion pure

Les objectifs de ce chapitre sont de :

- présenter les résultats des matériaux en abrasion pure,*
- comprendre les aspects qualitatifs et quantitatifs de l'usure des matériaux,*
- classer les matériaux en fonction de leur résistance à l'abrasion pure,*
- observer les relations entre l'usure et les propriétés mécaniques des matériaux.*

Table des matières

I. Introduction.....	121
II. Résultats pour le matériau de référence B40	121
II.1. Aspect qualitatif.....	121
II.2. Aspect quantitatif.....	122
II.2.1 <i>Le frottement</i>	122
II.2.2 <i>L'énergie dissipée</i>	123
II.2.3 <i>L'usure</i>	123
II.2.4 <i>L'énergie spécifique d'abrasion</i>	124
III. Etude du comportement tribologique des matériaux WC-Ni à faible taux de liant	124
III.1. Aspect qualitatif	124
III.2. Aspect quantitatif	125
III.2.1 <i>Le frottement</i>	125
III.2.2 <i>L'énergie dissipée</i>	126
III.2.3 <i>L'usure</i>	126
III.2.4 <i>L'énergie spécifique d'abrasion</i>	127
IV. Etude du comportement des matériaux bimodaux élaborés par frittage conventionnel	128
IV.1 Aspect qualitatif	128
IV.2. Aspect quantitatif	130
IV.2.1 <i>Le frottement</i>	130
IV.2.2 <i>L'énergie dissipée</i>	131
IV.2.3 <i>L'usure</i>	132
IV.2.4 <i>L'énergie spécifique d'abrasion</i>	132
V. Etude du comportement tribologique des matériaux élaborés par frittage réactif	133
V.1. Aspect qualitatif	133
V.2 Aspect quantitatif	136
V.2.1 <i>Le frottement</i>	136
V.2.2 <i>L'énergie dissipée</i>	137
V.2.3 <i>L'usure</i>	137
V.2.4 <i>L'énergie spécifique d'abrasion</i>	138
VI. Les matériaux complémentaires	139
VI.1. Aspect qualitatif	139
VI.2. Aspect quantitatif	141
VI.2.1 <i>Le frottement</i>	141
VI.2.2 <i>Energie dissipée</i>	141
VI.2.3 <i>L'usure</i>	142
VI.2.4 <i>Energie spécifique d'abrasion</i>	143
VII.Synthèse sur l'étude comparative des matériaux étudiés.....	144
VIII. Relation entre les propriétés mécaniques et la résistance à l'usure.....	145
IX. Conclusions.....	147
X. Références.....	148

I. Introduction

Dans cette partie, une étude comparative des quatre groupes de composites de WC élaborés dans le cadre de cette étude et du matériau de référence, décrits dans le chapitre III, est proposée, suivie d'une synthèse. Les aspects quantitatifs et qualitatifs de l'usure sont abordés. Le but est d'une part de sélectionner les nuances de matériaux à base de carbure de tungstène qui seront les plus résistants à l'usure abrasive comparativement au matériau de référence et de comprendre les mécanismes d'usure des différents composites. Les volumes d'usure considérés ainsi que les conditions de tests correspondent à ceux du tribomètre à mouvement unidirectionnel à vitesse de glissement constante.

II. Résultats pour le matériau de référence B40

Ce paragraphe présente les résultats du matériau de référence en termes de comportement en usure (volume d'usure) et frottement. Les aspects d'énergie dissipée et d'énergie spécifique d'abrasion sont également présentés.

II.1. Aspect qualitatif

La Figure V-1 montre les traces d'usure du matériau de référence testé dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel. On voit que l'endommagement de ce matériau est caractérisé principalement par :

- la formation de rayures plus ou moins larges (parfois plus de 50 μm) dues à la déformation plastique du liant métallique. Le fort taux de liant de la référence B40 (15 wt %) l'expose à une déformation plastique prononcée de sa phase liant métallique. Ce phénomène est exacerbé par le fait que le liant métallique du B40 est très exposé aux particules abrasives à travers un parcours libre moyen relativement élevé ;
- la microfragmentation des grains de WC qui est essentiellement due au fait que les grains de WC constituant le B40 sont relativement gros (taille moyenne supérieure à 1 μm). Les gros grains de WC ont tendance à se déformer plastiquement puis se fracturer progressivement lorsqu'ils sont sollicités mécaniquement par les particules abrasives de SiC.

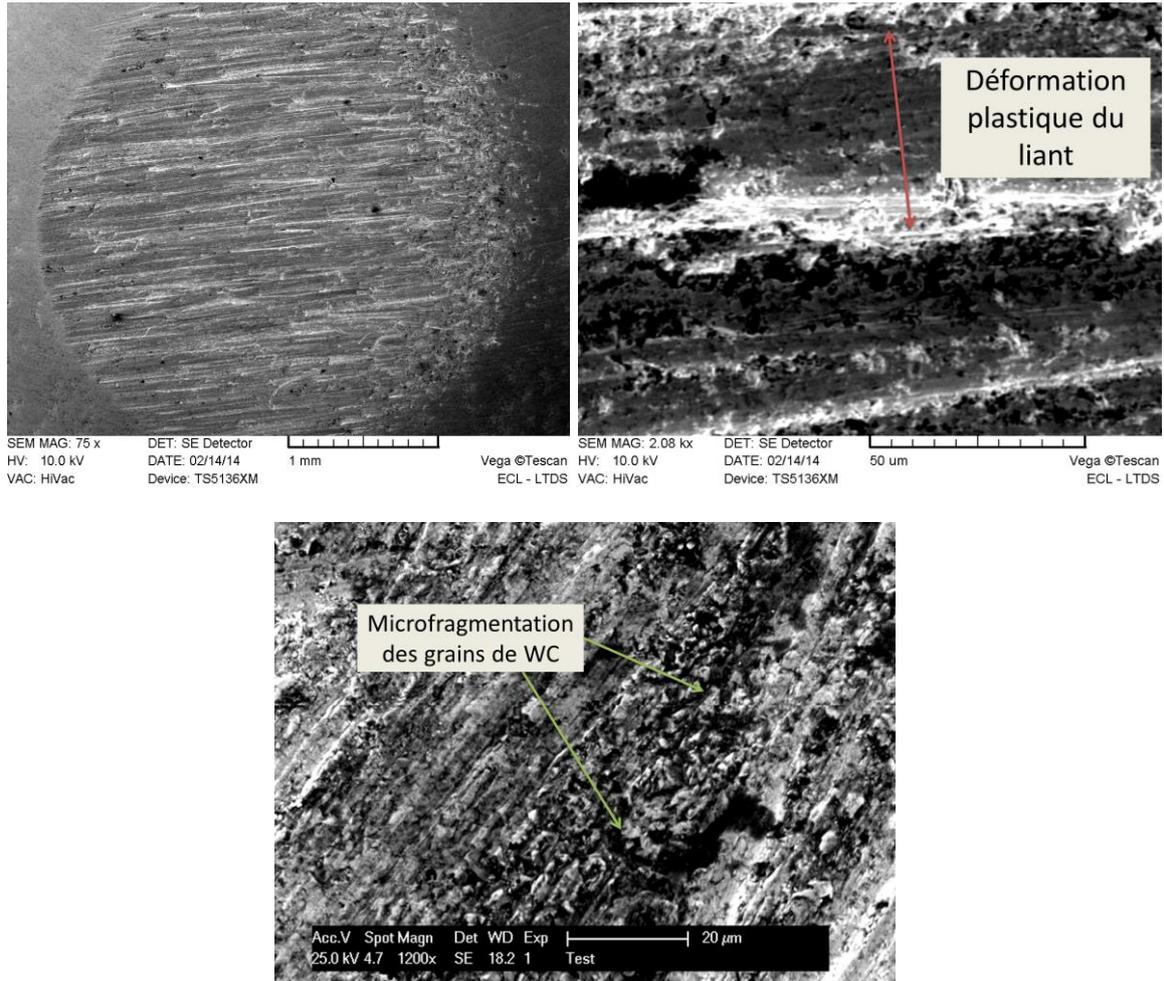


Figure V-1 : Observation au MEB du mécanisme d'usure du matériau B40 testé dans les conditions standards ; (trace d'usure en haut à gauche).

II.2. Aspect quantitatif

II.2.1 Le frottement

La Figure V-2 montre l'évolution du coefficient de frottement du matériau de référence testé dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel. On voit qu'il évolue dans un état stable avec une évolution temporelle perturbée par des phénomènes de vibration. Le coefficient de frottement du B40 dans ces conditions varie globalement entre 0.4 et 0.5 avec une valeur moyenne de 0.44.

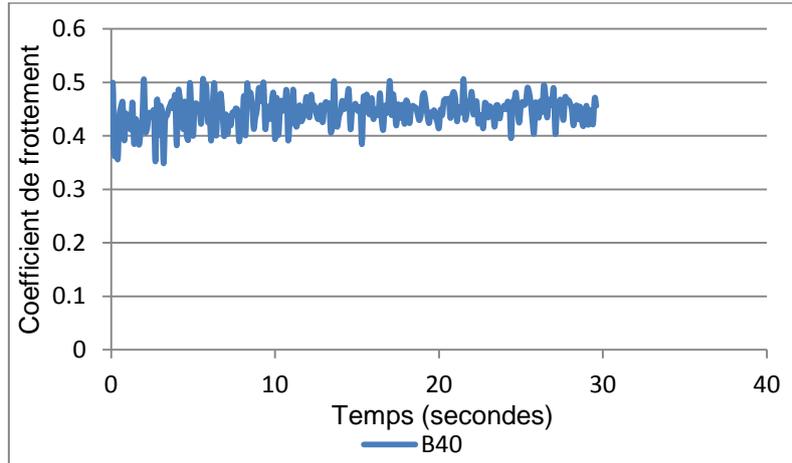


Figure V-2 : Evolution du coefficient de frottement du B40 testé dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

II.2.2 L'énergie dissipée

La Figure V-3 montre l'évolution de l'énergie dissipée cumulée du B40, correspondant au frottement de la Figure V-2, avec une valeur cumulée totale de 19.4 J. C'est cette valeur maximale qui sera prise en compte pour la comparaison avec les autres matériaux dans la suite du travail.

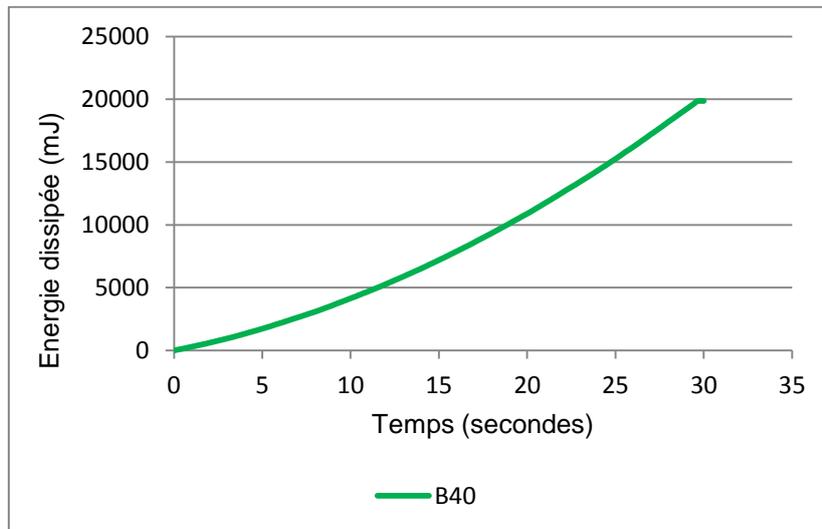


Figure V-3 : Evolution de l'énergie dissipée dans le contact pour le B40 testé dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

II.2.3 L'usure

Le volume d'usure moyen obtenu pour le matériau de référence testé dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel est de 0.55 mm^3 . Cette valeur sera comparée, par la suite, au volume d'usure des autres matériaux testés dans le cadre de l'étude.

II.2.4 L'énergie spécifique d'abrasion

L'énergie spécifique d'abrasion correspond à l'énergie utilisée dans l'abrasion du matériau testé. L'énergie spécifique d'abrasion du B40 testé dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel est de 35.7 J/mm³.

III. Etude du comportement tribologique des matériaux WC-Ni à faible taux de liant

Ce paragraphe compare les résultats, sur le plan qualitatif et quantitatif, du matériau de référence à ceux des matériaux WC-Ni à faible taux de liant métallique.

III.1. Aspect qualitatif

Les surfaces des matériaux à faible taux de liant sont observées dans le but de comprendre leurs mécanismes d'usure. Les images des surfaces usées sont illustrées sur la Figure V-4. Il faut noter que différents mécanismes d'usure peuvent être recensés dans le mode d'usure des matériaux à base de carbure de tungstène. Seuls les mécanismes prédominants pour les différents matériaux à base de carbure de tungstène sont indiqués sur la Figure V-4.

Le phénomène de fragmentation et de perte de grains de WC est commun à tous les matériaux de ce groupe, à l'exception du WNZVC dont les grains de WC sont de petite taille et dont la cohésion semble bien assurée par les renforts entrant dans sa composition chimique. Le WNO, nuance « témoin » de matériau à base de carbure du tungstène (sans renforts comme la référence B40) et avec un parcours libre moyen également relativement élevé, voit aussi une attaque sévère de sa phase liant métallique par les particules abrasives, ce qui engendre une perte de cette phase liant métallique. Son mode d'usure est aussi caractérisé par des phénomènes de fracturation intragranulaire comme dans le cas du B40.

Le liant métallique des nuances WNZ et WNZr a moins subi l'usure ; par contre, ce sont les grains de WC qui ont supporté une grande partie de la charge. On voit sur la Figure V-4 que ces derniers ont subi une sévère fragmentation.

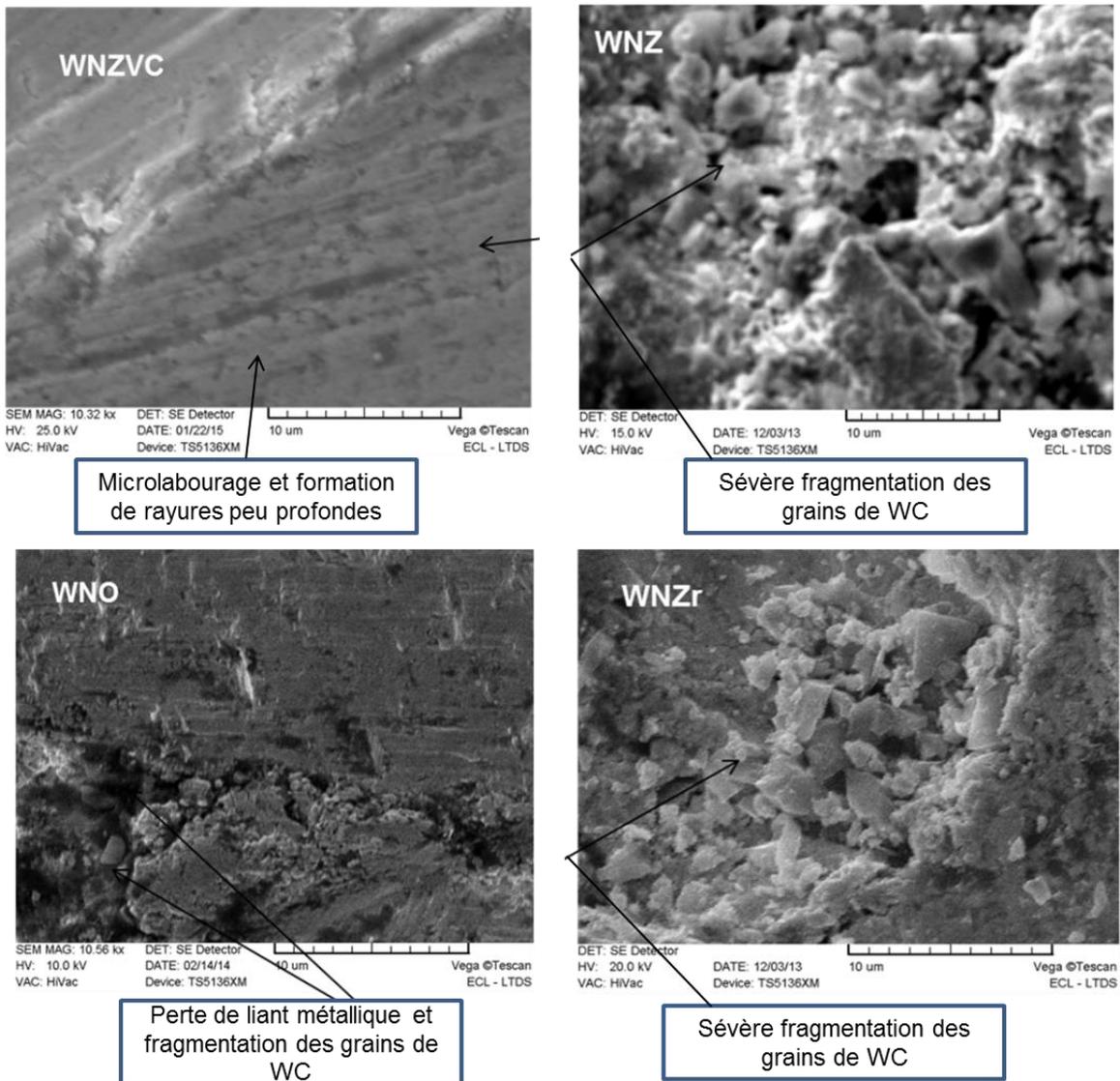


Figure V-4 : Observation au MEB des mécanismes d'usure des WC-Ni à faible taux de liant testés en abrasion pure sur le tribomètre à mouvement unidirectionnel dans les conditions standards.

III.2. Aspect quantitatif

III.2.1 Le frottement

On voit sur la Figure V-5 que les coefficients de frottement des matériaux à faible taux de liant, testés dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel, sont très comparables. Ils évoluent de la même manière dans un état stable. La valeur moyenne du coefficient de frottement des matériaux à faible taux de liant, dans ces conditions, se situe entre 0.43 et 0.45 avec le minimum pour le WNZVC et le maximum pour le WNZr. Ils sont pratiquement similaires à celui de la référence B40 (0.44).

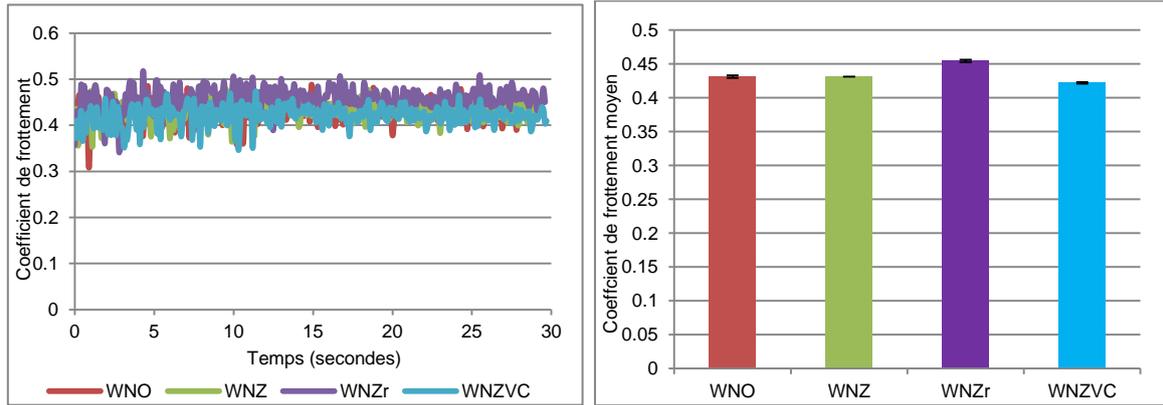


Figure V-5 : Evolution du coefficient de frottement (à gauche) et coefficient de frottement moyen (à droite) des composites WC-Ni à faible taux de liant testés dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

III.2.2 L'énergie dissipée

Comme le coefficient de frottement, la différence entre les énergies dissipées dans le contact pour ces matériaux n'est pas significative (Figure V-6). La valeur minimale est pour le WNZVC avec 16.2 J tandis que la valeur maximale est pour le WNO avec 18.15 J. Il faut néanmoins noter que ces valeurs d'énergie dissipée sont légèrement plus faibles que celle du B40 (19.4 J).

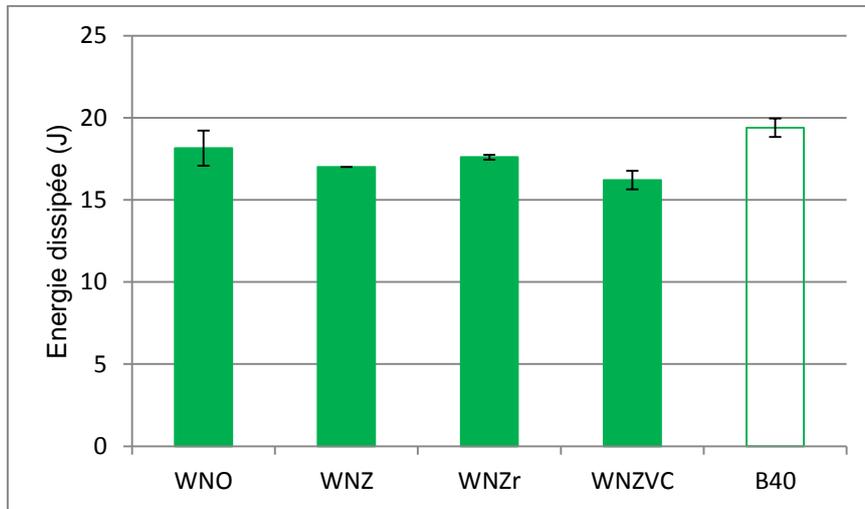


Figure V-6 : Energie dissipée pour les composites WC-Ni à faible taux de liant et du matériau référence B40, testés dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

III.2.3 L'usure

La Figure V-7 montre la comparaison des nuances de matériaux en terme de volume usé obtenu sur le tribomètre à mouvement unidirectionnel dans les conditions standards. Contrairement aux coefficients de frottement et aux énergies dissipées, les différences entre les volumes d'usure des matériaux sont relativement importantes.

Tous les matériaux WC-Ni à faible taux de liant (8%. wt) présentent un volume d'usure plus faible que la référence B40 (15%. wt). Ces résultats s'expliquent principalement par le fait

que le fort taux de liant du B40 par rapport aux WC-Ni lui confère une dureté plus faible, situation favorable à l'abrasion.

De plus, le B40 comporte dans sa microstructure des grains de WC de plus gros diamètre par rapport aux composites WC-Ni, une autre situation qui favorise l'abrasion.

Parmi les composites WC-Ni, le WNZVC est la nuance la plus intéressante (environ moitié moins de volume d'usure que la référence B40). Il a l'avantage d'avoir la dureté la plus élevée et une faible ténacité, ce qui augmente sa résistance à l'abrasion pure. En terme d'optimisation de microstructure, le WNZVC présente également des avantages par rapport aux autres composites WC-Ni et au B40 (grains de WC fins, faible parcours libre moyen, etc.). Le rôle des renforts est donc effectif ; ils ont très certainement participé à l'amélioration des propriétés mécaniques et de la résistance à l'abrasion du WNZVC.

Cependant, ces résultats ne sont valables que pour la résistance à l'abrasion pure. Compte tenu de l'application des inserts (bien que ceux-ci sont développés pour les sols tendres et meubles), il est important de considérer le comportement des matériaux à base de carbure de tungstène dans des conditions de sollicitation prenant en compte des impacts avec les particules abrasives avant le choix du matériau alternatif à la référence B40. Les prochains chapitres seront consacrés à cette étude.

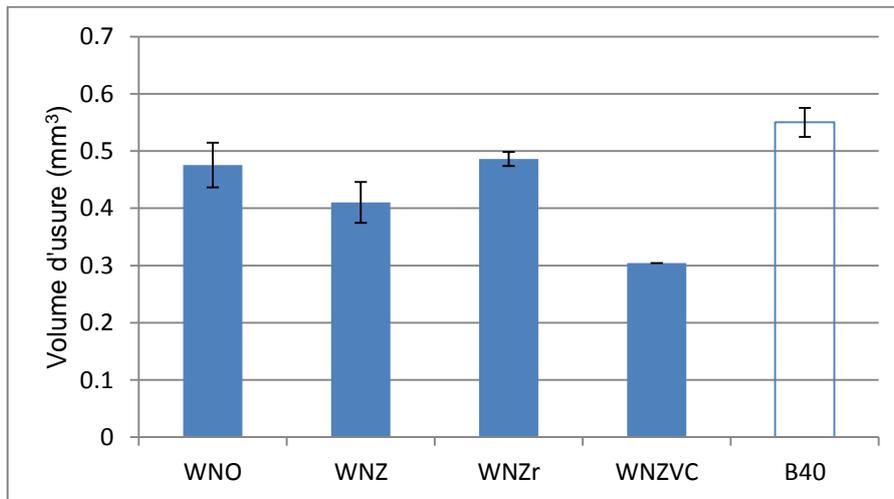


Figure V-7 : Comparaison du volume d'usure des composites WC-Ni à faible taux de liant avec la référence B40, testés dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

III.2.4 L'énergie spécifique d'abrasion

La comparaison des énergies spécifiques d'abrasion des matériaux confirme que le WNZVC est un matériau intéressant. Avec une énergie spécifique d'abrasion de 53.3 J/mm³, le WNZVC présente un gain d'environ 35 % de résistance à l'usure par rapport au B40 (Figure V-8).

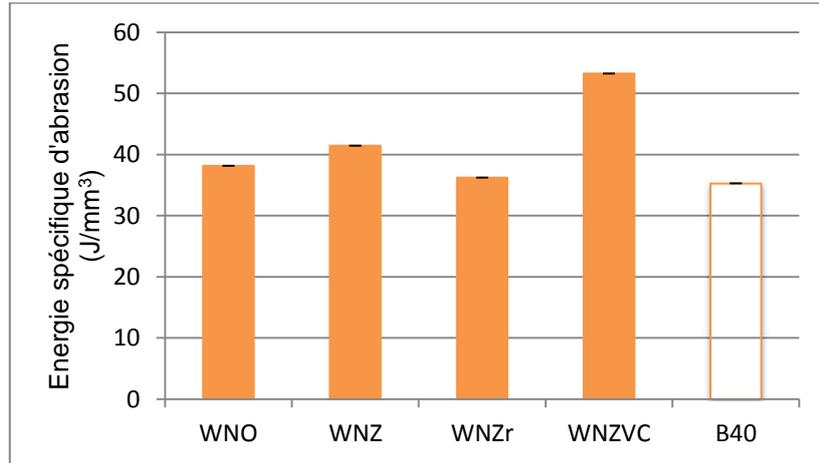


Figure V-8 : Comparaison de l'énergie spécifique d'abrasion des composites WC-Ni à faible taux de liant avec la référence B40, testés dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

IV. Etude du comportement des matériaux bimodaux élaborés par frittage conventionnel

Il s'agit d'étudier la réponse tribologique des matériaux bimodaux élaborés par frittage conventionnel. Ils sont comparés aux matériaux à faibles taux de liant ainsi qu'à la référence en termes de résistance à l'usure abrasive et de frottement.

IV.1 Aspect qualitatif

Les surfaces usées des matériaux bimodaux sont illustrées sur les Figure V-9, Figure V-10, et Figure V-11. On remarque beaucoup de similitudes entre les modes d'usure des composites bimodaux et ceux des matériaux à faible taux de liant. Les grains de WC fracturés sont fréquents, et surtout les phénomènes de perte de liant sont plus importants sur les composites bimodaux que sur ceux à faible taux de liant étudiés dans le paragraphe précédent. Ce constat permet d'émettre l'hypothèse selon laquelle la dispersion des fines particules de WC pour renforcer la matrice métallique participe plus à la fragilisation de cette dernière et favorise l'usure par abrasion par le détachement des grains de WC, consécutif à la perte du liant autour d'eux. La présence de fines particules de WC dans le liant métallique détériore la cohésion entre ce dernier et les grains de WC.

Concernant la nuance N15, on remarque des phénomènes de fissuration avec des fissures parallèles entre elles (Figure V-11), ce qui indique la fragilité de ce matériau par rapport aux autres nuances bimodales. Il faut se rappeler que cette nuance est le seul vrai matériau bimodal parmi les trois, puisqu'il n'est formé que de deux tailles de grains de WC.

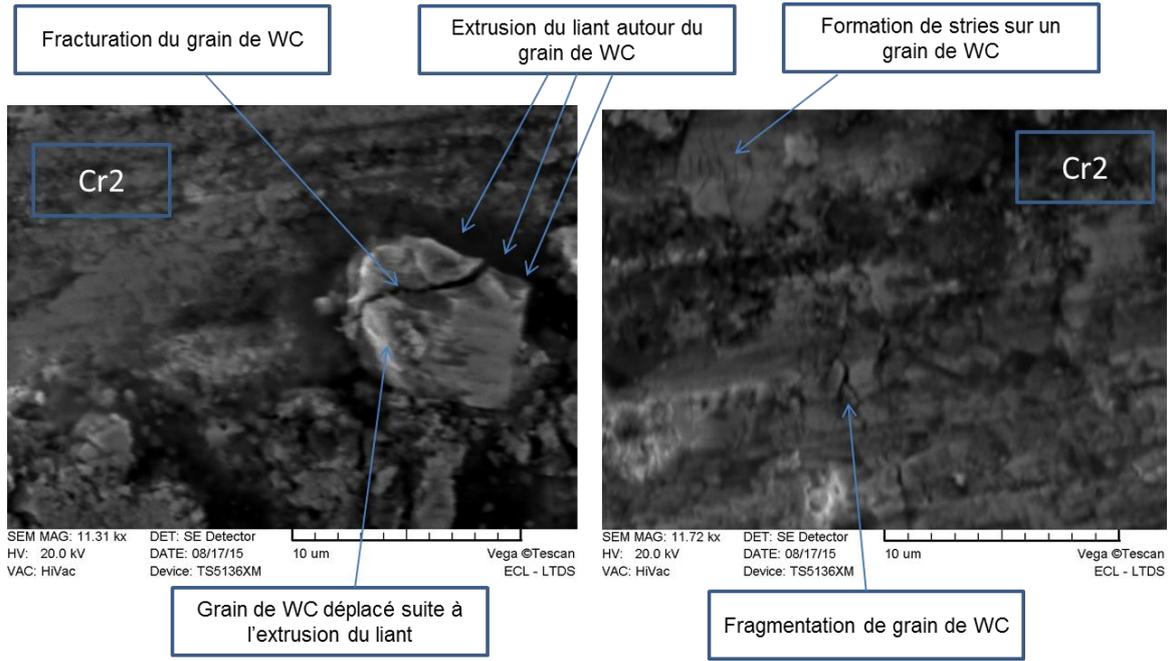


Figure V-9 : Observation au MEB du mécanisme d'usure du Cr2 testé dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

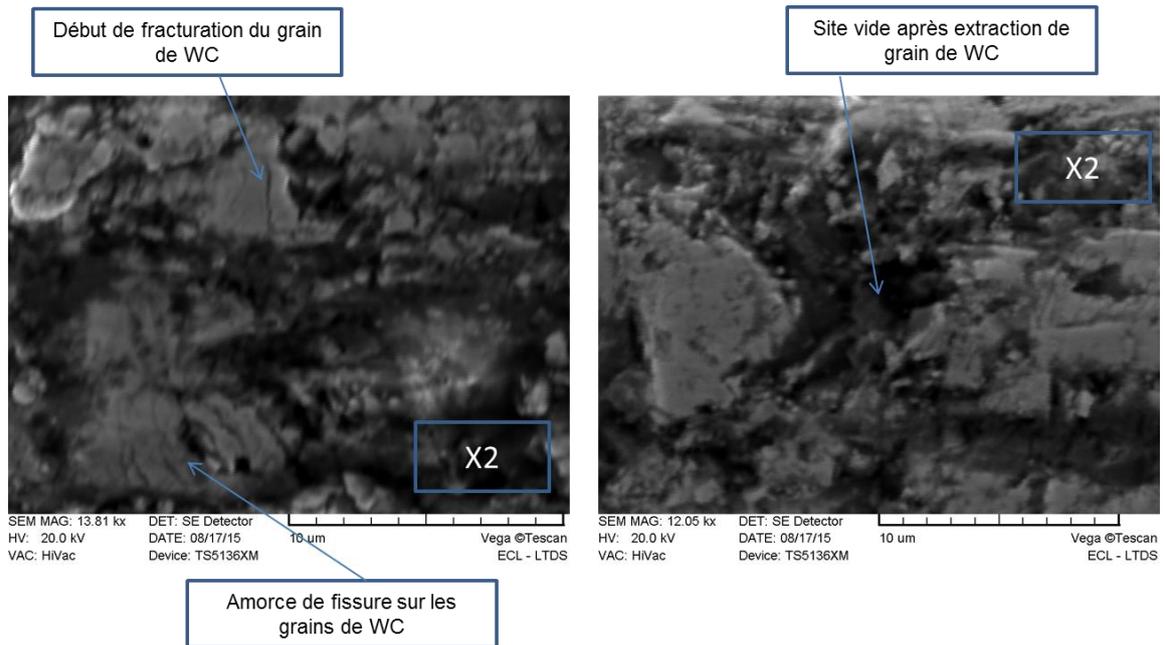


Figure V-10 : Observation au MEB du mécanisme d'usure du X2 testé dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

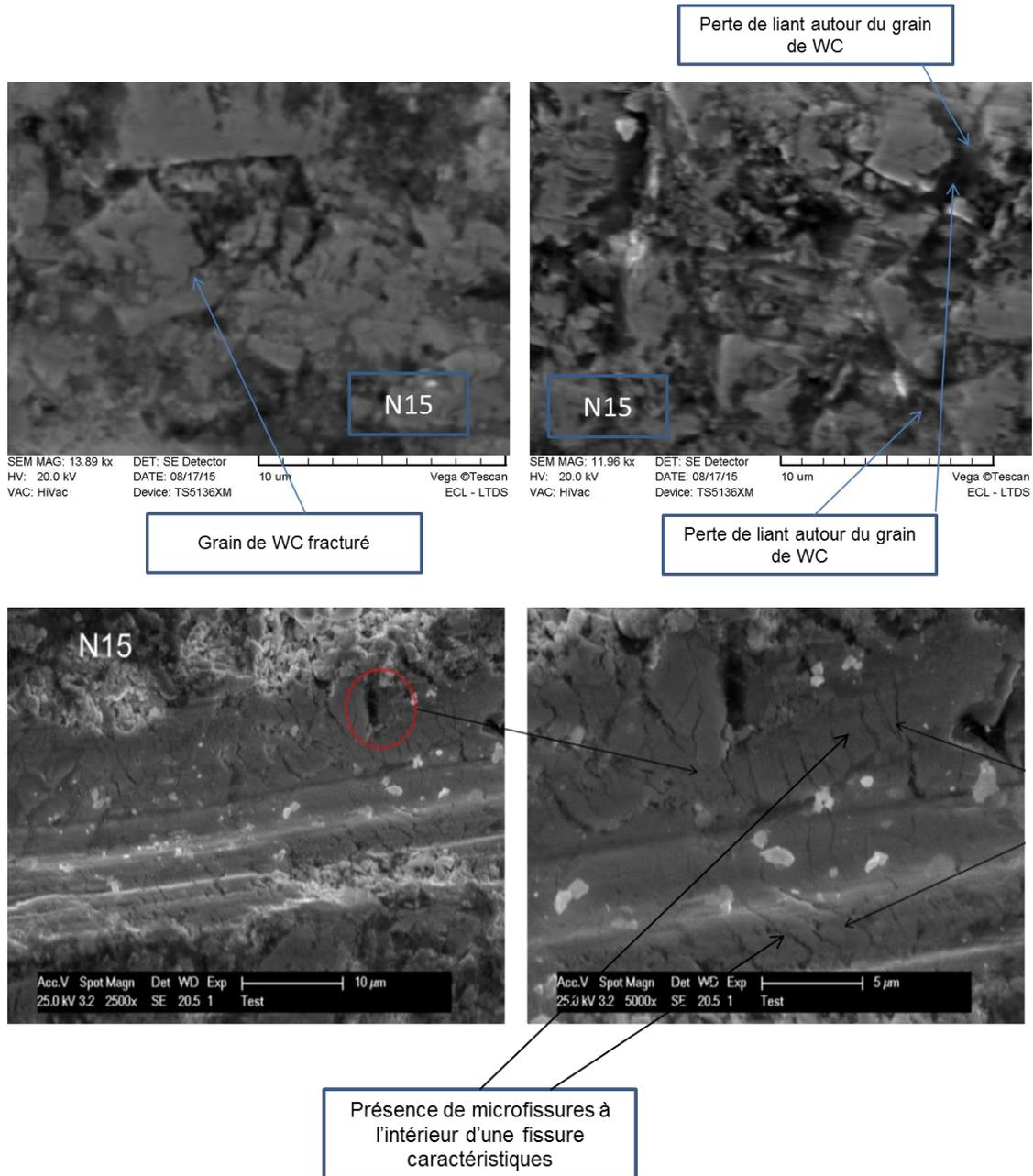


Figure V-11 : Observation au MEB du mécanisme d'usure du N15 testé dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

IV.2. Aspect quantitatif

IV.2.1 Le frottement

L'évolution du coefficient de frottement des matériaux bimodaux élaborés par frittage conventionnel présente les mêmes caractéristiques que celles des matériaux à faible taux de liant et du matériau référence (état stable avec des phénomènes de vibration), comme le montre la Figure V-12. Leurs coefficients de frottement varient entre 0.47 et 0.48. Ils sont donc légèrement plus importants que ceux des matériaux à faible taux de liant et de la référence (5 à 7%).

