



# **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.**

Malik Yahiaoui

## **► To cite this version:**

Malik 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.. Autre. Institut National Polytechnique de Toulouse - INPT, 2013. Français. ⟨NNT : 2013INPT0052⟩. ⟨tel-04289080⟩

**HAL Id: tel-04289080**

**<https://theses.hal.science/tel-04289080v1>**

Submitted on 16 Nov 2023

**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.



HAL Authorization



Université  
de Toulouse

# THÈSE

## En vue de l'obtention du DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE TOULOUSE

**Délivré par :**

Institut National Polytechnique de Toulouse (INP Toulouse)

**Discipline ou spécialité :**

Sciences et Génie des Matériaux

---

**Présentée et soutenue par :**

Malik Yahiaoui

**le :** vendredi 21 juin 2013

**Titre :**

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

---

**Ecole doctorale :**

Sciences de la Matière (SDM)

**Unité de recherche :**

Laboratoire Génie de Production (LGP)

**Directeurs de Thèse :**

Jean DENAPE, Professeur des universités, ENIT (Directeur de thèse)

Laurent GERBAUD, Ingénieur de recherche, Mines ParisTech (Co-encadrant)

Jean-Yves PARIS, Maître de conférences, ENIT (Co-encadrant)

**Rapporteurs :**

Yves BERTHIER, Directeur de recherche CNRS, INSA Lyon

Agnès FABRE, Maître de conférences, ENSAM Aix-en-Provence

**Membres du jury :**

Gilbert FANTOZZI, Professeur des universités, INSA Lyon (Président du jury)

Éric ANDRIEU, Professeur des universités, ENSIACET (Examineur)

Christophe COLIN, Maître de conférences, Mines ParisTech (Invité)

Alfazazi DOURFAYE, Ingénieur chef de projet, Varel Europe (Invité)



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

Malik Yahiaoui

Date de soutenance : 21 juin 2013

**Jury**

|                   |                                          |                       |
|-------------------|------------------------------------------|-----------------------|
| Gilbert Fantozzi  | Professeur des universités, INSA         | Président du jury     |
| Yves Berthier     | Directeur de recherche CNRS, INSA        | Rapporteur            |
| Agnès Fabre       | Maître de conférences, ENSAM             | Rapporteur            |
| Eric Andrieu      | Professeur des universités, ENSIACET     | Examineur             |
| Jean Denape       | Professeur des universités, ENIT         | Directeur de thèse    |
| Laurent Gerbaud   | Ingénieur de recherche, Mines ParisTech  | Co-encadrant de thèse |
| Jean-Yves Paris   | Maître de conférences, ENIT              | Co-encadrant de thèse |
| Christophe Colin  | Maître de conférences, Mines ParisTech   | Invité                |
| Alfazazi Dourfaye | Ingénieur - chef de projet, Varel Europe | Invité                |

---

Laboratoire Génie de Production de l'École Nationale d'Ingénieurs de Tarbes - Institut National Polytechnique de Toulouse



Université  
de Toulouse





À mes parents  
Mimouna et Benyounes,  
Mes frères  
Bachir, Benaïssa et Mustapha,  
Ma famille ...

*[...] tout mon dessein ne tendait qu'à m'assurer, et à rejeter la terre mouvante et le sable, pour trouver le roc ou l'argile. [...] de mes opinions que je jugeais être mal fondées, je faisais diverses observations et acquérais plusieurs expériences, qui m'ont servi depuis à en établir de plus certaines.*

René Descartes  
*Discours de la méthode*  
1637



# Remerciements

Les travaux de recherche présentés dans ce mémoire ont été réalisés au sein du Laboratoire Génie de Production de l'École Nationale d'Ingénieurs de Tarbes et je voudrais ainsi remercier l'ensemble des personnes qui m'ont permis d'avancer au cours de ma thèse.

Je tiens en premier lieu à exprimer toute ma reconnaissance à mon directeur de thèse Jean DENAPE, professeur des universités à l'ENIT, pour m'avoir fait confiance dans la réalisation de cette thèse. À l'issue de ces années sous sa direction, j'ai pu construire une vision plus précise d'un domaine scientifique que je ne connaissais que trop peu. Je lui suis reconnaissant pour sa disponibilité, les conseils qu'il m'a apportés et les discussions que nous avons pu mener.

J'adresse mes sincères remerciements à Jean-Yves PARIS, maître de conférences à l'ENIT, pour avoir encadré mes travaux. J'ai réellement apprécié sa vision et ses analyses toujours d'une grande pertinence des phénomènes mis en jeu dans les problématiques de ma thèse. Qu'il trouve aussi ici l'expression de toute ma reconnaissance pour ses conseils et la qualité des échanges que nous avons eus.

Je remercie grandement Laurent GERBAUD, ingénieur-docteur à Mines ParisTech, pour avoir encadré ma thèse. Je lui suis reconnaissant pour son expertise dans le domaine du forage et ses apports techniques et scientifiques importants qui m'ont permis d'étayer mon travail de thèse.

Je remercie beaucoup les acteurs du projet PROFOR dont fait partie cette thèse : merci à Christophe COLIN, maître de conférences à Mines ParisTech, pour ses précieuses indications et recommandations autour des carbures cémentés qui m'ont aidé à mieux valoriser et préciser mon étude, à Alfazazi DOURFAYE, ingénieur-docteur de l'entreprise Varel Europe, pour avoir supervisé le projet et pour avoir apporté son soutien technique et scientifique et merci à Olivier THER pour son travail de thèse réalisé en parallèle sur les matériaux carburés gradués.

Je voudrais témoigner toute ma reconnaissance à mon jury de thèse : Gilbert FANTOZZI, Yves BERTHIER, Agnès FABRE et Éric ANDRIEU. Je ne pouvais espérer avoir un tel jury et je suis heureux et fier d'avoir pu échanger avec eux au cours de ma soutenance.

Je veux aussi dire ici combien j'ai apprécié l'aide que m'ont apportée les techniciens, secrétaires, ingénieurs, enseignants et enseignants-chercheurs de l'ENIT : Jean-Denis, Karl, Jean-Marie, Nathalie, François, Joël, Bernard, Éliane, Cécile, Marie ...

Enfin, cette thèse n'aurait pas été la même sans le groupe de doctorants qui m'a accompagné au cours de ces années. Je pense à toute une génération de thésards : Güralp, Vincent, Andrei, Julie, Laurence, Romain, Arnaud, Christian, Mickaël, Éric, Romain, Makram, Stéphanie, Adrien, Hassen, Corentin, Andy, Matthias, Paula, Karima, Simon, Samira, Alberto ... Je garderai aussi de bons souvenirs du groupe de rock "Autoklave" que j'ai pu former avec Floran, Damien, Juan Diego et Julien.



# Avant-propos

La présente étude a été réalisée dans le cadre du projet PROFOR financé par l'Agence Nationale pour la Recherche (ANR-09-MAPR-0009) au sein du Laboratoire Génie de Production. Ce projet de recherche traite du développement d'outils en WC-Co à gradient de teneur en phase ductile, destinés aux machines d'excavation du sol et du sous-sol et au forage profond, pour des applications caractérisées par des consommations excessives de taillants et des vitesses d'excavation jugées trop faibles. Le résultat de cette recherche est transposable à tous les outils de coupe, comme ceux destinés au génie civil ou au perçage du béton armé, dans lesquels la présence d'un gradient continu en cobalt, entre la surface active de l'outil et son cœur, s'accompagnera d'une plus grande longévité de ces outils.

En dehors du développement d'une nouvelle méthode d'élaboration de matériaux durs à gradient de propriétés, avec comme contrainte une simplification du procédé en vue de son industrialisation, le comportement à la coupe, à l'usure et aux chocs de ces nouveaux taillants élémentaires, dans des conditions proches de la réalité industrielle, est primordiale avant d'entreprendre des essais chantier demandant la fabrication d'outils prototypes.

Le projet PROFOR regroupe l'entreprise Varel Europe, fabricant d'outils de forage, et trois laboratoires de recherche couvrant un large domaine, de l'élaboration à l'application : Armines-Géosciences, Armines-Matériaux et le Laboratoire Génie de Production de l'École Nationale d'Ingénieurs de Tarbes. Le développement des procédés innovants sur les inserts et taillants d'outil de forage a été réalisé au laboratoire Armines-Matériaux. Les essais mécaniques ont été réalisés au sein du laboratoire Armines-Géosciences (Fontainebleau et Pau) et du Laboratoire Génie de Production.



# Table des matières

|                                                                     |              |
|---------------------------------------------------------------------|--------------|
| <b>Contexte de l'étude</b>                                          | <b>xxiii</b> |
| <b>1 Étude bibliographique</b>                                      | <b>1</b>     |
| 1.1 Évaluation de la performance des outils de forage . . . . .     | 2            |
| 1.1.1 Approche théorique du contact outil/roche . . . . .           | 2            |
| Étude d'un insert ou d'un taillant isolé . . . . .                  | 2            |
| Le contact insert/roche . . . . .                                   | 2            |
| Le contact taillant/roche . . . . .                                 | 4            |
| 1.1.2 Évaluation de la performance énergétique des outils . . . . . | 8            |
| Définition de la performance énergétique . . . . .                  | 8            |
| Performance des inserts d'outils tricônes . . . . .                 | 9            |
| Performance des taillants d'outils PDC . . . . .                    | 12           |
| 1.2 Phénoménologie de la dégradation des outils . . . . .           | 14           |
| 1.2.1 Dégradation macroscopique des outils . . . . .                | 14           |
| Intégrité structurale . . . . .                                     | 14           |
| Dégradation macroscopique des inserts . . . . .                     | 16           |
| Dégradation macroscopique des taillants PDC . . . . .               | 18           |
| 1.2.2 Dégradation microstructurale des matériaux . . . . .          | 19           |
| Microstructures et résistances à l'usure . . . . .                  | 19           |
| Mécanismes d'usure du WC-Co . . . . .                               | 20           |
| Mécanismes d'usure des PDC . . . . .                                | 24           |
| 1.3 Démarche tribologique pour les outils de forage . . . . .       | 30           |
| 1.3.1 Mécanique du contact sec . . . . .                            | 30           |
| Lois empiriques du frottement . . . . .                             | 30           |
| Contact hertzien . . . . .                                          | 31           |
| Modélisation des cinétiques d'usure . . . . .                       | 33           |
| 1.3.2 Système tribologique . . . . .                                | 35           |
| Triplet tribologique . . . . .                                      | 35           |
| Accommodation de vitesse . . . . .                                  | 37           |
| Circuit tribologique . . . . .                                      | 38           |
| 1.4 Synthèse . . . . .                                              | 39           |
| Références . . . . .                                                | 41           |
| <b>2 Matériaux de l'étude</b>                                       | <b>47</b>    |
| 2.1 Inserts d'outils tricônes . . . . .                             | 48           |
| 2.1.1 Inserts de référence . . . . .                                | 48           |
| Présentation des échantillons . . . . .                             | 48           |



|                                                                                 |           |
|---------------------------------------------------------------------------------|-----------|
| Procédé de mise en forme et composition . . . . .                               | 48        |
| Caractéristiques physicochimiques, microstructurales et mécaniques .            | 49        |
| 2.1.2 Inserts traités par revêtement réactif, imbibition et imbibition réactive | 55        |
| Les traitements de graduation des inserts . . . . .                             | 55        |
| Caractéristiques physicochimiques, microstructurales et mécaniques .            | 58        |
| 2.2 Taillants d'outils PDC . . . . .                                            | 62        |
| 2.2.1 Taillants commerciaux et taillants de référence . . . . .                 | 62        |
| Présentation des échantillons . . . . .                                         | 62        |
| Procédé de mise en forme et composition . . . . .                               | 63        |
| Physicochimie et microstructures des taillants commerciaux . . . . .            | 66        |
| Physicochimie et microstructures des taillants de référence . . . . .           | 69        |
| 2.2.2 Taillants avec supports traités par imbibition réactive . . . . .         | 71        |
| Les traitements de graduation des supports de taillants . . . . .               | 71        |
| Caractéristiques physicochimiques et microstructurales . . . . .                | 72        |
| 2.3 Synthèse . . . . .                                                          | 74        |
| Références . . . . .                                                            | 75        |
| <b>3 Techniques expérimentales</b>                                              | <b>77</b> |
| 3.1 Dispositifs d'essais . . . . .                                              | 78        |
| 3.1.1 Tribomètre rotatif pour l'étude des inserts WC-Co . . . . .               | 78        |
| Description du dispositif . . . . .                                             | 78        |
| Acquisition des données . . . . .                                               | 80        |
| Le coefficient de frottement . . . . .                                          | 81        |
| Calcul du volume d'usure . . . . .                                              | 81        |
| Traitement des signaux d'émission acoustique . . . . .                          | 83        |
| Calcul de la température moyenne de contact . . . . .                           | 85        |
| Caractéristiques de la contreface . . . . .                                     | 86        |
| Préparation des échantillons avant et après chaque essai . . . . .              | 88        |
| 3.1.2 Tour vertical d'usure pour l'étude des taillants PDC . . . . .            | 89        |
| Description du dispositif . . . . .                                             | 89        |
| Traitements des données . . . . .                                               | 91        |
| Caractéristiques de la couronne de béton . . . . .                              | 93        |
| 3.1.3 Configurations et dispositifs complémentaires . . . . .                   | 94        |
| Tribomètre rotatif pour l'étude du contact insert ou taillant sur roches        | 94        |
| Cellule de forabilité . . . . .                                                 | 96        |
| 3.2 Planification expérimentale . . . . .                                       | 99        |
| 3.2.1 Performances des inserts WC-Co . . . . .                                  | 99        |
| Essais de frottement et d'usure sur le tribomètre rotatif . . . . .             | 99        |
| Résistance aux chocs des inserts . . . . .                                      | 100       |
| 3.2.2 Performances des taillants PDC . . . . .                                  | 100       |

|                                                                                                         |            |
|---------------------------------------------------------------------------------------------------------|------------|
| Essais d'usure, de coupe et de frottement sur le tour vertical et le tribomètre rotatif . . . . .       | 100        |
| Essais de chocs . . . . .                                                                               | 101        |
| <b>3.3 Synthèse . . . . .</b>                                                                           | <b>102</b> |
| <b>Références . . . . .</b>                                                                             | <b>103</b> |
| <b>4 Résultats expérimentaux sur les inserts d'outils tricônes . . . . .</b>                            | <b>105</b> |
| 4.1 Inserts commerciaux de référence . . . . .                                                          | 106        |
| 4.1.1 Étude du contact WC-Co/ $\text{Al}_2\text{O}_3$ à vitesses progressives . . . . .                 | 106        |
| Coefficients de frottement . . . . .                                                                    | 106        |
| Température de contact . . . . .                                                                        | 108        |
| Phénomènes vibratoires du système tribologique . . . . .                                                | 109        |
| Modification des mécanismes d'accommodation au contact . . . . .                                        | 111        |
| Signaux d'émission acoustique du contact . . . . .                                                      | 113        |
| Synthèse partielle . . . . .                                                                            | 116        |
| 4.1.2 Étude du contact WC-Co/ $\text{Al}_2\text{O}_3$ à charges progressives . . . . .                  | 116        |
| Coefficients de frottement . . . . .                                                                    | 118        |
| Cinétiques d'usure . . . . .                                                                            | 118        |
| Températures de contact . . . . .                                                                       | 122        |
| Signaux d'émission acoustique . . . . .                                                                 | 123        |
| Synthèse partielle . . . . .                                                                            | 123        |
| 4.1.3 Étude du contact WC-Co/ $\text{Al}_2\text{O}_3$ à charges constantes . . . . .                    | 125        |
| Coefficients de frottement . . . . .                                                                    | 125        |
| Cinétiques d'usure . . . . .                                                                            | 125        |
| Températures de contact . . . . .                                                                       | 133        |
| Signaux d'émission acoustique . . . . .                                                                 | 135        |
| Synthèse partielle . . . . .                                                                            | 135        |
| 4.1.4 Étude du contact WC-Co/ $\text{Al}_2\text{O}_3$ en conditions nominales et répétabilité . . . . . | 137        |
| Coefficients de frottement . . . . .                                                                    | 137        |
| Cinétiques d'usure . . . . .                                                                            | 137        |
| Températures de contact . . . . .                                                                       | 141        |
| Signaux d'émission acoustique . . . . .                                                                 | 141        |
| Synthèse partielle . . . . .                                                                            | 143        |
| 4.1.5 Études complémentaires . . . . .                                                                  | 144        |
| Comparaison entre inserts de référence (Premium) et Grade-Q . . . . .                                   | 144        |
| Inhomogénéités de microstructure . . . . .                                                              | 146        |
| Durée du traitement HET . . . . .                                                                       | 147        |
| Essais tribologiques sur les contrefaces rocheuses . . . . .                                            | 147        |
| Synthèse partielle . . . . .                                                                            | 151        |
| 4.1.6 Analyse des faciès d'usure des inserts WC-Co . . . . .                                            | 152        |

|       |                                                                                     |     |
|-------|-------------------------------------------------------------------------------------|-----|
|       | Observations et mesures topographiques . . . . .                                    | 152 |
|       | Observations microscopiques (site S1) . . . . .                                     | 155 |
|       | Synthèse partielle . . . . .                                                        | 158 |
| 4.1.7 | Analyse des faciès d'usure de la contreface d'alumine . . . . .                     | 159 |
|       | Observations et mesures topographiques . . . . .                                    | 159 |
|       | Observations microscopiques (site S5) . . . . .                                     | 160 |
|       | Synthèse partielle . . . . .                                                        | 162 |
| 4.1.8 | Caractérisation des éléments interfaciaux . . . . .                                 | 162 |
|       | Analyses des transferts sur les inserts (site S2) . . . . .                         | 162 |
|       | Analyse des transferts sur la contreface d'alumine (site S4) . . . . .              | 164 |
|       | Analyses des débris (site S3) . . . . .                                             | 164 |
|       | Synthèse partielle . . . . .                                                        | 168 |
| 4.2   | Inserts traités par revêtement réactif, imbibition et imbibition réactive . . . . . | 169 |
| 4.2.1 | Étude tribologique des inserts traités par revêtement réactif . . . . .             | 169 |
|       | Rappels des propriétés physicochimiques et mécaniques . . . . .                     | 169 |
|       | Coefficients de frottement . . . . .                                                | 170 |
|       | Cinétiques d'usure . . . . .                                                        | 170 |
|       | Températures de contact . . . . .                                                   | 172 |
|       | Signaux d'émission acoustique . . . . .                                             | 173 |
|       | Synthèse partielle . . . . .                                                        | 174 |
| 4.2.2 | Étude tribologique des inserts gradués par imbibition . . . . .                     | 174 |
|       | Rappels des propriétés physicochimiques et mécaniques . . . . .                     | 174 |
|       | Coefficients de frottement . . . . .                                                | 175 |
|       | Cinétiques d'usure . . . . .                                                        | 175 |
|       | Températures de contact . . . . .                                                   | 176 |
|       | Signaux d'émission acoustique . . . . .                                             | 178 |
|       | Synthèse partielle . . . . .                                                        | 178 |
| 4.2.3 | Étude tribologique des inserts traités par imbibition réactive . . . . .            | 179 |
|       | Rappels des propriétés physicochimiques et mécaniques . . . . .                     | 179 |
|       | Coefficients de frottement . . . . .                                                | 179 |
|       | Cinétiques d'usure . . . . .                                                        | 180 |
|       | Synthèse partielle . . . . .                                                        | 184 |
| 4.2.4 | Analyse des faciès d'usure des inserts gradués . . . . .                            | 184 |
|       | Observations et mesures topographiques . . . . .                                    | 184 |
|       | Observations microscopiques . . . . .                                               | 187 |
|       | Synthèse partielle . . . . .                                                        | 190 |
| 4.2.5 | Analyse des faciès d'usure de la contreface d'alumine . . . . .                     | 192 |
|       | Observations et mesures topographiques . . . . .                                    | 192 |
|       | Observations microscopiques . . . . .                                               | 194 |
|       | Synthèse partielle . . . . .                                                        | 195 |

|       |                                                                           |     |
|-------|---------------------------------------------------------------------------|-----|
| 4.3   | Mécanismes d'usure des inserts WC-Co . . . . .                            | 197 |
| 4.3.1 | Mécanismes d'accommodation du système tribologique . . . . .              | 197 |
|       | Rôle des éléments en contact . . . . .                                    | 197 |
|       | Rôle des écrans . . . . .                                                 | 200 |
|       | Rôle de la partie volumique du troisième corps . . . . .                  | 202 |
|       | Synthèse partielle . . . . .                                              | 203 |
| 4.3.2 | Description des mécanismes d'usure . . . . .                              | 204 |
|       | Circuit tribologique . . . . .                                            | 204 |
|       | Effets des traitements de graduation . . . . .                            | 205 |
|       | Synthèse partielle . . . . .                                              | 205 |
| 4.4   | Synthèse . . . . .                                                        | 207 |
|       | Références . . . . .                                                      | 210 |
| 5     | Résultats expérimentaux sur les taillants d'outils PDC . . . . .          | 211 |
| 5.1   | Performances des taillants commerciaux . . . . .                          | 212 |
| 5.1.1 | Établissement d'un critère de qualité . . . . .                           | 212 |
|       | Modélisation du contact taillant/roche . . . . .                          | 212 |
|       | Coefficient de frottement et énergie spécifique intrinsèque . . . . .     | 212 |
|       | Cinétique d'usure : calcul du taux d'usure . . . . .                      | 213 |
|       | Efficacité de coupe : définition la capacité de coupe $u$ . . . . .       | 216 |
|       | Qualité des taillants : le facteur de qualité $Q$ . . . . .               | 219 |
|       | Synthèse partielle . . . . .                                              | 223 |
| 5.1.2 | Relation entre structure et qualité des taillants . . . . .               | 224 |
|       | Taille des grains de diamant . . . . .                                    | 224 |
|       | Proportion de cobalt . . . . .                                            | 225 |
|       | Défauts microstructuraux . . . . .                                        | 225 |
|       | Synthèse partielle . . . . .                                              | 227 |
| 5.1.3 | Distribution des contraintes résiduelles . . . . .                        | 227 |
|       | Design d'interface et contraintes résiduelles . . . . .                   | 227 |
|       | Simulation numérique des contraintes résiduelles . . . . .                | 228 |
|       | Mesures des contraintes résiduelles . . . . .                             | 232 |
|       | Synthèse partielle . . . . .                                              | 235 |
| 5.2   | Qualification des taillants PDC de l'étude . . . . .                      | 236 |
| 5.2.1 | Essais d'usure des taillants de l'étude . . . . .                         | 236 |
|       | Coefficients de frottement et énergies spécifiques intrinsèques . . . . . | 236 |
|       | Hauteurs usées, taux d'usure et capacités de coupe . . . . .              | 237 |
|       | Facteurs de qualité . . . . .                                             | 240 |
|       | Synthèse partielle . . . . .                                              | 242 |
| 5.2.2 | Analyses des faciès d'usure des taillants PDC . . . . .                   | 243 |
|       | Observations macroscopiques et analyses topographiques . . . . .          | 243 |

|                                                                                |            |
|--------------------------------------------------------------------------------|------------|
| Observations microscopiques . . . . .                                          | 247        |
| Analyses chimiques par spectroscopie Raman, DRX et EDX . . . . .               | 248        |
| Synthèse partielle . . . . .                                                   | 251        |
| 5.2.3 Mécanismes d'usure des taillants PDC . . . . .                           | 251        |
| Mécanismes d'accommodation . . . . .                                           | 251        |
| Circuit tribologique . . . . .                                                 | 252        |
| Effets des traitements de graduation . . . . .                                 | 254        |
| Synthèse partielle . . . . .                                                   | 254        |
| 5.3 Études complémentaires . . . . .                                           | 255        |
| 5.3.1 Essais de chocs . . . . .                                                | 255        |
| Résistance aux chocs : force spécifique . . . . .                              | 255        |
| Observations macroscopiques des faciès de rupture . . . . .                    | 256        |
| Observations microscopiques des faciès de rupture . . . . .                    | 258        |
| Synthèse partielle . . . . .                                                   | 262        |
| 5.3.2 Étude sur l'indépendance des efforts de coupe et de frottement . . . . . | 262        |
| Essais de coupe . . . . .                                                      | 262        |
| Essais de frottement . . . . .                                                 | 264        |
| Synthèse partielle . . . . .                                                   | 267        |
| 5.4 Synthèse . . . . .                                                         | 267        |
| Références . . . . .                                                           | 271        |
| <b>Conclusion générale</b>                                                     | <b>273</b> |
| <b>Annexes</b>                                                                 | <b>277</b> |
| <b>A Tribomètre rotatif</b>                                                    | <b>279</b> |
| A.1 Systèmes d'acquisition . . . . .                                           | 279        |
| A.2 Conception des porte-échantillons de l'étude . . . . .                     | 279        |
| <b>B Dispositif d'émission acoustique</b>                                      | <b>283</b> |
| B.1 Bande passante du capteur . . . . .                                        | 283        |
| B.2 Couplage capteur/mandrin . . . . .                                         | 283        |
| B.3 Paramètres d'acquisition . . . . .                                         | 284        |
| <b>C Programmes de polissage</b>                                               | <b>285</b> |
| C.1 Inserts WC-Co et taillants PDC . . . . .                                   | 285        |
| C.2 Contrefaces d'alumine . . . . .                                            | 285        |
| <b>D Programme de calcul du facteur de qualité</b>                             | <b>287</b> |
| <b>Table des figures</b>                                                       | <b>291</b> |

|                           |            |
|---------------------------|------------|
| <b>Liste des tableaux</b> | <b>307</b> |
| <b>Index</b>              | <b>309</b> |



# Liste des symboles

|                   |                                                       |
|-------------------|-------------------------------------------------------|
| $a_n$             | Constante d'ordre $n$ , SI                            |
| $\alpha$          | Angle de coupe, deg                                   |
| $\alpha_{th}$     | Coefficient de dilatation thermique, $K^{-1}$         |
| $\delta$          | Profondeur de passe, m                                |
| $\delta_0$        | Profondeur d'indentation, m                           |
| $\delta_e$        | Profondeur de passe effective, m                      |
| $\kappa$          | Taux de partage thermique                             |
| $\lambda$         | Conductivité thermique, $W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$ |
| $C_i$             | Campagne d'essais numéro $i$                          |
| $\mu_i$           | Coefficient de frottement interne de la roche         |
| $\mu_s$           | Coefficient de frottement statique                    |
| $\nu$             | Coefficient de Poisson                                |
| $\nu_i$           | Coefficient de Poisson du corps $i$                   |
| $\omega$          | Vitesse d'avance du taillant, $m \cdot tr^{-1}$       |
| $\phi_i$          | Angle de frottement interne de la roche, deg          |
| $\rho$            | Masse volumique, $kg \cdot m^{-3}$                    |
| $\sigma$          | Contrainte normale de confinement, Pa                 |
| $\sigma_{max}$    | Contrainte résiduelle maximale de traction, Pa        |
| $\sigma_{ij}$     | Contrainte résiduelle, Pa                             |
| $\tau$            | Contrainte de cisaillement, Pa                        |
| $\emptyset_{Agr}$ | Diamètre moyen des agrégats de diamant, m             |
| $\emptyset_{WC}$  | Taille moyenne de grain, m                            |
| $\theta$          | Angle de Bragg, deg                                   |
| $\Delta f$        | Étendue du spectre fréquentiel, Hz                    |
| $\Delta H$        | Étendue de dureté, HV 2 kg/10 s                       |
| $\Delta K_{IC}$   | Étendue de ténacité, $MPa \cdot m^{1/2}$              |
| $\varepsilon$     | Énergie spécifique intrinsèque, Pa                    |



|                |                                                                      |
|----------------|----------------------------------------------------------------------|
| $\varepsilon'$ | Erreur sur la mesure de $h_c + h_i$ , m                              |
| $\varphi$      | Angle de cisaillement, deg                                           |
| $\varphi_{cv}$ | Densité de flux thermique de convection au contact, $W \cdot m^{-2}$ |
| $\varphi_c$    | Densité de flux thermique de conduction au contact, $W \cdot m^{-2}$ |
| $\varphi_{s0}$ | Densité de flux de conduction dans l'insert, $W \cdot m^{-2}$        |
| $\varphi_{th}$ | Densité de flux thermique total au contact, $W \cdot m^{-2}$         |
| $\zeta$        | Coefficient de coupe                                                 |
| $a$            | Rayon de la surface de contact, $m$                                  |
| $A_{Ch}$       | Index d'abrasivité Cerchar                                           |
| $A_{disque}$   | Profondeur d'empreinte d'abrasion, m                                 |
| $A_d$          | Facteur d'agressivité de la roche                                    |
| $c_p$          | Capacité thermique massique, $J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$          |
| $D$            | Diamètre du taillant, m                                              |
| $d$            | Densité                                                              |
| $D_i$          | Coefficient d'infiltration, $m^2 \cdot s^{-1}$                       |
| $D_s$          | Forabilité de la roche, Pa                                           |
| $D_{th}$       | Coefficient de diffusivité thermique, $m^2 \cdot s^{-1}$             |
| $d_{i+1}^*$    | Enfoncement d'un indenteur au $i + 1$ ième copeau, m                 |
| $E$            | Module de Young, Pa                                                  |
| $E$            | Énergie spécifique d'excavation, $J \cdot m^{-3}$                    |
| $E^*$          | Module élastique effectif, Pa                                        |
| $E_a$          | Énergie acoustique absolue, J                                        |
| $E_m$          | Énergie mécanique, J                                                 |
| $E_i$          | Module d'élasticité du corps $i$ , Pa                                |
| $f$            | Fréquence, Hz                                                        |
| $F^c$          | Effort de coupe, N                                                   |
| $F^f$          | Effort de frottement, N                                              |

|            |                                                               |
|------------|---------------------------------------------------------------|
| $f_c$      | Fréquence centroïde, Hz                                       |
| $F_N$      | Effort normal total, N                                        |
| $F_N^c$    | Effort normal de coupe, N                                     |
| $F_N^f$    | Effort normal de frottement, N                                |
| $F_R$      | Effort normal à la rupture, N                                 |
| $F_s$      | Force spécifique de rupture, N                                |
| $F_T$      | Effort transversal total, N                                   |
| $F_T^c$    | Effort transversal de coupe, N                                |
| $F_T^f$    | Effort transversal de frottement, N                           |
| $G$        | Ratio de broyage                                              |
| $H$        | Dureté, $N \cdot m^{-2}$ (ou HV)                              |
| $h$        | Déplacement vertical du mandrin ou hauteur usée, m            |
| $h'$       | Dérivée temporelle de la hauteur usée, $m \cdot s^{-1}$       |
| $H_\theta$ | Dureté (fonction de la température), $N \cdot m^{-2}$         |
| $h_c$      | Profondeur usée dans la contreface, m                         |
| $h_f$      | Déplacement vertical final du mandrin, m                      |
| $h_i$      | Hauteur usée de l'insert, m                                   |
| $i$        | Numéro de copeau                                              |
| $k$        | Taux d'usure, $m^3 \cdot N^{-1} \cdot m^{-1}$                 |
| $k'$       | Taux d'usure brut, $m^3 \cdot N^{-1} \cdot m^{-1}$            |
| $k_0$      | Facteur d'usure                                               |
| $k_1$      | Taux d'usure primaire, $m^3 \cdot N^{-1} \cdot m^{-1}$        |
| $k'_1$     | Taux d'usure primaire brut, $m^3 \cdot N^{-1} \cdot m^{-1}$   |
| $k_2$      | Taux d'usure secondaire, $m^3 \cdot N^{-1} \cdot m^{-1}$      |
| $k'_2$     | Taux d'usure secondaire brut, $m^3 \cdot N^{-1} \cdot m^{-1}$ |
| $k_\theta$ | Coefficient de pénétration d'un indenteur, $N \cdot m^{-2}$   |
| $k_a$      | Coefficient de proportionnalité, $m \cdot N^{-1}$             |
| $K_{IC}$   | Ténacité, $MPa \cdot m^{1/2}$                                 |

|                |                                                                                 |
|----------------|---------------------------------------------------------------------------------|
| $k_{mi}$       | Taux d'usure mixte, $m^{-3} \cdot N^{-1} \cdot m^{-1}$                          |
| $k_{PDC}$      | Taux d'usure du PDC, $m^{-3} \cdot N^{-1} \cdot m^{-1}$                         |
| $k_c$          | Taux d'usure de la contreface, $mm^3 \cdot N^{-1} \cdot m^{-1}$                 |
| $k_r$          | Taux d'usure moyen d'une roche, $\times 10^{-5} mm^3 \cdot N^{-1} \cdot m^{-1}$ |
| $L$            | Distance d'excavation et de glissement, m                                       |
| $N_p$          | Nombre de Péclet                                                                |
| $p$            | Proportion massique axiale de cobalt, %pds                                      |
| $P_0$          | Pression maximale de contact, Pa                                                |
| $p_0$          | Proportion massique axiale en 0, %pds                                           |
| $p_{10}$       | Proportion massique axiale en 10, %pds                                          |
| $p_{Co}$       | Proportion de cobalt,                                                           |
| $p_{Co}^{PDC}$ | Proportion de cobalt dans la partie PDC, %pds                                   |
| $p_{Co}^{WC}$  | Proportion de cobalt dans la partie WC, %pds                                    |
| $P_{i+1}^*$    | Effort de pénétration, N                                                        |
| $P_m$          | Pression moyenne de contact, Pa                                                 |
| $p_o$          | Taux de porosité,                                                               |
| $P_r$          | Pression de contact, Pa                                                         |
| $R$            | Rayon, m                                                                        |
| $r$            | Distance (coordonnées polaire), m                                               |
| $R^2$          | Coefficient de corrélation                                                      |
| $R_e$          | Résistance de référence, $\Omega$                                               |
| $s(t)$         | Signal d'émission acoustique, V                                                 |
| $S_0$          | Contrainte de cohésion de la roche, Pa                                          |
| $S_c$          | Résistance à la compression, Pa                                                 |
| $t$            | Temps, s                                                                        |
| $T'(t)$        | Dérivée temporelle de la température, $K \cdot s^{-1}$                          |
| $T(x, t)$      | Fonction de température, $^{\circ}C$                                            |
| $T_0$          | Température au contact de l'insert, $^{\circ}C$                                 |

|           |                                                          |
|-----------|----------------------------------------------------------|
| $T_a$     | Température ambiante, °C                                 |
| $T_x$     | Température à la distance x du contact, °C               |
| $u$       | Capacité de coupe, m                                     |
| $u_{mi}$  | Capacité de coupe mixte, m                               |
| $u_{PDC}$ | Capacité de coupe du PDC, m                              |
| $V$       | Volume utilisé, m <sup>3</sup>                           |
| $v$       | Vitesse de glissement, m · s <sup>-1</sup>               |
| $v_0$     | Vitesse maximale de glissement, m · s <sup>-1</sup>      |
| $V_e$     | Volume d'écaillage, m <sup>3</sup>                       |
| $V_f$     | Volume d'usure final, m <sup>3</sup>                     |
| $v_L$     | Vitesse acoustique longitudinale, m · s <sup>-1</sup>    |
| $V_R$     | Volume de roche coupé, m <sup>3</sup>                    |
| $v_s$     | Vitesse minimale de glissement, m · s <sup>-1</sup>      |
| $v_T$     | Vitesse acoustique transversale, m · s <sup>-1</sup>     |
| $V_h$     | Volume d'usure calculé d'un insert, mm <sup>3</sup>      |
| $W_f$     | Volume d'usure final de la contreface, mm <sup>3</sup>   |
| $W_h$     | Volume d'usure calculé de la contreface, mm <sup>3</sup> |
| $x_i$     | Position d'inflexion de l'infiltration, m                |



# Contexte de l'étude

---

## Introduction

La population mondiale compte en 2012 plus de 7 milliards d'habitants et atteindra un nombre de 9 milliards en 2050 [OEC 2010]. L'évolution de la consommation d'énergie primaire est logiquement liée à celle de la démographie mondiale (*fig. 0.0.1*). À titre d'exemple, la Chine qui représente un peu moins de 20 % de la population mondiale, a eu une consommation supérieure à 2 milliards de tonnes équivalent pétrole en 2010, soit plus d'un quart de la consommation mondiale. Ainsi, la demande en énergie des pays émergents motive les efforts d'innovation au niveau de l'excavation des sols pour la prospection de matières premières ou pour l'exploitation de la géothermie. Cette dynamique d'innovation a été d'autant plus accentuée que la rentabilité des forages de plus en plus profonds est devenue intéressante pour les compagnies d'hydrocarbures à partir du milieu des années 80, depuis la mise sur le marché d'outils de nouvelle génération tels que les têtes de forage à base de diamant polycristallin fritté (*polycrystalline diamond compact* ou PDC) [Hall 1986]. Ces outils toujours plus innovants sont mis à l'épreuve sur des terrains de plus en plus agressifs en profondeur avec des formations rocheuses non seulement abrasives mais aussi plus dures et plus chaudes.

Le coût d'un puits de forage pétrolier suit une tendance exponentielle en fonction de la profondeur forée : 600 000 dollars pour un forage de 2000 m (profondeur moyenne de forage actuelle) et plus de 10 millions de dollars pour une distance de 6000 m (*fig. 0.0.2*). Cette tendance n'est plus respectée dans les sols à forte activité géothermique pour lesquelles les coûts sont nettement plus élevés. L'intérêt est alors de confronter les outils à des conditions d'essais sévères, en laboratoire, pour les qualifier. Dès lors, les matériaux de nouvelle génération ne doivent pas être étudiés seulement d'un point de vue de leur réponse mécanique aux sollicitations, il est aussi important d'ajouter la compréhension des mécanismes de dégradation des outils. La description des phénomènes tribologiques doit permettre d'orienter l'élaboration des nouveaux outils et d'apporter des réponses cohérentes en vue d'un accroissement de leur performance.

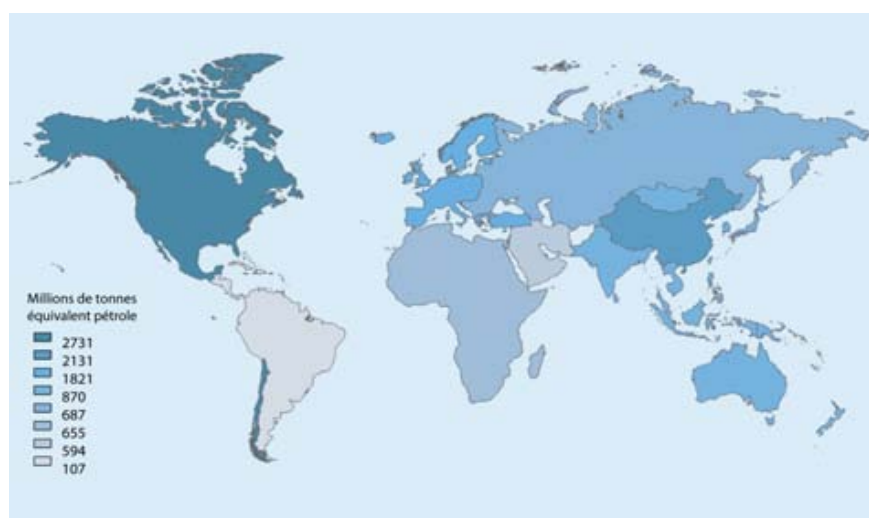
## Un chantier de forage

Une plate-forme de forage occupe une emprise au sol avoisinant les 5000 m<sup>2</sup> [Lemale 2009]. Le chantier regroupe quatre principaux composants (*fig. 0.0.3*) [Leblond 1993] :

- l'outil de forage et ses tiges supportés par la tour de forage (derrick) ;
- la motorisation associée à l'arbre moteur et la table de rotation des tiges ;



(a)



(b)

FIGURE 0.0.1 – Statistique mondiale en 2010 : a - Démographie ; b - Consommation d'énergie primaire [UNP 2011].

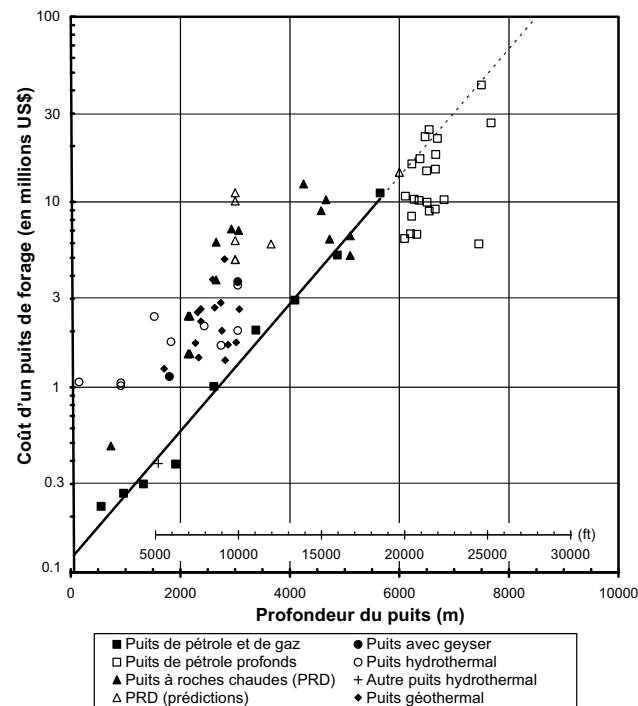


FIGURE 0.0.2 – Coût d'un forage en fonction de la profondeur du puits et de la nature du chantier pour l'année 2003 [Augustine 2006].

- le circuit de boue qui comprend les bacs à boue, la pompe et un système de recyclage des boues (tamis) ;
- les bureaux de chantier, les stockages du matériel (tubes) et le laboratoire.

L'effort de pénétration de l'outil de forage est assuré par le poids sur l'outil constitué par un assemblage de tiges, dénommées masses-tiges, vissées suivant l'effort jugé nécessaire pour l'excavation. Cet effort est lié à la nature du terrain et au diamètre de l'outil utilisé. Ainsi, la charge appliquée peut varier de la dizaine à la centaine de tonnes suivant ces paramètres. Des tiges plus légères et relativement plus flexibles sont reliées à ces masses-tiges pour atteindre la surface du chantier et être fixées à la table de rotation. L'ensemble de tiges est creux pour permettre l'acheminement des boues de forage sous pression qui ont un rôle de refroidissement de l'outil, d'évacuation des débris mais aussi de maintien des parois rocheuses autour du train de tiges. Le débit de ces boues de forage est aussi fonction du diamètre de l'outil et peut atteindre plusieurs milliers de litres par minute. Des moteurs permettent aussi la mise en rotation de l'outil par l'intermédiaire des tiges et de la table de rotation. La vitesse de rotation est encore une fois contrôlée suivant la nature de l'outil car elle est directement pilotée selon la dureté des formations rocheuses traversées et l'effort normal imposé. La vitesse de rotation est généralement située autour de la centaine de tours par minute et peut aller jusqu'à plus de 300 tr/min dans certaines conditions. L'ajout régulier de tiges et l'usure des outils requièrent des opérations de levage réalisées avec l'action de ces moteurs par l'intermédiaire des moufles et du crochet sur le derrick. À intervalle régulier, l'opération de forage est stoppée pour permettre la mise en place d'un tubage cimenté qui



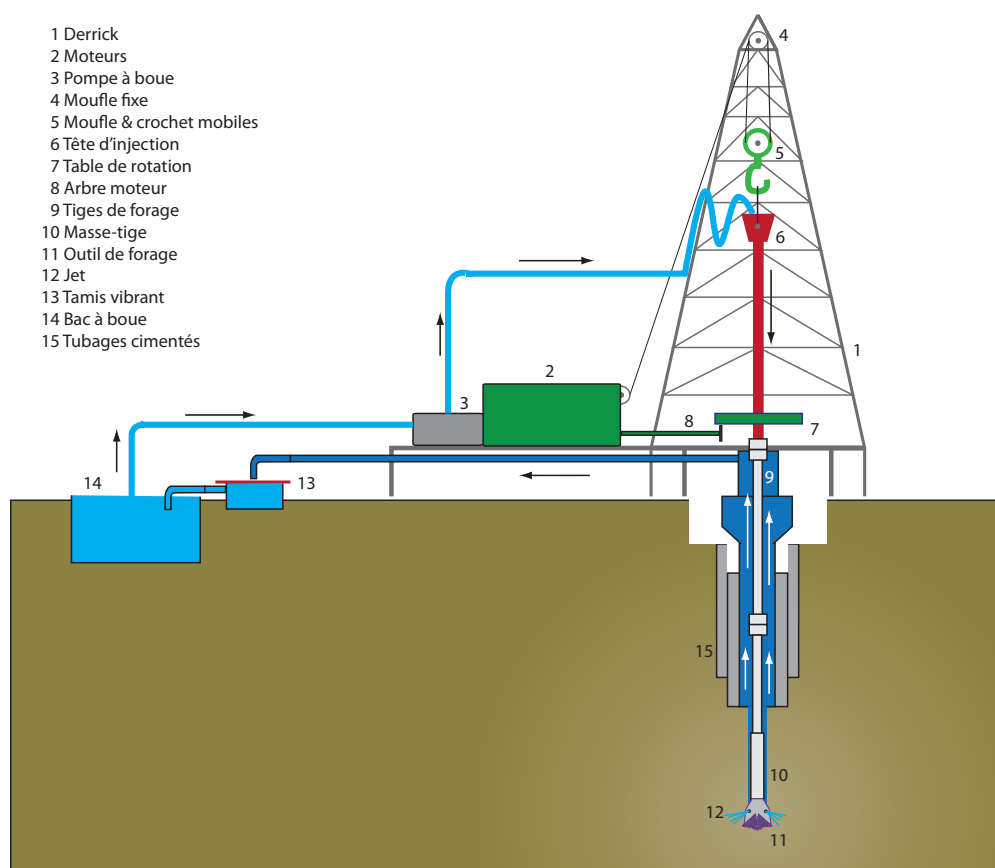


FIGURE 0.0.3 – Illustration d'un chantier de forage.

est coulé dans le but de consolider le puits, de protéger les tiges de la corrosion externe et d'éviter la pollution des nappes phréatiques.

Le puits de la péninsule de Kola en Russie compte parmi les forages les plus profonds réalisés à ce jour avec une distance d'excavation à la verticale de 12 262 m [ICSDP 2009]. Ce projet a débuté au début des années 70 et s'est déroulé sur une période de 20 ans sans atteindre l'objectif initial fixé à 15 000 m. Ce type de forage avait pour objectif de traverser la lithosphère et d'approcher de la discontinuité de Mohorovičić<sup>1</sup> située à plus de 10 km de profondeur afin d'étudier la structure du manteau supérieur. Dernièrement, d'autres projets ont atteint des profondeurs avoisinant les 12 300 m à Al Shaheen au Qatar en 2008 et sur l'île russe de Sakhaline en 2011. À ces profondeurs, les formations rocheuses atteignent des températures de près de 300 °C et les conditions de forage deviennent alors critiques pour les outils actuels. Mis à part ces forages à visée scientifique, la profondeur moyenne d'un puits de prospection est située autour de 2000 m à la verticale et autant en distance horizontale relativement au chantier (*fig.* 0.0.4). Ces puits peuvent dépasser les 9000 m verticalement et horizontalement. Par conséquent, des distances euclidiennes de forage au-delà de 4000 m sont, somme toute, de plus en plus communes pour les chantiers de prospection pétrolière.

1. L'épaisseur de la croûte continentale est en moyenne de 38 km en plaine, de plus de 50 km au niveau des chaînes montagneuses et est inférieure à 15 km dans certaines régions continentales comme celle de la plaine du Rhin.

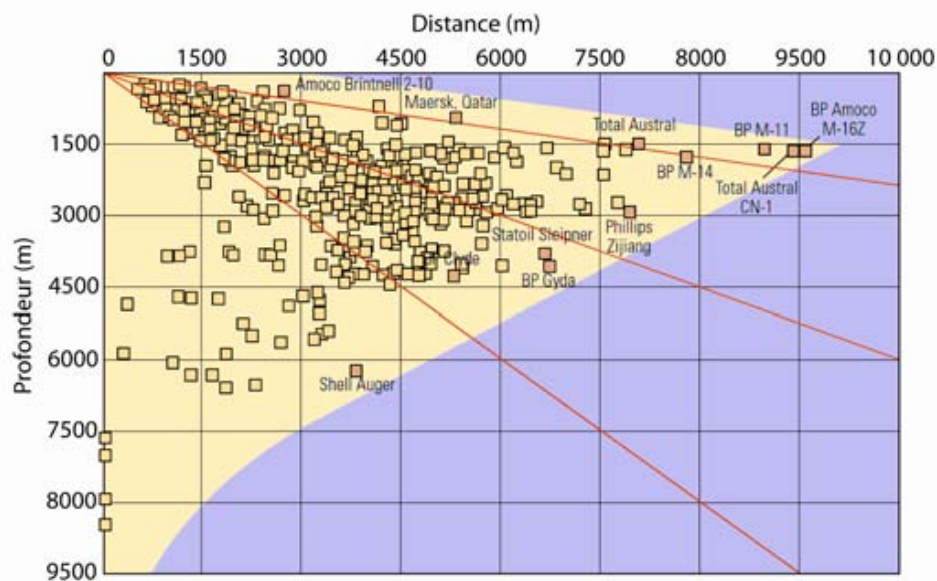


FIGURE 0.0.4 – Coordonnées de tête de puits forés avant l'an 2000 relativement au chantier [Downton 2000].

Au niveau du poste de contrôle, outre les informations concernant la charge sur l'outil, le couple, la vitesse d'avancement et les pressions de boue, des mesures complémentaires, dites de diagraphies (*logging tools*), peuvent être utilisées. Ces diagraphies sont des représentations graphiques (*fig. 0.0.5*), en fonction du temps ou de la profondeur, de paramètres physiques relevés au cours de l'excavation à l'usage du foreur ou des ingénieurs géologues. Elles permettent de donner des renseignements primordiaux sur les formations rocheuses rencontrées tout au long de la durée d'excavation en évitant des remontées coûteuses de carottages. Les géologues, grâce à ces diagrammes, peuvent par exemple identifier les roches potentiellement réservoirs et la quantité des fluides contenus dans ces roches. Les principales diagraphies utilisées sont [Lagabrielle 2007] :

- la **radioactivité naturelle** permet, par un sondage dans le puits de forage, de mettre en évidence les formations radioactives telles que le granite ou plus couramment les matériaux argileux ;
- la **résistivité** renseigne, par l'émission d'un courant grâce à une sonde formée d'un ensemble d'électrodes, sur le type de roche rencontrée et les hétérogénéités telles que des réservoirs de fluides qui apparaissent alors comme des discontinuités de conduction ;
- la **microsismique** donne des informations sur les variations des densités dans le sol par l'émission d'ondes acoustiques, à l'aide d'une sonde équipée d'un marteau pneumatique, et permet notamment la détection de fractures ;
- la **radioactivité provoquée** par émission de rayons gamma ou bombardement de neutrons, à l'aide d'une sonde équipée d'une source en césium 137, sert respectivement à déterminer la densité des matériaux rocheux et la proportion d'eau des formations géologiques.

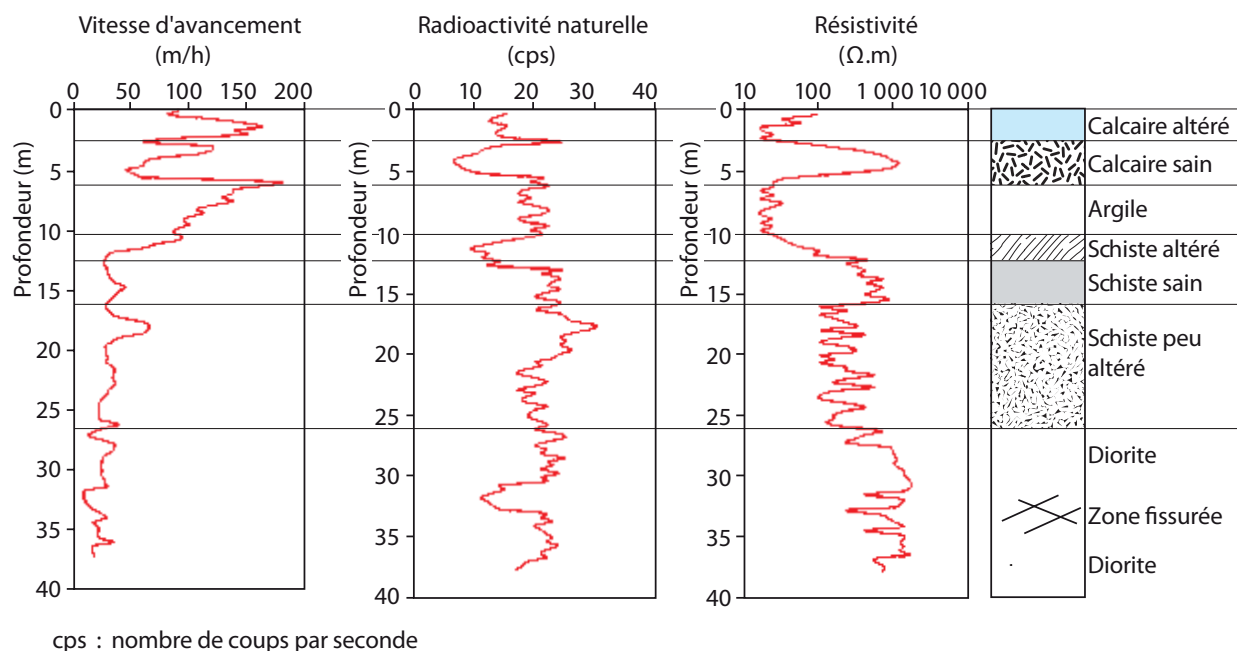


FIGURE 0.0.5 – Diagraphies de vitesse d’avancement, radioactivité naturelle et résistivité pour un forage avec différentes formations géologiques [Lagabrielle 2007].

## Les outils de forage

Deux familles d’outils de forage sont couramment utilisées sur les chantiers : les outils tricônes à inserts en carbure (*fig. 0.0.6a*) et les outils à taillants PDC (*fig. 0.0.6b*). Les outils tricônes sont associés à l’invention du forage par rotation au début du XXe siècle. Cette technique succéda à celle du forage par battage vieille de plus de 2000 ans qui utilise le mouvement périodique vertical d’un outil dans le sol créant ainsi un trou par l’enfoncement de celui-ci. Les outils PDC ont fait leur apparition à la fin des années 70 et représentaient 2 % de part de marché en 1982. En 1990, cette part a progressé jusqu’à atteindre 20 % puis plus de 60 % en 2010. En 2020, les outils PDC représenteront plus de 80 % de part de marché grâce aux nouveaux progrès réalisés sur la performance des matériaux diamantés [Bellin 2010]. La raison de cette évolution rapide de l’utilisation sur les chantiers des outils à taillants PDC s’explique par leur mode d’excavation beaucoup plus efficace que celui des tricônes et aux améliorations apportées aux taillants afin de supporter les conditions thermomécaniques rencontrées lors de forages profonds.

Les outils tricônes utilisés dans les formations rocheuses relativement dures possèdent trois molettes coniques composées d’inserts<sup>2</sup> (*fig. 0.0.7a*) en carbure de tungstène à liant cobalt (WC-Co) montées sur un corps moulé aussi en carbure cimenté. La rotation de la garniture engendre le roulement des molettes et provoque le mécanisme d’excavation par les multiples poinçonnements des inserts dans la roche (*fig. 0.0.7b*). Les outils PDC comportent des taillants<sup>3</sup> formés d’un cylindre en carbure de tungstène-cobalt surmonté d’une partie en

2. 123 inserts sont utilisés pour l’outil de l’entreprise Varel référencé *HE23DMRSV*

3. 60 taillants sont utilisés pour l’outil de l’entreprise Varel référencé *VTD616X*

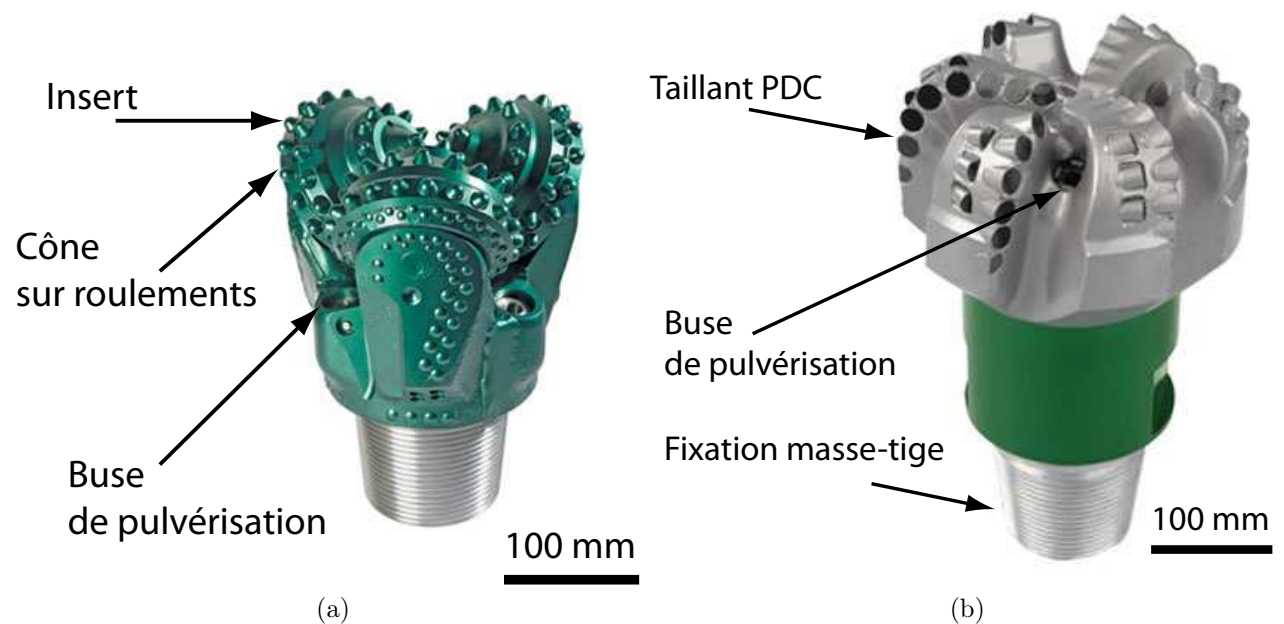


FIGURE 0.0.6 – Outils de forage : a - type tricône (Varel *HE23DMRSV*); b - type PDC (Varel *VTD616X*).