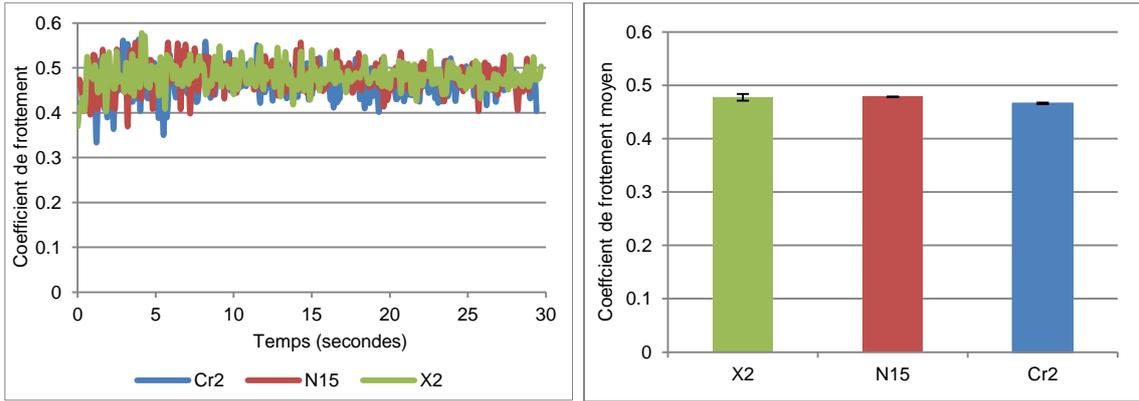


Figure V-12 : Evolution du coefficient de frottement (à gauche) et coefficient de frottement moyen (à droite) des matériaux bimodaux élaborés par frittage conventionnel testés dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

IV.2.2 L'énergie dissipée

Les énergies dissipées pour les matériaux bimodaux élaborés par frittage conventionnel (Figure V-13) sont très proches les unes des autres (de 21 à 22 J). Elles sont cependant supérieures de 18 à 20% par rapport à celles des matériaux à faible taux de liant et celle du matériau référence.

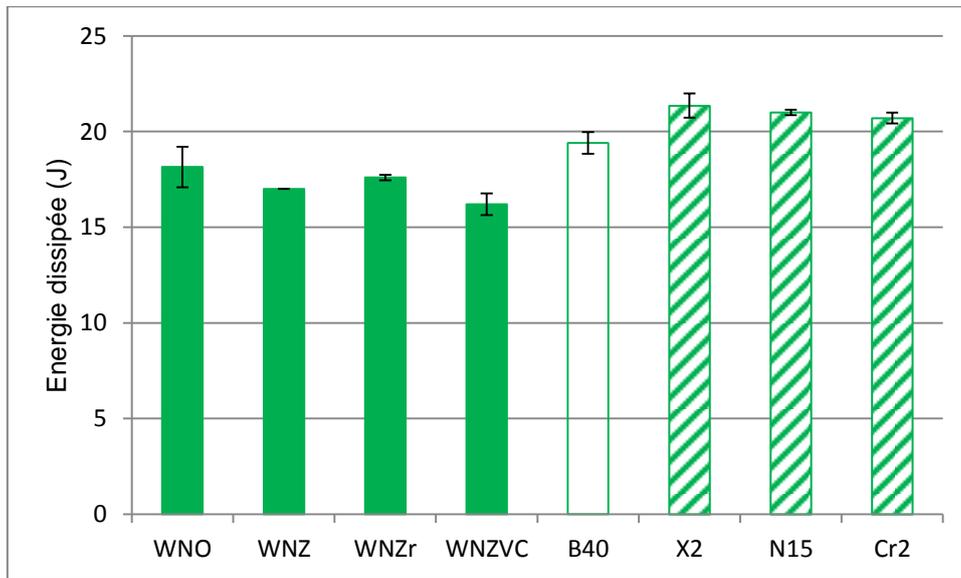


Figure V-13 : Comparaison de l'énergie dissipée dans le contact pour les matériaux bimodaux élaborés par frittage conventionnel (rayés en vert) avec celle des matériaux à faible taux de liant (vert uniforme) et de la référence B40 testés dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

IV.2.3 L'usure

La Figure V-14 est une mise à jour de la Figure V-7 avec ajout du volume d'usure des matériaux bimodaux élaborés par frittage conventionnel. On remarque que le volume d'usure des matériaux bimodaux est 16 à 35% supérieur à celui de la référence et plus de 35% supérieur à celui des composites WC-Ni à faible taux de liant. Le renforcement de la matrice métallique des matériaux bimodaux avec des nano et micrograins de WC ne semble pas augmenter leur capacité à résister à l'usure. Pourtant, leurs propriétés mécaniques (notamment la ténacité et la dureté) sont identiques à celles de la référence B40. Leur taux de liant métallique est également similaire à celui du B40. Les causes du mauvais comportement tribologique des matériaux bimodaux par rapport au B40 sont donc liées à leurs microstructures, comme l'a montré l'aspect qualitatif de l'usure précédemment étudié. Pour la nuance N15, la faible ténacité de ce matériau (la plus faible des matériaux bimodaux) et les phénomènes de fissuration présentés précédemment peuvent être à l'origine de sa moins bonne résistance à l'usure.

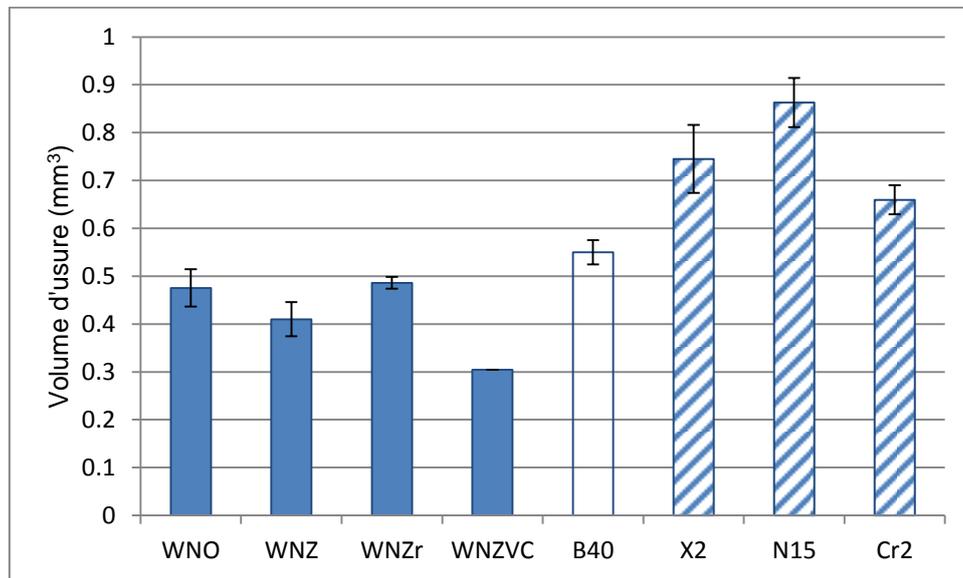


Figure V-14 : Comparaison du volume d'usure des matériaux bimodaux élaborés par frittage conventionnel (rayés en bleu) à celui des matériaux à faible taux de liant (bleu uniforme) et du matériau référence B40, testés dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

IV.2.4 L'énergie spécifique d'abrasion

Les résultats de résistance à l'abrasion sont confirmés par la comparaison des énergies spécifiques d'abrasion (Figure V-15). L'énergie spécifique d'abrasion des composites bimodaux est plus faible, ce qui indique qu'ils sont plus sensibles à une usure abrasive que les autres matériaux dans les conditions considérées.

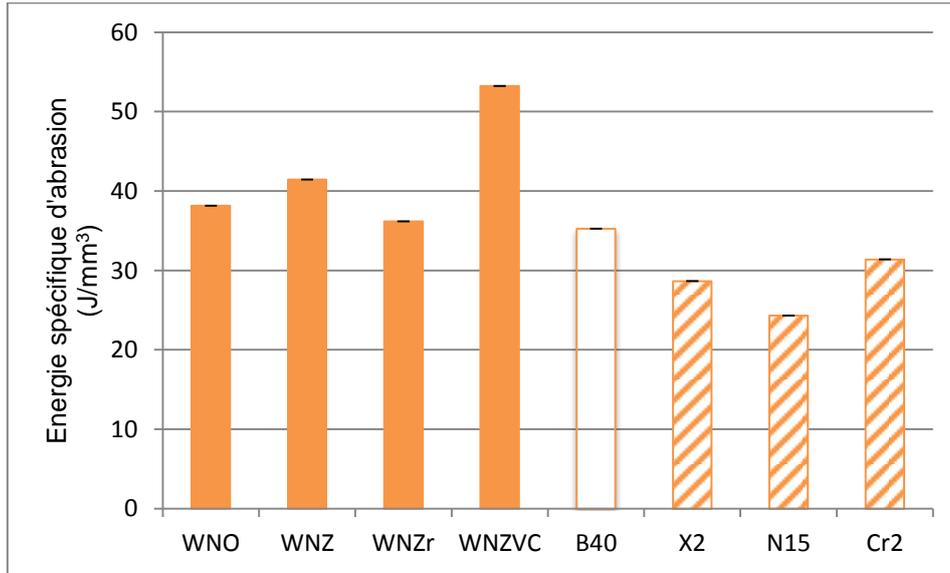


Figure V-15 : Comparaison de l'énergie spécifique d'abrasion des composites bimodaux élaborés par frittage conventionnel (rayés en orange) à celle des WC-Ni à faible taux de liant (orange uniforme) et de la référence B40 en abrasion pure sur le tribomètre à mouvement unidirectionnel dans les conditions standards.

V. Etude du comportement tribologique des matériaux élaborés par frittage réactif

Dans cette partie, on compare le comportement tribologique des nuances de matériaux à base de carbure de tungstène élaborées par la technique de frittage réactif à celui des matériaux à faibles taux de liant, des matériaux bimodaux élaborés par frittage conventionnel et de la référence.

V.1. Aspect qualitatif

L'endommagement de la nuance WCR1 (Figure V-16) est caractérisé par un phénomène de labourage plastique suivi de perte de matière de WC-Co par entassement de ces débris d'usure de WC-Co. Il y a peu d'endommagement lié à la perte de liant métallique et de fracturation intragranulaire pour cette nuance. L'avantage du WCR1 réside dans le fait que sa microstructure (voir chapitre III) est constituée de grains de WC de petite taille dispersés de manière assez homogène qui protègent bien la matrice métallique. Cet avantage du WCR1 provient certainement, entre autre, de cette technique de frittage réactif qui permet d'obtenir une microstructure intéressante pour la résistance à l'abrasion. La bonne cohésion entre ses grains de WC réduit le parcours libre moyen, ce qui est favorable à la résistance à l'abrasion.

L'usure de la nuance bimodale WCR2 présente des microfissures et des phénomènes d'usure par perte de liant métallique autour des grains de WC (Figure V-17), ce qui fragilise la matrice métallique et expose davantage ce matériau à l'abrasion. Ce résultat confirme que la présence de fines particules de WC dans le liant métallique le fragilise et réduit les capacités du matériau à résister à l'abrasion.

Le WCR3 présente les mêmes modes d'usure que le WCR1 : labourage plastique (Figure V-18). Mais, en plus de cela, on remarque de la perte de liant autour des grains de WC, même si ce phénomène est minime. Les mécanismes d'usure du WCR4 et du WCR5 (qui sont aussi des matériaux bimodaux) ont, entre autres, les mêmes caractéristiques que le mécanisme d'usure du WCR2 (Figure V-19 et Figure V-20). Ce constat était prévisible lorsqu'on voit que les microstructures de ces trois matériaux (voir chapitre III) sont similaires (gros grains de WC avec un espacement relativement important entre ces derniers). Cette caractéristique fait que le WCR2, WCR4 et WCR5 sont tous sujet à des phénomènes de fissuration intragranulaire. De plus, le WCR4 par exemple est sujet à des phénomènes de formation de microcratères, comme le montre la Figure V-19.

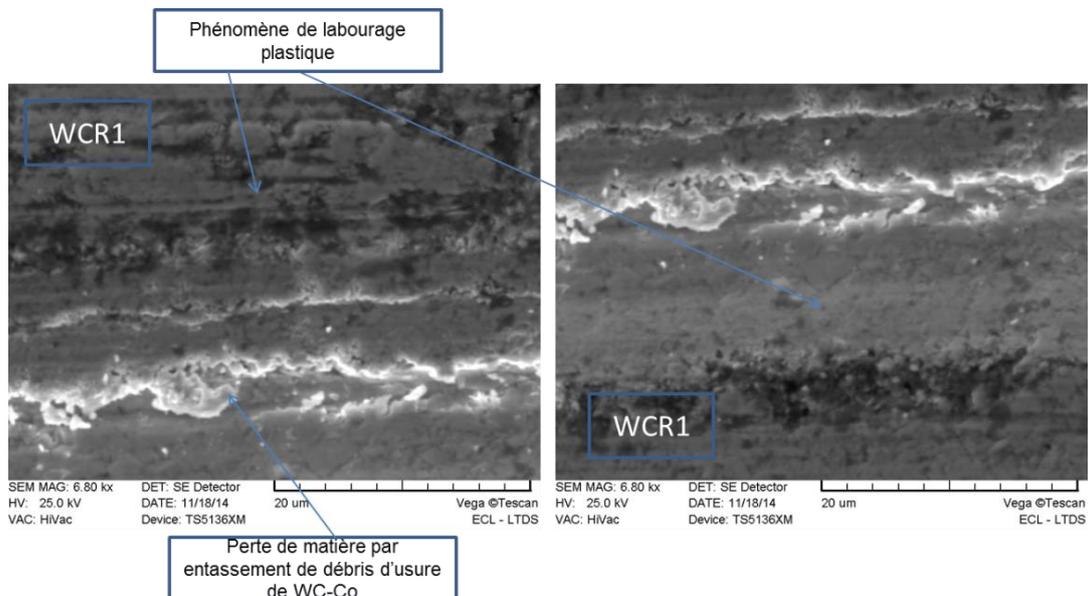


Figure V-16 : Observation au MEB du mécanisme d'usure du WCR1 testé dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

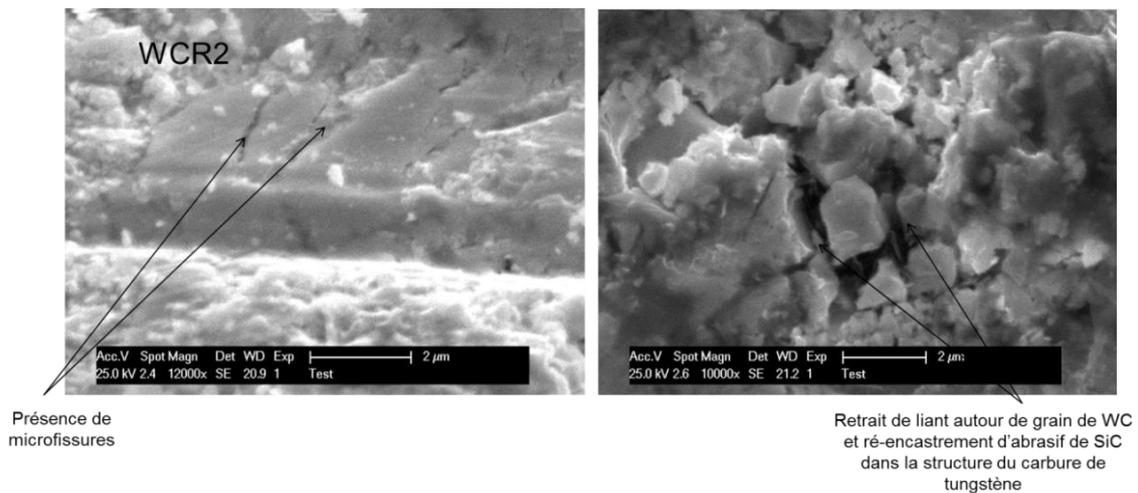


Figure V-17 : Observation au MEB du mécanisme d'usure du WCR2 testé dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

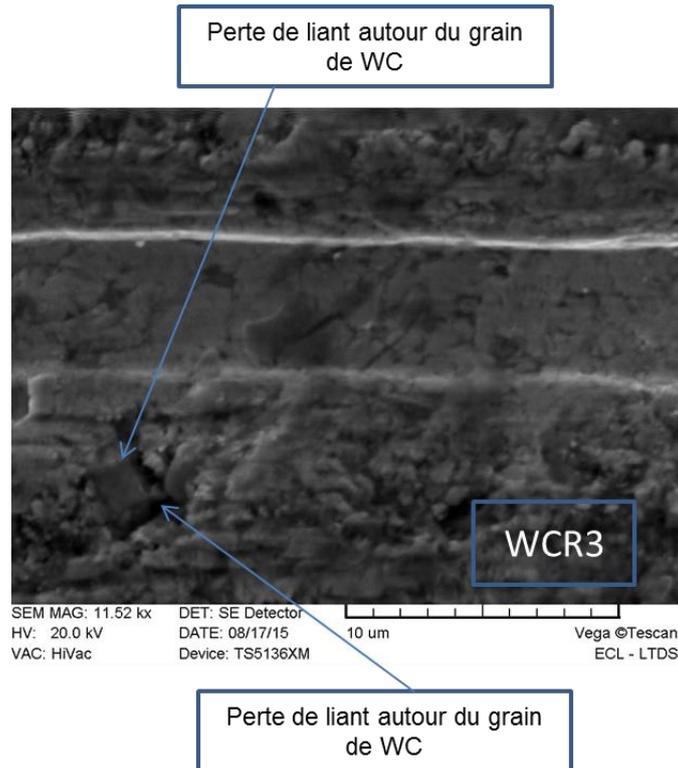


Figure V-18 : Observation au MEB du mécanisme d'usure du WCR3 testé dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

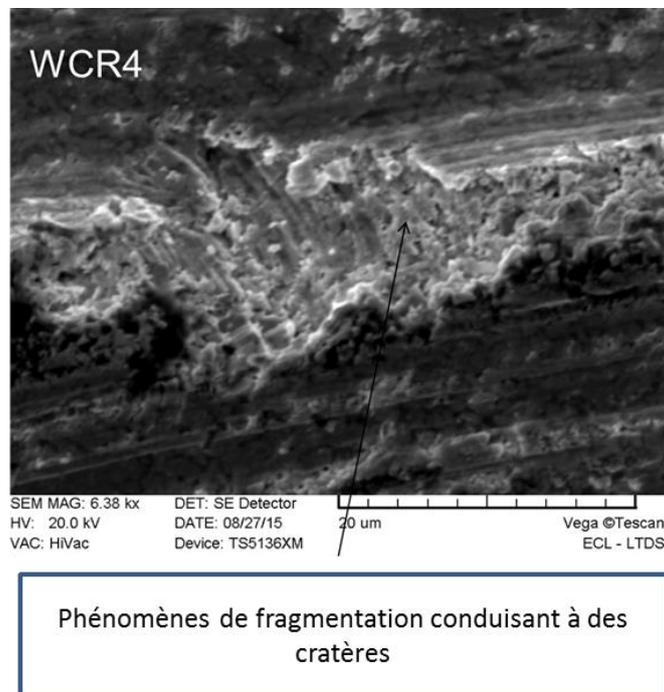


Figure V-19 : Observation au MEB du mécanisme d'usure du WCR4 testé dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

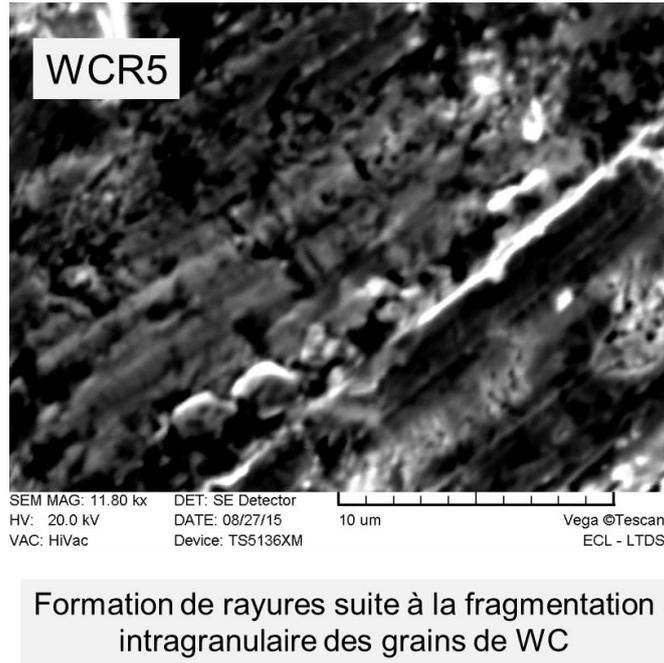


Figure V-20 : Observation au MEB du mécanisme d'usure du WCR5 testé dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

V.2 Aspect quantitatif

V.2.1 Le frottement

Comme dans le cas des matériaux précédemment étudiés, le coefficient de frottement des matériaux élaborés par frittage réactif varie dans l'intervalle 0.4 - 0.5 (Figure V-21). Le coefficient de frottement moyen minimum est pour le WCR1 (0.42) tandis que le maximum est pour WCR4 et WCR5 (0.47).

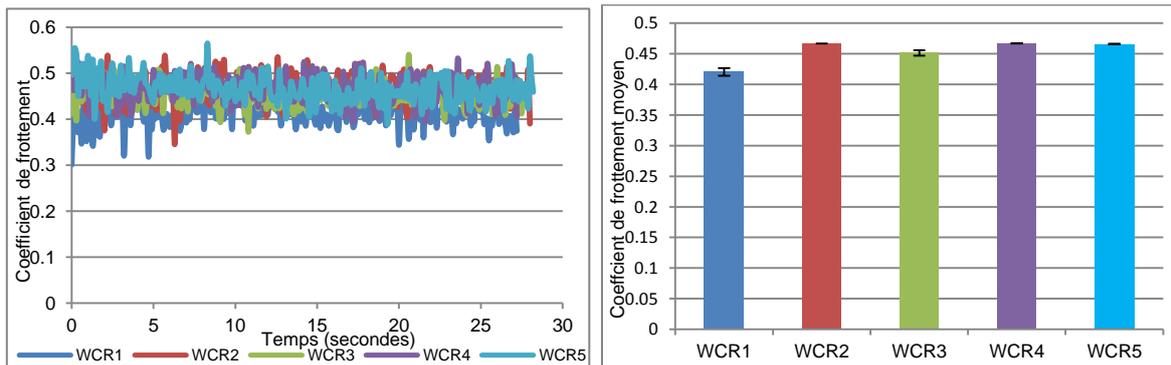


Figure V-21 : Evolution du coefficient de frottement (à gauche) et coefficient de frottement moyen (à droite) des matériaux élaborés par frittage réactif testés dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

V.2.2 L'énergie dissipée

L'énergie dissipée pour le WCR1 est environ 10% plus faible que celle des autres matériaux de ce groupe (Figure V-22). Elle est proche de l'énergie dissipée pour les matériaux WC-Ni à faible taux de liant et du matériau référence B40.

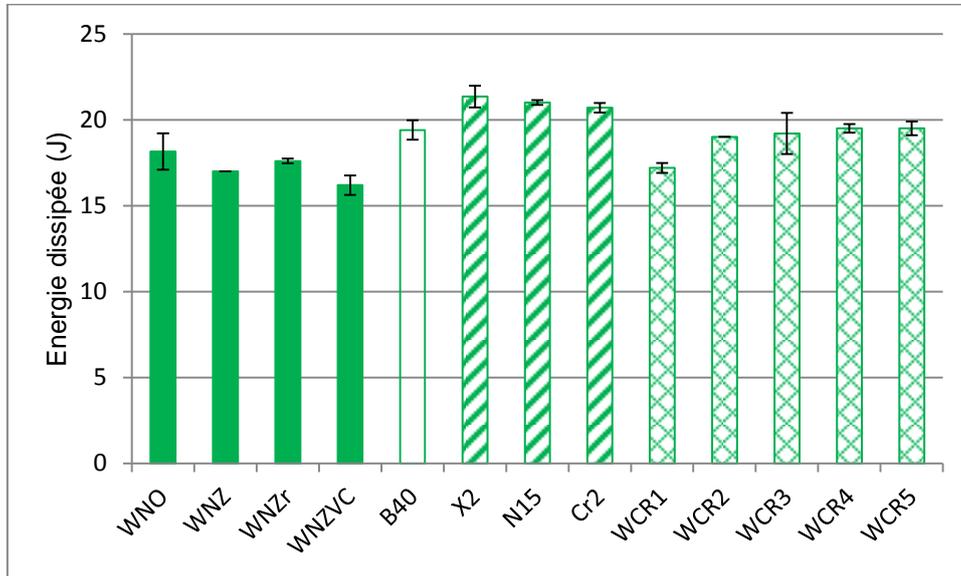


Figure V-22 : Comparaison de l'énergie dissipée dans le contact pour les matériaux élaborés par frittage réactif (avec des croix vertes) avec celle des matériaux à faible taux de liant (vert uniforme), des matériaux bimodaux élaborés par frittage conventionnel (rayés en vert) et de la référence B40, testés dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

V.2.3 L'usure

La Figure V-23 montre le volume usé pour les matériaux élaborés par frittage réactif comparé au volume usé des autres matériaux précédemment étudiés.

En comparant d'abord les matériaux élaborés par frittage réactif entre eux, on constate que les volumes d'usure du WCR1 et du WCR3 sont plus faibles que ceux des nuances WCR2, WCR4 et WCR5, qui sont des matériaux bimodaux. Dans ce cas aussi, en se basant sur les conclusions par rapport aux matériaux bimodaux élaborés par frittage conventionnel (N15, Cr2 et X2), on peut confirmer que la présence de petites particules dispersées dans le liant métallique n'a pas participé à l'amélioration de la résistance à l'usure du WCR2, WCR4 et WCR5 ; mais au contraire, elle a dû fragiliser la matrice métallique et exacerber l'usure de ces matériaux. Les volumes d'usure de ces matériaux (WCR 2, WCR4 et WCR5) sont également plus importants que celui du matériau référence B40 probablement pour les mêmes raisons. Le caractère bimodal des matériaux à base de carbure de tungstène ne semble pas être un atout dans l'amélioration de leur résistance à l'usure dans les conditions considérées.

Le WCR1 présente une meilleure résistance à l'usure que le B40 (40% de volume d'usure en moins). Ce constat est probablement lié à la microstructure fine de ce matériau (petits grains de WC) et à son faible taux de liant (8 wt %) par rapport au B40. Cette microstructure fine lui

permet d'avoir une dureté plus élevée que les autres matériaux élaborés par frittage réactif (bimodal ou pas).

Il faut noter aussi que les régimes de frittage de ces matériaux peuvent avoir eu de l'influence sur les propriétés mécaniques et les performances de ces matériaux. Ils peuvent en effet jouer sur la microstructure des matériaux à base de carbure de tungstène.

Par exemple, la phase liante peut contenir des éléments W et C dissous lors du frittage dont la quantité dépend de plusieurs paramètres de l'élaboration dont la température de frittage et la vitesse de refroidissement. Aussi, il peut apparaître localement des phases indésirables ou fragilisantes suite à un frittage décarburant ou lors d'un frittage à refroidissement rapide [V-1].

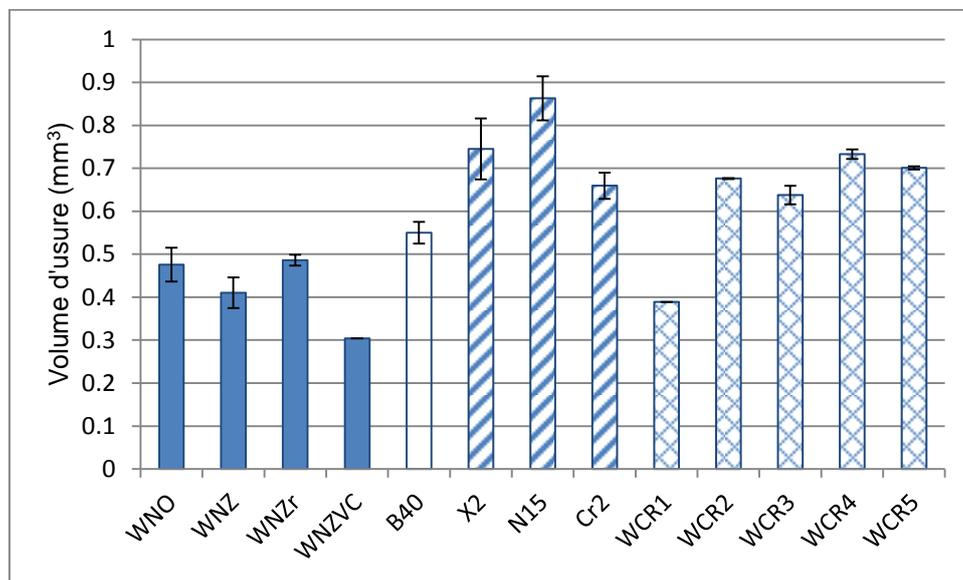


Figure V-23 : Comparaison du volume d'usure des matériaux élaborés par frittage réactif (avec des croix bleues) avec celui des matériaux à faible taux de liant (bleu uniforme), des matériaux bimodaux élaborés par frittage conventionnel (rayés en bleu) et de la référence testés dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

V.2.4 L'énergie spécifique d'abrasion

Les résultats d'usure sont également corroborés par l'approche énergétique (Figure V-24) : la nuance WCR1, plus résistante à l'usure par abrasion pure (par rapport aux autres matériaux de son groupe), présente une énergie spécifique d'abrasion supérieure à celle de toutes les autres nuances à l'exception du WNZVC. Les WCR2, WCR3, WCR4 et WCR5 présentent des énergies spécifiques d'abrasion proches de celles des composites bimodaux élaborés par frittage conventionnel.

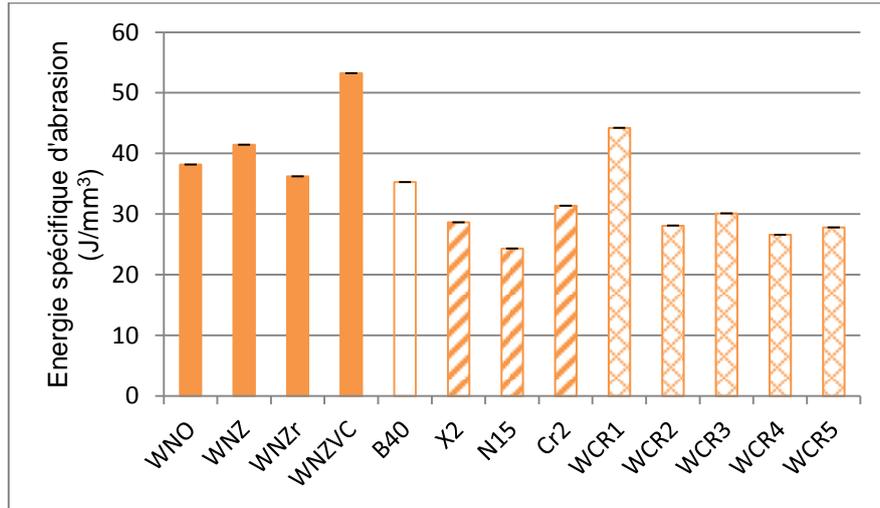


Figure V-24 : Comparaison de l'énergie spécifique d'abrasion des matériaux élaborés par frittage réactif (avec des croix oranges) avec celle des matériaux à faible taux de liant (en orange uniforme), des matériaux bimodaux élaborés par frittage conventionnel (rayés en orange) et de la référence B40, testés dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

VI. Les matériaux complémentaires

Les trois matériaux complémentaires (K06, WM12A et WM12B) avec des microstructures optimisées sont comparés aux autres matériaux de l'étude.

VI.1. Aspect qualitatif

L'usure du K06 est caractérisée par des phénomènes d'écaillage. La petite taille de ses grains de WC permet d'avoir moins de phénomène de fracture intragranulaire. On voit par ailleurs des microfissures probablement liées à la fragilité de ce matériau (Figure V-25).

Le WM12A et le WM12B ont également une microstructure avec des grains de WC relativement fins. Cependant, leurs modes d'usure sont différents.

L'usure du WM12A est caractérisée par la formation de rayures de faible profondeur et des phénomènes de micro labourage plastique (Figure V-26), tandis que l'usure du WM12B est caractérisée par des phénomènes d'ébrèchement de matière (Figure V-27).

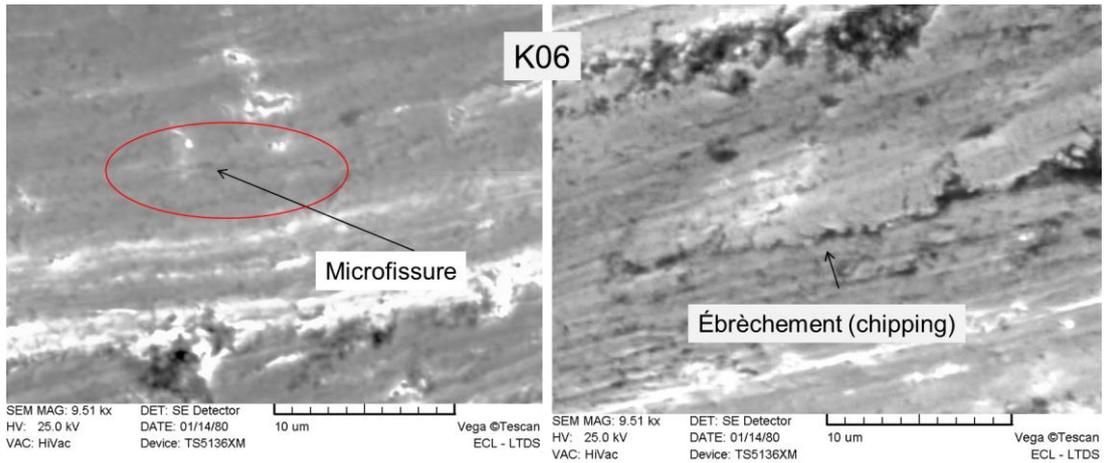


Figure V-25 : Observation au MEB du mécanisme d'usure du K06 testé dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

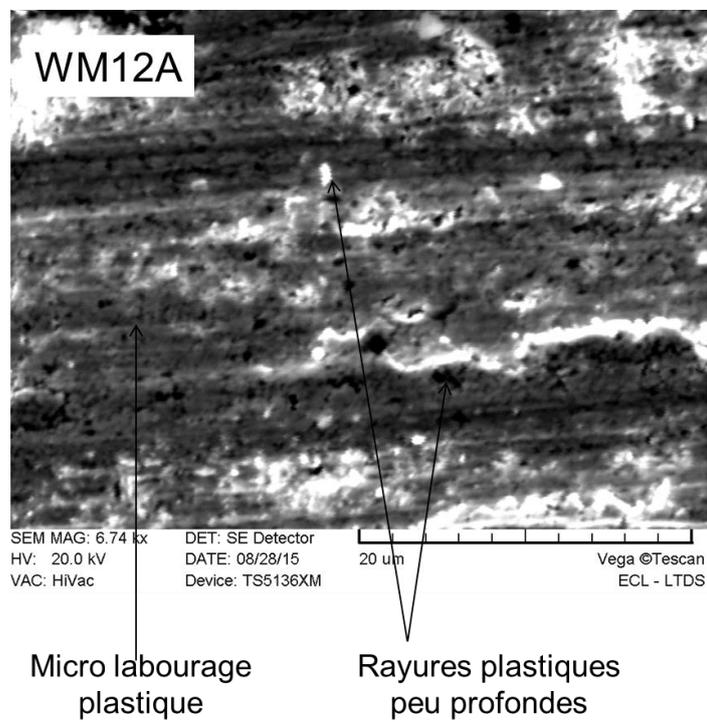


Figure V-26 : Observation au MEB du mécanisme d'usure du WM12A testé dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

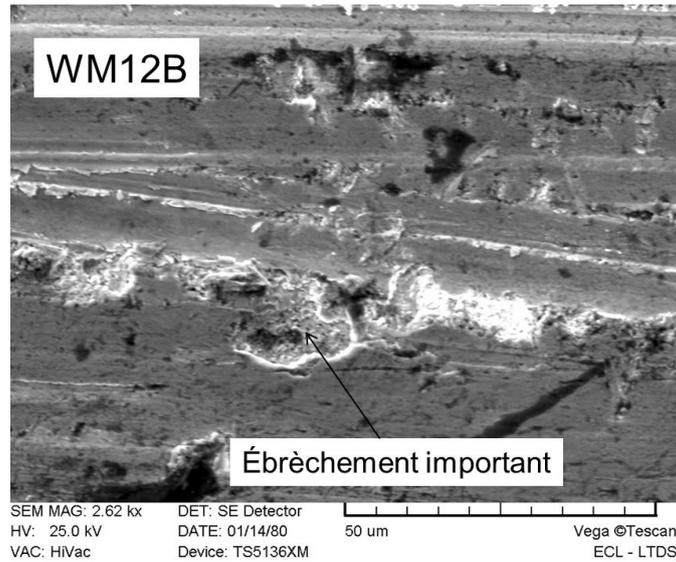


Figure V-27 : Observation au MEB du mécanisme d’usure du WM12B testé dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

VI.2. Aspect quantitatif

VI.2.1 Le frottement

Le coefficient de frottement de ces matériaux évolue dans un état stable entre 0.4 et 0.5, comme pour les autres matériaux étudiés. Les valeurs moyennes des coefficients de frottement du WM12A et du WM12B sont les mêmes (0.44), tandis que celle du K06 est un peu plus basse (0.4), comme le montre la Figure V-28.

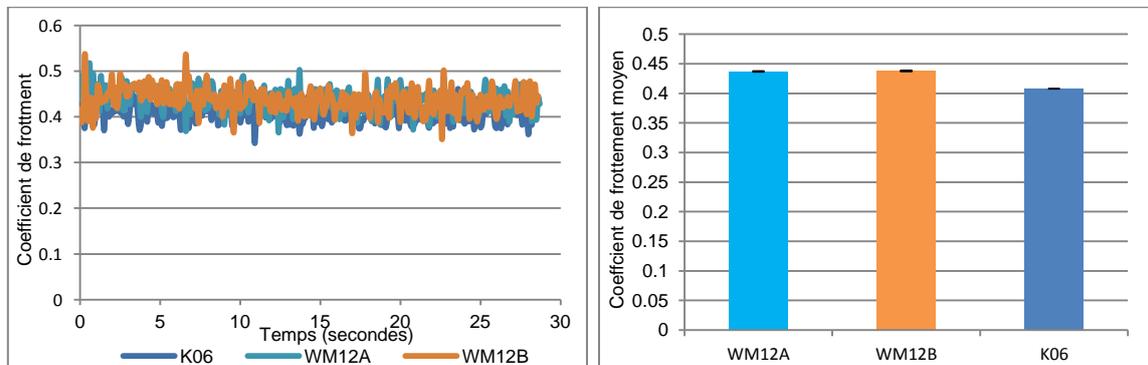


Figure V-28 : Evolution du coefficient de frottement (à gauche) et coefficient de frottement moyen (à droite) des matériaux complémentaires avec microstructure optimisée, testés dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

VI.2.2 Energie dissipée

Les énergies dissipées pour ces matériaux (K06, WM12A et WM12B) ne sont pas très différentes de celles des autres matériaux étudiés. Il faut noter par ailleurs que l’énergie dissipée dans le cas du K06 est très proche des deux matériaux les plus résistants à l’abrasion pure dans les conditions standards (WNZVC et WCR1), comme le montre la Figure V-29

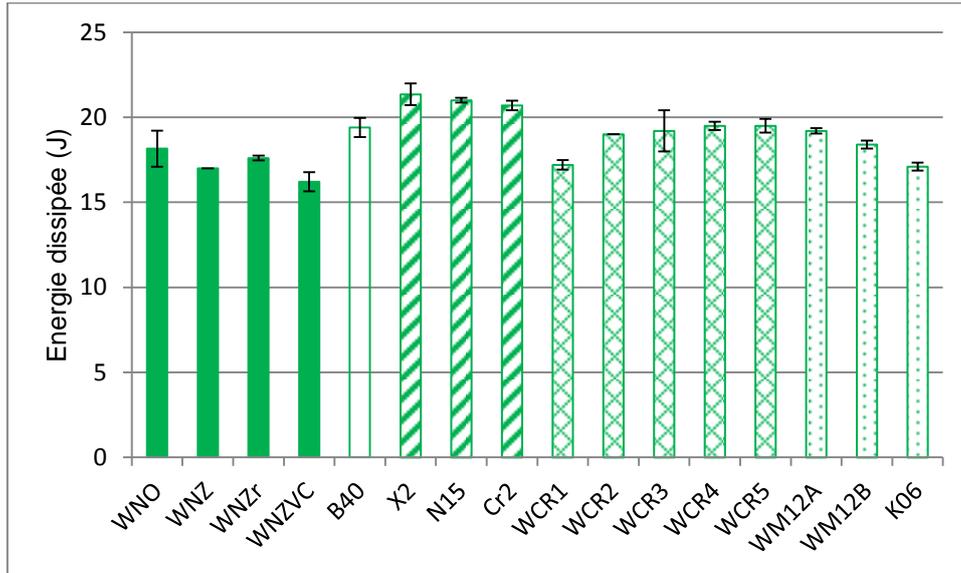


Figure V-29 : Comparaison de l'énergie dissipée des matériaux complémentaires avec microstructure optimisée (avec des points verts) avec celle des matériaux élaborés par frittage réactif (avec des croix vertes), des matériaux à faible taux de liant (vert uniforme), des matériaux bimodaux élaborés par frittage conventionnel (rayés en vert) et de la référence B40, testés dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

VI.2.3 L'usure

La Figure V-30 est une synthèse sur la résistance des matériaux à l'usure par abrasion pure dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel. On voit sur cette figure que le WM12A a le même volume d'usure que la référence B40. Les renforts (VC, Cr₃C₂ et ZrO₂) utilisés lors de son élaboration n'ont pas eu l'effet escompté, comme dans le cas du WNZVC, malgré la similitude entre les microstructures des deux matériaux. La différence fondamentale entre les deux matériaux (WM12A et WNZVC) se trouve au niveau de leur taux de liant (8 wt % pour WNZVC et 12 wt % pour WM12A). Le WM12B a un volume d'usure légèrement plus faible que celui du B40 (6%) mais plus important que le WNZVC.

Le K06 montre un résultat très intéressant en termes de résistance à l'abrasion pure. Son volume d'usure dans les conditions considérées est deux fois plus faible que celui du B40. Ce bon résultat est dû à la dureté importante (1800 HV₃₀) et la ténacité relativement faible du K06 (6.7 MPa m^{1/2}) par rapport au B40. Sa microstructure constituée de grains de WC ultra fins a également participé à l'amélioration de sa tenue à l'usure par abrasion pure.

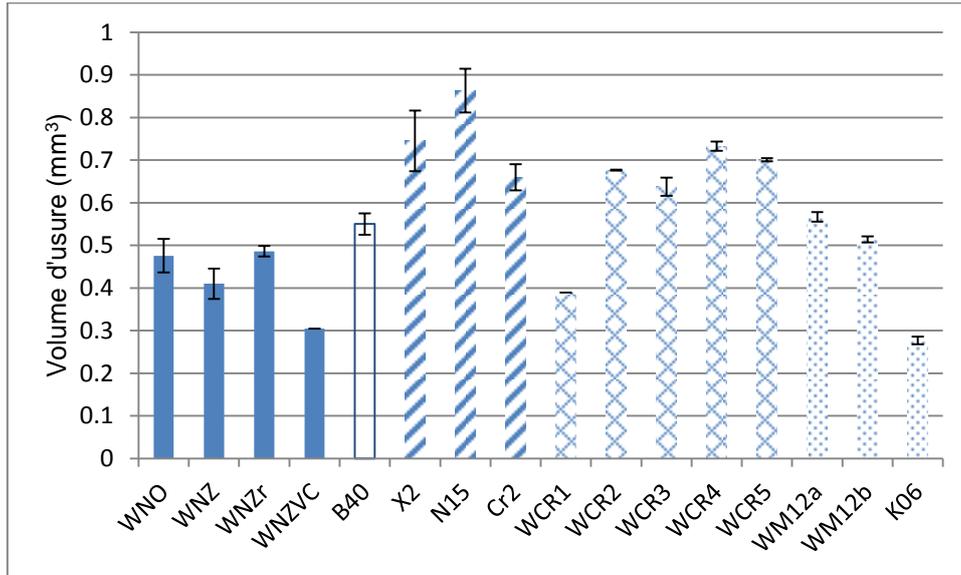


Figure V-30 : Synthèse sur l'usure des matériaux étudiés dans cette étude, testés en abrasion pure dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

VI.2.4 Energie spécifique d'abrasion

Les énergies spécifiques d'abrasion du WM12A et du WM12B sont du même ordre que celle de la référence B40. Comme dans le cas de la résistance à la perte de matière, le K06 a une énergie spécifique d'abrasion qui est plus importante que celle de la référence B40 (75%), comme le montre la Figure V-31. Son énergie spécifique d'abrasion est également plus importante que celle du WNZVC et du WCR1 qui étaient jusque-là les matériaux qui ont une résistance à l'abrasion d'au moins 20 % supérieure à celle de la référence B40.

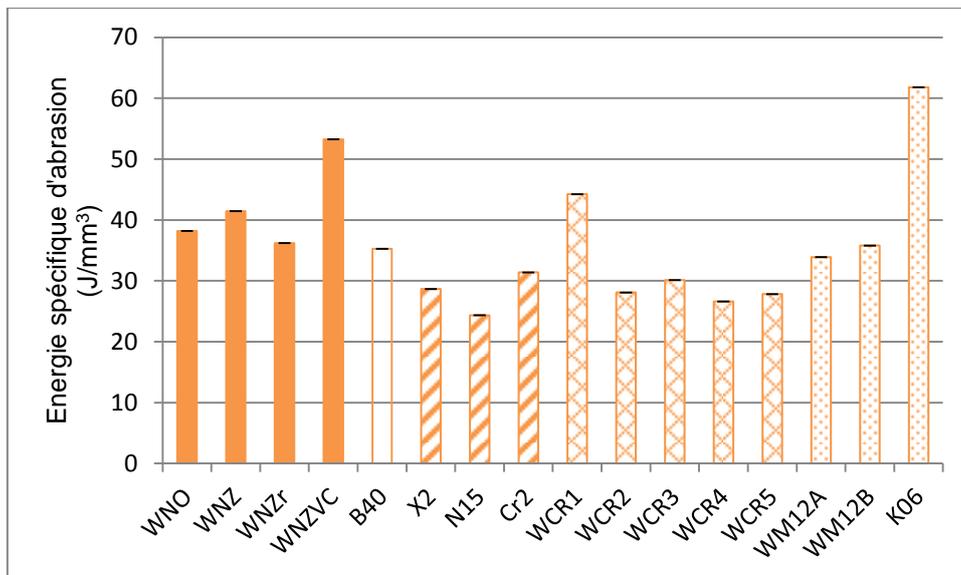


Figure V-31 : Synthèse sur l'énergie spécifique d'abrasion des matériaux étudiés dans cette étude, testés dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

VII. Synthèse sur l'étude comparative des matériaux étudiés

La comparaison des volumes d'usure obtenus après tests d'abrasion pure a permis de classer les matériaux et de mettre en évidence certains matériaux qui correspondent à l'objectif de trouver un matériau ayant une résistance à l'usure d'au moins 20% supérieure à celle de la référence B40 ; il s'agit du WNZVC, du WCR1 et du K06. Ces trois matériaux présentent des microstructures avec des grains fins et leur taux de liant est relativement bas (de 6 à 8%). L'approche énergétique a permis de confirmer les résultats d'abrasion, puisque ces trois matériaux présentent les énergies spécifiques les plus importantes quand on compare l'ensemble des matériaux.

Par ailleurs, la comparaison des coefficients de frottement des matériaux ainsi que celle des énergies dissipées correspondantes ne permet pas réellement de discriminer les matériaux. Tous les coefficients de frottement se situent entre 0.4 et 0.48 précisément.

Cependant, la Figure V-32 présente la relation entre le volume d'usure et le coefficient de frottement moyen pour tous les matériaux étudiés. On peut constater une augmentation linéaire du volume d'usure avec le coefficient de frottement moyen, bien que ses deux grandeurs varient dans des gammes très différentes (20% pour le coefficient de frottement, facteur 3 pour l'usure). Une explication possible pour cette relation est que la profondeur des rayures provoquées par les abrasifs dans les matériaux qui résistent peu à l'usure est plus importante que celle dans les matériaux résistants. Ceci peut générer une composante plus importante de labourage pour le frottement et donc par conséquent une valeur plus élevée du coefficient de frottement.

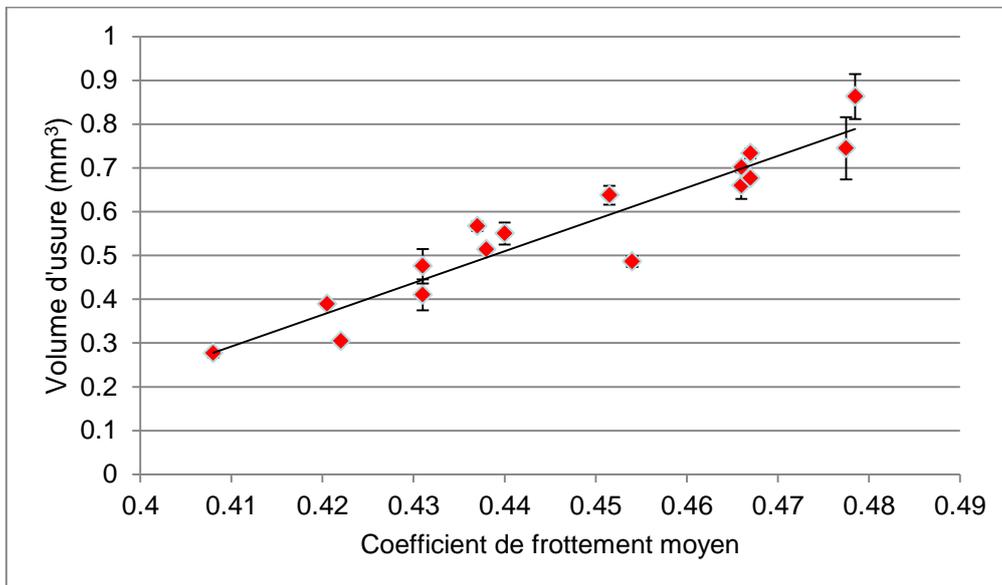


Figure V-32 : Relation entre le volume d'usure des matériaux, testés dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel, et leur coefficient de frottement moyen.

VIII. Relation entre les propriétés mécaniques et la résistance à l'usure

Dans cette partie, on s'intéresse aux relations qui lient les propriétés mécaniques et la résistance à l'usure de toutes les nuances de WC considérées dans cette étude. Le but est de trouver les propriétés ou combinaisons de propriétés qui permettent de prédire les performances en usure abrasive des matériaux à base de carbure de tungstène, malgré la multitude de facteurs qui rentrent en compte dans l'élaboration et les caractéristiques de ces derniers dans cette étude (présence ou non de renforts, différences de techniques de fabrication, différents taux de liant, etc..).

La Figure V-33 montre la relation qui lie le volume d'usure à la dureté et à la ténacité des différentes nuances de matériaux à base de carbure de tungstène. On remarque qu'il n'y a pas véritablement de relation claire entre ces deux grandeurs et le volume d'usure de différents matériaux. En effet, même si les tendances logiques sont observées (diminution du volume d'usure avec l'augmentation de la dureté et augmentation du volume d'usure avec l'augmentation de la ténacité), on note que le coefficient de corrélation R^2 pour les deux courbes de tendance linéaire est assez faible, surtout celle de la ténacité. Cette absence de relation s'explique par le fait que de nombreux facteurs différencient les nuances de matériaux à base de carbure de tungstène (température de frittage, présence ou non de renforts, différence de microstructure, différence de taux de liant, etc...) ; et tous ces paramètres ont de l'influence sur les propriétés mécaniques des matériaux. D'ailleurs, même les taux de liant métallique des matériaux de cette étude ne permettent pas de les discriminer et les classer (un matériau à faible taux de liant peut être plus résistant à l'abrasion qu'un matériau à fort taux de liant et vice versa).

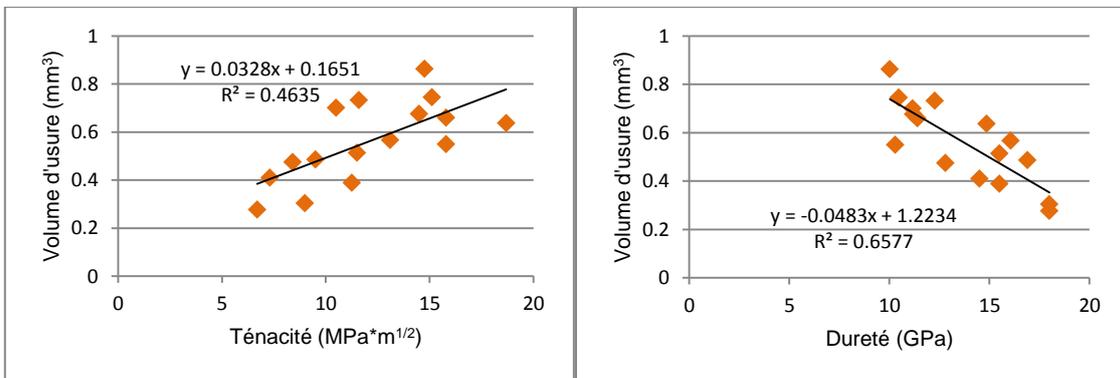


Figure V-33 : Relations entre le volume d'usure des WC et la ténacité (à gauche) et la dureté (à droite) sur le tribomètre à mouvement unidirectionnel dans les conditions standards.

Par ailleurs, un certain nombre de combinaisons de propriétés mécaniques utilisées dans la littérature pour prédire le comportement des matériaux ont été utilisées pour nos matériaux dans le but de trouver des relations qui permettront de prédire la résistance à l'abrasion pure.

Une première relation qui combine principalement la dureté, la ténacité et le module d'élasticité semble avoir une relation intéressante avec le volume d'usure des nuances de matériaux à base de carbure de tungstène avec un coefficient de corrélation R^2 de la courbe de

tendance intéressant : il s'agit du « facteur de fragilité » défini comme $(H/K_c)^2(H/E)$ [V-2, V-3]. Les auteurs indiquent que cette relation permet de prédire la tendance des matériaux durs à se fracturer. Les matériaux pour lesquels ce facteur est important ont tendance à s'endommager par usure fragile et par fracture, tandis que ceux pour lesquels ce facteur est faible ont tendance à s'endommager par des phénomènes de déformation plastique [V-2, V-3]. Les auteurs ont cependant indiqué que les matériaux qui ont un « facteur de fragilité » important sont sujets à des phénomènes de fracture seulement lorsque la sévérité du contact excède une certaine valeur critique.

L'augmentation du « facteur de fragilité » des matériaux de cette étude entraîne une diminution, suivant une loi puissance, du volume d'usure des matériaux à base de carbure de tungstène, comme le montre la Figure V-34. Augmenter ce facteur reviendra à augmenter la dureté du matériau ou réduire le produit du module d'élasticité et du carré de la ténacité ($K_c^2.E$). Cette loi permet donc de prédire assez bien la résistance à l'abrasion pure de nos matériaux à base de carbure de tungstène, mieux que la dureté et la ténacité.

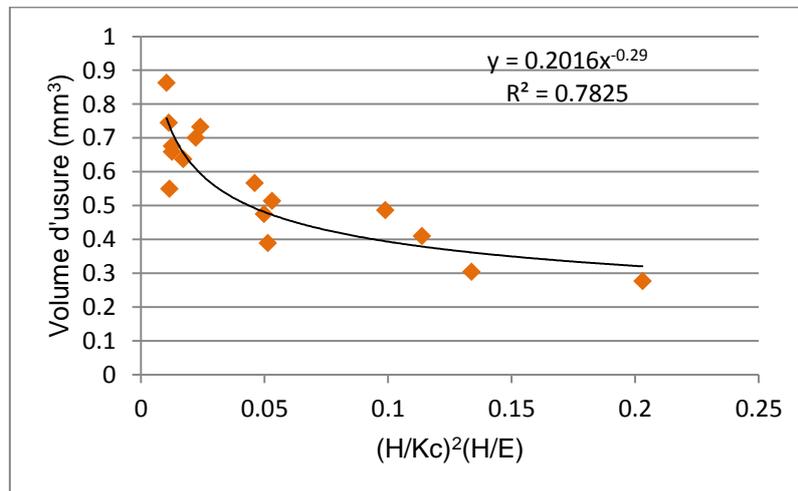


Figure V-34 : Evolution du volume d'usure des WC en fonction du facteur de fragilité.

Des auteurs [V-3] ont également utilisé le ratio H/K_c pour mesurer la fragilité des matériaux durs. En appliquant ce ratio à nos matériaux, on constate qu'il permet de prédire l'usure de ces derniers, puisque le volume d'usure diminue avec l'augmentation de ce ratio (Figure V-35) suivant une loi exponentielle avec une courbe de tendance ayant un coefficient de corrélation R^2 plus intéressant que ce qu'on a dans le cas de la dureté ou de la ténacité.

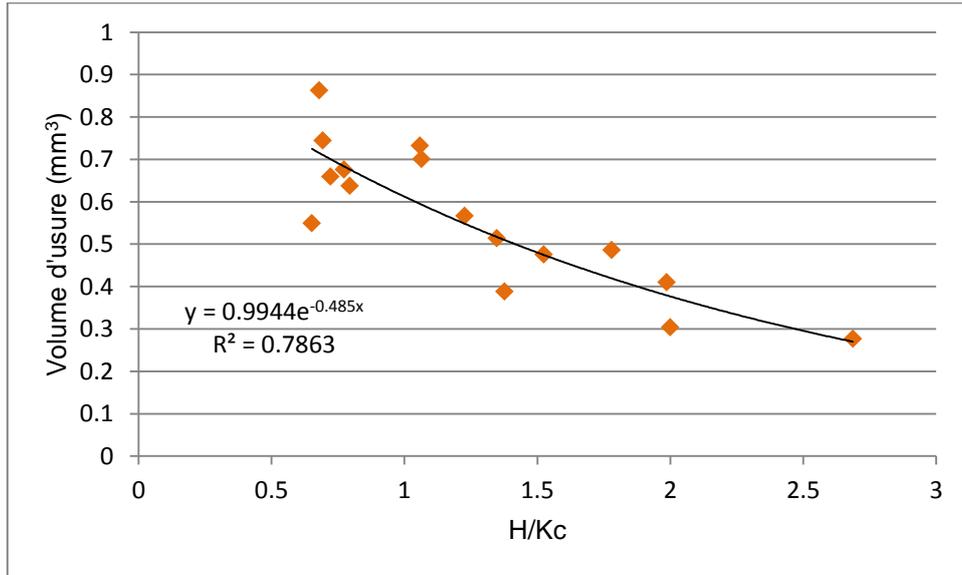


Figure V-35 : Evolution du volume d'usure des matériaux en fonction du ratio H/K_c .

Zok *et al.* [V-4] ont utilisé le ratio (K_c^2/H^3) pour prédire la résistance à la formation de fissure sur les matériaux durs et fragiles. En appliquant ce ratio aux matériaux de cette étude, on voit sur la Figure V-36 que le volume d'usure augmente pratiquement linéairement dans un premier temps avant de se stabiliser à partir d'une certaine valeur du ratio considéré.

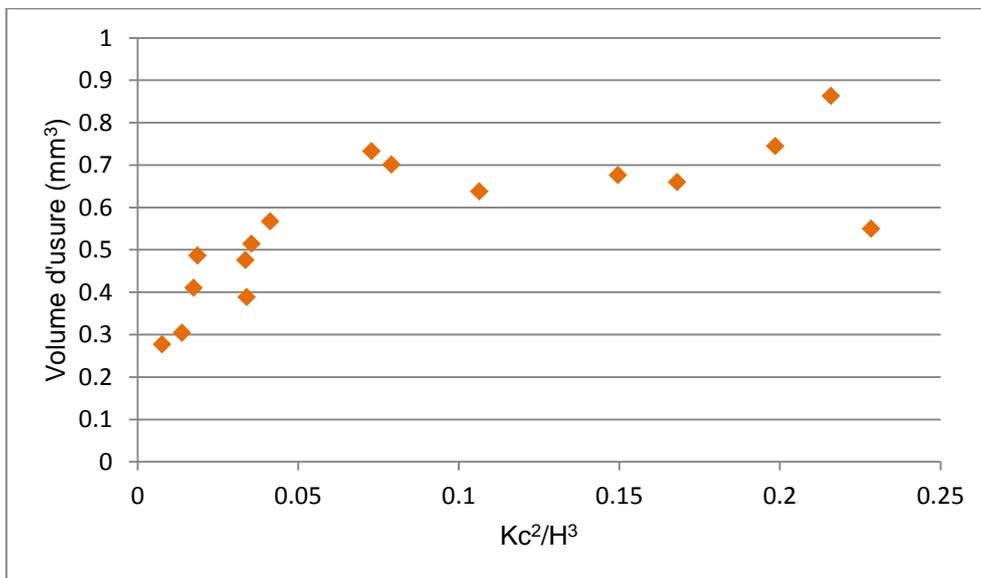


Figure V-36 : Evolution du volume d'usure des matériaux en fonction du ratio K_c^2/H^3 .

IX. Conclusions

L'étude comparative de toutes les nuances de WC a permis de les classer en terme de résistance à l'usure par abrasion pure en considérant leur volume d'usure et l'énergie spécifique d'abrasion, obtenus après des tests réalisés dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel. Le classement a permis de voir que trois matériaux (WNZVC,

WCR1 et K06) correspondent à l'objectif recherché, c'est-à-dire au moins 20 % plus performants que la référence B40. Ces trois matériaux sont différents des autres par rapport à leur microstructure (grains fins de WC et bonne cohésion entre ces derniers) et aussi par rapport à leur taux de liant métallique qui est relativement plus faible que la moyenne des autres matériaux considérés. Cependant, le taux de liant métallique ne peut pas être retenu comme seul critère pour classer les matériaux de cette étude, car certains matériaux à fort taux de liant se sont montrés plus résistants que d'autres à faible taux de liant. Cela peut être dû à la différence de nature de liant parfois (bimodal ou pas, nickel ou cobalt, etc...) et aussi à la différence entre les processus d'élaboration des matériaux (frittage conventionnel ou réactif, présence ou non de renforts, etc...).

On a pu voir aussi que le coefficient de frottement des matériaux évolue pratiquement de la même manière dans un même intervalle avec des valeurs moyennes très proches les unes des autres. Il en est de même en ce qui concerne les énergies dissipées correspondantes.

Les mécanismes d'usure des nuances de matériaux étudiés sont globalement les mêmes (formation de rayures de largeurs variables, microfracturation, microlabourage plastique, déformation plastique du liant métallique, fissuration inter et transgranulaire, etc..) ; mais en ce qui concerne les trois matériaux prometteurs (WNZVC, WCR1 et K06), c'est surtout les phénomènes de microlabourage plastique qui prédominent et très peu de fracturation des grains de WC est observée.

Enfin, nous avons pu voir que le « facteur de fragilité » défini comme $(H/K_c)^2(H/E)$, les ratios H/K_c et (K_c^2/H^3) définis respectivement comme facteur pour mesurer la fragilité des matériaux durs et comme indicateur de la résistance à la formation de fissures sur les matériaux durs et fragiles sont des paramètres qui permettent de discriminer et classer les nuances de WC étudiées. L'usure diminue avec l'augmentation des facteurs $(H/K_c)^2(H/E)$ et H/K_c , tandis qu'elle augmente avec l'augmentation du ratio K_c^2/H^3 .

X. Références

[V-1] M. Yahiaoui, Comportement tribologique de diamants polycristallins et de carbures cémentés WC-Co avec traitements de graduation Application aux inserts et taillants d'outils pour le forage de formations rocheuses fortement abrasives, Thèse soutenue le 21 juin 2013 à l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tarbes.

[V-2] M.R. Thakare, J.A. Wharton, R.J.K. Wood, C. Menger., Effect of abrasive particle size and the influence of microstructure on the wear mechanisms in wear-resistant materials, *Wear* 276–277 (2012) 16–28 ,vol, 276-277.

[V-3] D.B. Marshall, B.R. Lawn (Eds.), Indentation of Brittle Materials. Micro-indentation techniques in Materials Science, ASTM (1986).

[V-4] F.W. Zok, A. Miserez, Property maps for abrasion resistance of materials, *Acta Mater.*, 55 (2007), pp. 6365–6371.

Chapitre VI : Influence des conditions de sollicitation sur la réponse tribologique des matériaux à base de carbure de tungstène : étude paramétrique

Les objectifs de ce chapitre sont de :

- effectuer une étude paramétrique sur quelques matériaux afin d'observer et de comprendre leur comportement dans les conditions considérées,*
- étudier le comportement des matériaux lors de l'abrasion par des abrasifs moins sévères que les SiC,*
- étudier l'impact de la sévérité des conditions de sollicitations tribologiques sur la résistance à l'usure de quelques matériaux à base de WC.*

Table des matières

I. Introduction.....	151
II. Impact de la cinématique et de la distance de glissement sur le comportement des matériaux	151
II.1. Evolution de l'usure en fonction de la cinématique du matériau en WC	151
II.2. Influence de la vitesse de glissement sur l'usure et le frottement	152
<i>II.2.1 Sur le tribomètre unidirectionnel</i>	<i>152</i>
<i>II.2.2 Sur le tribomètre multidirectionnel</i>	<i>154</i>
II.3. Evolution du coefficient de frottement et de l'usure avec la distance de glissement.....	155
II.4 Influence de l'évolution de la vitesse de glissement sur l'usure et le frottement.....	158
III. Impact de la sévérité des sollicitations tribologiques sur la résistance à l'usure des matériaux à base de carbure de tungstène.....	163
III.1 Impact de la charge normale appliquée sur l'usure, le frottement et l'énergie dissipée	163
III.2 Effet de la lubrification sur l'usure et le frottement de la référence B40.....	167
III.3 Impact de la taille des particules abrasives sur le frottement, l'usure et l'énergie spécifique d'abrasion.....	168
III.4 Impact de la nature des particules abrasives sur la résistance à l'usure des matériaux..	171
<i>III.4.1 Evolution du coefficient de frottement pour les trois abrasifs</i>	<i>171</i>
<i>III.4.2 Comparaison de l'usure des nuances de WC par rapport aux trois milieux abrasifs différents.....</i>	<i>172</i>
<i>III.4.3 Comparaison des mécanismes d'usure des nuances de WC par rapport aux trois milieux abrasifs différents</i>	<i>173</i>
IV. Conclusions.....	175
V. Références.....	176

I. Introduction

Cette partie est consacrée à l'étude de l'effet des paramètres de test (nature du mouvement, vitesse de glissement, charge appliquée, taille et nature des abrasifs, etc.) sur la réponse tribologique des différentes nuances de matériaux à base de carbure de tungstène.

Le but de cette étude est, d'une part, de recenser les paramètres qui ont une influence sur l'usure des matériaux et, d'autre part, d'analyser l'influence de la « sévérisation » des conditions de sollicitation des matériaux sur leur usure et leur frottement. Les paramètres de « sévérisation » considérés dans cette étude sont principalement la taille des particules abrasives, la nature du milieu abrasif et la charge normale appliquée au contact WC/abrasifs.

II. Impact de la cinématique et de la distance de glissement sur le comportement des matériaux

Il s'agit dans un premier temps de comparer l'évolution de l'usure des matériaux sur les deux tribomètres et dans un second temps d'étudier l'évolution de l'usure et du frottement (cas du tribomètre unidirectionnel) en fonction des paramètres d'essais considérés (principalement la vitesse de glissement et la distance de glissement dans plusieurs configurations). Cela va permettre de comprendre comment se comportent les matériaux pour des conditions données.