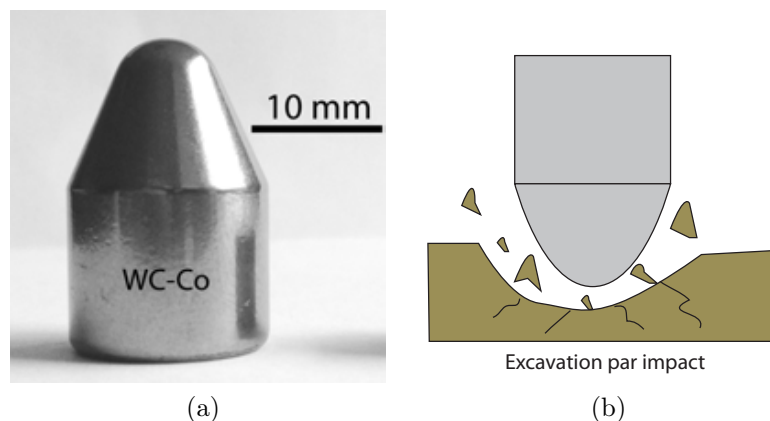


FIGURE 0.0.7 – Illustrations d'un insert en carbure de tungstène : a - photographie ; b - mode d'excavation.

diamant polycristallin (*fig. 0.0.8a*). Les taillants PDC sont brasés, côté carbure cémenté, sur la tête de forage. Ils permettent d'obtenir des vitesses d'avance plus importantes, relativement aux inserts, en travaillant par cisaillement dans la roche avec des profondeurs de passe millimétriques (*fig. 0.0.8b*). Cependant, les outils tricônes ont toujours un intérêt économique pour la réalisation de puits de faibles profondeurs mais aussi pour le forage de terrains durs (e.g. granite, pyrite, etc.).

Le prix d'un outil représente généralement de 1 à 10 % du coût journalier d'un forage et ne représente pas en lui-même un investissement conséquent. Toutefois, le coût engendré par l'usure d'un outil a un impact important sur les frais d'exploitation d'un puits. L'usure des outils conduit directement à la chute des vitesses d'avance et donc à la rentabilité du chantier qui dépend des performances d'excavation. De plus, le remplacement d'un outil endommagé

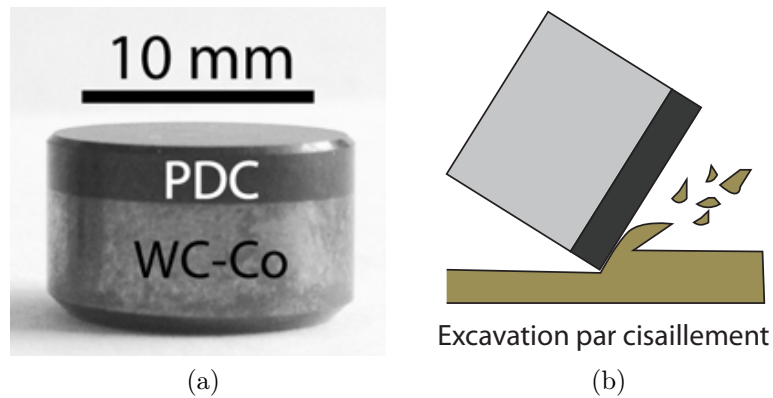


FIGURE 0.0.8 – Illustrations d'un taillant PDC : a - photographie ; b - mode d'excavation.



FIGURE 0.0.9 – Photographies d'outils endommagés : a - outil tricône avec dents détruites [USG 2005] ; b - outil PDC avec taillants usés.

implique souvent des temps de manipulation de plusieurs jours et l'arrêt des opérations de forage, ce qui se chiffre alors à plusieurs centaines de milliers d'euros. Du fait du mode d'excavation en cisaillement, les outils PDC subissent de manière prédominante une usure abrasive illustrée par la formation de méplat d'usure à l'extrémité des taillants (*fig. 0.0.9a*). Les chocs répétés endurés par les outils de type tricône conduisent dans la plupart des cas à la détérioration des inserts par rupture des matériaux (*fig. 0.0.9b*). Par ailleurs, l'usure abrasive n'est pas une composante négligeable de la détérioration des inserts. De même, les impacts sur outils PDC peuvent mener à la rupture des taillants.

Ainsi, le challenge des fabricants d'outils concerne l'optimisation des procédés de fabrication des carbures cémentés et des diamants synthétiques polycristallins afin d'améliorer conjointement leurs résistances à l'usure et aux chocs.

## Plan de travail

Cette étude a pour objectif de caractériser en laboratoire le comportement tribologique d'inserts et de taillants. Dans un premier temps, cette caractérisation est donc mécanique, avec l'étude des variations des efforts de contact et des cinétiques d'usure. Ensuite, ces paramètres mécaniques sont confrontés aux modalités d'élaboration des échantillons classiques et innovants et aux variations que cela implique sur les propriétés physiques des matériaux. Un travail de compréhension de l'origine microstructurale et chimique des améliorations engendrées sur le comportement mécanique et les performances des outils permet un retour important pour l'élaborateur.

Le premier chapitre présente, par une étude bibliographique, l'état des connaissances sur l'évaluation des performances et la description des mécanismes tribologiques mettant en jeu les inserts WC-Co et taillants PDC ou plus largement les matériaux carburés et diamantés.

Le deuxième chapitre présente les matériaux caractérisés sur les bancs d'essais constitutifs des inserts d'outils tricônes et des taillants PDC. Les différents traitements chimiques apportés lors de l'élaboration des échantillons sont explicités par la description des procédés de mise en forme. Les caractéristiques physiques, microstructurales et mécaniques des matériaux sont aussi développées ici.

Le troisième chapitre expose les techniques expérimentales mises en œuvre afin de caractériser au mieux les échantillons de l'étude et d'apporter une analyse pertinente des différents résultats obtenus sur les machines d'essais. Les inserts carburés et les taillants diamantés ayant des modes d'excavation distincts, ils ne sont pas, par conséquent, caractérisés suivant la même stratégie expérimentale.

Le quatrième chapitre décrit les résultats expérimentaux obtenus avec les inserts d'outils tricônes. Cette partie met en place une analyse du comportement tribologique des échantillons dans le but de préciser les mécanismes d'usure.

Le cinquième et dernier chapitre est consacré aux résultats expérimentaux recueillis avec les différentes formulations de taillants PDC. Comme pour les inserts, des méthodes d'évaluation des performances des échantillons sont mises en place et une analyse est apportée sur les mécanismes de dégradation des matériaux.

## Références

- [Augustine 2006] C. Augustine, J. W. Tester et B. Anderson. *A comparison of geothermal with oil and gas well drilling costs*. In Thirty-first workshop on geothermal reservoir engineering, 2006.
- [Bellin 2010] F. Bellin, A. Dourfaye, W. King et M. Thigpen. The current state of PDC bit technology. *World Oil*, pages 67–71, 2010.
- [Dowton 2000] G. Dowton, T. S. Klausen, A. Hendricks et D. Pafitis. New directions in rotary steerable drilling. *Oilfield Review*, vol. Spring 2000, pages 18–29, 2000.
- [Hall 1986] D. E. Hall, M. E. Russel et H. T. Hall. *Composite polycrystalline diamond compact*, 1986.
- [ICS DP 2009] ICS DP. *Kola Superdeep Borehole (KSDB) - IGCP 408: "Rocks and Minerals at Great Depths and on the Surface"*, 2009.
- [Lagabrielle 2007] R. Lagabrielle. Diagraphies et géophysique de forage. *Techniques de l'ingénieur*, vol. C225, 2007.
- [Leblond 1993] A. Leblond. Cours de forage. Institut Français du Pétrole, 1993.
- [Lemale 2009] J. Lemale. La géothermie. Dunod, 2009.
- [OEC 2010] *OECD/IEA map energy indicators*, 2010.
- [UNP 2011] World population to reach 10 billion by 2100 if fertility in all countries converges to replacement level. *United Nations Press Release Embargoed - New York Times*, 2011.
- [USG 2005] *USGS Worn drill bit tricone photography*, 2005.

# Étude bibliographique

---

Ce chapitre traite tout d'abord de l'état de l'art concernant l'évaluation de la performance des outils de forage. L'approche théorique du contact outil/roche est abordée afin de mieux comprendre les mécanismes d'excavation des roches réalisés par les inserts et les taillants et comment une configuration théorique du contact peut être établie. À partir de là, des démarches pour l'évaluation de la performance énergétique des outils, initiées depuis les débuts du forage en rotation, sont décrites. Ensuite, une description des dégradations macroscopiques des outils puis des dégradations microstructurales des matériaux qui les composent est réalisée. Pour finir, une démarche tribologique est mise en avant pour l'étude du contact outil/roche avec une approche théorique de la mécanique du contact ainsi que la considération d'un système tribologique.



## 1.1 Évaluation de la performance des outils de forage

### 1.1.1 Approche théorique du contact outil/roche

#### Étude d'un insert ou d'un taillant isolé

À la fin des années cinquante, FAIRHURST [Fairhurst 1959] indiquait que l'étude des facteurs influençant les efforts et les énergies développés lors d'un forage par battage est un premier pas vers la compréhension de la mécanique du forage en rotation. Une première simplification du problème est donc de considérer les performances en laboratoire d'une dent<sup>1</sup> ( *i.e.* un insert ou un taillant) et non pas de l'outil de forage dans sa totalité. Cette approche mène à une caractérisation sévère des dents isolées du corps de l'outil et ne tient pas compte des efforts supportés et du travail d'excavation réalisé par les dents voisines d'une dent considérée dans un outil.

Sur ce point, GLOWKA [Glowka 1987] montre qu'aucune interaction ne se produit entre les différents taillants d'un outil à la condition que les taillants voisins soient suffisamment écartés les uns des autres (*fig.* 1.1.1a). Il ajoute que tant que les faces de coupe des taillants adjacents ne couvrent pas une partie de la surface active de coupe<sup>2</sup> du taillant considéré, les efforts subis par ce dernier ne sont pas altérés par les taillants voisins. Lors d'une campagne expérimentale, dans le but d'étudier l'impact de la distance entre des taillants sur la profondeur de passe effective  $\delta_e$ , il illustre son propos en déterminant qu'une distance minimale de 10 mm entre taillants adjacents permet de maximiser  $\delta_e$  (*fig.* 1.1.1b) et donc d'accroître la surface active de coupe. Ce constat est renforcé par le fait que les outils actuels possèdent un design optimisé afin d'obtenir une répartition la plus homogène possible des efforts et une usure uniforme sur l'ensemble des dents [Gerbaud 2006]. De manière plus pragmatique, ZIJSLING [Zijsling 1987] justifie une démarche d'expériences sur un seul taillant, en expliquant que cela permet d'avoir à la fois un contrôle précis sur les conditions expérimentales autant que sur les résultats d'essais. Ces résultats permettent en particulier d'implémenter des modèles numériques plus simples qui seront ensuite introduits dans un modèle d'extrapolation à l'outil complet.

#### Le contact insert/roche

Les inserts d'outils tricônes excavent principalement par poinçonnement dans les formations rocheuses très dures ou par écrasement pour des formations moyennement dures. PAUL et SIKARSHIE [Paul 1965] introduisent une description de la pénétration statique d'un insert conique dans la roche qui sera, par la suite, complétée par MILLER et SIKARSKIE [Miller 1968], en considérant principalement des inserts coniques. Ils représentent l'excava-

---

1. Le terme "dent" est utilisé ici pour décrire plus généralement un outil et désigne alors indifféremment un insert d'outil tricône ou un taillant d'outil PDC.

2. La surface active de coupe est la partie de la face du taillant en contact avec la roche lors de la coupe, elle dépend entièrement de la profondeur de passe imposée.

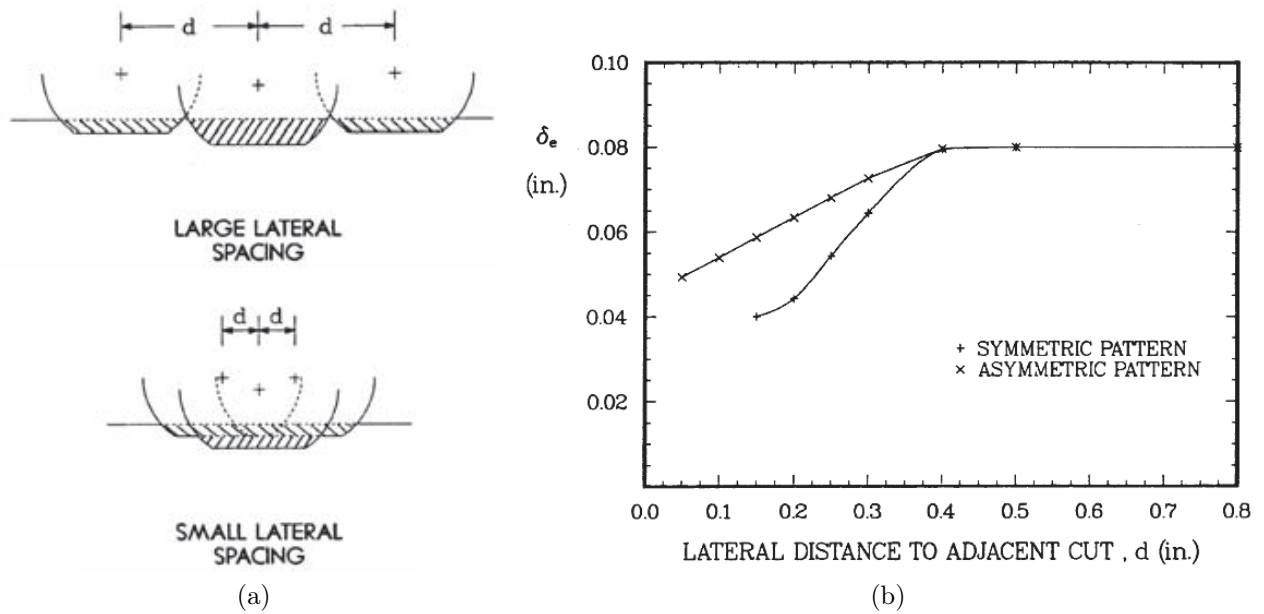


FIGURE 1.1.1 – Étude sur l’interaction entre taillants adjacents [Glowka 1987] : a - schémas sur l’écart entre taillants voisins ; b - évolution de la profondeur de passe effective en fonction de la distance entre taillants adjacents.

tion de la roche en une succession de copeaux créés sous l’effet de la charge sur l’insert (*fig. 1.1.2a*). Dans un premier temps, l’évolution de la charge sur l’insert augmente linéairement en fonction de la pénétration, ce qui correspond à un comportement élastique de la roche. Lorsque la limite de résistance à l’écrasement de la roche est dépassée, une zone pulvérulente se forme sous l’insert. Cette zone étant comprimée sous l’effet de la charge, des efforts latéraux s’exercent sur la roche solide l’environnant. Lorsque la limite de résistance en cisaillement de la roche est atteinte, il y a rupture fragile suivie d’une chute de la charge due à la formation d’un copeau (*fig. 1.1.2b*). Ensuite, la charge recroît linéairement, généralement avec une pente plus importante que le cycle précédent, jusqu’à la formation d’un deuxième copeau. Dans les conditions de chantier, les copeaux ainsi formés sont évacués par la circulation des boues de forage.

La description de l’évolution discontinue des courbes de charge/pénétration et la formation de copeaux par rupture fragile est adaptée à l’étude de l’excavation des roches à pression atmosphérique. Cependant, il a été démontré par GNIRK et CHEATHMAN [Gnirk 1963] qu’un grand nombre de roches possèdent un comportement ductile sous une pression de confinement supérieure à 30 MPa représentative de profondeurs dans le sol supérieures à 3000 m (*fig. 1.1.3a*). BOURGOYNE et al. [Bourgoyne 1986] décrivent que dans le cas de roches ductiles, l’évolution de la charge en fonction de la pénétration reste linéaire jusqu’à la limite d’élasticité et l’initiation d’une déformation plastique de la roche pour finir sur une rupture, une éjection partielle de la roche brisée et la formation d’un cratère dit pseudoplastique (*fig. 1.1.3b*). Comme l’efficacité d’un outil tricône repose sur sa capacité à broyer la roche et créer des copeaux, son utilisation est préconisée dans les formations dures et fragiles, il est ainsi moins performant dans les formations ductiles.

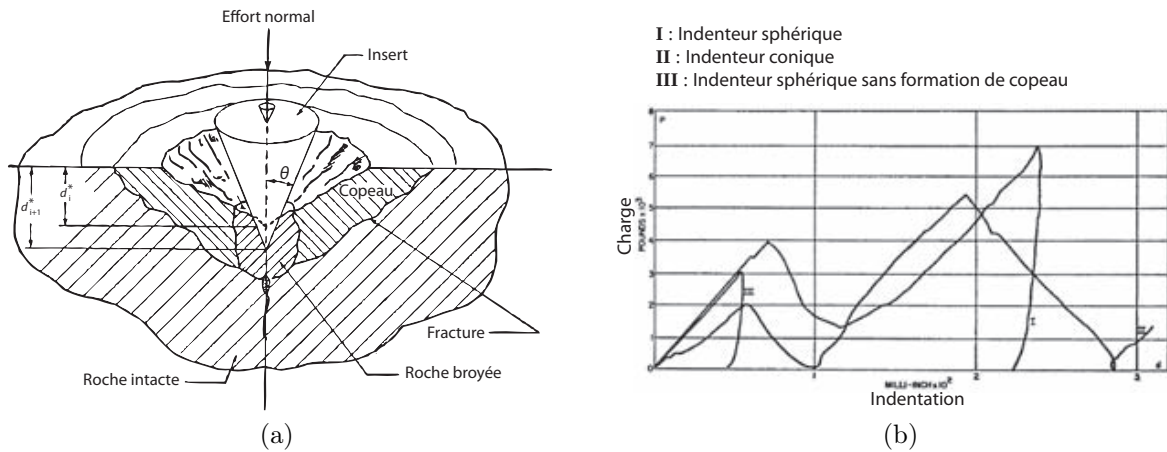


FIGURE 1.1.2 – Représentation de l'excavation par indentation par un insert conique [Miller 1968] : a - formation d'un copeau ; b - courbe d'essais d'indentation dans un calcaire.

En condition de forage en rotation et en percussion, les inserts peuvent heurter la roche jusqu'à 50 fois par seconde avec des pressions d'alimentation de boues de 90 à 100 bars et à des vitesses de rotation allant de 75 à 200  $\text{tr} \cdot \text{min}^{-1}$  [Beste 2001]. Par conséquent, et comme le précisent HAN *et al.* [Han 2005], il est particulièrement pertinent de prendre en compte, lors d'un forage en rotation/percussion, non seulement les sollicitations liées aux impacts mais aussi les efforts de frottement au contact avec la roche (*fig.* 1.1.4) ainsi que les effleurements érosifs des jets de boues sous pression chargées en particules rocheuses abrasives.

### Le contact taillant/roche

Les taillants d'outils PDC ont un mode d'excavation par cisaillement de la roche. Le mode d'excavation des roches par cisaillement des taillants PDC peut être rapproché de ce qui a été étudié dans le cadre de l'usinage des métaux. Dans ce domaine, USACHEV [Usachev 1915] décrit la formation d'un copeau par le cisaillement d'une épaisseur de métal  $\delta$  (*i.e.* la profondeur de passe) en avant d'un outil incliné d'un angle de coupe  $\alpha$ , dans une zone appelée plan de cisaillement formant un angle  $\varphi$  avec la surface du métal (*fig.* 1.1.5a). MERCHANT [Merchant 1944] complète ce modèle descriptif de la formation d'un copeau par une étude analytique des efforts et des vitesses en jeu lors de la coupe orthogonale. Il énonce en particulier que le travail nécessaire à la coupe est égal à la somme du travail réalisé dans le cisaillement du métal et le travail dépensé entre le frottement du copeau formé et l'outil. Dans le cadre de l'étude de la coupe des roches par un unique taillant, ZIJSLING [Zijsling 1987] présente un mécanisme similaire à l'usinage des métaux avec la formation d'un copeau en front de taillant et éventuellement un enroulement de ce copeau peut être réalisé dans les conditions de forage de formations relativement ductiles (*fig.* 1.1.5b). Sur ce dernier point, RAFATIAN *et al.* [Rafatian 2009] réalisent des essais de coupe sur différentes roches sous des pressions de confinement allant de 0,7 à 7 MPa. Ils démontrent alors expérimentalement que la formation d'un copeau ductile, à l'image de ce qui peut être observé pour l'usinage des

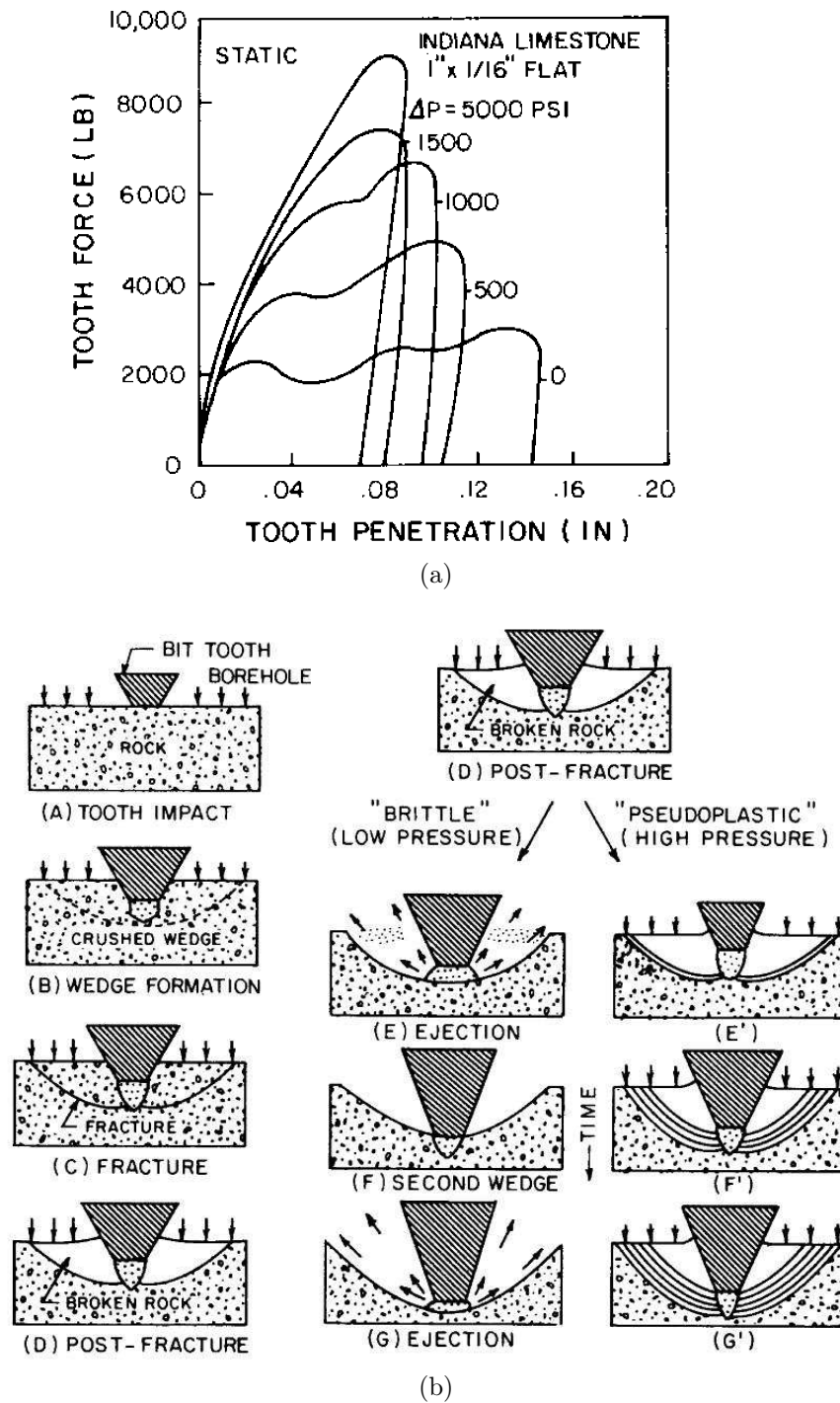


FIGURE 1.1.3 – Comparaison des mécanismes d'excavation d'une roche fragile et d'une roche ductile [Bourgoyne 1986] : a - courbe d'essais d'indentation dans un calcaire (1 in = 2,54 cm, 1 lb = 0,45 kg et 1 psi = 6,89 kPa) ; b - formation d'un copeau par un insert conique.

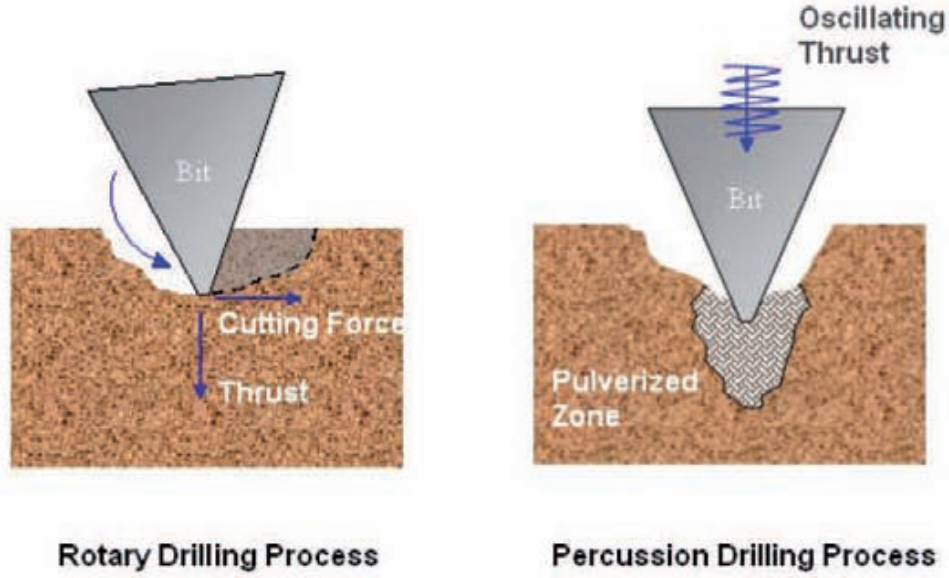


FIGURE 1.1.4 – Illustration du frottement et de l'impact de l'insert sur la roche [Han 2005].

métaux, est une réalité à partir d'une profondeur de forage équivalente à 70 m (*fig.* 1.1.5c).

GLOWKA [Glowka 1985, Glowka 1987] étudie l'effet de l'usure abrasive et thermique du diamant sur les performances des taillants. Cette usure est produite en bout de taillant, au niveau du contact taillant/roche et est induite par les frottements entre le taillant et la roche. Il introduit ainsi la considération d'un méplat d'usure pour la construction de ses modèles (*fig.* 1.1.6a). DETOURNAY et DEFOURNY [Detournay 1992a] constatent que, lors de la coupe, la valeur de l'angle de frottement au méplat d'usure entre le taillant et la roche est équivalent à l'angle de frottement interne de la roche  $\phi_i$  défini par le critère de fracture de Mohr-Coulomb [Jaeger 2007]. Ce critère définit que la contrainte de cisaillement  $\tau$  à la rupture d'une roche augmente de manière affine avec la contrainte normale de confinement  $\sigma$  de celle-ci (*eq.* 1.1.1). Le coefficient directeur ainsi obtenu est alors le coefficient de frottement interne de la roche  $\mu_i$  et l'ordonnée à l'origine  $S_0$  est nommée contrainte de cohésion de la roche. L'angle d'inclinaison du plan de cisaillement par rapport à la surface de la roche  $\varphi$  peut être mis en relation avec l'angle de frottement interne de la roche  $\phi_i$ , l'angle de frottement entre le taillant et la roche au niveau de la face de coupe  $\psi$  et l'angle de coupe  $\alpha$  en minimisant la contrainte sur le plan de cisaillement (voir *eq.* 1.1.2) [Gerbaud 1999].

$$\begin{cases} \tau = \mu_i \sigma + S_0 \\ \mu_i = \tan(\phi_i) \end{cases} \quad (1.1.1)$$

$$\varphi = \frac{\pi}{4} - \frac{\psi + \phi_i + \alpha}{2} \quad (1.1.2)$$

À partir de ce constat et suite à l'étude de NGUYEN [Nguyen 1974], réalisée sur l'influence de l'angle de coupe sur la distribution des flux de particules en front de taillant lors de la coupe (*fig.* 1.1.6b), ADACHI [Adachi 1996] considère la présence d'une zone de roche broyée

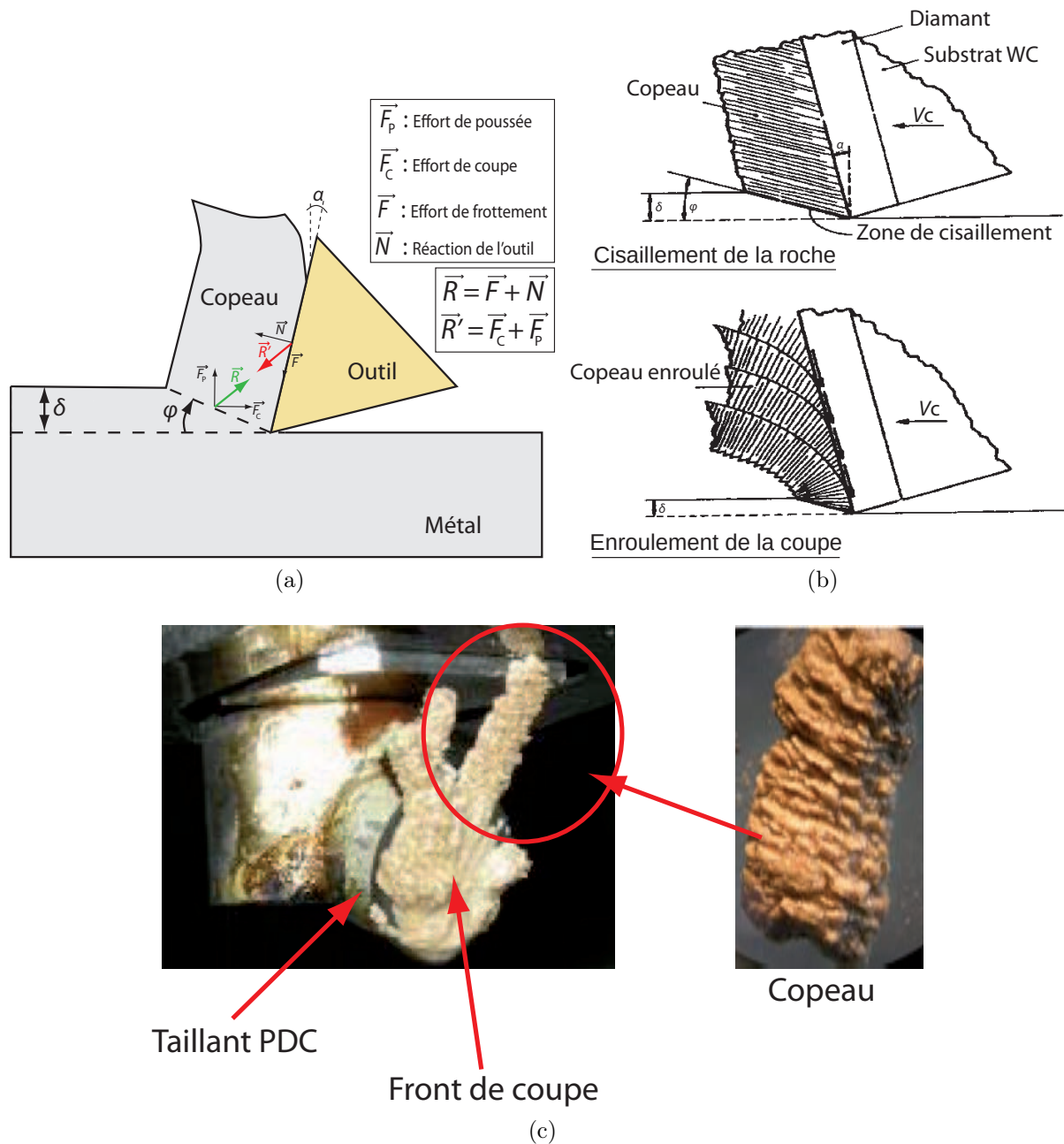


FIGURE 1.1.5 – Illustrations de la formation d'un copeau lors de la coupe : a - usinage des métaux [Usachev 1915, Merchant 1944] ; b - coupe de la roche [Zijsling 1987] ; c - essai de coupe sous pression de confinement allant de 7 à 70 bar dans un calcaire de l'Indiana [Rafatian 2009].



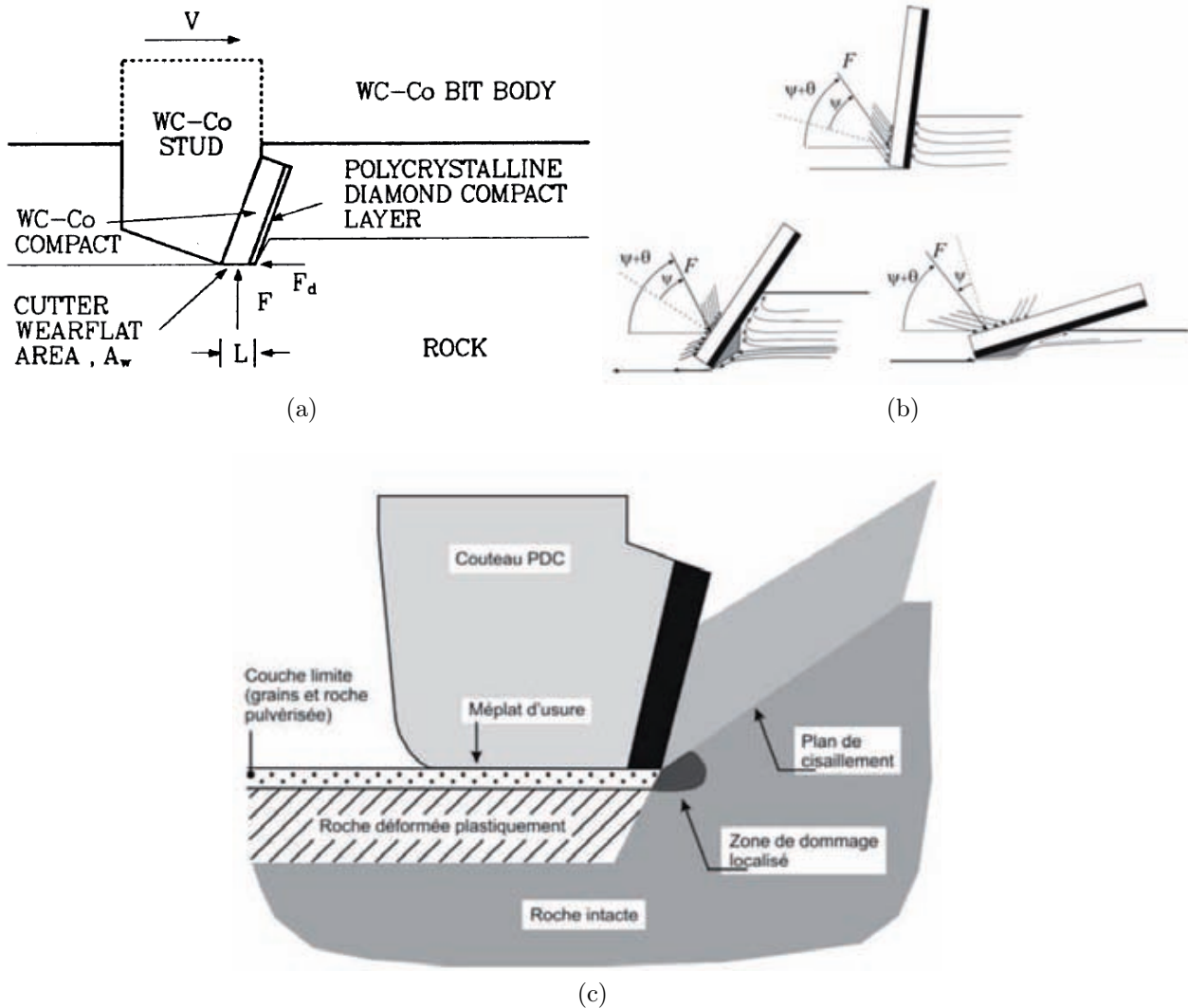


FIGURE 1.1.6 – Illustration du contact taillant/roche : a - formation d'un méplat d'usure et efforts associés [Glowka 1987] ; b - influence de l'angle de coupe sur la distribution des débris en front de taillant [Nguyen 1974, Detournay 1992b, Richard 1999] c - considération d'une couche de débris [Adachi 1996, Dagrain 2006].

localisée en bout de taillant, source de débris rocheux. Ces débris sont ensuite distribués dans la formation de copeaux en avant du taillant et sous le méplat d'usure (*fig.* 1.1.6c). Par cette approche, il apporte ainsi une explication à la similitude entre le contact frottant et la friction interne de la roche par la présence de cette couche de débris interfaciale.

### 1.1.2 Évaluation de la performance énergétique des outils

#### Définition de la performance énergétique

Au niveau d'un chantier, ALTINDAG [Altindag 2004] identifie trois grands paramètres qui influent sur la forabilité de la roche :

- Les paramètres géologiques dont les types de roches forées, leurs propriétés physiques et mécaniques, l'orientation de la foliation, les discontinuités et la composition minérale ;

- Les paramètres machine dont le type de machine de forage utilisée, l'effort de poussée sur l'outil, la vitesse de rotation, le type d'outil et les jets de boue ;
- Le processus opératoire avec les méthodes de forage, les opérations et la maintenance de la machine, l'expérience de l'opérateur et le support logistique.

Concrètement, un outil est qualifié de performant s'il permet d'obtenir des vitesses d'avance élevées ainsi que des coûts d'exploitation modérés.

La vitesse d'avancement est essentiellement liée à l'évolution de l'énergie mécanique nécessaire pour détruire un volume unitaire de roche. Le rapport entre cette énergie  $E_m$  et ce volume  $V_R$ , à un instant donné, définit l'énergie spécifique d'excavation  $E$  (eq. 1.1.3) [Miller 1968].

$$E = \frac{E_m}{V_R} \quad (1.1.3)$$

Cette énergie spécifique dépend du couple fourni par les moteurs et de la poussée sur l'outil. Ceux-ci sont liés au design de l'outil, à l'agressivité des formations rocheuses rencontrées (*e.g.* duretés, températures et pressions de confinement, *etc.*) et à la dégradation de l'outil (*e.g.* usure, fracture, *etc.*).

Le design est étudié afin d'homogénéiser la contribution des dents sur l'ensemble de l'outil et l'optimisation de la circulation des boues de forage afin d'éviter l'agglomération de débris collants (ou *bit balling*) pouvant limiter l'excavation. Au regard d'une dent isolée, la contribution du design va concerner la forme de celle-ci ainsi que son orientation.

L'agressivité des roches est évaluée par des diagraphies du sol et l'outil le mieux adapté est alors sélectionné pour le forage. Mise à part l'agressivité et la variation des formations rocheuses, le facteur ayant un impact direct sur l'évolution d'un forage est la dégradation de l'outil.

Le développement de l'usure sur l'outil lors d'un forage entraîne une augmentation de l'énergie spécifique, ce qui engendre un effort de poussée et un couple croissants et provoque au final le changement de l'outil en raison de trop faibles vitesses d'avance [Sellami 1987].

## Performance des inserts d'outils tricônes

Plus l'angle au sommet du cône d'une dent augmente, plus sa capacité à créer des copeaux par percussion s'amointrit pour céder la place à un mécanisme d'écrasement de la roche [Gnirk 1963]. Quantitativement, d'après PAUL et SIKARSHIE [Paul 1965] l'effort de pénétration augmente exponentiellement avec l'angle au sommet de l'insert. MILLER et SIKARSKIE [MILLER 1968] étudient aussi l'efficacité d'indentation d'une dent pyramidale à bout plat et d'une dent sphérique. L'insert le plus performant est tout d'abord celui à forme conique, puis pyramidale et enfin sphérique. Concernant les inserts sphériques, l'augmentation du rayon de ceux-ci réduit les performances d'indentation. Ces auteurs ajoutent que ces résultats ne tiennent pas compte des concentrations de contraintes et de l'usure sur les inserts considérés. Actuellement, les outils possèdent des dents coniques ou pyramidales pour



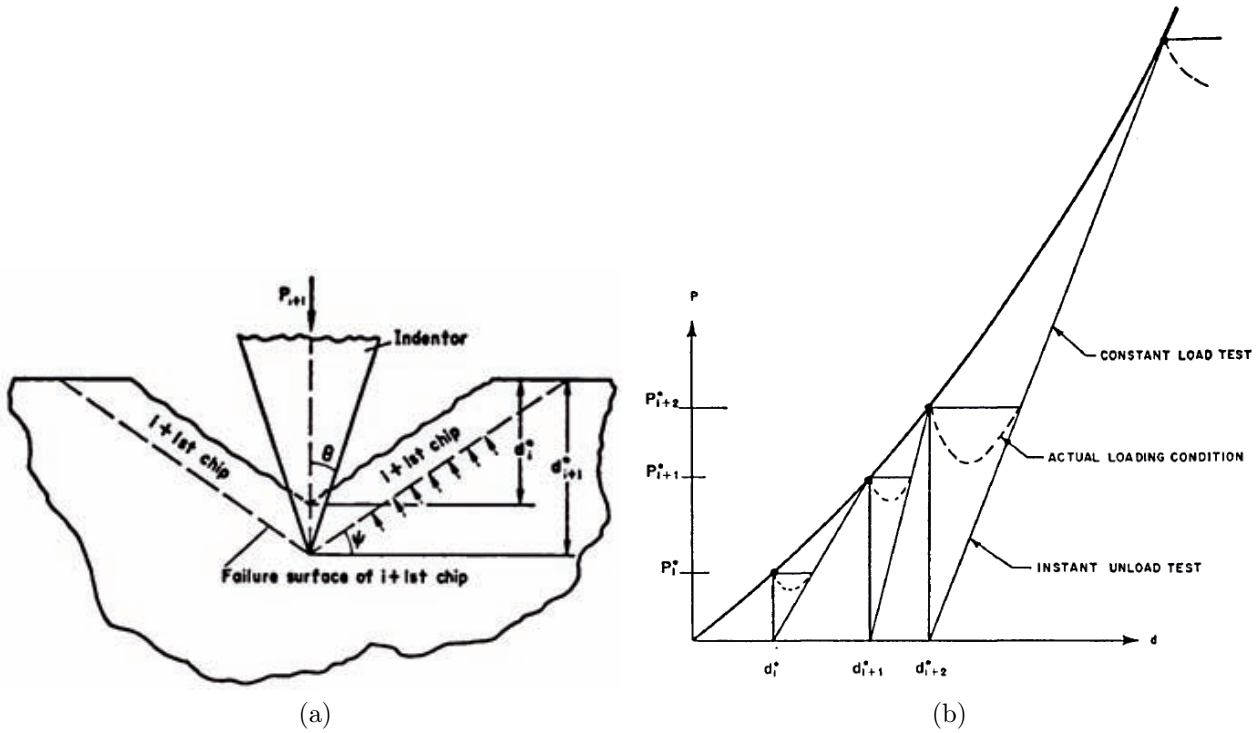


FIGURE 1.1.7 – Pénétration d'une dent conique dans la roche [Miller 1968] : a - illustration dans le plan ; b - évolution de l'effort en fonction de la pénétration.

les terrains relativement tendres et des inserts sphériques ou coniques à bout sphériques pour les terrains durs.

Soit  $d_{i+1}^*$  l'enfoncement nécessaire à un indenteur conique pour former le copeau  $i + 1$  après la formation d'un copeau antérieur  $i$  (fig. 1.1.7a). FAIRHURST [Fairhurst 1959] à la suite d'expériences sur l'enfoncement d'un pic conique dans la roche établie que l'effort  $P_{i+1}^*$  nécessaire à l'enfoncement  $d_{i+1}^*$  de l'indenteur varie suivant le carré de la pénétration de celui-ci (eq. 1.1.3) (fig. 1.1.7b). Il définit un coefficient  $k_\theta$  reliant ces deux paramètres et le déclare dépendant de l'angle au sommet du pic  $\theta$  utilisé.

$$P_{i+1}^* = k_\theta \cdot (d_{i+1}^*)^2 \quad (1.1.4)$$

À partir de cette relation, MILLER et SIKARSKI [MILLER 1968] ajoutent que l'énergie spécifique de fracture est une fonction de la pénétration de l'indenteur et qu'après que soit atteint un seuil de pénétration, un mécanisme d'écrasement de la roche s'installe.

Ces considérations montrent qu'il est possible de relier l'évolution de la nature du contact aux paramètres d'efforts sur l'outil et de son avancement. Il peut être intéressant de savoir, par exemple, si la chute de l'avancement de l'outil provient d'une agressivité accrue des roches forées ou de la dégradation de l'outil afin d'optimiser les paramètres de forage en amont, de changer de modèle d'outil ou de remplacer un outil usagé.

Le tracé du taux de pénétration  $u$  en fonction du poids sur l'outil  $F$  est le premier suivi de performance utilisé pendant le forage d'un puits. De manière plus générale, le tracé de

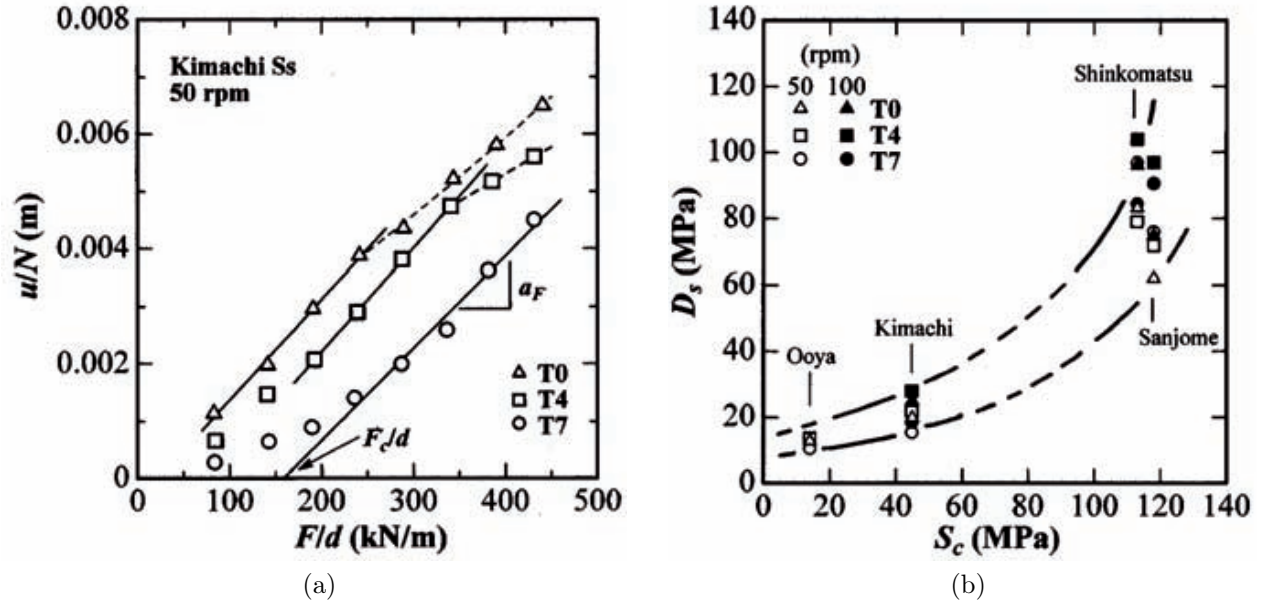


FIGURE 1.1.8 – Graphiques pour la détermination de la performance d'un forage [Karasawa 2002] : a - tracé  $u/N$  vs.  $F/d$ ; b - tracé  $D_s$  vs.  $S_c$ .

$u/N$  en fonction de  $F/d$  intègre les variations de vitesse de rotation  $N$  et le diamètre d'outil utilisé  $d$  [Bingham 1964] et se traduit par des droites qui peuvent faciliter l'interprétation de résultats (fig. 1.1.8a). KARASAWA *et al.* [Karasawa 2002] expliquent que la même chose est applicable au tracé  $u/N$  en fonction de  $8T/d^2$  ou  $T$  est le couple au niveau de l'outil. Ceci permet au final de définir deux coefficients directeurs associés  $a_F$  et  $a_T$ . La forabilité de la roche  $D_s$  est alors définie par l'équation 1.1.5.

$$D_s = \frac{a_F}{1000 \cdot a_T^2} \quad (1.1.5)$$

Ce paramètre possède une bonne corrélation avec la résistance à la compression des roches testées  $S_c$  (fig. 1.1.8b). Cependant,  $D_s$  est un paramètre global qui ne permet pas de déterminer l'impact de l'usure sur les performances de l'outil indépendamment de l'agressivité de la roche.

Sur les courbes  $u/N$  en fonction de  $F/d$ , avant le régime linéaire, il existe un régime transitoire jusqu'à une valeur seuil de poids sur l'outil  $F_C$  pour laquelle l'outil pénètre la roche (fig. 1.1.8a). SINOR *et al.* [Sinor 1998] montrent que l'usure de l'outil implique que le poids seuil nécessaire à la pénétration de l'outil augmente pour pouvoir dépasser la résistance à la compression de la roche (fig. 1.1.9). Ils ajoutent alors, dans le cadre de leur étude sur la performance des outils PDC, que ce poids seuil est proportionnel à l'augmentation de la surface usée en contact avec la roche. Ce constat est à mettre en relation avec la pression apparente au contact (égale au rapport du poids sur l'outil sur l'aire de contact apparente avec la roche) qui doit alors dépasser la résistance à la compression de la roche pour que l'outil puisse amorcer une pénétration efficace.

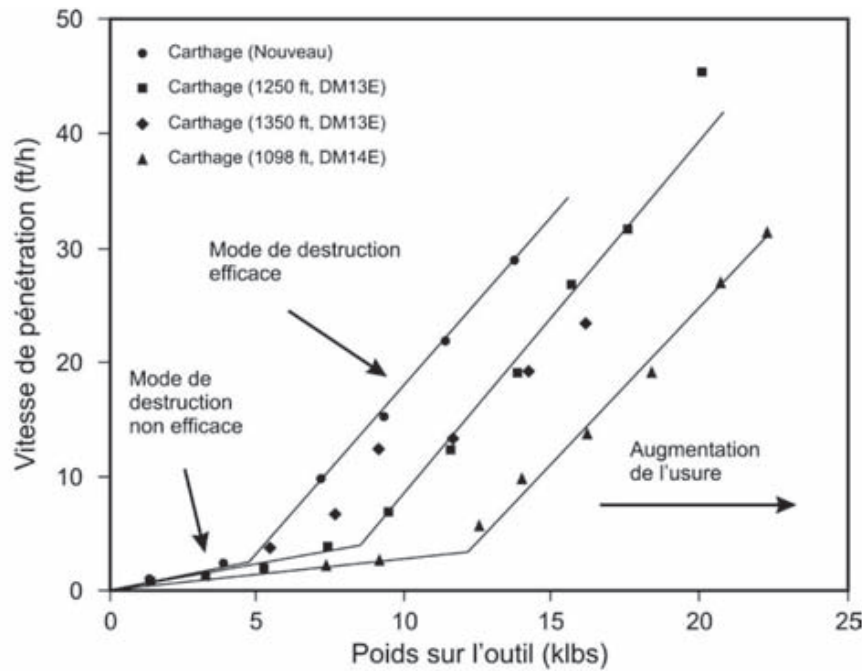


FIGURE 1.1.9 – Exemple de courbes de vitesse d’avancement en fonction du poids sur l’outil de type PDC ([Dagrain 2006] d’après [Sinor 1998]).

### Performance des taillants d’outils PDC

SINOR *et al.* [Sinor 1998] ont fait un inventaire des effets de plusieurs paramètres géométriques et de la vitesse sur la performance des outils PDC :

- **le nombre de taillants sur un outil** : plus ce nombre est important et plus la résistance aux chocs et à l’usure de l’outil est importante grâce à une meilleure répartition des impacts et du frottement lors du forage. En contrepartie, l’efficacité d’excavation est diminuée lorsque les outils possèdent un nombre de taillants trop élevé. À cela, les auteurs ajoutent que, dans le cadre de leur étude, des défauts de lubrification dus à une moins bonne répartition des boues dans les outils à forte densité de taillants pourraient engendrer des échauffements au niveau de ces taillants dans les formations dures menant alors à une usure accrue de l’outil ;
- **la taille des taillants** : les auteurs concluent à la suite de leur étude prenant en compte trois tailles de taillant (8, 13 et 19 mm) que plus cette taille diminue, plus les taillants s’usent. Cependant, ils supposent que des taillants plus petits, engendrant alors des profondeurs de passe plus faibles, amélioreraient la résistance mécanique d’un outil, en particulier dans des formations rocheuses non homogènes ;
- **l’angle de coupe** : de faibles angles de coupe sont synonymes de taillants plus agressifs au contact de la roche et donc d’une meilleure vitesse d’avance. Cependant, de faibles angles exposent les arêtes de coupe aux impacts lors du forage et donc à des délaminages, des entailles ou des fractures. L’angle de coupe communément utilisé dans la réalisation d’outil PDC est situé entre 15° et 25° ;
- **la vitesse de coupe** : son augmentation a pour effet d’augmenter la température de

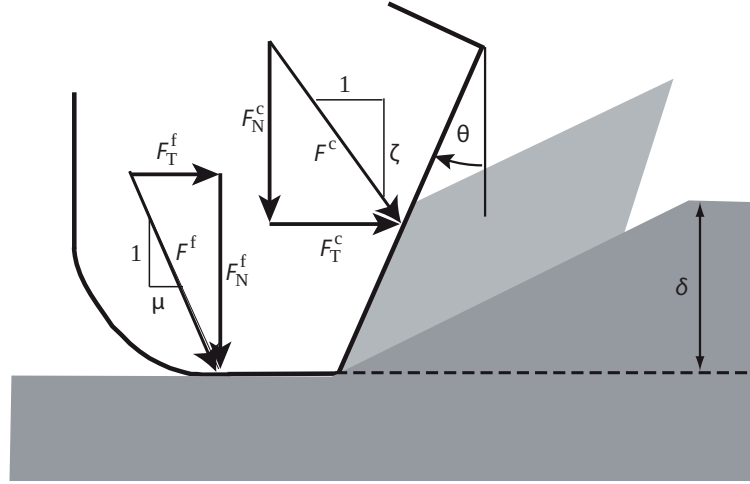


FIGURE 1.1.10 – Interactions entre un taillant usé et la roche [Detournay 1992b].

contact et l'usure de l'outil.

Concernant les efforts exercés sur l'outil, FAIRHURST et LACABANNE [Fairhurst 1956], à l'image de l'étude de MERCHANT [Merchant 1944] sur les outils d'usinage pour les métaux, décomposent les efforts de coupe  $F^c$  appliqués en front de taillant et les efforts de frottement  $F^f$  situés au niveau du méplat d'usure (*fig.* 1.1.10). Ils introduisent une hypothèse forte en considérant que le frottement et la coupe sont indépendants. Par conséquent, l'effort normal total  $F_N$  sur le taillant, par principe de superposition, peut être déterminé par la somme de la composante normale de l'effort de coupe  $F_N^c$  et celle de l'effort de frottement  $F_N^f$ . La même chose s'applique à l'effort transversal total  $F_T$  sur le taillant qui est alors déterminé par la somme de la composante transversale de l'effort de coupe  $F_T^c$  et celle de l'effort de frottement  $F_T^f$  (*eq.* 1.1.6).

$$\begin{cases} F_N = F_N^f + F_N^c \\ F_T = F_T^f + F_T^c \end{cases} \quad (1.1.6)$$

A partir de cette hypothèse, DETOURNAY et DEFOURNY [Detournay 1992a] établissent une relation affine entre les efforts normal et transversal totaux sur le taillant (*eq.* 1.1.7).

$$F_T = \mu F_N + A_c(1 - \mu\zeta)\varepsilon \quad (1.1.7)$$

Cette relation fait apparaître quatre autres paramètres :

- le **coefficient de frottement**  $\mu$  issu du rapport entre la composante transversale et la composante normale de frottement ;
- le **coefficient de coupe**  $\zeta$  étant le rapport entre la composante normale et la composante transversale de coupe ;
- l'**énergie spécifique intrinsèque**  $\varepsilon$  qui, selon les auteurs, quantifie un processus complexe de la destruction de la roche. Ce coefficient dépend de plusieurs facteurs comme le type de roche, l'angle de coupe et la pression en surface des roches. En

laboratoire et à paramètres contrôlés (*e.g.* roche homogène et angle de coupe fixe),  $\varepsilon$ , qui est homogène à une contrainte, peut se rapprocher de la résistance en compression de la roche ;

- **la surface active de coupe**  $A_c$  qui est fonction de la profondeur de passe et dans une moindre mesure de l'état d'usure du taillant.

Les auteurs introduisent alors dans cette relation les paramètres d'énergie spécifique de coupe  $E$  et de résistance au forage  $S$  (*eq.* 1.1.8). Ce dernier est le rapport entre l'effort normal sur l'outil et l'aire active de coupe. L'énergie mécanique  $E_m$  représente ici le travail de coupe qui est alors le produit entre l'effort transversal et la distance parcourue par l'outil  $L$ .

$$E = \mu S + (1 - \mu\zeta)\varepsilon \quad (1.1.8)$$

Au niveau expérimental, le tracé de diagrammes  $E$  en fonction de  $S$  (*fig.* 1.1.11) montre que le modèle est clairement pertinent et qu'il vérifie une relation affine. Au début d'un essai, le taillant est neuf et seul les composantes de coupe sont à considérer ; la coupe est dite pure avec  $\mu = 0$ . Dès les premiers instants de l'essai, un méplat d'usure se forme et les points de mesure vérifient alors la relation précédente entre  $E$  et  $S$ . Ces auteurs définissent aussi l'efficacité de coupe  $\eta$  afin d'évaluer le rendement énergétique d'un taillant. Ce rendement est calculé par le rapport entre l'énergie spécifique de coupe initiale, autrement dit l'énergie spécifique intrinsèque, et l'énergie spécifique mesurée au cours de l'essai (*eq.* 1.1.9).

$$\eta = \frac{\varepsilon}{E} \quad (1.1.9)$$

Par conséquent, au début d'un essai,  $\eta$  est égale à 1 (ou 100 %) puis décroît au cours de cet essai avec l'usure du taillant et la nécessité d'augmenter les efforts appliqués au taillant pour maintenir une profondeur de passe constante.

## 1.2 Phénoménologie de la dégradation des outils

### 1.2.1 Dégradation macroscopique des outils

#### Intégrité structurale

Une dent est usagée lorsque la perte de matière est telle que sa géométrie initiale disparaît et mène à la perte de sa fonctionnalité et de son efficacité d'excavation. Afin de maintenir cette géométrie, le carbure de tungstène, associé à une matrice à liant cobalt, est une combinaison quasi unique pour le forage en percussion/rotation mais aussi pour d'autres domaines comme ceux du travail du bois et de l'usinage des métaux (*fig.* 1.2.1). Elle permet de mettre en balance les paramètres de ténacité et de dureté en faisant varier la taille des grains du carbure de tungstène et la proportion de cobalt.

La partie diamantée des taillants PDC est formée d'un squelette fritté de grains de diamant entouré d'une matrice cobalt. Avec la même logique que pour les carbures cémentés, la

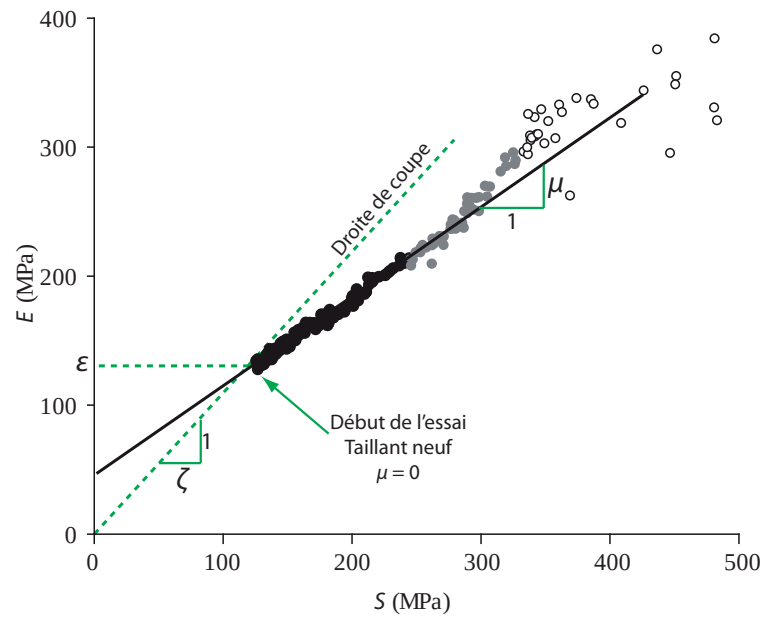


FIGURE 1.1.11 – Diagramme  $E-S$  pour un essai de coupe dans un grès de Stancliffe [Detournay 2008].

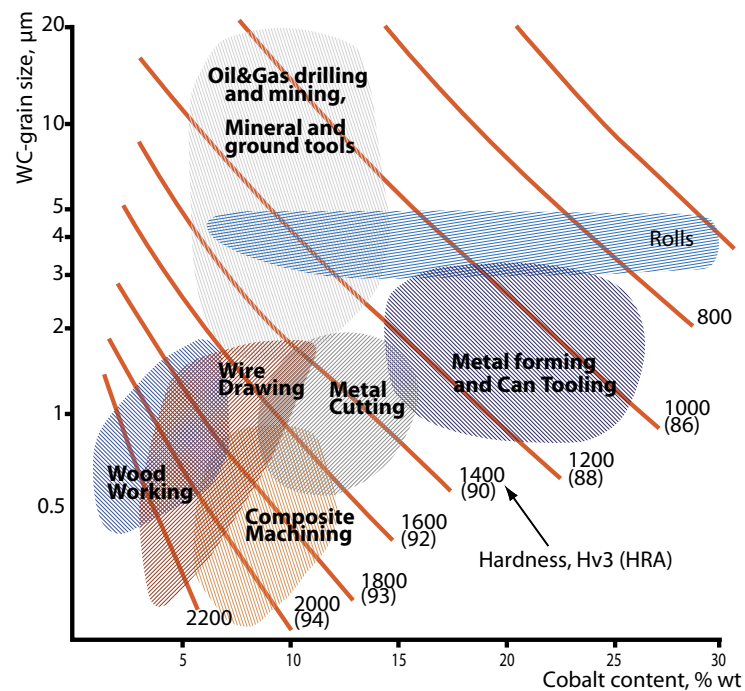


FIGURE 1.2.1 – Domaine d'application industriel du WC-Co en fonction de la taille de grain de WC et de la proportion de Co [SAN 2005].

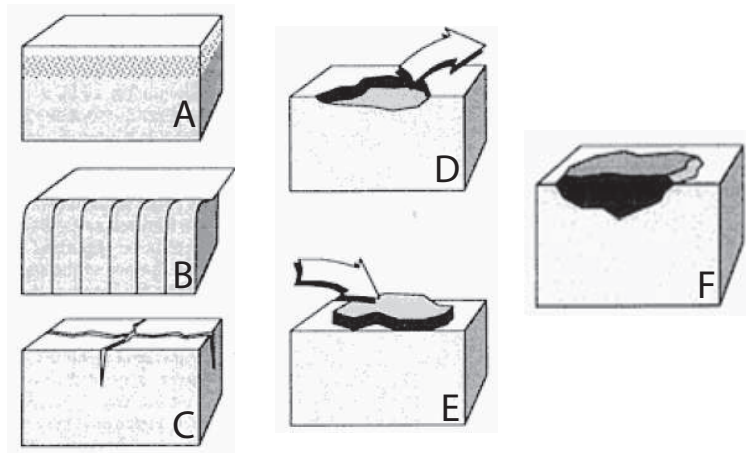


FIGURE 1.2.2 – Illustration des types d'endommagement de surface [Hogmark 1992].

taille des grains de diamant et la proportion de cobalt agissent directement sur le compromis entre dureté et ténacité de la face du taillant.

### Dégradation macroscopique des inserts

Sous l'action des chocs périodiques en percussion, l'intégrité volumique des inserts peut être affectée soit par rupture brutale pour un matériau fragile à faible teneur en cobalt soit par rupture suite à une déformation plastique pour un carbure plus ductile par sa grande teneur en phase liante. De manière générale, sous l'action du frottement engendré par la rotation de l'outil relativement à la roche, l'intégrité de surface pourrait être altérée par (voir *fig. 1.2.2*) [Hogmark 1992] :

- des changements structuraux (A), par exemple, une transformation de phase ;
- des déformations plastiques (B) visibles en surface ;
- des fissurations de surface (C) formées par des contraintes locales intenses ou des variations cycliques de déformations mécaniquement ou thermiquement induites. Ces déformations mécaniques peuvent provoquer l'apparition de fissures parallèles et les variations brutales de température peuvent générer un réseau de fissures ;
- des enlèvements de matière (D) comme des fractures en cisaillement, des formations de copeaux, des déchirures, des ruptures fragiles, des fractures de fatigue, des dissolutions et diffusions de matière ;
- des gains de matière (E) par transfert de matériaux rocheux sur l'insert ;
- de la corrosion (F) et donc de réactions chimiques du liant métallique cobalt avec l'environnement.

BESTE *et al.* [Beste 2001, Beste 2004, Beste 2008] font une analyse transversale de la dégradation observée sur les inserts d'outils de forage en rotation dans le cas de faibles profondeurs (*i.e.* quelques dizaines de mètres) pour l'industrie minière (*fig. 1.2.3a*). Ils traitent de fissurations et de fracturations liées aux chocs et de l'usure due au frottement sur la roche, et considèrent que (voir *fig. 1.2.3c*) :



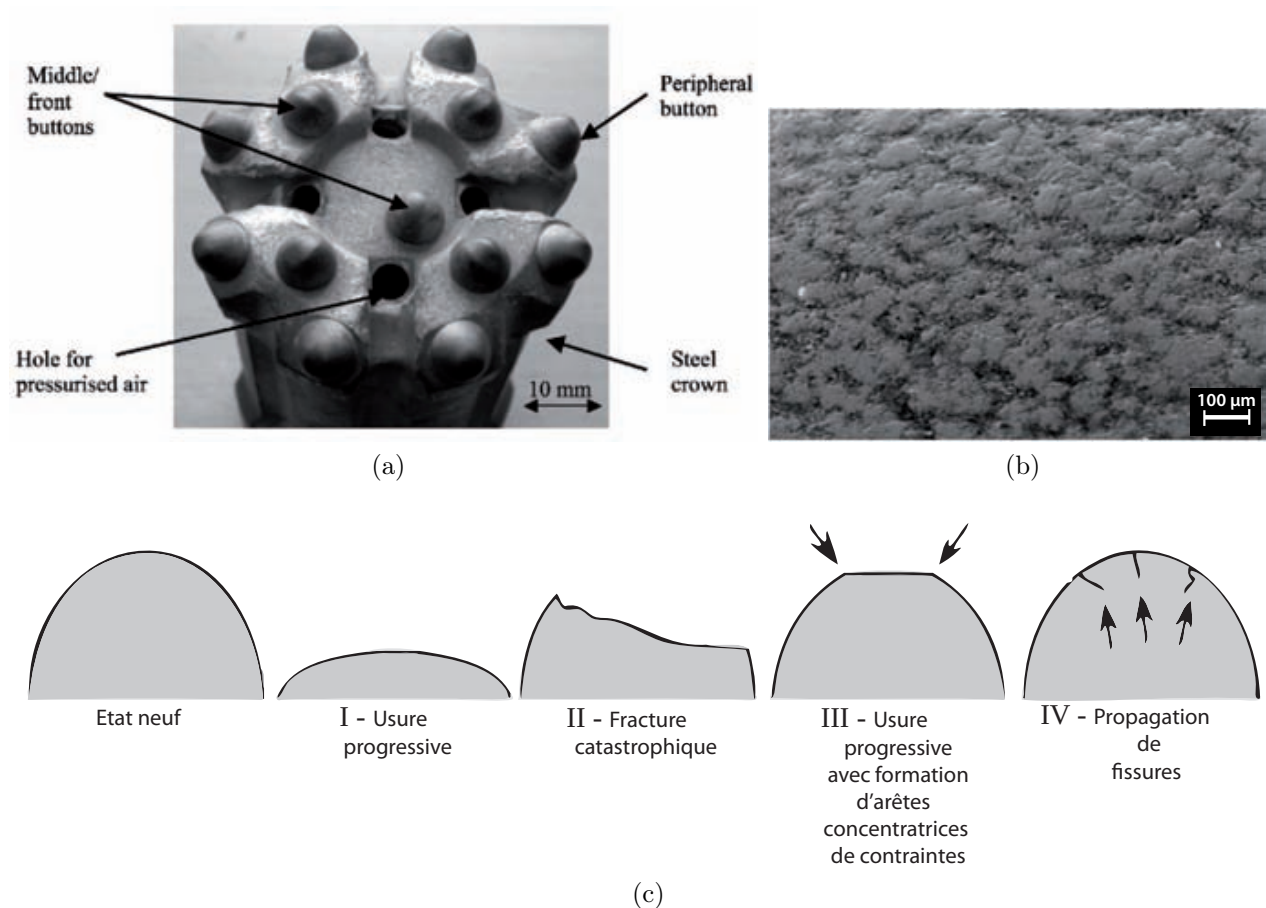


FIGURE 1.2.3 – Dégradation des inserts WC-Co [Beste 2008] : a - outil à inserts WC-Co pour l'industrie minière ; b - écaillage “peau de reptile” ; c - modes de dégradation d'un insert d'outil de percussion/rotation.

- un mécanisme de détérioration par usure progressive (I) consomme l'insert et dégrade ainsi sa capacité à pénétrer la roche ;
- un mécanisme d'usure irrégulière mène à la formation d'un méplat d'usure (III). Il y a alors création d'arêtes sur lesquelles se concentrent les contraintes ce qui peut mener à une rupture fragile dite catastrophique (II) ;
- un mécanisme de déformation plastique peut aussi générer un méplat d'usure (III) et avoir les mêmes conséquences qu'une usure irrégulière ;
- les auteurs notent aussi la possible apparition de fissures, de la surface vers l'intérieur de l'insert, qu'ils nomment littéralement “peau de reptile” (*reptile skin*) que l'on peut traduire par écaillage (IV) (*fig. 1.2.3b*). Ce type de fissuration est généralement observé à la suite de forages dans des formations tendres (*e.g.* gypse, calcite, manganèse, magnétite) pour lesquelles une usure à forte composante thermique intervient. Ces dégradations mènent la plupart du temps à une rupture fragile de l'insert (II).



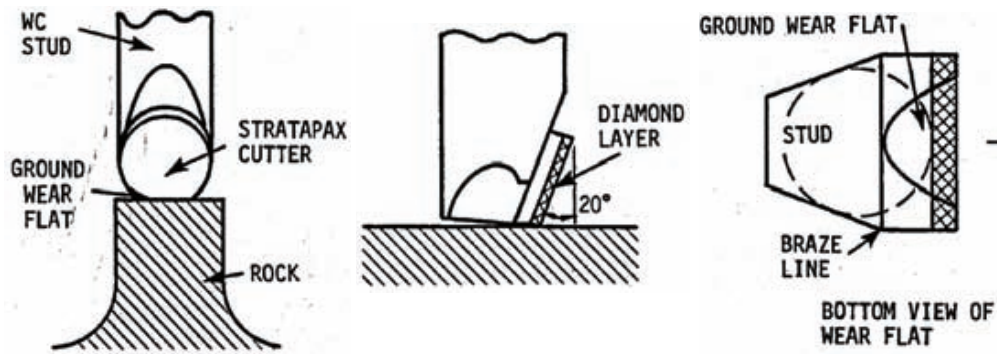


FIGURE 1.2.4 – Développement d'un méplat suite à une usure abrasive et/ou thermique [Kelsey 1981].

### Dégradation macroscopique des taillants PDC

Les premières études sur les performances des outils PDC montraient que les taillants sont à utiliser avec de faibles charges relativement à ce qui est réalisé avec les outils tri-cônes [Cortes 1981]. De ce fait, ils ne pouvaient alors servir qu'à l'excavation de formations tendres. Ces études ont alors permis d'observer principalement deux modes de dégradation [Kelsey 1981, Hibbs 1983, Glowka 1985]

- l'usure abrasive par enlèvement de microcopeaux de diamant générant les plus faibles taux d'usure ;
- l'usure thermique induite par des efforts de frottement élevés lors de l'utilisation de charges trop importantes sur le taillant.

Ces modes d'usure ont tout deux pour résultat le développement d'un méplat d'usure caractéristique sous le taillant (*fig. 1.2.4*).

ERSOY et WALLER [Ersoy 1995] expliquent que l'usure abrasive est le mode de dégradation le plus commun des taillants lors d'un forage car 80 % de la croûte terrestre est formée de composés durs et potentiellement abrasifs comme la silice ( $\text{SiO}_2$ ), l'alumine ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) et l'hématite ( $\text{Fe}_2\text{O}_3$ ). Néanmoins, ils ajoutent que d'autres phénomènes peuvent contribuer à la dégradation des taillants (voir *fig. 1.2.5*) :

- l'érosion des taillants se produit lorsque les fluides de forage contiennent une forte concentration en particules abrasives ou lorsque la vitesse de circulation des boues de forage est très élevée ;
- des ruptures par fatigue (5) interviennent lorsque l'outil est sujet à des charges excessives et que des impacts répétés des taillants contre les surfaces rocheuses se produisent ;
- dans une moindre mesure, des phénomènes de corrosion (7) peuvent être créés par le déplacement d'électrons entre l'outil et la roche au travers des boues. Ce type d'usure forme un ensemble de porosités ou microcratères suite à l'attaque chimique du cobalt ;
- des fissures (1), de l'écaillage (4), du microlabourage ou de la coupe (2) sur le taillant apparaissent à la suite d'impacts de minéraux durs et de fragments de roches à grandes vitesses. MOSELEY *et al.* [Moseley 2009] ajoutent qu'il peut y avoir, comme ce qui est observé au niveau de la roche lors d'une indentation, des fissurations hertziennes (6).

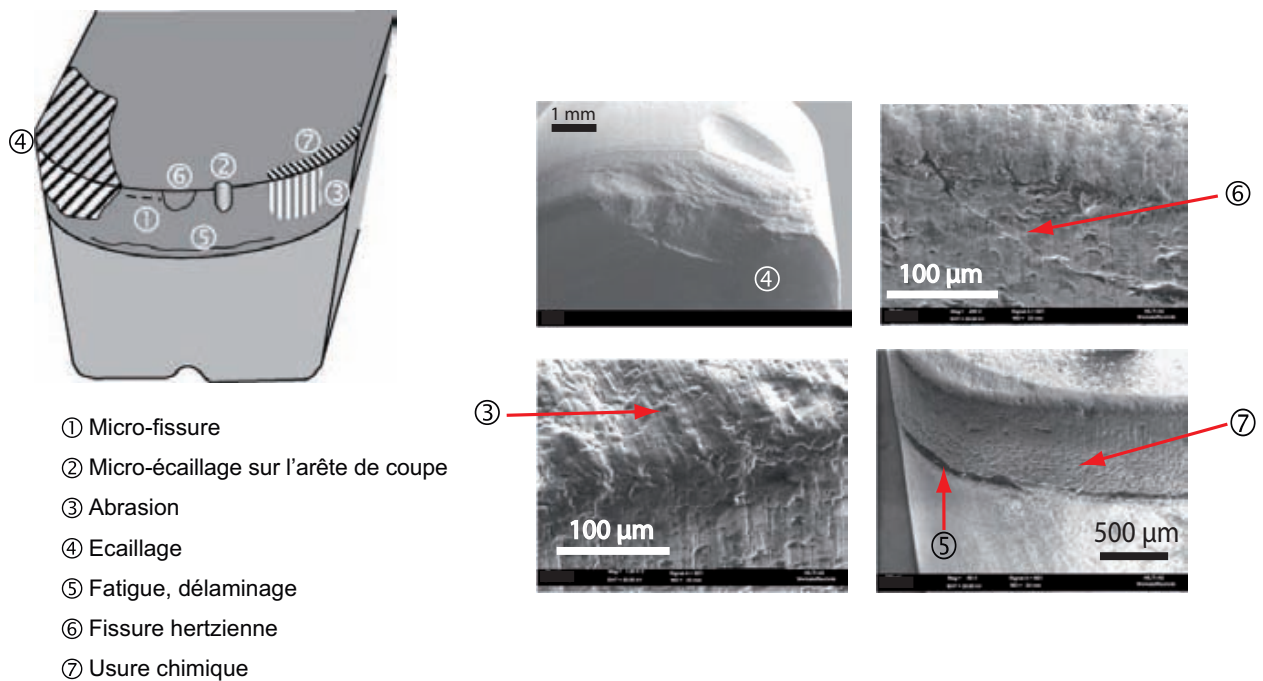


FIGURE 1.2.5 – Schématisation des modes d'usure des taillants PDC et micrographies correspondantes [Moseley 2009].

Les auteurs expliquent aussi que la partie diamant des taillants étant fragile relativement au substrat en WC-Co, la part de l'usure par fracture fragile a tendance à augmenter du fait de l'utilisation de ces taillants PDC lors de forages de formations de plus en plus dures.

## 1.2.2 Dégradation microstructurale des matériaux

### Microstructures et résistances à l'usure

Le carbure de tungstène-cobalt est un carbure cimenté formé de grains prismatiques de carbure de tungstène et d'une phase liante métallique de cobalt (*fig.1.2.6*). Comme indiqué précédemment, le contrôle des paramètres de taille de grain et de la proportion en phase liante permet de gérer le compromis entre dureté et ténacité respectivement liés à la capacité de fracturer la roche et à celle de résister aux chocs. À titre d'exemple, l'entreprise SANDVICK [SAN 2005], fabricant de matériels en carbures cimentés, présente une vue globale des variations de propriétés mécaniques (*fig. 1.2.7*) obtenues avec leur gamme de produits dont la formulation est basée sur la modulation entre la taille des grains de WC et la proportion de cobalt. Ils exposent logiquement qu'une proportion de cobalt élevée permet d'obtenir une résilience du matériau élevée d'après leurs mesures de ténacité (*fig. 1.2.7b*) avec en contrepartie une résistance à l'usure faible (*fig. 1.2.7d*) associée à une dureté elle-même faible (*fig. 1.2.7b1.2.7c*). Aussi, plus la taille de grain est élevée, plus la ténacité est importante, la dureté est faible et en conséquence la résistance à l'usure est faible.

Le PDC<sup>3</sup> se présente sous forme d'agglomérats de micrograins de diamant entourés d'une

3. Quelquefois présenté sous le nom de diamant cimenté polycristallin (*polycrystalline cemented diamond*)

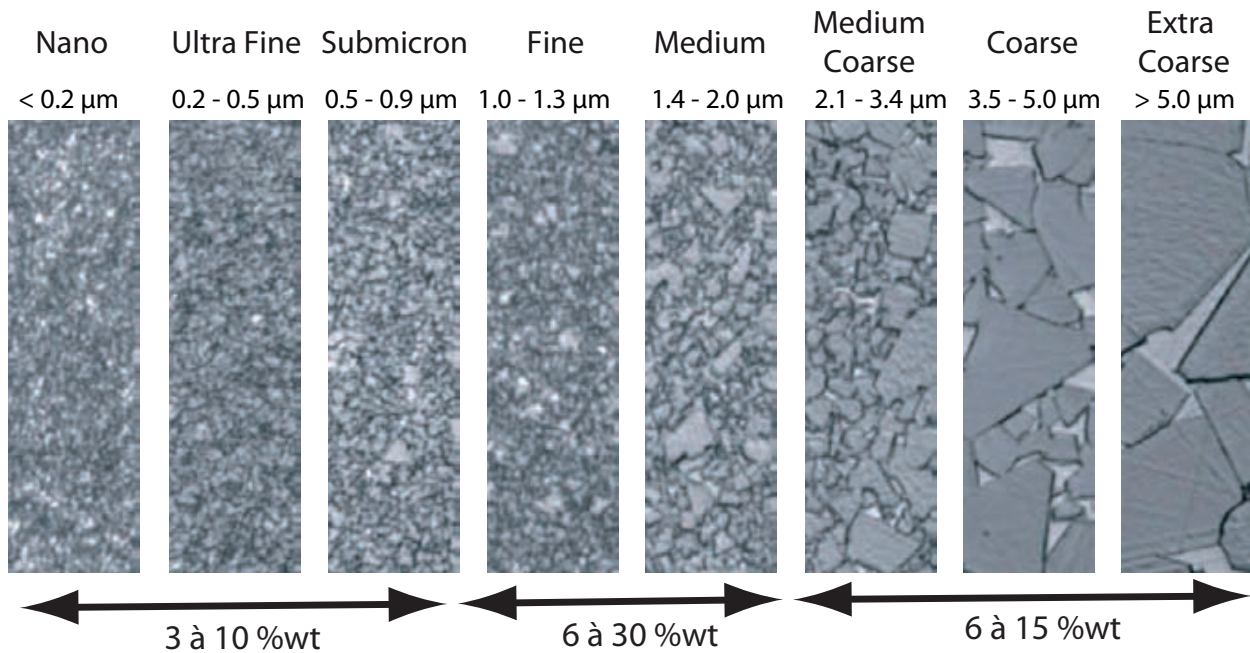


FIGURE 1.2.6 – Micrographie illustrant la variété de tailles de grain et de proportions de cobalt pour les carbures cémentés WC-Co commerciaux [SAN 2005].

phase cobalt (*fig. 1.2.8*). Pour les matériaux PDC, la taille de grain est directement liée à la proportion en phase cobalt et croît avec la proportion de celle-ci [Hong 1988]. MIESS et RAI [Miess 1996] réalisent des essais de type brésilien, soit une mise en compression suivant un diamètre d'échantillons PDC cylindriques comportant un défaut critique calibré. La ténacité  $K_{IC}$  est alors calculée en tenant compte de la charge à la rupture, la taille du défaut critique, l'épaisseur et le diamètre de l'échantillon. De plus, ils effectuent des essais d'abrasion de taillants PDC (*i.e.* avec un substrat en WC-Co) sur un tour d'usure muni d'une meule en granite (essais de type *granite log*). La résistance abrasive est déterminée en faisant le rapport entre le volume de roche enlevée et l'aire du méplat d'usure formé sur l'échantillon. Les résultats sont ensuite normalisés relativement à un échantillon possédant une taille moyenne de grain de 30 µm afin de déterminer une résistance abrasive relative. À la suite de ces essais, ils décrivent une augmentation rapide de la ténacité des PDC avec la taille de grain jusqu'à environ 40 µm et une stabilisation de la ténacité au-delà de 40 µm (*fig. 1.2.9a*). À l'opposé, la résistance à l'abrasion suit une tendance décroissante avec la taille des grains de diamant et donc avec la proportion de cobalt (*fig. 1.2.9b*).

### Mécanismes d'usure du WC-Co

Les mécanismes d'usure définissent un scénario chronologique de manifestations de ruptures mécaniques à l'échelle de la microstructure des matériaux. CHERMANT et OSTERSTOCK [Chermant 1976] expliquent que le principal mécanisme de rupture du WC-Co au niveau microstructural se produit par rupture ductile du liant cobalt. Cependant, lorsque la

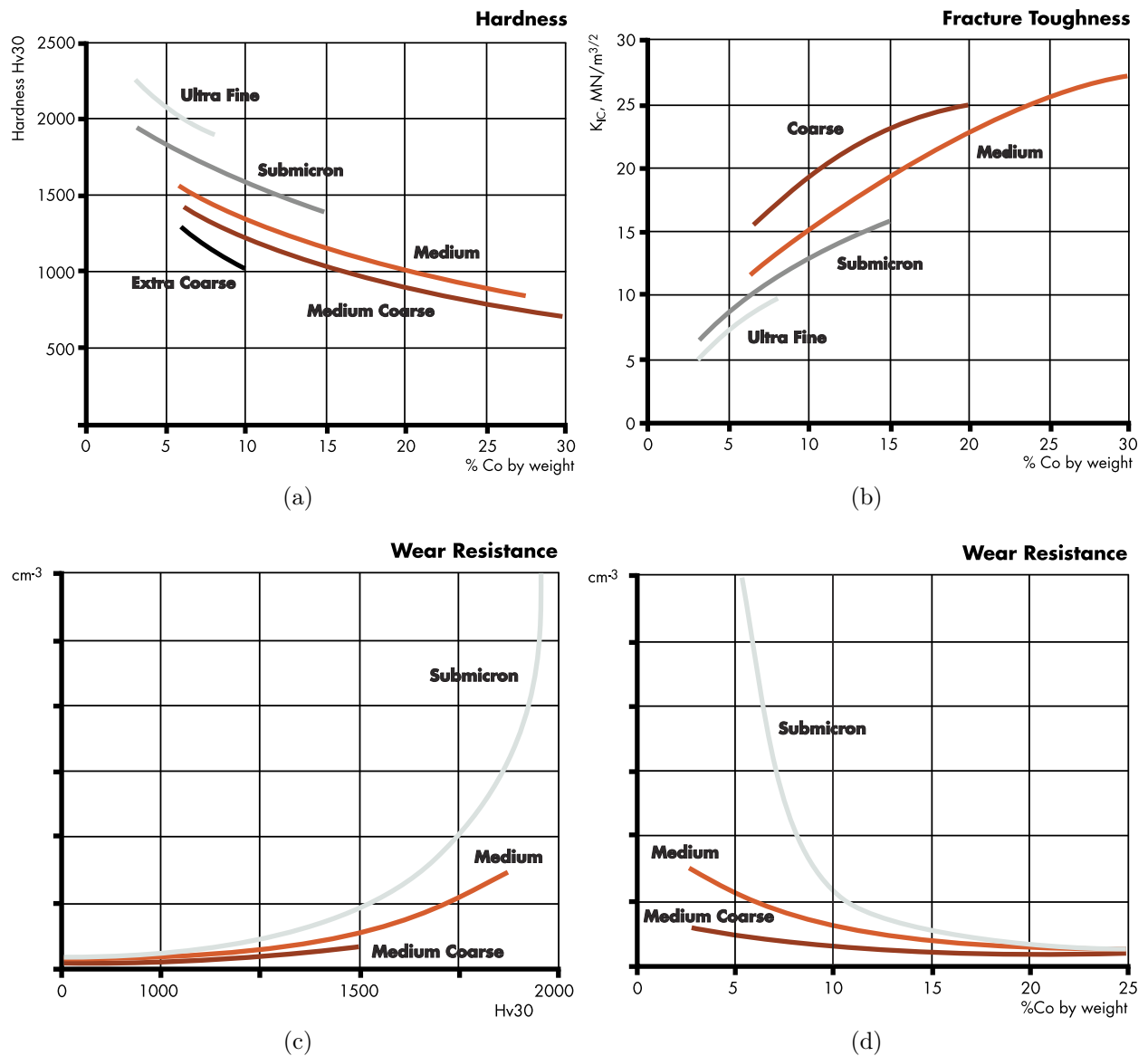


FIGURE 1.2.7 – Effets de la taille de grain et de la proportion de cobalt sur les propriétés mécaniques des carbures cimentés [SAN 2005] : a - dureté Vickers HV30 *vs.* %Co ; b - ténacité *vs.* %Co ; c - résistance à l'usure *vs.* dureté Vickers HV30 ; d - %Co.

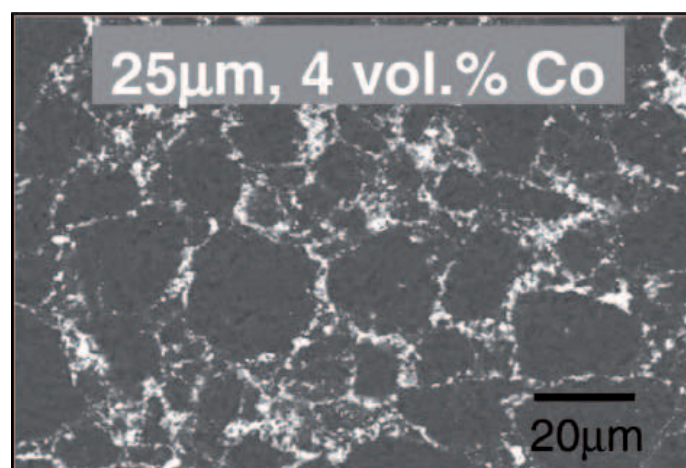
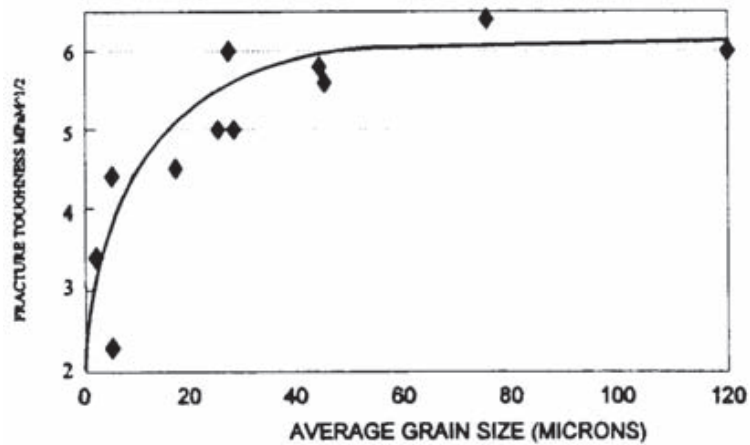
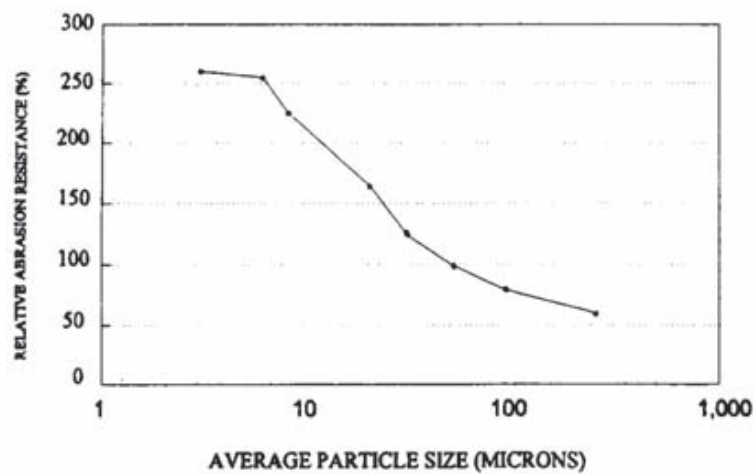


FIGURE 1.2.8 – Micrographie au MEB d'un échantillon PDC [Moseley 2009]



(a)



(b)

FIGURE 1.2.9 – Effets de la taille moyenne des grains de diamant sur les propriétés mécaniques des PDC [Miess 1996] : a - mesure de ténacité par essais brésiliens ; b - mesure de la résistance à l'abrasion de type *granite log*.



proportion de cobalt dans le carbure cimenté est faible, la contigüité des agrégats de WC augmente nettement et implique alors d'autres modes de fracturation comme la décohésion des joints de grains de WC, du clivage au travers des grains de WC et des fissurations à l'interface entre les grains de WC et le liant Co. De fait, les joints de grains de WC et les interfaces WC/Co sont relativement fragiles et absorbent moins d'énergie de fracture pendant la propagation de fissures en comparaison de la phase liante au comportement ductile [Felten 2008].

BESTE *et al.* [Beste 2001] réalisent une étude bibliographique sur les mécanismes d'usure des inserts en WC-Co suivant les conditions de forage (*tab.* 1.2.1). Ils décrivent des mécanismes d'usure distincts dépendant du type de roche forée et des modes de forage menant à des conditions au contact et à des sollicitations différentes. Les matériaux carburés doivent alors être optimisés pour faire face à des impacts répétés, à de la friction menant parfois à la génération de températures importantes, et ceci, par la modulation de la taille des grains de WC et de la proportion de Co. Cette optimisation est réalisée dans l'optique d'accroître la résistance d'un point de vue mécanique et vis-à-vis de multiples effets thermiques sur les inserts. Les mécanismes d'usure comprennent des fractures de grains, des pertes de grains, de l'abrasion, des fissures thermiques, des fissures de fatigue ou une combinaison de tout cela. Ces mécanismes peuvent faire partie d'une dégradation globale du matériau et représenter alors une succession d'étapes pouvant se conclure par la destruction de l'insert. À titre d'exemple, BESTE *et al* énumèrent les étapes chronologiques d'un mécanisme d'usure d'origine thermique se produisant dans les formations non abrasives et tendres telle que la magnétite :

1. les premiers signes de dégradation se manifestent par l'apparition de larges fissures peu profondes en surface de l'insert dues à des sollicitations locales en tension excédant la ténacité du matériau. La surface de l'insert est aussi polie par un mécanisme de légère abrasion ;
2. après un grand nombre d'impacts, la résistance du carbure à la fatigue thermique est dépassée et de petites fissures sont initiées dans la phase liante. La roche forée adhère à la surface de l'insert. De plus grandes fissures se forment et donnent un aspect plus rugueux à la surface de l'insert. Les mécanismes d'abrasion deviennent un peu plus importants, des grains de WC sont fracturés et se fragmentent en formant des débris ;
3. les bords des fissures les plus larges s'écaillent sous l'influence des petites fissures thermiques. Le cobalt et les petits morceaux de grains de WC fracturés sont enlevés par abrasion. Les températures flashes (*i.e.* élévations brutales de température), générées par les multiples impacts, produisent des transitions de phase du liant, de cubique face centrée à hexagonal compact, sur une fine couche en surface. La forme allotropique hexagonal compact du cobalt est fragile et cette couche se brise sous les impacts et les fluctuations thermiques ;
4. un écaillage en surface est maintenant visible. Des grains entiers de WC sont enlevés

par abrasion et affecte par la même occasion la phase Co. De la matière rocheuse pénètre dans les fissures. Des phénomènes de corrosion peuvent se produire au niveau de la phase Co. ;

5. le carbure cimenté ne peut plus absorber davantage d'énergie mécanique et, sous la surface rugueuse, les fissures interagissent pour finalement provoquer une fracture catastrophique de l'insert.

De la même manière, GEE *et al.* [Gee 2007] décrivent les mécanismes d'usure par abrasion et d'érosion du WC-Co qui sont au final similaires à plusieurs points cités dans l'exemple précédent :

1. dans un premier temps, la phase liante est enlevée sur une faible profondeur en surface de l'insert (*fig.* 1.2.10c) ;
2. puis, plus profondément, la phase liante subit des déformations plastiques et se rainure ;
3. ensuite, il y a accumulation de déformation plastique dans les grains de WC, ce qui entraîne des fractures de grains de WC et une fragmentation de ceux-ci (*fig.* 1.2.10a et 1.2.10b) ;
4. des fissures se forment entre les grains de WC et finalement, des grains entiers de WC se désolidarisent du corps de l'insert (*fig.* 1.2.10d).

### Mécanismes d'usure des PDC

Dans le domaine particulier de l'usinage de matériaux en bois revêtus d'alumine (revêtement de sols stratifiés), BAI *et al.* [Bai 2004] travaillent avec des outils surmontés de plaquettes de PDC et parlent alors d'usure principalement abrasive pour celles-ci. Au niveau microstructural, ils observent un mécanisme de ruptures inter et transgranulaires montrant alors que les grains de diamant peuvent subir des clivages sous l'effet des sollicitations lors d'un usinage (*fig.* 1.2.11).

Dès les premières études sur la dégradation des PDC, l'abrasion est mise en avant par l'observation de stries en surface des échantillons après un forage. HIBBS et SOGOLAN [Hibbs 1983] parlent alors simplement d'un mécanisme de microdécoupe individuelle des grains de diamant par les grains abrasifs de la roche. Ces auteurs décrivent deux autres mécanismes d'usure d'origine thermique lors d'essais à sec et à hautes vitesses :

- le centre du méplat d'usure révèle alors des endommagements importants avec fissurations intergranulaires et arrachements de grains ;
- la périphérie du méplat, sujette à des températures moins importantes, est polie. L'hypothèse évoquée met en cause une oxydation et/ou une graphitisation du diamant.

Sur ce dernier point, MIESS et RAI [Miess 1996] font une analyse thermogravimétrique sous oxygène d'une poudre de diamant (*fig.* 1.2.12a) et réalisent des essais en température de plaquettes PDC obtenues avec ces poudres. Ils montrent alors que la dégradation en température du PDC se produit au-delà de 600 °C par oxydation du diamant pour former du

TABLE 1.2.1 – Étude bibliographique sur la phénoménologie de la dégradation et les mécanismes d'usure des inserts en WC-Co [Beste 2001].

| Mode de forage | Type de roche                              | Température de contact | Paramètres critiques                                                                                               | Microstructure                    | Mécanisme d'usure                                                                     |
|----------------|--------------------------------------------|------------------------|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----------------------------------|---------------------------------------------------------------------------------------|
| Coupe          | Très abrasive, roche tendre (calcaire)     | Basse (vitesse faible) | Grande dureté                                                                                                      | Petits grains de WC               | Fracture/perte des grains de WC ; abrasion                                            |
| Coupe          | Très abrasive, roche tendre (calcaire)     | Haute (vitesse élevée) | Résistance à la plasticité ; résistance au fluage ; faible résistance thermique ; faible dilatation en température | Gros grains de WC ; peu de Co     | Enlèvement de Co + perte de grains de WC, perte de gros copeaux de matière ; abrasion |
| Percussion     | Non abrasive, roche tendre (magnétite)     | Haute                  | Résistance contraintes thermiques en tension ; résistance à la fatigue thermique                                   | Gros grains de WC ; peu de Co     | Fissures thermiques, écaillage                                                        |
| Percussion     | Moyennement abrasive, roche dure (granite) | Moyenne                | Haute résistance à la compression ; résistance aux contraintes en tension                                          | Moyens grains de WC               | Usure par impact et fatigue ; abrasion                                                |
| Coupe          | Hautement abrasive, roche dure (quartzite) | Basse à moyenne        | Grande dureté                                                                                                      | Petits grains de WC ; peu de Co   | Usure abrasive latérale ; fissures                                                    |
| Coupe          | Hautement abrasive, roche dure (quartzite) | Haute                  | Grande dureté et résistance à la fatigue thermique                                                                 | Moyens grains de WC : moins de Co | ?                                                                                     |
| Coupe          | Non abrasive, roche tendre (calcite)       | Basse mais variable    | Résistance à la fatigue thermique                                                                                  | Gros grains de WC                 | Fatigue thermique                                                                     |



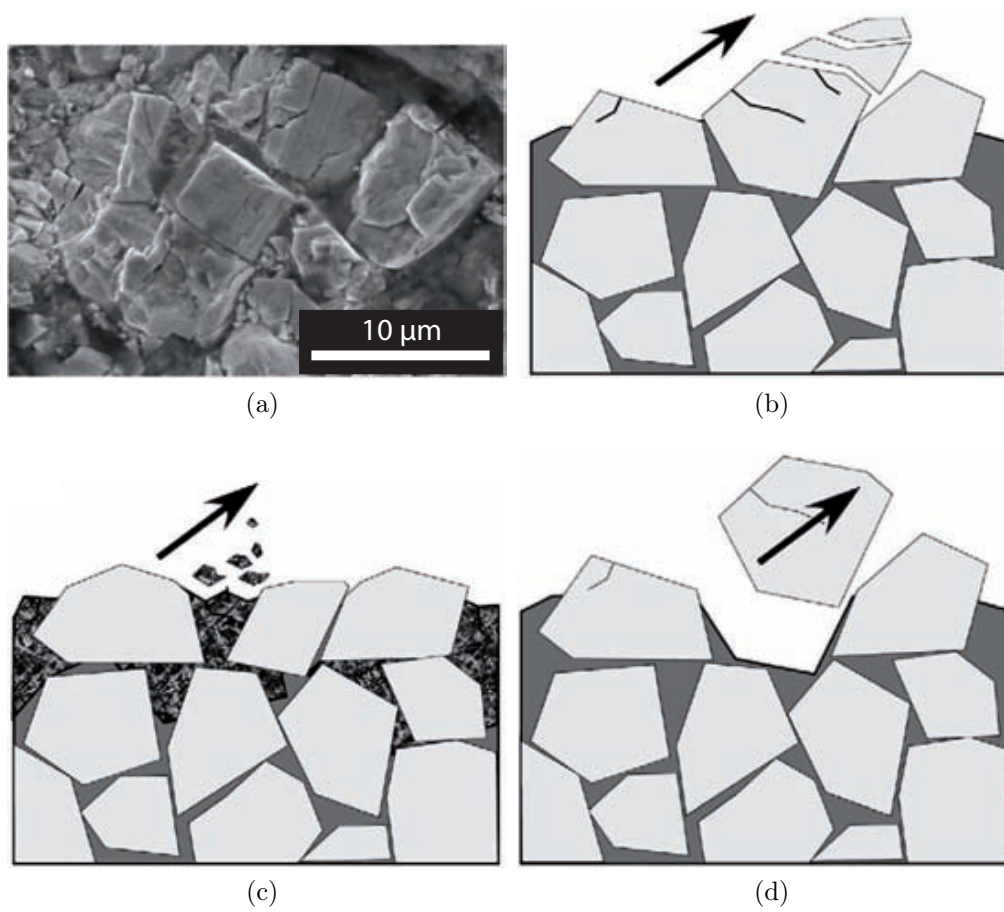


FIGURE 1.2.10 – Illustrations des mécanismes d'usure [Beste 2008] : a - observation au MEB de fractures de grains de WC ; b - fractures de grains de WC ; c - perte de phase Co en surface ; d - désolidarisation de grain WC.

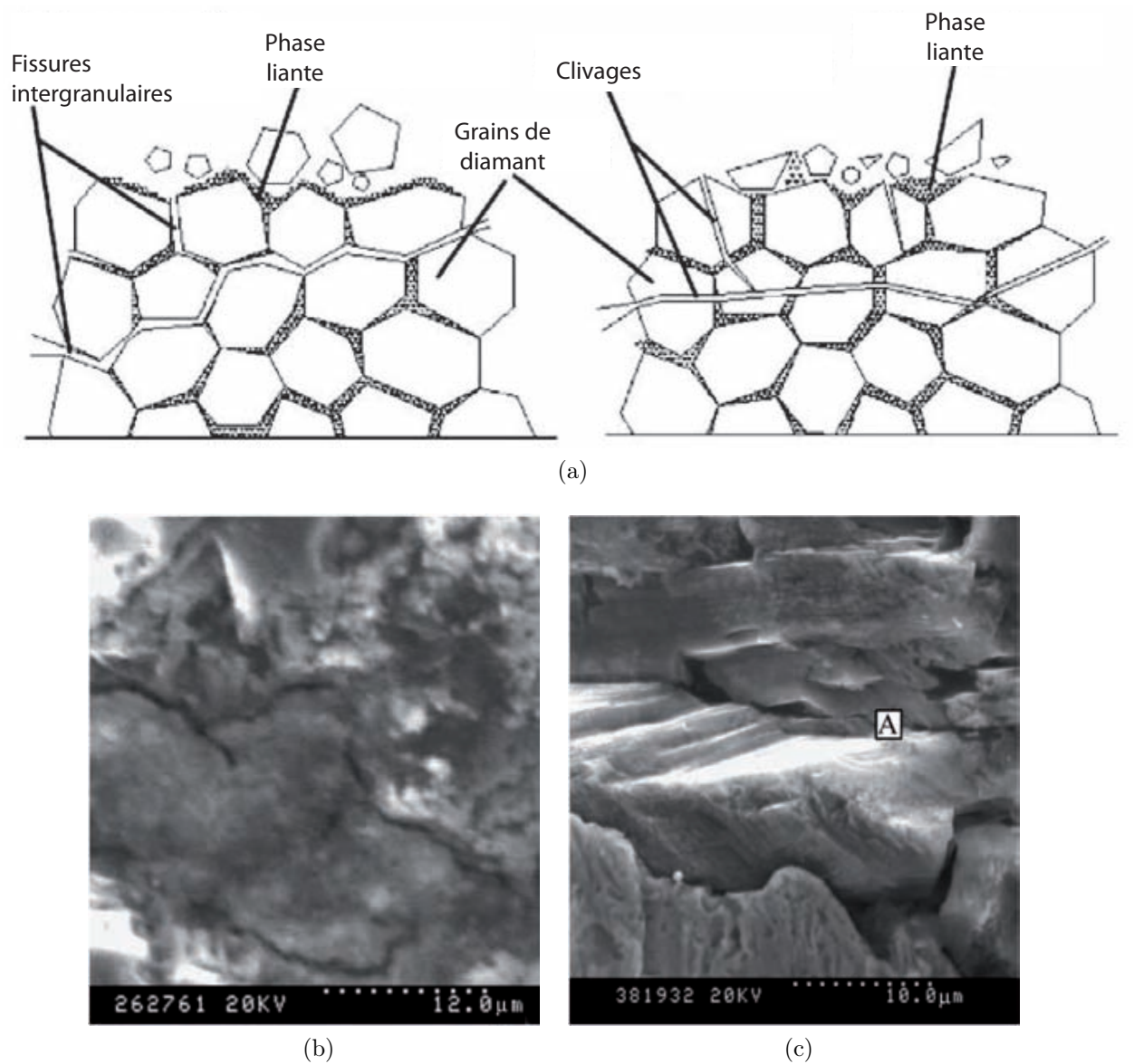


FIGURE 1.2.11 – Mécanismes microscopiques de rupture dans les PDC [Bai 2004] : a - schémas de fissuration intergranulaire et transgranulaire ; b - micrographie au MEB de fissurations ; c - micrographie au MEB de grains clivés.

dioxyde de carbone. La combustion du diamant s'accroît pour atteindre un pic à 1080 °C et la poudre est consommée à 99,8 % de sa masse initiale à 1348 °C.

Lors d'essais d'usure en laboratoire, HIBBS et SOGOIAN [Hibbs 1983] utilisent des thermocouples positionnés au plus près du contact taillant/roche au niveau du méplat d'usure (*fig. 1.2.12b*) afin d'évaluer par extrapolation la température moyenne de contact lors d'un forage. Lors de leurs essais, ils évaluent des températures moyennes au contact ne dépassant pas 300 °C sous lubrification et 400 °C à sec (*fig. 1.2.12c*). GLOWKA [Glowka 1985] note lors d'essais similaires qu'un accroissement du taux d'usure se produit lorsque la température au méplat d'usure dépasse les 350 °C. Ces valeurs peuvent laisser entrevoir la possibilité de dépasser localement les 600 °C en température instantanée sous des conditions géothermiques ou sous des conditions de friction extrêmes du taillant (*e.g.* efforts ou vitesses élevés).

En deçà de 600 °C, il reste l'éventualité d'une graphitisation du diamant au niveau du méplat d'usure. Sous vide, cette transformation intervient vers 1500 °C. Cependant à pression atmosphérique et à température ambiante, l'énergie de liaison élevée de type  $sp^3$  entre les atomes de carbone du diamant se traduit par une barrière d'activation élevée séparant les deux variétés allotropiques du carbone [Hellala 2006]. Dans ces conditions, la graphitisation est improbable comme en témoignent les diamants naturels. Au-delà de 300 °C, TALLANT *et al.* [Tallant 1995] montrent, par l'analyse de spectres Raman de revêtement DLC (ou *diamond-like carbon*), qu'apparaissent des liaisons carbone-carbone de type  $sp^2$  caractéristiques du graphite nanocristallin (ou carbone vitreux), à partir de liaisons  $sp^3$ . Cependant, ces matériaux DLC ne sont que partiellement similaires au diamant (de par leurs liaisons de type  $sp^3$ ) et aucune étude dans la littérature actuelle ne permet de mettre clairement en évidence l'apparition de graphite en surface de taillants PDC usés.

Un autre point pouvant jouer un rôle sur la dégradation des taillants est la présence de contraintes résiduelles importantes dans le duo de matériaux PDC/WC-Co. La table diamantée possède un coefficient de dilatation deux fois moindre que celui du substrat en WC-Co (*i.e.*  $2,5 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  contre  $5,2 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  d'après [Paggett 2002]), ce qui a pour effet de mettre la partie PDC globalement en compression et le substrat en traction lors du refroidissement post-frittage du taillant. Ces contraintes résiduelles peuvent causer des décohésions entre la partie diamant et celle en WC-Co ou favoriser la propagation de fissures sous l'effet des contraintes de traction.

A titre d'exemple, KRAWITZ *et al.* [Krawitz 1999] relèvent par diffraction de neutrons des valeurs de contraintes résiduelles de la composante radiale pouvant aller jusqu'à près de 700 MPa en traction dans le substrat et en compression dans le PDC à l'interface entre les deux matériaux (*fig. 1.2.13a*). D'autres auteurs, par le biais de simulations numériques, décrivent des contraintes résiduelles pouvant dépasser 1 GPa [Cao 2006] (*fig. 1.2.13b*). Ces valeurs de contrainte sont élevées et se rapprochent des limites de résistance mécanique du WC-Co et du PDC, ce qui expliquerait la propagation de fissures et les fractures sous des sollicitations mécaniques sévères. GLOWKA [Glowka 1985] parle de la possibilité d'une déformation plastique du WC-Co sous l'effet de ces contraintes dans l'hypothèse où la température

FIGURE 1.2.12 – Température de dégradation du diamant et température de contact taillant/roche : a - analyse themogravimétrique d'une poudre de diamant [Miess 1996]; b - plan des positions de thermocouples sur un taillant (A à E) [Hibbs 1983]; c - acquisition de la température moyenne de contact taillant/roche [Hibbs 1983].

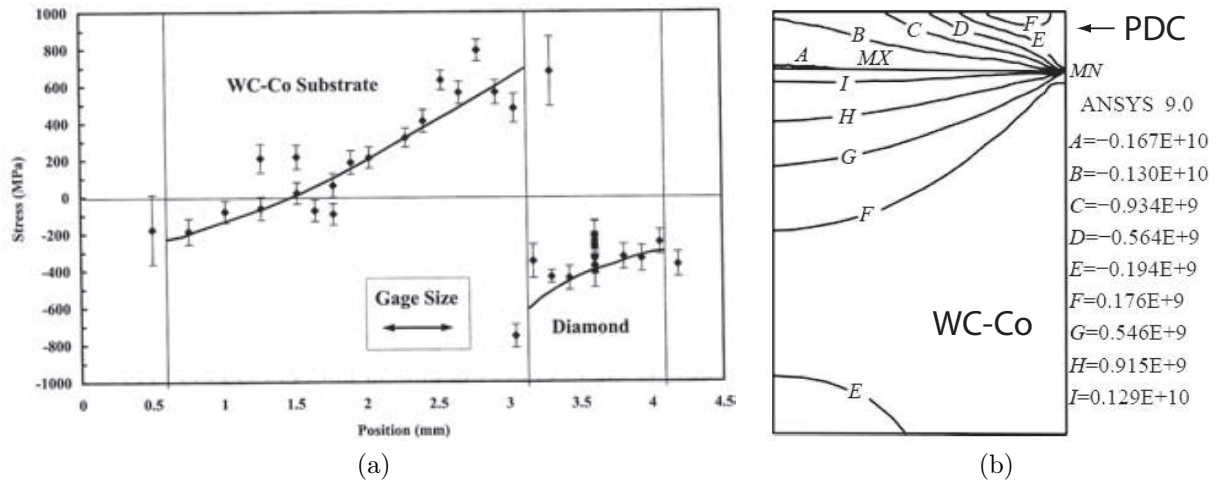


FIGURE 1.2.13 – Contraintes résiduelles dans le taillant PDC : a - mesures en composante radiale par diffraction de neutrons le long d'une section de taillant [Krawitz 1999] ; b - distribution de contraintes radiales (en Pa) sur une demi-section de taillant [Cao 2006].

au niveau du méplat d'usure dépasse les 350 °C. Ceci mènerait à la formation de porosités dans la microstructure du WC-Co formant alors des défauts critiques à l'origine d'initiation de fissures.

Actuellement, la maîtrise des contraintes résiduelles est un argument commercial pour les fabricants et les taillants actuels sont réalisés avec un design d'interface particulier qui permet de les modérer.

## 1.3 Démarche tribologique pour les outils de forage

### 1.3.1 Mécanique du contact sec

#### Lois empiriques du frottement

Le frottement est la force résistante tangentielle à l'interface commune entre deux corps lorsque, sous l'action d'une force externe, un corps se déplace ou tend à se déplacer relativement à la surface de l'autre [OEC 1969]. Les lois empiriques du frottement de AMONTONS-COULOMB énoncent [Santner 1998] :

- la force de frottement  $F_T$  est proportionnelle à la charge normale  $F_N$  permettant de définir un coefficient de frottement  $\mu$ . Afin d'initier le mouvement relatif entre deux solides en contact, l'effort nécessaire est plus important que celui permettant de conserver un mouvement dynamique ; (le coefficient de frottement statique  $\mu_s$  est plus important que le coefficient de frottement dynamique). Le coefficient de frottement est une propriété d'usage du système tribologique, il dépend du couple de matériaux en contact et de l'environnement dans lequel il se trouve.
- la force de frottement est indépendante de la surface de contact. Plus précisément, la force de frottement ne dépend pas de la surface apparente de contact mais peut

être affectée par l'aire réelle de contact. Cette dernière regroupe la somme d'un grand nombre de petites aires réalisées par les jonctions des aspérités des surfaces rugueuses des deux solides en contact [Bowden 1950].

- *Le coefficient de frottement est indépendant de la vitesse de glissement.* À ce sujet, BHUSHAN [Bhushan 1999] indique que le coefficient de frottement possède habituellement une légère décroissance en fonction de la vitesse de glissement (*i.e.* quelques pour cent de l'amplitude de  $\mu$ ). Le changement de vitesse résulte en une modification du taux de cisaillement au contact ce qui peut influencer les propriétés du couple de matériaux. 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. Aussi, de grandes charges et vitesses au contact 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.

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. Beaucoup de couples de matériaux montrent une dépendance de leur coefficient de frottement avec la charge, la vitesse de glissement et l'aire apparente de contact [Bhushan 1999].

### Contact hertzien

La théorie de HERTZ permet de réaliser le calcul de la distribution de pression  $P_r$ , de l'aire de contact et de la profondeur de pénétration  $\delta_0$  entre deux matériaux élastiques suivant différentes configurations géométriques de contact. Ces calculs nécessitent au préalable la définition du module élastique effectif  $E^*$ , paramètre permettant de tenir compte des modules de Young des deux corps en contact, soit  $E_1$  et  $E_2$ , et de leurs coefficients de Poisson  $\nu_1$  et  $\nu_2$  (eq. 1.3.1).

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \quad (1.3.1)$$

Dans le cas d'un contact sphère-plan (*fig.* 1.3.1a), les relations suivantes sont utilisées pour le calcul (en coordonnées polaires de distance à l'origine  $r$ ) du rayon de contact  $a$ , de l'enfoncement, de la pression de contact pour une sphère de rayon  $R$  dont la pression maximale  $P_0$  et la pression moyenne  $P_m$  [Fouvry 1998] :

$$a = \left( \frac{3F_N R}{4E^*} \right)^{1/3} \quad (1.3.2)$$

$$\delta_0 = \frac{a^2}{R} = \left( \frac{9F_N^2}{16RE^{*2}} \right)^{1/3} \quad (1.3.3)$$

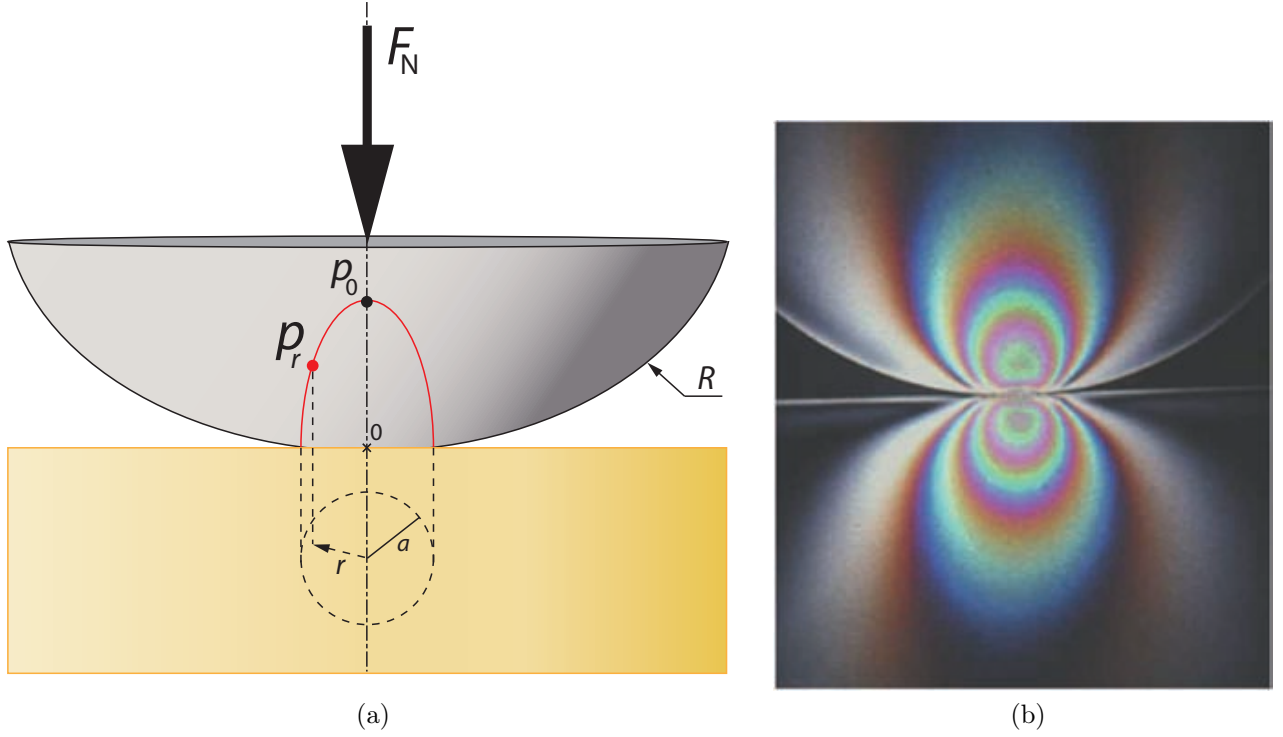


FIGURE 1.3.1 – Contact de Hertz pour un contact sphère-plan : a - illustration de la distribution de pression ; b - photoélasticimétrie avec visualisation de la distribution des contraintes dans des matériaux transparents [Inglebert 2012].

$$P_0 = \frac{3}{2}P_m = \frac{3F_N}{2\pi a^2} = \frac{3}{2\pi} \left( \frac{16E^*F_N}{9R^2} \right)^{1/3} \quad (1.3.4)$$

$$P_r = P_0 \sqrt{1 - \left( \frac{r}{a} \right)^2} \quad (1.3.5)$$

En statique, au niveau du plan, les contraintes de surface sont en compression exceptée au bord du contact et les courbes d'isocontraintes forment des courbes elliptiques (*fig. 1.3.1b*). Les matériaux gardent un comportement élastique, sans déformation permanente pour les matériaux ductiles ou sans rupture pour les matériaux fragiles, si la contrainte maximale ne dépasse pas leur limite d'élasticité. Ceci permet en particulier d'expliquer la formation et la géométrie courbe de certaines fissures nommées plus haut fissures de type hertzienne lors d'une indentation ou d'un impact.