II.1. Evolution de l'usure en fonction de la cinématique du matériau en WC

L'évolution de l'usure en fonction de la distance de glissement, a été observée sur le WNZVC et le B40 sur les deux tribomètres en abrasion pure. La comparaison est illustrée sur la Figure VI-1. Trois distances de glissement sont considérées pour chaque tribomètre : 4,9, 10,5 et 21 mètres pour le tribomètre multidirectionnel (avec une vitesse de glissement moyenne de 0,35 m/s) et 9, 18 et 27 mètres pour le tribomètre unidirectionnel (avec une vitesse de glissement moyenne de 0,3 m/s).

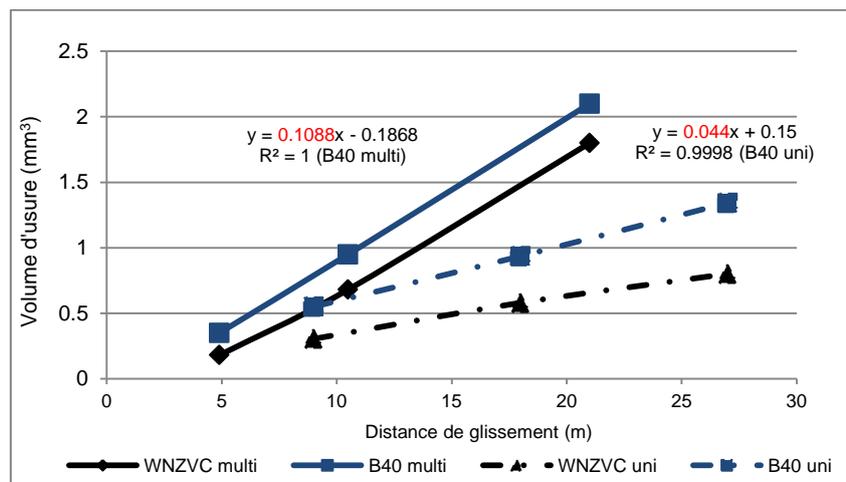


Figure VI-1 : Evolution du volume d'usure des matériaux (B40 et WNZVC) en fonction de la distance de glissement pour deux cinématiques de mouvement (unidirectionnel et multidirectionnel) ; $F_n = 5 N$.

On remarque que le volume d'usure des matériaux augmente linéairement avec la distance de glissement pour les deux tribomètres. La pente de la courbe de tendance linéaire du volume d'usure des matériaux sur le tribomètre multidirectionnel est cependant sensiblement deux fois supérieure à celle obtenue sur le tribomètre unidirectionnel (cas du B40 illustré sur la Figure VI-1).

Pour trouver une explication à ce phénomène, nous avons observé les traces d'usure correspondant aux deux tribomètres (cas du WNZVC sur la Figure VI-2). On remarque que la différence fondamentale entre les traces d'usure est la disposition des rayures qui les caractérisent.

Pour le tribomètre unidirectionnel, les rayures sont parallèles et superposées, tandis que pour le tribomètre multidirectionnel, les rayures sont orientées dans plusieurs directions et s'entrecroisent. C'est vraisemblablement ce phénomène de croisement des rayures qui accélère l'usure des matériaux en mouvement multidirectionnel par rapport au mouvement unidirectionnel. Avec le mouvement multidirectionnel, la matière en surface est en effet déformée plastiquement successivement par les grains d'abrasif dans diverses directions, ce qui augmente l'usure.

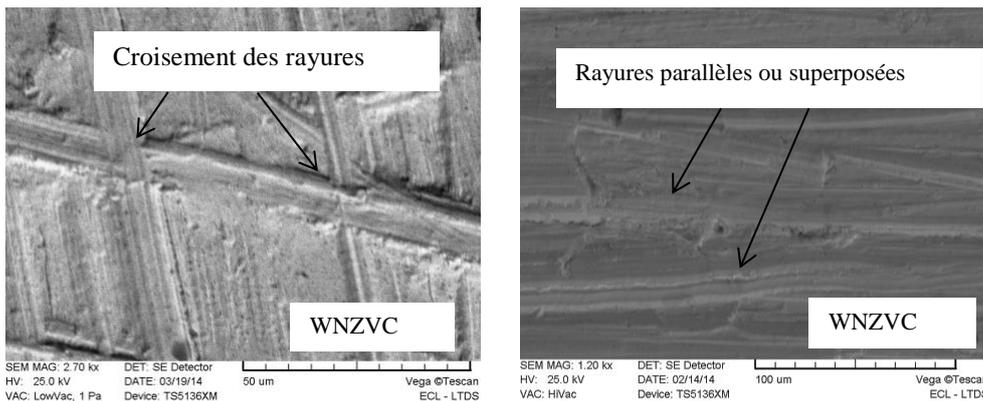


Figure VI-2 : Observations au MEB des rayures à la surface du WNZVC testé dans les conditions standards pour les deux types de mouvement : (à gauche) mouvement multidirectionnel et (à droite) mouvement unidirectionnel.

II.2. Influence de la vitesse de glissement sur l'usure et le frottement

II.2.1 Sur le tribomètre unidirectionnel

Trois vitesses de glissement constantes ont été considérées : 0.3, 0.6 et 0.9 m/s. La Figure VI-3 montre l'évolution de l'usure du matériau référence B40 pour des essais réalisés respectivement à sec (a) et en présence d'eau (b) pour trois distances de glissement différentes.

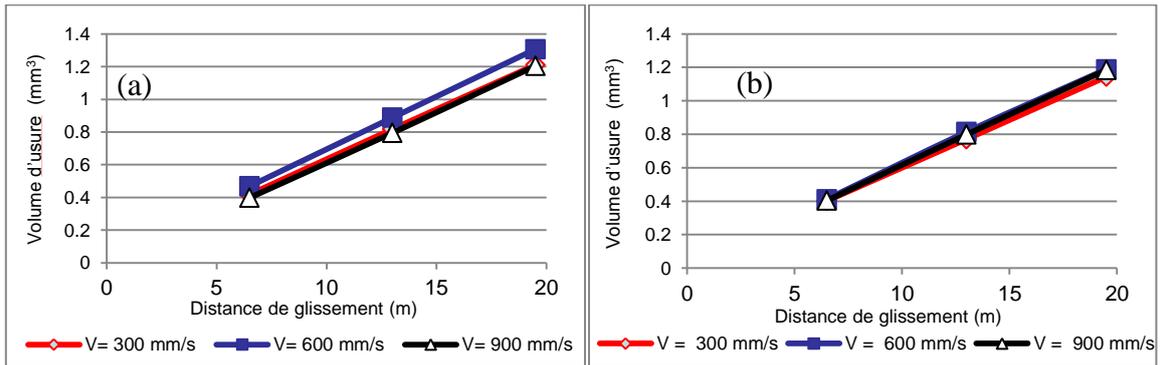


Figure VI-3 : Evolution du volume d'usure du matériau de référence B40 sur le tribomètre unidirectionnel en fonction de la distance de glissement pour trois vitesses de glissement différentes : (a) à sec et (b) en présence d'eau ; $F_n = 5 \text{ N}$.

On voit que, dans tous les cas de figure, les droites correspondant aux trois vitesses de glissement sont quasiment confondues. Ce résultat permet de dire que, pour cette gamme de vitesse de glissement et les conditions de test associées (charge appliquée, température ambiante), l'usure des WC est indépendante de la vitesse de glissement, ce qui n'est pas toujours le cas. En effet, les expériences décrites dans [VI-1, VI-2], sur des matériaux à base de carbure de tungstène, ont montré que l'usure des WC-Co dépend de la vitesse de glissement. Cette dépendance est associée parfois à des variations de température et la charge normale appliquée peut aussi avoir un effet.

Les valeurs des volumes d'usure à sec sont également similaires à celles obtenues en présence d'eau, ce qui implique que la présence d'eau dans le contact n'influence pas l'usure pour ces vitesses de glissement considérées.

On peut donc conclure, à partir de ces résultats, que l'augmentation de la vitesse de glissement (de 0.3 à 0.9 m/s) n'induit pas de phénomènes thermiques ou que, si c'est le cas, ces derniers sont très localisés au niveau des contacts aspérités abrasives/échantillon de WC. Il est donc très probable que l'énergie dissipée dans le contact (due au frottement) est plus utilisée dans le cisaillement et l'écrasement des particules abrasives (énergie mécanique) que dans l'augmentation de la température au niveau de l'interface (énergie thermique).

La Figure VI-4 met aussi en évidence que le coefficient de frottement moyen (exemple du B40 à sec) est indépendant de la vitesse de glissement, ce qui n'est pas toujours le cas, surtout quand les températures augmentent aux interfaces [VI-1, VI-2]. Ceci laisse penser que les vitesses de glissement considérées dans cette étude n'induisent pas de phénomènes thermiques. La modification éventuelle du taux de cisaillement qu'elles engendrent n'a pas d'influence sur l'usure et le frottement des WC.

Bhushan [VI-3] indique dans ses travaux qu'habituellement, le coefficient de frottement subit une légère décroissance lorsque la vitesse de glissement croît. Le changement de vitesse engendre en effet une modification du taux de cisaillement au contact ce qui peut influencer les propriétés du couple de matériaux [VI-4]. La résistance mécanique d'un grand nombre de

matériaux croît avec le taux de déformation en cisaillement, ce qui engendre une diminution de la surface réelle de contact et un plus faible coefficient de frottement. De plus, des charges et vitesses importantes peuvent induire des effets thermiques provoquant la chute de la résistance mécanique de certains matériaux. D'un autre côté, des points de fusion localisés en surface des matériaux peuvent réduire les efforts de cisaillement et donc le coefficient de frottement dépendant alors de la viscosité de la couche interfaciale produite [VI-4]. Néanmoins, il est précisé que ces trois lois restent entièrement empiriques et les expériences ne satisfaisant pas celles-ci n'impliquent pas une violation de lois fondamentales de la physique. Cela veut donc dire que, même si l'augmentation de la vitesse de glissement modifie le taux de cisaillement dans notre étude, celui-ci n'est pas assez critique pour réduire la résistance mécanique des WC ici étudiés. Aussi, la charge appliquée de 5 N associée à ces vitesses de glissement n'induit vraisemblablement pas de phénomènes thermiques.

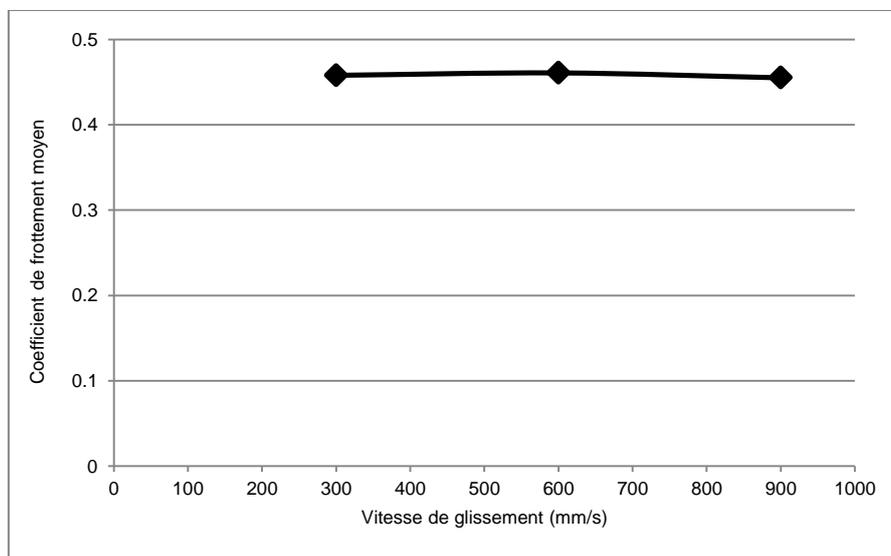


Figure VI-4 : Coefficient de frottement moyen en fonction de la vitesse de glissement (cas du matériau de référence B40, correspondant aux essais réalisés à sec) ; $F_n = 5 \text{ N}$; $d = 19.5 \text{ mètres}$.

II.2.2 Sur le tribomètre multidirectionnel

La Figure VI-5 montre le volume d'usure des WC-Ni à faible taux de liant et de la référence pour deux vitesses de glissement moyenne : 0.16 m/s et 0.35 m/s pour une distance parcourue de 10.5 mètres et sous une charge de 5 N. On remarque qu'en multipliant la vitesse moyenne de glissement à peu près par deux, on n'augmente pratiquement pas le volume d'usure : celui-ci reste stable. On peut dire, par rapport à ces résultats, que les phénomènes mis en jeu, lorsqu'on augmente la vitesse de glissement dans ces conditions, ne sont pas sensibles à la vitesse de glissement (pour la gamme de vitesse considérée), comme dans le cas du tribomètre unidirectionnel.

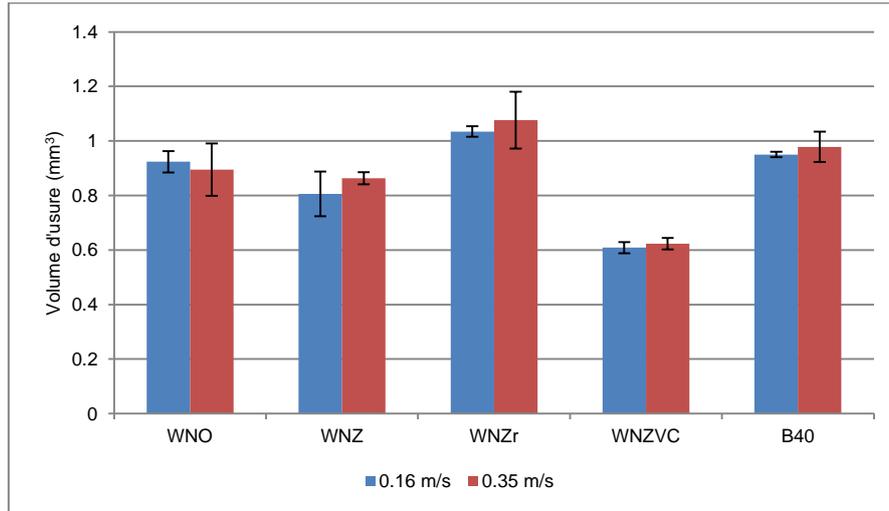


Figure VI-5 : Volume d'usure des matériaux à base de carbure de tungstène en abrasion pure sur le tribomètre à mouvement multidirectionnel pour deux vitesses de glissement moyennes (0.16 m/s et 0.35 m/s) ; $F_n = 5 \text{ N}$ et $d = 10.5 \text{ mètres}$.

II.3. Evolution du coefficient de frottement et de l'usure avec la distance de glissement

L'évolution du coefficient de frottement ainsi que de sa valeur moyenne en fonction de la distance de glissement est observée. La Figure VI-6 montre que le coefficient de frottement des WC évolue dans un régime stationnaire du début à la fin du test sans étape de rodage notable pour les trois distances de glissement considérées sur le tribomètre unidirectionnel (9, 18 et 27 mètres). Cela peut être expliqué par un cisaillement rapide et uniforme des aspérités abrasives et la présence, très rapidement, de particules abrasives " émoussées " dans le contact d'où la stabilisation rapide du coefficient de frottement. Les fragments de particules abrasives et des débris d'usure provenant du débit source (voir partie bibliographique du chapitre II) entrent dans le contact et contribuent à stabiliser le coefficient de frottement.

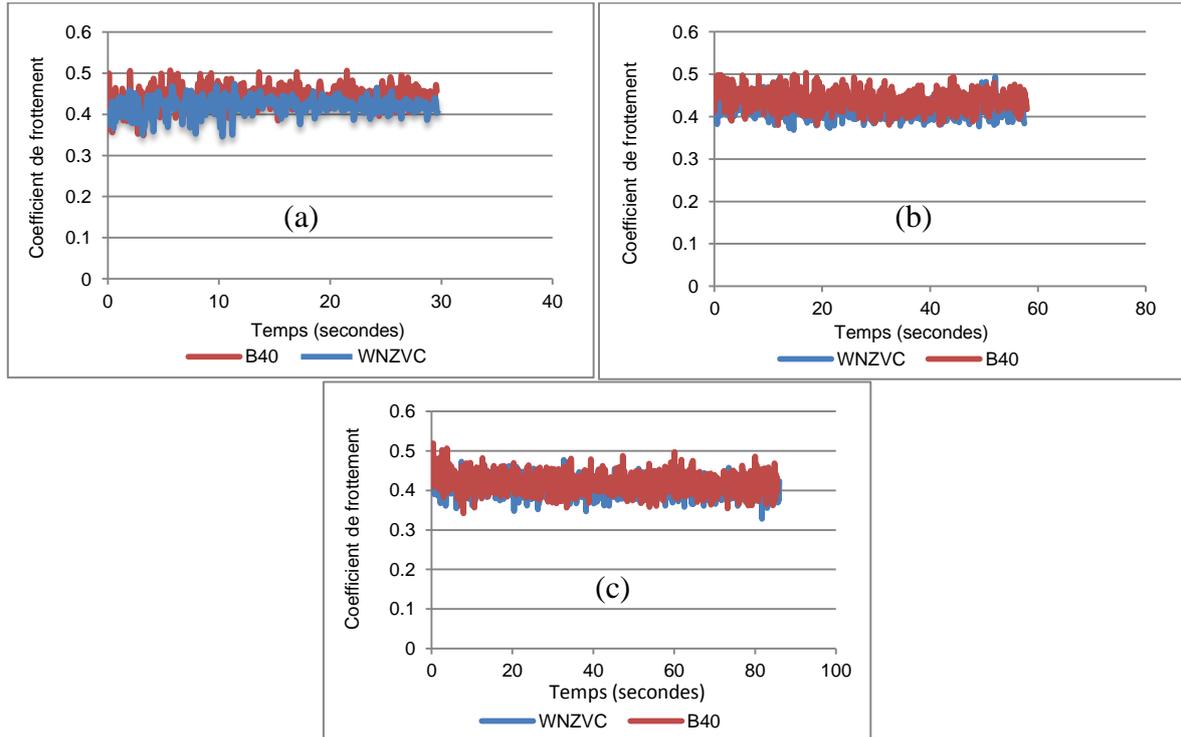


Figure VI-6 : Evolution du coefficient de frottement pour trois distances de glissement :
 (a) 9 mètres ; (b) 18 mètres ; (c) 27 mètres ; $F_n = 5 \text{ N}$; $V = 0.3 \text{ m/s}$.

Rappelons que, pour augmenter la distance de glissement sur le tribomètre unidirectionnel, on réduit la vitesse de déplacement radiale de l'échantillon de WC sur le disque abrasif en rotation (vitesse de rotation constante). La Figure VI-7 montre que le coefficient de frottement moyen baisse très légèrement (5 à 7%) avec l'augmentation de la distance de glissement. Ce phénomène est sans doute dû en partie aux phénomènes de recouvrement entre le disque abrasif et la surface des matériaux à base de carbure de tungstène. Le tribomètre à mouvement unidirectionnel est tel que, pour que l'échantillon sphérique de WC glisse sur une plus grande distance, compte tenu de la réduction de la vitesse radiale, ce dernier passe sur des zones déjà sollicitées du disque abrasif à des pas réguliers, et dans ce cas, la présence de fragments de particules abrasives et de débris d'usure est plus importante à l'interface WC/disque abrasif, ce qui favorise le glissement des WC. Ces phénomènes, schématisés sur la Figure VI-8, sont à la base de la légère baisse du coefficient de frottement moyen des WC pour des plus grandes distances de glissement.

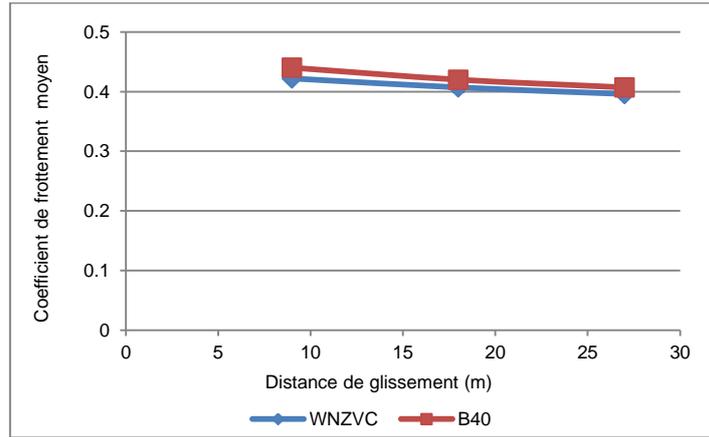


Figure VI-7 : Evolution du coefficient de frottement moyen en fonction de la distance de glissement ; $F_n = 5 \text{ N}$; $V = 0.3 \text{ m/s}$.

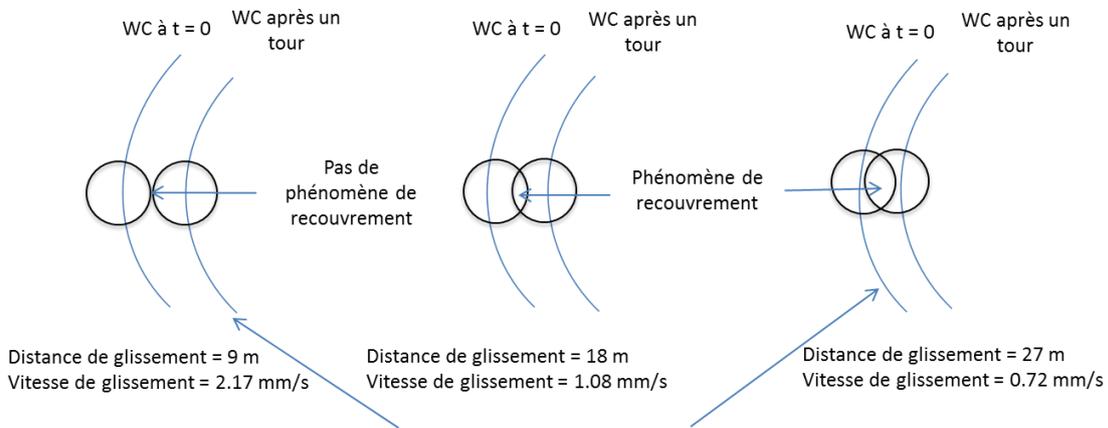


Figure VI-8 : Illustration des phénomènes de recouvrement avec l'augmentation de la distance de glissement sur le tribomètre à mouvement unidirectionnel.

Pour mieux mettre en évidence ces phénomènes de recouvrement, nous avons comparé des essais où l'augmentation de la distance de glissement se fait par réduction de la vitesse de glissement radiale de l'échantillon (essais présentés dans les paragraphes précédents) et des essais où l'augmentation de la distance de glissement se fait en répétant plusieurs fois le test avec une distance de glissement de 9 mètres, en utilisant pour chaque séquence de 9 mètres un papier abrasif neuf et en conservant la même cinématique. Les distances de glissement considérées sont les mêmes que précédemment (9, 18 et 27 mètres). Par exemple, pour la deuxième approche considérée ici, pour passer de 9 à 18 mètres, on ne modifie pas la vitesse radiale de l'échantillon mais on remplace le papier abrasif après les premiers 9 mètres et on remet la bille en WC à sa position initiale.

La Figure VI-9 montre qu'en changeant le papier abrasif pour augmenter la distance de glissement (voir les distances de glissement de 18 et 27 mètres), on augmente légèrement le volume d'usure comparé au cas où on augmente la distance de glissement en réduisant la vitesse radiale de l'échantillon ; et cette augmentation est de plus en plus importante lorsque la distance de glissement est importante. Les coefficients de frottement moyen pour 18 et 27

mètres pour les deux approches pour augmenter la distance de glissement (voir Figure VI-10) confirment également le rôle des phénomènes de recouvrement dans le cas où on utilise la réduction de la vitesse radiale de l'échantillon au lieu du changement de papier. Le fait de renouveler le papier (et donc de réaliser des essais sans recouvrement) induit une augmentation de l'usure et du coefficient de frottement moyen, ce qui confirme bien l'hypothèse émise précédemment pour expliquer la diminution du coefficient de frottement moyen lorsque la distance de glissement augmente sans changement de papier (et donc avec augmentation du phénomène de recouvrement). Enfin, ces essais confirment également la relation entre volume d'usure et coefficient de frottement, expliquée à la fin du chapitre V.

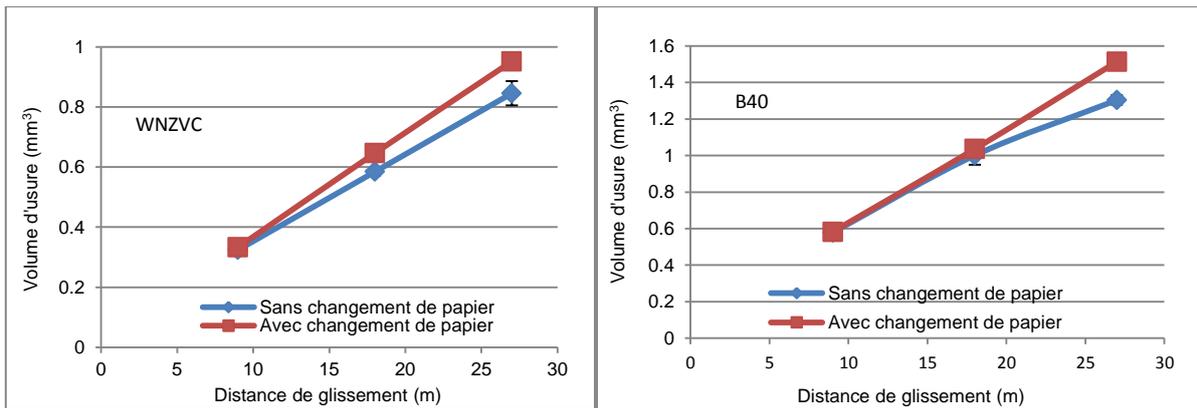


Figure VI-9 : Comparaison de l'évolution du volume d'usure des matériaux (WNZVC et B40) en fonction de la distance de glissement (avec et sans changement de papier) sur le tribomètre unidirectionnel ; $F_n = 5 \text{ N}$; $V = 0.3 \text{ m/s}$.

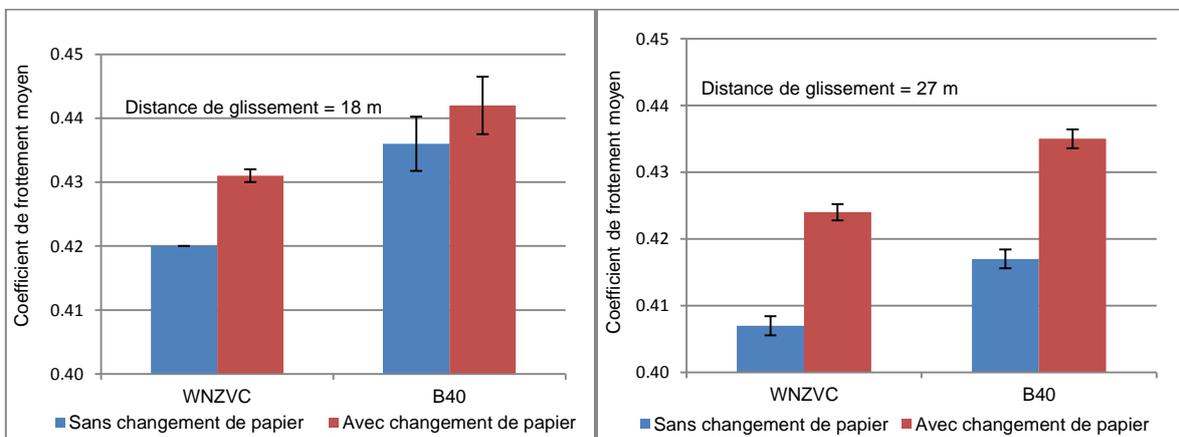


Figure VI-10 : Comparaison du coefficient de frottement moyen des matériaux (WNZVC et B40) pour les distances de glissement de 18 mètres et 27 mètres (avec et sans changement de papier) sur le tribomètre unidirectionnel ; $F_n = 5 \text{ N}$; $V = 0.3 \text{ m/s}$.

II.4 Influence de l'évolution de la vitesse de glissement sur l'usure et le frottement

Sur la tête du tunnelier, la vitesse de glissement des inserts en WC peut être constante ou variable compte tenu du fait que la vitesse de rotation de la tête peut être changée au besoin lorsque ce dernier change de sens de rotation par exemple. C'est pour cette raison que nous

avons étudié l'influence de l'évolution de la vitesse (constante ou variable avec une valeur moyenne identique) sur l'usure des WC, sur le tribomètre unidirectionnel.

Nous rappelons que, pour réaliser les tests à vitesse de glissement variable, on maintient la vitesse de rotation du disque abrasif constante tout au long de l'essai, tandis que, pour les tests à vitesse constante, on procède à un asservissement de la vitesse de rotation du disque abrasive par rapport à la position radiale de l'échantillon.

La Figure VI-11 ne montre pas d'effet de l'évolution de la vitesse de glissement sur le volume d'usure. Les courbes pour une vitesse de glissement constante et une vitesse de glissement variable (avec une vitesse moyenne de 300 mm/s dans les deux cas) sont confondues ; pour une valeur de vitesse moyenne donnée (300 mm/s dans ce cas), la variation ou non de la vitesse de glissement au cours du temps n'a pas d'influence sur l'usure des matériaux à base de carbure de tungstène.

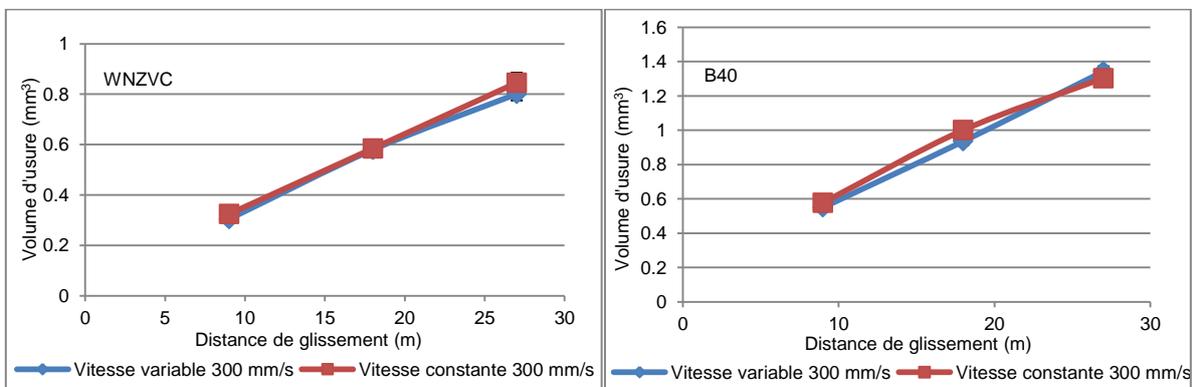


Figure VI-11 : Evolution du volume d'usure des matériaux (WNZVC et B40) en fonction de la distance de glissement pour une vitesse constante de 300 mm/s et une vitesse variable avec une moyenne de 300 mm/s ; $F_n = 5 N$.

La Figure VI-12 montre le coefficient de frottement moyen des WC considérés, pour trois distances de glissement différentes et pour des vitesses variables et constantes. Le coefficient de frottement moyen est très légèrement supérieur (moins de 5%) lorsque la vitesse de glissement est constante.

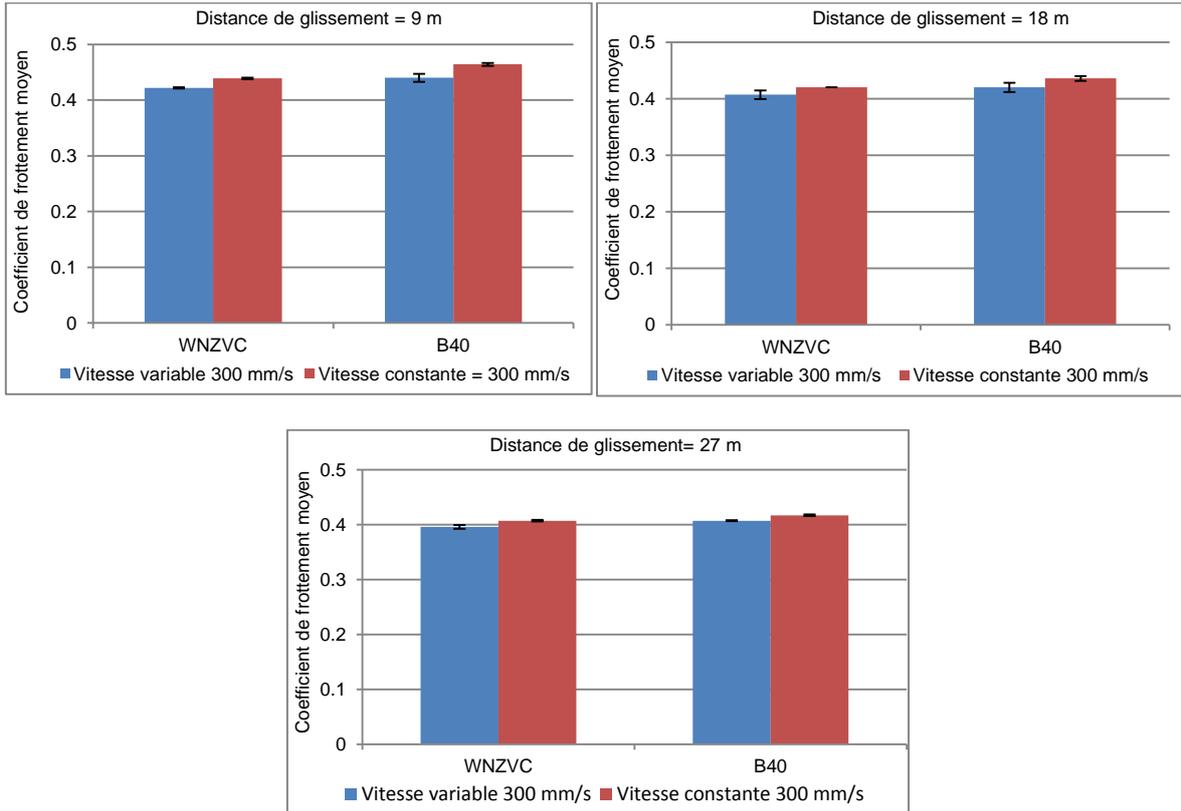


Figure VI-12 : Coefficient de frottement moyen des matériaux (WNZVC et B40) pour une vitesse constante de 300 mm/s et une vitesse variable avec une moyenne de 300 mm/s pour trois distances de glissement différentes ; $F_n = 5 N$.

II.5 Influence du sens du mouvement radial sur l'usure et le frottement

Tous les essais concernant le tribomètre unidirectionnel présentés jusqu'à présent ont été réalisés dans une configuration où l'échantillon de WC se déplace radialement du centre vers la périphérie du disque. Dans cette configuration, au début du frottement, la pression apparente est élevée (compte tenu de la surface de contact qui est relativement faible) et la vitesse de glissement est faible ; au fur et à mesure que l'échantillon avance, la pression apparente baisse (compte tenu de l'usure de la bille et de l'augmentation de la surface de contact) et la vitesse de glissement augmente (essais à vitesse de rotation constante).

Nous avons effectué des tests dans le sens inverse, c'est-à-dire avec un mouvement radial de la périphérie vers le centre (Figure VI-13) où, au début du frottement, la vitesse de glissement et la pression apparente sont élevées puis diminuent jusqu'à la fin de l'essai. Le but est de voir si ces changements de conditions, relatifs au changement de sens du mouvement radial, ont une influence sur l'usure et le frottement des matériaux testés.

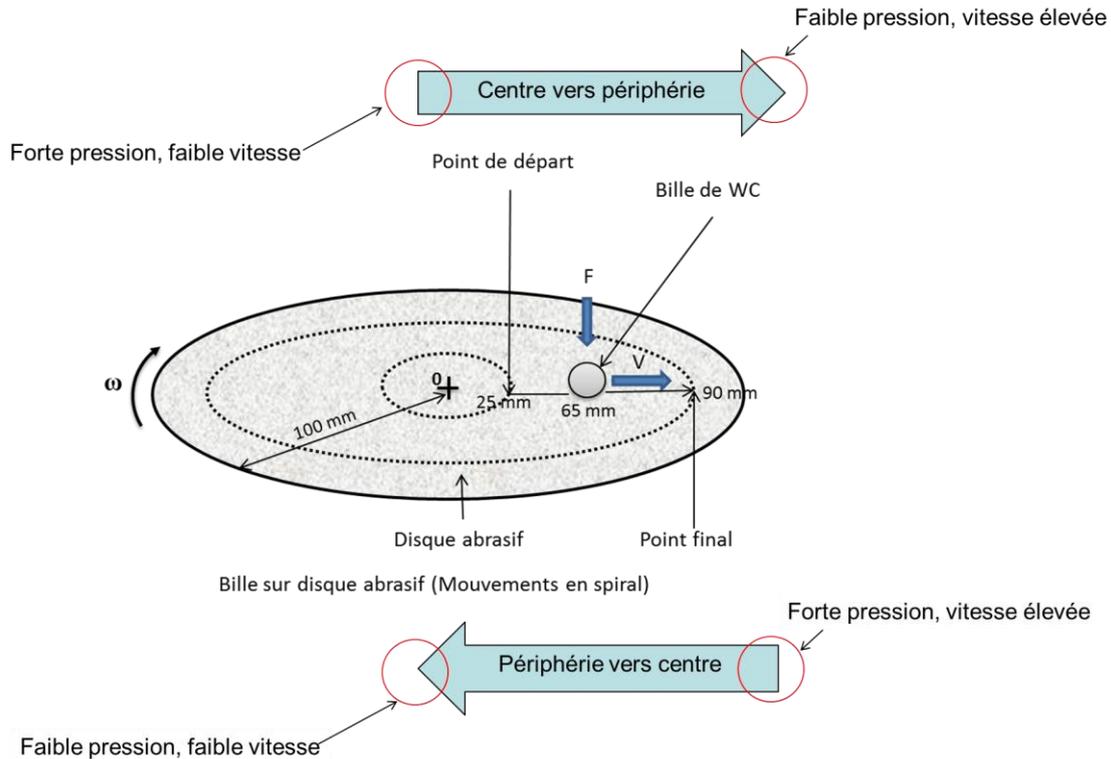


Figure VI-13 : Illustration du mouvement radial de l'échantillon et conditions de contact associées dans les deux sens possibles.

On remarque que, quel que soit le sens du mouvement radial, le coefficient de frottement du matériau est sensiblement constant durant le test pour les trois distances de glissement considérées (Figure VI-14).

Par ailleurs, pour les essais réalisés du centre vers la périphérie, les phénomènes de vibration sont plus importants au début de l'essai (forte pression, faible vitesse) que vers la fin (faible pression, vitesse élevée); pour les essais réalisés de la périphérie vers le centre, les phénomènes de vibration sont plus faibles au début de l'essai (forte pression, vitesse élevée) et plus importants vers la fin (faible pression et faible vitesse).

A travers ces deux observations, on peut conclure que les vitesses de glissement élevées réduisent les phénomènes de vibration quelle que soit la pression apparente et que les faibles vitesses de glissement induisent une augmentation des phénomènes de vibration quelle que soit la pression apparente.

L'explication possible de ces phénomènes peut provenir du fait que, pour les vitesses de glissement élevées, le cisaillement des particules abrasives est rapide, ce qui probablement réduit les phénomènes de vibration.

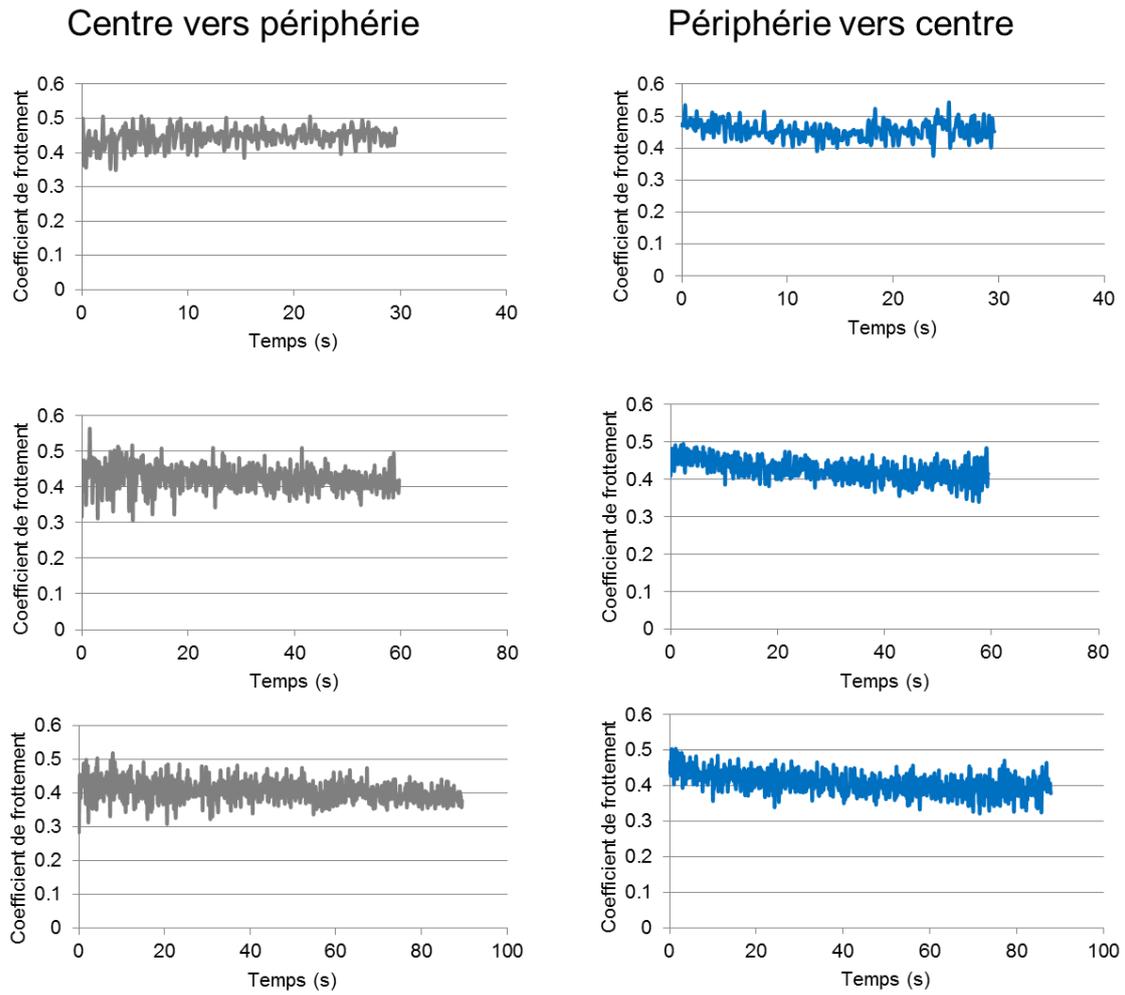


Figure VI-14 : Evolution du coefficient de frottement du B40 en fonction du temps pour différentes distances de glissement pour les deux sens de mouvement radial ; $F_n = 5 \text{ N}$; $V = 0.3 \text{ m/s}$.

Le sens du mouvement radial n'a pas d'influence notable sur l'usure des matériaux, comme le montre la Figure VI-15.

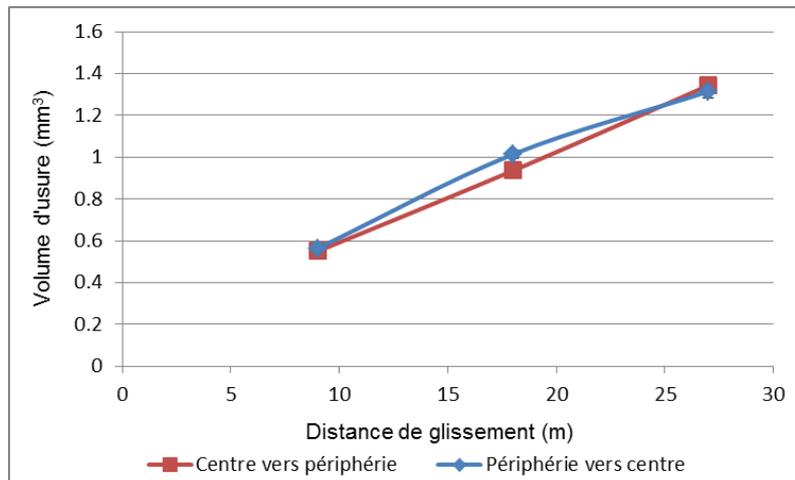


Figure VI-15 : Evolution du volume d'usure du B40 en fonction de la distance de glissement pour les deux sens de mouvement radial ; $F_n = 5 \text{ N}$; $V = 0.3 \text{ m/s}$.

III. Impact de la sévérité des sollicitations tribologiques sur la résistance à l'usure des matériaux à base de carbure de tungstène

Dans cette partie, il s'agit de voir la réponse tribologique et la résistance à l'usure des matériaux à base de carbure de tungstène dans des conditions de sollicitations différentes (charge appliquée, nature et taille des particules abrasives etc.). Le but est de « sévériser » les conditions de sollicitations afin d'étudier le comportement tribologique des matériaux dans ces conditions.

III.1 Impact de la charge normale appliquée sur l'usure, le frottement et l'énergie dissipée

Trois charges normales sont considérées dans cette étude : 5 N, 10 N et 15 N. L'utilisation de ces trois charges nous permet d'étudier l'effet de la charge sur l'usure et le frottement et sur une éventuelle modification des mécanismes d'usure, tout en restant dans des conditions induisant un endommagement similaire à celui rencontré sur les dents de tunnelier. Les nuances de WC sont testées à vitesse constante (0.3 m/s) sur le tribomètre unidirectionnel. La distance de glissement considérée est de 27 mètres (sans changement de papier abrasif).

La Figure VI-16 montre que le volume usé et l'énergie dissipée dans le contact évoluent linéairement avec la charge normale appliquée ; le volume d'usure est proportionnel à la charge conformément à la loi d'Archard.

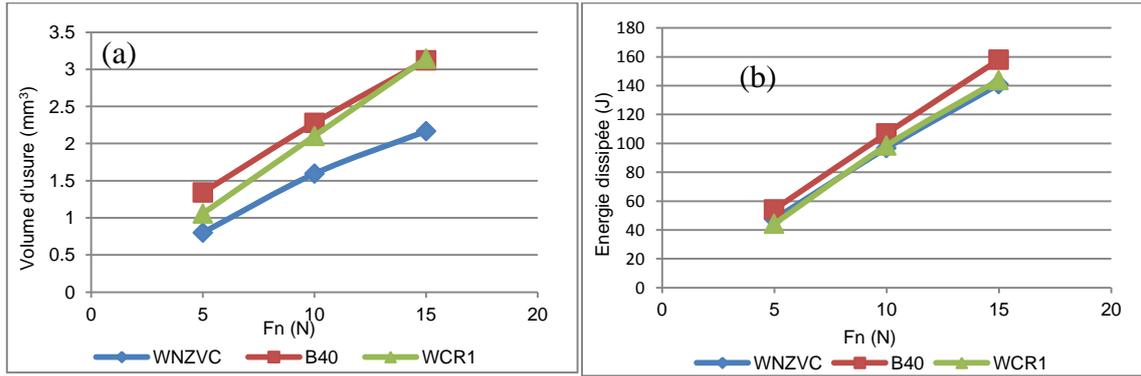


Figure VI-16 : (a) Evolution du volume d'usure en fonction de la charge normale appliquée ; (b) Evolution de l'énergie dissipée en fonction de la charge normale appliquée ; $V = 0.3 \text{ m/s}$ et $d = 27 \text{ mètres}$, pour des tests réalisés sur le tribomètre unidirectionnel.

Les observations microscopiques en sous-couche des matériaux (WCR1 et B40) testés sous 5 N ne permettent pas d'observer de l'endommagement notable, comme le montre la Figure VI-17.

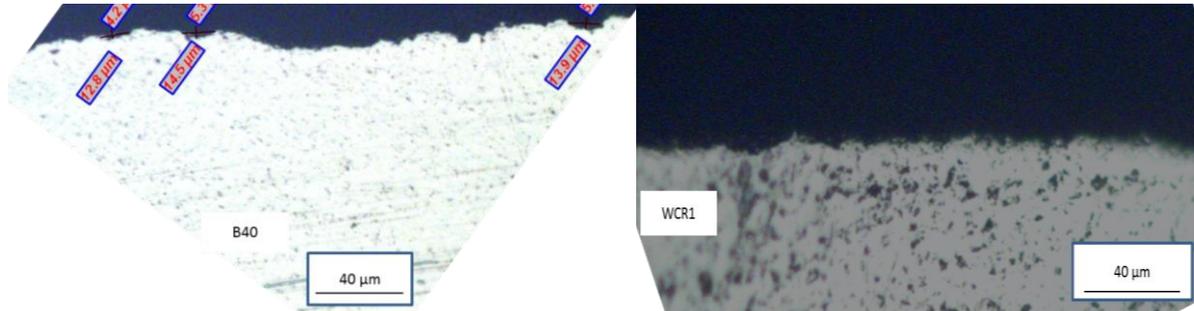


Figure VI-17 : Observation au microscope optique de la sous-couche du B40 et du WCR1 testés sous une charge de 5 N sur le tribomètre unidirectionnel ; $d = 27 \text{ mètres}$ et $V = 0.3 \text{ m/s}$.

La Figure VI-18 montre les observations au MEB de la sous couche du WNZVC, du WCR1 et de la référence B40, testés sous une charge de 15 N. On peut faire les remarques suivantes :

- B40 : phénomènes de fissuration et de fracturation des grains de WC à 20 μm en dessous de la surface de frottement ;
- WCR1 : phénomène de fissuration entre 5 et 10 μm en dessous de la surface de frottement, mais très peu de fracturation ;
- WNZVC : absence d'endommagement notable en sous surface.

Ces résultats permettent de conclure que l'augmentation du volume d'usure des WC avec la charge est due à ces phénomènes de fissuration et de fracturation des grains de WC en sous surface.

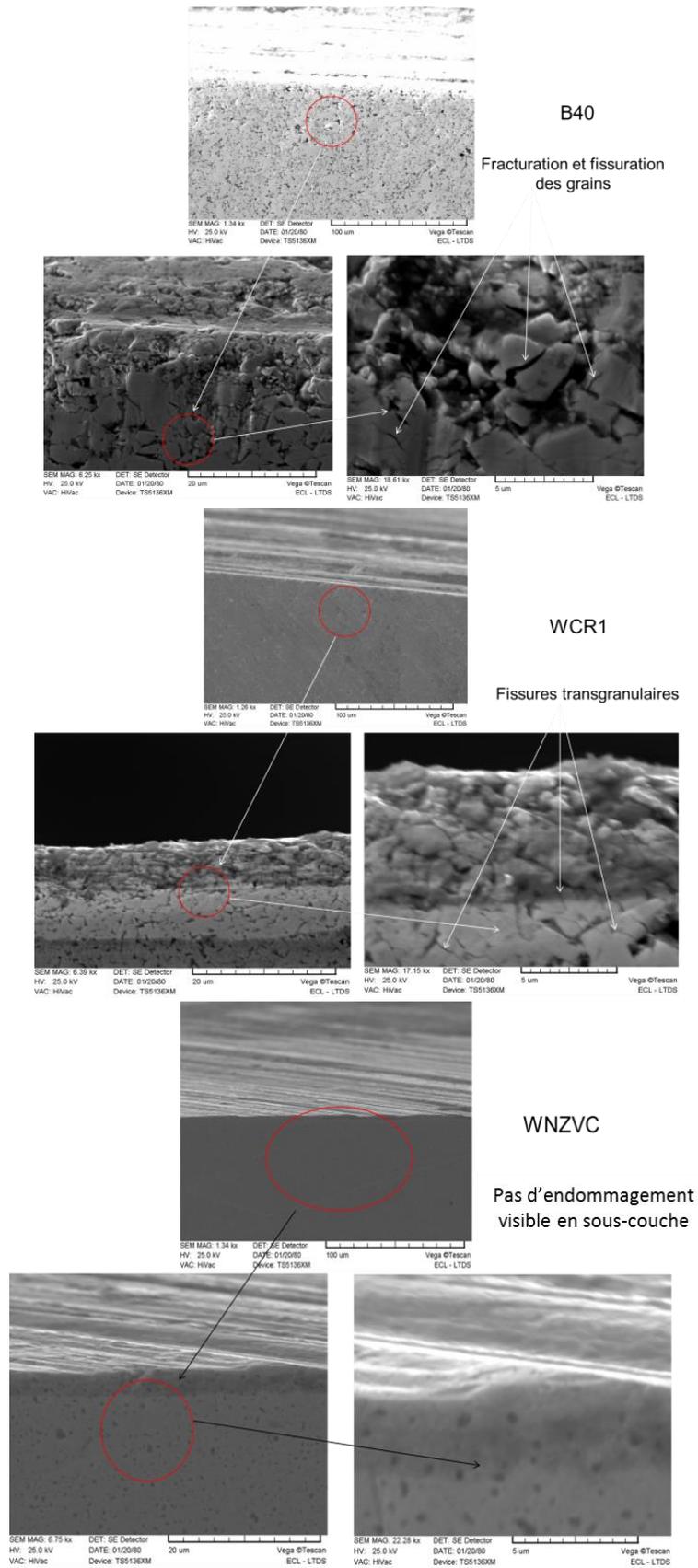


Figure VI-18 : Observations au MEB de la sous couche des WC (WCR1, B40 et WNZVC) testés sous une charge de 15 N ; $d = 27 \text{ m}$ et $V = 0.3 \text{ m/s}$.

L'évolution du volume usé avec l'énergie dissipée (pour les différentes charges appliquées) ne passe pas par 0, comme le montre la Figure VI-19 a. Ce constat est confirmé par la courbe d'évolution de l'énergie spécifique d'abrasion par rapport à la charge appliquée (Figure VI-19 b) : celle-ci n'est pas constante. Cette observation montre que l'énergie dissipée n'est pas intégralement utilisée dans la perte de matière des WC.

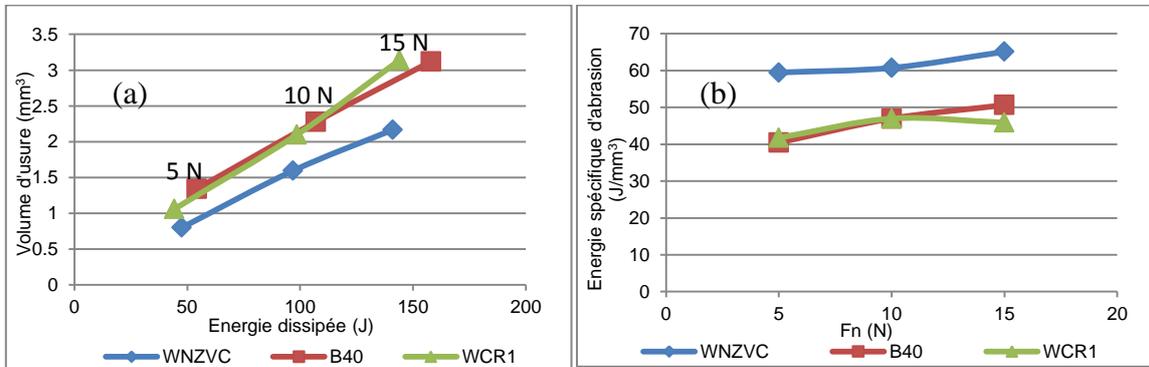


Figure VI-19 : (a) Evolution du volume d'usure en fonction de l'énergie dissipée correspondant aux différentes charges appliquées ; (b) Evolution de l'énergie spécifique d'abrasion en fonction de la charge normale appliquée ; $d = 27$ m et $V = 0.3$ m/s.

La Figure VI-20 montre que les débris d'usure recueillis sur le disque abrasif, après les tests, sont de plus en plus petits lorsque la charge normale augmente. Cela indique qu'une partie de l'énergie dissipée dans le contact est absorbée par les particules abrasives ; et cette part de l'énergie dissipée est d'autant plus importante que la charge appliquée est importante.

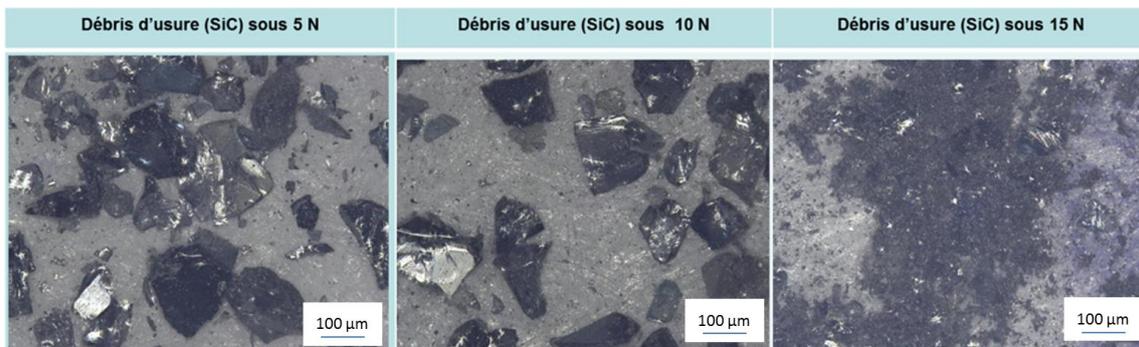


Figure VI-20 : Observation au microscope optique numérique de la morphologie des débris d'usure de SiC et de fragments de WC-Co pour les trois charges différentes sur le tribomètre unidirectionnel (cas du B40, $V = 0.3$ m/s ; $d = 27$ mètres).

Le coefficient de frottement baisse également légèrement compte tenu de la présence de ces débris d'usure qui jouent le rôle d'un « tapis » facilitant le glissement sur le disque abrasif. La Figure VI-21 montre que le coefficient de frottement moyen pour une charge de 15 N est 3% plus faible par rapport à celui d'une charge de 5 N et 5% plus faible par rapport à celui d'une charge de 10 N. Ces remarques permettent de dire que le cisaillement et la rupture des particules abrasives, plus importants pour une charge de 15 N, consomment une partie de l'énergie dissipée mais permet de réduire légèrement le coefficient de frottement par rapport

aux charges plus faibles, grâce notamment à la présence de ces fines particules de débris d'usure qui jouent le rôle de « lubrifiant solide » (site S3).

Enfin, on observe également que les phénomènes de vibration sont plus importants pour les faibles charges (5 et 10 N) par rapport à la charge de 15 N, ce qui contribue également à la diminution du coefficient de frottement à 15 N.

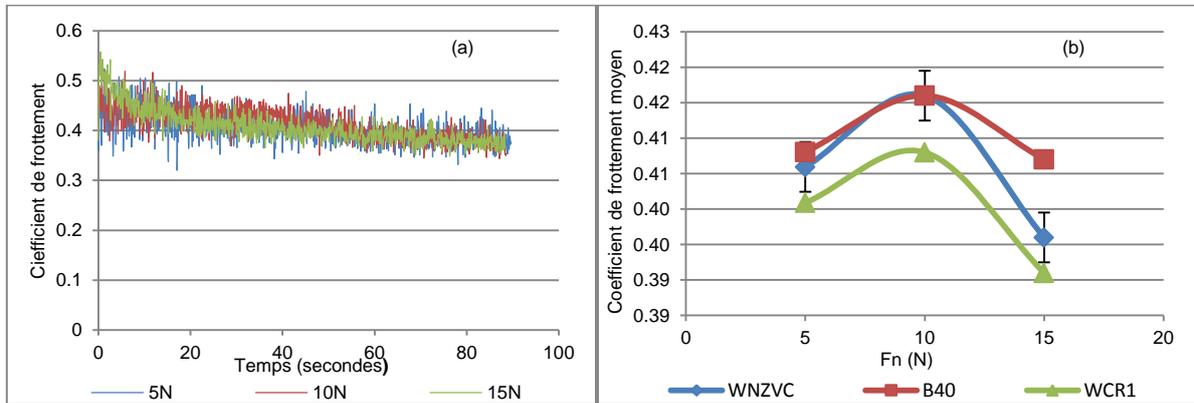


Figure VI-21 : (a) Exemple de l'évolution du coefficient de frottement en fonction du temps pour les trois charges différentes (cas du B40) ; (b) évolution du coefficient de frottement moyen sur toute la durée du test en fonction de la charge appliquée ; $V = 0.3 \text{ m/s}$; $d = 27 \text{ mètres}$.

III.2 Effet de la lubrification sur l'usure et le frottement de la référence B40

Lors des opérations d'excavation, des produits boueux ou parfois de la mousse peuvent être utilisés afin de minimiser le frottement et réduire d'éventuels phénomènes thermiques. Pour prendre en compte ces aspects, nous avons effectué des tests sur la référence B40 dans les conditions standards dans quatre configurations différentes :

- des essais à sec ;
- des essais en présence d'eau ;
- des essais en présence d'un lubrifiant visqueux utilisé dans la fabrication des mousses pour excavation de sols ;
- des essais en présence d'un mélange d'eau et du lubrifiant visqueux (1% massique).

Les résultats en termes d'usure et de frottement sont illustrés sur la Figure VI-22 a et la Figure VI-22 b respectivement.

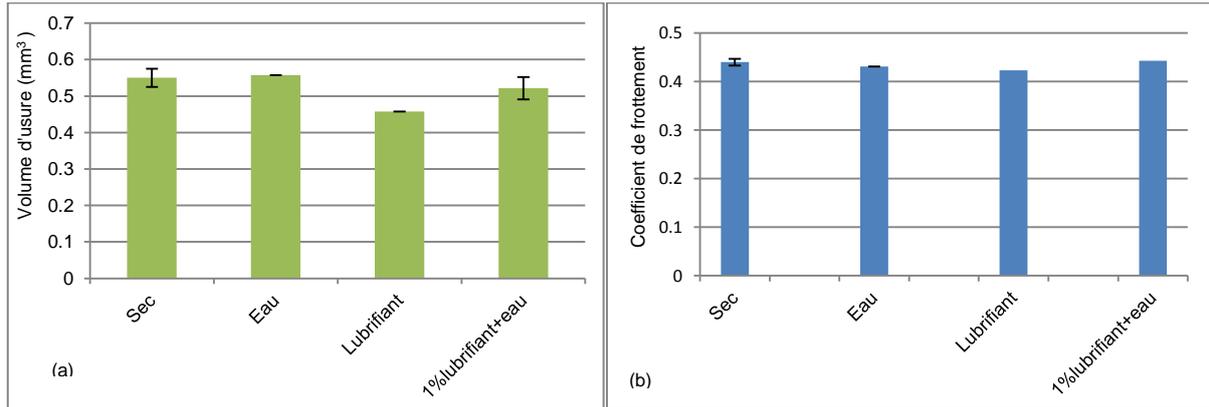


Figure VI-22 : Influence de la lubrification sur l'usure (a) et le frottement (b) de la référence B40 testé dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel.

Les résultats montrent que, par rapport aux essais à sec, l'usure baisse de 20% en présence du lubrifiant visqueux seul et de 5% en présence du mélange eau avec 1% massique du lubrifiant visqueux. La même tendance est observée pour le coefficient de frottement moyen mais dans de moindres mesures. Ces résultats permettent d'émettre la conclusion logique que la viscosité du lubrifiant réduit légèrement le frottement et par conséquent baisse le volume d'usure. L'aspect qu'il serait intéressant de regarder pour ces conditions de lubrification serait l'action à long terme du lubrifiant sur l'endommagement de la phase liant métallique (corrosion, transformation chimique, etc.).

III.3 Impact de la taille des particules abrasives sur le frottement, l'usure et l'énergie spécifique d'abrasion

Trois tailles de particules abrasives de SiC sont considérées : 58 μm , 130 μm et 201 μm . Une étude comparative a été menée sur le WNZVC et le B40.

La taille des particules abrasives a un effet faible sur le frottement, comme le montre la Figure VI-23 a (cas du B40). La faible variation entre les coefficients de frottement correspondant aux différentes tailles de particules abrasives est en partie due aux phénomènes de vibrations du système induit par les abrasifs de grande taille.

En termes d'évolution de l'usure, on voit sur la Figure VI-23 b que l'usure de la nuance B40 augmente linéairement avec la taille des particules, contrairement à la nuance WNZVC dont l'usure tend à se stabiliser avec l'augmentation de la taille des particules abrasives. Ce résultat est confirmé par la comparaison de l'énergie spécifique d'abrasion des deux matériaux dans les mêmes conditions (Figure VI-23 c).

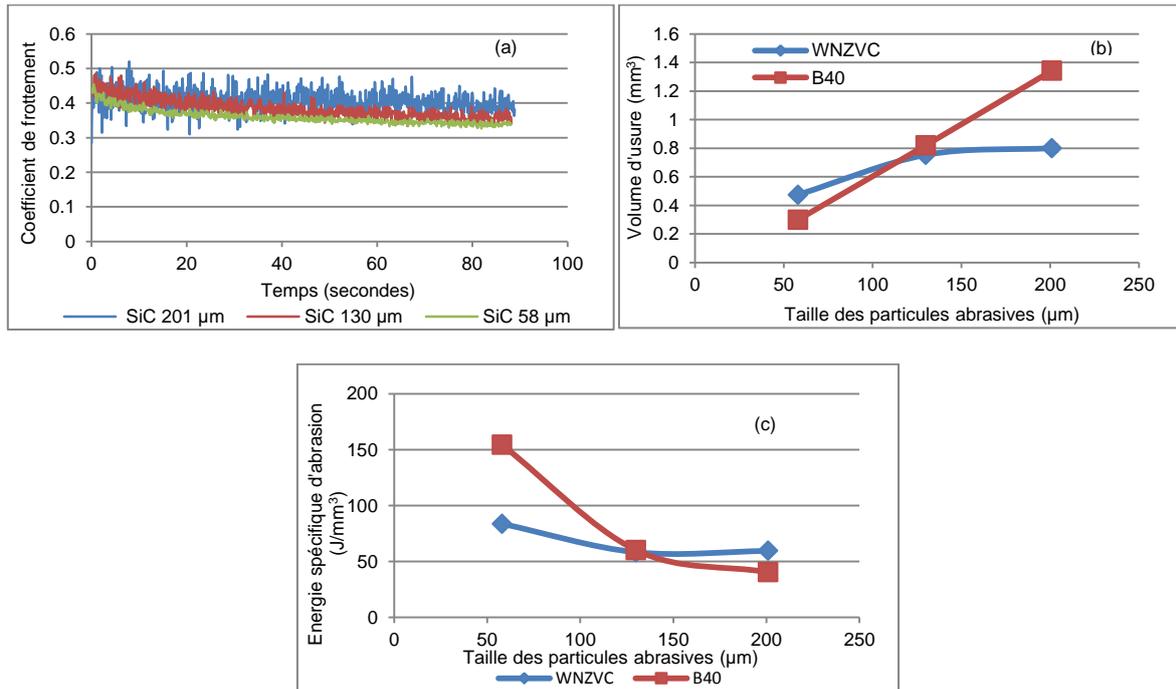


Figure VI-23 : (a) Evolution du coefficient de frottement pour différentes tailles de particules abrasives (cas du B40) ; (b) Evolution du volume d'usure des nuances de WC pour différentes tailles de particules abrasives ; (c) Evolution de l'énergie spécifique d'abrasion des nuances de WC pour différentes tailles de particules abrasives ; $V = 0.3 \text{ m/s}$; $d = 27 \text{ mètres}$; $F_n = 5 \text{ N}$.

Les images de la Figure VI-24 montrent qu'en fonction de la taille des particules abrasives, les modes d'usure des matériaux ne sont pas les mêmes :

- Pour les particules abrasives de petite taille (58 μm), des phénomènes de micro-labourage plastique et la formation de rayures peu profondes sont visibles à la surface du WNZVC ; pour la référence B40, c'est surtout une élimination du liant métallique qui prédomine, mais pas suffisamment profonde pour engendrer une perte de matière importante. C'est pour cette raison que, dans ces conditions, la référence B40 résiste mieux à l'usure que le WNZVC.
- Les particules abrasives de grande taille (201 μm) provoquent une sévère fragmentation des grains de WC, mais aussi des ébrèchements et la formation de larges sillons pour les deux nuances considérées (WNZVC et B40) ; mais la fragmentation des grains de WC est surtout présente pour la référence B40. Cela s'explique par le fait que les grains de WC de la référence B40 sont plus gros que ceux du WNZVC, ce qui les expose plus à ce phénomène de fragmentation intragranulaire lorsque les particules abrasives sont de grande taille. C'est ce qui explique que, dans ces conditions, le WNZVC résiste mieux à l'usure que la référence B40.
- L'endommagement dû aux abrasifs de taille intermédiaire (130 μm) est caractérisé par une compétition entre labourage plastique de la surface et la formation de rayures peu

profondes pour le WNZVC, tandis qu'il y a des phénomènes de fragmentation des grains de WC qui sont observés à la surface de la référence B40.