En dynamique, la distribution des contraintes devient asymétrique avec une mise en compression à l'avant du contact et en tension à l'arrière du contact et ce phénomène s'accroît avec l'augmentation du coefficient de frottement (*fig. 1.3.2a*). Cette asymétrie explique la formation de fissures en arc de cercle dans les contrefaces de matériaux fragiles lors de glissements de type sphère-plan.

Dans le cadre de l'étude du contact entre des inserts coniques à bout sphérique et la roche, la théorie de Hertz est intéressante pour la détermination de la pression maximale de contact, afin de comprendre la formation de certaines géométries de surface d'usure ou de fracture. De même pour les taillants PDC cylindriques, cette théorie peut amener des



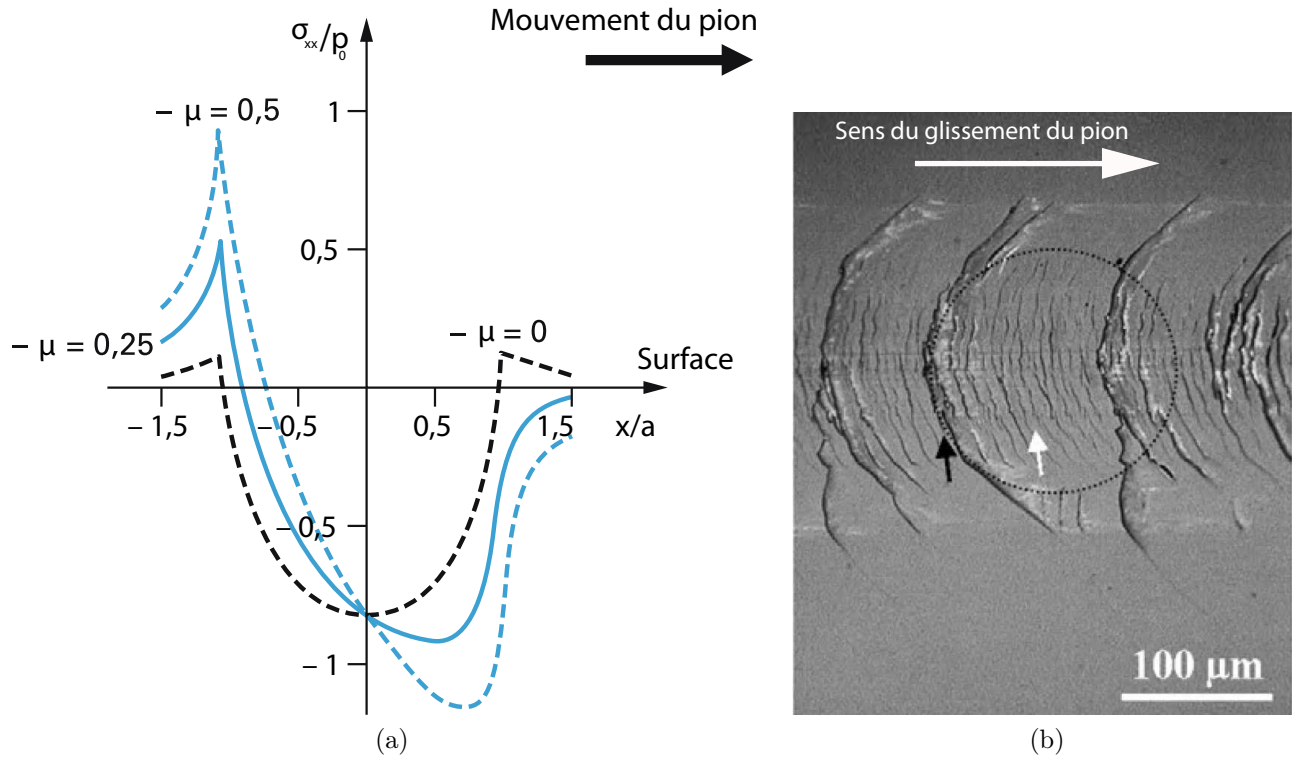


FIGURE 1.3.2 – Contact Hertzien lors du glissement d'un contact sphère-plan : a - distribution des contraintes lors du glissement ( $\mu = 0$  cas statique et  $\mu > 0$  cas dynamique) [Inglebert 2012]; b - Fissures en arc de cercle à la surface d'une céramique  $\text{Si}_3\text{N}_4$  revêtue de verre après frottement contre une sphère en acier [Geng 2010].

éléments sur la forme de certains faciès de rupture.

### Modélisation des cinétiques d'usure

La prédominance de l'interaction en percussion/écrasement entre inserts et roches, et le peu d'études sur la part du frottement dans cette configuration, ne permettent pas de mettre en évidence, dans la littérature, des cinétiques d'usure. Concernant les taillants PDC, la formation progressive d'un méplat d'usure est intimement liée à l'évolution des performances des outils au cours d'un essai. Partant de ce constat, la modélisation des cinétiques d'usure est une étape clé afin d'estimer la durée de vie d'un outil.

Le modèle d'usure le plus répandu dans le domaine de la tribologie est celui établi par ARCHARD<sup>4</sup> [Archard 1953] qui énonce que le volume usé  $V$  d'un matériau lors d'un contact frottant est proportionnel au produit de l'effort  $F_N$  appliqué sur celui-ci par la distance de glissement  $L$  (eq. 1.3.6). Le coefficient de proportionnalité  $k$  est alors appelé taux d'usure et varie typiquement entre  $10^{-9}$  et  $10^{-4} \text{ m}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$  [Berthier 1998]. Cette formulation ne faisant pas apparaître la contribution des matériaux en contact, il ajoute que le coefficient de

4. D'après MONTGOMERY *et al.* [Montgomery 2009], ce modèle fait suite aux travaux de REYE [Reye 1860] qui considère que le volume usé est proportionnel à l'énergie dissipée dans le contact et, comme indiqué aussi par ARCHARD, aux travaux de HOLM [Holm 1946] qui propose que le volume d'usure dépend des matériaux en contact et de la charge appliquée.



proportionnalité peut être défini comme le rapport d'un facteur  $k_0$  sur la dureté du matériau le plus tendre  $H$ .

$$\begin{cases} V = k \cdot F_N L \\ \text{ou} \\ V = \frac{k_0}{H} \cdot F_N L \end{cases} \quad (1.3.6)$$

Dans le domaine du forage, plusieurs auteurs ont adapté cette modélisation qui a montrée sa pertinence pour de nombreuses études tribologiques dans le cadre d'une usure abrasive. APPL *et al.* [Appl 1992] utilisent une version différentielle du modèle d'Archard en considérant les variations temporelles du volume usé en fonction de celle de la distance de glissement (*eq.* 1.3.7).

$$\frac{dV}{dt} = k \cdot F_N \frac{dL}{dt} \quad (1.3.7)$$

Toujours à partir du modèle d'Archard, DOURFAYE [Dourfaye 1995] propose un paramètre supplémentaire lié à l'agressivité de la roche  $A_d$ , au coefficient de frottement  $\mu$  et considère la dureté du taillant  $H_\theta$  fonction de la température de contact (*eq.* 1.3.8).

$$V = \frac{A_d}{H_\theta} \mu \cdot F_N L \quad (1.3.8)$$

Une démarche similaire est réalisée par WOJTANOWICZ et KURU [Wojtanowicz 1993], avec la prise en compte cette fois-ci d'un terme global d'abrasivité dont est fonction le coefficient de proportionnalité  $k_a$  (*eq.* 1.3.9).

$$V = k_a \mu \cdot F_N L \quad (1.3.9)$$

WOJTANOWICZ et KURU précisent, afin d'appliquer ce modèle d'usure, qu'ils considèrent le poids sur l'outil, la vitesse de rotation et le débit de boue constant ainsi qu'une formation forée homogène. En effet, le modèle d'Archard n'est valable que pour un couple outil/roche donné ainsi que des conditions opératoires figées telles que la lubrification et la température de contact.

Des variations au niveau de la nature du contact peuvent entraîner une nette rupture de pente, dans le tracé de  $V$  en fonction du produit  $F_N \times L$ , correspondant à un changement de régime d'usure. C'est ce qui est en partie abordé par APPL *et al.*, qui montrent qu'il a un changement de comportement du contact taillant roche lorsque le méplat d'usure se développe au-delà de la partie diamantée dans le substrat en WC-Co. Lors de leurs essais, cette transition se visualise clairement sur les courbes d'évolution de l'effort normal en fonction de l'aire du méplat (*fig.* 1.3.3a) et se situe alors lorsque ce méplat représente environ  $2 \text{ mm}^2$  (*i.e.*  $0.003 \text{ in}^2$  sur le graphique). Les essais étant réalisés à profondeur de passe et vitesse de coupe imposées, le volume de roche coupée est directement proportionnel au temps d'essai ou à la distance de coupe. Par conséquent, après analyse du relevé du volume de taillant usé

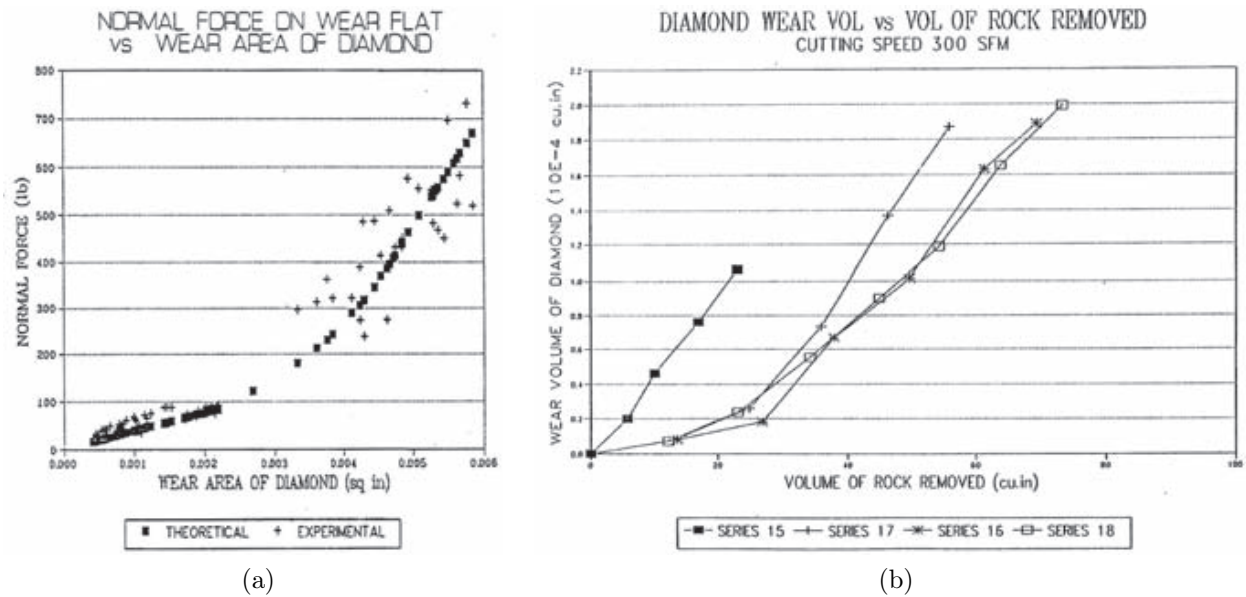


FIGURE 1.3.3 – Changement de régime d’usure à la frontière diamant/substrat [Appl 1992] : a - effort normal en fonction de l’aire du méplat d’usure; b - volume de taillant usé en fonction du volume de roche usé.

en fonction du volume de roche usée effectuée par APPL *et al.*, une augmentation du taux d’usure est visible lorsque le méplat d’usure s’étend sur le substrat en carbure de tungstène (*fig.* 1.3.3b).

### 1.3.2 Système tribologique

#### Triplet tribologique

La considération d’une région intermédiaire entre deux matériaux d’un contact frottant a été largement conceptualisée par GODET [Godet 1984] qui introduit la notion de troisième corps. Cette notion permet alors d’ajouter un paramètre important à la compréhension de la dynamique des interfaces et des mécanismes de frottement et d’usure [BERTHIER 1996]. Par exemple, le troisième corps peut artificiellement être mis en place grâce à des produits de lubrification dont le rôle est de réduire le frottement et l’usure des surfaces en contact [Cann 1998]. Dans le cas de contacts secs, le troisième corps est composé de particules détachées des surfaces frottantes.

Suite à cela, BERTHIER élargit le concept de troisième corps en définissant un système tribologique comme un ensemble de sous systèmes à trois niveaux, nommé triplet tribologique (voir *fig.* 1.3.1a) [Berthier 1998] dont :

- le mécanisme qui détermine les conditions opératoires du contact en lui transmettant les efforts, le mouvement cinématique et en lui imposant l’environnement de travail ;
- les éléments en contact ou premiers corps réagissent aux efforts délivrés par le mécanisme en se déformant, en se dégradant et en accommodant une partie des différences de vitesses entre les matériaux en contact ;

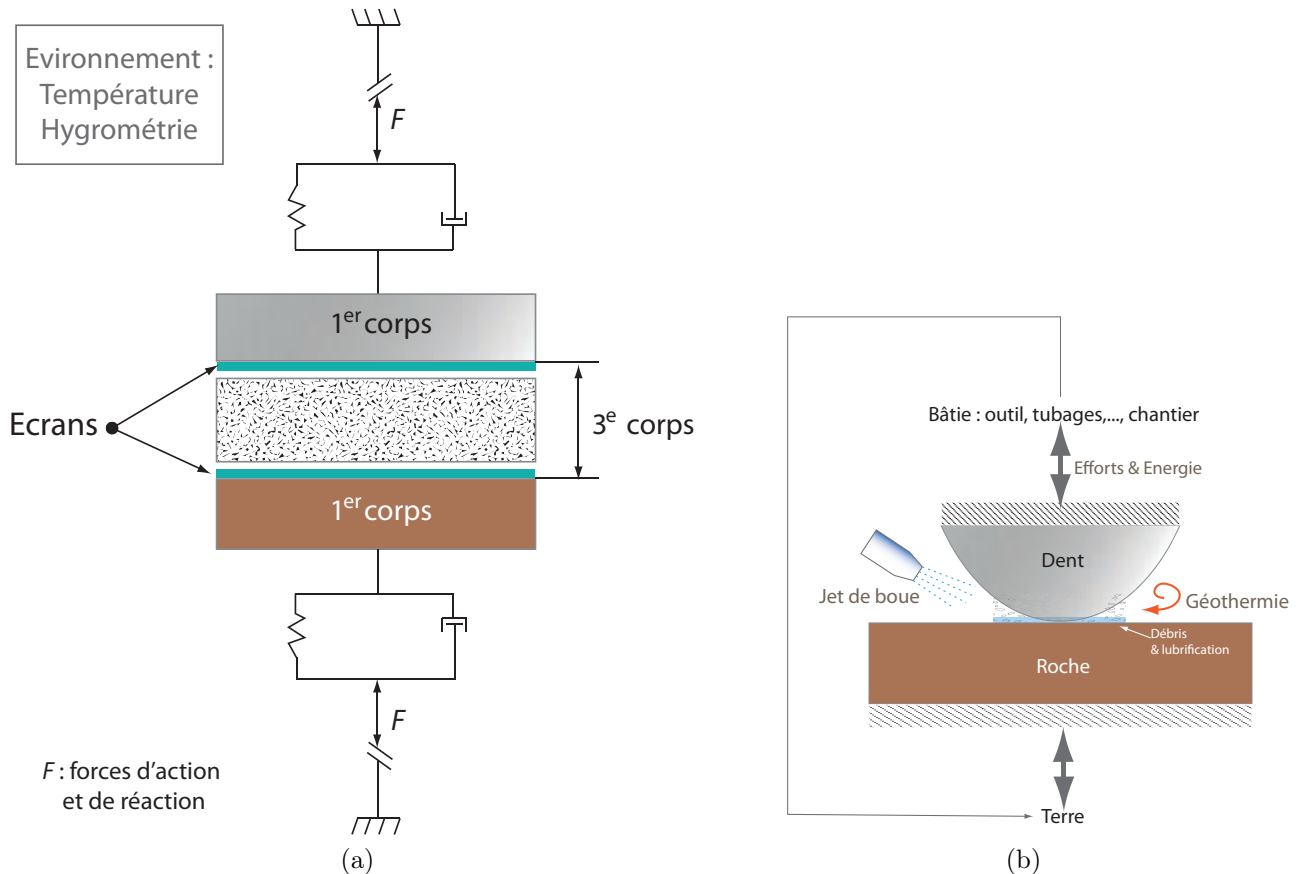


FIGURE 1.3.4 – Représentation du contact : a - triplet tribologique (d'après BERTHIER [Berthier 1998]) ; b - environnement du contact dent/roche.

- les éléments d'interface ou troisièmes corps qui jouent le rôle d'intermédiaire entre les premiers corps en transmettant la charge imposée par le mécanisme, séparant les surfaces frottantes, contrôlant la dégradation des premiers corps et en accommodant la majeure partie des différences de vitesses.

Dans le cadre du forage, le mécanisme englobe l'entourage du contact dont le corps de l'outil, le tubage, les liaisons mécaniques intermédiaires et plus généralement le chantier (*fig. 1.3.4b*). Les premiers corps représentent la dent de l'outil (taillant PDC ou insert WC-Co) et la roche. Le troisième corps regroupe les débris des dents de forage, des roches, les films de boues de forage au contact (taille de 0,1 à 10  $\mu\text{m}$ ) et les écrans ou séparations entre les premiers corps et le troisième corps (taille de 1 à 10 nm *e.g.* couches d'oxydes, transformations de phases, *etc.*).

Plusieurs études autour du contact entre outil et roche se sont récemment intéressées au développement de débris au contact. Par exemple, la présence de ces débris peut expliquer des valeurs de coefficient de frottement au contact similaires à ce qui est obtenu par le calcul du coefficient de friction interne  $\mu_i$  de la roche.

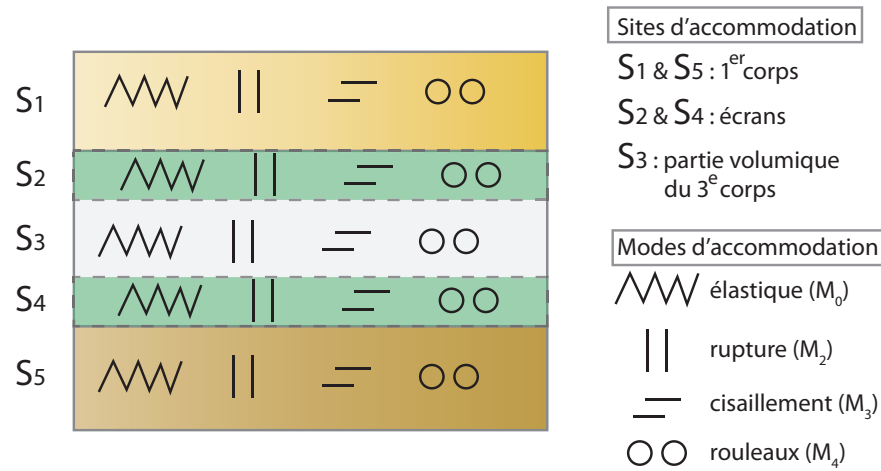


FIGURE 1.3.5 – Schémas des mécanismes d'accommodation de vitesse au niveau du contact (d'après [Berthier 1998])

### Accommodation de vitesse

Afin de comprendre les mécanismes d'usure, il est intéressant de localiser l'accommodation de vitesse dans le contact frottant et d'identifier la phénoménologie de cette accommodation. C'est ce qui est présenté par BERTHIER *et al.* [Berthier 1998] avec (*fig.* 1.3.5) :

- les sites d'accommodation associés aux premiers corps, aux écrans et à la partie volumique du troisième corps ;
- les modes d'accommodation dont le mode élastique, de rupture, de cisaillement et de rouleaux faisant référence à des concepts de mécanique de la rupture et aux comportements des matériaux mécaniquement sollicités.

Plus généralement, DENAPE *et al.* [Denape 2001] positionnent cette représentation de l'accommodation de vitesse au niveau du système tribologique et sélectionne les modes d'accommodation associables à chaque échelle du triplet tribologique. En complément, ils prennent en compte le site d'accommodation associé au mécanisme ( $S_0$ ) et ajoutent la considération des éventuelles déformations plastiques ( $M_1$ ) dans le contact (*fig.* 1.3.6a). Ils décrivent ainsi dix mécanismes d'accommodation de vitesse communément observés dans la pratique (*fig.* 1.3.6b) :

- $(S_0 + S_1)M_0$ , déformations élastiques dans les solides comprenant le mécanisme et les premiers corps généralement observées lors des contacts quasi statiques ;
- $S_1M_1$ , déformations plastiques superficielles ou relativement profondes sans perte de matière ;
- $S_1M_2$ , fissurations superficielles ;
- $S_1M_3$ , cisaillements superficiels avec détachements de particules ;
- $S_2M_3$  et  $S_4M_3$ , cisaillements au niveau des écrans ;
- $S_3M_0$ , déformations élastiques du troisième corps sur de courts déplacements observables lors d'une relaxation de la charge appliquée au contact ;
- $S_3M_1$ , déformations plastiques de particules à l'interface ;

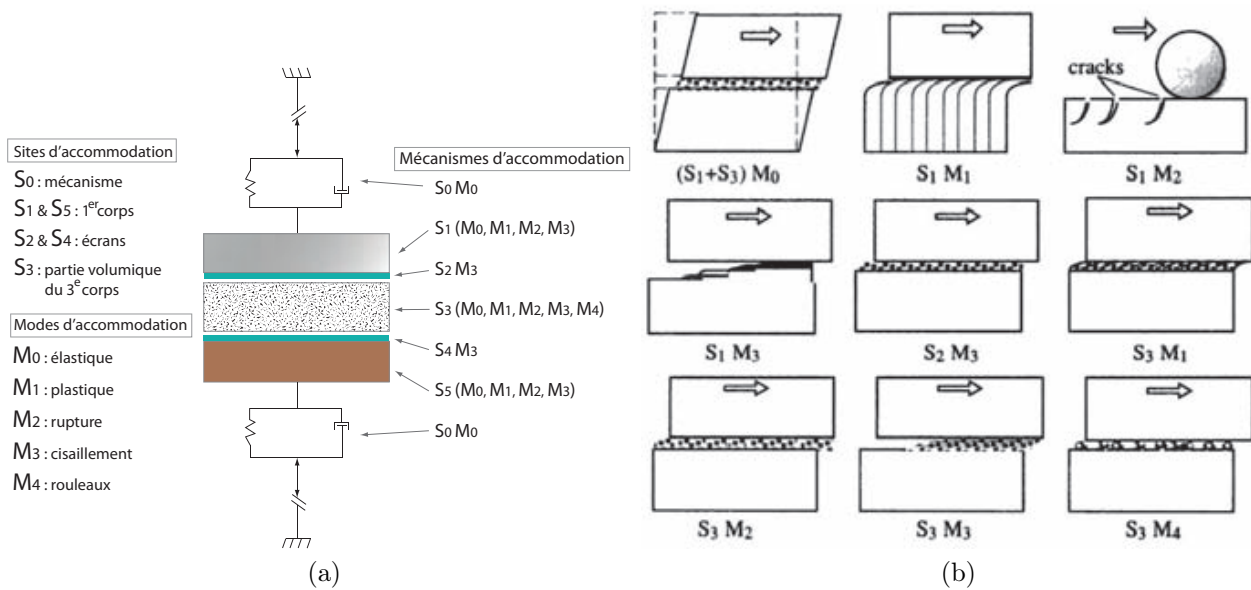


FIGURE 1.3.6 – Représentations des mécanismes d'accommodation [Denape 2001] : a - sites et modes d'accommodation du système tribologique ; b - mécanismes d'accommodation dans un contact frottant.

- $S_3 M_2$ , fissurations des couches interfaciales ou broyage de particules ;
- $S_3 M_3$ , cisaillement du troisième corps (*e.g.* lubrification)
- $S_3 M_4$ , formations de rouleaux ou d'agglomérats sphériques de débris à l'interface.

## Circuit tribologique

La notion de troisième corps peut être mise en corrélation avec celle plus particulière de lubrification. En effet, comme pour un film interfacial d'huile au contact, les débris solides sont soumis à un gradient de vitesse afin de réaliser l'accommodation de vitesse entre les premiers corps. Comme l'exposent BERTHIER *et al.* [Berthier 1998], il est ainsi intéressant de modéliser la vie des débris dans le contact par un circuit d'écoulement et les débits de circulation associés (*fig.* 1.3.7). Ainsi, trois débits du troisième corps régissent le circuit tribologique :

- les débits sources quantifient l'apport de matière au troisième corps et peuvent provenir du détachement de particules des premiers corps ou d'un apport extérieur au contact ;
- le débit interne relève du déplacement de particules à l'interface ;
- le débit externe concerne les particules du troisième corps qui s'échappent du contact. Ce débit externe se partage lui-même en un débit de recirculation correspondant à un recyclage d'une partie des particules du débit externe dans le contact et en un débit d'usure correspondant à la partie du débit externe qui s'échappe définitivement du contact.

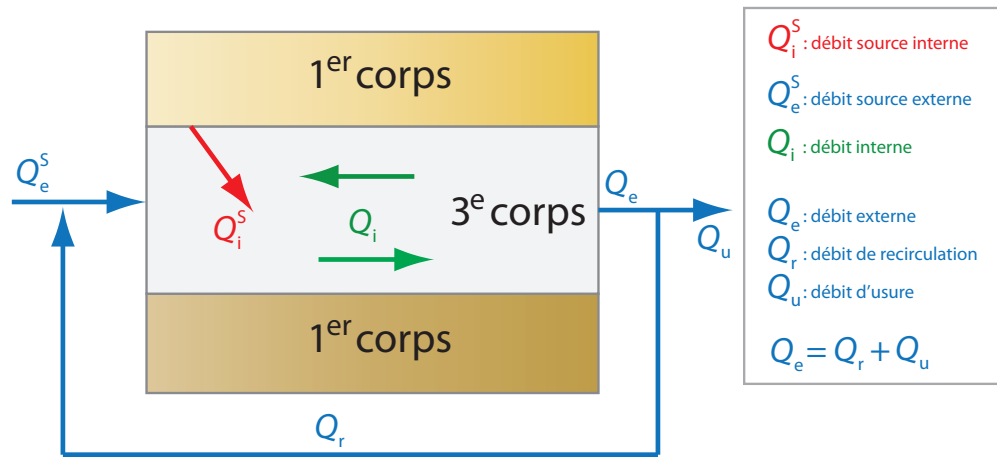


FIGURE 1.3.7 – Schémas du circuit tribologique ( d'après [Berthier 1998]).

## 1.4 Synthèse

L'étude mécanique de l'excavation d'outils de forage est souvent simplifiée de manière pertinente par la considération d'une dent isolée lors d'essais en laboratoire.

Les outils tricônes effectuent le travail d'excavation en mode de percussion/écrasement en rotation, ce qui génère à la fois des impacts répétés et une friction non négligeable sur les inserts. Les outils PDC découpent la roche par cisaillement et exposent les taillants à des frottements continus. Néanmoins, ces outils étant amenés à être utilisés en terrains de dureté croissante, la part des sollicitations à l'impact devient de plus en plus importante.

La performance énergétique des outils de forage est évaluée par le calcul de l'énergie spécifique d'excavation. Pour les inserts, l'intérêt se porte indirectement sur l'effort nécessaire pour pénétrer la roche et pour les taillants c'est l'efficacité de coupe qui est calculée. Aussi, la performance énergétique des outils est affectée par leur dégradation. Il est alors nécessaire de considérer la cinétique d'usure des matériaux dans les formations rocheuses. Quelques études traitent de l'usure abrasive des taillants PDC, et caractérisent quantitativement leurs cinétiques d'usure grâce à des modèles dérivés de celui d'Archard. Les cinétiques de dégradation par ruptures suite à des impacts entre les outils et la roche sont décrites de manière plus qualitative.

Les inserts en WC-Co et les taillants PDC ont la particularité de pouvoir être modulés au niveau de leur microstructure (taille de grain et proportion en phase cobalt) pour supporter les sollicitations aux chocs ou à l'abrasion. La physionomie des dégradations est multiple et dépend à la fois des caractéristiques mécaniques des matériaux et de l'agressivité des roches. Elle est caractérisée entre autres par la propagation de fissures pour les matériaux durs à caractère fragile et l'abrasion des surfaces pour les matériaux plus résilients. Au niveau local les dégradations se traduisent généralement par un mécanisme de perte de phase liante, suivies de ruptures de grains par fissurations transgranulaires puis de déchaussements de grains par fissurations intergranulaires.

Une démarche tribologique est souvent peu ou partiellement développée dans la litté-

rature des technologies du forage. La considération d'un système tribologique permet non seulement de s'intéresser au contact entre deux corps mais aussi au système mécanique dans son ensemble et aux interactions à l'interface de ces deux corps. Cette étude propose de mettre l'accent sur la mécanique du contact sec entre dent et roche, sur la formation d'un troisième corps et l'apparition des débris à l'interface du contact, sur les mécanismes d'usure associés à ces derniers ainsi que la physicochimie des matériaux, de leurs surfaces et des interfaces.

## Références

- [Adachi 1996] J. I. Adachi. Frictional contact in rock cutting with blunt tools. mémoire de master, University of Minnesota, 1996.
- [Altindag 2004] R. Altindag. Evaluation of drill cuttings in prediction of penetration rate by using coarseness index and mean particle size in percussive drilling. *Geotechnical and Geological Engineering*, vol. 22, pages 417–425, 2004.
- [Appl 1992] F. C. Appl, C. C. Wilson et I. Lakshman. Measurement of forces, temperatures and wear of pdc cutters in rock cutting. SPE Technical Publications, 1992.
- [Archard 1953] J. F. Archard. Contact and rubbing of flat surfaces. *Journal of Applied Physics*, vol. 24, pages 981–988, 1953.
- [Bai 2004] Q. S. Bai, Y. X. Yao, P. Bex et G. Zhang. Study on wear mechanisms and grain effects of PCD tool in machining laminated flooring. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, vol. 22, pages 111–115, 2004.
- [Berthier 1996] Y. Berthier. *Maurice Godet's Third Body*. In T.H.C. Childs G. Dalmaz Y. Berthier L. Flamand J.-M. Georges D. Dowson C.M. Taylor et A.A. Lubrecht, éditeurs, The third body concept interpretation of tribological phenomena, volume 31 of *Tribology Series*, pages 21–30. Elsevier, 1996.
- [Berthier 1998] Y. Berthier, P. Kapsa et L. Vincent. Matériaux et contacts - une approche tribologique. Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, 1998.
- [Beste 2001] U. Beste, T. Hartzell, H. Engqvist et N. Axén. Surface damage on cemented carbide rock-drill buttons. *Wear*, vol. 249, pages 324–329, 2001.
- [Beste 2004] U. Beste. *On the nature of cemented carbide wear in rock drilling*. Thèse de doctorat, University of Uppsala, 2004.
- [Beste 2008] U. Beste et 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.
- [Bhushan 1999] B. Bhushan. Principles and applications of tribology. John Wiley & Sons, 1999.
- [Bingham 1964] M. G. Bingham. How rock properties are related to drilling. *Oil & Gas Journal*, vol. 62, pages 94,96–98,101, 1964.
- [Bourgoyne 1986] A. T. Bourgoyne, K. K. Millheim, M. E. Chenevert et F. S. Young. Applied drilling engineering. Society of Petroleum Engineers, 1986.



- [Bowden 1950] F. P. Bowden et D. Tabor. Friction and lubrication. Oxford University Press, 1950.
- [Cann 1998] P. Cann. Matériaux et contacts - une approche tribologique, chapitre Introduction à la lubrification, pages 25–35. Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, 1998.
- [Cao 2006] P-L Cao, B-C Liu, K. Yin et Z-P Zhang. Optimization design and residual thermal stress analysis of pdc functionally graded materials. *Journal of Zhejiang University SCIENCE A*, vol. 7, pages 1318–1323, 2006.
- [Chermant 1976] J. L. Chermant et F. Osterstock. Fracture toughness and fracture of wc-co composites. *Journal of Materials Science*, vol. 11, pages 1939–1951, 1976.
- [Cortes 1981] J. Cortes et A. Besson. *Behavior of polycrystalline diamond compact cutters while drilling in bottomhole conditions - field applications*. Rapport technique, Total - Compagnie Française des Pétroles, 1981.
- [Dagrain 2006] F. Dagrain et T. Richard. *On the influence of PDC wear and rock type on friction coefficient and cutting efficiency*. In Eurock 2006 - Multiphysics Coupling and Long Term Behaviour in Rock Mechanics, 2006.
- [Denape 2001] J. Denape, Y. Berthier et L. Vincent. Fundamentals of tribology and bridging the gap between the macro- and micro/nanoscales, chapitre Wear particle life in sliding contact under dry conditions: third body approach, pages 393–411. Kluwer Academic Publishers, 2001.
- [Detournay 1992a] E. Detournay et P. Defourny. A phenomenological model for the drilling action of drag bits. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics*, vol. 29, pages 13 – 23, 1992.
- [Detournay 1992b] E. Detournay et A. Drecher. *Plastic flow regimes for a tool cutting a cohesive-frictional material*. In Pande et Pietruszczak, éditeurs, Fourth International Symposium on Numerical Models in Geomechanics, 1992.
- [Detournay 2008] E. Detournay, T. Richard et M. Shepherd. Drilling response of drag bits: Theory and experiment. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, vol. 45, pages 1347–1360, 2008.
- [Dourfaye 1995] A. Dourfaye. *Caractérisation de l'agressivité des roches et application à la modélisation de l'usure des outils de coupe*. Thèse de doctorat, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 1995.
- [Ersoy 1995] A. Ersoy et M. D. Waller. Wear characteristics of pdc pin and hybrid core bits in rock drilling. *Wear*, vol. 188, n° 1-2, pages 150 – 165, 1995.

- [Fairhurst 1956] C. Fairhurst et W. Lacabanne. *Some principles and developments in hard rock drilling techniques*. In 6th Annual Drilling and Blasting Symposium, pages 12 – 25, 1956.
- [Fairhurst 1959] C. Fairhurst. *Energy transmission in percussive drilling*. In 34th Annual Fall Meeting of the Society of Petroleum Engineers, 1959.
- [Felten 2008] F. Felten, G. A. Schneider et T. Sadowski. Estimation of r-curve in wc/co cermet by ct test. *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials*, vol. 26, pages 55–60, 2008.
- [Fouvry 1998] S. Fouvry. *Matériaux et contacts - une approche tribologique*, chapitre Introduction à la mécanique du contact, pages 55–75. Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, 1998.
- [Gee 2007] 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.
- [Geng 2010] X. Geng, Z. Zhanq, E. Barthel et D. Dalmas. Mechanical behavior of stiff coating on glass under sliding contact. *Wear*, vol. 269, pages 351–361, 2010.
- [Gerbaud 1999] L. Gerbaud. *Optimisation de l'interaction PDC-Roche : application à la conception d'outils pour le forage pétrolier en petit diamètre*. Thèse de doctorat, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 1999.
- [Gerbaud 2006] L. Gerbaud, S. Menand et H. Sellami. *PDC Bits : All comes from the cutter rock interaction*. In IADC/SPE Drilling Conference, page 1, Miami, États-Unis, February 2006.
- [Glowka 1985] D. A. Glowka. *Implications of thermal wear phenomena for PDC bit design and operation*. In 60th Annual Technical Conference and Exhibition of the Society of Petroleum Engineers, 1985.
- [Glowka 1987] D. A. Glowka. *Development of a method for predicting the performance and wear of pdc drill bits*. Rapport technique, Sandia National Laboratories, 1987.
- [Gnirk 1963] P. F. Gnirk et J. B. Cheatham. Indentation experiments on dry rocks under pressure. *Journal of Petroleum Technology*, vol. 15, pages 1031–1039, 1963.
- [Godet 1984] M. Godet. The third-body approach: A mechanical view of wear. *Wear*, vol. 100, pages 43 –452, 1984.
- [Han 2005] G. Han, M. Bruno et K. Lao. *Percussion drilling in oil industry: review and rock failure modelling*. In American Association of Drilling Engineers, 2005.

- [Hellala 2006] N. Hellala. *Synthèse et Caractérisation chimique de cristaux et films de diamant par dépôt chimique en phase vapeur assisté par plasma micro-ondes*. Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Lorraine - Ecole des Mines de Nancy, 2006.
- [Hibbs 1983] L. E. Hibbs et G. C. Sogoian. *Wear mechanisms for polycrystalline-diamond compacts as utilized for drilling in geothermal environments*. Rapport technique, Sandia Laboratories, 1983.
- [Hogmark 1992] S. Hogmark, S. Jacobson et O. Vingsbo. Asm handbook, chapitre Wear - Surface damage, pages 321–336. ASM International, 1992.
- [Holm 1946] R. Holm. Electric contacts. H. Gerbers: Stockholm, 1946.
- [Hong 1988] S-M. Hong, M. Akaishi, H. Handa, T. Osawa et S. Yahmaoka. Behaviour of cobalt infiltration and abnormal grain growth during sintering of diamond on cobalt substrate. *Journal of Materials Science*, vol. 23, pages 3821 – 3826, 1988.
- [Inglebert 2012] G. Inglebert, T. Da Silva Botelho et I. Lemaire Caron. Théorie du contact de hertz - contacts ponctuels ou linéiques. *Techniques de l'ingénieur*, 2012.
- [Jaeger 2007] J. C. Jaeger, N. G. W. Cook et R. W. Zimmerman. Fundamentals of rock mechanics. Blackwell, 2007.
- [Karasawa 2002] H. Karasawa, T. Ohno, M. Kosugi et J. C. Rowley. Methods to estimate the rock strength and tooth wear while drilling with roller-bits—part 1: Milled-tooth bits. *Journal of Energy Resources Technology*, vol. 124, n° 3, pages 125–132, 2002.
- [Kelsey 1981] J. R. Kelsey. *Geothermal drilling and completion technology development program quarterly progress report*. Rapport technique, Sandia National Laboratories, 1981.
- [Krawitz 1999] A. D. Krawitz, R. Andrew Winholtz, E. F. Drake et N. D. Griffin. Residual stresses in polycrystalline diamond compacts. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, vol. 17, n° 1-3, pages 117 – 122, 1999.
- [Merchant 1944] M. E. Merchant. Basic mechanics of the metal-cutting process. *Journal of Applied Mechanics*, vol. A, pages 168–174, 1944.
- [Miess 1996] D. Miess et G. Rai. Fracture toughness and thermal resistance of polycrystalline diamond compacts. *Materials Science and Engineering: A*, vol. 209, n° 1-2, pages 270–276, 1996. Proceedings of the 5<sup>th</sup> International Conference on the Science of Hard Materials.

- [Miller 1968] M. H. Miller et D. L. Silkarskie. On the penetration of rock by three-dimensional indentors. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, vol. 5, pages 375–398, 1968.
- [Montgomery 2009] S. Montgomery, D. Kennedy et N. O’Dowd. *Analysis of wear models for advanced coated materials*. In Matrib: International Conference on Materials, 2009.
- [Moseley 2009] S. G. Moseley, K-P. Bohn et M. Goedickemeier. Core drilling in reinforced concrete using polycrystalline diamond (PCD) cutters: wear and fracture mechanisms. *International Journal of Refractory Materials and Hard Materials*, vol. 27, pages 394–402, 2009.
- [Nguyen 1974] M. D. Nguyen. *Contribution à l’étude de la taille des roches*. Thèse de doctorat, Université de Paris VI, 1974.
- [OEC 1969] Glossary of terms and definitions in the field of friction, wear and lubrication; tribology. Organisation for Economic Co-operation and Development, 1969.
- [Paggett 2002] J. W. Paggett, E. F. Drake, A. D. Krawitz, R. A. Winholtz et N. D. Griffin. Residual stress and stress gradients in polycrystalline diamond compacts. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, vol. 20, n° 3, pages 187 – 194, 2002.
- [Paul 1965] B. Paul et D. L. Sikarskie. A preliminary theory of static penetration by a rigid wedge into a brittle material. *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers*, pages 372–383, 1965.
- [Rafatian 2009] N. Rafatian, S. Miska, L. W. Ledgerwood III, B. Hughes, R. Ahmed, M. Yu et N. Takach. *Experimental study of MSE of a single PDC cutter under simulated pressurized conditions*. In SPE/IADC Drilling Conference and Exhibition, 2009.
- [Reye 1860] T. Reye. Zur theorie der zapfenreibung. *Der Civilingenieur*, pages 235–255, 1860.
- [Richard 1999] T. Richard. Determination of rock strength from cutting tests. mémoire de master, University of Minnesota, 1999.
- [SAN 2005] Cemented carbide: Sandvik new developments and applications, 2005.
- [Santner 1998] E. Santner. Matériaux et contacts - une approche tribologique, chapitre Théorie du frottement, pages 13–24. Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, 1998.
- [Sellami 1987] H. Sellami. *Etude des pics usés, application aux machines d’abattage*. Thèse de doctorat, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 1987.

- [Sinor 1998] L.A. Sinor, J.R. Powers et T.M. Warren. *The effect of PDC cutter density, back rake, size, and speed on performance*. In IADC/SPE Drilling Conference, 1998.
- [Tallant 1995] D. R. Tallant, J. E. Parmeter, M. P. Siegal et R. L. Simpson. The thermal stability of diamond-like carbon. *Diamond and Related Materials*, vol. 4, pages 191–199, 1995.
- [Usachev 1915] Y. G. Usachev. Phenomena occuring during the cutting of metals. *Izv. Petrogradskogo Politechnicheskogo Inst.*, vol. 23, pages 321–338, 1915.
- [Wojtanowicz 1993] A. K. Wojtanowicz et E. Kuru. Mathematical modeling of pdc bit drilling process based on a single-cutter mechanics. *Journal of Energy Resources Technology*, vol. 115, n° 4, pages 247–256, 1993.
- [Zijsling 1987] D. H. Zijsling. *Single cutter testing - A key for PDC bit development*. In Offshore Europe 87, 1987.

# Matériaux de l'étude

---

Ce chapitre aborde les matériaux qui composent les échantillons utilisés lors de cette étude. Deux familles d'échantillons sont décrites ici : les inserts WC-Co et les taillants PDC/WC-Co.

La description de ces familles se fait alors en deux temps, avec tout d'abord une caractérisation des inserts et taillants de référence puis par celle de ces mêmes inserts et taillants ayant subi un traitement de graduation. Cette description porte sur les géométries, les procédés de mise en forme, les microstructures, les compositions, les propriétés physicochimiques et les propriétés mécaniques.

Trois techniques de graduation réalisées sur les échantillons de l'étude sont présentées : la mise en œuvre d'un revêtement réactif (notée RR) afin de durcir en surface les inserts WC-Co, l'imbibition (notée I) générant un gradient de phase liante dans les matériaux et l'imbibition réactive (notée IR) qui allie les deux premières techniques.

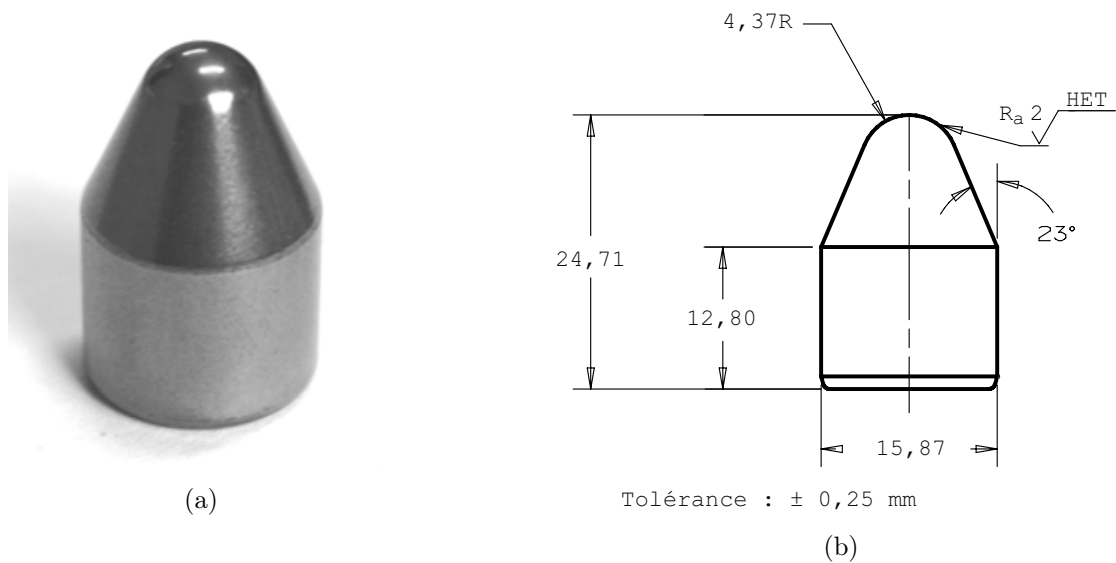


FIGURE 2.1.1 – Les géométries d'insert en WC-Co : a - photographie d'un insert ; b - plan du *Premium* (référence Varel CR-32748).

## 2.1 Inserts d'outils tricônes

### 2.1.1 Inserts de référence

#### Présentation des échantillons

L'insert principalement utilisé pour cette étude a la dénomination commerciale *Premium* (fig. 2.1.1a). Il possède la géométrie actuellement commercialisée sur les outils tricônes de l'entreprise Varel International (fig. 2.1.1b) avec une surface de travail sphérique de  $4,37$  mm de rayon.

Les échantillons de référence en WC-Co sont définis par trois teneurs de cobalt différentes : 8, 12 et 16 % en masse. Ils sont référencés ici par la lettre P, pour *Premium*, suivie du nombre correspondant à ces teneurs en cobalt, soit P8, P12 et P16.

Un deuxième lot d'inserts P8 et P16 a été fourni par l'entreprise Varel afin de corriger des défauts microstructuraux apparus à la mise en forme. Ces échantillons sont notés P8V2 et P16V2.

#### Procédé de mise en forme et composition

Le frittage conventionnel des carbures cimentés s'effectue en phase liquide à partir de poudres de WC et de Co à une température supérieure à  $1280^\circ\text{C}$  sous atmosphère réductrice. Le carbure cimenté ainsi densifié possède une phase liante majoritairement formée de cobalt de structure cubique à faces centrées dite  $\beta$  [Vasel 1985]. Une analyse DRX<sup>1</sup> (*i.e.* diffraction

1. Le diffractomètre utilisé est de marque X'PERT Philips MRD avec un faisceau source de type  $\text{CuK}\alpha$  à 40 kV et 50 mA.

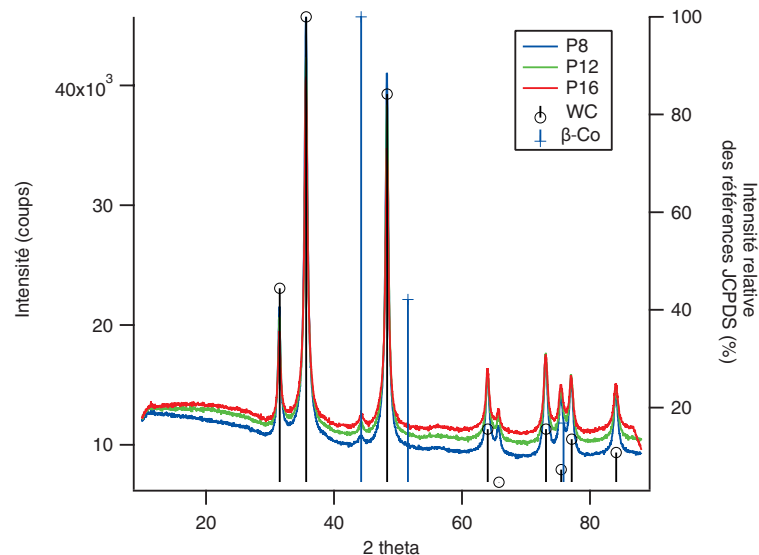


FIGURE 2.1.2 – Diffractogrammes des échantillons P8, P12 et P16 réalisés au centre de sections d'inserts.

des rayons X) des échantillons P8, P12 et P16 met clairement en évidence juste après frittage cette phase  $\beta$ -Co [Haglund 1993] (*fig.* 2.1.2).

La phase liante peut contenir aussi 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 dites  $\eta$  de formulation  $C_xW_yCo_z$  suite à un frittage décarburant ou lors d'un frittage à refroidissement rapide (*fig.* 2.1.3).

Les échantillons sont réalisés ici par frittage à 1365 °C sous pression isostatique à chaud HIP (*i.e.* *Hot Isostatic Pressing*) afin d'éliminer plus facilement la porosité résiduelle pour les faibles teneurs en cobalt et fritter sous une température plus basse, relativement à un frittage conventionnel, permettant alors de maintenir une plus faible taille de grains.

L'ensemble des échantillons de cette étude a subi un procédé de mise en compression dit HET (*i.e.* *High Energy Tumbling*). Ce procédé consiste à faire entrechoquer un ensemble d'inserts dans une jarre en rotation. Les chocs entre inserts permettent d'augmenter les contraintes résiduelles de compression créées suite au refroidissement post-frittage et de supprimer les contraintes résiduelles de traction à la surface des inserts. Le procédé HET améliore la ténacité ainsi que la capacité à pénétrer la roche des inserts et au final de réduire les coûts d'excavation [VAR 2007]. Certains inserts P12 ont subi ce procédé deux fois plus longtemps qu'un HET nominal et sont alors nommés ici P12HETx2.

## Caractéristiques physicochimiques, microstructurales et mécaniques

Les inserts sont identifiés par leur proportion de cobalt  $p_{Co}$  et les mesures réalisées par le fournisseur se rapprochent de ces valeurs. Une analyse EDX<sup>2</sup> (*i.e.* analyse dispersive en

2. La sonde EDX Bruker XFlash 4010 est associée à un microscope électronique à effet de champ Jeol JSM-7000F.



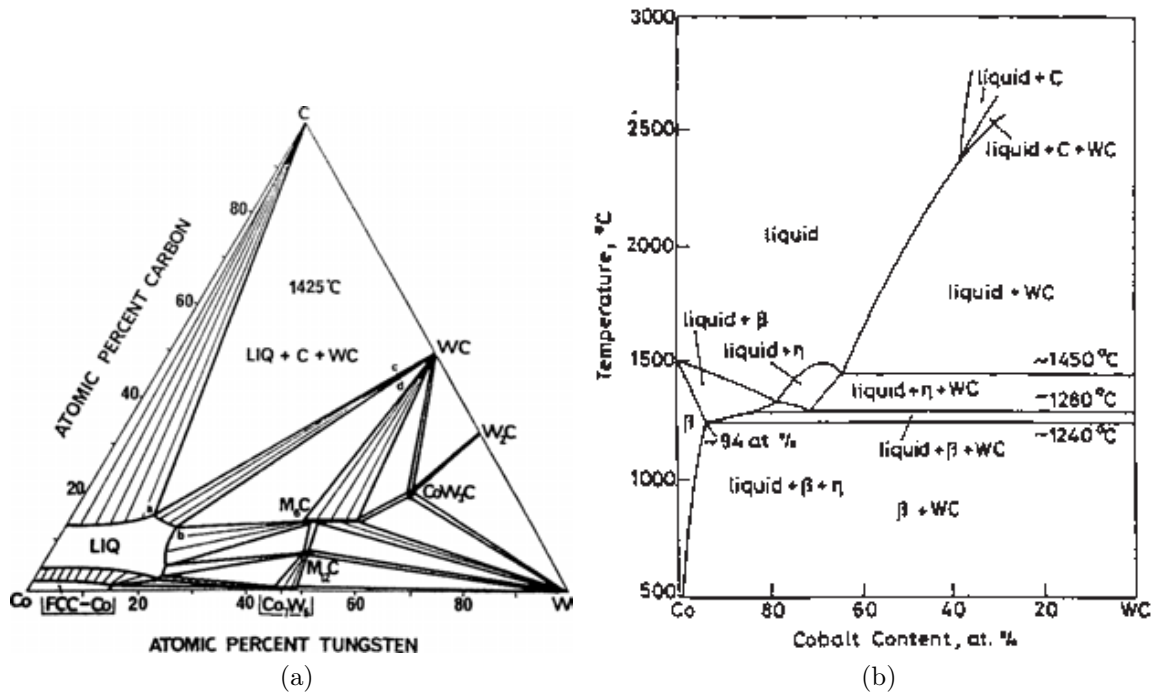


FIGURE 2.1.3 – Diagrammes de phase W-Co-C : a - coupe isotherme à 1425 °C du diagramme ternaire W-Co-C (avec  $M_6C$  phases  $\eta$ ) [Åkesson 1982]; b - diagramme de phase pseudo-binaire WC-Co pour une composition W/C stœchiométrique [Grüter 1959].

TABLE 2.1.1 – Propriétés physicochimiques et mécaniques des inserts de référence.

| Inserts | $p_{Co}$<br>(%pds) | $\phi_{WC}$<br>( $\mu m$ ) | $d$              | $E$<br>(GPa) | $\nu$           | $H$<br>(HV 2 kg/10 s) | $K_{IC}$<br>(MPa $\cdot m^{1/2}$ ) |
|---------|--------------------|----------------------------|------------------|--------------|-----------------|-----------------------|------------------------------------|
| P8      | $8,0 \pm 1,0$      | $2,8 \pm 0,7$              | $15,03 \pm 0,05$ | $594 \pm 10$ | $0,19 \pm 0,02$ | $1326 \pm 31$         | $11,0 \pm 0,4$                     |
| P12     | $11,8 \pm 2,0$     | $7,0 \pm 3,0$              | $14,43 \pm 0,05$ | $546 \pm 10$ | $0,19 \pm 0,02$ | $1095 \pm 29$         | $19,5 \pm 0,8$                     |
| P16     | $14,5 \pm 1,2$     | $5,0 \pm 1,3$              | $14,06 \pm 0,05$ | $502 \pm 10$ | $0,22 \pm 0,02$ | $1061 \pm 3$          | $18,2 \pm 0,2$                     |

énergie) effectuée à partir de plusieurs lignes de composition, de résolution spatiale de 200  $\mu m$  et calibrée par un étalon en cuivre, a permis de réaliser des mesures de  $p_{Co}$ . Cette analyse montre des valeurs de  $p_{Co}$  avec une dispersion de 1 à 2 %pds (tab. 2.1.1). Concernant l'insert P16, la proportion de cobalt est significativement inférieure à 16 %pds avec un relevé de  $p_{Co}$  à  $14,5 \pm 1,2\%$ .

Les grains de carbure de tungstène sont prismatiques (fig. 2.1.4) et suivant la vue en coupe d'un insert, ils se présentent, lors d'une observation au microscope<sup>3</sup>, sous forme triangulaire à sommets tronqués ou trapézoïdale (fig. 2.1.4).

Afin de mesurer la distribution de la taille des grains de WC dans les inserts de l'étude, une technique de mesure manuelle, sans une sélection préférentielle des grains, a été utilisée :

3. La réalisation des microsections nécessite des étapes de prépolissage et polissage à l'aide de draps de polissage et de suspensions de particules de diamant de diamètre moyen décroissant jusqu'à l'obtention d'un état de surface polie miroir (ann. C).

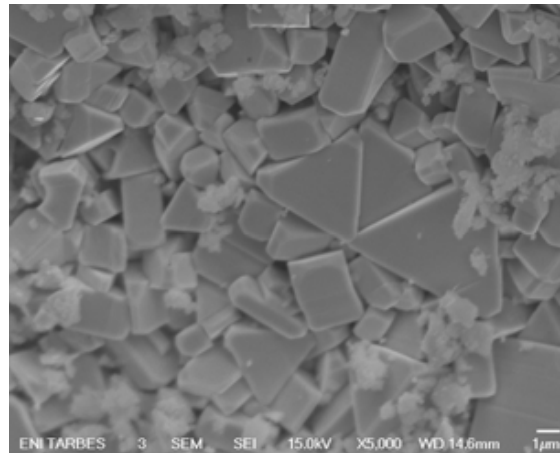


FIGURE 2.1.4 – Micrographie au MEB de grains de carbure de tungstène à la surface d'un insert (dans une zone d'impact dépourvue de cobalt formée par le traitement HET).

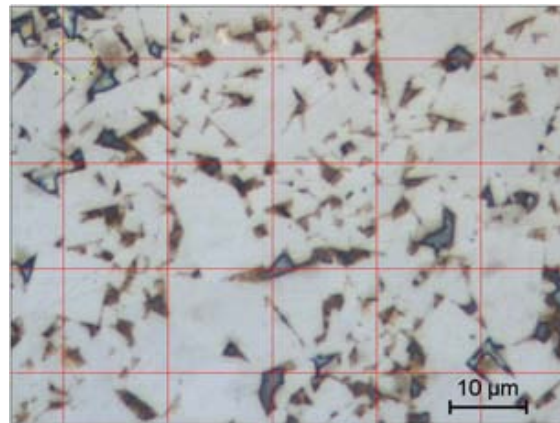


FIGURE 2.1.5 – Illustration de la technique de mesure de la distribution de la taille des grains par disposition d'une grille de criblage et mesure manuelle de  $\bar{\phi}_{WC}$  sur une micrographie de l'insert P12 réalisée au microscope optique.

un ensemble de lignes horizontales et verticales espacées de  $14\text{ }\mu\text{m} \times 14\text{ }\mu\text{m}$  formant une grille est dessinée sur une micrographie de l'insert considéré (*fig.* 2.1.5). Ensuite, une mesure du diamètre moyen de grain est réalisée uniquement sur les grains les plus proches de chaque intersection de lignes. Ceci a été réalisé sur une série de six micrographies afin d'obtenir un échantillonnage statistique suffisamment représentatif de la granulométrie des inserts de l'étude.

La taille moyenne des grains  $\bar{\phi}_{WC}$  est plus importante pour l'insert P12 suivi de l'insert P16 (*fig.* 2.1.6). L'insert P8 possède la taille moyenne des grains la plus faible. Le tracé de la distribution granulométrique des inserts P8 et P16 (*fig.* 2.1.7) montre que ceux-ci possèdent une seule population de grains et est donc monomodale avec une dispersion de 25 % autour de leur taille moyenne de grain. En revanche, la dispersion est de 43 % pour l'insert P12, ce qui est dû à un mélange bimodal des grains.