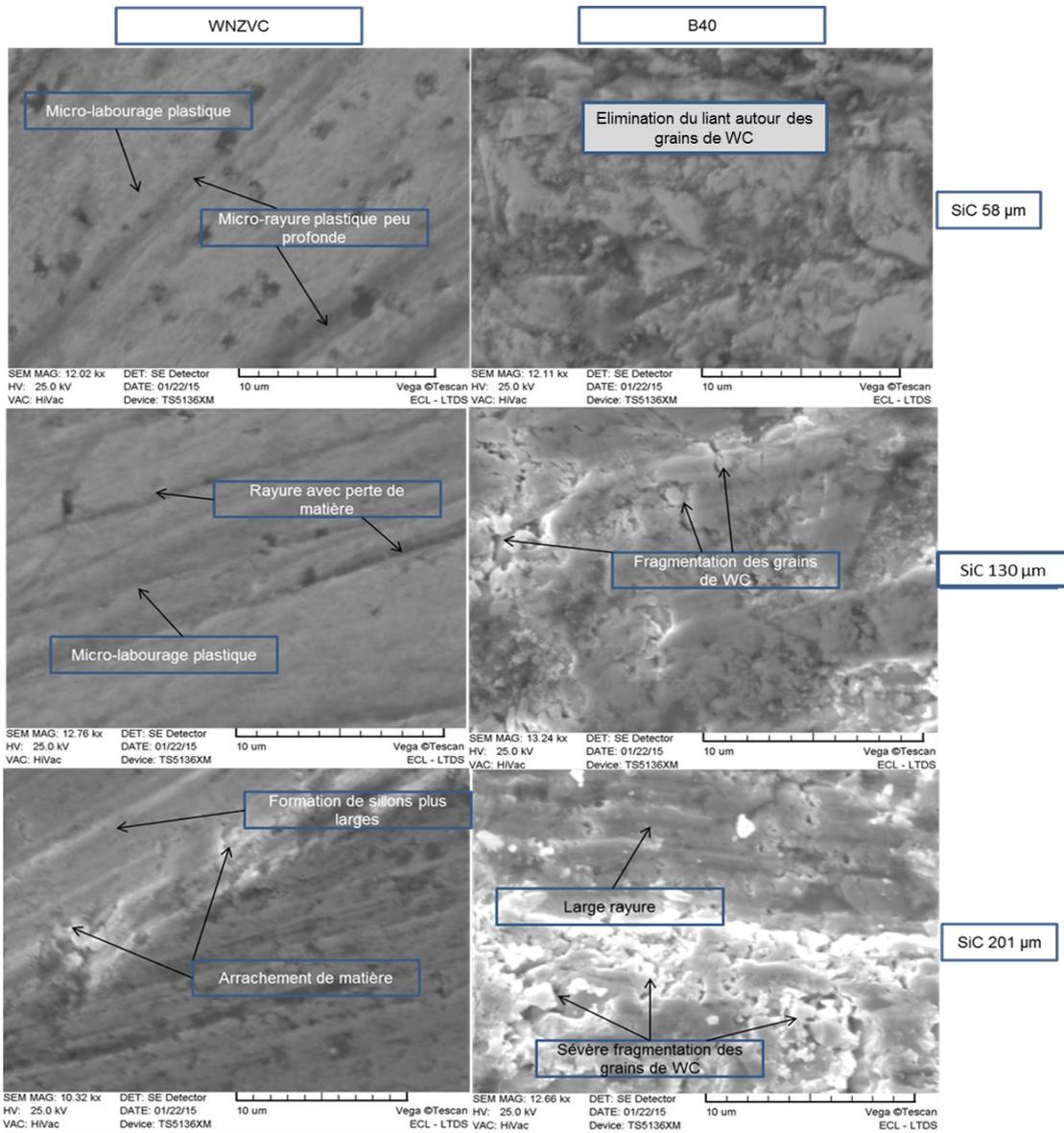


Figure VI-24 : Observation au MEB des surfaces usées pour les nuances de WC, WCR1 et B40, pour différentes tailles de particules abrasives ;
 $V = 0.3 \text{ m/s}$; $d = 27 \text{ mètres}$; $F_n = 5 \text{ N}$.

La résistance à l'usure abrasive des matériaux dépend de la taille des particules abrasives utilisées en contre corps. Cette dépendance est liée au changement de mécanisme d'usure des matériaux en fonction de la taille des particules.

III.4 Impact de la nature des particules abrasives sur la résistance à l'usure des matériaux

Compte-tenu de la différence entre les sols rencontrés par les inserts en WC lors des opérations d'excavation, nous avons utilisé trois types d'abrasifs différents : il s'agit du carbure de silicium et du corindon, plus durs que le WC, et de particules abrasives à base de zircone, moins dure que le WC et qui pourrait mieux simuler l'effet des particules constitutives du sol, elles-mêmes étant moins dures que le WC. Thakare *et al.* [VI-5] ont indiqué dans une étude que la dureté des particules abrasives est un facteur de sévérité des tests d'abrasion. Le but est d'étudier l'influence des propriétés des particules abrasives sur le comportement tribologique et la résistance à l'usure abrasive des nuances de WC. La comparaison en termes de résistance à l'usure ainsi que le comportement tribologique des WC en milieu abrasif en SiC ont été expliqués dans les paragraphes précédents. Les prochains paragraphes traiteront de la résistance à l'usure des WC ainsi que de leur comportement tribologique en milieu abrasif plus tendre (Al_2O_3 et ZrO_2) en comparaison avec les résultats obtenus avec le SiC. Les essais présentés sont réalisés sur le tribomètre à mouvement unidirectionnel avec des tailles de particules de 130 μm pour une charge normale appliquée de 5 N et une distance de glissement de 27 mètres (sans changement de papier abrasif).

III.4.1 Evolution du coefficient de frottement pour les trois abrasifs

Pour des essais réalisés strictement dans les mêmes conditions (même taille de particules abrasives de 130 μm et mêmes sollicitations mécaniques), le coefficient de frottement est légèrement plus faible (de 7 à 10%) pour les abrasifs plus tendres (Al_2O_3 et ZrO_2) pour toutes les nuances de WC (Figure VI-25 a) ; pour l'abrasif le plus dur (cas du SiC), les phénomènes de vibration sont plus importants comme on peut le voir à travers l'évolution du coefficient de frottement sur la Figure VI-25 b. Ces phénomènes de vibration sont également perceptibles à travers le bruit du système lors de l'essai.

Le cisaillement des particules abrasives plus tendres (Al_2O_3 et ZrO_2) intervient plus rapidement et plus facilement que celui du SiC, ce qui, probablement, est à la base de la faible réduction du coefficient de frottement dans le cas du Al_2O_3 et du ZrO_2 .

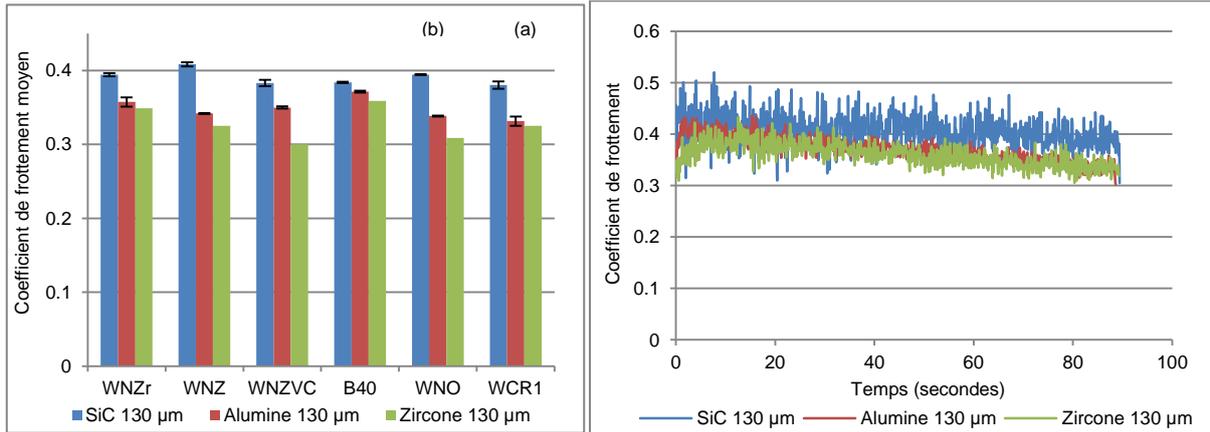


Figure VI-25 : (a) Comparaison du coefficient de frottement moyen des matériaux pour différents types de particules abrasives ; (b) Evolution du coefficient de frottement pour différents types de particules ; $V = 0.3 \text{ m/s}$; $d = 27 \text{ mètres}$; $F_n = 5 \text{ N}$.

III.4.2 Comparaison de l'usure des nuances de WC par rapport aux trois milieux abrasifs différents

La comparaison de l'usure des matériaux considérés permet de constater que la quantité de matière perdue par les matériaux est largement plus importante pour les particules abrasives dures (SiC), comme le montre la Figure VI-26. De plus, la différence entre les volumes d'usure des différents matériaux est moins importante lorsque le SiC est utilisé comme contre-corps.

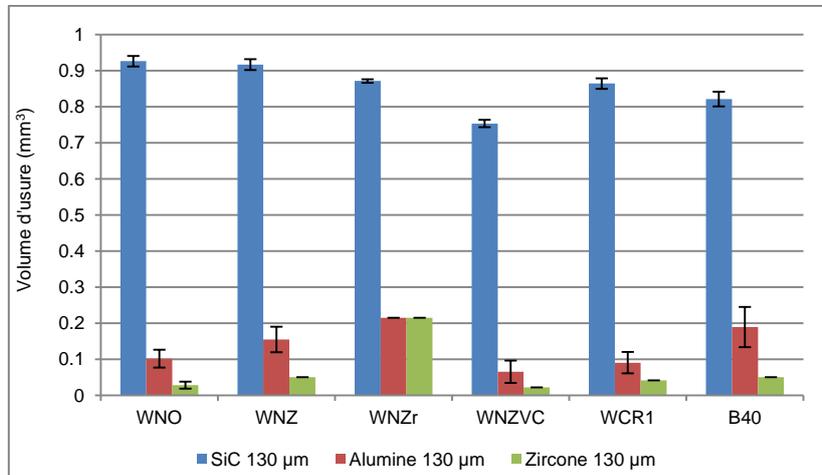


Figure VI-26 : Comparaison du volume d'usure des matériaux testés sur le tribomètre unidirectionnel avec trois types d'abrasifs différents ; $V = 0.3 \text{ m/s}$; $d = 27 \text{ mètres}$; $F_n = 5 \text{ N}$.

En comparant, par exemple les résultats pour les abrasifs SiC et ZrO_2 (en termes de frottement et d'usure), on peut déduire que la différence entre la dureté de ces deux abrasifs induit peu de différence entre les coefficients de frottement des matériaux à base de carbure de tungstène, mais agit de manière significative sur la différence entre leurs volumes d'usure.

Pour davantage mettre en évidence le comportement des matériaux en milieu abrasif tendre, nous avons effectué des tests, avec la zircon 201 µm sur une

distance de glissement de 196 mètres sur le tribomètre unidirectionnel pour une vitesse moyenne de 0.3 m/s (vitesse variable). Les résultats (Figure VI-27) confirment qu'en milieu tendre, la différence entre les matériaux est plus importante qu'en milieu agressif.

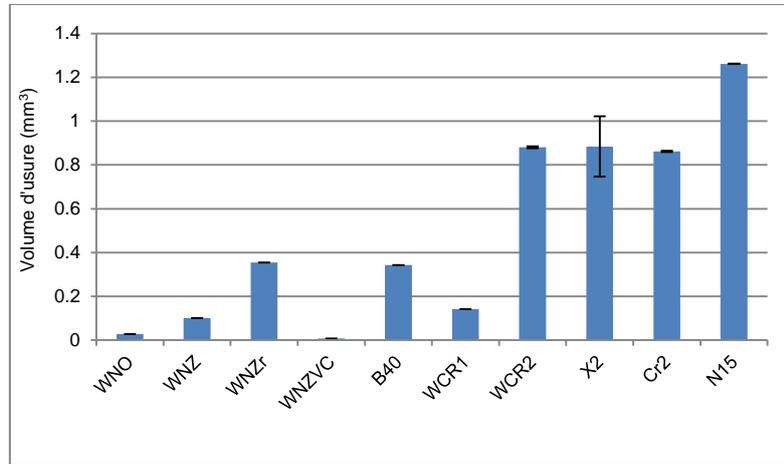


Figure VI-27 : Volume d'usure des matériaux testés sur le tribomètre unidirectionnel avec de la zircone de taille de grain 201 μm ; $V = 0.3 \text{ m/s}$; $d = 196 \text{ mètres}$; $F_n = 5 \text{ N}$.

Il est important de noter que, pour tous les milieux abrasifs utilisés dans cette étude pour les essais en abrasion pure, les nuances WNZVC et WCR1 sont généralement plus résistantes à l'usure par abrasion pure que les autres nuances de WC considérées.

Enfin, on constate que le matériau à faible taux de liant, le WNO, présente des résultats intéressants en milieu abrasif plus tendre. Cela peut être dû à un changement de son mécanisme d'usure dans ces conditions et c'est ce que nous allons étudier dans le paragraphe suivant.

III.4.3 Comparaison des mécanismes d'usure des nuances de WC par rapport aux trois milieux abrasifs différents

Dans cette comparaison, nous nous focaliserons principalement sur quatre matériaux : la référence B40, le WCR1 et le WNZVC (figurant parmi les matériaux prometteurs) et enfin le WNO dont le résultat semble intéressant en milieu abrasif tendre.

Nous avons déjà vu précédemment qu'en milieu abrasif dur (SiC), l'usure de ces quatre matériaux est principalement caractérisée par :

- WNO et B40 : fracturation des grains de WC et enlèvement de liant métallique ;
- WNZVC et WCR1 : phénomènes de microlabourage plastique.

La Figure VI-28 montre le faciès des surfaces usées correspondant aux mécanismes d'usure de ces matériaux en milieux abrasif Al_2O_3 .

On constate que les modes d'usure du WNZVC et du WCR1 n'ont pas changé (phénomènes de microlabourage plastique) ; il en est de même pour le mode d'usure du B40 (microfragmentation des grains de WC entre autres).

Par contre, le mode d'usure du WNO passe de fracturation des grains de WC et perte de liant métallique à phénomène de microlabourage plastique. Sa trace d'usure est relativement proche de celle du WNZVC et du WCR1. C'est ce changement de mode d'usure qui permet au WNO d'avoir une résistance à l'usure abrasive meilleure que précédemment (en milieu SiC).

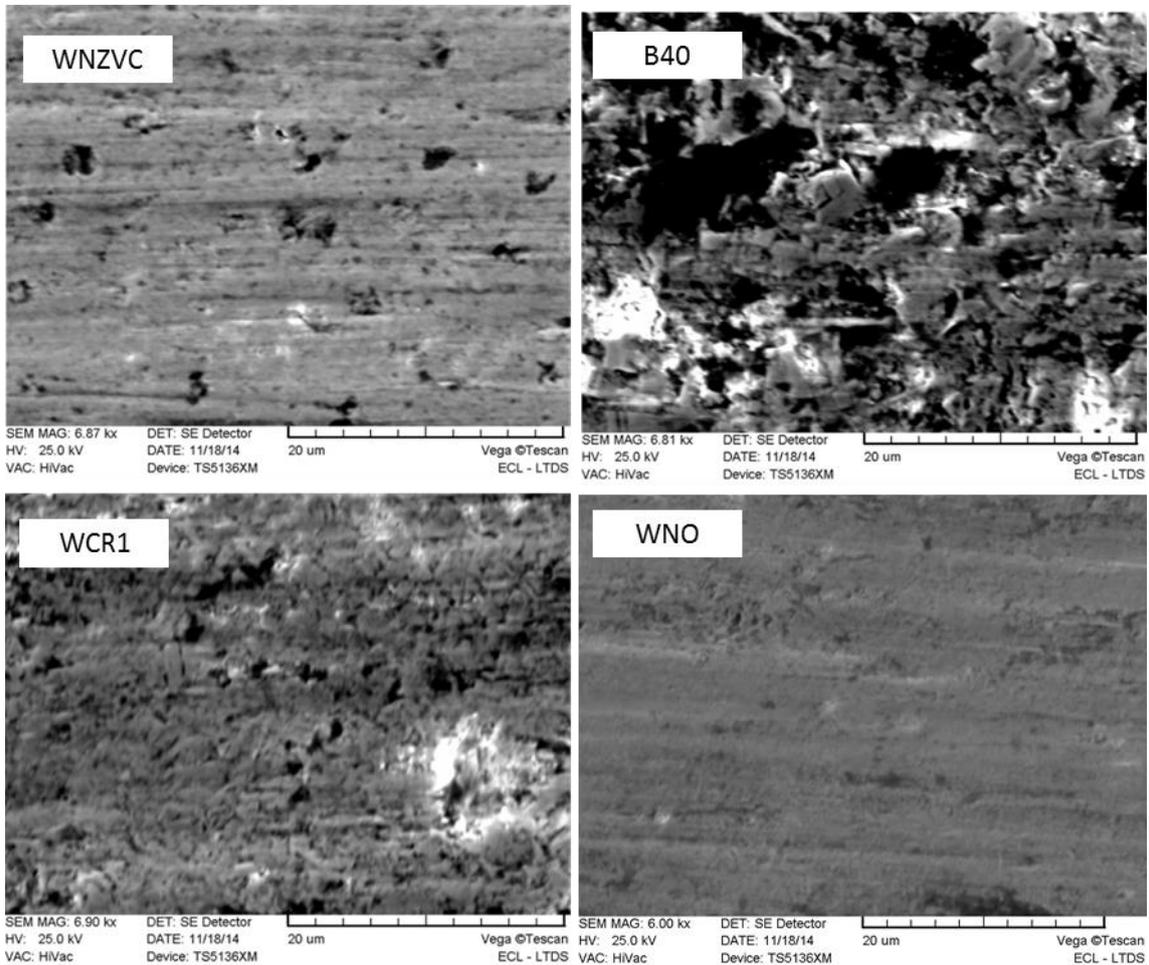


Figure VI-28 : Observation au MEB des surfaces de WC usées sur le tribomètre unidirectionnel en milieu abrasif en Al_2O_3 ; $V = 0.3$ m/s ; $d = 27$ mètres ; $F_n = 5$ N.

Les traces d'usure obtenues après tests en milieu abrasif en ZrO_2 donnent les mêmes résultats en terme de mécanisme d'usure (Figure VI-29) :

- Microlabourage plastique pour le WNZVC, le WCR1 et le WNO ;
- Fracturation transgranulaire des grains de WC pour le B40.

Ces résultats confirment et expliquent la bonne tenue à la résistance à l'abrasion du WNO dans ces conditions moins sévères (Al_2O_3 et ZrO_2). On peut également remarquer que le changement de mode d'usure peut modifier le classement des matériaux en terme de résistance à l'usure.

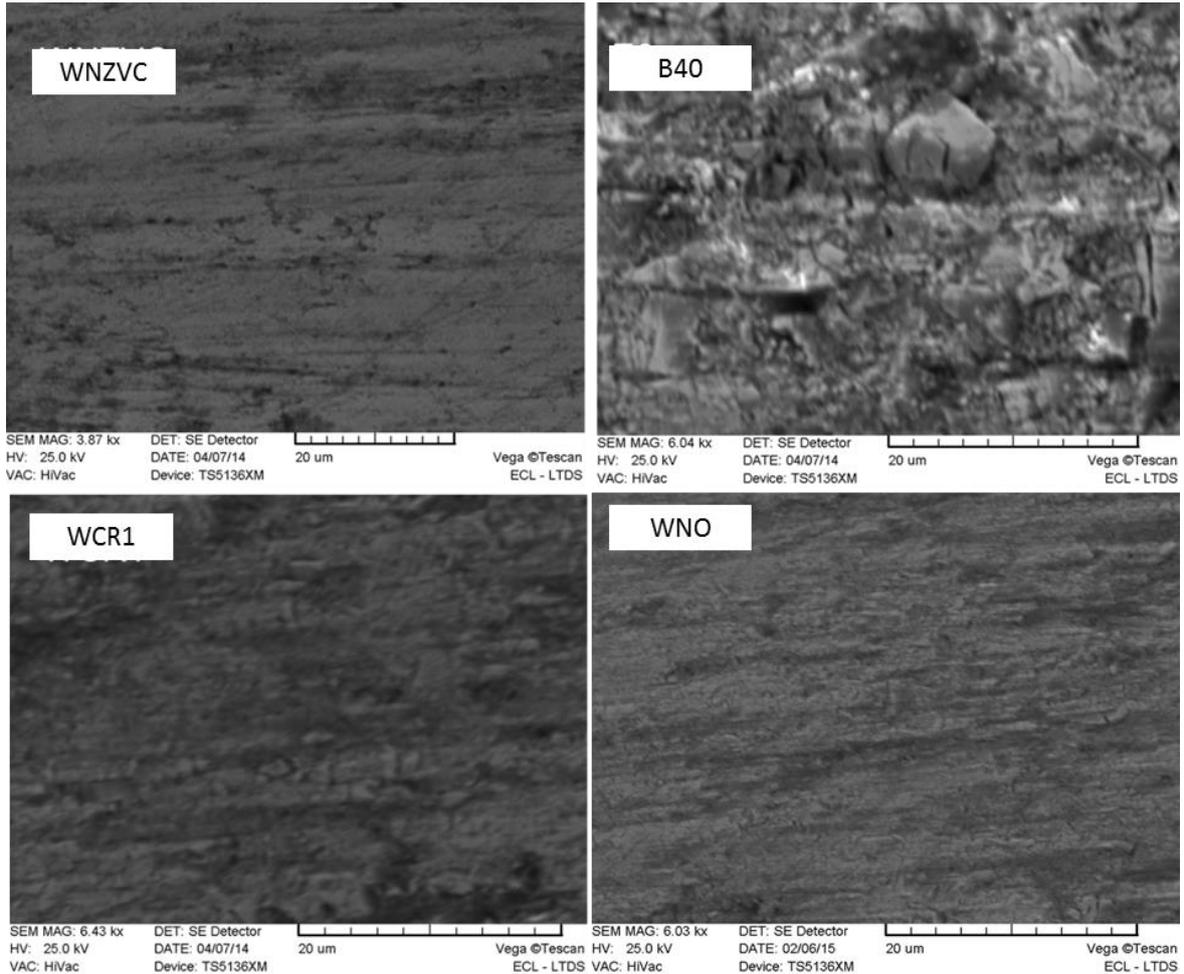


Figure VI-29 : Observation au MEB des surfaces de WC usées sur le tribomètre unidirectionnel en milieu abrasif en ZrO_2 ; $V = 0.3 \text{ m/s}$; $d = 27 \text{ mètres}$; $F_n = 5 \text{ N}$.

IV. Conclusions

Ce chapitre a permis d'étudier le comportement de certains matériaux dans plusieurs configurations. Nous avons vu que la cinématique joue un rôle sur l'évolution de l'usure des matériaux à travers l'orientation des rayures caractéristiques de l'usure. On a pu constater aussi que la gamme de vitesse considérée pour nos tests ne met pas en jeu des phénomènes qui influencent l'usure et le frottement des matériaux. Nous avons aussi mis en évidence les effets des phénomènes de recouvrement sur l'usure et le frottement des matériaux. L'évolution de la vitesse de glissement (constante ou variable) ne joue pas un rôle important sur l'usure des matériaux. Nous avons observé que l'usure augmente avec la charge appliquée mais que les phénomènes de vibration sont plus importants pour les faibles charges.

Nous avons constaté que le mode d'usure change avec la taille des particules abrasives et que cela a une influence sur le classement des matériaux en terme de résistance à l'abrasion.

Nous avons mis en évidence que, sur nos tests, l'usure et le frottement baissent légèrement lorsqu'un lubrifiant visqueux est utilisé, seul, à l'interface WC/abrasif ; lorsque ce lubrifiant

est mélangé à de l'eau dans les proportions indiquées par les fabricants (1%), l'usure et le frottement sont comparables au cas à sec ou avec présence d'eau.

Enfin, nous avons vu également qu'en fonction du type d'abrasif utilisé (dur ou tendre), le mode d'usure des matériaux à base de carbure de tungstène peut changer ; ce changement peut avoir une influence sur la résistance à l'usure abrasive.

Parmi tous les modes d'usure observés lors de cette étude paramétriques le phénomène de labourage plastique est celui qui endommage le moins les matériaux de WC, tandis que les phénomènes de fracturation transgranulaire représentent les modes qui endommagent le plus les matériaux de WC.

V. Références

[VI-1] D. Jianxin, Z. Hui, W. Ze, L. Yunsong, Z. Jun, Friction and wear behaviors of WC/Co cemented carbide tools materials with different WC grain size at temperatures up to 600°C, *Int. Journal of Refractory Metals and Hard Materials* 31 (2012) 196-204.

[VI-2] A. Babilius, P. Ambroza, Effect of Temperature and Sliding Speed on the Adhesive Wear, ISSN 1392–1320 *Materials Sciences*, Vol. 9, No. 4. 2003.

[VI-3] B. Bhushan. Principles and applications of tribology. John Wiley & Sons, 1999

[VI-4] M. Yahiaoui, Comportement tribologique de diamants polycristallins et de carbures cémentés WC-Co avec traitements de graduation Application aux inserts et taillants d'outils pour le forage de formations rocheuses fortement abrasives, Thèse soutenue le 21 juin 2013 à l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tarbes.

[VI-5] M. R. Thakare, J.A. Wharton, R.J.K. Wood, C. Menger, Effect of abrasive particles size and the influence of microstructure on the wear mechanisms in wear-resistant materials, *Wear* 276–277 (2012) 16–28 , vol, 276-277.

Chapitre VII : Comportement des matériaux au rayage et en abrasion avec faible et forte énergie d'impact

Les objectifs de ce chapitre sont de :

- comprendre le mécanisme de formation des rayures sur la surface des matériaux,*
- étudier l'influence des paramètres microstructuraux des matériaux sur leur résistance au rayage,*
- évaluer la résistance des matériaux en abrasion avec des phénomènes d'impact à faible et forte énergie et la comparer avec leur résistance en abrasion pure afin de valider le choix des matériaux alternatifs.*

Table des matières

I. Introduction.....	179
II. Compréhension du mécanisme de formation des rayures sur la surface des matériaux à base de carbure de tungstène.....	179
III. Influence des paramètres microstructuraux des matériaux sur leur résistance au rayage	184
III.1. Influence de la taille des renforts sur la résistance au rayage des matériaux	184
III.2. Impact du taux de renforts sur les caractéristiques microstructurales et la résistance au rayage des composites WC-Ni	185
III.2.1 <i>Parcours libre moyen</i>	187
III.2.2 <i>Contiguïté</i>	188
III.2.3 <i>Taille des grains</i>	189
IV. Comportement des matériaux en abrasion avec impact à faible énergie des particules abrasives	190
IV.1. Aspect qualitatif	190
IV.2. Aspect quantitatif	192
V. Comportement des matériaux en abrasion avec impact à forte énergie.....	193
V.1. Aspect quantitatif	193
V.2. Aspect qualitatif	196
VI. Conclusions.....	198
VII. Références.....	198

I. Introduction

Les tests de rayage réalisés dans cette étude ont pour but de contribuer à la compréhension du mécanisme de formation des rayures à la surface des WC. Si les tests de rayage ne sont pas des tests tribologiques permettant de simuler l'interaction entre les particules abrasives du sol et la surface des inserts en WC, ils permettent néanmoins d'apporter des éléments de compréhension des mécanismes d'usure des WC.

Il sera aussi question, dans ce chapitre, d'analyser le comportement de différentes nuances de WC dans des conditions d'abrasion avec impact à faible et forte énergie. Compte tenu de la nature de l'application pour laquelle les nouveaux matériaux sont développés (inserts de dents de tunneliers), l'association des tests d'abrasion avec impact avec les tests d'abrasion pure s'avère nécessaire et utile. Il faut noter que ces tests d'usure avec impact ont été réalisés par et à l'université technologique de Tallinn.

II. Compréhension du mécanisme de formation des rayures sur la surface des matériaux à base de carbure de tungstène

Les tests de rayage sont réalisés sur deux des nuances de WC présentant les meilleures résistances à l'usure par abrasion pure dans les conditions standards (WCR1 et WNZVC), ainsi que sur les nuances à faible taux de liant et le matériau de référence B40.

La Figure VII-1 montre la topographie des rayures des différentes nuances de WC testées sous une charge constante de 15 N.

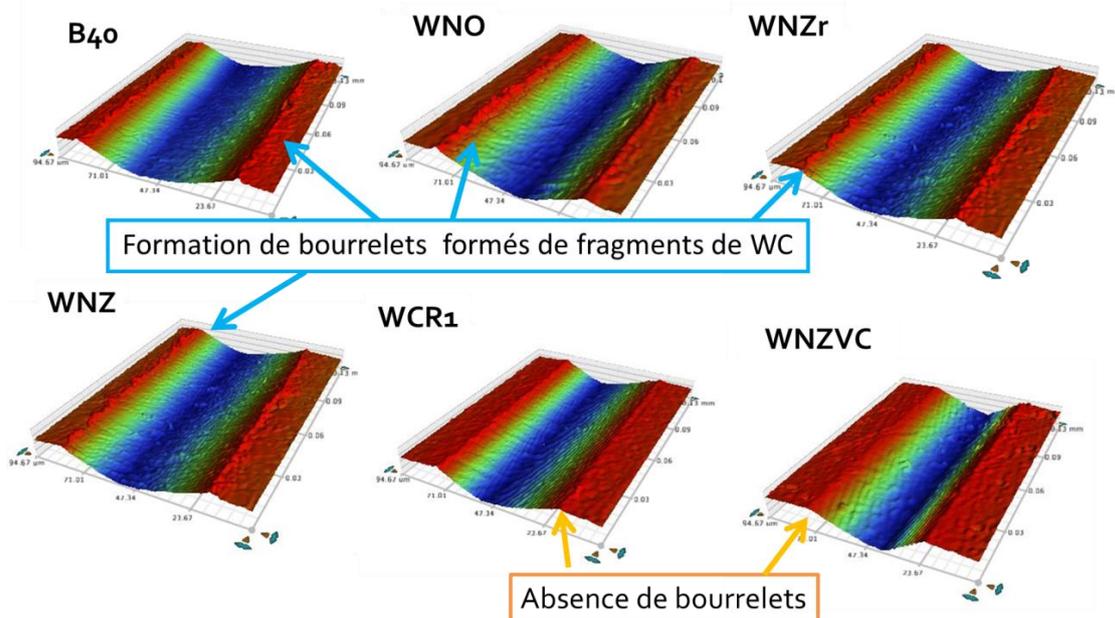


Figure VII-1 : Topographie des rayures formées à la surface des WC testés sous une charge constante de 15 N.

Il est intéressant de remarquer que le mécanisme de formation des rayures à la surface du WNZVC et du WCR1, qui figurent parmi les matériaux les plus résistants à l'abrasion pure, est différent de celui des autres nuances de WC considérées. On note la présence de bourrelets autour des rayures pour tous les matériaux considérés, sauf pour les nuances WNZVC et WCR1.

Pour mieux comprendre ces différences, des observations et analyses par microscopie électronique à balayage sont réalisées (Figure VII-2).

Pour les nuances de WC présentant des bourrelets autour de leurs rayures, deux phénomènes sont recensés :

- fissuration transgranulaire et fracturation des grains de WC,
- déplacement de fragments de WC ou de grains entiers de WC après déchaussement.

On peut donc imaginer que, pour ces nuances de matériaux à base de carbure de tungstène, sous l'effet de la charge appliquée, des fissures s'amorcent sur les grains de WC. Ces fissures se développent progressivement et provoquent une fracturation des grains de WC, surtout lorsque ces derniers sont de grande taille. Ces fragments de WC sont évacués progressivement vers les bords des rayures, créant les bourrelets. La formation de bourrelets est exacerbée par le déchaussement suivi du déplacement de grains entiers de WC probablement suite à une perte du liant métallique autour de ces derniers et d'un affaiblissement de la cohésion intergranulaire.

Autour des rayures sur les surfaces du WNZVC et du WCR1, il n'y a pas formation de bourrelet. On remarque simplement un phénomène de microlabourage plastique de la surface de ces deux nuances de matériaux à base de carbure de tungstène. Aucun phénomène de fracturation, de déchaussement ou de déplacement des grains de WC n'est visible pour ces deux nuances. Les grains de WC de ses deux nuances sont plus petits et la cohésion entre eux d'une part et entre eux et la matrice métallique d'autre part est bonne.

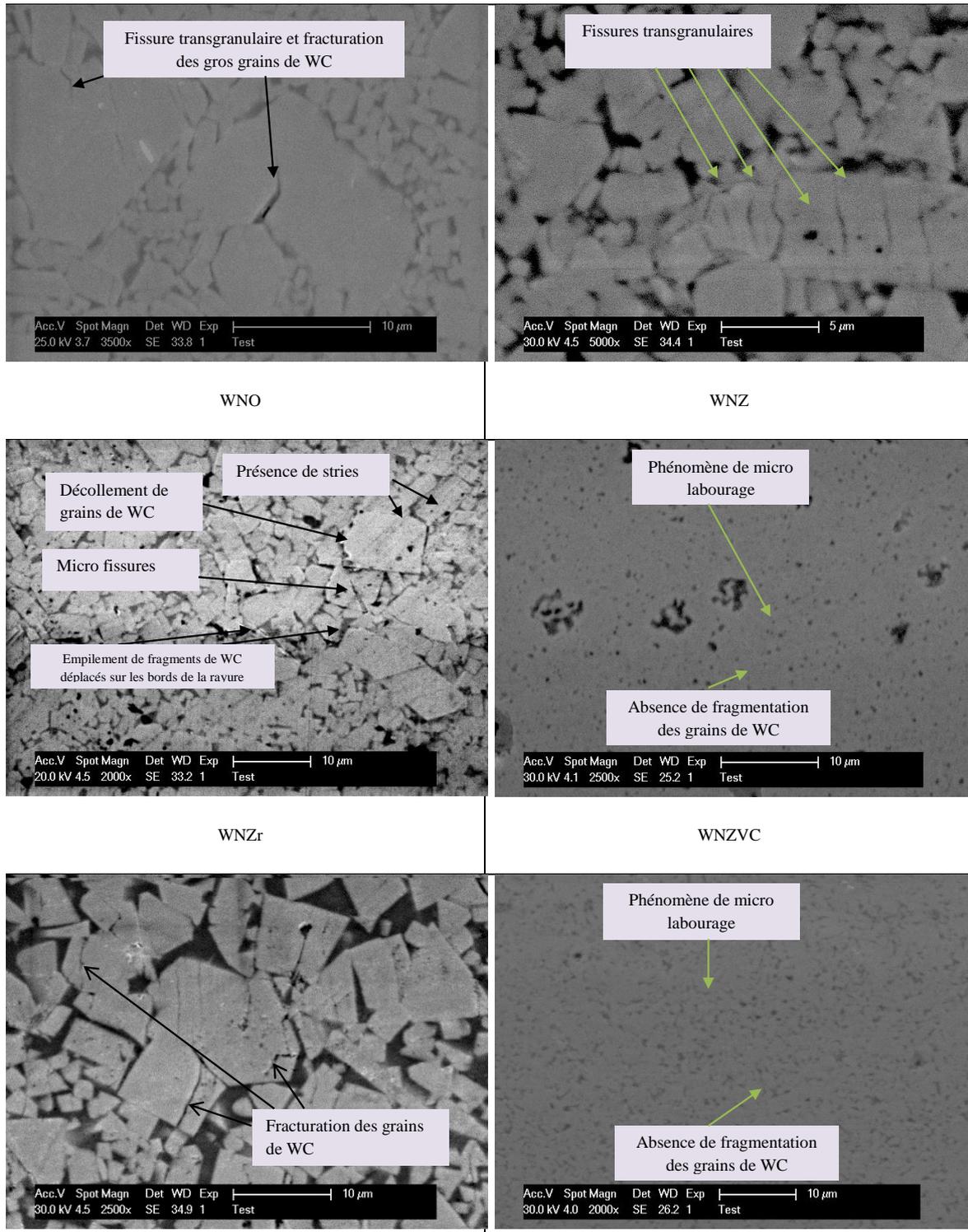


Figure VII-2 : Observation au MEB des rayures à la surface des WC testés sous 15 N.

Les profils des rayures pour toutes les surfaces rayées sous 15 N sont présentés sur la Figure VII-3. On remarque que les nuances WCR1 et WNZVC ont les profondeurs de rayure les plus faibles. La déformation plastique du liant métallique pour ces deux nuances est moins importante, surtout dans le cas du WNZVC dont la matrice métallique est protégée par différents renforts. A travers ces profils, on voit aussi que la déformation du liant métallique

des WC joue un rôle dans la perte de matière. La présence de renforts de différentes tailles dans la composition du WNZVC protège sa matrice métallique contre la déformation plastique (faible profondeur de rayure). Il faut par ailleurs noter que, d'une manière générale, les profondeurs de rayure des matériaux restent assez faibles (de 0.25 à 1.5 μm) dans ces conditions de rayage.

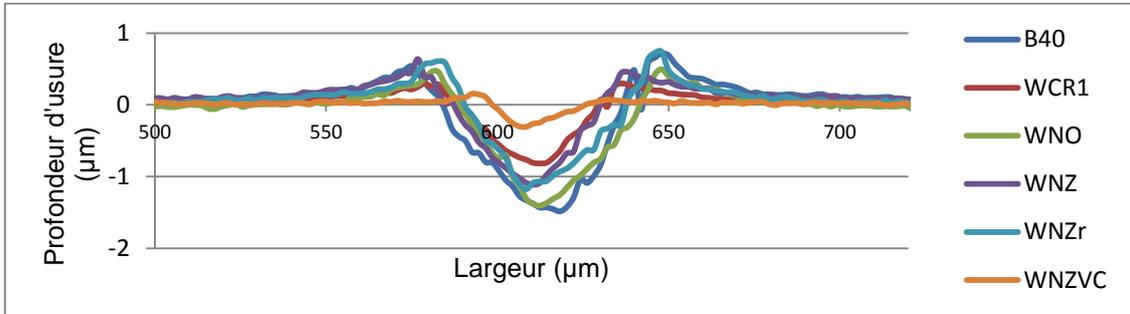


Figure VII-3 : Profils des rayures à la surface des WC pour les tests à 15 N.

La profondeur des rayures ainsi que leur largeur sont étroitement liées à la dureté des matériaux, comme le montre la Figure VII-4. Les matériaux durs ont tendance à mieux résister à la formation des rayures (profondeur et largeur de rayures plus faible). C'est ce qui explique les performances du WCR1 et du WNZVC (qui ont des duretés élevées) dans ces conditions.

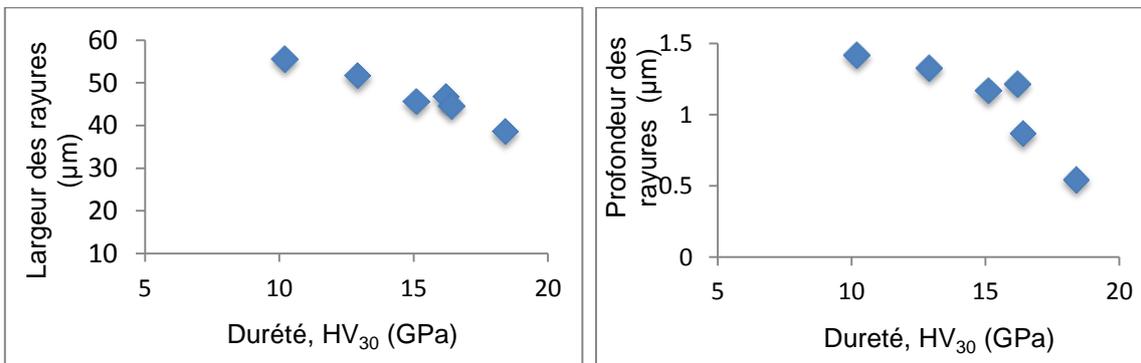


Figure VII-4 : Evolution de la largeur des rayures (à gauche) et de la profondeur des rayures (à droite) des matériaux, rayés sous 15 N, en fonction de la dureté.

La Figure VII-5 montre une bonne corrélation linéaire ($R^2 = 78.7\%$) entre le volume d'usure en abrasion pure, obtenu dans les conditions standards sur le tribomètre unidirectionnel, et la perte de volume après tests de rayage. Cette observation est un moyen supplémentaire de valider le classement des matériaux en termes de résistance à l'abrasion pure et de tenue au rayage. Ce résultat permet de penser que les matériaux qui résistent mieux au rayage peuvent être ceux qui résistent mieux à l'abrasion pure.

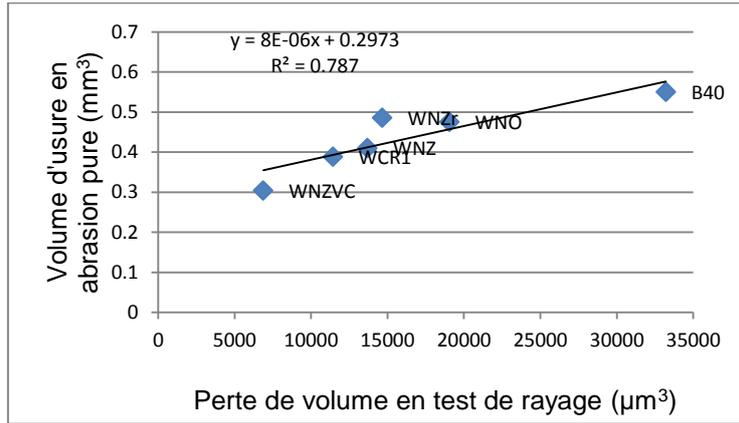


Figure VII-5 : Corrélation entre le volume d'usure des WC testés en abrasion pure sur le tribomètre unidirectionnel dans les conditions standards et la perte de volume après rayage sous 15 N.

Des tests de rayage effectués à 10 N, dans les mêmes conditions que ceux effectués à 15 N, ont permis de constater un mode d'usure par labourage plastique avec des rayures très peu profondes ($< 1 \mu\text{m}$) pour l'ensemble des matériaux considérés, mais sans changement sur le classement des matériaux en résistance au rayage.

Une autre différence entre les tests réalisés à 10 et à 15 N réside dans le coefficient de frottement de certains matériaux (Figure VII-6). A 15 N, les coefficients de frottement des matériaux sont plus importants. Cette augmentation du coefficient de frottement quand on passe de 10 à 15 N est plus importante pour les matériaux dont les rayures sont caractérisées par des bourrelets (par exemple pour WCR1, $\mu = 0.16$ à 10 N et $\mu = 0.18$ à 15 N, tandis que pour B40, $\mu = 0.18$ à 10 N et $\mu = 0.24$ à 15 N).

Ce résultat peut s'expliquer par le fait que les fragments de grains de WC et les grains de WC perdus après déchaussement qui rentrent dans le contact entre la pointe de diamant et la surface du matériau augmentent le frottement à 15 N pour les matériaux dont les rayures sont caractérisées par des bourrelets. C'est moins le cas pour le WCR1 et le WNZVC dont les rayures sont caractérisées par des phénomènes de labourage plastique à 10 N comme à 15 N.

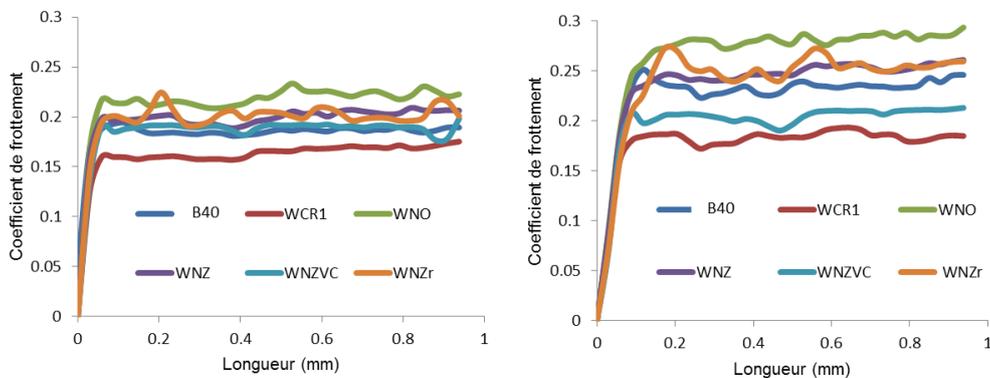


Figure VII-6 : Evolution du coefficient de frottement des matériaux lors des tests de rayage à 10 N (à gauche) et à 15 N (à droite).

III. Influence des paramètres microstructuraux des matériaux sur leur résistance au rayage

Dans cette partie, on étudie l'influence de plusieurs paramètres microstructuraux (pour les matériaux à faible taux de liant et le matériau référence) sur la perte de matière engendrée par les tests de rayage à 15 N.

III.1. Influence de la taille des renforts sur la résistance au rayage des matériaux

La perte de volume des WC-Ni avec différentes tailles de renforts et de la référence B40, est illustrée par la Figure VII-7 pour les essais de sclérométrie à 15 N. Les résultats indiquent que les nuances de WC ayant des renforts (tout type confondu) de grande taille (cas du WNZVC et du WNZ) perdent moins de matière. La taille des renforts est indiquée dans le chapitre III.

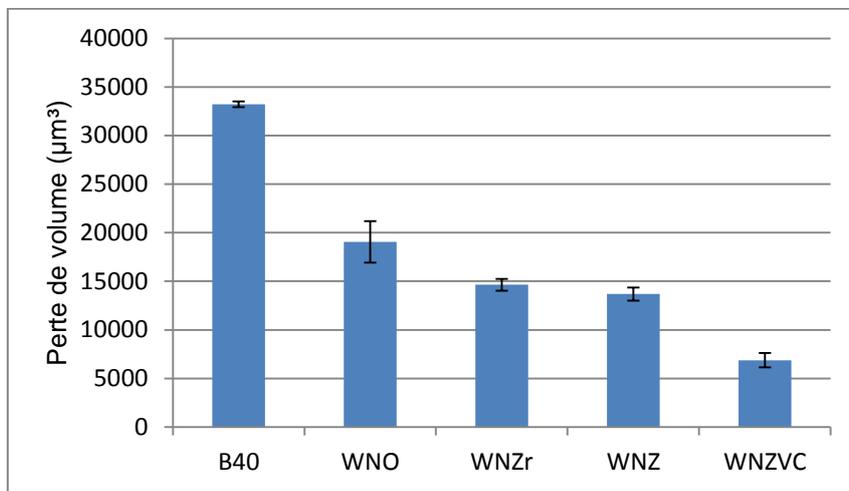


Figure VII-7 : Perte de volume des différents WC-Ni et du B40 après test de rayage à 15 N.

O.Yilmaz *et al.* [VII-1] ont expliqué dans leurs travaux que les renforts de grande taille sont plus bénéfiques pour l'augmentation de la résistance à l'usure des composites à matrice métallique. Cette efficacité des renforts de grande taille s'explique par le fait qu'ils protègent cette matrice métallique ; ils réduisent également les formations de fissures et les décohésions interfaciales entre particules de WC et la matrice métallique. Les renforts de grande taille ont aussi la capacité de supporter une grande partie des contraintes dues aux conditions de sollicitation [VII-2]. Ces résultats sont en adéquation avec les simulations numériques de J. Hu *et al.* [VII-3] sur l'influence des renforts sur les performances des matériaux à base de carbure de tungstène.

La taille initiale des renforts en ZrO₂ (55 nm) inclus dans la composition du WNZ est plus petite que celle des renforts en ZrC (100 nm) inclus dans la composition du WNZr. Cependant, les particules de ZrO₂ s'agglomèrent et subissent une transformation martensitique avec augmentation de leur volume pendant le processus de frittage [VII-4], ce qui réduit d'ailleurs les probabilités de formation de fissures aux interfaces matrice métallique/renforts [VII-5]. C'est donc, entre autres, pour ces raisons que la nuance de carbure WNZ présente de meilleurs résultats que la nuance WNZr.

Par ailleurs, les renforts de petite taille, lorsqu'ils sont bien dispersés de manière homogène, sont plus enclins à favoriser l'usure, car ils sont dans ce cas facilement éjectables et peuvent se retrouver à l'interface WC/abrasive pour participer au phénomène d'abrasion [VII-1, VII-3]. Aussi, dans le cas des renforts de petite taille, la surface totale formée par ces derniers est plus importante, ce qui pourrait favoriser la formation de fissures interfaciales propices à l'endommagement de la surface du matériau. C'est vraisemblablement ces phénomènes qui interviennent dans les modes d'endommagement de la nuance de WNZr. Les petites particules de ZrC (taille initiale 100 nm) sont probablement éjectées de la structure du composite, fragilisant ainsi le liant métallique de nickel.

J.Hu [VII-3], dans ses travaux, indique que la présence simultanée de renforts de petite et de grande taille est plus avantageuse pour la réduction de l'usure que leur présence séparément. C'est vraisemblablement une des raisons pour lesquelles la nuance WNZVC, qui contient des petites particules (ZrO_2 avec taille initiale de 55 nm) et de grosses particules (VC et Cr_3C_2 de taille initiale de 1.8 μm), présente la perte de volume la plus faible.

Des simulations numériques [VII-3] indiquent qu'en cas de présence de renforts de différentes tailles, plus la fraction volumique des renforts de grande taille est importante, moins l'usure du composite est importante. C'est le cas de la nuance WNZVC. On peut donc imaginer qu'augmenter légèrement et de manière contrôlée la fraction volumique des renforts de VC et de Cr_3C_2 dans la composition chimique du WNZVC pourrait éventuellement améliorer davantage sa résistance à l'usure.

Enfin, en termes de tenue au rayage, on voit clairement sur la Figure VII-7 que la référence B40 est moins performante que tous les autres composites WC-Ni avec une perte de volume de presque 50% supérieure à celle obtenue pour le composite WC-Ni le moins performant (le WNO). Le WNZVC, avec une perte de volume 5 fois inférieure à celle de la référence, est le composite qui tient le mieux au rayage.

III.2. Impact du taux de renforts sur les caractéristiques microstructurales et la résistance au rayage des composites WC-Ni

Dans cette partie, il s'agit de regarder le rôle que joue le taux de renforts sur la perte de volume en rayage et les caractéristiques microstructurales (parcours libre moyen, contiguïté des grains de WC et taille moyenne des grains de WC) des composites de WC-Ni.

La Figure VII-8 montre que la perte de volume des WC-Ni est plus faible pour des fractions volumiques de renforts élevés.

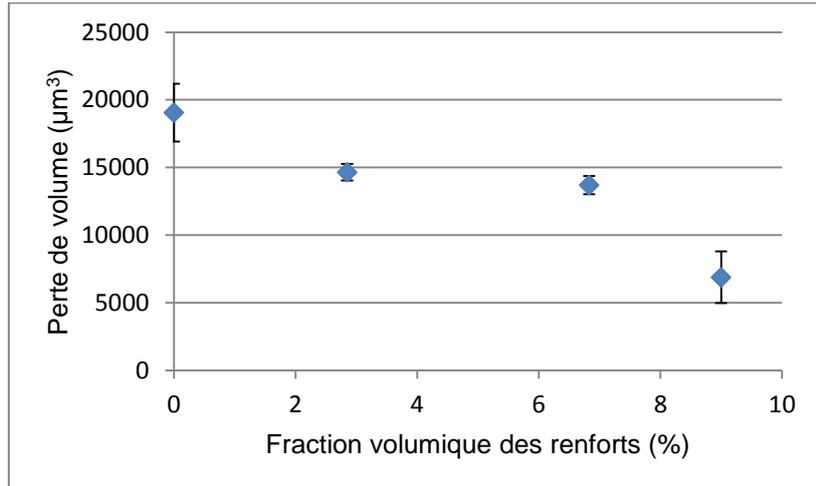


Figure VII-8 : Evolution de la perte de volume en tests de rayage à 15 N en fonction de la fraction volumique des renforts.

Des études numériques [VII-3] ont montré que, pour des conditions d'essais données, la résistance à l'usure des composites à matrice métallique comme le WC a tendance à augmenter lorsque la fraction volumique des renforts en leur sein augmente, même lorsque les renforts sont de natures différentes. Ce constat est en total adéquation avec nos résultats.

La fraction volumique des renforts (tout type confondu) dans la structure des composites à matrice métallique est très importante pour le contrôle et la maîtrise de leur résistance à l'usure. Une étude [VII-3] a permis d'établir qu'en fonction du taux de renforts dans la structure des composites WC, la résistance à l'usure de ces derniers peut soit augmenter, soit diminuer. Il existe une valeur critique de la fraction volumique de renforts en dessous et au-dessus de laquelle le volume d'usure est important comme le montre la Figure VII-9.

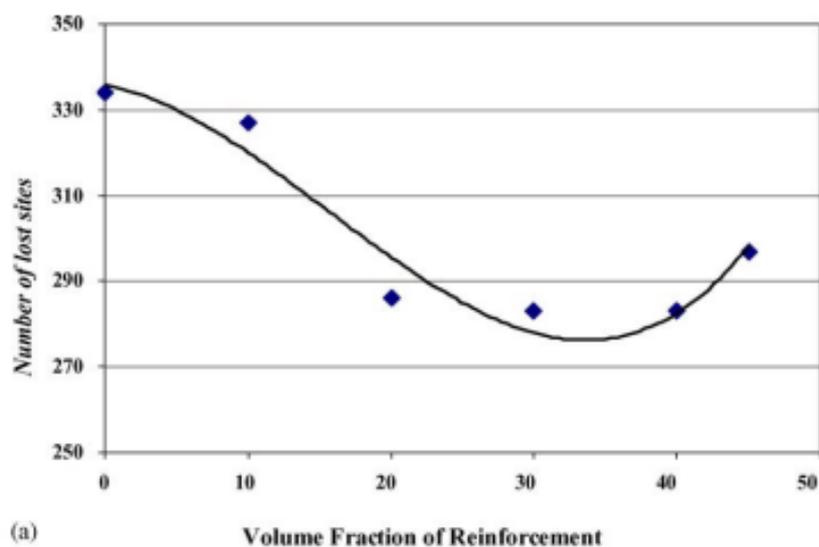


Figure VII-9 : Influence de la fraction volumique des renforts sur la perte de volume des composites déterminée par des calculs numériques [VII-3].

L'auteur explique qu'en dessous de cette valeur critique, les renforts ne sont plus capables de supporter toutes les contraintes appliquées, ce qui fragilise la matrice métallique et favorise l'usure. Au-dessus de cette valeur critique, les composites WC ont tendance à être sujet à de l'usure fragile [VII-7].

La valeur maximale de fraction volumique de renfort utilisée dans notre étude est probablement inférieure à la valeur critique qui aurait fait remonter la courbe vers des volumes usés plus importants. Le cas de notre étude est situé du côté gauche de la courbe de la Figure VII-9.

Cependant, augmenter de manière contrôlée le taux de renfort des composites WC-Ni dans notre cas jusqu'à se rapprocher de la valeur critique, sans la dépasser, pourrait être intéressant pour obtenir des composites optimisés au maximum.

Les calculs [VII-3] montrent que, de 0 à 35 % de renforts (en volume) dans le composite, il y a diminution de la perte de matière. Dans notre cas, le taux maximal de renfort est de 9 % (cas du WNZVC) ; il y a donc, peut-être, de la marge pour améliorer davantage la tenue à la perte de volume des nouveaux composites. Il faudra cependant veiller à avoir un bon compromis entre les propriétés mécaniques, notamment la dureté et la ténacité.

III.2.1 Parcours libre moyen

Il est établi et vérifié que le volume d'usure est faible pour des parcours libres moyens (ou distances intergranulaire moyennes) faibles car, dans ces cas, la dureté des composites est élevée et la déformation plastique du liant métallique est réduite [VII-8].

Sur la Figure VII-10, on voit que la perte de volume baisse avec la diminution de la distance intergranulaire moyenne, mais pas de manière régulière. Le volume d'usure et la distance intergranulaire moyenne baissent ensemble, mais avec des cinétiques différentes ; puis à partir de 2.8 % de fraction volumique de renfort, seul le volume d'usure continue de baisser ; la distance intergranulaire moyenne se stabilise.

Ce résultat permet d'émettre l'hypothèse que bien que des fractions volumiques de renforts élevées (si on ne dépasse pas une certaine valeur critique) peuvent améliorer progressivement les propriétés mécaniques telles que la force de liaison entre grains de WC et/ou la cohésion entre liant métallique et les grains de WC et diminuer fortement l'usure des composites, il existerait une valeur critique de fraction volumique de renfort à partir de laquelle la distance intergranulaire moyenne devient stable et l'évolution du volume d'usure devient indépendant de la distance intergranulaire moyenne.

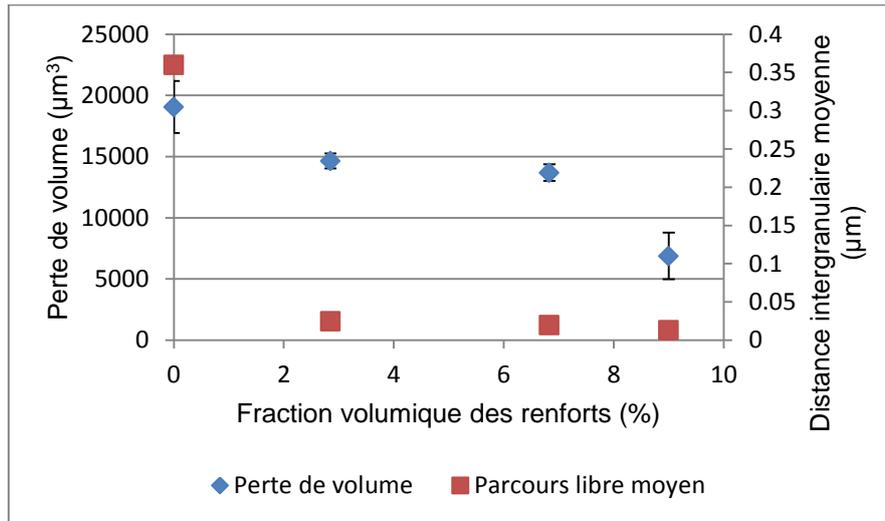


Figure VII-10 : Evolution de la perte de volume (pour rayage à 15 N) et de la distance intergranulaire moyenne en fonction de la fraction volumique des renforts pour les composites WC-Ni.

III.2.2 Contiguïté

La Figure VII-11 montre que la contiguïté des grains de WC et le volume d'usure des composites sont deux grandeurs antagonistes : l'usure des composites décroît avec l'augmentation de la contiguïté des grains de WC. Une contiguïté élevée correspond à une faible épaisseur de liant métallique entre les grains de WC du composite. Dans ce cas, le liant métallique est moins exposé à la déformation plastique, ce qui est favorable à une augmentation de la tenue au rayage des composites WC. Cependant, pour des contiguïtés des WC élevées, si le liant métallique est « protégé », ce n'est pas le cas des grains de WC qui sont amenés à supporter toutes les contraintes et peuvent être sujets à des fissurations voire même à de la fracturation.

La Figure VII-11 montre également que la contiguïté des grains de WC des composites WC-Ni augmente lorsque la fraction volumique des renforts augmente. La contiguïté étant le facteur de proximité des grains de WC, cette relation entre elle et la fraction volumique des renforts était prévisible, puisque la contiguïté des grains est étroitement liée au parcours libre moyen ; il est évident qu'un faible parcours libre moyen correspond à une contiguïté des grains de WC importante.

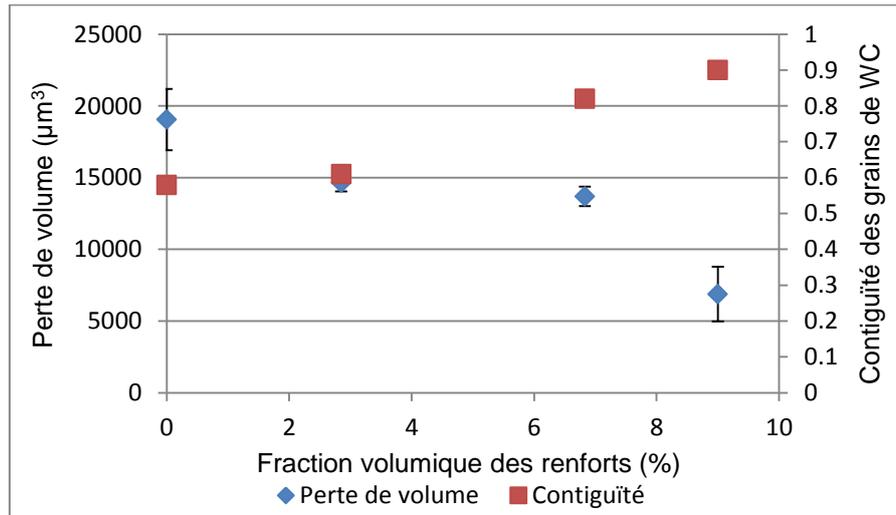


Figure VII-11 : Evolution de la perte de volume (pour rayage à 15 N) et de la contiguité des grains en fonction de la fraction volumique des renforts pour les composites WC-Ni.

III.2.3 Taille des grains

Dans le chapitre II, nous avons indiqué qu'il est clairement établi dans la littérature que les grains de WC fins ou de petite taille améliorent la résistance à l'usure des matériaux à base de carbure de tungstène [VII-6, VII-7]. Les résultats concernant les composites WC-Ni ne sont pas totalement en adéquation avec la littérature, comme le montre la Figure VII-12 : la relation entre la taille moyenne des grains de WC et la perte de volume n'est pas très claire. Cela indique que la taille des grains de WC, seule, ne permet pas de prédire la résistance des composites WC, surtout lorsqu'ils n'ont pas la même composition chimique et les mêmes caractéristiques microstructurales.

La relation entre la taille moyenne des grains de WC et la fraction volumique des renforts n'est pas très claire également comme le montre la Figure VII-12. Cette absence de relation entre ces deux grandeurs peut être expliquée par le fait que certains renforts jouent le rôle d'agents inhibiteurs du grossissement des grains de WC lors du processus de frittage (cas du ZrO_2 pour le WNZVC et le WNZ) et d'autres ne jouent pas ce rôle (cas du ZrC pour le WNZr).

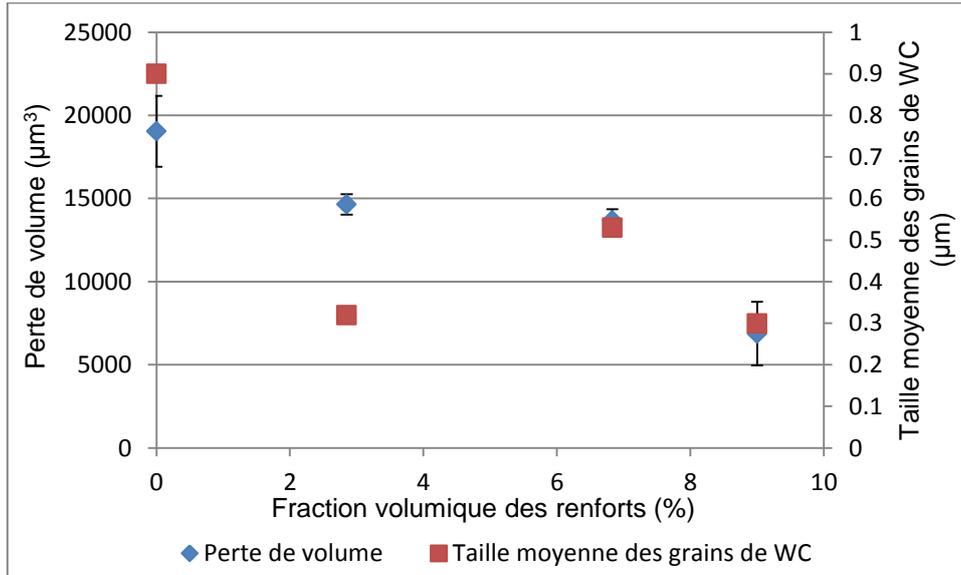


Figure VII-12 : Evolution de la perte de volume (pour rayage à 15 N) et de la taille moyenne des grains de WC en fonction de la fraction volumique des renforts pour les composites WC-Ni.

IV. Comportement des matériaux en abrasion avec impact à faible énergie des particules abrasives

Ces essais sont réalisés par l'université technologique de Tallinn sur quelques matériaux sélectionnés, dont le WNZVC et le WCR1 qui figurent parmi les matériaux prometteurs. Ces essais ont pour but de vérifier le comportement des nuances de WC dans des situations où les inserts sont sollicités par des impacts de faible énergie par les particules abrasives du sol excavé. Les résultats obtenus aideront au choix des matériaux. Les conditions d'essais sont précisées dans le chapitre IV.

IV.1. Aspect qualitatif

Les images d'observation microscopique des différentes nuances de WC sont indiquées sur la Figure VII-13. On voit effectivement que les nuances WCR1 et WNZVC (les plus résistantes à l'abrasion pure) subissent très peu ou pas du tout de fracturation de leurs grains de WC qui sont de plus petite taille. De plus, ces deux nuances de WC subissent peu de perte de leur phase liant métallique. On voit bien la cohésion entre leurs grains de WC.

Les autres nuances considérées ici (WCR2, X2 et la référence B40) ont leurs grains de WC sévèrement fracturés ; en outre, on voit la perte de liant métallique autour de leurs grains de WC, ce qui est prévisible compte tenu de leur fort taux de liant métallique par rapport au WNZVC et WCR1.

D'une manière générale, les traces d'usure des matériaux en abrasion avec impact à faible énergie sont assez similaires à celles obtenues en abrasion pure. Il est intéressant de regarder si cela a un impact sur le classement des matériaux considérés.

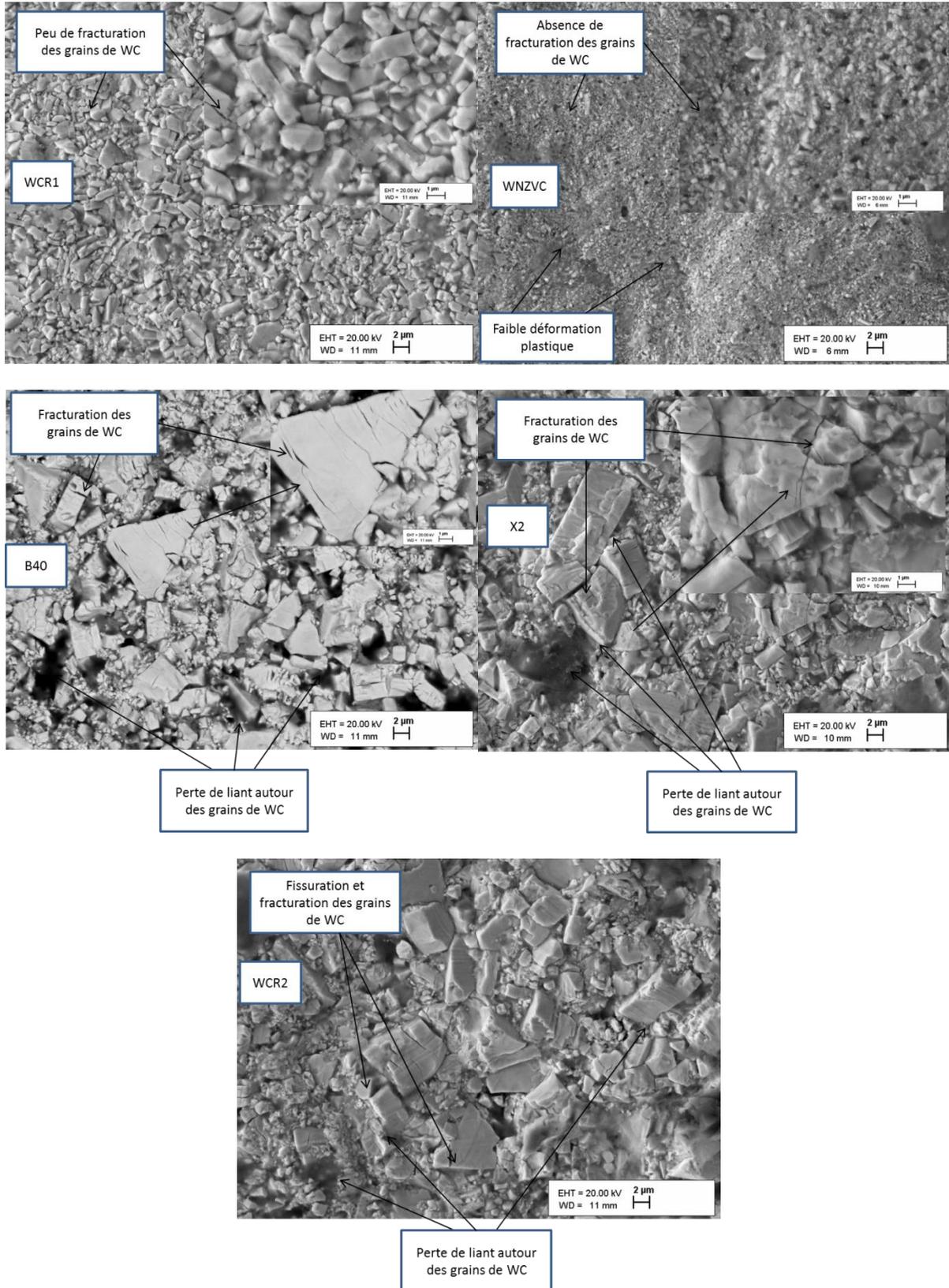


Figure VII-13 : Observations au MEB des facies d'usure des WC en abrasion associée à des impacts à faible énergie [TUT].

IV.2. Aspect quantitatif

La Figure VII-14 montre le volume utilisé des nuances de WC considérées. La dureté des WC est également indiquée afin de vérifier son effet sur la perte de matière dans ces conditions.

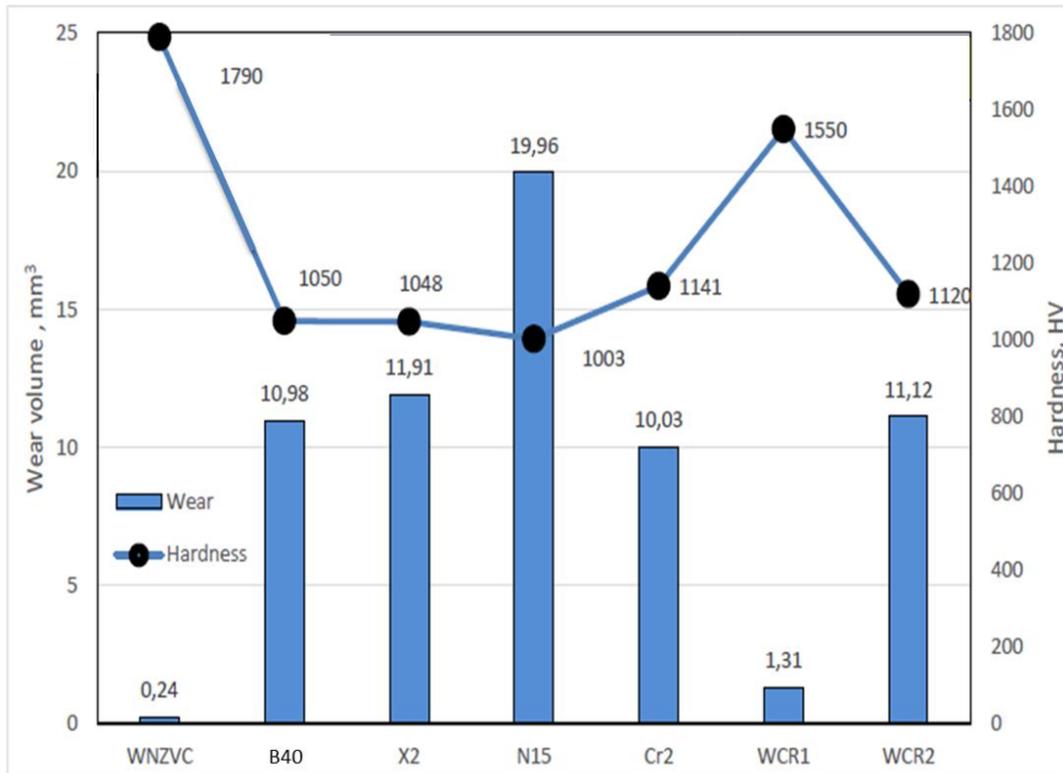


Figure VII-14 : Volume d'usure des matériaux en abrasion avec impact à faible énergie avec indication de la dureté des matériaux [TUT].