Des mesures de densité  $d$  ont été effectuées à partir d'un pycnomètre en verre avec ajout d'eau. Les valeurs de densité  $d$  des inserts se situent autour de 14,5 et diminuent avec la

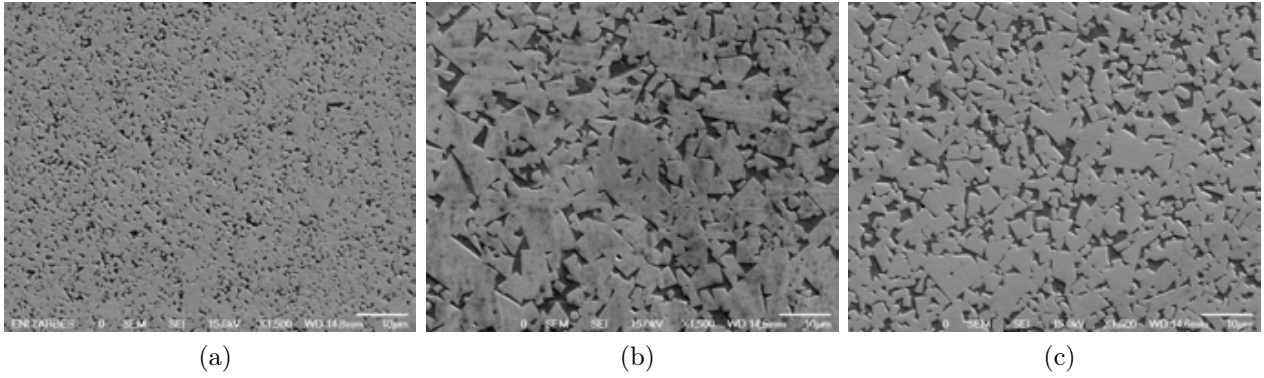


FIGURE 2.1.6 – Micrographies réalisées au MEB (grossissement 1500) sur les microsections des inserts de référence : a - P8 ; b - P12 ; c - P16.

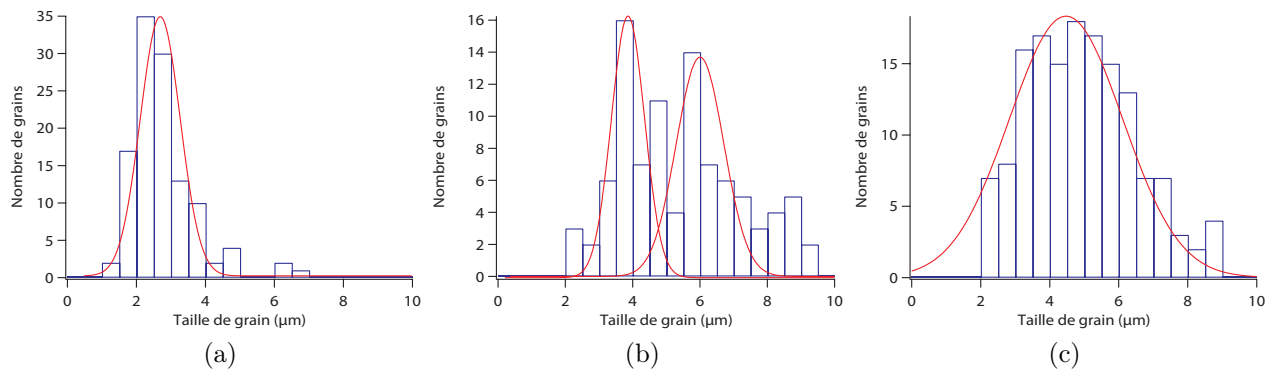


FIGURE 2.1.7 – Distribution de taille des grains : a - distribution monomodale du P8 ; distribution bimodale du P12 ; distribution monomodale du P16.

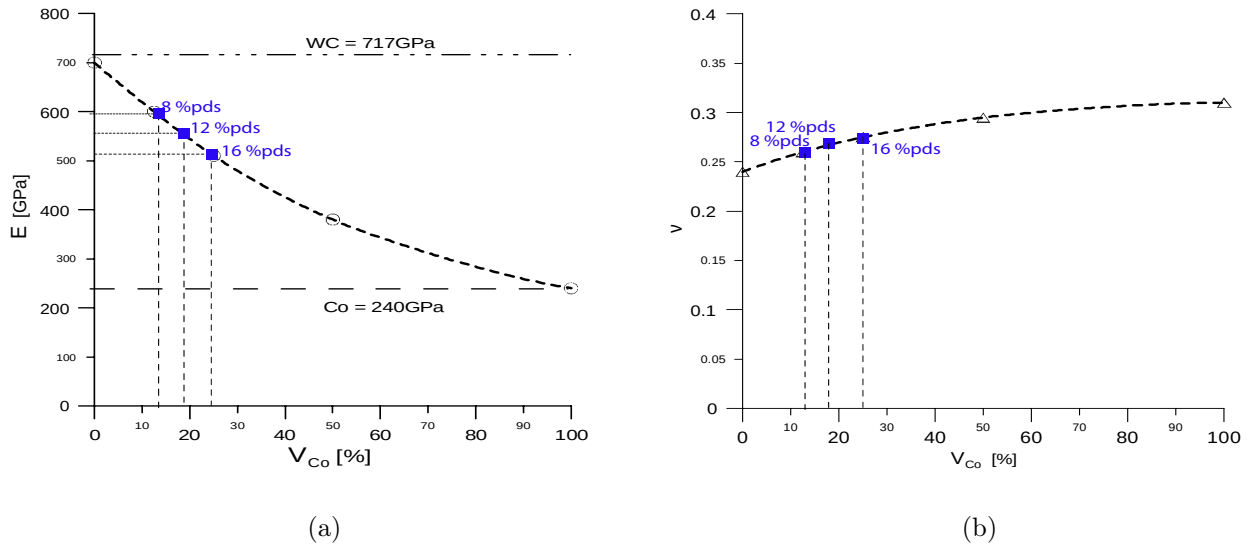


FIGURE 2.1.8 – Évolution des propriétés du WC-Co en fonction de la proportion de cobalt selon FELTEN *et al.* [Felten 2008] : a - module de Young ; b - coefficient de Poisson.

proportion de cobalt des inserts<sup>4</sup>.

Les modules de Young  $E$  et les coefficients de Poisson  $\nu$  ont été déterminés à partir de la mesure des vitesses longitudinales  $v_L$  et transversales  $v_T$  d'ondes acoustiques générées et traitées par un couple émetteur/récepteur d'ondes ultrasonores au travers de demi-sections d'inserts (*eq.* 2.1.1) [Lefèvre 2004].

$$\begin{cases} E = 2\rho(v_L^2 - v_T^2)(1 + \nu)(1 - 2\nu) \\ \nu = \left(\frac{v_L^2}{2v_T^2} - 1\right) \left(\frac{v_L^2}{v_T^2} - 1\right)^{-1} \end{cases} \quad (2.1.1)$$

Le module de Young diminue avec la proportion en cobalt  $p_{Co}$ , ceci est confirmé par les travaux de FELTEN *et al.* [Felten 2008] (*fig.* 2.1.8a). Bien que les formules utilisées ici sont établies pour les matériaux homogènes et isotropes, les valeurs obtenues sont proches de celles exposées par ces auteurs. Le coefficient de Poisson est de 0,19 pour le P8 ainsi que le P12 et est de 0,22 pour le P16. FELTEN *et al.* décrivent des coefficients de Poisson un peu plus élevés et expriment le fait que  $\nu$  augmente avec la proportion de cobalt dans le carbure cimenté (*fig.* 2.1.8b).

Les mesures de dureté  $H$  ont été effectuées par indentation Vickers<sup>5</sup> sous une charge de 2 kg durant 10 s, sur des sections d'inserts polis. Les valeurs de dureté représentent des moyennes de résultats obtenus à la suite de cinq indentations de zones microstructurales non affectées par le procédé HET. L'insert P8 possède la dureté la plus importante avec 1326 HV. Les inserts P12 et P16 ont une dureté proche et inférieure d'environ 20 % à celle du P8. Cette observation s'explique par l'accroissement en phase Co à caractère ductile par rapport à la phase WC ce qui implique une diminution de la dureté du carbure cimenté. À

4. La densité du WC est de 15,6 et celle du cobalt est de 8,9.

5. Macroduromètre de marque Zwick/Roell ZHU 2.5.

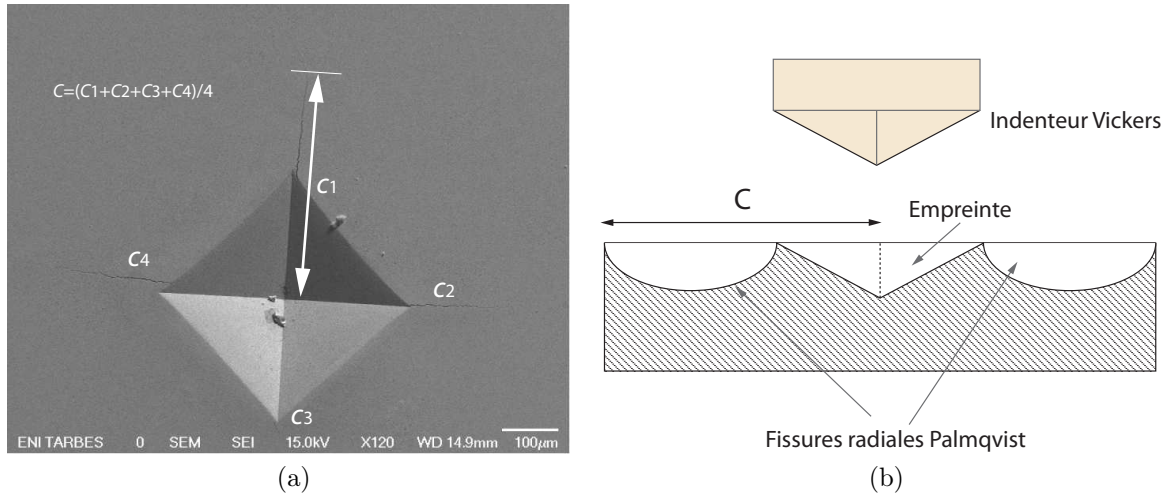


FIGURE 2.1.9 – Visualisation d'une empreinte Vickers et mesure de la longueur moyenne de fissuration : a - micrographie MEB ; b - schémas d'une vue en coupe avec fissures de type Palmqvist.

cela s'ajoute l'accroissement de la taille moyenne des grains de WC qui a également pour effet de diminuer la dureté des inserts [Milman 1999].

Les valeurs de ténacité  $K_{IC}$  ont été évaluées par des indentations Vickers sous une charge de 150 kg durant 10 s à la surface des sections d'inserts préalablement polies. Cette charge a été sélectionnée afin de pouvoir créer des fissures suffisamment longues en surface et aux quatre coins de l'empreinte (*fig.* 2.1.9a) et ainsi obtenir une mesure de  $K_{IC}$  la plus précise possible pour l'ensemble des inserts. Dans ces conditions d'indentation, les carbures cimentés développent généralement des fissures radiales transversalement à la surface d'indentation de type Palmqvist [Jia 1998] (*fig.* 2.1.9b).

La ténacité de matériaux fragiles par indentation Vickers, avec formation de fissures radiales, peut être calculée par l'équation 2.1.2. Cette formule fait intervenir le ratio  $E$  sur  $H$ , l'effort maximal d'indentation  $F_m$  (*i.e.* environ 1471,5 N), la longueur moyenne des fissures aux coins de l'empreinte formée par l'indenteur  $c$  (*i.e.* du centre de l'empreinte à la pointe de la fissure) [Anstis 1981].

$$K_{IC} = \delta \left( \frac{E}{H} \right)^{1/2} \frac{F_m}{c^{3/2}} \quad (2.1.2)$$

Le facteur  $\delta$  ne dépend pas du matériau indenté mais de l'environnement de celui-ci, dont l'appareil utilisé, et c'est la raison pour laquelle il est nécessaire de le déterminer dans le cadre de cette étude. Pour ce faire, trois indentations ont été réalisées sur une alumine commerciale pure à 99,7 %pds dont la valeur de  $K_{IC}$ , déterminée par la méthode de l'indentation lors de précédentes études au Laboratoire Génie de Production [Ural 2011], est de  $5 \pm 0,1 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ . La valeur de  $\delta$  associée aux mesures de ténacité de l'étude est alors de  $0,084 \pm 0,009$ .

L'insert P12 possède la plus grande valeur de  $K_{IC}$ . Il est suivi avec une différence d'un peu plus d'un point sur la valeur de  $K_{IC}$  par le P16 puis d'un peu moins de neuf points par le P8. CHERMANT et OSTERSTOCK [Chermant 1976] ont réalisé une étude sur la relation entre

la ténacité et les paramètres microstructuraux des carbures cimentés. L'augmentation de la proportion de la phase ductile implique une plus grande capacité à résister à la propagation de fissures. En même temps, l'augmentation de la taille moyenne des grains de WC mène à une ténacité plus importante. Au niveau microstructural, au moment de la propagation des fissures, quatre types de fracture sont à dénombrer :

- les fractures transgranulaires notées W/C ;
- les fractures intergranulaires aux interfaces des grains notées WC/WC ;
- les fractures à l'interface notées WC/Co ;
- les fractures dans la phase ductile notées Co/Co.

Pour des teneurs en cobalt de 3 à 20 %pds, CHERMANT et OSTERSTOCK décrivent un mécanisme de fractures prépondérant WC/WC, suivi de fractures W/C, WC/Co et en dernier lieu Co/Co. Ils notent une diminution du mécanisme WC/WC et une augmentation des mécanismes WC/Co et Co/Co avec la teneur en cobalt.

En ce qui concerne les inserts P8, P12 et P16 de l'étude, le mécanisme de fissuration est majoritairement intergranulaire de type WC/WC comme en atteste les micrographies des fissures post-indentation Vickers (*fig. 2.1.10*). Cependant, pour l'insert P12, des fractures transgranulaires W/C sont clairement visibles, ce qui montre qu'un accroissement de la taille moyenne des grains implique un changement de mode de fissuration. En effet, comme l'énergie dissipée lors de fissurations intergranulaires est moins importante que lors de fissurations transgranulaires, ceci explique une valeur de ténacité de l'insert P12 soit relativement plus importante que celle de l'insert P16, malgré une teneur en cobalt moins élevée.

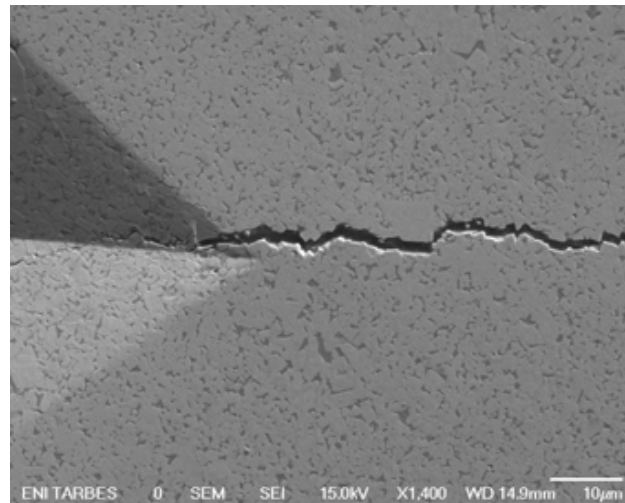
### 2.1.2 Inserts traités par revêtement réactif, imbibition et imbibition réactive

#### Les traitements de graduation des inserts

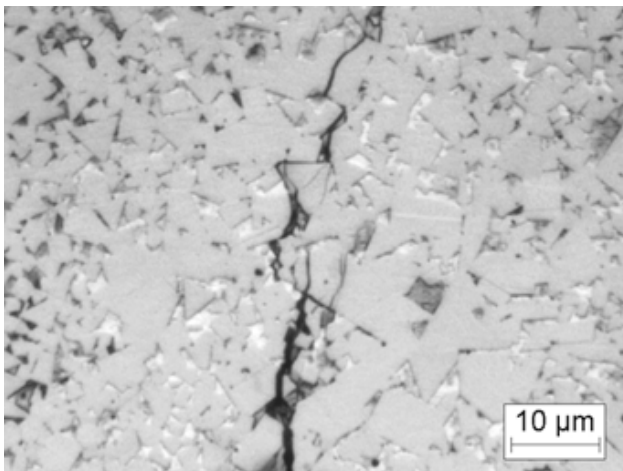
Bien que les carbures cimentés possèdent des possibilités de modulation de leurs microstructures par une sélection de la teneur en phase liante et de la taille des grains de WC, ceci se fait toujours au détriment soit de la résistance à l'abrasion de l'insert soit de la ténacité. Ainsi, les procédés de graduation permettent à la fois d'optimiser le cœur de l'insert vis-à-vis de sa résistance aux chocs tout en maintenant une dureté relativement importante en surface afin d'y maintenir une résistance à l'abrasion intéressante.

Pour ce faire, trois types de procédés de graduation ont été sélectionnés par Armines Matériaux et ont été adaptés sur la base des inserts *Premium* P8, P12 et P16 [Dourfaye 2007] :

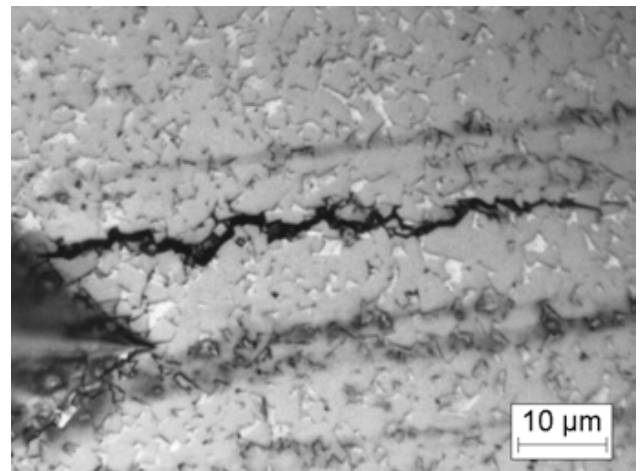
- le **revêtement réactif** consiste à appliquer sur la surface de l'insert un revêtement de nitrure de bore afin de produire des borures ternaires de type WCoB plus dur que le cœur de l'insert en WC-Co (*fig. 2.1.11*) et générer un gradient de dureté à partir de la surface. En effet, d'après SORLIER [SORLIER 2006], lors du traitement de graduation, l'élément bore diffuse dans la phase liquide composée de Co, W, C et forme un borure après saturation du liquide en bore. Cette formation de borures proche de la surface de l'insert provoque une migration de la phase cobalt de la surface vers le cœur du carbure



(a)



(b)



(c)

FIGURE 2.1.10 – Micrographies d’une fissure produite suite à une indentation Vickers HV150kg/2s : a - insert P8, image MEB ; b - insert P12, image au microscope optique ; c - insert P16, image au microscope optique.



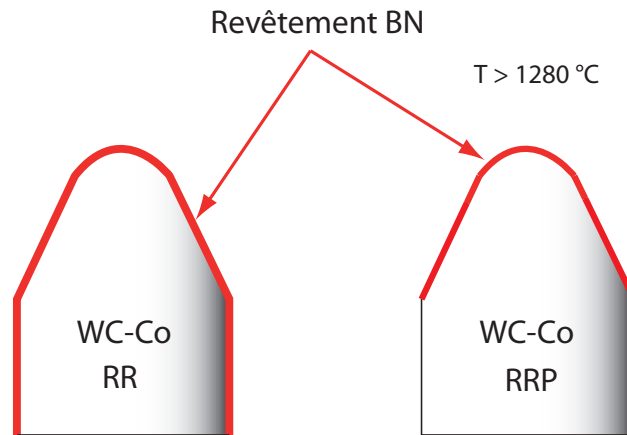


FIGURE 2.1.11 – Schémas de l'application du revêtement réactif RR et du revêtement réactif partiel RRP.

- cémenté. Ces inserts sont ici référencés par les lettres RR pour revêtement réactif (*e.g.* P12-RR). Ce revêtement réactif peut être appliqué uniquement sur la partie conique et les inserts sont alors référencés RRP pour revêtement réactif partiel (*e.g.* P12-RRP) ;
- l'**imbibition** est un procédé de gradation par apport de phase cobalt ductile dans le cœur de l'insert tout en maintenant une dureté relativement importante en surface. L'insert repose sur une pastille WC-Co de composition eutectique (ou un carbure cémenté à forte teneur en cobalt). Au-delà de la température eutectique ( $T > 1280\text{ °C}$ ), le liquide riche en Co est alors introduit par migration du bas de l'insert vers le cœur de celui-ci (*fig.* 2.1.12a). LISOVSKY [Lisovsky 1987] explique que la réduction de l'énergie interfaciale du système WC-Co par l'apport d'une phase liante supplémentaire est à l'origine du phénomène d'imbibition. En l'absence du matériau d'apport, la pression de migration s'équilibre avec la pression capillaire qui s'exerce à la surface libre du système WC-Co. Le contact du liquide d'imbibition riche en Co avec une partie du carbure cémenté dense (bas de l'insert) y supprime la pression capillaire et crée alors un déséquilibre. La pression de migration est alors plus importante que celle de capillarité et entraîne l'imbibition du cobalt dans le carbure cémenté jusqu'à ce que la pression de migration s'annule dans le matériau WC-Co. Les inserts imbibés sont indiqués ici par la lettre I (*e.g.* P8-I) ;
  - l'**imbibition réactive** résulte de la combinaison des deux premiers procédés de gradation. Il allie une couche superficielle riche en borures en surface libre de l'insert ainsi qu'une ductilité accrue en son cœur par apport de liquide riche en cobalt. Les inserts sont référencés IR pour imbibition réactive ou IRP pour imbibition réactive partielle (*e.g.* P12-IRP) si seule la partie active de l'insert a été revêtue de BN (*fig.* 2.1.12b).

Six différents traitements de gradation ont été sélectionnés afin d'être adaptés sur les inserts P8, P12 et P16. L'insert P8 a subi un procédé d'imbibition avec un temps de palier  $t_1$  (*i.e.* P8-I10) et un procédé d'imbibition réactive partielle avec un temps de palier de  $t_2$  supérieur à  $t_1$  (*i.e.* P8-IRP30). Le P12 a été traité par revêtement réactif à deux températures de



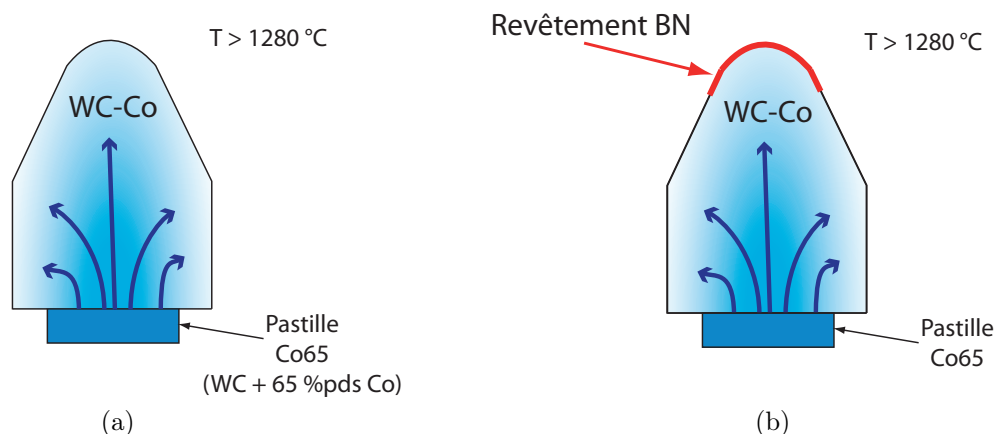


FIGURE 2.1.12 – Schémas de la migration du liquide Co65 lors de l'imbibition au-delà de la température eutectique de graduation associée ou non à l'application d'un revêtement BN réactif sur la partie conique de l'insert : a - imbibition seule ; b - imbibition réactive partielle.

traitement différentes au-delà de  $1280\text{ }^{\circ}\text{C}$  notées  $T_1$  et  $T_2$  avec la température  $T_2$  supérieure à  $T_1$  et des temps de palier différents  $t_0$  et  $t_1$  avec  $t_1$  supérieur à  $t_0$  (*i.e.* P12-RR0T1 et P12-RR10T2). L'insert P12 a aussi subi un traitement d'imbibition réactive partielle avec un temps palier  $t_2$  (*i.e.* P12-IRP30). Enfin, l'insert P16 a été traité par imbibition réactive partielle avec un temps de palier de  $t_1$  (*i.e.* P16-IRP10). La totalité de ces six inserts a subi un traitement HET de mise en compression avant l'évaluation de leurs propriétés.

### Caractéristiques physicochimiques, microstructurales et mécaniques

Les proportions de cobalt dans les inserts traités ont été estimées à partir des mesures de densité  $d$  réalisées à l'aide du pycnomètre à eau (*tab.* 2.1.2) puis corrélées aux mesures de  $d$  et  $p_{\text{Co}}$  effectuées sur les inserts de référence (*tab.* 2.1.1). Les valeurs de  $p_{\text{Co}}$  ainsi évaluées montrent que le traitement d'imbibition conduit à une augmentation de la proportion moyenne de cobalt de près de 4 %pds pour les inserts traités P8-I10 et P8-IRP30 et de l'ordre de 1,6 %pds pour les inserts P12 ayant simplement subi l'application d'un revêtement BN. Ce traitement a donc peu d'influence sur cette moyenne (dans le calcul de la proportion de cobalt à partir de la densité, la proportion de borures ternaires est négligée). Comme pour les P8 traités, le P12-IRP30 a subi un enrichissement moyen en cobalt de près de 4 %pds. L'insert P16-IRP10 a été enrichi d'un peu moins de 3 %pds par rapport à l'insert de référence P16.

La taille moyenne des grains de WC reste inchangée pour les inserts traités P8-I10 et P8-IRP30 comparativement à l'insert de référence P8 avec un  $\varnothing_{\text{WC}}$  autour de  $2,8 \pm 1,1\text{ }\mu\text{m}$ . En revanche, les inserts traités à partir de la microstructure du P12 possèdent une taille de grain en moyenne inférieure à l'insert de référence. Pour le P12-RR0T1 la différence est d'un peu plus de  $1\text{ }\mu\text{m}$  alors que pour les inserts P12-RR10T2 et P12-IRP30, la différence est supérieure à  $2\text{ }\mu\text{m}$ . Ce résultat va à l'encontre de ce que l'on pourrait penser car le

TABLE 2.1.2 – Propriétés physicochimiques et mécaniques des inserts traités RR, I et IRP.

| Inserts    | $p_{Co}^*$<br>(%pds) | $\varnothing_{WC}$<br>( $\mu m$ ) | $d$          | $E$<br>(GPa) | $H$<br>(HV 2 kg/10 s)        | $K_{IC}$<br>(MPa · m <sup>1/2</sup> ) |
|------------|----------------------|-----------------------------------|--------------|--------------|------------------------------|---------------------------------------|
| P8-I10     | 11,6 ± 3,6           | 2,9 ± 1,3                         | 14,44 ± 0,13 | 513 ± 10     | 1189 ± 143<br>∈ [903 ; 1329] | 22,3 ± 2,1<br>∈ [20,5 ; 26,6]         |
| P8-IRP30   | 12,3 ± 4,3           | 2,8 ± 0,9                         | 14,37 ± 0,13 | 476 ± 10     | 1332 ± 88<br>∈ [1231 ; 1452] | 17,4 ± 0,9<br>∈ [16,6 ; 19,1]         |
| P12-RR0T1  | 13,6 ± 1,8           | 5,6 ± 3,0                         | 14,23 ± 0,05 | 503 ± 10     | 1063 ± 20<br>∈ [1046 ; 1093] | 25,6 ± 0,7<br>∈ [24,6 ; 26,7]         |
| P12-RR10T2 | 13,2 ± 1,4           | 4,8 ± 1,9                         | 14,28 ± 0,05 | 547 ± 10     | 1094 ± 37<br>∈ [1061 ; 1150] | 27,1 ± 0,3<br>∈ [26,7 ; 27,5]         |
| P12-IRP30  | 15,8 ± 4,0           | 4,8 ± 2,4                         | 14,02 ± 0,15 | 411 ± 10     | 1027 ± 30<br>∈ [974 ; 1064]  | 21,1 ± 1,4<br>∈ [19,3 ; 22,5]         |
| P16-IRP10  | 17,1 ± 2,6           | 4,3 ± 1,6                         | 13,89 ± 0,23 | 393 ± 10     | 982 ± 53<br>∈ [929 ; 1061]   | 22,7 ± 0,4<br>∈ [22,0 ; 23,1]         |

\* calculé à partir des mesures de  $d$  et d'une loi de mélange.

traitement RR amène une précipitation de borures sur les grains de WC qui consomme de la phase liante.

Comme cela a déjà été constaté avec les inserts de référence, les mesures de densité  $d$  et celles du module  $E$  sont sensibles à la proportion de cobalt dans les inserts. Plus cette quantité de cobalt est importante dans les inserts et plus leur densité  $d$  et leur module  $E$  sont faibles. Il en va de même pour la dureté  $H$  qui est une fonction décroissante de la proportion de cobalt  $p_{Co}$ . Il est alors normal de constater que le procédé d'imbibition engendre en moyenne une diminution de  $H$  avec localement une dureté faible au cœur par rapport à sa périphérie (*fig. 2.1.13*).

L'application d'un revêtement réactif mène aussi à un durcissement à proximité de la surface des inserts traités. Des mesures de dureté par filiation de l'arrière vers le bout sphérique ont été réalisées sur les sections d'insert (*fig. 2.1.14*). L'insert P8-I10 possède une dureté moyenne inférieure de 10 % par rapport à celle mesurée sur l'insert de référence P8 et avec une dispersion plus importante. Les valeurs de  $H$  varient de 903 HV (soit 32 %) au cœur de l'insert jusqu'à une dureté en surface équivalente à celle mesurée pour l'insert de référence P8. L'insert P8-IRP30 maintient contre toute attente une dureté moyenne équivalente au P8 de référence avec une dureté à cœur plus faible de 7 % mais plus importante à la surface de 9 %.

La dureté des échantillons traités par revêtement réactif P12-RR0T1 et P12-RR10T2

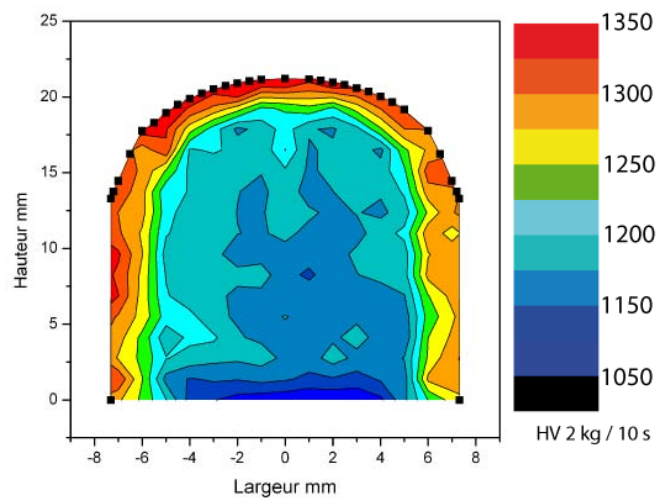


FIGURE 2.1.13 – Cartographie de la dureté d'un insert grade-Q après graduation par imbibition réactive d'après THER [CdM 2010].

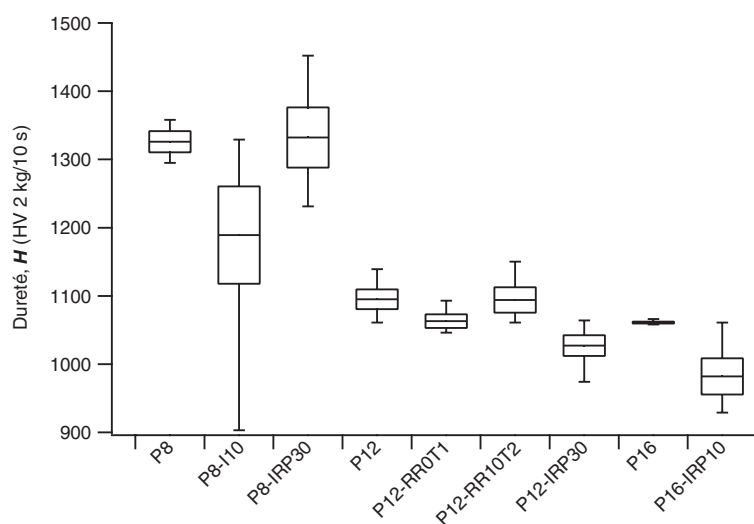


FIGURE 2.1.14 – Duretés moyennes, dispersions et amplitudes mesurées sur les sections d'inserts de référence et traités le long de l'axe de révolution.

ne diffère presque pas de l'insert de référence sauf en surface pour le P12-RR10T2 laquelle augmente de 4 %. Les écarts de dureté ne sont pas flagrants comparativement au P12 de référence. Cela est dû à la faible épaisseur affectée par le bore à partir de la surface des inserts revêtus de BN. Cela est encore plus vrai pour le P12-RR0T1 traité à plus basse température comparativement au P12-RR10T2 car l'épaisseur traitée par le procédé de boruration est encore plus faible. Le P12-IRP30 possède une dureté moyenne  $H$  inférieure de 6 % comparée à celle du P12 de référence. Sa dureté à cœur est plus faible de 11 % et est en surface équivalente à celle du P12 alors que l'on s'attendrait à une augmentation de la dureté. Il est ici suggéré que l'augmentation de la dureté en surface se fait sur une faible épaisseur rendant la mesure de dureté difficile. Enfin pour le P16-IRP10, la baisse de dureté moyenne  $H$  est de 7 % avec une dureté à cœur réduite de 12 % et une dureté équivalente à celle du P16 de référence à proximité de la surface de l'insert.

D'un point de vue général, la dureté moyenne des inserts diminue globalement avec la teneur en cobalt quel que soit le traitement de graduation considéré. Néanmoins, les traitements de graduation ont apporté une amplitude de dureté plus importante et l'exemple le plus flagrant de ce changement est illustré par l'insert P8-I10.

Tous les inserts traités ont une ténacité plus élevée que celle des inserts non traités (*fig. 2.1.15*). L'effet de la taille des grains sur la ténacité reste un élément important pouvant expliquer la plus grande ténacité du P12 de référence. Ainsi, les inserts P12-RR0T1 et le P12-RR10T2 sont en moyenne les plus tenaces. Ceux-ci sont suivis de l'insert P16-IRP10 qui est représentatif de la ténacité moyenne de l'ensemble des inserts traités et l'insert P8-IRP30 est l'insert traité le moins tenace. L'insert P8-I10 se différencie des autres inserts traités car il présente une ténacité équivalente au P16-IRP10 et montre surtout l'amplitude de ténacité  $\Delta K_{IC}$  la plus importante avec une ténacité à cœur de  $26,6 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$  et une ténacité de  $20,5 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$  en surface de l'insert. Il faut signaler que la ténacité en surface de l'insert P8-I10 aurait dû être plus proche de  $11 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$  car sa dureté est voisine de celle de l'insert de référence. Il faut alors se demander si le traitement HET n'aurait pas un effet sur la ténacité ou si la relation utilisée afin de calculer la ténacité est bien adaptée aux inserts traités du fait de la variation de module de Young alors engendrée.

Finalement, les procédés de graduation réalisés pour cette étude remplissent l'objectif fixé. Ils maintiennent une dureté importante en surface de l'insert et accroissent la ténacité au cœur des inserts traités par rapport aux inserts de référence.

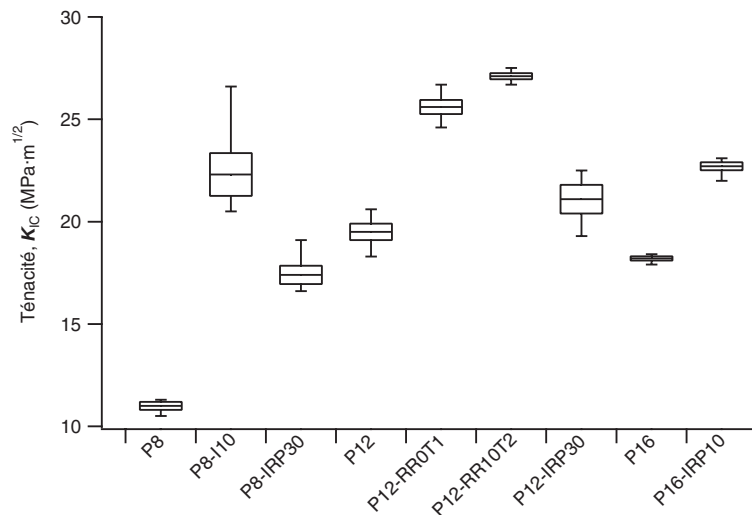


FIGURE 2.1.15 – Ténacités moyennes, dispersions et amplitudes mesurées sur les sections d'inserts de référence et traités le long de l'axe de révolution à partir de dureté Vickers sous 150 kg durant 10 s.

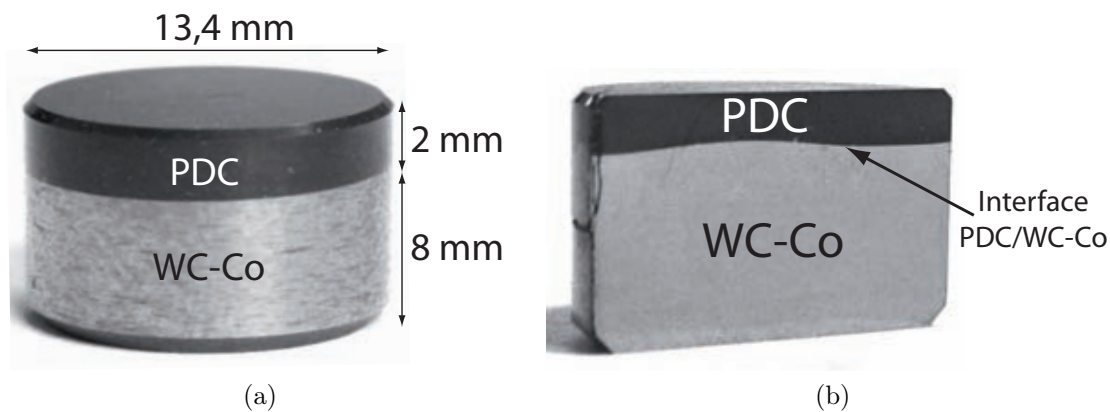


FIGURE 2.2.1 – Le taillant PDC : a - vue d'ensemble ; b - vue en coupe.

## 2.2 Taillants d'outils PDC

### 2.2.1 Taillants commerciaux et taillants de référence

#### Présentation des échantillons

Les taillants de l'étude ont la même géométrie, soit un cylindre de diamètre 13,4 mm et de hauteur 10 mm (*fig.* 2.2.1). La partie PDC (*i.e.* diamant polycristallin) a pour épaisseur 2 mm et le substrat (ou support) en WC-Co a pour hauteur 8 mm. Ces deux parties sont séparées par une interface qui peut présenter un design particulier plus ou moins complexe.

Dans un premier temps, six taillants commerciaux provenant de différents fabricants sont étudiés afin de comprendre l'effet de paramètres microstructuraux sur la performance des outils PDC. Ils sont ici référencés par les lettres de A à F.

D'autres taillants commerciaux sont, par la suite, considérés en tant que référence dans le but de comprendre les modifications que peuvent apporter les traitements de graduation

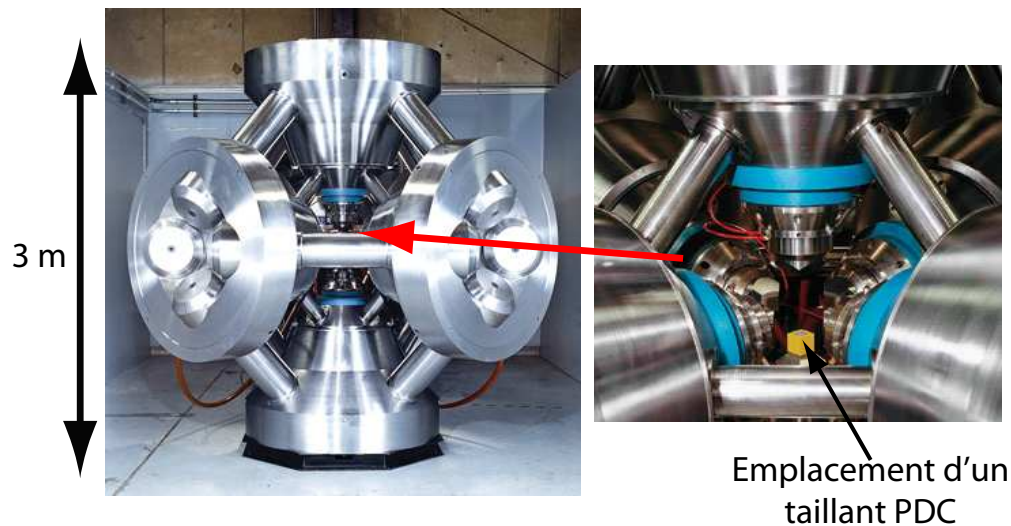


FIGURE 2.2.2 – Presse cubique de l'entreprise USSynthetic [Bellin 2010].

des supports WC-Co sur leur résistance à l'abrasion et aux chocs. Ces taillants sont désignés par les références **M** et **T** et suivant le cycle de frittage sélectionné, ils sont associés à un indice numérique 1 ou 2 (**M1**, **M2**, **T1**, **T2**). Le cycle 2 correspond à une pression lors du cycle de frittage plus élevée et un temps de palier plus court que le cycle 1.

### Procédé de mise en forme et composition

Les taillants PDC sont donc réalisés par un procédé dit HP/HT (*i.e.* haute pression et haute température) à l'aide d'une presse cubique (*fig.* 2.2.2) à une température de frittage dépassant les 1400 °C et à une pression isostatique d'environ 5,5 GPa durant quelques minutes.

La procédure d'élaboration est la suivante :

- tout d'abord, un substrat en WC-Co est mis en forme à une température de frittage supérieure à 1280 °C. Le substrat possède une forme cylindrique finale avec la forme du design d'interface souhaitée (*fig.* 2.2.3a) et contient entre 6 et 18 %pds de cobalt ;
- ce substrat est placé dans un container (ou enveloppe) et est recouvert d'une poudre de diamant micrométrique. L'ensemble est scellé hermétiquement et est introduit dans la presse cubique (*fig.* 2.2.3b). Commence alors le cycle HP/HT et le frittage d'un compact de diamant formant à terme un squelette PDC. Pendant le cycle de traitement HP/HT, une infiltration d'un liquide riche en cobalt, à partir du substrat, dans la partie diamant se produit. Au final, la partie diamant contient entre 2 et 8 %pds de cobalt ;
- un traitement acide, dit de *leaching*, peut être appliqué à la surface de la plaquette diamantée du taillant afin d'éliminer le cobalt situé entre les grains de diamant, sur une profondeur pouvant représenter plusieurs centaines de micromètres (*fig.* 2.2.4) ;
- le taillant est ensuite mis aux cotes par rectification cylindrique et le haut de la plaquette diamantée est chanfreiné à 45°.

Une analyse DRX de la surface supérieure de la partie diamant (*fig.* 2.2.5) montre des traces

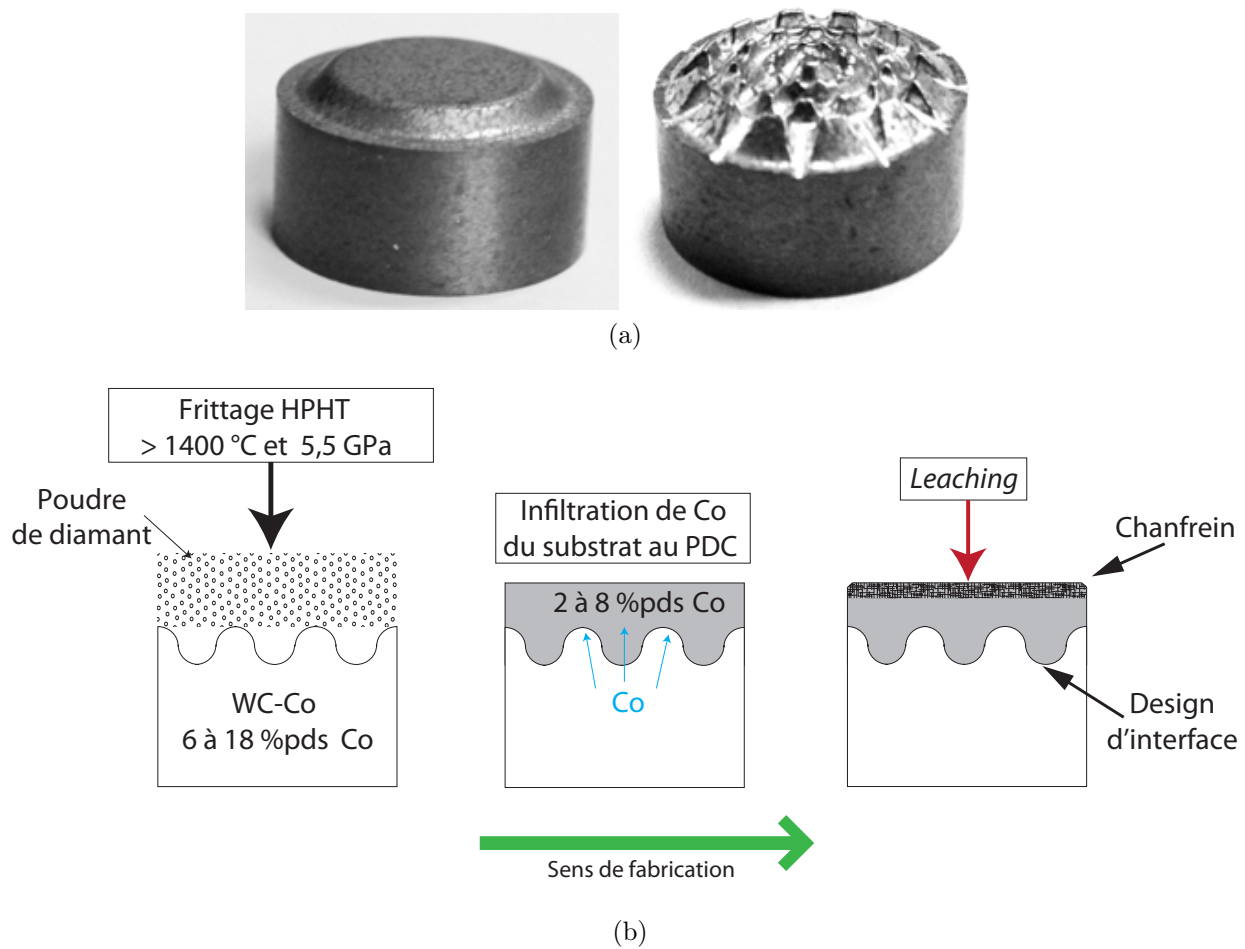


FIGURE 2.2.3 – Fabrication d'un taillant PDC : a - exemples de substrats WC-Co ; b - schéma du processus de fabrication.

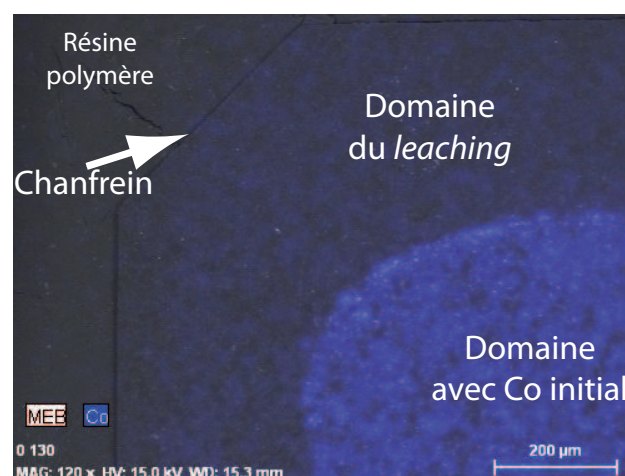


FIGURE 2.2.4 – Cartographie EDX sur une section de la plaquette diamantée d'un taillant PDC ayant subi un *leaching*.

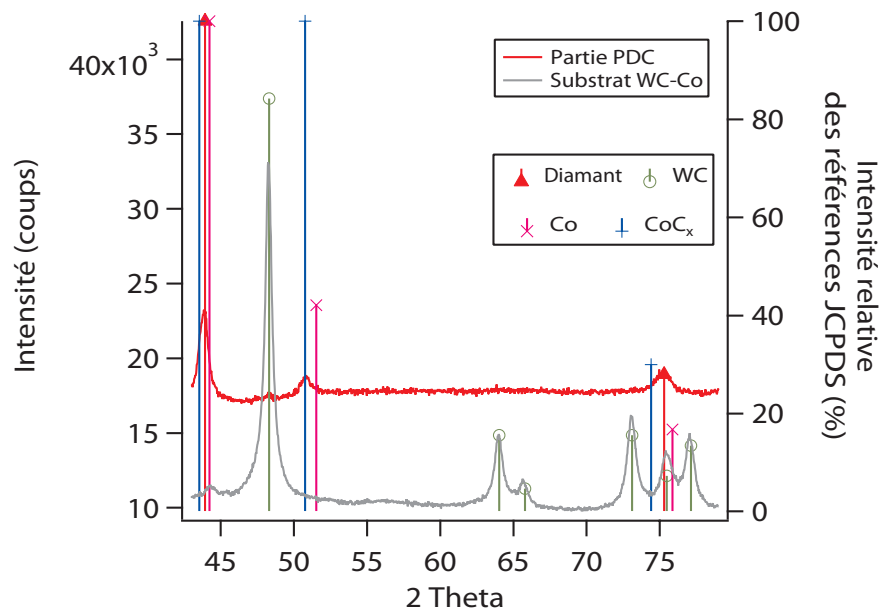


FIGURE 2.2.5 – Diffractogrammes de la surface du substrat WC-Co et de celle de la partie PDC du taillant D.

de Co résultant du processus d'infiltration lors du traitement HP/HT et met en évidence la présence d'une phase de carbure de cobalt  $\text{CoC}_x$  [Badzian 1981] prépondérante relativement aux traces de Co détectées. Cependant, il est à noter que la formation d'une solution solide de cobalt  $\text{Co}(\text{W}, \text{C})$  pourrait être à l'origine d'un déplacement du pic correspondant à celui détecté pour le  $\text{CoC}_x$ .

Le cobalt est souvent décrit dans la littérature comme un catalyseur de la formation de diamant permettant sa synthèse à plus basse pression et température. Or un produit de réaction faisant intervenir l'élément cobalt peut être formé suite au frittage du système diamant/cobalt ce qui en fait plutôt un précurseur de la formation de la plaquette diamantée. AKAISHI *et al.* [Akhaishi 1982] décrivent comme suit l'action du cobalt pendant l'infiltration du compact de diamant et le pontage entre les grains de diamant :

- au-delà de la température eutectique ( $1320^\circ\text{C}$ ) du binaire C-Co (*fig.* 2.2.6a), du graphite formé à la surface des grains de diamant se dissout dans la phase cobalt alors liquide, jusqu'à saturation facilitant le réarrangement des grains de diamant et leur interpénétration par du cobalt ;
- dès lors, du diamant précipite entre les grains de diamant formant des ponts et la dissolution de graphite recommence jusqu'à saturation de diamant pur à partir de la solution riche en cobalt ;
- la succession du processus de dissolution et précipitation facilite le transfert de cobalt entre tous les grains de diamant ;
- la taille des grains de diamant augmente et une densification se produit par mûrissement d'Ostwald (*fig.* 2.2.6b).

Par conséquent, la liaison entre les atomes de cobalt et de carbone pourrait être réalisée lorsque le carbone se trouve en solution dans le cobalt liquide. Comme le diamant, le carbure



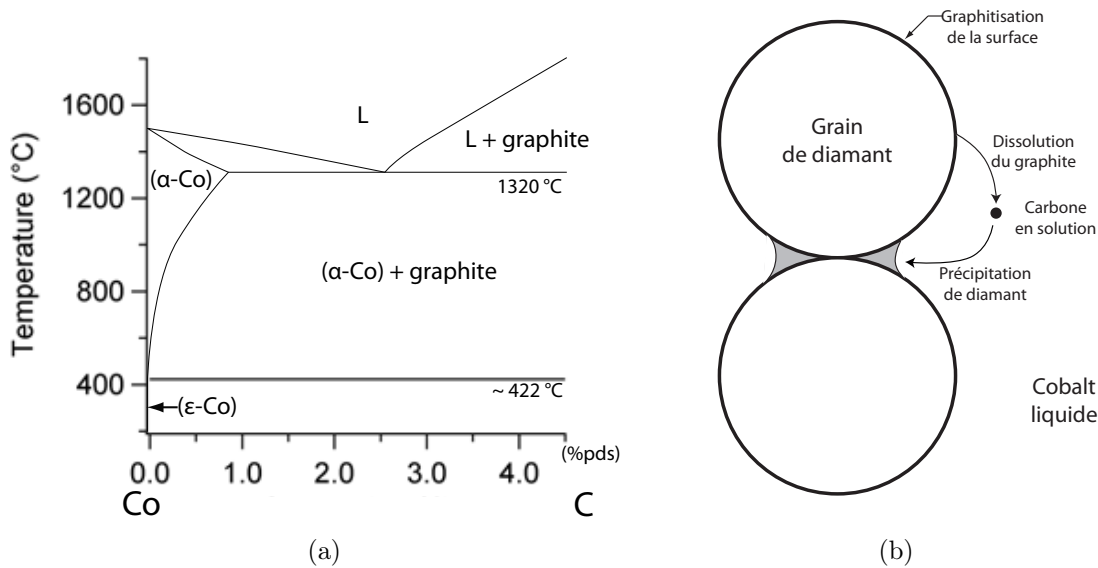


FIGURE 2.2.6 – Graphitisation et densification du système diamant-cobalt : a - diagramme binaire C-Co d'après [Ishida 1991] ; b - action de la dissolution du carbone dans la solution de cobalt sur la densification par réarrangement et pontage des grains de diamant d'après [Akhaishi 1982].

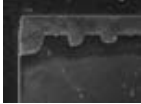
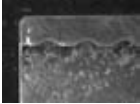
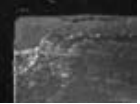
de cobalt est une phase métastable à température ambiante et pression atmosphérique. La formule chimique du carbure de cobalt n'est pas explicitée dans la littérature mais à titre d'exemple ISHIDA et NISHIZAWA [Ishida 1991] expliquent que la forme  $\text{Co}_3\text{C}$  est une phase stable au-delà d'une pression de 4,5 GPa ( $T > 1320^\circ\text{C}$ ), ce qui correspond à une pression inférieure à celle nécessaire à la fabrication du PDC.

### Physicochimie et microstructures des taillants commerciaux

Les taillants commerciaux de A à F possèdent des designs d'interface différents (*tab. 2.2.1*) à l'exception des taillants D, E et F, provenant du même fabricant, qui ont le même design à l'interface WC-Co/diamant. En raison de ces designs, l'épaisseur de diamant peut varier de 1 à 2 mm. La profondeur du traitement de *leaching* est de 70, 100 et 325  $\mu\text{m}$  respectivement pour les taillants A, E et F. Les autres taillants commerciaux n'ont pas subi une dissolution acide du cobalt de leur partie diamantée. La taille moyenne  $\varnothing_{\text{WC}}$  des grains prismatiques de WC (*fig. 2.2.7a*) dans le substrat se situe entre 1,4 et 2,5  $\mu\text{m}$ . La partie diamant se présente sous forme d'un ensemble d'agrégats de grains de diamant lors de l'observation au MEB d'une section transverse (*fig. 2.2.7b*). Le diamètre moyen de ces agrégats  $\varnothing_{\text{Agr}}$  est de l'ordre de plusieurs dizaines de micromètres.

Une mesure de la proportion de cobalt dans les taillants commerciaux a été réalisée par analyse EDX. La distribution de la proportion de cobalt dans les taillants, du substrat vers la partie diamantée, suit une loi sigmoïdale (*fig. 2.2.8*) pouvant être exprimée comme la solution des équations différentielles des lois de Fick (*eq. 2.2.1*) [Crank 1956] et qui est construite à partir de la fonction d'erreur complémentaire (*i.e.* *erfc*).

TABLE 2.2.1 – Propriétés physiques des taillants commerciaux de A à F.

| Taillant                                                 | A                                                                                 | B                                                                                 | C                                                                                 | D                                                                                  | E                                                                                   | F                                                                                   |
|----------------------------------------------------------|-----------------------------------------------------------------------------------|-----------------------------------------------------------------------------------|-----------------------------------------------------------------------------------|------------------------------------------------------------------------------------|-------------------------------------------------------------------------------------|-------------------------------------------------------------------------------------|
| Section<br>8,3 mm ×<br>6,2 mm                            |  |  |  |  |  |  |
| Épaisseur<br>de<br>diamant<br>(mm)                       | 1,1 à 2,3                                                                         | 1,5 à 1,9                                                                         | 1,2 à 2,1                                                                         | 1,1 à 2,4                                                                          | 1 à 2                                                                               | 1 à 2                                                                               |
| $\varnothing_{\text{Agr}}(\mu\text{m})$                  | $13,3 \pm 3,9$                                                                    | $15,1 \pm 5,8$                                                                    | $9,8 \pm 4,8$                                                                     | $8,1 \pm 5,1$                                                                      | $11,6 \pm 4,6$                                                                      | $11,0 \pm 5,0$                                                                      |
| $\varnothing_{\text{WC}}(\mu\text{m})$                   | $2,5 \pm 1,1$                                                                     | $1,9 \pm 1,7$                                                                     | $2,0 \pm 1,3$                                                                     | $1,4 \pm 1,1$                                                                      | $1,7 \pm 1,0$                                                                       | $2,2 \pm 1,1$                                                                       |
| Profondeur<br>du<br><i>Leaching</i><br>( $\mu\text{m}$ ) | $70 \pm 4$                                                                        | /                                                                                 | /                                                                                 | /                                                                                  | 100*                                                                                | $325 \pm 30$                                                                        |

\*valeur théorique

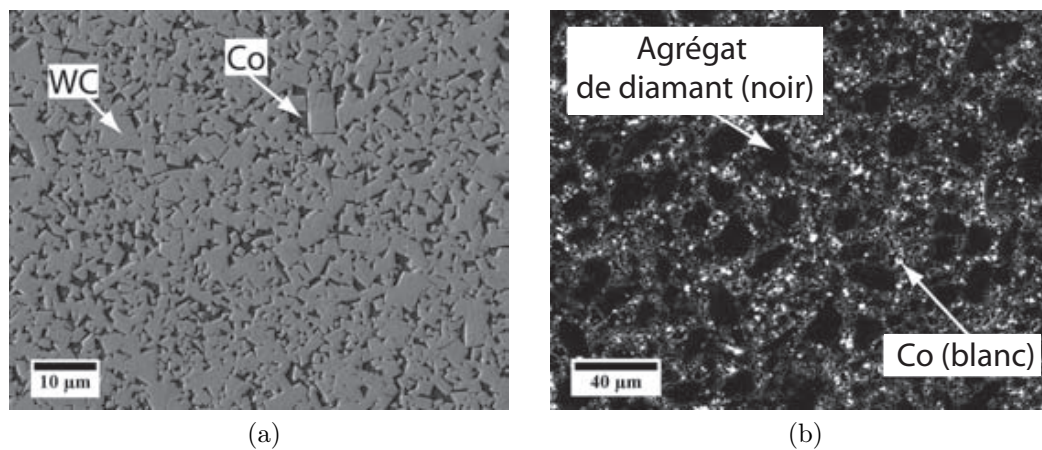


FIGURE 2.2.7 – Micrographie au MEB en mode électrons rétrodiffusés d'un taillant PDC : a - substrat WC-Co ; b - plaquette diamantée.