Nous avons vu dans la partie bibliographique que lorsque la dureté d'un matériau dépasse d'au moins 20% celle des abrasifs, il est résistant à l'abrasion causée par ces abrasifs et son taux d'usure est faible. Par rapport à cette composante abrasion de l'essai, nos résultats sont cohérents puisque les nuances plus dures que le sable siliceux ($H = 1100 \text{ HV}_{20}$) utilisé pour ces essais (WNZVC et WCR1) présentent de faibles volumes d'usure. Les nuances B40, X2, N15, Cr2 et WCR2 dont les duretés sont proches de celle du sable siliceux présentent des volumes d'usure environ 10 à 20 fois supérieurs à ceux du WNZVC et du WCR1.

Cependant, la ténacité du WNZVC et celle du WCR1 (9.0 et $11.3 \text{ MPa m}^{1/2}$ respectivement) est plus faible que celle des autres matériaux étudiés dans ces tests (entre 14.5 et $15.8 \text{ MPa m}^{1/2}$), ce qui devrait en principe rendre les nuances WNZVC et WCR1 plus vulnérables vis-à-vis des impacts et augmenter leurs volumes d'usure. Pourtant, ce n'est pas le cas.

Deux explications sont possibles pour expliquer ce phénomène :

- L'énergie d'impact associée aux essais d'abrasion (5.6 J) n'est pas suffisante pour créer des problèmes de propagation de fissures sur les matériaux durs. Autrement dit, dans cette configuration donnée, la dureté des WC est une propriété plus importante que leur ténacité, c'est-à-dire qu'avec cette énergie d'impact des abrasifs sur les WC, il

est plus important d'avoir des matériaux avec une dureté importante que des matériaux ayant une ténacité élevée.

- La résistance à l'usure du WNZVC et du WCR1 pourrait également avoir pour origine leur microstructure. On a déjà vu que les tailles moyennes de ces deux nuances sont les plus petites. Les impacts à faible énergie des particules abrasives engendrent moins de phénomènes de fracture des grains et donc moins de perte de matière comme on l'a constaté sur les traces d'usure présentées au paragraphe précédent.

On conclut donc qu'en abrasion associée à des impacts à faible énergie (5.6 J), les nuances WNZVC et WCR1 sont plus résistantes que les autres matériaux considérés. Ces résultats confirment que les nuances WNZVC et WCR1 sont une alternative pour remplacer la référence B40.

V. Comportement des matériaux en abrasion avec impact à forte énergie

V.1. Aspect quantitatif

Compte tenu des résultats intéressants obtenus pour les nuances WNZVC et WCR1 en abrasion associée à des impacts à faible énergie, il était intéressant de « sévérer » d'avantage les tests, notamment au niveau de l'énergie d'impact des abrasifs, pour pouvoir valider le choix des matériaux qui remplaceront la référence B40. C'est pour cette raison que le banc d'essai d'abrasion associé à des impacts à grande vitesse des abrasifs, décrit dans le chapitre IV, est utilisé.

En réalisant les tests dans ces conditions, on s'intéresse particulièrement au comportement des trois matériaux les plus intéressants en abrasion pure : le WNZVC, le WCR1 et le K06. On a déjà vu précédemment que le WNZVC et le WCR1 sont aussi prometteurs en abrasion avec impact à faible énergie.

Les matériaux avec une ténacité faible (le cas du WNZVC, du K06 et du WCR1) sont censés être les moins résistants aux phénomènes d'impact ; dans ces conditions, ils sont sujets à des phénomènes de fissuration qui peuvent mener jusqu'à une rupture totale.

La perte de masse des WC par kilogramme de particules de granite est illustrée sur la Figure VII-15. Dans ces conditions de sollicitation, la nuance WNZVC présente les résultats les moins intéressants ; sa perte de masse est largement supérieure à celle de la référence. Ce résultat n'est pas surprenant compte tenu de la ténacité de ce matériau par rapport à celle des autres.

Par contre, les nuances WCR1 et K06 montrent un résultat très intéressant dans ces conditions. Malgré leurs duretés élevées et leurs ténacités faibles (surtout le K06) par rapport aux autres nuances (excepté le WNZVC), le WCR1 et le K06 résistent mieux à l'usure dans ces conditions d'abrasion avec impact à forte énergie. L'explication plausible ici est que la ténacité du WCR1 ($11.3 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$) et celle du K06 ($6.7 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$) sont encore suffisantes pour amortir les chocs à grande vitesse avec les particules granitiques et réduire les pertes de matière par fracturation et rupture. Même dans ces conditions sévères avec de fortes énergies

d'impact, pour les nuances WCR1 et K06, la dureté reste une propriété primordiale par rapport à la ténacité.

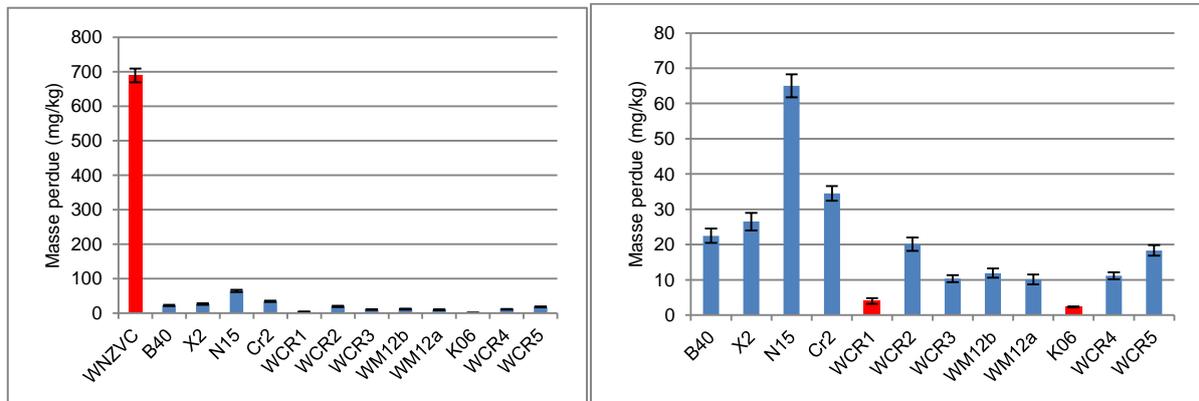


Figure VII-15 : Perte de masse des matériaux par quantité de granite utilisée pour les tests d'abrasion avec impact à forte énergie ; avec le WNZVC (à gauche) et sans le WNZVC (à droite) [TUT].

Nous avons observé les relations qui existent entre les pertes de matière en abrasion avec impact à forte énergie et les différentes propriétés (comme ce qui a été fait dans le chapitre V pour les tests en abrasion pure). On voit sur les différentes figures (de Figure VII-16 à Figure VII-20) que le WNZC se détache des autres matériaux compte tenu de son mauvais comportement dans ces conditions plus sévères.

Par contre, lorsqu'on trace la perte de masse avec les différentes propriétés mécaniques, sans le WNZVC, on remarque qu'on a des tendances relativement intéressantes qui permettent de classer les différents matériaux à base de carbure de tungstène.

Les observations faites au MEB (paragraphe suivant) confirmeront les résultats pour WNZVC comparativement au WCR1 par exemple.

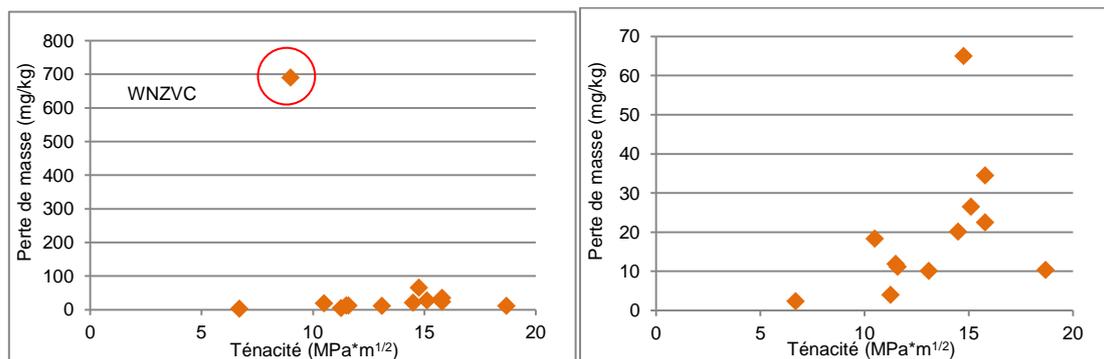


Figure VII-16 : Evolution de la perte de masse en fonction de la ténacité (à gauche) avec le WNZVC et (à droite) sans le WNZVC.

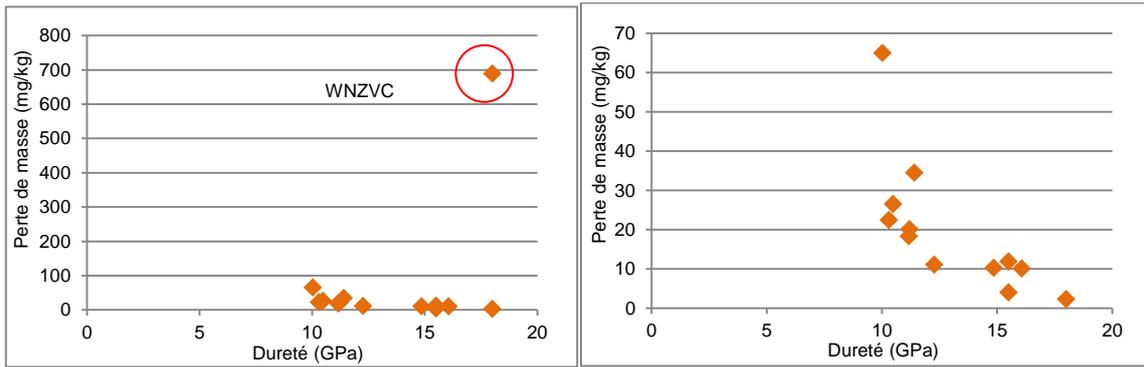


Figure VII-17 : Evolution de la perte de masse en fonction de la dureté (à gauche) avec le WNZVC et (à droite) sans le WNZVC.

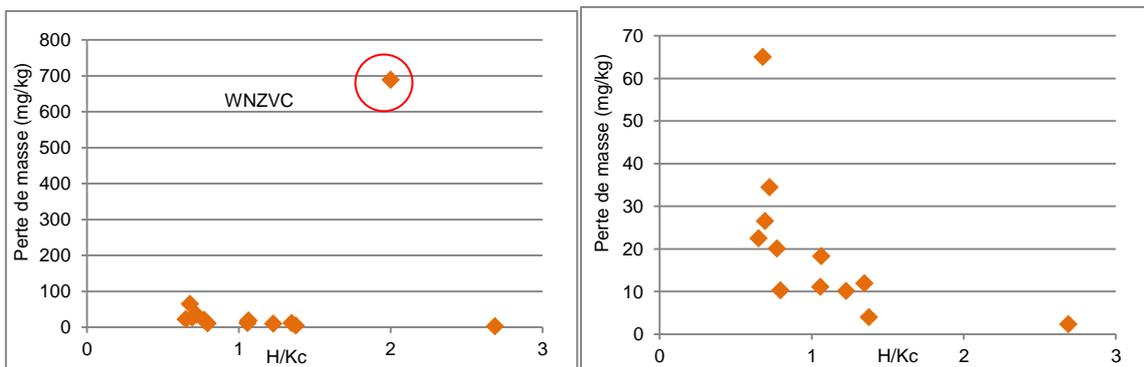


Figure VII-18 : Evolution de la perte de masse en fonction du ratio H/K_c (à gauche) avec le WNZVC et (à droite) sans le WNZVC.

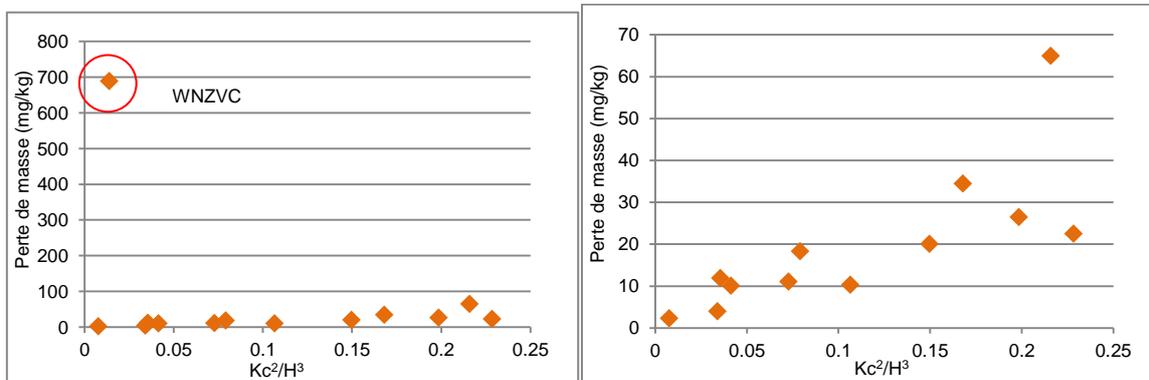


Figure VII-19 : Evolution de la perte de masse en fonction du ratio K_c^2/H^3 (à gauche) avec le WNZVC et (à droite) sans le WNZVC.

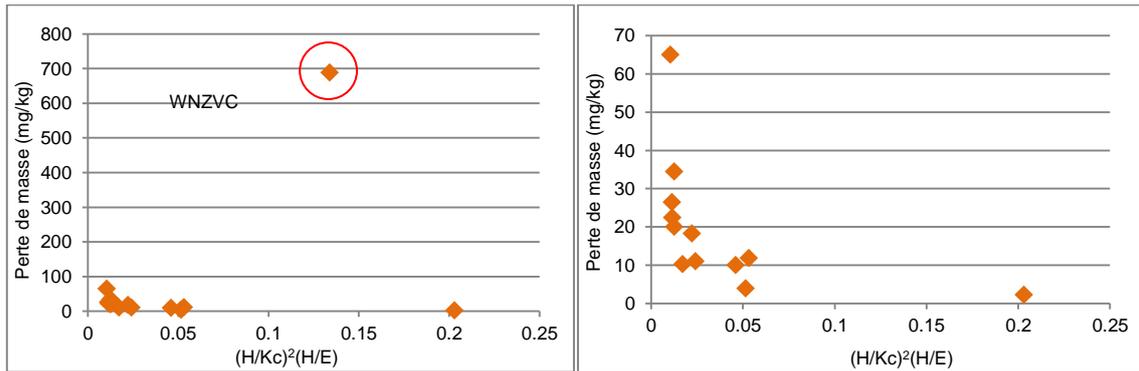


Figure VII-20 : Evolution de la perte de masse en fonction du ratio $(H/Kc)^2(H/E)$ (à gauche) avec le WZVC et (à droite) sans le WZVC.

V.2. Aspect qualitatif

Les observations microscopiques (MEB) particulièrement de deux nuances qui nous intéressent (WCR1 et WZVC) permettent de mieux comprendre leur résistance à l'usure dans ces conditions plus sévères (Figure VII-21). Pour les deux nuances, la cohésion intergranulaire est encore visible ; la microstructure du WCR1 ne présente pas de phénomène de fracturation grave de ses grains de WC ni de leur éjection.

Le WZVC présente des cratères probablement consécutifs à des pertes de morceaux de l'échantillon. Macroscopiquement, on voit, sur cette nuance, des fracturations grossières menant à des pertes de fragments très importantes. Il n'y a cependant pas d'explication évidente du très mauvais comportement de ce matériau dans ces conditions.

Il n'est donc probablement pas judicieux d'utiliser cette nuance de WC (WZVC) dans les conditions d'impact à forte énergie.

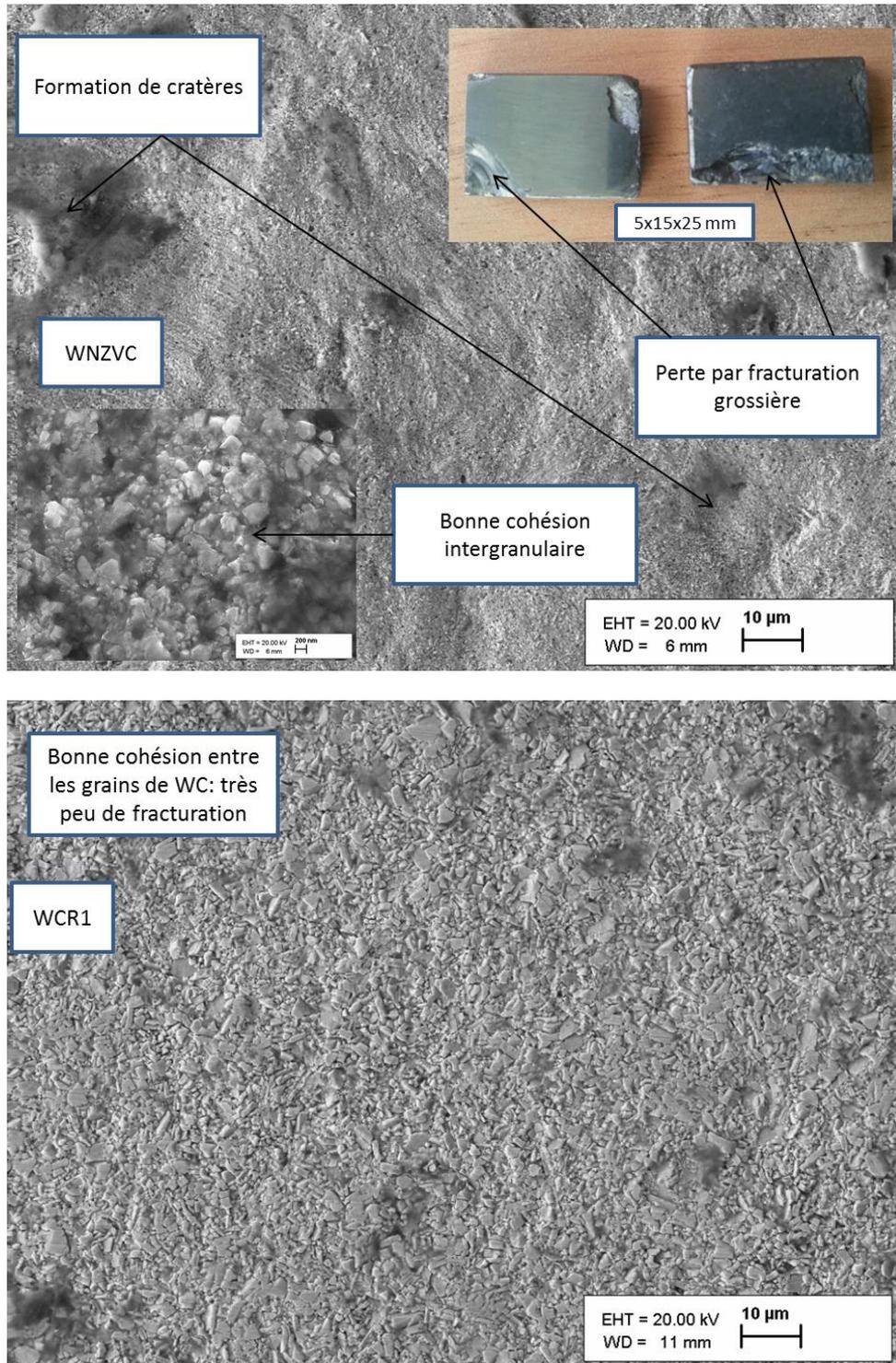


Figure VII-21 : Observation microscopique (MEB) de l'endommagement des nuances WCR1 et WNZVC après les tests d'abrasion associée à des impacts à forte énergie [TUT].

VI. Conclusions

Les tests de rayage ont mis en évidence deux principaux mécanismes de formation des rayures à la surface des WC :

- un phénomène de déchaussement des grains de WC, suivi de fragmentation et de déplacement des grains ou fragments de WC est principalement à la base de la formation des rayures sur les nuances les moins résistantes à la perte de matière ; la présence des fragments de grains perdus est probablement à la base de l'augmentation, relativement importante du coefficient de frottement des matériaux concernés lorsqu'on passe de 10 N à 15 N ;
- un phénomène de microlabourage plastique prédomine les mécanismes de formation des rayures à la surface des WC les plus résistants à la perte de matière (WNZVC et WCR1).

Nous avons pu voir également qu'il existait une bonne corrélation entre les volumes d'usure obtenus en abrasion pure et les pertes de volume obtenues par les tests de rayage. C'est un moyen de valider le classement des matériaux en termes de résistance à la perte de matière.

Nous avons également vu le rôle que joue le taux de renforts sur les propriétés microstructurales et la résistance au rayage de différents matériaux.

Les tests d'abrasion associée à des impacts de faible énergie montrent que les ténacités du WCR1 et du WNZVC sont suffisantes pour les protéger contre les phénomènes de fissuration et de fracturation dans ces conditions, malgré leurs duretés élevées. Le WNZVC et le WCR1 restent les matériaux les plus résistants dans ces conditions. La cohésion entre les grains de WC de ces deux nuances reste assez intéressante et les grains subissent peu de fracturation dans ces conditions.

Pour les tests d'abrasion associée à des impacts à forte énergie, la ténacité du WNZVC est insuffisante ($9 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$) pour la protéger des phénomènes de perte de matière par fracturation ; ses grains de WC ont une assez bonne cohésion, mais des phénomènes de rupture et de perte par fracturation grossière le rendent moins intéressant dans ces conditions. Quant aux nuances WCR1 et K06, leurs ténacités (11 et $6.7 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ respectivement) semblent encore suffisantes pour la protéger contre les phénomènes induisant des pertes de matière, malgré que leurs duretés soient proches de celle du WNZVC. Donc, le WCR1 et le K06 sont des matériaux intéressants dans ces conditions.

VII. Références

[VII-1] O. Yilmaz, S. Buytoz, Abrasive wear of Al_2O_3 -reinforced aluminium-based MMCs, Compos. Sci. Technol. 61 (2001) 2381-2392.

[VII-2] S. Das, D.P Mondal, G. Dixit, Correlation of abrasive wear with microstructure and mechanical properties of pressure die-cast aluminum hard-particles composite, Metall. Mater. Trans. A 32A (March 2001) 633-642.

[VII-3] J. Hu, D.Y. Li, R. Llewellyn, Computational investigation of microstructural effects on abrasive wear of composite materials, *Wear* 259 (2005) 6-17.

[VII-4] R.H. Hannink, P.M. Kelly, B.C. Muddle, Transformation toughening in zirconia-containing ceramics, *Journal of American Ceramics Society*, 2000, vol. 8, no. 3, pp. 461–487.

[VII-5] S. Chung, B.H. Hwang, A microstructural study of the wear behavior of SiCp/Al composites, *Tribol. Int.* 27 (5)(1994) 307-314.

[VII-6] K. Jia, T.E. Fischer, B. Gallois, Microstructure, hardness and toughness of nanostructured and conventional WC-Co composites, *Nanostructured Materials*, Volume 10, Issue 5, July 1998, Pages 875-891.

[VII-7] Q. Chen, D.Y. Li, Computer simulation of solid particle erosion of composite materials, *Wear* 255 (2003) 78-84.

[VII-8] H. Saito, A. Iwabuchi, T. Shimizu, Effects of Co content and WC grain size on wear of WC cemented carbide, *Wear* 261 (2006) 126–132.

Conclusions Générales et Perspectives

Conclusions Générales et Perspectives

Les temps morts sur les sites de construction de tunnels sont en partie provoqués par l'usure des outils de la tête des tunneliers. Les inserts à base de carbure de tungstène utilisés pour protéger les dents du tunnelier sont soumis à des conditions d'abrasion sévère. De plus, les matières premières utilisées dans la fabrication des inserts sont onéreuses et les opérations de changement des outils sont risquées pour les opérateurs. Il y a donc un grand intérêt à optimiser les matériaux utilisés, afin d'augmenter leur durée de vie.

L'expertise menée sur les inserts de dents usés nous a permis de mettre en évidence un certain nombre de types d'usure qui caractérisent l'endommagement des inserts. Parmi ces types d'usure, l'usure abrasive occupe une place importante.

L'abrasion des inserts en matériaux à base de carbure de tungstène des dents de tunneliers est causée par la formation de rayures. Les causes principales de la formation des rayures sont :

- la déformation plastique du liant métallique des inserts ;
- la perte de grains de WC.

Nous avons ensuite, dans le cadre de cette thèse, adapté et utilisé deux bancs d'essais d'abrasion permettant de reproduire les endommagements principaux observés lors de l'expertise sur les inserts. Ces bancs d'essai ont été utilisés pour caractériser le matériau de référence et les nouveaux matériaux développés à l'université technologique de Tallinn (TUT) avec différentes approches (changement du liant, de son taux, des additifs ; frittage conventionnel ou réactif ; matériaux bimodaux...).

Des études paramétriques effectuées sur quelques matériaux ont permis de mettre en évidence les constats suivants :

- la cinématique de l'échantillon de WC a une influence sur son taux d'usure : en mouvement multidirectionnel, les déformations plastiques orientées dans plusieurs directions engendrent plus de perte de matière qu'en mouvement unidirectionnel ;
- les vitesses de glissement considérées (de 0.3 à 0.9 m/s) n'ont pas d'influence sur le frottement et l'usure des matériaux ;
- dans toutes les conditions, l'usure augmente linéairement avec la distance de glissement ;
- il y a d'importantes variations de l'usure même pour de faibles variations du coefficient de frottement des matériaux à base de carbure de tungstène dans les conditions d'abrasion pure considérées ;
- la lubrification n'induit pas de réduction significative de la perte de matière des matériaux ;
- la taille des particules abrasives a une influence sur le coefficient de frottement, le mode d'usure et le classement des matériaux à base de carbure de tungstène en résistance à l'usure ; les particules abrasives de petite taille engendrent l'usure par

microlabourage plastique principalement, tandis que les particules abrasives de grande taille fragmentent les grains de WC et créent des rayures relativement larges ;

- en fonction de la dureté de l'abrasif, le mode d'usure des matériaux à base de carbure de tungstène change et cela peut avoir une influence sur le classement des matériaux ; en milieu abrasif tendre, le mode d'usure par labourage plastique prédomine, tandis qu'en milieu abrasif très dur, la formation de larges rayures et la fragmentation des grains de WC prédominent ;
- l'augmentation de la charge provoque la formation de microfissures intergranulaires en volume des matériaux à base de carbure de tungstène à des profondeurs différentes qui dépendent des matériaux ; on note cependant une évolution quasi linéaire du volume usé en fonction de la charge.

Nous avons vu qu'en abrasion pure, les matériaux qui présentent les meilleures résistances à l'abrasion sont :

- le WNZVC avec un taux de liant plus faible que le matériau actuellement utilisé par NFM Technologies et contenant des renforts. Le bon comportement de ce matériau est lié à la petite taille de ses grains de WC qui sont protégés des phénomènes de fragmentation dans les conditions considérées ;
- le WCR1, également avec un taux de liant plus faible que le matériau de référence. La microstructure et le phénomène d'usure de ce matériau (faible présence de fragmentation des grains de WC) sont similaires à ceux du WNZVC ;
- le K06 avec un faible taux de liant par rapport au matériau de référence et une microstructure avec des grains de WC ultra fins.

Nous avons constaté également à travers cette étude que la présence de particules dures de WC dans la matrice métallique (pour les matériaux bimodaux élaborés par frittage réactif ou conventionnel) n'améliore pas la résistance à l'usure de ces matériaux. Ces particules ont plutôt tendance à fragiliser la matrice métallique.

Il faut noter que les trois matériaux les plus résistants ont une dureté supérieure à celle du matériau de référence et une ténacité plus faible. Pour aller plus loin dans cette analyse, nous avons aussi montré qu'il existe des combinaisons de propriétés mécaniques des matériaux qui permettent de rendre compte du comportement des matériaux en abrasion pure :

- l'usure des matériaux diminue lorsque le facteur de fragilité $(H/Kc)^2(H/E)$ augmente ;
- l'usure des matériaux diminue lorsque le ratio H/Kc (permettant de prédire la fragilité des matériaux) augmente ;
- l'usure des matériaux augmente pour des faibles valeurs (0 à 0.05) du ratio Kc^2/H^3 (permettant de prédire la résistance à la formation des fissures des matériaux fragiles), puis se stabilise pour des valeurs plus importantes.

Par ailleurs, des tests de rayage effectués sur les matériaux ont montré que la formation de rayures à la surface des matériaux à base de carbure de tungstène est due à la fragmentation et

au déplacement des grains de WC (pour les matériaux les moins résistants) et à des phénomènes de microlabourage plastique (pour les matériaux résistants : WNZVC et WCR1).

La faible ténacité de ces matériaux peut induire un risque de rupture lors d'impacts. C'est pour prendre cela en compte que nous avons également considéré les résultats obtenus par TUT dans des tests associant abrasion et impact.

En abrasion avec impact à faible énergie (5.6 J), nous avons vu que le WNZVC et le WCR1 ont, dans ces conditions aussi, une résistance à l'usure supérieure à celle des autres matériaux. Ce bon résultat est dû au fait que, dans ces conditions, la dureté des matériaux est une propriété qui a plus d'importance que leur ténacité. Les grains de WC du WNZVC et du WCR1 ont, là aussi, subi moins de fragmentation suite aux impacts.

En abrasion à forte énergie (vitesse d'impact des particules abrasive de 40 m/s), le WNZVC est sujet à des fracturations grossières et résiste le moins à l'endommagement. Dans ce cas, la prise en compte de la ténacité est plus importante que celle de la dureté. Par contre, le WCR1 et surtout le K06 se comportent bien même dans ces conditions sévères, malgré leur ténacité relativement faible. L'observation de la trace d'usure du WCR1, testé dans ces conditions, révèle que les grains de WC sont faiblement endommagés (peu de fragmentation) et que la cohésion entre eux n'est pas sévèrement perturbée. Ce comportement est peut-être attribué au processus d'élaboration du WCR1 : le frittage réactif.

En perspectives, ces trois matériaux (WCR1, WNZVC et K06) ont été sélectionnés pour des tests à échelle réelle sur tunnelier, dans une prochaine étape du projet européen NeTTUN, car ils présentent des résultats intéressants pour tous les milieux abrasifs considérés : sur les bancs d'essai de laboratoire, ils répondent au cahier des charges du projet NeTTUN, à savoir une résistance à l'usure 20% supérieure à celle du matériau de référence.

D'autres matériaux, qui n'ont pas forcément donné des résultats aussi intéressants, ou qui présentent une bonne résistance à l'usure sur un banc d'essais et une mauvaise résistance à l'usure sur un autre ont également été sélectionnés pour des tests à échelle réelle sur tunnelier : il s'agit de WM12B et WCR4. Cela permettra de mieux interpréter les résultats obtenus sur tunnelier et d'en tirer des informations sur la représentativité des bancs d'essais de laboratoire utilisés.

Résumé

La fréquence des opérations de maintenance lors de l'excavation du sol par les tunneliers est problématique pour les entreprises de travaux publics. Ces opérations de maintenance engendrent des temps morts onéreux et nécessitent l'intervention d'opérateurs dans des conditions de travail hyperbares. Une des raisons aux nombreuses interventions humaines pour la maintenance est l'endommagement des outils racleurs du sol excavé (dents) qui sont placés sur la tête du tunnelier. Ces outils sont sujets à l'usure compte tenu de l'abrasivité des différents milieux qu'ils rencontrent. Le but de cette thèse est de contribuer à augmenter d'au moins 20% la durée de vie des matériaux constitutifs de ces outils, afin de réduire les différentes opérations de maintenance qui exposent les opérateurs à des risques importants. Pour atteindre cet objectif, les investigations menées dans ce travail ont porté sur plusieurs axes. Dans un premier temps, une expertise est menée pour identifier les modes d'endommagement prédominants sur les inserts à base de carbure de tungstène placés sur les dents ; ensuite, de nouveaux matériaux avec des propriétés mécaniques et des microstructures optimisées, développés dans le cadre du projet européen NeTTUN, sont caractérisés sur des bancs d'essais représentatifs. Ces essais ont permis de bien comprendre les mécanismes d'usure des nouveaux matériaux à base de carbure de tungstène. Les résultats de ce travail peuvent ensuite donner lieu à de nouvelles orientations en matière de choix de matériaux pour renforcer les dents de tunnelier.

Mots clés : Abrasion, carbure de tungstène, dents de tunnelier, insert, frittage, liant métallique, cobalt, nickel, matériau dur.

Abstract

The frequency of maintenance operations during the excavation of the ground by the tunnel boring machines (TBM) is problematic for civil engineering companies. These maintenance operations provoke expensive timeouts and they bring in excavation operators in risky hyperbaric work conditions. One of the reasons which leads to the numerous human interventions for the maintenance is the damage of drag bits located on the cutting wheel of the TBM. These drag bits undergo wear due to the abrasiveness of the various media they meet. The purpose of this thesis is to contribute to increase by 20 % at least the lifetime of the materials of the dag bits, in order to reduce the various maintenance operations which expose the operators to important risks. To achieve this goal, the investigations led in this work concerned several axes. At first, an expertise is led to identify the wear modes prevailing on the carbide inserts located on the drag bits; then, new materials with enhanced mechanical properties and optimized microstructures, developed in the framework of the European project NeTTUN, are characterized on representative lab testing devices. These tests allowed us to understand well the wear mechanisms of the newly developed grades of tungsten carbides. The results of this work can lead to new strategies for the selection of materials to reinforce the drag bits.

Keywords: Abrasion, tungsten carbide, drag bit, tunnel boring machine, TBM, insert, sintering, metallic binder, cobalt, nickel, hard material.

AUTORISATION DE SOUTENANCE

Vu les dispositions de l'arrêté du 7 août 2006,

Vu la demande du Directeur de Thèse

Monsieur P. KAPSA

et les rapports de

Madame A. FABRE
Maître de Conférence HDR - Laboratoire MSMP - EA 7350 - Arts et Métiers ParisTech
2, cours des Arts et Métiers - 13617 Aix en Provence cedex 1

Et de

Monsieur J. DENAPE
Professeur - Laboratoire de Génie de Production - Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tarbes
47 avenue d'Azereix - BP 1629 - 65016 Tarbes cedex

Monsieur MAROU ALZOUMA Ousseïni

est autorisé à soutenir une thèse pour l'obtention du grade de **DOCTEUR**

Ecole doctorale MATERIAUX

Fait à Ecully, le 27 novembre 2015

P/Le directeur de l'E.C.L.
La directrice des Etudes