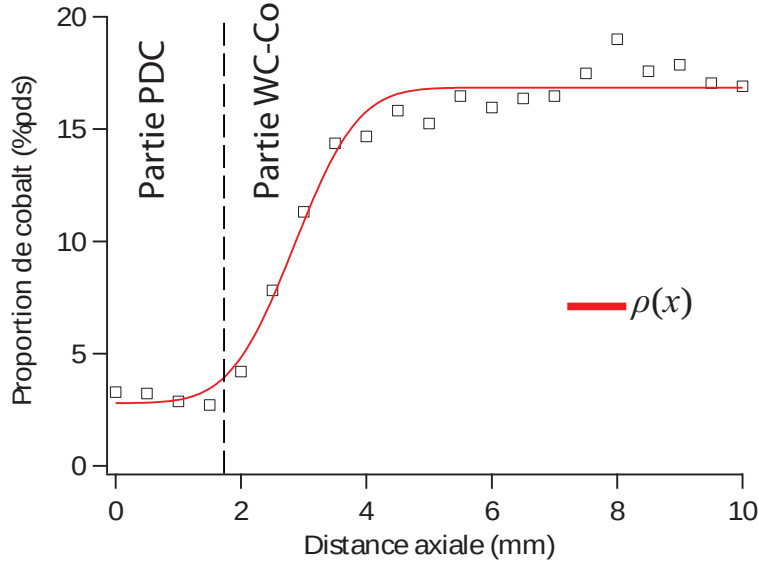


FIGURE 2.2.8 – Mesures par analyse EDX de la proportion de cobalt sur une section du taillant de la partie diamantée vers le substrat WC-Co.

$$p(x) = (p_0 - p_{10}) \frac{\operatorname{erfc} \left[ \frac{1}{2\sqrt{D_i \cdot t}} (x - x_i) \right]}{\operatorname{erfc} \left[ -\frac{1}{2\sqrt{D_i \cdot t}} x_i \right]} + p_{10} \quad (2.2.1)$$

La proportion massique axiale de cobalt  $p(x)$ , avec  $x$  la position sur l'axe, est définie par  $p_0$  au niveau de la face supérieure de la partie diamantée et par  $p_{10}$  à l'arrière du taillant PDC sur la partie inférieure du substrat WC-Co.  $D_i$  définit le coefficient d'infiltration,  $t$  le temps d'infiltration et  $x_i$  représente la position d'inflexion de l'infiltration entre la partie WC-Co et diamantée.

Les taillants commerciaux ont une proportion similaire de cobalt dans leur partie diamantée  $p_{\text{Co}}^{\text{PDC}}$  (*i.e.*  $p_0$ ) qui est en moyenne de  $3,1 \pm 0,3$  %pds (*tab.* 2.2.2). Dans le substrat WC-Co cette proportion  $p_{\text{Co}}^{\text{WC}}$  (*i.e.*  $p_{10}$ ) varie de 8 à 17 %pds. La racine carrée du produit de  $D_i$  par  $t$  permet d'évaluer la longueur caractéristique sur laquelle se répartit la proportion de cobalt vers l'interface diamant/WC-Co ou l'étendue de l'infiltration du cobalt, du substrat vers la partie diamantée.  $D$  dépend de la taille des grains de diamant et de WC ainsi que de la température d'infiltration. À la température d'infiltration, le cobalt liquide est déplacé par capillarité au travers des espaces entre les grains de diamant. La taille de ces espaces augmente avec la taille des grains de diamant et favorise le déplacement du cobalt [Hong 1988]. L'infiltration du cobalt dans la partie diamantée augmente avec la température car la viscosité du métal diminue.

Les observations au MEB de sections transverses de la partie diamantée révèlent seulement des agrégats de grains de diamant. Or, le diamètre de ces agrégats  $\varnothing_{\text{Agr}}$  ne représente pas la taille des grains de diamant et il ne peut être directement relié aux propriétés mécaniques du taillant. Le terme  $\sqrt{D_i \cdot t}$  est quant à lui considéré proportionnel à la taille des grains de diamant qui forment ces agrégats. Ainsi, les taillants B et C possèdent des valeurs

TABLE 2.2.2 – Proportions moyennes de cobalt et paramètres liés à l'infiltration du cobalt obtenus par l'analyse de profils EDX sur les sections des taillants de A à F (les mesures excluent les zones ayant subies un *leaching*).

| Taillants<br>commerciaux            | A             | B              | C             | D              | E             | F             |
|-------------------------------------|---------------|----------------|---------------|----------------|---------------|---------------|
| $p_{\text{Co}}^{\text{PDC}}$ (%pds) | $2,9 \pm 0,3$ | $2,9 \pm 0,8$  | $2,7 \pm 0,4$ | $3,5 \pm 0,4$  | $3,4 \pm 0,2$ | $3,2 \pm 0,2$ |
| $p_{\text{Co}}^{\text{WC}}$ (%pds)  | $8,2 \pm 0,2$ | $16,7 \pm 0,2$ | $9,8 \pm 0,2$ | $11,2 \pm 0,2$ | $9,6 \pm 0,1$ | $7,7 \pm 0,1$ |
| $\sqrt{D_i} \cdot t$ (mm)           | $0,2 \pm 0,2$ | $0,8 \pm 0,1$  | $0,5 \pm 0,1$ | $0,1 \pm 0,1$  | $0,3 \pm 0,1$ | $0,1 \pm 0,1$ |
| $x_i$ (mm)                          | $3,0 \pm 0,1$ | $3,3 \pm 0,2$  | $2,7 \pm 0,1$ | $2,4 \pm 0,1$  | $2,6 \pm 0,1$ | $2,8 \pm 0,1$ |



FIGURE 2.2.9 – Design d'interface PDC/WC-Co des taillants de l'étude.

de  $\sqrt{D_i} \cdot t$  au moins deux fois plus importantes que celles obtenues pour A, D, E et F. Dans l'hypothèse que les conditions de frittage de ces taillants soient proches, la taille des grains de diamant est importante pour les taillants B et C (de l'ordre de la dizaine de micromètres) comparativement aux autres taillants (quelques micromètres).

### Physicochimie et microstructures des taillants de référence

Les taillants de référence, **M** et **T** possèdent le même design en forme d'étoile à l'interface diamant/WC-Co (*fig.* 2.2.9).

Les taillants **M** et **T** se différencient par leur taille moyenne de grain de diamant (*tab.* 2.2.3). Le taillant **M** possède une fine granulométrie de grains de diamant (quelques micromètres) et le **T** possède une granulométrie plus grossière (quelques dizaines de micromètres). Étant donné que la taille des grains de diamant est importante pour le **T** comparativement au **M**, la proportion de cobalt est plus élevée dans la partie diamantée du taillant **T** que

TABLE 2.2.3 – Propriétés physicochimiques des taillants de référence [Ther 2012].

| Taillants de référence | M1                             | M2               | T1               | T2               |
|------------------------|--------------------------------|------------------|------------------|------------------|
| $p_{Co}^{WC}$ (%pds)   | $11,5 \pm 0,6$                 | $11,4 \pm 0,9$   | $11,4 \pm 0,6$   | $11,2 \pm 0,7$   |
| Partie WC-Co           | $\varnothing_{WC}$ ( $\mu m$ ) |                  |                  |                  |
|                        | $1,7 \pm 0,4$                  |                  |                  |                  |
|                        | $1349 \pm 34$                  | $1357 \pm 51$    | $1359 \pm 33$    | $1370 \pm 46$    |
|                        | $H$ (HV 2 kg/10 s)             |                  |                  |                  |
|                        | $\Delta H = 175$               | $\Delta H = 244$ | $\Delta H = 182$ | $\Delta H = 250$ |
| Partie PDC             | $\varnothing_{PDC}$            | Grains fins      | Grains grossiers |                  |
|                        | $H$ (HV charge SI)**           | $< 6000$         | 8000 à 10 000    |                  |

\*\*valeurs théoriques [COM 2011]

dans celle du **M**.

Les substrats de ces taillants possèdent des propriétés similaires suite au procédé HP/HT, avec un  $p_{Co}^{WC}$  en moyenne de  $11,4 \pm 0,1$  %pds, un  $\varnothing_{WC}$  de  $1,7 \pm 0,4 \mu m$  et une dureté en moyenne de  $1359 \pm 9$  HV 2 kg/10 s. Plus précisément, le procédé HP/HT génère une dureté plus importante vers l'interface diamant/WC-Co (*fig.* 2.2.10). Elle est supérieure à 1420 HV 2 kg/10 s (soit une amplitude de dureté  $\Delta H$  en moyenne de  $179 \pm 5$  HV 2 kg/10 s dans le substrat) pour les taillants ayant subi le cycle 1 du traitement HP/HT soit **M1** et **T1**. Ce phénomène est accentué en ce qui concerne les taillants ayant subi le cycle 2 du traitement HP/HT avec une dureté supérieure à 1450 HV 2 kg/10 s (soit un  $\Delta H$  en moyenne de  $247 \pm 4$  HV 2 kg/10 s dans le substrat).

Les valeurs de dureté pour la partie PDC des taillants ne sont pas mesurables avec les moyens de l'étude et n'apparaissent donc pas sur les cartographies de dureté de la figure 2.2.10. En théorie, un matériau PDC avec un  $\varnothing_{PDC}$  de 4 à 5  $\mu m$  a une dureté de 6000 à 8000 HV et celle avec un  $\varnothing_{PDC}$  de 15 à 22  $\mu m$  de 8000 à 10 000 HV [COM 2011].

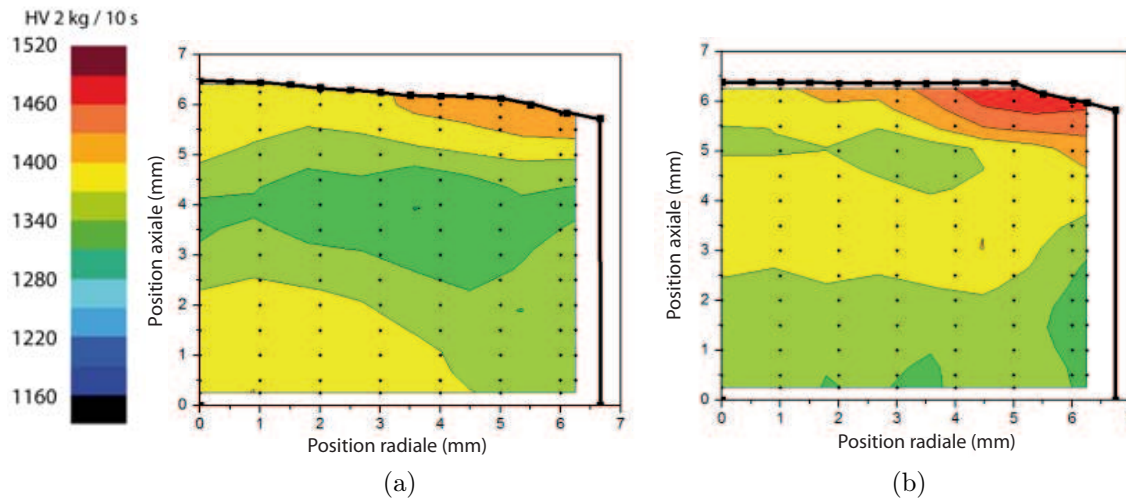


FIGURE 2.2.10 – Distribution de dureté dans les demi-sections des taillants de référence [Ther 2012] : a - M1 ; b - M2.

## 2.2.2 Taillants avec supports traités par imbibition réactive

### Les traitements de graduation des supports de taillants

La taille moyenne des grains de la plaquette diamantée est directement liée à la résistance à l'abrasion du taillant. Plus la taille moyenne des grains de diamant  $\varnothing_{PDC}$  est grande, plus la proportion de cobalt dans la partie diamantée  $p_{Co}^{PDC}$  est grande, et plus la résistance aux chocs du taillant est importante et à l'inverse sa résistance à l'abrasion est faible. Ainsi, un compromis est à réaliser entre résistance à l'abrasion et résistance aux chocs pour les taillants commerciaux. C'est ce qui a été recherché par la sélection des taillants de référence **M** et **T** avec leur  $\varnothing_{PDC}$  de quelques micromètres pour l'un et plusieurs dizaines de micromètres pour l'autre. En effet, le but est ici d'améliorer la résistance à l'abrasion du taillant **T** et la résistance à l'impact du taillant **M**.

A partir de ces constats, des procédés de graduation de type IR du support WC-Co permettent d'augmenter la résistance aux chocs du taillant **M** par enrichissement en phase ductile au cœur du support, tout en maintenant une bonne résistance à l'abrasion et à l'érosion en surface du support et proche de l'interface (zone plus pauvre en phase ductile) [Sorlier 2006]. Le procédé de graduation du support WC-Co fritté dense est réalisé suivant une première étape de revêtement de nitrure de bore (*fig. 2.2.11*). S'en suit une étape d'imbibition de la solution riche en cobalt dans le substrat à partir du matériau d'imbibition. Au final, un frittage HP/HT est réalisé pour former le taillant. Au cours de cette dernière étape, le cobalt infiltre la partie diamantée jusqu'à stabilisation du processus de migration et une homogénéisation du gradient de cobalt dans l'ensemble PDC-Co. Dans le produit final, des borures de type WCoB se sont formés à l'interface entre le PDC et le WC-Co.

Le procédé d'imbibition réactive génère un gradient de dureté en forme de dôme dans le substrat WC-Co (*fig. 2.2.12*) permettant une dureté plus élevée en surface du support et une ténacité à cœur plus grande. La formation de borures à l'interface PDC/WC-Co permet de

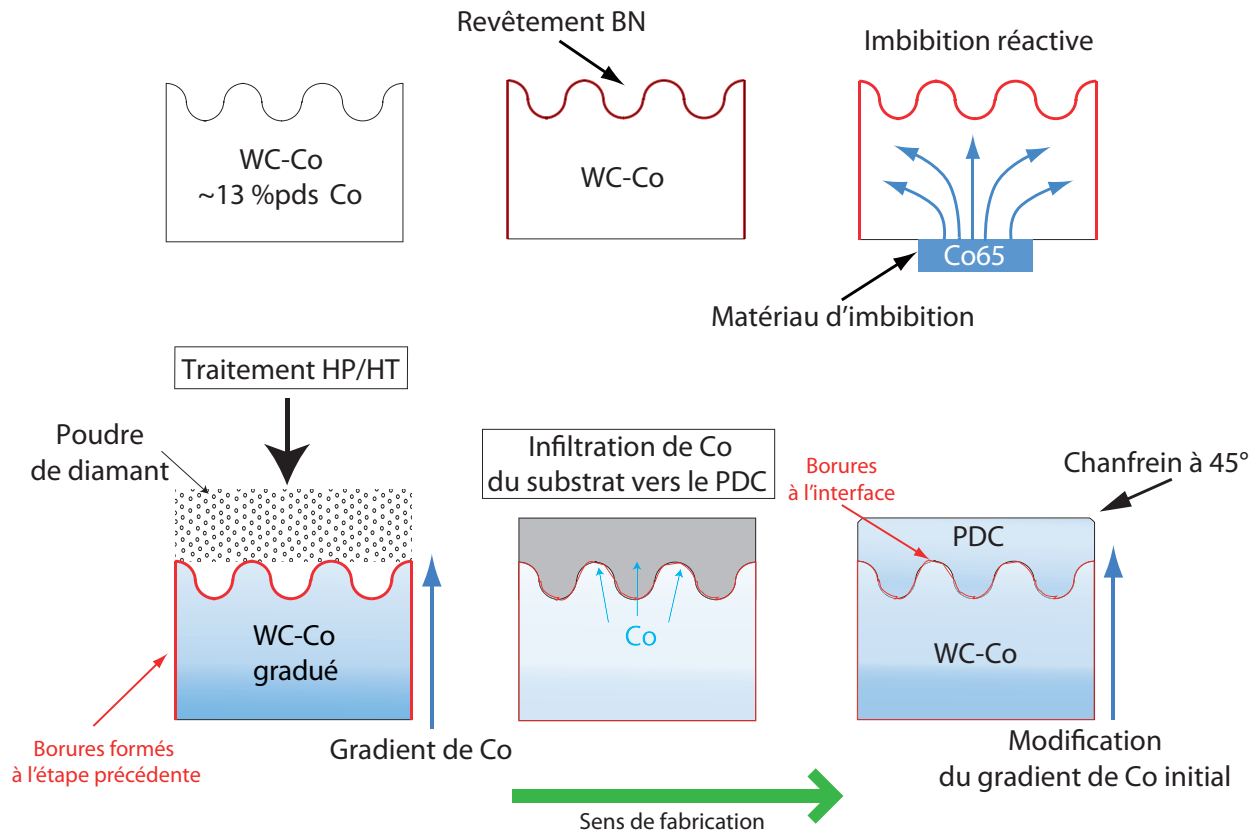


FIGURE 2.2.11 – Procédé de mise en forme des taillants avec imbibition réactive.

mieux adapter les différences de propriétés dilatométriques entre la partie diamantée et le substrat WC-Co. La formation de borures à proximité de l'interface dans le substrat réduit l'écart de coefficient de dilatation entre les deux matériaux PDC et WC-Co, donnant alors lieu à une réduction de l'amplitude des contraintes résiduelles de traction dans la partie PDC suite au refroidissement post-traitement HP/HT de l'ensemble du taillant. Le traitement par revêtement réactif BN réalisé en surface du substrat WC-Co devrait aussi indirectement permettre d'augmenter la résistance à l'abrasion de la partie PDC des taillants pour des raisons qui ne seront pas précisées ici.

Les taillants **M** et **T** traités sont nommés **M-G** et **T-G**. Suivant le cycle de traitement HP/HT sélectionné, ces dénominations sont associées à un indice 1 ou 2 (**M-G1**, **M-G2**, **T-G1** et **T-G2**). Le cycle 2 de traitement HP/HT est réalisé à plus haute pression que le cycle 1. Une pression plus élevée de traitement HP/HT devrait mener à un meilleur pontage entre les grains de diamant par la réalisation d'un meilleur contact entre les grains de diamant lors du frittage. Au final, le cycle 2 doit alors améliorer la résistance à l'abrasion de la partie PDC des taillants.

### Caractéristiques physicochimiques et microstructurales

Le traitement HP/HT à partir de supports gradués a généré un gradient de dureté marqué dans les supports des taillants traités (*fig. 2.2.13*). En effet, ce gradient s'étend dans tout



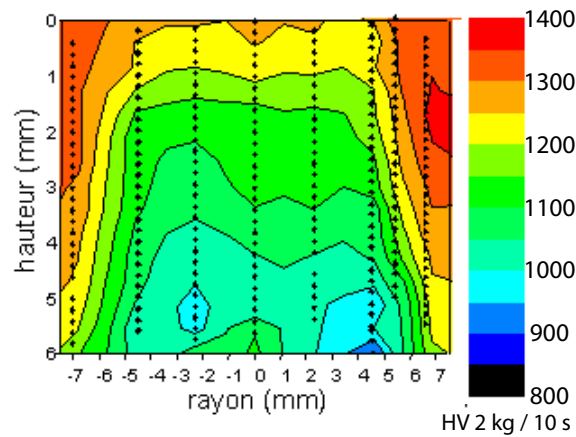


FIGURE 2.2.12 – Cartographie de dureté dans un substrat WC-Co gradué par imbibition réactive [Sorlier 2006].

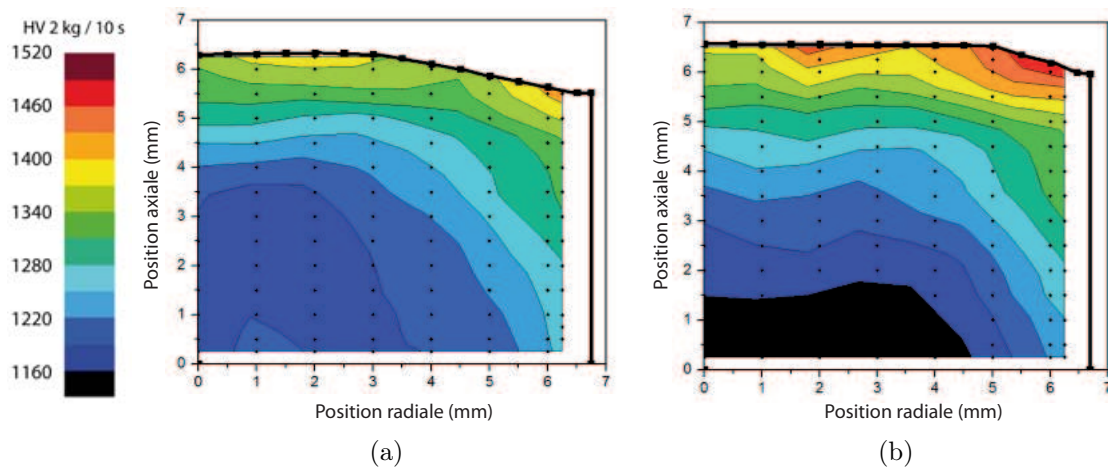


FIGURE 2.2.13 – Distribution de dureté dans les demi-sections des supports WC-Co gradués de taillants après HP/HT [Ther 2012] : a - M-G2 ; b - T-G2.

le volume des taillants imbibés contrairement à ce qui a été constaté avec les taillants non imbibés (dits de référence) pour lesquels seule la zone à proximité de l'interface PDC/WC-Co montre un contraste important de dureté. Il est important de noter que le gradient de dureté en dôme observé avant le traitement HP/HT est conservé après ce traitement.

Les supports des taillants imbibés possèdent une proportion de cobalt moyenne  $p_{Co}^{WC}$  autour de  $13,2 \pm 0,3\%$  pds et logiquement supérieure à celle des supports des taillants de référence (écart de 15 %). De même, les supports des taillants imbibés possèdent une dureté moyenne  $H$  similaire autour de  $1265 \pm 14$  HV 2 kg/10 s indépendamment du type de diamant considéré (*tab.* 2.2.4). Ceci est d'autant plus vrai pour les taillants ayant subi le même cycle de traitement HP/HT pour lesquels l'écart relatif de dureté n'est que de quelques HV. Le cœur des supports des taillants traités possède une dureté en majorité inférieure à 1300 HV 2 kg/10 s et dans sa partie la plus ductile (bas du support) cette valeur descend sous les 1200 HV 2 kg/10 s. Les taillants M-G2 et T-G2, ayant subi le cycle 2 du traitement HP/HT, possèdent les plus grands écarts de dureté avec des  $\Delta H$  de plus de 330 HV 2 kg/10 s.



TABLE 2.2.4 – Propriétés physicochimiques des taillants imbibés [Ther 2012].

| Taillants imbibés    | M-G1             | M-G2             | T-G1             | T-G2             |
|----------------------|------------------|------------------|------------------|------------------|
| $p_{Co}^{WC}$ (%pds) | $12,9 \pm 1,3$   | $13,6 \pm 1,7$   | $13,0 \pm 1,1$   | $13,4 \pm 2,3$   |
| Partie WC-Co         | $1279 \pm 59$    | $1249 \pm 73$    | $1274 \pm 49$    | $1257 \pm 100$   |
| $H$ (HV 2 kg/10 s)   | $\Delta H = 238$ | $\Delta H = 333$ | $\Delta H = 220$ | $\Delta H = 359$ |

Au final, le traitement d'imbibition réactive suivi d'un traitement HP/HT réalise l'objectif attendu avec une ténacité améliorée au cœur du substrat grâce à une plus grande teneur en cobalt ainsi qu'une dureté croissante vers l'interface PDC/WC-Co et la surface latérale du support pour mieux résister à l'usure. L'imbibition du substrat WC-Co n'a pas pour objectif de graduer en cobalt la partie la partie PDC, celle-ci doit posséder une composition homogène de cobalt à l'image des taillants commerciaux et des taillants de référence.

## 2.3 Synthèse

Les inserts WC-Co de l'étude avec trois teneurs en cobalt 8, 12 et 14,5 %pds ont montré des potentiels de graduation différents. Le plus bas cobalt associé à la plus faible taille de grains démontre une plus grande aisance de graduation par l'imbibition et l'imbibition réactive. Ces traitements permettent d'obtenir une ténacité importante au cœur des inserts tout en maintenant une dureté relativement haute en surface. Aussi, le traitement par revêtement BN augmente la dureté en bout d'insert par l'appauvrissement en cobalt métallique à partir de la surface revêtue de l'insert et par la formation de borures WCoB.

Les taillants PDC de l'étude regroupent une première série de six taillants commerciaux à partir desquels une étude sur la performance à la coupe et en abrasion a été réalisée. De cette étude, une compréhension des performances de ces taillants sera effectuée au travers de leurs différentes caractéristiques physicochimiques. Ensuite, les taillants mis en forme pour cette étude sont de deux sortes : une première série est réalisée à partir de supports non gradués (taillants de référence) et une seconde série est réalisée à partir de supports gradués. Après traitement HP/HT, les supports gradués génèrent des gradients de dureté en forme de dôme et présentent une amplitude de dureté bien plus grande que les taillants classiques réalisés à partir de supports non gradués. Ainsi, le cœur des supports gradués possède une ductilité accrue par l'imbibition et un coefficient de dilatation plus proche de celui du PDC à l'interface permettant de réduire les contraintes résiduelles post-HP/HT. Le cycle 2 de traitement HP/HT devrait augmenter la résistance à l'abrasion des taillants par la réalisation d'un meilleur pontage des grains de diamant à plus haute pression de frittage.

## Références

- [Åkesson 1982] L. Åkesson. *An experimental and thermodynamic study of the Co-W-C system in the temperature range 1473-1698 K*. Thèse de doctorat, Royal Institute of Technology Stockholm, 1982.
- [Akhaishi 1982] M. Akhaishi, H. Kanda, Y. Sato, N. Setaka, T. Ohsawa et O. Fukunaga. Sintering behaviour of the diamond-cobalt system at high temperature and pressure. *Journal of Materials Science*, vol. 17, pages 193 – 198, 1982.
- [Anstis 1981] G. Anstis, P. Chantikul, B. Lawn et D. Marshall. A critical evaluation of indentation techniques for measuring fracture toughness. *Journal of the American Ceramic Society*, vol. 64, pages 533–538, 1981.
- [Badzian 1981] A. Badzian et A. Klokocki. *JCPDS-ICDD XRD card CoCx 00-044-0962*, 1981.
- [Bellin 2010] F. Bellin, A. Dourfaye, W. King et M. Thigpen. The current state of PDC bit technology. *World Oil*, pages 41–46, 2010.
- [CdM 2010] *La newsletter du Centre des Matériaux n° 36 - Mines ParisTech*, 2010.
- [Chermant 1976] J. L. Chermant et F. Osterstock. Fracture toughness and fracture of WC-Co composites. *Journal of Materials Science*, vol. 11, pages 1939–1951, 1976.
- [COM 2011] Comadex PCBN - PCD inserts, 2011.
- [Crank 1956] J. Crank. *The mathematics of diffusion*. Oxford University Press, 1956.
- [Dourfaye 2007] SAS Varel Europe et Armines. *Procédé pour fabriquer une pièce comprenant au moins un bloc en matériau dense constitué de particules dures dispersées dans une phase liante : application à des outils de coupe ou de forage*. A. Dourfaye, C. Colin, E. Sorlier et H. Sellami. Brevet FR. 2914206, 2007.
- [Felten 2008] F. Felten, G. Schneider et T. sadowski. Estimation of R-curve in WC-Co cermet by CT test. *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials*, vol. 26, pages 55–60, 2008.
- [Grüter 1959] H. Grüter. *Untersuchungen in den systemen Co-C, Co-W und Co-W-C*. Thèse de doctorat, Universität Münster, 1959.
- [Haglund 1993] J. Haglund, F. Fernandez-Guillermet, G. Grimvall et M. Korling. *JCPDS-ICDD XRD card Co 01-088-2325*, 1993.
- [Hong 1988] S-M. Hong, M. Akaishi, H. Handa, T. Osawa et S. Yahmaoka. Behaviour of cobalt infiltration and abnormal grain growth during sintering of diamond on cobalt substrate. *Journal of Materials Science*, vol. 23, pages 3821 – 3826, 1988.

- [Ishida 1991] K. Ishida et T. Nishizawa. The C-Co (carbon-cobalt ) system. *Journal of Phase Equilibria*, vol. 12, pages 417 – 424, 1991.
- [Jia 1998] K. Jia, T. Fischer et B. Gallois. Microstructure, hardness and toughness of nanostructured and conventional WC-Co composites. *NanoStructured Materials*, vol. 10, n° 5, pages 875–891, 1998.
- [Lefèvre 2004] J-P. Lefèvre, P. Lasaygue, C. Potel, J-F. de Belleval et P. Gatignol. L'acoustique ultrasonore et ses applications. *Acoustique et techniques*, vol. 36, pages 12–19, 2004.
- [Lisovsky 1987] A. Lisovsky. The migration of metal melts in sintered carbides. *Powder Metallurgy International*, vol. 19, pages 18–21, 1987.
- [Milman 1999] Y. Milman, S. Luyckx et I. Northrop. Influence of temperature, grain size and cobalt content on the hardness of WC-Co alloys. *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials*, vol. 17, pages 39–44, 1999.
- [Sorlier 2006] E. Sorlier, C. Colin, H. Sellami et A. Dourfaye. *Elaboration de gradients de composition continue dans des taillants PDC*. In Matériaux 2006, 2006.
- [Ther 2012] O. Ther, C. Colin, L. Gerbaud et A. Dourfaye. *Reactive Imbibition of WC-Co Substrate for PDC Cutters Used in Oil and Gas and Mining Drilling*. In Powder Metallurgy World Congres & Exhibition, 2012.
- [Ural 2011] A. G. Ural. *Performances en frottement de composites alumine-metal avec ou sans nanotubes de carbone : identification des conditions de grippage et des mecanismes d'usure*. Thèse de doctorat, Université de Toulouse, 2011.
- [VAR 2007] Brochure of Varel roller cone drill bit products, 2007.
- [Vasel 1985] C. H. Vasel, A. D. Krawitz, E. F. Drake et E. A. Kenik. Binder deformation in WC-Co, Ni cemented carbide composites. *Metallurgical and Materials Transactions A: Physical Metallurgy and Materials Science*, vol. 16A, pages 2309–2317, 1985.

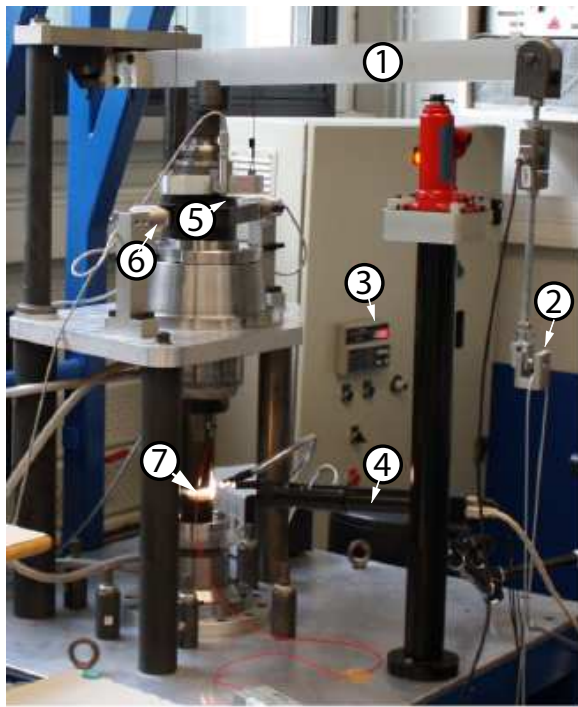
# Techniques expérimentales

---

Ce chapitre traite des techniques expérimentales reposant sur l'association d'un ensemble de machines d'essais. Les deux principaux dispositifs expérimentaux ont pour objectifs de caractériser l'usure abrasive de matériaux de référence puis de matériaux optimisés :

- un tribomètre rotatif est utilisé afin d'étudier le comportement tribologique des inserts WC-Co et de déterminer les cinétiques d'usure de ces échantillons face à un échantillon abrasif d'alumine ;
- un tour d'usure est employé pour réaliser une usure significative sur les taillants PDC et ainsi évaluer les performances de ces échantillons grâce à une meule abrasive de béton siliceux.

A cela s'ajoutent des dispositifs complémentaires afin de caractériser des contacts inserts sur roches et taillants sur roches et de mettre en place des essais de chocs sur les taillants.



- 1 Bras de levier
- 2 Mise en charge
- 3 Commande de vitesse
- 4 Caméra rapide
- 5 Capteur de déplacement vertical
- 6 Capteur de force
- 7 Zone de contact

FIGURE 3.1.1 – Vue générale du tribomètre rotatif du Laboratoire Génie de Production.

## 3.1 Dispositifs d'essais

### 3.1.1 Tribomètre rotatif pour l'étude des inserts WC-Co

#### Description du dispositif

Le tribomètre rotatif (*ann.* A) permet de mettre en contact frottant un insert en WC-Co et un disque de céramique (alumine) ou de roche (granite et grès) (*fig.* 3.1.1).

Ce tribomètre est formé de deux sous-ensembles dont :

- un sous-ensemble inférieur pour la mise en mouvement du disque ;
- un sous-ensemble supérieur pour la mise en charge du contact.

Le premier sous-ensemble met en rotation le disque grâce à l'action d'un moteur sur le mandrin inférieur. Au cours de cette étude, la vitesse au contact a été contrôlée entre 0,1 et  $1 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  mais la plupart des essais ont été réalisés avec une vitesse nominale de  $0,5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ .

Le deuxième sous-ensemble permet la mise en charge de l'insert au moyen d'un bras de levier muni de poids métalliques<sup>1</sup> et réalise un contact pion-disque (*fig.* 3.1.2). La charge appliquée varie entre 0 et 300 N suivant le type d'essai choisi.

La résistance au déplacement vertical du mandrin supérieur, en liaison pivot glissant sur le bâti du dispositif<sup>2</sup>, a nécessité une correction de l'effort normal appliqué. Cette correction a été validée d'une part par l'ajout continu d'une charge (*fig.* 3.1.3a) et d'autre part par l'ajout de charges constantes de plus en plus grandes jusqu'au maintien du contact déterminé par

1. Un récipient contenant un volume d'eau est utilisé lorsqu'une évolution précise de l'effort de contact est nécessaire

2. Ceci explique l'utilisation de charge de 14 N, 114 N et 264 N lors de plusieurs essais initialement fixés respectivement avant correction à 50 N, 150 N et 300 N.

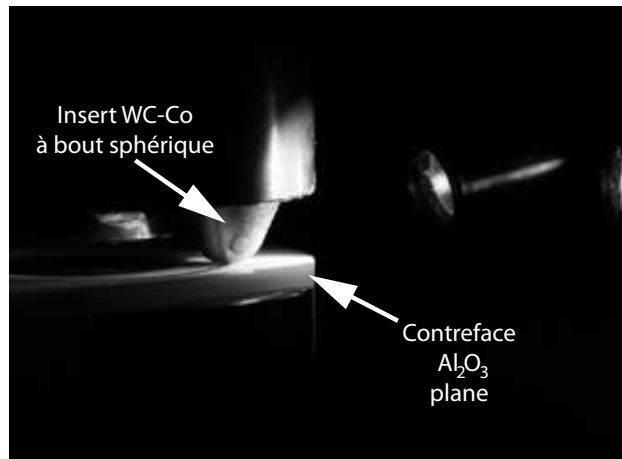


FIGURE 3.1.2 – Tribomètre rotatif du Laboratoire Génie de Production : a - voisinage du contact ; b - contact insert/contreface lors d'un essai.

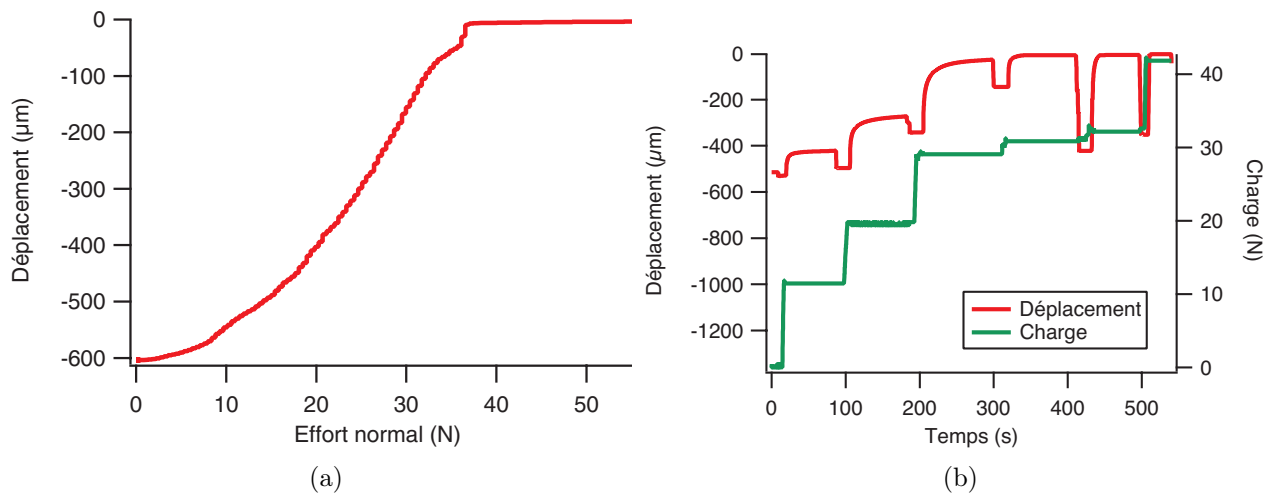


FIGURE 3.1.3 – Évaluation de la résistance au déplacement vertical du mandrin supérieur du tribomètre : a - essai à charges progressives et continues ; b - essai à charges constantes.

l'absence de déplacement du mandrin supérieur (*fig.* 3.1.3b). Les pertes par frottement peuvent ainsi être évaluées à 36 N qu'il est alors nécessaire de retirer à l'effort normal mesuré afin d'obtenir l'effort normal réel appliqué sur le contact.

Le mécanisme ( $S_0$ ) est représenté par le tribomètre et son environnement. Il n'a pas fondamentalement évolué pour l'ensemble des essais. Des changements ont néanmoins été réalisés, suite aux premiers essais de l'étude, par une isolation acoustique du tribomètre (mousse acoustique et pieds amortisseurs) afin de réduire les nuisances sonores et les vibrations du sol du laboratoire. À cela s'ajoute un nettoyage et une lubrification complète des liaisons mécaniques du tribomètre.

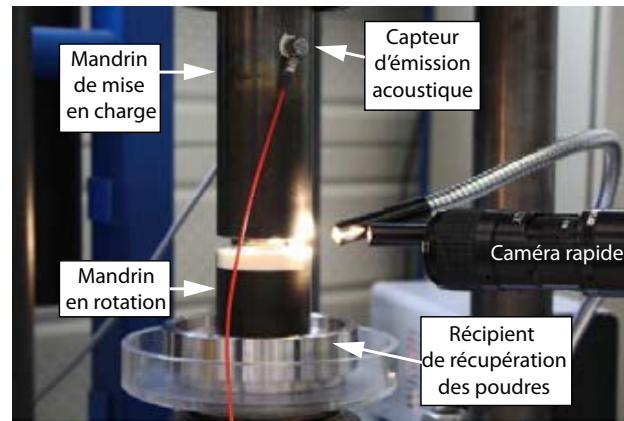


FIGURE 3.1.4 – Vue de l'objectif pour l'acquisition de séquences vidéos et du capteur d'émission acoustique positionnés autour du contact frottant insert/alumine.

### Acquisition des données

L'acquisition des données expérimentales est réalisée par un ensemble de capteurs d'efforts, de déplacement, d'émission acoustique et des thermocouples<sup>3</sup>.

Les efforts mécaniques au contact sont acquis par un capteur de charge pour l'effort normal et des capteurs de flexion pour la mesure du couple et de l'effort transversal.

L'évolution de l'usure des matériaux est suivie par un capteur de déplacement vertical monté sur le mandrin supérieur. Ce suivi est aussi réalisé par l'acquisition de séquences vidéo grâce à une caméra rapide (*fig. 3.1.4*). Cette dernière permet aussi de suivre les phénomènes dynamiques au contact comme la circulation des débris.

Un capteur d'émission acoustique est collé au niveau du mandrin supérieur (*fig. 3.1.4*) et permet de mesurer l'émission d'ondes acoustiques provenant du contact frottant (voir *ann. B*). Ce capteur est placé relativement loin du contact à une distance de  $120 \pm 5$  mm de celui-ci afin d'éviter la saturation du signal causée par une émission acoustique énergétiquement élevée. Deux voies paramétriques permettent de synchroniser les signaux acoustiques avec ceux des capteurs de déplacement et de flexion ;

Quatre thermocouples sont distribués le long du mandrin supérieur et maintenus par des colliers de serrage métalliques pour évaluer l'évolution de la température de contact. Le premier thermocouple est positionné à  $20 \pm 5$  mm du contact et les trois autres sont ensuite placés à  $67 \pm 4$  mm,  $130 \pm 4$  mm et  $175 \pm 4$  mm.

Chaque essai tribologique a nécessité le traitement des signaux d'acquisition et plusieurs calculs ont été mis en place à partir de ces signaux dont celui :

- du coefficient de frottement  $\mu$  ;
- du volume d'usure  $V_h$  de l'insert et parfois du volume d'usure de la contreface  $W_h$  ;
- de l'énergie absolue  $E_a$  et de la fréquence centroïde  $f_c$  des signaux d'émission acoustique ;

3. La carte d'acquisition des efforts est de marque HBM de référence Quantum X. La carte associée aux mesures d'émission acoustique provient de l'entreprise Euro Physical Acoustic.

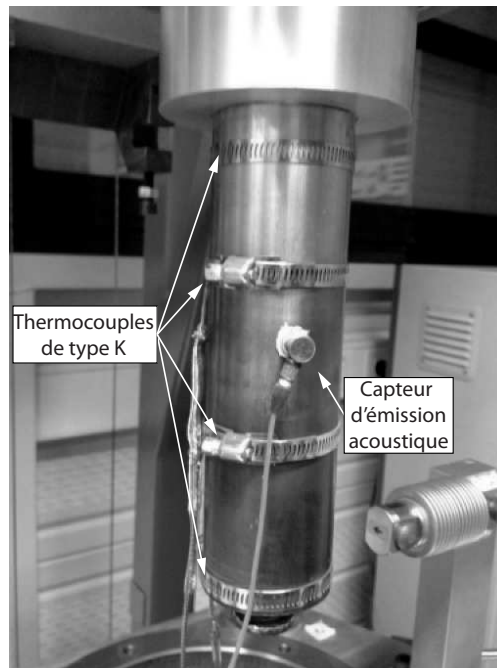


FIGURE 3.1.5 – Vue du positionnement des thermocouples sur le mandrin supérieur.

- de la température moyenne au contact à la surface de l'insert  $T_0$ .

### Le coefficient de frottement

Le calcul du coefficient de frottement  $\mu$  est le premier traitement réalisé à partir des signaux de charge et de couple et le rapport entre l'effort tangentiel  $F_T$  et l'effort normal  $F_N$  au contact. Ce signal comme l'ensemble des signaux d'acquisition peut décrire des variations importantes dues à des phénomènes vibratoires. Un lissage est alors le plus souvent effectué afin d'améliorer la lecture de l'évolution du signal, par exemple par la mise en place d'une moyenne mobile (*e.g.* signal *RMS* dans le cas d'une moyenne quadratique mobile) (*fig.* 3.1.6).

Les valeurs de coefficient de frottement ont aussi été présentées sous forme de boîtes à moustaches (*fig.* 3.1.7). La valeur moyenne du coefficient de frottement est représentée par le quartile Q3 et l'intervalle comprenant 25 à 75 % des valeurs de coefficient de frottement est formée par la boîte encadrée par les quartiles Q2 et Q4. L'étendue est bornée entre 5 et 95 % des valeurs de coefficient de frottement ce qui permet de négliger les données exceptionnelles ou erronées. Cette représentation permet à la fois de comparer les valeurs moyennes des coefficients de frottement obtenues entre chaque essai d'une campagne mais aussi de rendre compte de la distribution des valeurs de coefficient de frottement de ces essais.

### Calcul du volume d'usure

L'évolution du volume usé de l'insert est calculée à partir du signal du capteur de déplacement. En première approximation, le volume usé  $V_h$  est alors évalué par la formule du volume d'une calotte sphérique avec  $h$  le déplacement enregistré par le capteur de déplacement et  $R$  le rayon du bout sphérique de l'insert (eq. 3.1.1). Lorsque les essais présentent



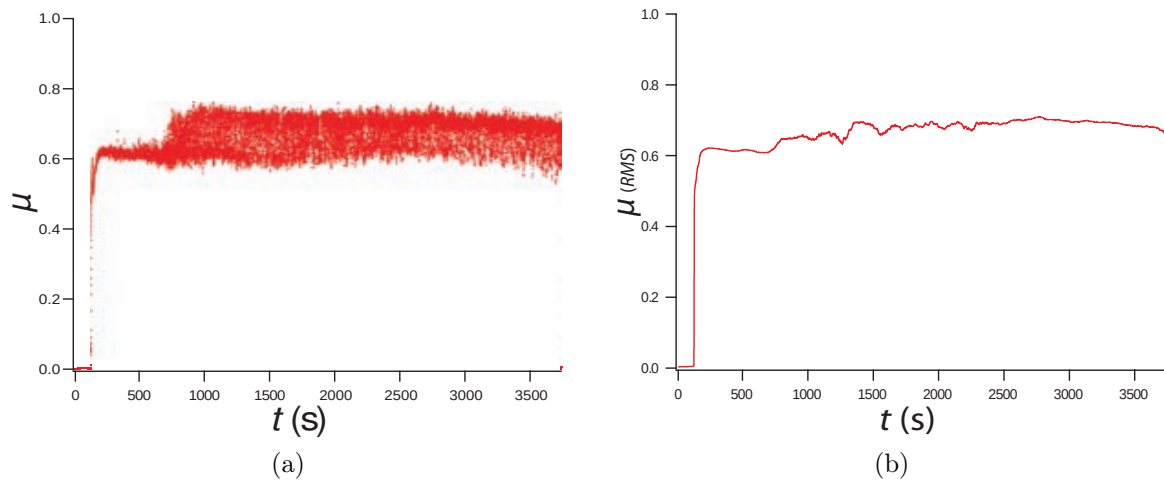


FIGURE 3.1.6 – Traitement du signal pour calculer le coefficient de frottement : a - signal brut  $\mu$  en fonction du temps (fréquence d'acquisition 50 Hz); b - signal moyenné ( $RMS$ ) toutes les 20 s.

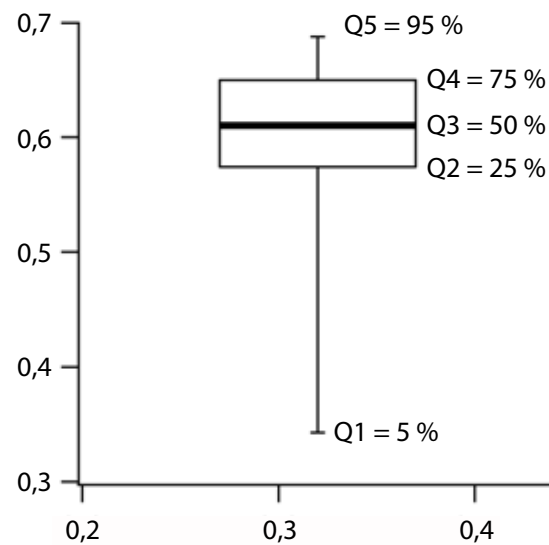


FIGURE 3.1.7 – Illustration d'une boîte à moustaches utilisées pour le traitement de données.

des vibrations importantes ne permettant pas d'acquérir un déplacement vertical  $h$  stable, celui-ci est déterminé à partir de séquences vidéo acquises tout au long des essais.

$$V_h = \frac{\pi}{3} h^2 (3R - h) \quad (3.1.1)$$

$$h = R - \sqrt{R^2 - r^2} \quad (3.1.2)$$

La hauteur usée finale des inserts est aussi déterminée par une mesure au micromètre ou à partir des photographies de la trace circulaire des faciès d'usure des inserts de rayon  $r$  (eq. 3.1.2). Le volume d'usure final de l'insert  $V_f$  est alors encore une fois déterminé par le calcul du volume d'une calotte sphérique.

Le suivi de l'usure est donc effectué indirectement par la mesure du déplacement vertical du mandrin supérieur du tribomètre soit  $h$ . Ce déplacement vertical comprend la hauteur usée de l'insert  $h_i$  et la profondeur usée de la contreface  $h_c$ . Par conséquent,  $h$  est la somme des hauteurs usées du couple frottant plus un paramètre  $\varepsilon'$  lié à d'autres variables du contact tel que l'épaisseur de débris au contact ou la dilatation thermique des composants du tribomètre ( $h = h_c + h_i + \varepsilon'$ ). Il faudra donc évaluer dans quelle mesure la profondeur usée dans la contreface ou d'autres paramètres influent sur la valeur du déplacement  $h$  et s'ils peuvent être négligés pour le calcul du volume usé  $V_h$ .

Le volume d'usure de la contreface est évalué par quatre profils espacés d'un quart de tour sur la trace d'usure à l'aide d'un profilomètre optique. Ces mesures permettent d'obtenir une estimation précise du volume d'usure final de la contreface  $W_f$  à partir d'une intégration des profils sur le périmètre de la trace.

### Traitement des signaux d'émission acoustique

L'énergie acoustique absolue  $E_a$  est extraite des signaux d'émission acoustique et calculée par l'intégrale du signal  $s(t)$ , traduction en tension de l'excitation mécanique du capteur, au carré et normé par la résistance de référence  $R_e$  du dispositif d'émission acoustique, sur la période de mesure  $T$  (eq. 3.1.3). Le barycentre fréquentiel (ou fréquence centroïde)  $f_c$  peut être calculé et représente l'abscisse du pic d'amplitude maximale de la transformée de Fourier du signal  $s(t)$ .

$$E_a = \frac{1}{R_e} \int_T s^2(t) dt \quad (3.1.3)$$

L'intérêt de la mesure des signaux acoustiques est qu'elle ne tient pas compte des effets directs générés par les phénomènes vibratoires liés à la vitesse de rotation qui sont de l'ordre du hertz. Cette mesure rend compte principalement des signaux ultrasonores ( $f > 20$  kHz) créés par des mécanismes du contact des échantillons grâce à un seuillage des bruits mécaniques non liés à la mise en contact du pion et du disque avant chaque essai.

TABLE 3.1.1 – Sources des signaux d’émission acoustique lors du frottement de solides [Baranov 2007] : a - Types de source d’émission acoustique; b - Énergie et étendue des fréquences de quelques sources.

| (a)                                                                                                              | (b)                                               |                       |                     |
|------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|---------------------------------------------------|-----------------------|---------------------|
| Types de source d’émission acoustique                                                                            | Types de source                                   | $E_a$<br>(aJ)         | $\Delta f$<br>(kHz) |
| Interactions et impacts élastiques                                                                               | Annihilation de dislocation submicrométriques     | 4 à 400               | $10^5$              |
| Changements de l’état de contrainte/déformation d’un volume de solide en surface                                 | Formation de microfissures                        | $10^6$ à $10^8$       | $5 \cdot 10^4$      |
| Déformations et détériorations plastiques                                                                        | Disparition de macles de l’ordre du $\text{mm}^3$ | $10^{15}$ à $10^{16}$ | /                   |
| Générations, mouvements et interactions de dislocations                                                          | Déformation plastique de l’ordre de 0,1 mm        | $10^{14}$             | 500                 |
| Énergie libérée lors de déformations répétées, durcissement/affaiblissent de phases et endommagements de surface |                                                   |                       |                     |
| Changements de la structure des surfaces frottantes                                                              |                                                   |                       |                     |
| Formations de microfissures, micropores et de surfaces d’usure                                                   |                                                   |                       |                     |
| Apparition de débris d’usure                                                                                     |                                                   |                       |                     |
| Écaillages de surface et formations de piqures de fatigue/corrosion                                              |                                                   |                       |                     |

À ce sujet, BARANOV *et al.* [Baranov 2007] ont identifié les sources pouvant être à l’origine des signaux acoustiques lors du frottement des solides (*tab.* 3.1.1a) et ont chiffré l’énergie et le domaine fréquentiel  $\Delta f$  des signaux produits par certaines de ces sources (*tab.* 3.1.1b). Ces données confirment le caractère submillimétrique des sources d’émission acoustique étudiées dans le domaine du frottement des matériaux.

Ces auteurs énumèrent aussi une liste de facteurs accentuant ou diminuant l’amplitude (ou l’énergie) des signaux acoustiques (*tab.* 3.1.2). Quatre facteurs sont pertinents pour la discussion établie précédemment. Ainsi, une dureté croissante ou une résilience décroissante sont des facteurs accentuant l’amplitude des signaux acoustiques. De même, une grande taille de grain accentue l’amplitude des signaux.

TABLE 3.1.2 – Facteurs influençant l'amplitude des signaux d'émission acoustique [Baranov 2007].

| Facteurs accentuant l'amplitude            | Facteurs atténuant l'amplitude                  |
|--------------------------------------------|-------------------------------------------------|
| Rugosité importante                        | Relief plat                                     |
| Défauts en surface                         | Absence de défauts de surface                   |
| Anisotropie de surface                     | Isotropie de surface                            |
| <b>Grande dureté</b>                       | <b>Faible dureté</b>                            |
| <b>Faible résilience</b>                   | <b>Grande résilience</b>                        |
| <b>Gros grains</b>                         | <b>Grains fins</b>                              |
| Faible température                         | Haute température                               |
| <b>Vitesse de glissement élevée</b>        | <b>Vitesse de glissement faible</b>             |
| Grande charge                              | Faible charge                                   |
| <b>Frottement sec</b>                      | Frottement lubrifié                             |
| Frottement limite avec lubrifiant liquide  | <b>Frottement limite avec lubrifiant solide</b> |
| Conditions de frottement non-stationnaires | Conditions de frottement stationnaires          |
| Usure abrasive                             | Usure adhésive                                  |
| Rupture fragile                            | Rupture plastiques                              |

### Calcul de la température moyenne de contact

L'évolution de la température de contact insert/contreface  $T_0$  est évaluée à partir des mesures de température  $T_{20}$ ,  $T_{67}$ ,  $T_{130}$  et  $T_{175}$  (variables temporelles avec  $T_{20} = T(20, t)$ ) relevées à partir des quatre thermocouples positionnés sur le mandrin supérieur à 20, 67, 130 et 175 mm du contact. Le calcul est effectué à partir d'une solution  $T(x, t)$  de l'équation de la chaleur à une dimension (eq. 3.1.4) basée sur la fonction erreur complémentaire (erfc). L'expression de  $T(x, t)$  est fonction de la température ambiante  $T_a$ , du coefficient de diffusivité thermique  $D_{th}$ , de la position verticale sur le mandrin  $x$ , du temps d'essai  $t$  et de la température de contact  $T_0$ . En finalité, le coefficient de diffusivité thermique  $D_{th}(t)$  et la température de contact  $T_0(t)$  sont calculés par de multiples ajustements de la fonction  $T(x, t)$  aux températures  $T_{20}$ ,  $T_{67}$ ,  $T_{130}$  et  $T_{175}$  à plusieurs moments de l'essai.

$$T(x, t) = T_a + (T_0 - T_a) \cdot \operatorname{erfc} \left( \frac{x}{2\sqrt{D_{th} \cdot t}} \right) \quad (3.1.4)$$

A partir du calcul de  $T(x, t)$ , il peut être intéressant de déterminer la densité de flux de conduction au contact côté insert  $\varphi_{s0}$ , ce qui peut être réalisé à partir de la loi de Fourier (eq. 3.1.5). Cette densité de flux dépend entre autres de la conductivité  $\lambda$  côté insert au contact, soit celle du carbure de tungstène.

$$\varphi_{s_0} = |\varphi_s(0, t)| = -\lambda \left( \frac{\partial T(x, t)}{\partial x} \right)_{x=0} = \frac{\lambda}{\sqrt{\pi D_{th} \cdot t}} (T_0 - T_a) \quad (3.1.5)$$

Au final, le taux de partage des échanges thermiques de conduction  $\kappa$  entre l'insert WC-Co et la contreface d'alumine peut être évalué par le rapport entre  $\varphi_{s_0}$  et la densité de flux thermique de conduction au contact  $\varphi_c$ . Du fait de la nature dynamique du contact, le nombre de Péclet  $N_p$  est utilisé pour déterminer la part des flux thermiques de conduction relativement à ceux de convection créés dans le contact frottant et représente alors le rapport entre la densité de flux de convection  $\varphi_{cv}$  et celui de conduction  $\varphi_c$ . Le nombre de Péclet fait intervenir la capacité thermique massique de l'insert  $c_p$ , sa masse volumique  $\rho$ , sa conductivité, la vitesse de glissement  $v$  et le rayon  $r$  de la surface de contact. Le calcul de  $\varphi_c$  est alors obtenu à partir de celui de la densité de flux thermique total  $\varphi_{th}$ , soit la somme de  $\varphi_{cv}$  et  $\varphi_c$ , généré par le travail de l'effort transversal  $F_T$  au contact de la surface de contact de rayon  $r$  à la vitesse  $v$ .

$$N_p = \frac{\varphi_{cv}}{\varphi_c} = \left( \frac{r \cdot v}{2} \right) \left( \frac{\rho \cdot c_p}{\lambda} \right) \quad (3.1.6)$$

$$\kappa = \frac{\varphi_{s_0}}{\varphi_c} = \varphi_{s_0} \cdot \frac{1 + N_p}{\varphi_{th}} = \varphi_{s_0} \cdot \frac{\pi r^2}{F_T \cdot v} \cdot (1 + N_p) \quad (3.1.7)$$

### Caractéristiques de la contreface

La contreface de référence est un disque tronqué et possède un évidement cylindrique en son centre (*fig. 3.1.8*) afin d'être correctement maintenue dans son porte-échantillon lors des essais. Le contact frottant pion-disque est réalisé sur un cercle de  $36 \pm 0,2$  mm de diamètre sur la contreface.

La contreface de référence est constituée d'une alumine pure à 99,7 % (avec 0,3 % MgO) mise en forme par frittage naturel à une température de 1700 °C (tab. 3.1.3)<sup>4</sup>. L'alumine est de variété corindon  $\alpha$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>. Elle possède une densité de 3,92, un taux de porosité  $p_o$  de 1,5 % où les pores sont répartis de manière uniforme dans le matériau (*fig. 3.1.9a*). La distribution de la taille des grains d'alumine est bimodale (2 et 15  $\mu$ m) et la taille moyenne  $\bar{\phi}_{Al_2O_3}$  est de  $8,5 \pm 6,5$   $\mu$ m [Ural 2011]. L'état de surface obtenu par le fabricant est caractérisée par une rugosité  $R_a$  (moyenne arithmétique du profil de surface) d'environ 0,6  $\mu$ m (*fig. 3.1.9b*). Cependant, afin de finaliser une série d'essais quelques contrefaces déjà utilisées lors d'essais préliminaires ont été recyclées par polissage et la rugosité alors obtenue avec celles-ci est inférieure à 0,18  $\mu$ m. Les propriétés physiques et mécaniques de cette alumine sont données dans le tableau 3.1.3.

Le choix d'une contreface en alumine est justifié en raison de ses caractéristiques mécaniques intéressantes et son inertie chimique dans les contacts frottants. En comparaison d'une roche naturelle, la tenue mécanique de l'alumine est très élevée. Souvent utilisée comme

4. Les contrefaces d'alumine ont été réalisées par l'entreprise SCT [Dalverny 1998].

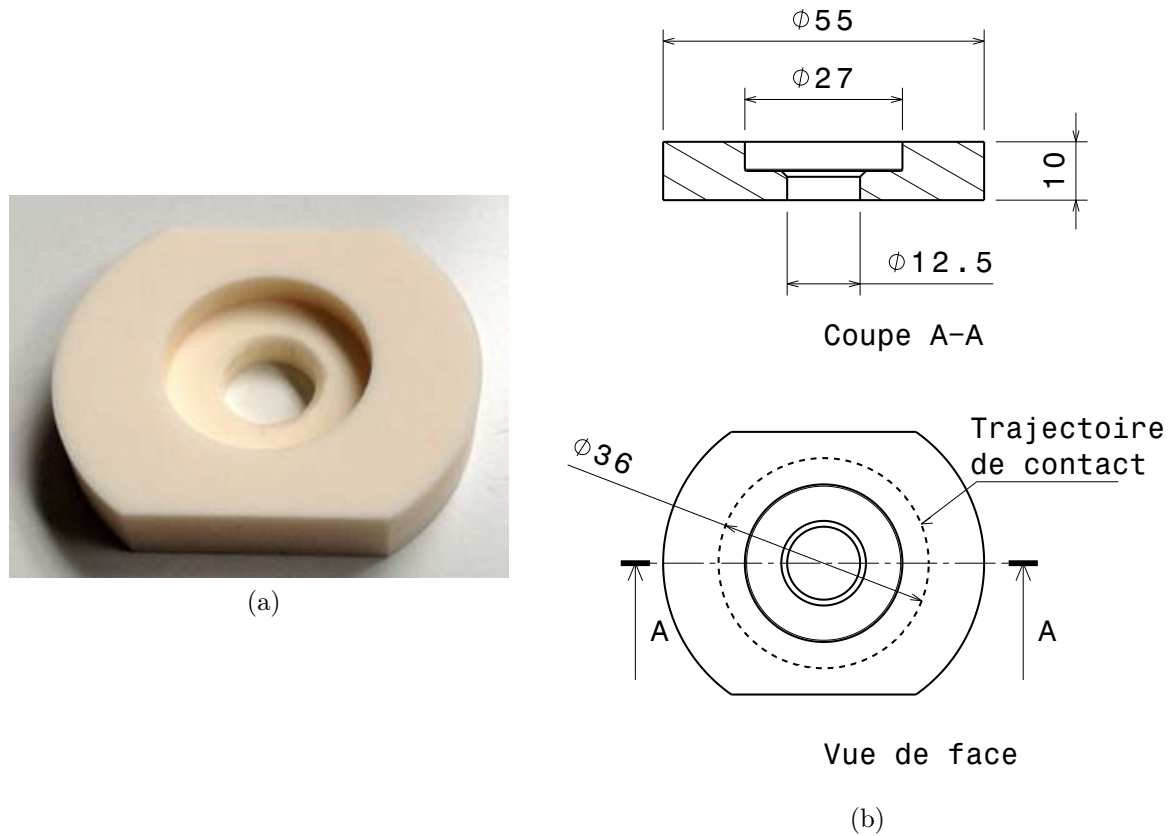


FIGURE 3.1.8 – Géométrie de la contreface d'alumine : a - photographie de face ; b - plan vue de face et vue de coupe.

TABLE 3.1.3 – Propriétés physiques et mécaniques de la contreface d'alumine (99,7 %  $\text{Al}_2\text{O}_3$  et 0,3 %  $\text{MgO}$ ).

| $d$             | $p_o$<br>(%) | $\varnothing_{\text{Al}_2\text{O}_3}$<br>( $\mu\text{m}$ ) | $R_a$<br>( $\mu\text{m}$ ) | $H$<br>(HV2 kg/10 s) | $E$<br>(GPa) | $\nu$ | $K_{\text{IC}}$<br>( $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ ) |
|-----------------|--------------|------------------------------------------------------------|----------------------------|----------------------|--------------|-------|----------------------------------------------------------|
| $3,92 \pm 0,05$ | 1,5          | $8,5 \pm 6,5$                                              | 0,06 - 0,18                | $1260 \pm 37$        | $363 \pm 10$ | 0,22  | $5 \pm 0,1$                                              |

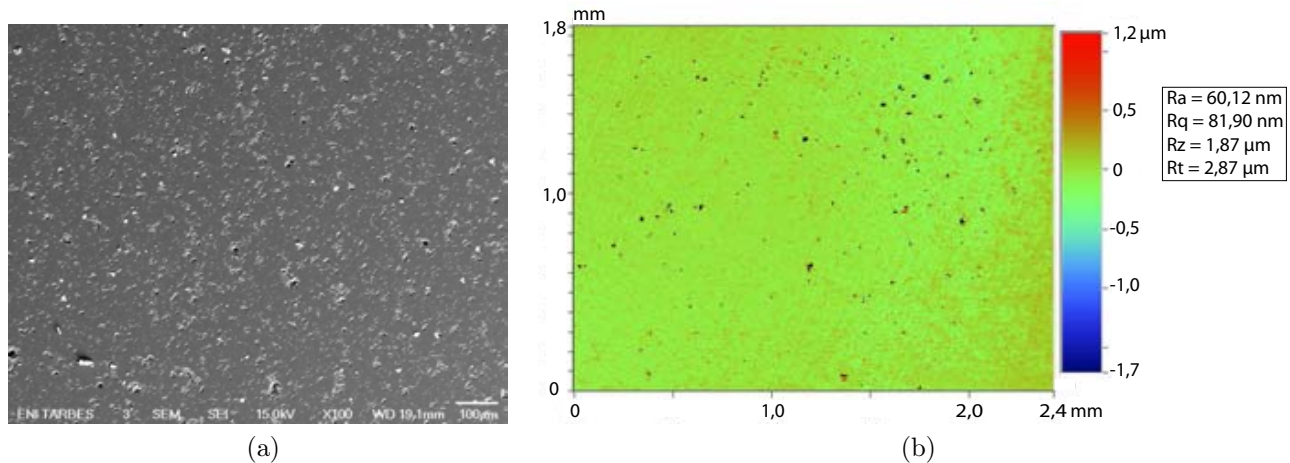


FIGURE 3.1.9 – Etat de surface d’une contreface d’alumine : a - micrographie au MEB ; b - topographie au profilomètre optique.

produit abrasif dans l’industrie en raison de sa dureté élevée, l’alumine est une contreface intéressante pour produire une usure significative sur les inserts en carbure de tungstène sur des temps d’essais relativement courts.

### Préparation des échantillons avant et après chaque essai

Les échantillons subissent une procédure de nettoyage associant l’action d’un détergent et d’un bain à ultrasons afin de dégraisser les surfaces et d’obtenir des états de surface comparables avant chaque essai. La solution préparée est à 1,5 % de détergent et est mélangée quelques secondes grâce à un agitateur magnétique. Elle est désaérée 15 min aux ultrasons dans le but d’améliorer le mécanisme de nettoyage par cavitation. Les étapes du nettoyage sont les suivantes :

- les échantillons sont placés dans cette solution sous ultrasons pendant 20 min ;
- ils sont ensuite rincés à l’eau puis placés dans un bêcher contenant de l’éthanol absolu durant 20 min sous ultrasons afin d’éliminer le détergent ;
- les échantillons sont séchés dans une étuve à 60 °C durant 5 min puis conditionnés dans un dessiccateur dans l’attente du prochain essai.

A la fin de chaque essai, les inserts usés ainsi qu’un volume de débris éjectés du contact sont stockés et référencés pour des caractérisations physicochimiques ultérieures. Ces caractérisations comprennent :

- des observations morphologiques des faciès d’usure et des débris au microscope optique ;
- des observations au niveau microscopique des faciès d’usure et des débris au moyen d’un MEB ;
- des mesures topographiques des surfaces d’usure à l’aide d’un profilomètre optique<sup>5</sup> ;
- des analyses élémentaires avec une sonde EDX ;
- des analyses de phases cristallines par DRX.

5. Profilomètre interférentiel de marque Veeco NT1100.

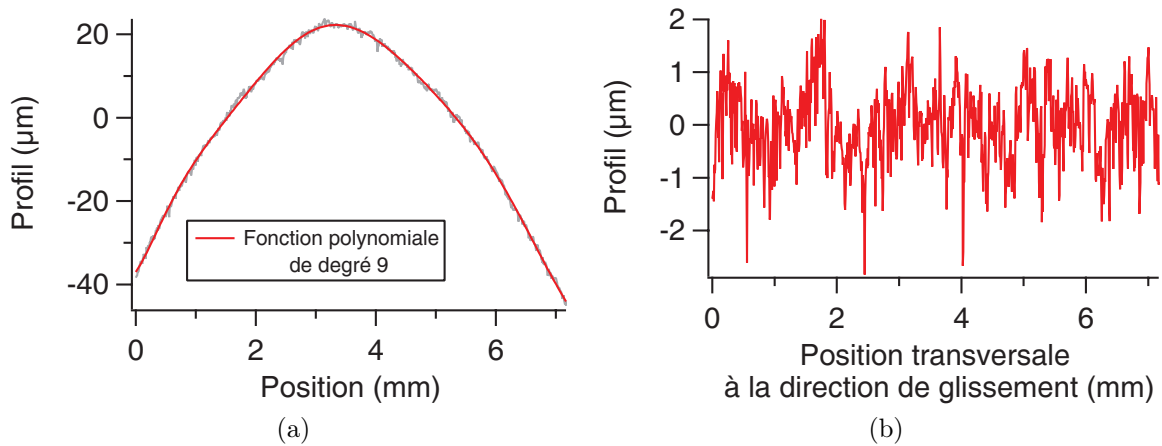


FIGURE 3.1.10 – Technique d'évaluation de la rugosité de surface des inserts de référence : a - profil de surface brut ajusté par une fonction polynomiale; b - profil de surface corrigé.

Afin de caractériser le faciès d'usure des inserts par la mesure de la rugosité de surface, il est nécessaire de calculer la moyenne arithmétique  $R_a$  du relief des inserts sans tenir compte de la courbure de l'insert, ce que le logiciel fourni avec le profilomètre optique ne permet pas de réaliser avec précision. Pour ce faire, le profil de surface courbé obtenu à partir du profilomètre est ajusté par une fonction la plus descriptive possible de la courbure du faciès d'usure, par exemple une fonction polynomiale de degré élevé (*fig. 3.1.10a*). Ensuite, cette fonction est soustraite du profil de surface et permet d'obtenir le profil de la rugosité vraie de surface (*fig. 3.1.10b*). À partir de là, la moyenne arithmétique  $R_a$  de ce profil est calculée.

### 3.1.2 Tour vertical d'usure pour l'étude des taillants PDC

#### Description du dispositif

Le tour vertical d'usure (*fig. 3.1.11*) est un dispositif permettant de tester des taillants PDC dans des conditions de charges équivalentes à celles d'un chantier.

Le tour d'usure est constitué de :

- un bras de mise en charge équipé d'une cellule d'acquisition permettant la mesure des efforts normal et transversal au contact (*fig. 3.1.12*) ;
- en guise de contreface, une couronne de béton siliceux dont les diamètres intérieur et extérieur sont respectivement de 0,5 m et de 1 m et l'épaisseur initiale est de 0,6 m.

Un moteur permet de mettre en rotation la couronne de béton avec une vitesse de  $50 \text{ tr} \cdot \text{min}^{-1}$  soit une vitesse linéaire moyenne de  $1,8 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ .

Pour être adaptés au tour, les taillants sont brasés dans un porte-échantillon en acier permettant aussi de fixer un angle de coupe de  $15^\circ$  par rapport à la normale à la surface de la roche (*fig. 3.1.13*). Ces échantillons subissent des charges pouvant être de l'ordre de plusieurs milliers de newtons afin de pouvoir maintenir une profondeur de passe de 2 mm dans le béton.

Afin de produire une usure significative sur les taillants PDC, chaque échantillon nécessite



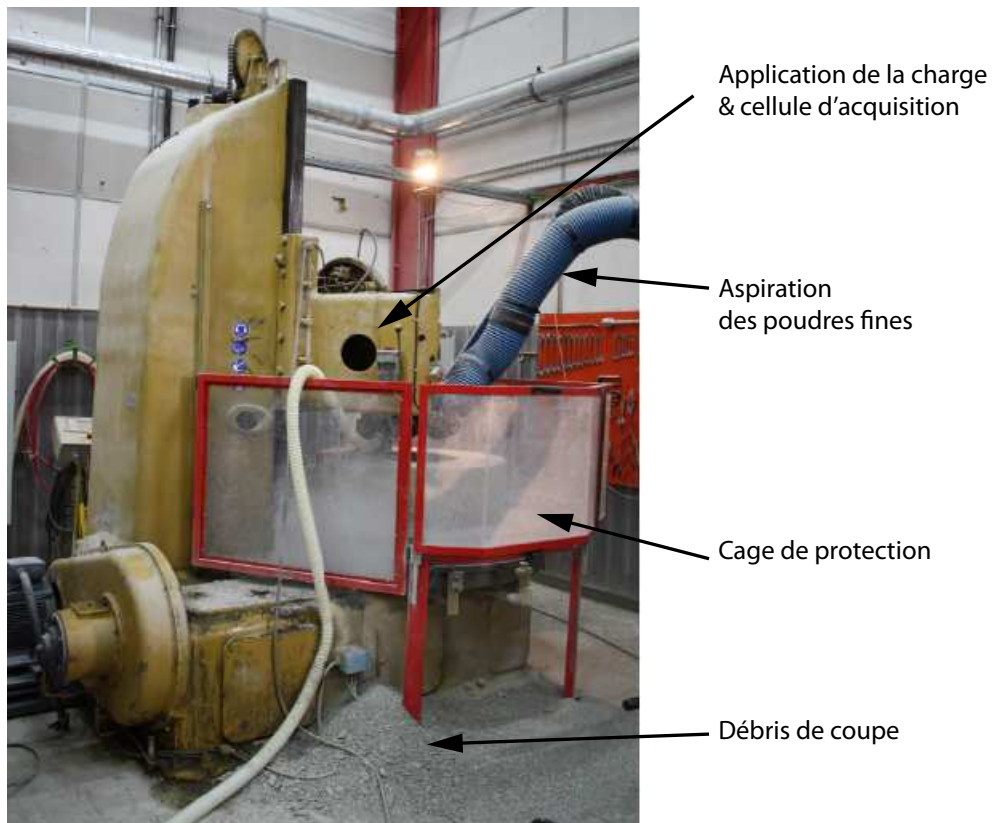


FIGURE 3.1.11 – Vue générale du tour vertical d'usure du laboratoire Armines Géosciences à Fontainebleau.

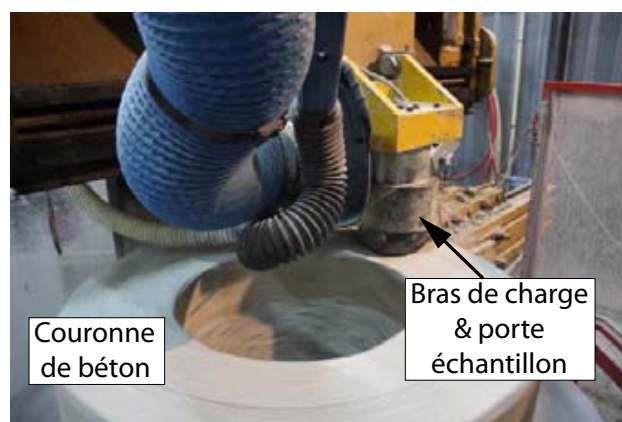


FIGURE 3.1.12 – Couronne de béton et bras de charge du tour vertical d'usure du laboratoire Armines Géosciences à Fontainebleau.

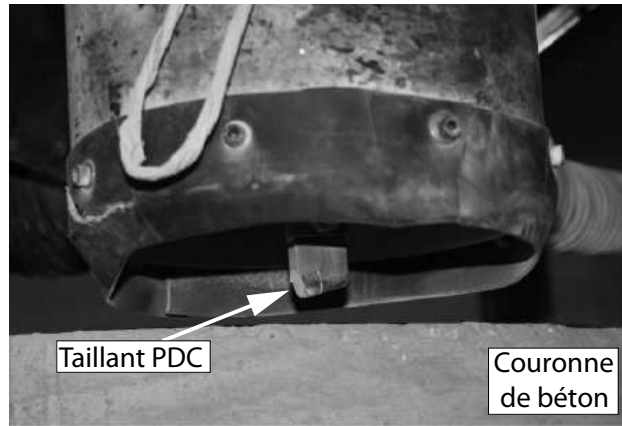


FIGURE 3.1.13 – Contact entre le taillant et la couronne de béton.

une distance de coupe dans le béton de plusieurs kilomètres. Chaque couronne représente une distance d'excavation de 25 500 m décomposée en séquences d'acquisition de 510 m. Chacune de ces séquences comporte trois aller-retour de l'échantillon le long d'un rayon de couronne en rotation, ceci avec une vitesse d'avance de  $6,35 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$ . Les essais produisent des débris à la fois pulvérulents et centimétriques, ce qui explique la mise en place d'une cage de protection et d'un système d'aspiration des poudres fines (*fig. 3.1.11*).

A la fin de chaque essai, les faciès d'usure des taillants sont caractérisés à l'aide des microscopes optiques et MEB, analyses EDX, profilomètre optique et analyses DRX.

### Traitements des données

Lors des essais sur le tour d'usure, les traitements suivants sont systématiquement réalisés :

- les efforts normaux et transversaux sont enregistrés et moyennés après chaque aller ou retour du taillant le long d'un rayon de couronne ;
- le volume usé  $V$  des taillants ;
- la surface active de coupe  $A_c$  c'est à dire la surface en front de taillant en contact avec la roche ;
- d'autres paramètres sont calculés à partir des paramètres précédents (*i.e.* efforts, volume et surface active de coupe) comme l'énergie spécifique de coupe  $E$ , l'efficacité de coupe  $\eta$ , le taux d'usure  $k$ , *etc.* (voir 1.1.2 & 1.3.1).

Le volume usé  $V$  est calculé à partir des relevés de hauteur usée  $h$ , du diamètre du taillant  $D$  et de l'angle de coupe  $\alpha$  (*eq. 3.1.8*), soit le volume de l'intersection d'un parallélépipède et d'un cylindre (*fig.3.1.14a*).

$$\begin{cases} \gamma = \frac{2h}{D \cos \alpha} - 1 \\ V(\gamma) = \frac{D^3}{8 \tan \alpha} \left[ [\pi - \arccos \gamma] \cdot \gamma + \left( \frac{2+\gamma^2}{3} \right) \sqrt{1 - \gamma^2} \right] \end{cases} \quad (3.1.8)$$

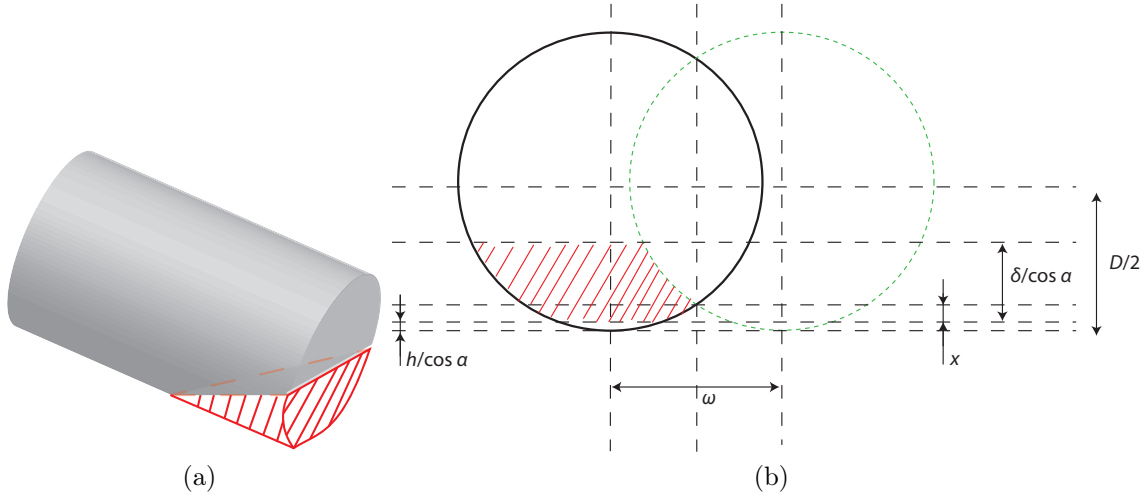


FIGURE 3.1.14 – Schémas de l'usure des taillants PDC : a - géométrie du volume d'usure ; b - géométrie de la surface active de coupe.

À la fin de chaque séquence d'acquisition, soit tout les 510 m ou environ toutes les 5 min, le taillant est retiré du dispositif afin de relever la hauteur usée à l'aide d'un micromètre. Avant d'effectuer ces mesures, les débris collants à l'échantillon sont retirés à l'aide d'une brosse métallique.

La surface active de coupe  $A_c$  est déterminée, comme pour le volume, à partir de  $h$ ,  $D$ ,  $\alpha$  mais aussi de la profondeur de passe  $\delta$  et de la vitesse d'avance  $\omega$  du taillant sur le rayon de la couronne (eq. 3.1.9). La vitesse d'avance est importante dans le calcul car elle tient compte du recouvrement de la trajectoire de la passe précédente par la suivante, ce qui implique que le calcul n'est pas simplement celui d'une section de disque (fig.3.1.14b). L'algorithme de calcul de la surface active de coupe est le suivant :

soit  $\gamma = \frac{2h}{D \cos \alpha} - 1$  et la fonction rampe  $X = \max \left( \frac{D - \sqrt{D^2 - \omega^2}}{2} - \frac{h}{\cos \alpha}, 0 \right)$  alors,

$$A_c = \omega \left( \frac{\delta}{\cos \alpha} - Y \right) + \frac{D^2}{4} \left[ \arccos \gamma - \gamma \sqrt{1 - \gamma^2} - \arccos \left( \gamma + \frac{2Y}{D} \right) + \left( \gamma + \frac{2Y}{D} \right) \sqrt{1 - \left( \gamma + \frac{2Y}{D} \right)^2} \right] \quad (3.1.9)$$

avec,

Si  $h \geq \frac{(D - \sqrt{D^2 - \omega^2}) \cdot \cos \alpha}{2}$  alors  $Y = X = 0$  et  $A_c = \frac{\omega \delta}{\cos \alpha}$

Si  $\frac{(D - \sqrt{D^2 - \omega^2}) \cdot \cos \alpha}{2} - \delta \leq h \leq \frac{(D - \sqrt{D^2 - \omega^2}) \cdot \cos \alpha}{2}$  alors  $0 \leq Y = X \leq \frac{\delta}{\cos \alpha}$

Si  $h \leq \frac{(D - \sqrt{D^2 - \omega^2}) \cdot \cos \alpha}{2} - \delta$  alors  $Y = \frac{\delta}{\cos \alpha}$



(a)



(b)

FIGURE 3.1.15 – Illustration de la composition d’une couronne de béton : a - préparation des seaux de gravier, de ciment et de sable pour le mélange ; b - faciès d’usure d’une couronne de béton.

### Caractéristiques de la couronne de béton

La couronne de béton est mise en forme à partir de 9 %pds de gravier de deux granulométries différentes, de 42 %pds sable de silice (quartz), de 34 %pds de ciment de Portland<sup>6</sup> et de 15 %pds d’eau (*fig. 3.1.15a*). Classiquement, le gravier va conférer au béton sa résistance mécanique, le sable permet d’augmenter la compacité du béton en comblant l’espace entre les granulats et le ciment réagissant avec l’eau joue le rôle de liant de l’ensemble. Au final, les couronnes de béton ainsi formées garantissent des essais stables et reproductibles comme en témoigne leurs faciès d’usure montrant des sillons réguliers formés par le passage du taillant (*fig. 3.1.15b*).

---

6. Ce ciment de Portland est composé de 75 de CaO, de 18 %pds de SiO<sub>2</sub>, 4 %pds de Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, 2 %pds de SO<sub>3</sub> et moins de 1 %pds de MgO.

TABLE 3.1.4 – Caractéristiques physicochimiques et mécaniques d’une couronne de béton du tour vertical d’usure [Dourfaye 1995].

| Teneur en quartz<br>(%pds) | $d$  | $R_c$<br>(MPa) | $R_t$<br>(MPa) | $E$<br>(GPa) | $A_{Ch}$  |
|----------------------------|------|----------------|----------------|--------------|-----------|
| 60                         | 2,15 | 48             | 1,72           | 78,1         | 0,9 à 1,3 |

La densité du mélange de béton est de 2,15, la résistance en compression  $R_c$  est de 48 MPa, la résistance à l’essai de traction transversal de type brésilien  $R_t$  est de 1,72 MPa et le module de Young est de 78,1 GPa (tab. 3.1.4). Les couronnes possèdent une teneur de 60 %pds en quartz qui leur confère la capacité d’user les taillants PDC grâce aux propriétés abrasives de ces particules. En effet, le quartz fait partie des minéraux les plus abrasifs naturellement formés dans les matériaux rocheux. L’abrasivité des roches peut être chiffrée par l’index d’abrasivité Cerchar  $A_{Ch}$  qui est déterminé par l’abrasion d’une pointe en acier conique suite à plusieurs essais de rayage sur la roche. L’index d’abrasivité Cerchar de la couronne de béton est situé autour de 1, ce qui est considéré comme moyennement abrasif relativement à un indice inférieur à 0,3 pour les roches non abrasives et à un indice supérieur à 2 pour les roches très abrasives.

### 3.1.3 Configurations et dispositifs complémentaires

#### Tribomètre rotatif pour l’étude du contact insert ou taillant sur roches

Le tribomètre rotatif, majoritairement utilisé pour l’étude du contact entre les inserts et des contrefaces d’alumine, a été adapté pour des études complémentaires entre des inserts (*fig. 3.1.16a*) ou des taillants (*fig. 3.1.16b*) et des roches naturelles.

Concernant les essais avec les inserts en carbure, l’objectif est d’étudier le comportement de ceux-ci vis-à-vis d’une roche et de comparer les résultats à ceux obtenus sur l’alumine.

Les essais entre les taillants et la roche ont été mis en place afin de réaliser un contact frottant “pur”, c’est-à-dire sans composante de coupe. En effet, lors de l’excavation de roches, la composante de coupe, induite par l’imposition d’une profondeur de passe, est associée à celle de frottement dès lors qu’un méplat d’usure est initié en bout de taillant. Toujours dans le but d’éliminer tout effet de coupe, tout en gardant le porte-échantillon brasé utilisé pour les essais sur le tour d’usure, les taillants pré-usés sont frottés sur le tribomètre rotatif dans le sens inverse à celui pratiqué sur le tour vertical.

Les roches utilisées ici ont été extraites des carrières de La Rhune par carottage de 47,5 mm de diamètre. Pour les essais, les carottes sont découpées pour créer des cylindres d’environ 10 mm de hauteur tout en conservant le diamètre de carottage. Deux types de roche ont ainsi été extraites dont un granite (*fig. 3.1.17a*) et un grès siliceux micacé de nuance rose-rouge (*fig. 3.1.17b*).

Le granite est une roche magmatique issue du refroidissement lent de masses de magma

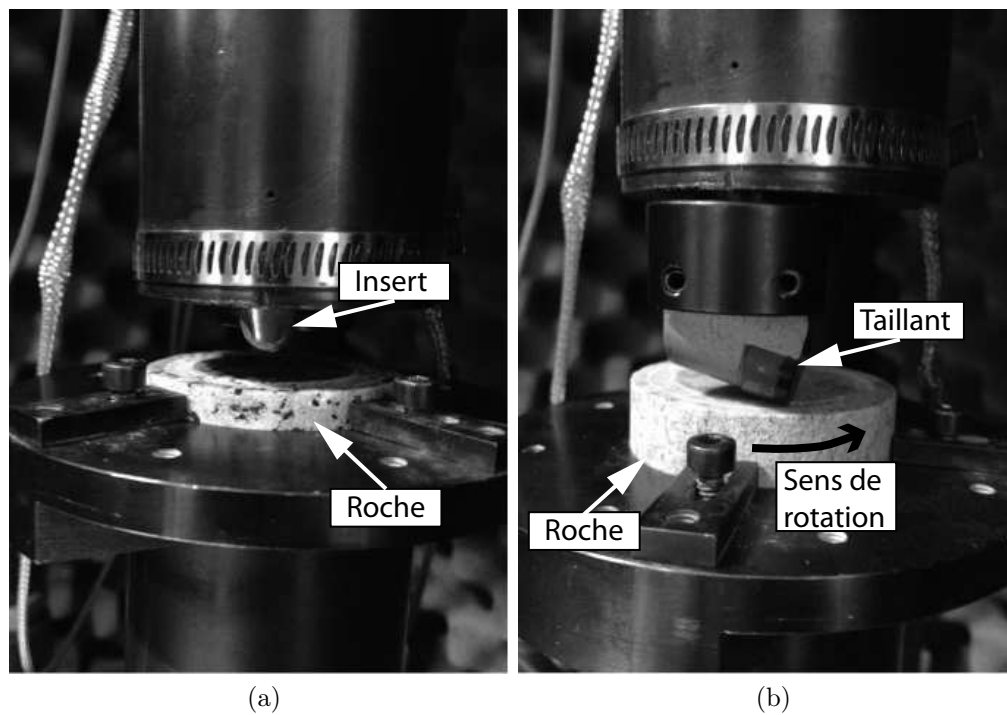


FIGURE 3.1.16 – Tribomètre rotatif en configuration dent/roche : a - couple insert/roche ; b - couple taillant/roche.



FIGURE 3.1.17 – Photographies des contrefaces rocheuses : a - granite ; b - grès.

TABLE 3.1.5 – Caractéristiques physicochimiques et mécaniques des roches utilisées pour les essais de frottement.

| Roches   | Teneur en quartz<br>(%pds) | $d$ | $p_o$<br>(%) | $R_c$<br>(MPa) | $A_{\text{disque}}$<br>(mm) |
|----------|----------------------------|-----|--------------|----------------|-----------------------------|
| Granite* | 66                         | 2,7 | <1           | 100 – 280      | < 20                        |
| Grès**   | 92                         | 2,6 | 3            | 130            | 26                          |

\*mesures et données techniques moyennes

\*\*données de l'entreprise Les Grandes Carrières de La Rhune

en profondeur. Les granites possèdent en moyenne une teneur en quartz de 66 %pds, une densité  $d$  de 2,68, un taux de porosité  $p_o$  inférieur à 1 % et une résistance à la compression  $R_c$  comprise entre 100 et 280 MPa (*tab.* 3.1.5). La dureté des roches est ici chiffrée par la profondeur de pénétration d'un disque métallique  $A_{\text{disque}}$ , essai défini par la norme NF B10 – 508. Le paramètre  $A_{\text{disque}}$  varie de 10 mm pour les roches les plus dures à 50 mm pour les plus tendres. Le granite est une roche parmi les plus dures et la profondeur de pénétration du disque est inférieure à 20 mm.

Le grès est une roche sédimentaire formée par l'agrégation et la cimentation de grains de sable. Pour le grès, la teneur en quartz atteint les 92 %pds ce qui lui confère un caractère parmi les plus abrasifs rencontré lors d'un forage. La densité du grès de La Rhune est de 2,58, ce qui est à mettre en relation avec sa forte teneur en quartz de densité 2,65. Le taux de porosité de cette roche est de 2,9 %. La résistance à la compression est évaluée à 130 MPa. La dureté du grès est chiffrée par une pénétration  $A_{\text{disque}}$  de 26 mm, ce qui fait du grès de La Rhune une roche qualifiable de moyennement dure.

Le granite et le grès ont une microstructure différente héritée des mécanismes de leur formation. Le granite possède des zones étendues de quartz correspondant à des grains bruns transparents millimétriques (*fig.* 3.1.18a) alors que le grès possède une distribution beaucoup plus fine et homogène de grain de quartz autour de 300  $\mu\text{m}$  (*fig.* 3.1.18b). Les auteurs SUANA et PETERS [SUANA 1982] indiquent que, à proportion équivalente de quartz, la taille de grain ne devrait pas influencer l'abrasivité d'une roche tant que la granulométrie reste comprise entre 50  $\mu\text{m}$  et 1 mm. Ainsi, ces deux roches devraient avoir des capacités d'abrasion différentes envers les inserts.

### Cellule de forabilité

La cellule de forabilité (*fig.* 3.1.19) est un dispositif initialement conçu pour simuler les conditions réelles de la coupe des roches.

Ce dispositif est donc utilisé en premier lieu pour l'étude de la coupe de différentes roches réalisée par des taillants PDC choisis (*fig.* 3.1.20). Pour ces essais de coupe, le déplacement



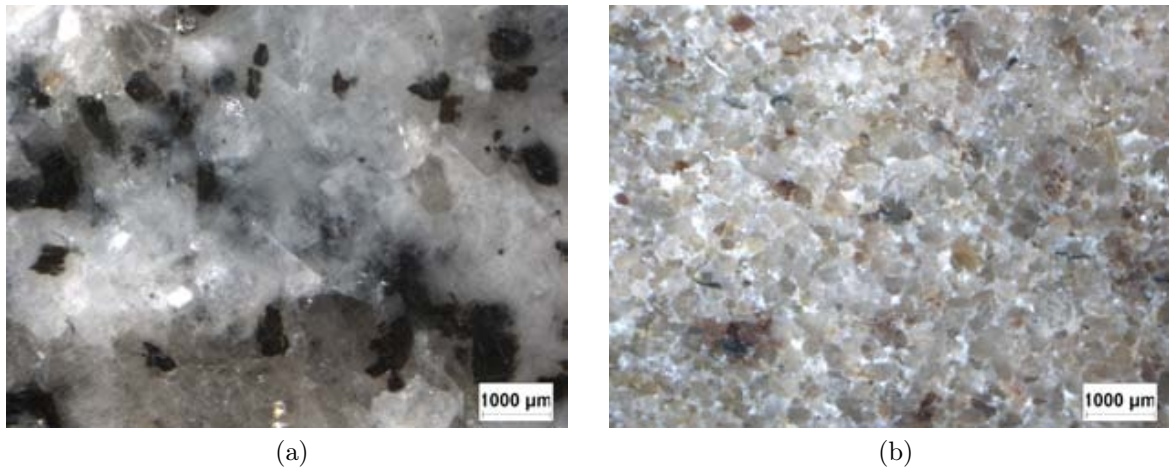


FIGURE 3.1.18 – Micrographie des contrefaces rocheuses : a - granite ; b - grès.

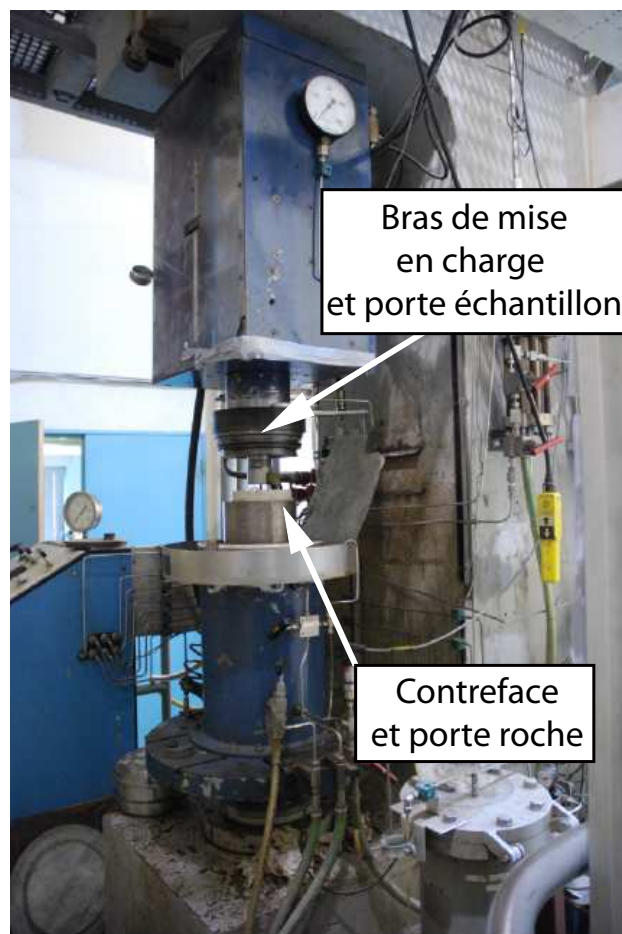


FIGURE 3.1.19 – Vue générale de la cellule de forabilité du laboratoire Armines Géosciences à Pau.



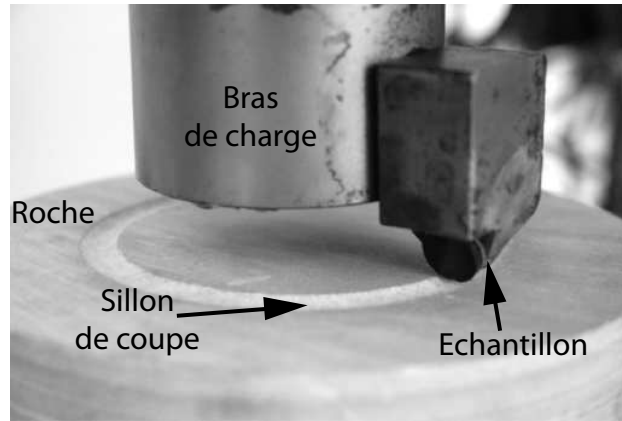


FIGURE 3.1.20 – Cellule de forabilité du laboratoire Armines Géosciences à Pau en configuration de coupe.

TABLE 3.1.6 – Caractéristiques physicochimiques et mécaniques moyennes des roches utilisées pour les essais de coupe.

| Roches           | $d$  | $p_o$<br>(%) | $R_c$<br>(MPa) | $A_{\text{disque}}$<br>(mm) |
|------------------|------|--------------|----------------|-----------------------------|
| Calcaire Buxy    | 2, 6 | 2            | 100            | 30                          |
| Calcaire Lacôme  | 2, 3 | 12           | 80             | 30                          |
| Grès des Vosges  | 2, 2 | 22           | 42             | 35                          |
| Grès de La Rhune | 2, 1 | 3            | 130            | 26                          |

vertical est piloté et les essais se font donc à déplacement imposé et la profondeur de passe des taillants dans la roche a été pilotée de 0 à 3 mm. La surface active de coupe  $A_c$  est aussi calculée suivant la profondeur de passe utilisée  $\delta$  et en fonction de l'angle de coupe  $\alpha$ , du diamètre  $D$  des taillants PDC cylindriques et de l'éventuelle hauteur usée  $h$  (eq. 3.1.10).

$$\left\{ \begin{array}{ll} f(x) = \frac{D^2}{4} \arccos \left( 1 - \frac{2x}{D \cos \alpha} \right) - \left( \frac{D}{2} - \frac{x}{\cos \alpha} \right) \sqrt{\frac{D^2}{4} - \left( \frac{D}{2} - \frac{x}{\cos \alpha} \right)^2} \\ A_c = f(\delta) & \text{si } h = 0 \\ A_c = f(\delta + h) - f(h) & \forall h > 0 \end{array} \right. \quad (3.1.10)$$

Les essais de coupe ont été réalisés sur des taillants standards et imbibés, avec différents états d'usure et dans différents types de roches, des plus dures telles que les grès aux plus tendres telles que les calcaires (tab. 3.1.6).

Ce dispositif est aussi adapté pour pouvoir réaliser des essais de chocs périodiques

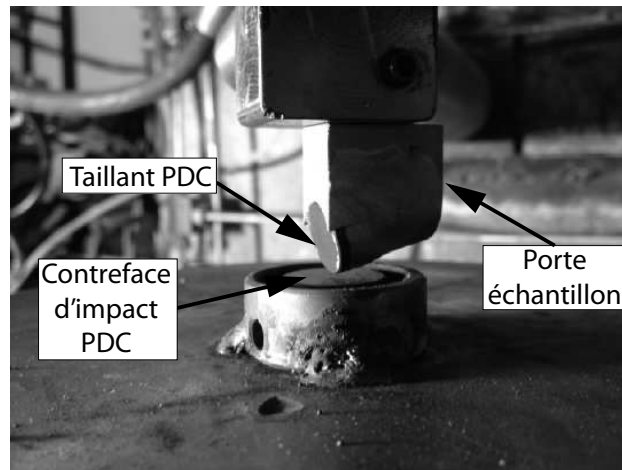


FIGURE 3.1.21 – Cellule de forabilité en configuration d’impact.

(fig.3.1.21)<sup>7</sup>. Le taillant PDC impacte une contreface elle-même en PDC avec une charge pouvant aller jusqu’à 50 kN, avec une fréquence de 2 Hz et cela avec une vitesse de déplacement vertical de  $5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ . Le porte-échantillon utilisé pour les essais d’usure est conservé et impose donc un angle du taillant avec la normale à la surface d’impact de  $15^\circ$ . L’effort normal à la première rupture observable<sup>8</sup> du taillant  $F_R$  est le paramètre mécanique systématiquement relevé au cours des essais de choc. Ceux-ci sont ensuite suivis par des observations des faciès de rupture au microscope optique et au MEB.

## 3.2 Planification expérimentale

### 3.2.1 Performances des inserts WC-Co

#### Essais de frottement et d’usure sur le tribomètre rotatif

Dans un premier temps, les essais tribologiques ont été effectués sur des échantillons de référence, actuellement commercialisés par l’entreprise Varel. Le but était alors d’établir une démarche expérimentale afin de déterminer des conditions suffisamment sévères pour générer une usure et une cinétique associée suffisamment appréciable. Les campagnes d’essais se résument ainsi :

- des essais à vitesses progressives cumulées de 0,1 à  $2 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  avec une charge de 64 N pour étudier l’effet de la vitesse sur l’évolution du contact et de sélectionner une vitesse nominale ;
- des essais à charges progressives cumulées de 0 à 264 N avec une vitesse linéaire de  $0,5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  afin de sélectionner une charge permettant une usure significative pour un temps d’essai le plus cours possible ;

7. Dispositif HOMER pour *Harmonic Oscillation iM* pact for cuttEr calibRation.

8. Un suivi à l’aide d’une caméra afin de déterminer plus précisément le temps pour lequel la rupture se produit.

- une campagne d’essais à différentes charges fixes de 14, 114, 189 et 264 N avec une vitesse linéaire de  $0,5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  afin d’étudier l’effet de la charge sur le comportement tribologique du contact entre l’insert et l’alumine.

Ces essais préliminaires ont aussi permis de calibrer les dispositifs d’acquisition tels que la visualisation du contact à l’aide d’une caméra, la mesure d’émission acoustique et les relevés de température proches du contact. Ces premières expériences ont donc permis d’établir des résultats de référence nécessaires à la mise en place d’une démarche d’évaluation des améliorations apportées par les traitements innovants sur les inserts de l’étude.

Par la suite, un essai-type a été mis en place avec une charge nominale fixée à 264 N, pour un temps d’essai d’une heure, à une vitesse de  $0,5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  sur une contreface en alumine. Les inserts produits avec les nouveaux procédés ont été testés dans leur quasi-totalité sous ces conditions nominales.

Un grand nombre d’essais se sont concentrés sur les inserts du commerce alors que seuls des essais-types ont été effectués sur les échantillons traités. Pour les expériences réalisées sur les roches (inserts et taillants), l’effort normal a été limité à 64 N afin de favoriser un contact glissant et d’éviter des effets vibratoires observés à fortes charges avec les roches.

### **Résistance aux chocs des inserts**

Les essais tribologiques représentent le cœur de l’étude effectuée sur les inserts, mais il est tout de même important de constater qu’une amélioration des performances vis-à-vis du frottement et de l’usure n’entraîne pas, par la même occasion, une dégradation de leur résilience. C’est la raison pour laquelle, il semblait nécessaire de compléter l’étude tribologique par des résultats obtenus à la suite d’essais d’impact. Quelques essais d’impact ont été effectués à l’aide de la cellule de forabilité adaptée pour réaliser des impacts périodiques sur les inserts. Cependant, aucune rupture n’a pu être constatée sur les inserts testés et ceux-ci se sont déformés plastiquement sous l’effet des chocs périodiques (matage).

Au final, en ce qui concerne les inserts, c’est la ténacité qui est prise en compte par la suite afin de renseigner sur l’évolution de la résilience de ceux-ci et le maintien d’une bonne résistance aux chocs suite à la réalisation des traitements de graduation.

### **3.2.2 Performances des taillants PDC**

#### **Essais d’usure, de coupe et de frottement sur le tour vertical et le tribomètre rotatif**

Une part importante de cette étude est consacrée à l’évaluation des performances de taillants commerciaux, de taillants standards et de taillants traités, à l’aide du tour d’usure. Les paramètres de ces essais ont été optimisés au cours de précédentes études et restent inchangés pour celle-ci. La distance d’excavation est le seul paramètre pouvant varier entre les différents taillants car elle dépend de la vitesse d’usure des matériaux considérés.



FIGURE 3.2.1 – Photographie vue de dessus de trois taillants de référence brasés dans leur porte-échantillons avec trois états d’usure différents.

Les essais sur le tour d’usure permettent la réalisation d’un contact taillant/roche mécaniquement cohérent avec la réalité. Les efforts s’appliquant au taillant peuvent être décomposés en composantes de coupe et en composantes de frottement. Les composantes de coupe sont appliquées en front de taillant et décrivent donc les efforts nécessaires à la coupe du matériau rocheux. Les composantes de frottement sont appliquées au niveau du méplat d’usure en bout de taillant. Cette modélisation de l’excavation peut être complétée par une hypothèse d’indépendance entre les composantes de coupe et de frottement. Il est alors intéressant de pouvoir effectuer des essais faisant intervenir l’une ou l’autre de ces composantes. Ainsi, dans le but d’étudier la validité de cette hypothèse d’indépendance, des taillants de référence et des taillants traités par le procédé d’imbibition ont été utilisés pour atteindre quatre stades d’usure différents (*fig. 3.2.1*) :

- les premiers stades d’usure sont associés à deux états d’usure caractérisés par un méplat uniquement dans la partie diamant, le deuxième stade correspondant à un état d’usure plus avancé ;
- le troisième et le quatrième stades sont associés à deux états d’usure caractérisés par un méplat s’étendant de la partie diamant à la partie WC-Co, le quatrième stade correspondant également à un état d’usure plus avancé.

Ces états d’usure, par la réalisation d’essais complémentaires sur le tribomètre rotatif et sur le dispositif de coupe, permettent d’évaluer l’influence de la formation d’un méplat d’usure sur l’évolution des efforts de frottement et de coupe. De plus, ces essais permettent également d’étudier l’effet de l’étendue du méplat d’usure sur le substrat WC-Co sur l’évolution des propriétés du contact taillant/roche.

### Essais de chocs

Bien que les outils PDC aient un mode d’excavation de type coupe, des impacts se produisent en cours d’excavation de formations relativement dures. Ainsi, comme dans le cas des inserts, les taillants optimisés doivent aboutir à une amélioration des performances en abrasion sans altérer leur résistance aux chocs.

Les essais de chocs périodiques ont été réalisés par l’augmentation progressive de la

charge à l'impact jusqu'à l'obtention d'un écaillage. Les performances aux chocs sont alors déterminées par le relevé de la charge maximale à la rupture. Ces essais sont ici indispensables car, contrairement aux inserts, il n'est pas possible de déterminer la ténacité du diamant polycristallin qui est trop dur pour le duromètre à pointe diamant.

### 3.3 Synthèse

Plusieurs dispositifs ont été mis en place afin de caractériser la résistance à l'abrasion des inserts et taillants de l'étude dont un tribomètre rotatif avec contrefaces en alumine et un tour vertical d'usure avec une meule en béton siliceux.

Le tribomètre rotatif a principalement été dédié à l'étude des inserts WC-Co. Son instrumentation a permis de réaliser des enregistrements de coefficients de frottement tout au long des essais, l'évaluation en continu de l'usure grâce à un capteur de déplacement et l'acquisition de séquences vidéo par caméra rapide, ainsi que des mesures d'émission acoustique et des profils de température à différentes distances du contact. Le traitement de ces données a permis de calculer des valeurs de volume usé, d'énergie acoustique absolue, de fréquence centroïde des signaux d'émission acoustique et des températures de contact.

Le tour vertical d'usure a été utilisé exclusivement pour l'étude des taillants PDC. Son instrumentation a permis l'acquisition des efforts normaux et transversaux. L'évaluation de l'usure des taillants a été faite par des relevés réguliers de hauteur usée. Le traitement des données a permis de remonter aux valeurs de coefficient de frottement, d'énergie spécifique de coupe, d'efficacité de coupe et de taux d'usure. Ces calculs ont été exploités pour évaluer les performances et comparer la qualité des taillants.

Des essais complémentaires ont aussi été réalisés à l'aide du tribomètre rotatif et de la cellule de forabilité afin d'étudier le comportement entre insert et roche ainsi qu'entre taillant et roche. Des essais de chocs ont aussi été réalisés sur les taillants de l'étude afin d'évaluer leur résilience. Pour les inserts, c'est la ténacité mesurée à l'aide d'un macroduromètre qui est prise en compte afin d'évaluer les éventuelles modifications des traitements de graduation.

## Références

- [Dalverny 1998] O. Dalverny. *Vie tribologique à chaud et température interfaciale dans des contacts céramiques*. Thèse de doctorat, Université Bordeaux I, 1998.
- [Dourfaye 1995] A. Dourfaye. *Caractérisation de l'agressivité des roches et application à la modélisation de l'usure des outils de coupe*. Thèse de doctorat, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 1995.
- [Suana 1982] M. Suana et T. Peters. The cerchar abrasivity index and its relation to rock mineralogy and petrography. *Rock Mechanics*, vol. 15, pages 1–5, 1982.
- [Ural 2011] A. G. Ural. *Performances en frottement de composites alumine-métal avec ou sans nanotubes de carbone : identification des conditions de grippage et des mécanismes d'usure*. Thèse de doctorat, Université de Toulouse, 2011.

# Résultats expérimentaux sur les inserts d'outils tricônes

---

Ce chapitre comporte les résultats des campagnes expérimentales réalisées sur les inserts de l'étude et se divise en deux parties :

- l'étude des inserts commerciaux de référence permet dans un premier temps de mettre en place les conditions expérimentales nominales. Cette partie a également pour objectif de mettre en place les outils d'analyses et de compréhension des mécanismes de dégradations des inserts. Elle permet ainsi de mettre en lumière l'influence que peut avoir la proportion en phase cobalt et la taille des grains de carbure de tungstène sur le comportement tribologique des carbures cimentés ;
- l'étude des inserts gradués est alors comparée aux résultats et aux analyses des faciès d'usure obtenus avec les inserts de référence afin de déterminer les mécanismes mis en jeu dans l'amélioration de la résistance à l'usure de ces inserts.

Une première caractérisation du comportement tribologique concerne l'analyse des données thermomécaniques qui comprend le calcul des coefficients de frottement et des volumes d'usure mais aussi de la température extrapolée au contact et les signaux d'émission acoustique émis par le contact frottant. La deuxième approche utilisée afin de déterminer les mécanismes d'usure et la dynamique du contact est l'analyse physicochimique multi-échelles des faciès d'usure, des transferts de matière et des débris d'usure. Le tout est intégré dans une démarche d'étude du système tribologique en considérant la formation d'un troisième corps, les sites d'accommodation de vitesse et le circuit tribologique.

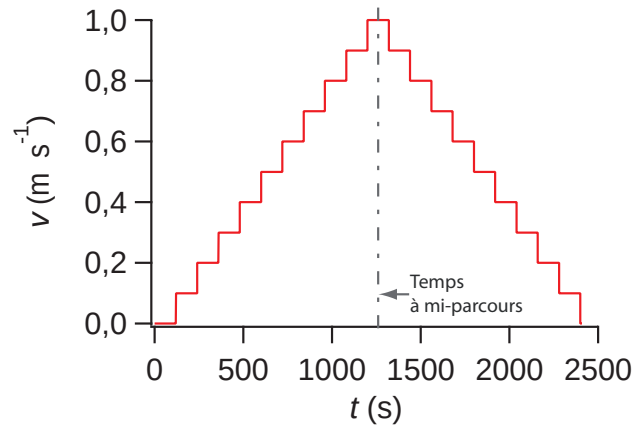


FIGURE 4.1.1 – Évolution de la vitesse linéaire de glissement au contact pour les essais à vitesses progressives.

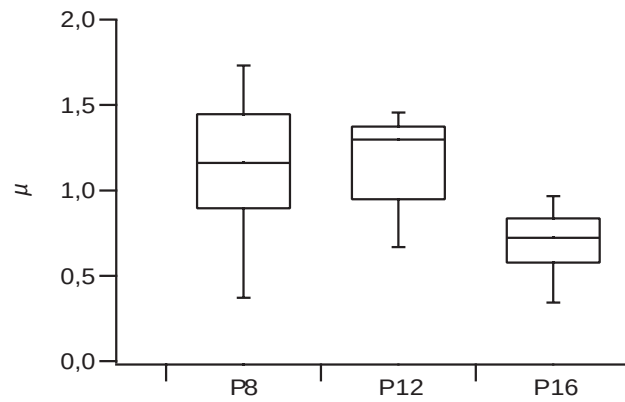


FIGURE 4.1.2 – Coefficients de frottement pour les inserts P8, P12 et P16 : boîtes à moustaches d'étendues entre 5 % et 95 % des valeurs de  $\mu$ .

## 4.1 Inserts commerciaux de référence

### 4.1.1 Étude du contact WC-Co/ $\text{Al}_2\text{O}_3$ à vitesses progressives

Les essais à vitesses progressives ont été effectués pour des vitesses  $v$  allant de 0,1 à  $1 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  puis de 1 à  $0,1 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  à raison d'un pas de vitesse de  $0,1 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  toutes les 2 min avec une charge normale fixée à 64 N (*fig. 4.1.1*). Comme pour l'ensemble des essais réalisés sur le tribomètre, chaque essai fait l'objet de 2 min de préparation après le début de l'acquisition des données et le contact est établi au bout de ce temps.

#### Coefficients de frottement

Globalement, la valeur moyenne du coefficient de frottement lors de ces essais est de  $1,08 \pm 0,45$  pour l'insert P8, de  $1,12 \pm 0,36$  pour l'insert P12 et  $0,66 \pm 0,24$  pour l'insert P16 (*fig. 4.1.2*). La dispersion et l'étendue des valeurs de  $\mu$  sont les plus élevées pour le P8 ce qui est l'illustration de perturbations plus importantes dans le contact.

Plus précisément, l'effet de la vitesse sur le coefficient de frottement semble croissant de l'insert à plus forte teneur en cobalt vers l'insert à plus faible teneur en cobalt (*fig. 4.1.3*).



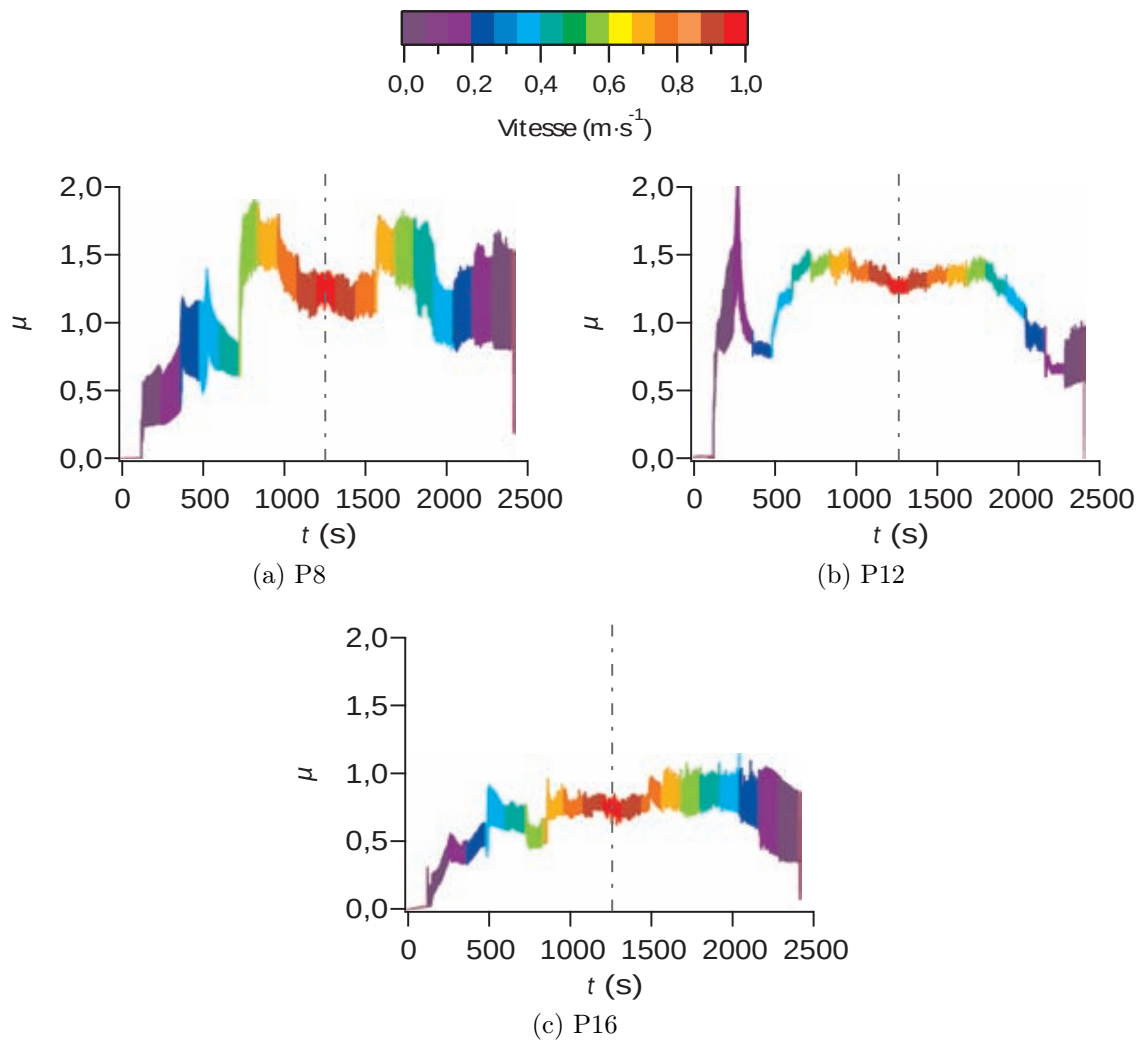


FIGURE 4.1.3 – Évolution du coefficient de frottement lors d’essais à vitesses progressives de 0 à  $1 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  : a - insert P8 ; b - insert P12 ; c - insert P16.

Cette influence se traduit par un pic de coefficient de frottement entre  $0,5$  et  $0,7 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  notamment en ce qui concerne les inserts P8 et P12. Pour l’insert P16, la tendance montre une augmentation du coefficient de frottement dans un premier temps jusqu’à stabilisation, excepté lorsque la vitesse repasse sous les  $0,2 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  où  $\mu$  entame une légère décroissance. Plus ponctuellement, il faut aussi noter que l’insert P12 possède un pic de coefficient de frottement en début d’essais à  $0,1 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  qui n’est pas reproduit lors du retour à cette vitesse en fin d’essai. De même, pour le P8, une variation brutale de  $\mu$  se produit cette fois-ci vers  $0,3 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ . Pour l’insert P16, ce phénomène transitoire semble aussi se produire mais dans une moindre mesure vers  $0,3 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ .

Afin d’expliquer ces évolutions du coefficient de frottement induites par la vitesse de glissement sur les paramètres du frottement, trois liens de cause à effet peuvent être évoqués ici :

- une approche thermique avec des variations de température au contact ;
- une approche mécanique suggérant des phénomènes vibratoires ;
- une approche interfaciale liée à une modification des mécanismes d’accommodation

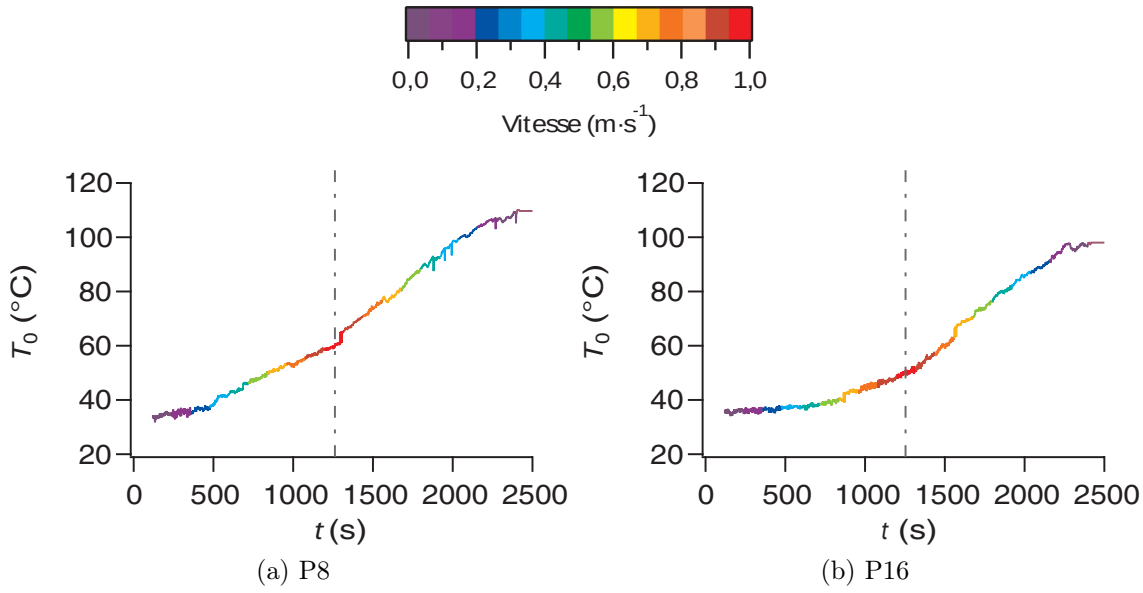


FIGURE 4.1.4 – Évolution de la température calculée au contact des inserts lors d’essais à vitesses progressives : a - insert P8; b - insert P16.

dans le contact.

### Température de contact

La première approche visant à établir un lien cause à effet entre la vitesse de glissement et le comportement tribologique du système est l’analyse de l’évolution de la température de contact. Un premier constat est que la température au contact  $T_0$  est plus importante pour le P8 avec 60 °C calculé à vitesse maximale et 110 °C en fin d’essai que pour le P16 avec 50 °C calculé à vitesse maximale et 95 °C en fin d’essai (*fig. 4.1.4*)<sup>1</sup>.

À partir de la loi de Fourier, il est possible d’apporter des éléments d’explications sur les variations que peut subir la température de contact en fonction des paramètres physiques du contact. Il faut dans un premier temps établir l’expression du flux thermique  $\phi$  au travers de la surface de contact  $S$  sur une petite épaisseur  $e$  dans le carbure cémenté de conductivité  $\lambda$  avec un écart de température  $\Delta T$  aux bornes de cette partie d’insert (*eq. 4.1.1*). Ensuite, ce flux thermique peut être identifié comme étant une partie de la puissance dissipée du contact frottant au travers de la surface de contact à l’aide du coefficient de partage  $\kappa'$ .

$$\begin{cases} \phi = \frac{\lambda S}{e} \cdot \Delta T \\ \Delta T = \frac{e}{\lambda S} \cdot \kappa' \cdot \mu F_N v \end{cases} \quad (4.1.1)$$

Dans cette formulation, les paramètres susceptibles de varier sensiblement entre les différents inserts de l’étude sont :

- la conductivité thermique  $\lambda$ ;

1. Aucune mesure de température n’a été réalisée sur l’insert P12 lors d’essais à vitesses progressives.

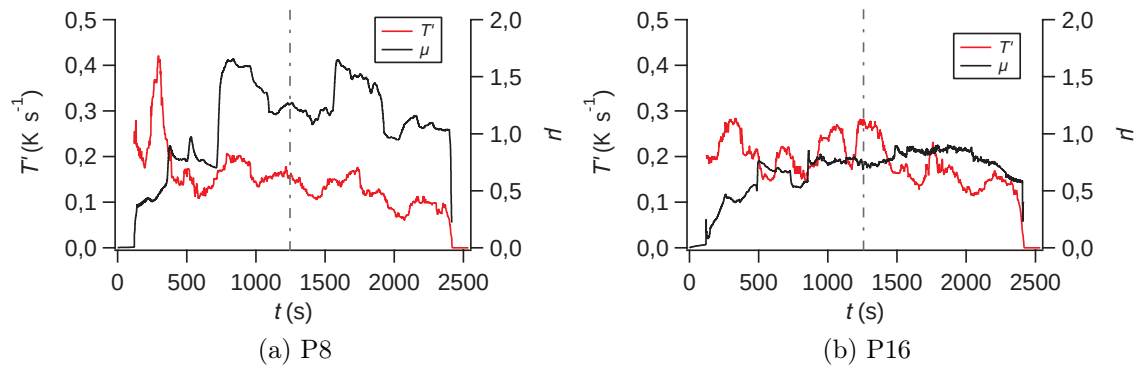


FIGURE 4.1.5 – Coefficient de frottement et valeur absolue de la dérivée temporelle de la température au contact des inserts lors d’essais à vitesses progressives : a - insert P8 ; b - insert P16.

- la surface de contact  $S$  suivant le taux d’usure de l’insert considéré ;
- le coefficient de frottement  $\mu$  ;

La conductivité thermique du cobalt à température ambiante est de  $100 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$  et celle du carbure de tungstène est de  $84 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ . En utilisant une simple loi de mélange, on obtient une conductivité thermique de  $86 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$  pour l’insert P8 et de  $87,5 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$  pour le P16 soit une augmentation de 1,7 % ce qui ne permet pas d’expliquer une diminution globale de la température de contact entre l’insert P8 et P16 de près de 11 %.

La surface d’usure finale de l’insert P8 est ici de  $36,4 \text{ mm}^2$  et celle du P16 est de  $35,9 \text{ mm}^2$  soit une diminution de 1,3 %, ce qui n’est toujours pas assez élevé pour expliquer la différence de température au contact entre ces deux inserts.

Comme vu plus haut, le coefficient de frottement est en moyenne de 1,12 pour l’insert P8 et de 0,66 pour le P16, ce qui représente une diminution de 41,1 %. Afin de distinguer un éventuel effet thermique sur les variations du coefficient de frottement, la valeur absolue de la dérivée temporelle de la température  $T'$  est juxtaposée au coefficient de frottement  $\mu$  pour les inserts P8 et P16 (*fig.* 4.1.5). À la vue des courbes, une forte corrélation peut être établie entre ces deux paramètres, plus particulièrement pour l’insert P8. En effet, mise à part un pic de  $T'$  suite à la mise en contact, la variation de température suit celle du coefficient de frottement. Ceci laisse alors à penser que les variations de température de contact influencent la période initiale et transitoire du contact mais que par la suite c’est le coefficient de frottement qui influence la température de contact au travers du flux thermique généré par les efforts de frottement.

### Phénomènes vibratoires du système tribologique

La deuxième approche évoque un phénomène vibratoire généré par des sollicitations périodiques du système tribologique au travers de l’effort de chargement (site **S0**). Ainsi, l’évolution de l’effort normal, pour l’ensemble des inserts, présente des fluctuations de près

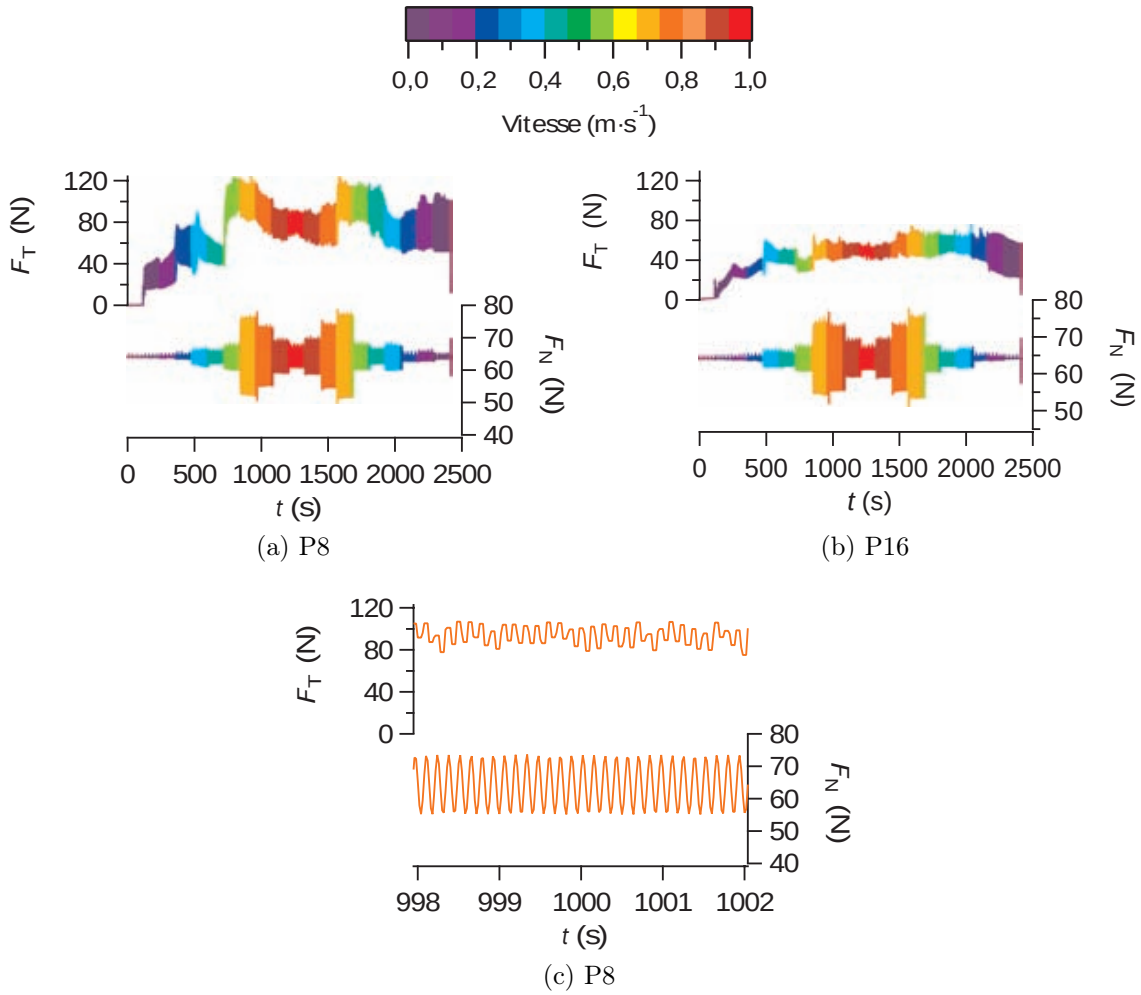


FIGURE 4.1.6 – Réaction vibratoire du système tribologique : a - évolution des efforts pour l'insert P8; b - évolution des efforts pour l'insert P16; c - vue de l'évolution périodique des efforts pour l'insert P8.

de 25 % autour de  $0,7 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  soit au même moment et pour la même vitesse que le pic enregistré pour l'effort transversal et pour le coefficient de frottement (*fig. 4.1.6a & 4.1.6b*). Au regard de l'évolution sinusoïdale des efforts (*fig. 4.1.6c*) et par analogie avec l'analyse des signaux des systèmes linéaires (*e.g.* électronique, automatique, *etc.*), la stimulation du système tribologique par un effort normal périodique peut engendrer un phénomène de résonance. La périodicité des efforts est elle-même générée par les défauts au contact modifiant le parallélisme ou le maintien du contact pion usé contre disque usé.

Une analyse de la transformée de Fourier sur des intervalles de temps de 500 s des efforts normaux et transversaux (*fig. 4.1.7*), avec  $f$  la fréquence du signal et  $A$  son amplitude, montre clairement la dépendance fréquentielle du système tribologique. En effet, la signature fréquentielle décrite par l'effort transversal est, à l'exception de quelques pics de fréquence supplémentaires, en grande partie identique à celle réalisée par l'effort normal. La variété des pics de fréquence décrite par les signaux des efforts est à attribuer à la réponse du contact frottant pion-disque. Plus précisément, il est intéressant de noter des décalages de la réponse fréquentielle du système. Tout d'abord, il y a un décalage entre le régime initial de 0 à

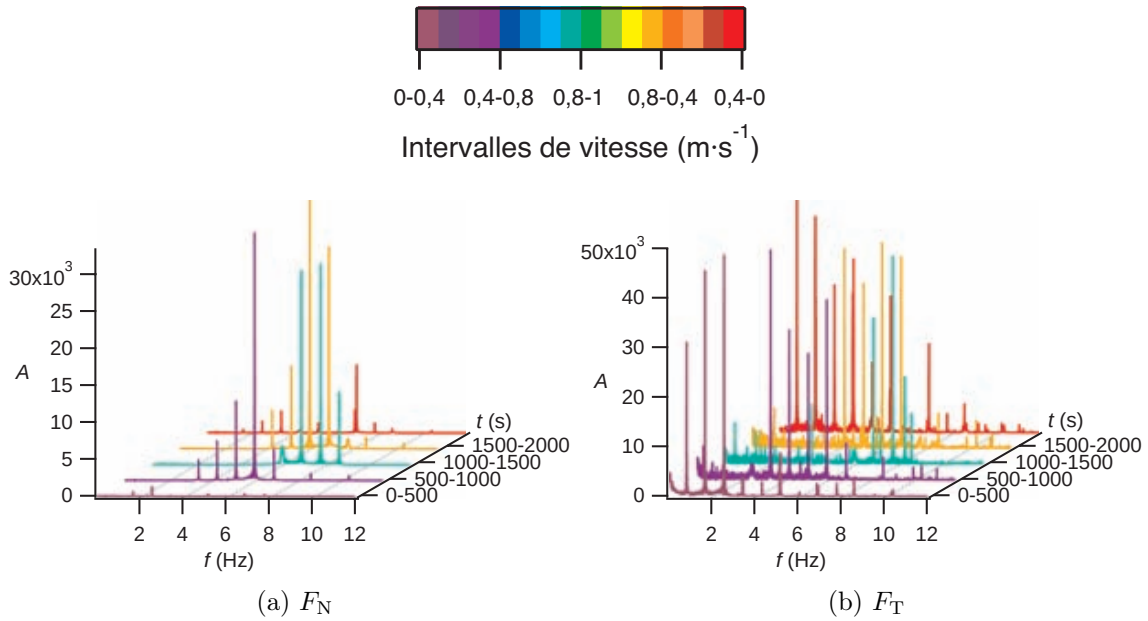


FIGURE 4.1.7 – Transformées de Fourier des signaux d'efforts sur des intervalles de temps de 500 s pour l'insert P8 : a - effort normal ; b - effort transversal.

500 s de fréquence centroïde  $f_c$  située autour de 2,5 Hz et la période correspondant au pic de coefficient de frottement (résonance) de 500 à 1000 s avec un  $f_c$  de 5,7 Hz. Ensuite, un autre décalage en fréquence se produit lors de la période correspondant au minimum local de coefficient de frottement (relaxation) de 1000 à 1500 s avec un  $f_c$  de 7,5 Hz. Pour finir, de manière symétrique, lors de la décroissance en vitesse, les mêmes décalages se retrouvent entre la période de relaxation, de résonance et le régime final.

### Modification des mécanismes d'accommodation au contact

La troisième approche suggère une modification des mécanismes d'accommodation à l'interface de contact (site **S3**) pouvant entraîner la modification du comportement tribologique du système. Tout d'abord, l'évolution du déplacement vertical du mandrin supérieur  $h$ , assimilée essentiellement à la hauteur usée de l'insert (*fig. 4.1.8*)<sup>2</sup>, montre une hauteur usée finale d'environ 0,6 mm indiquant que les inserts P8 et P16 se sont usés quasiment de la même manière. Par conséquent, lors de ces essais à vitesses progressives, il n'y a que peu d'effet des propriétés physicochimiques et mécaniques entre inserts sur l'usure de ceux-ci. Ainsi, l'évolution des débits de matière apportés au troisième corps par les premiers corps (débits sources) lors de ces essais doit être équivalente entre les différents inserts.

La courbe de déplacement vertical  $h$  possède des inflexions qui se produisent lors des variations significatives du coefficient de frottement :

- au début et à la fin de l'essai, correspondant à des vitesses de glissement inférieures à  $0,3 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ,  $h$  reste constant et les vitesses d'usure (soit  $h'$  dérivée temporelle de  $h$ ) sont

2. Le capteur de déplacement n'a pas fonctionné correctement au début de l'essai pour l'insert P16 et sur la totalité de l'essai en ce qui concerne l'insert P12.

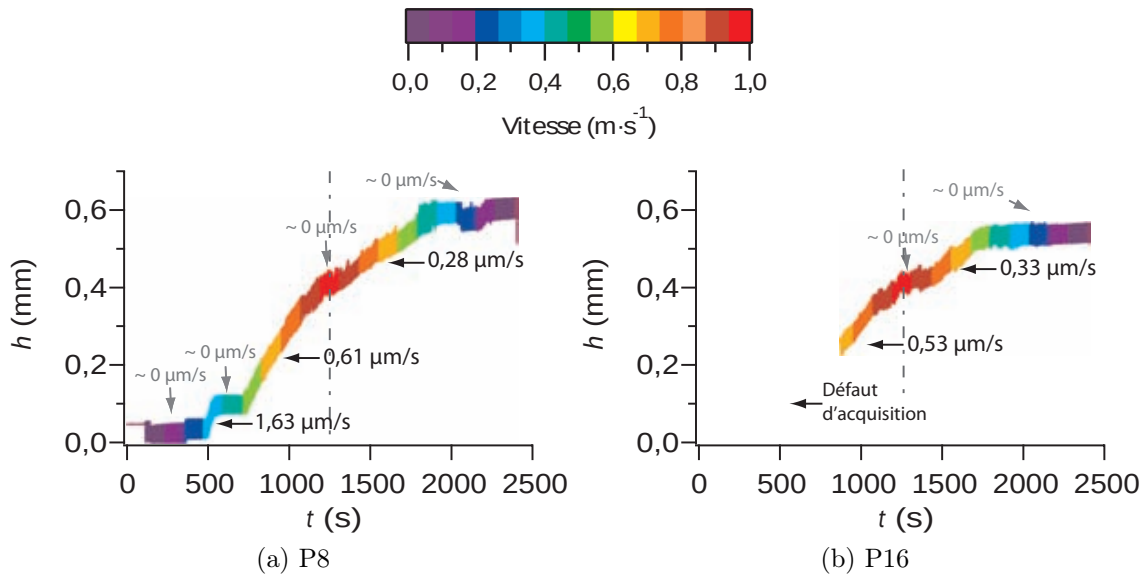


FIGURE 4.1.8 – Évolution de la hauteur usée de l'insert en fonction du temps : a - insert P8 ; b - insert P16.

nulles. Lors des premières minutes de test, l'insert P8 possède une variation brutale de  $h$  (avec  $h' = 1,63 \mu\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ) qui se traduit au même moment par la variation brutale du coefficient de frottement (de 0,5 à 1,5), ce qui a été commenté plus haut et associé à un phénomène transitoire. En fait, les séquences vidéo acquises lors des essais avec l'insert P8 montrent qu'au moment de l'apparition de ce phénomène, une trace d'usure se forme en surface de l'alumine (*fig. 4.1.9a*). Avec l'insert P12, c'est un amas de débris qui apparaît au contact (*fig. 4.1.9b*). Par conséquent, ces observations indiquent que la variation brutale de coefficient de frottement associée à une inflexion importante de l'usure linéique  $h$  est sans doute liée à une usure importante et rapide de la contreface d'alumine suivit de la mise en conformité des deux corps en début d'essai ;

- entre 0,5 et 0,9  $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ , la hauteur usée croît avec une vitesse d'usure  $h'$  de  $0,61 \mu\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$  associée à un maximum du coefficient de frottement de 2 pour le P8. La vitesse d'usure  $h'$  est de  $0,53 \mu\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$  pour le P16 ;
- autour de la vitesse de glissement maximale de  $1 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ , un maximum local est atteint pour  $h$  (*i.e.*  $h' = 0 \mu\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ) associé à un minimum local de coefficient de frottement de 0,8 pour le P8 et une valeur de  $\mu$  de 0,5 pour le P16 ;
- lors de la phase de décroissance de la vitesse de 0,9 et 0,5  $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ , la vitesse d'usure diminue jusqu'à environ  $0,28 \mu\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$  pour le P8 associée à un autre maximum de coefficient de frottement également autour de 1,8. Pour le P16, la vitesse d'usure est de  $0,33 \mu\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$  et n'est à mettre en parallèle que d'une légère augmentation du coefficient de frottement.

Cette évolution des paramètres tribologiques peut être la cause d'une modification du comportement du troisième corps avec la vitesse de glissement. Entre 0,5 et 0,9  $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ , une usure abrasive relativement sévère entraînerait l'augmentation du coefficient de frottement

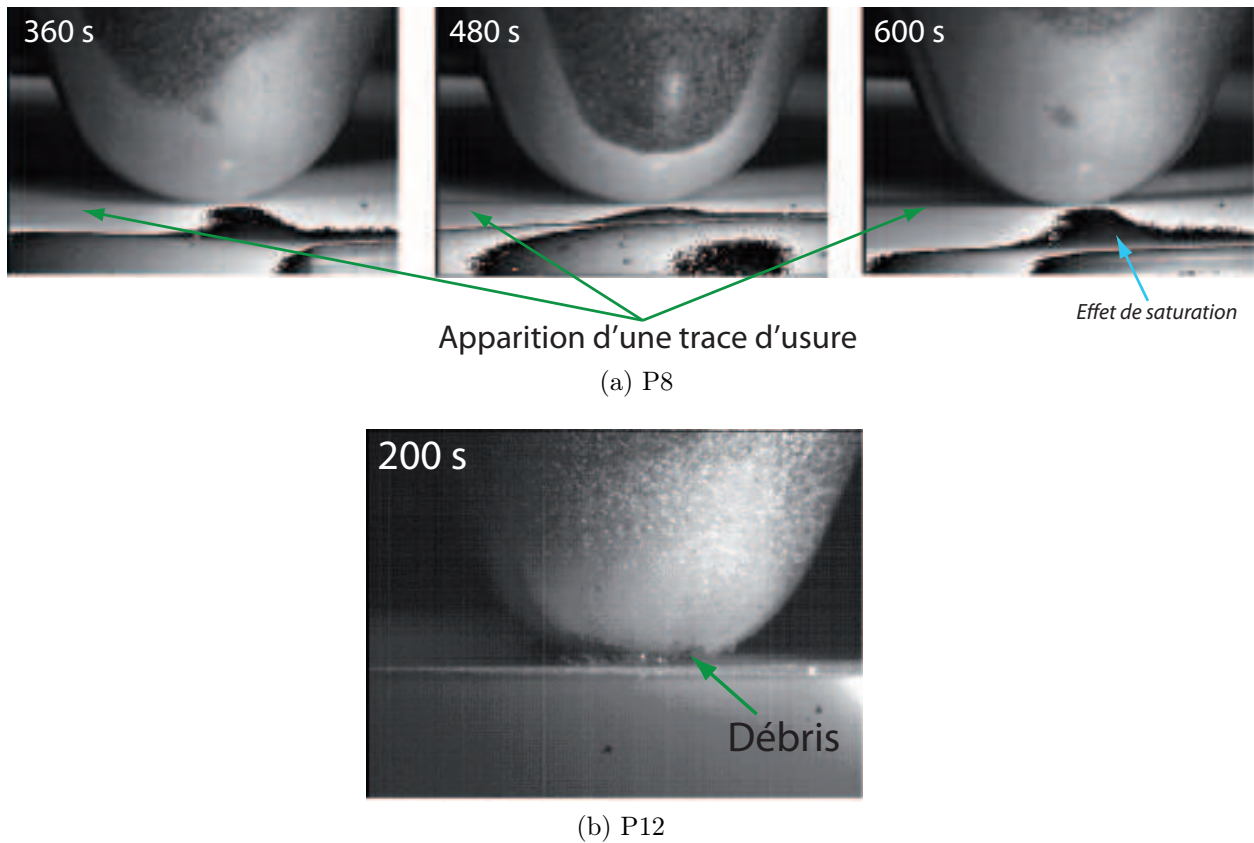


FIGURE 4.1.9 – Images de séquences vidéo acquises lors des essais à vitesses progressives : a - à 360, 480 et 600 s sur l'insert P8; b - à 200 s sur l'insert P12.

et une vitesse d'usure constante accompagnée d'une évacuation des débris importante (*fig.* 4.1.10a). La vitesse de glissement limite de  $1 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  initierait une accumulation importante de débris au contact à l'origine d'un phénomène de portance de même nature que les phénomènes de portance dans les contacts lubrifiés [Berthier 1982] où le cisaillement dans la couche de troisième corps mènerait à la chute du coefficient de frottement et à une vitesse d'usure de l'insert quasi nulle (*fig.* 4.1.10b). À partir de cette analogie, il est alors intéressant de supposer la formation d'un gradient de vitesse au sein de la couche de débris, avec une vitesse maximale  $v_0$  vers la surface de l'alumine (proche de la vitesse linéaire de celle-ci) et une vitesse graduellement plus faible jusqu'à une vitesse minimale  $v_z$  vers la surface de l'insert (*fig.* 4.1.10c). Cette hypothèse permet d'ajouter un autre élément de compréhension à la chute de la vitesse d'usure  $h'$  due alors à une vitesse réelle de débris au contact de l'insert plus faible que la vitesse de glissement initiée par la rotation de la contreface.

### Signaux d'émission acoustique du contact

Sur l'hypothèse de l'accumulation des débris au contact, aucune certitude ne peut être avancée avec les moyens de mesure d'efforts ou de visualisation du contact. Comme vu précédemment (*cf.* 3.1.1), les signaux d'émission acoustique et en particulier le calcul de la fréquence centroïde  $f_c$  et de l'énergie absolue  $E_a$  peuvent ajouter des informations supplémentaires sur l'évolution des propriétés du contact.

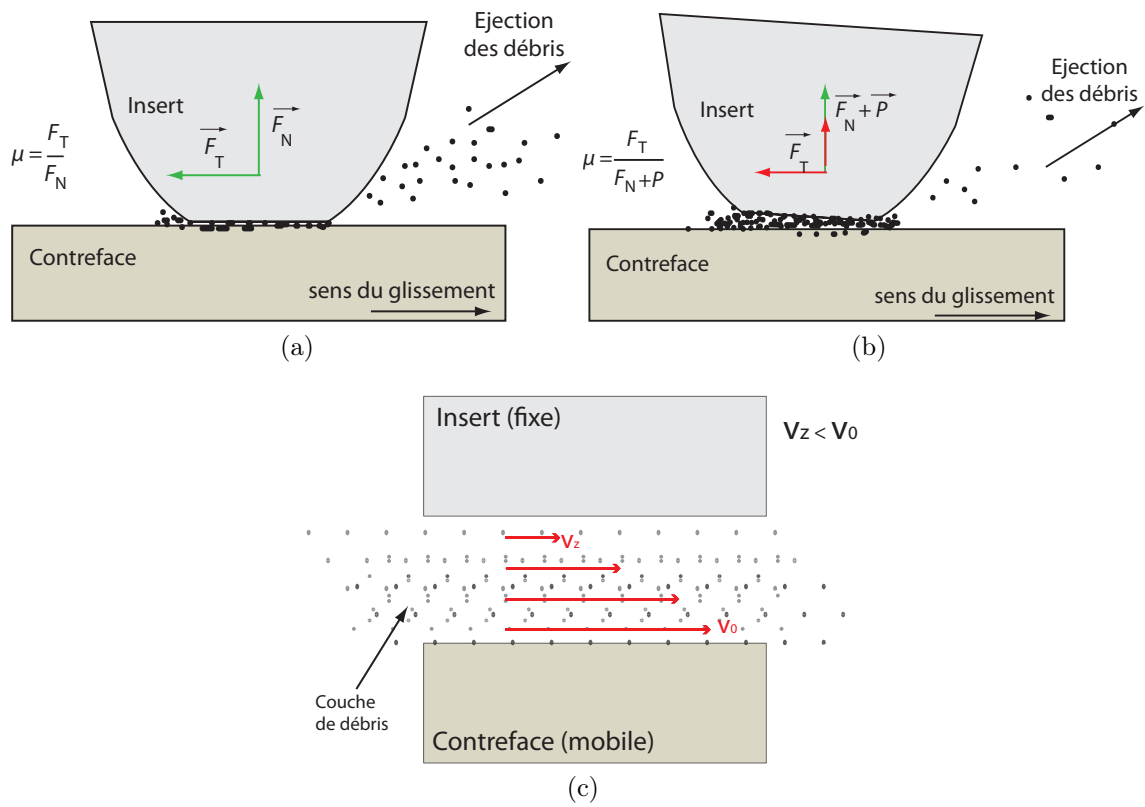


FIGURE 4.1.10 – Illustration de films de débris : a - film mince et abrasion sévère; b - accumulation de débris au contact et phénomène de portance (effort  $\vec{P}$ ); c - gradient de vitesse au contact.



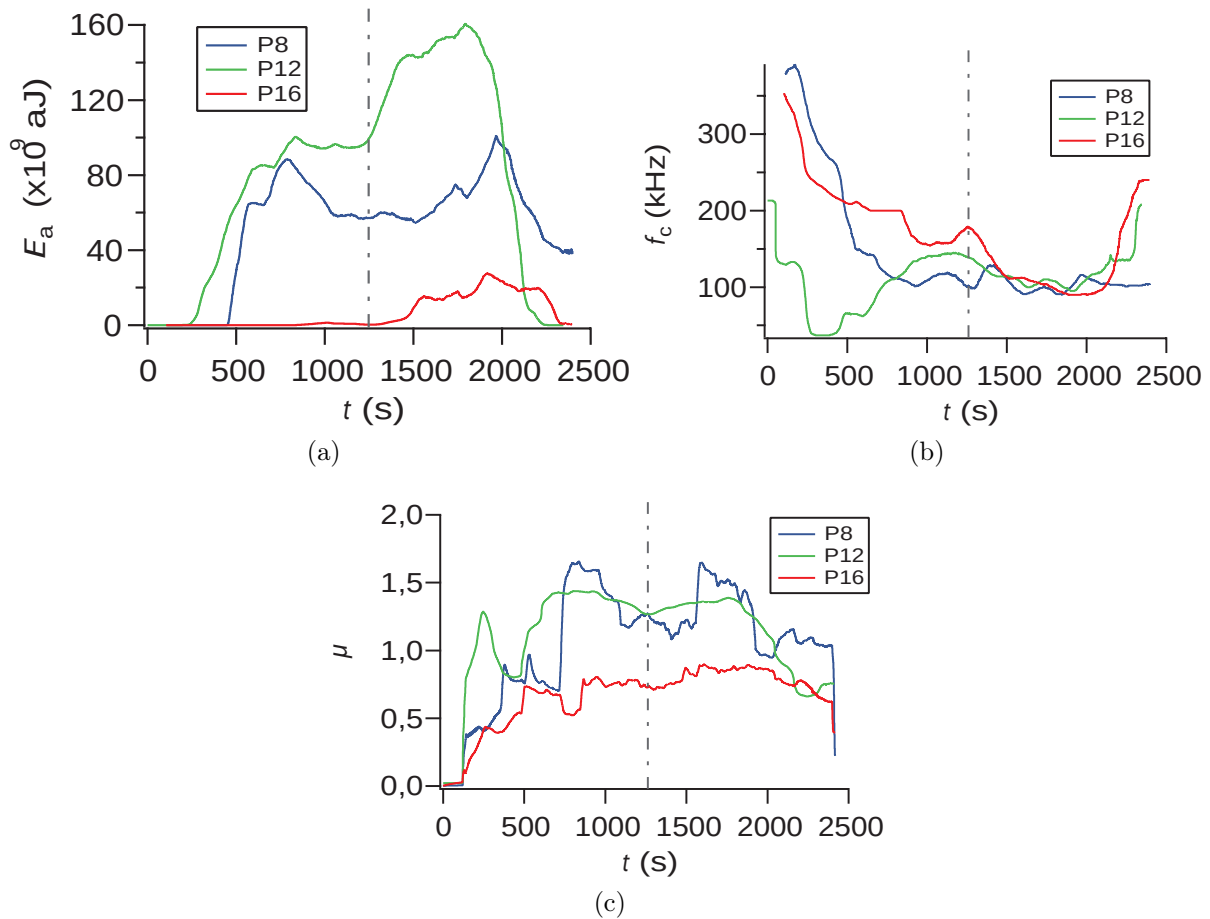


FIGURE 4.1.11 – Coefficient de frottement et variations des paramètres d’émission acoustique lors des essais à vitesses progressives sur les inserts P8, P12 et P16 (*RMS*) : a - énergie absolue ; b - fréquence centroïde ; c - coefficients de frottement.

À la vue des résultats obtenus sur les inserts de référence, la taille moyenne de grain nettement plus importante pour l’insert P12 semble être un facteur prépondérant concernant le niveau d’énergie émis par le contact avec la contreface d’alumine (*fig.* 4.1.11a). Ensuite, l’énergie absolue est plus élevée pour l’insert P8 que pour l’insert P16, ce qui peut s’expliquer par la combinaison de la dureté plus élevée du P8 et de la résilience plus importante pour le P16 du fait de sa plus grande proportion de cobalt.

Plus simplement, en comparant les niveaux d’énergie absolue et le coefficient de frottement calculé pour les inserts de référence (*fig.* 4.1.11c), il se dégage une certaine similarité due à la relation entre l’énergie dissipée par le contact frottant et l’énergie des signaux d’émission acoustique. Cette similarité se retrouve en particulier sur la décroissance du coefficient de frottement et de l’énergie absolue entre 1000 et 1500 s et sur l’apparition de pics d’activité entre 500 et 1000 s ainsi qu’entre 1500 et 2000 s. Ces résultats peuvent étayer l’hypothèse d’une accumulation de débris afin d’expliquer les variations du frottement. En effet, d’après BARANOV *et al.* [Baranov 2007], le frottement sec est un facteur accentuant l’amplitude des signaux d’émission acoustique alors qu’un frottement limité faisant intervenir une lubrification solide est un facteur atténuant. C’est bien une chute de l’évolution de  $E_a$  qui est observée entre 1500 et 2000 s pour les insert P8 et P12 bien que la vitesse de glissement soit

un facteur d'accentuation de l'énergie des signaux acoustiques.

À cela, il est possible d'ajouter l'analyse de la fréquence des signaux d'émission acoustique qui est selon BARANOV *et al.* un paramètre plutôt liée à la nature des sources d'émission acoustique (*fig.* 4.1.11b). De fait, il y a des perturbations perceptibles de l'évolution de la fréquence centroïde avec des étendues de fréquence entre 50 et 400 kHz au cours des essais. Globalement, la fréquence centroïde diminue avec la vitesse de glissement mis à part les effets dus aux régimes transitoires en début d'essai (mise en conformité du contact). Entre 1000 et 1500 s, des maximums de fréquence sont observés et sont de plus en plus élevés du P8 au P16. Ceci pourrait être la signature d'une accumulation de débris alors plus important avec l'insert le moins résistant à l'usure.

## Synthèse partielle

La dépendance du coefficient de frottement vis-à-vis des variations de vitesse au contact est peu influencée par l'évolution de la température de contact. Elle est certainement le résultat d'effets vibratoires activés (site **S0**) par une vitesse de glissement particulière (phénomène de résonance) et est engendrée par des modifications de mécanismes d'accommodation de vitesses dans le contact frottant. Ces modifications peuvent être par exemple modélisées par une évacuation rapide des débris (débit d'usure  $Q_u$ ), une usure rapide de l'alumine (débit source  $Q_s$ ) associée à une accumulation de débris dans le contact (débit interne  $Q_i$ ) par des effets de portance et de lubrification solide (site **S3**).

Pour la suite des essais réalisés sur le tribomètre rotatif, la vitesse sélectionnée est fixe et est de  $0,5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ . Ce choix permet de maintenir une vitesse moyennement élevée afin d'obtenir un état d'usure satisfaisant au bout d'une heure d'essai sur les inserts de l'étude, tout en évitant des domaines de vitesse à l'origine de phénomènes vibratoires trop importants.

### 4.1.2 Étude du contact WC-Co/ $\text{Al}_2\text{O}_3$ à charges progressives

Les essais à charges progressives ont été réalisés pour des charges allant de 0 à 314 N (*fig.* 4.1.12a) à raison d'un pas de charge de 10 N toutes les 2 min avec une vitesse de rotation de la contreface de  $0,5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ .

L'évolution de la charge est perturbée par un effet vibratoire (*fig.* 4.1.12b) lié à un défaut de parallélisme généré par une inclinaison de la contreface de  $0,3^\circ$  à  $0,9^\circ$ . En effet, l'analyse du spectre de la transformée de Fourier de l'effort normal (*fig.* 4.1.12c) montre que la fréquence des variations de celui-ci est de 4,5 Hz ce qui correspond à la fréquence de rotation de la contreface au contact, à 0,1 Hz près, soit 4,4 Hz. La perturbation de l'effort normal s'accroît avec l'augmentation de la charge et représente une variation autour de l'effort normal imposé d'environ 2 %.

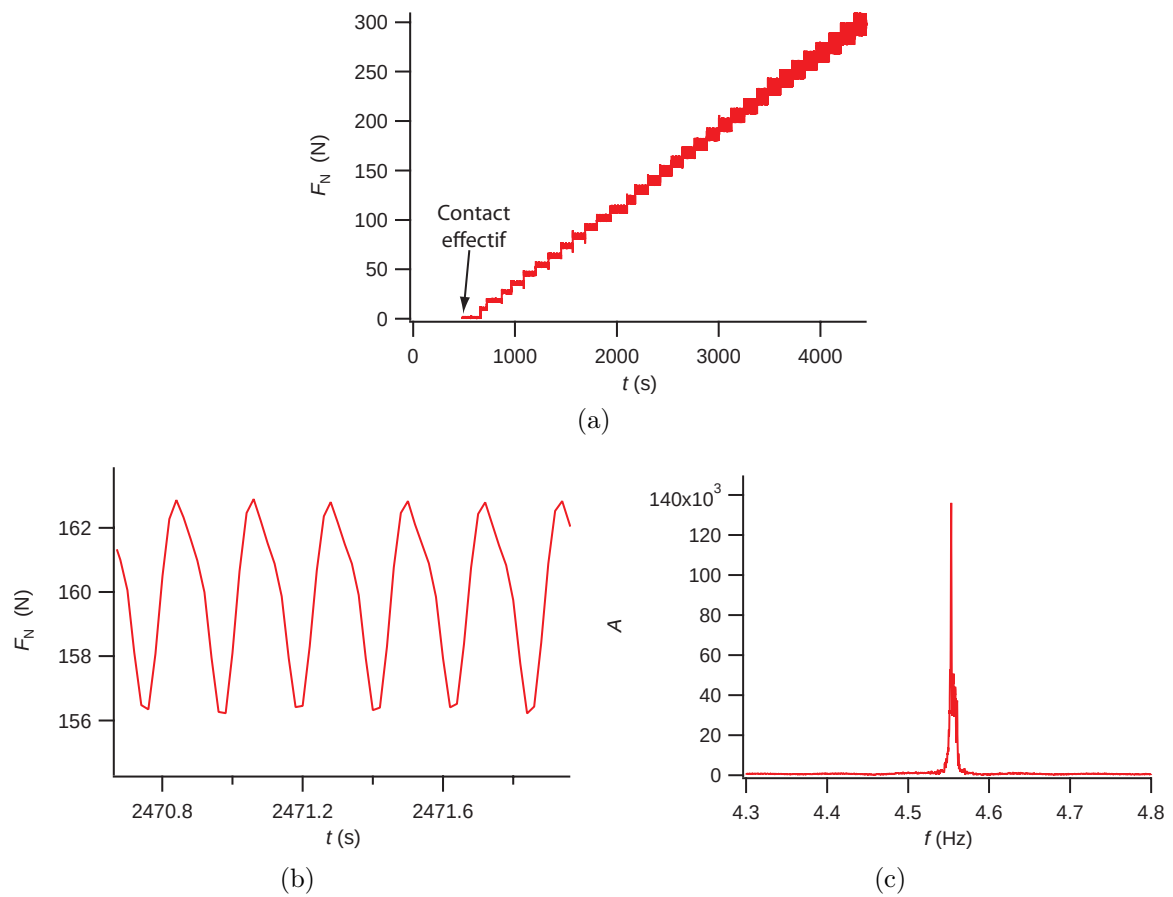


FIGURE 4.1.12 – Description de l'effort normal : a - effort normal en fonction du temps ; b - vue agrandie de l'effort normal en fonction du temps ; c - transformée de Fourier de l'effort normal en fonction du temps.

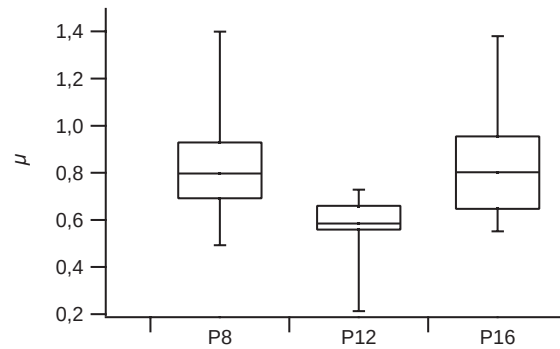


FIGURE 4.1.13 – Coefficients de frottement pour les inserts P8, P12 et P16 : boîtes à moustaches d'étendues entre 5 % et 95 % des valeurs de  $\mu$  à partir de  $F_N = 0$ .

### Coefficients de frottement

Sur la totalité de la durée des essais à charges progressives, le coefficient de frottement est en moyenne plus faible pour l'insert P12 avec une valeur de  $0,58 \pm 0,05$  (*fig.* 4.1.13) que pour les deux autres inserts de référence P8 et P16 qui possèdent des valeurs de coefficient de frottement équivalentes respectivement autour de  $0,80 \pm 0,12$  et de  $0,80 \pm 0,15$ . La dispersion des valeurs de coefficients de frottement est aussi moins importante pour l'insert P12 que pour les inserts P8 et P16.

Les évolutions du coefficient de frottement pour les trois inserts de référence montre une certaine similarité (*fig.* 4.1.14)<sup>3</sup>. Ces évolutions décrivent des variations de forme elliptique dues aux variations périodiques des efforts décrits plus haut. Deux périodes séparées par un seuil de charge peuvent être distinguées au niveau de l'évolution du coefficient de frottement :

- en deçà d'une charge de 50 à 100 N, le contact frottant est dans une période transitoire et l'évolution des coefficients de frottement est décroissante pour l'insert P8 et P16 et croissante pour le P12 ;
- au-delà d'une charge normale d'environ 110 N, le coefficient de frottement est plutôt stable pour l'ensemble des inserts avec une tendance asymptotique vers un coefficient de 0,72 pour l'insert P8, 0,54 pour l'insert P12 et 0,58 pour le P16.

### Cinétiques d'usure

L'évolution du déplacement vertical  $h$  est équivalente entre l'insert P8 et l'insert P16 avec une usure quasi nulle jusqu'à une charge de 100 N (1920 s) pour le P8 et de 92 N (1580 s) pour le P16 et passé ce seuil de charge une usure continue est amorcée. Pour le P12 ce seuil de charge apparait beaucoup plus tôt dès les premières charges soient quelques newtons. En fin d'essai, le signal de mesure de  $h$  est bruité, ce qui est dû à des défauts de mesure du capteur de déplacement vertical lors d'effets vibratoires trop importants du dispositif au-delà de 200 N.

3. L'essai à charges progressives sur l'insert P12 a été réalisé avec un système d'acquisition différent à une fréquence de 10 Hz, au lieu de 50 Hz pour les autres inserts, ce qui explique la différence au niveau de la densité de points affichée.

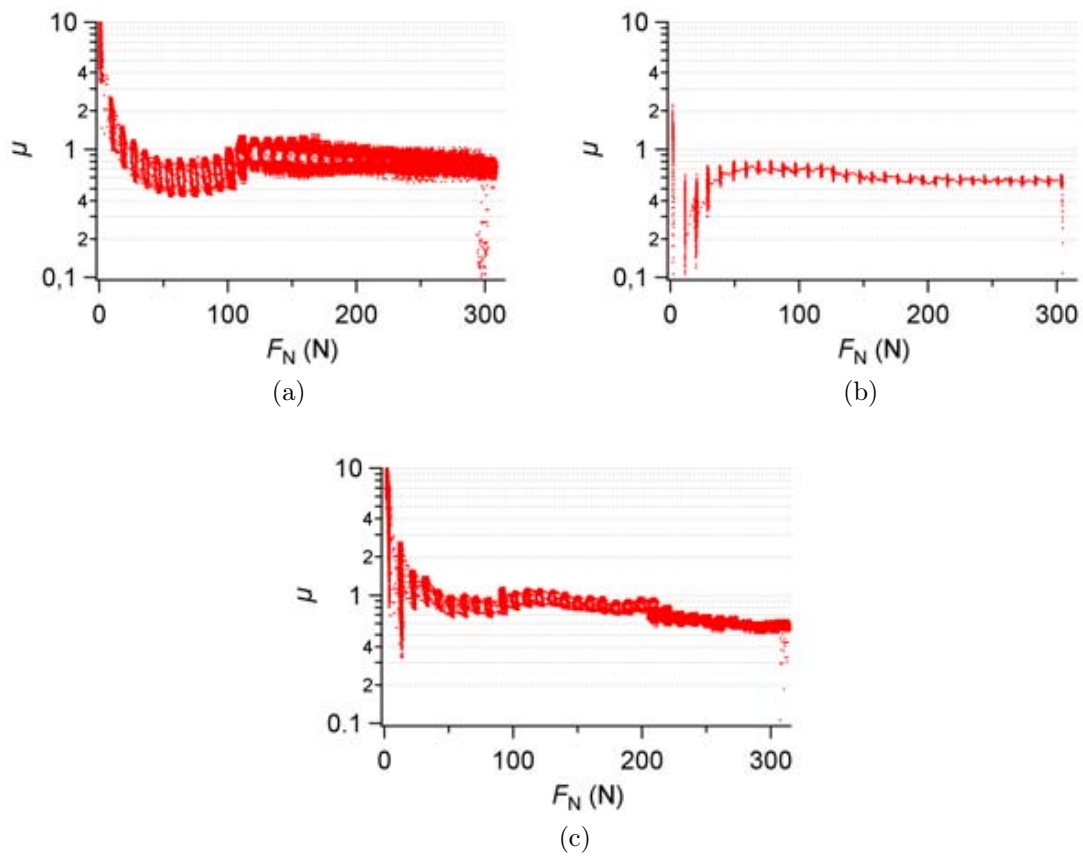


FIGURE 4.1.14 – Évolution du coefficient de frottement lors d'essais à charges progressives de 0 à 314 N (échelle logarithmique) : a - insert P8 ; b - insert P12 ; c - insert P16.

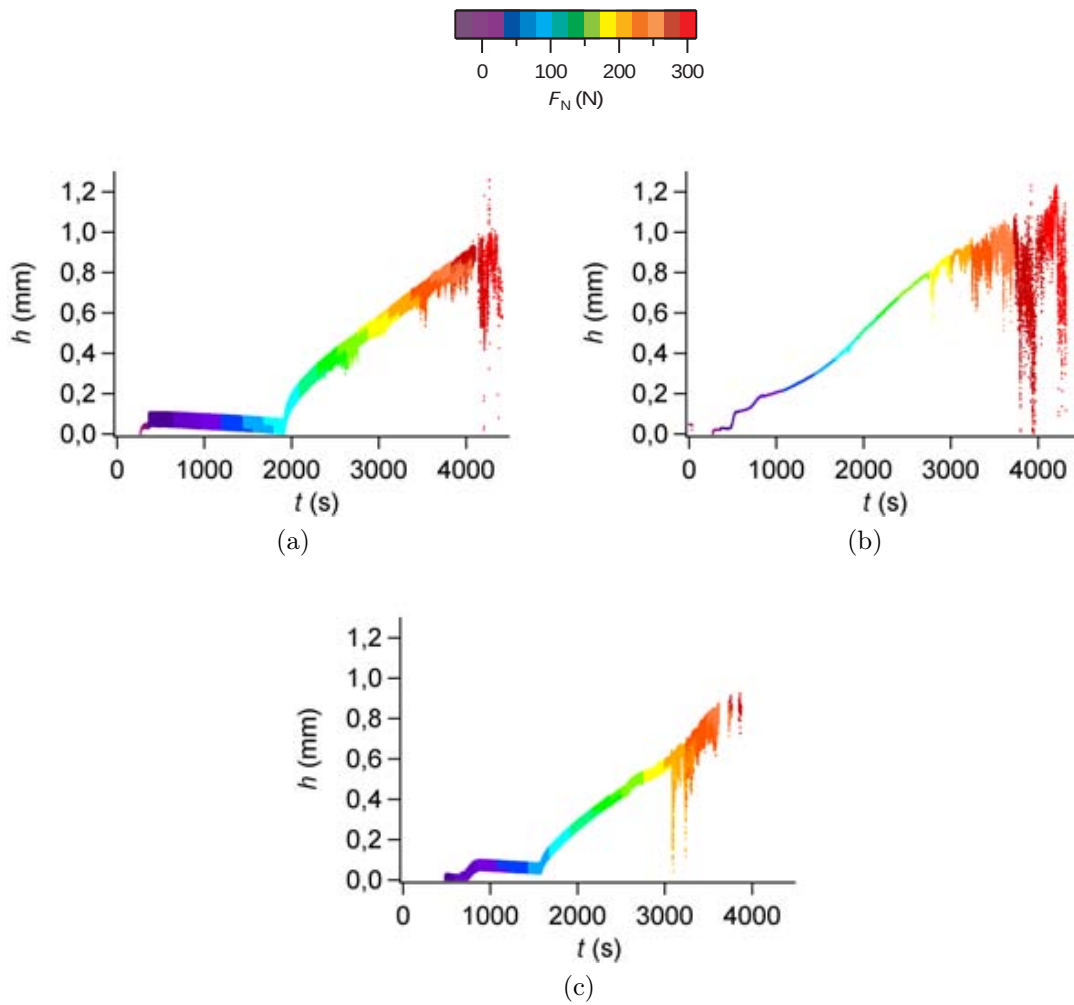


FIGURE 4.1.15 – Évolution du déplacement vertical  $h$  lors d'essais à charges progressives de 0 à 314 N : a - insert P8 ; b - insert P12 ; c - insert P16.

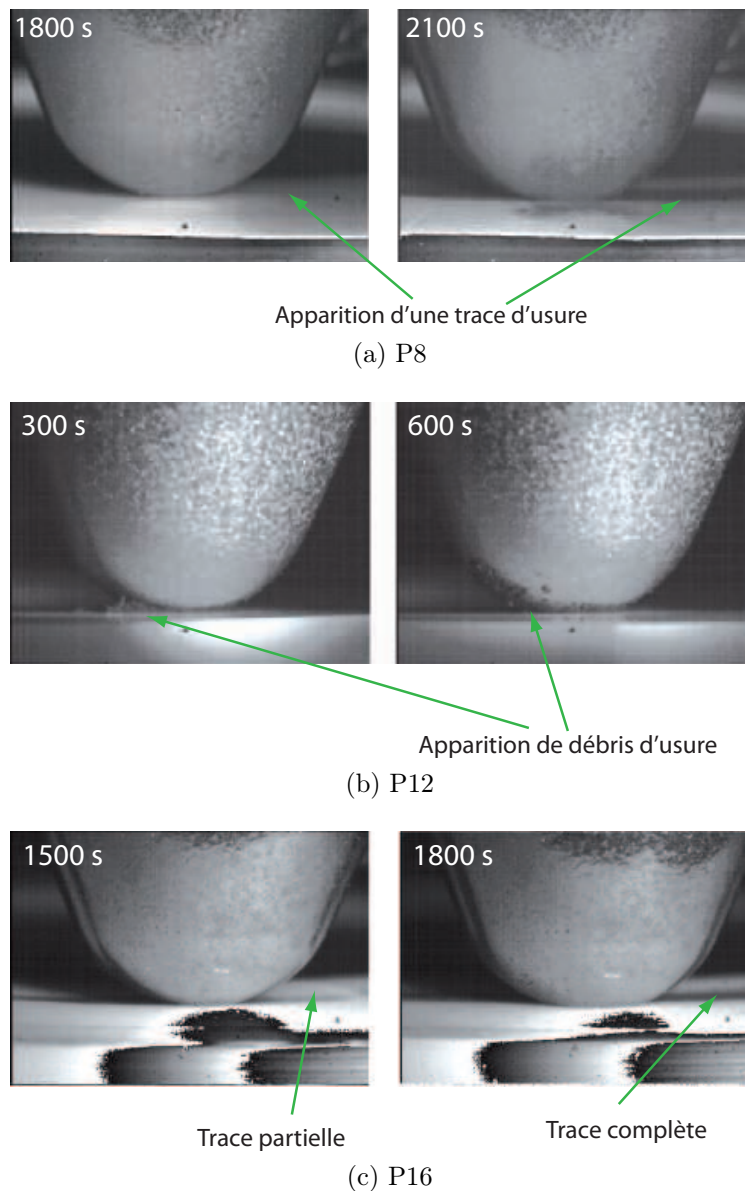


FIGURE 4.1.16 – Images de séquences vidéo lors d'essais à charges progressives : a - insert P8 ; b - insert P12 ; c - insert P16

Les transitions de déplacement  $h$  observées pour les seuils de charge sont clairement identifiées à des transitions d'usure sur les séquences vidéo prises lors des essais (*fig. 4.1.16*). Pour les inserts P8 et P16, ces transitions se traduisent par la formation d'une trace d'usure sombre sur le disque d'alumine (et un enfoncement de l'insert). Ceci est à attribuer à un début de transfert de l'insert vers l'alumine (*fig. 4.1.16a & 4.1.16b*) et une initiation de l'usure de l'insert. En ce qui concerne l'insert P12, des amas de débris se forment très rapidement, dès les premières minutes d'essai, ce qui pourrait correspondre à une dégradation de l'alumine car l'aspect de l'insert semble inchangé (*fig. 4.1.16b*).

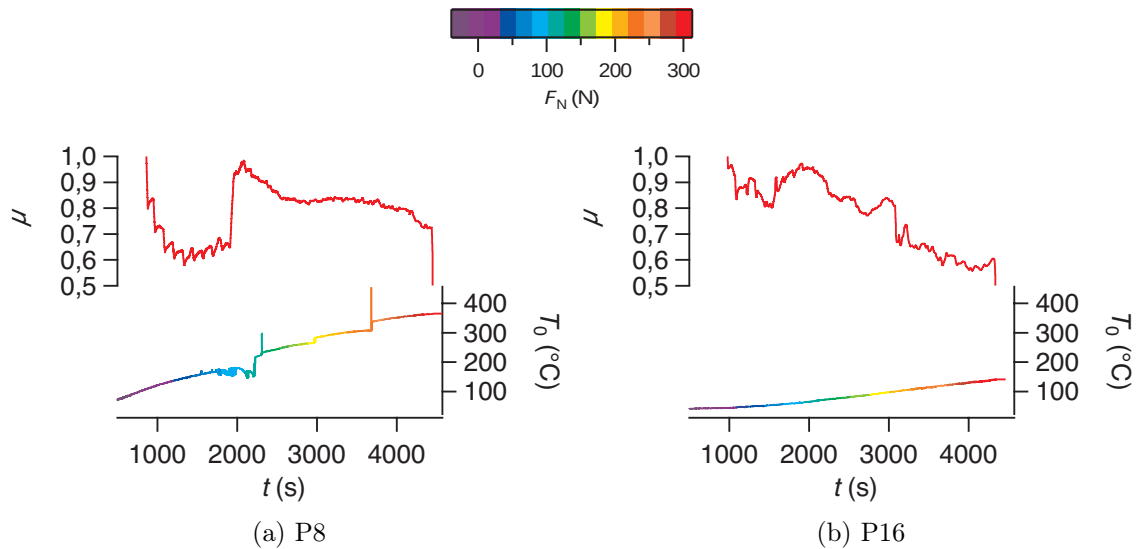


FIGURE 4.1.17 – Évolution de la température de contact et du coefficient de frottement ( $RMS$ ) à partir de la mise en contact (*i.e.*  $F_N = 0$ ) : a - insert P8 ; b - insert P16.

### Températures de contact

Bien que l'évolution de l'usure soit semblable entre l'insert P8 et P16 lors des essais en charges progressives, celle des températures au contact est nettement différente (*fig.* 4.1.17). La température au contact de l'insert P8 subit plusieurs discontinuités. Dans un premier temps, elle croît de 68 °C jusqu'à environ 170 °C où elle subit des perturbations suivies d'un saut de température jusqu'à 215 °C qui est la conséquence d'un saut de coefficient de frottement de 0,65 à 0,91 à la charge de 110 N. S'en suit une croissance de la température au contact jusqu'à 365 °C avec plusieurs perturbations pour des charges de 120 N, 170 N et 220 N. En parallèle, le coefficient de frottement reste stable autour de 0,85 et ne décroît qu'en fin d'essai. Du côté de l'insert P16, la température au contact est continue, croissante de 41 °C à 141 °C et est donc inférieure à celle du P8. Ce qui est à associer à un coefficient de frottement globalement décroissant de 1 à 0,6 au cours de l'essai. Le coefficient de frottement plus important et stable au cours de l'essai pour le P8 que pour le P16 implique que le flux de chaleur créé par les efforts de frottement est plus important pour le P8. Au final, comme il a été vu plus haut, la proportion de cobalt plus élevée du P16 relativement au P8 implique une température au contact plus faible.

Comme lors des essais à vitesses progressives, les variations de température au cours des essais sont clairement liées à celles du coefficient de frottement. Une variation brutale de température se produit au même moment qu'un saut dans l'évolution du coefficient de frottement pour l'insert P8 (*fig.* 4.1.18a). La décroissance de la dérivée temporelle de la température au contact  $T'$  est aussi similaire à celle du coefficient de frottement pour l'insert P16 (*fig.* 4.1.18b).

Les sauts de température peuvent être mis en relation avec la formation de débris et un contact plus varié pour l'insert P8 que pour l'insert P16. Ce dernier doit posséder une évolution de l'usure et de la formation des débris au contact plus continue du fait de son



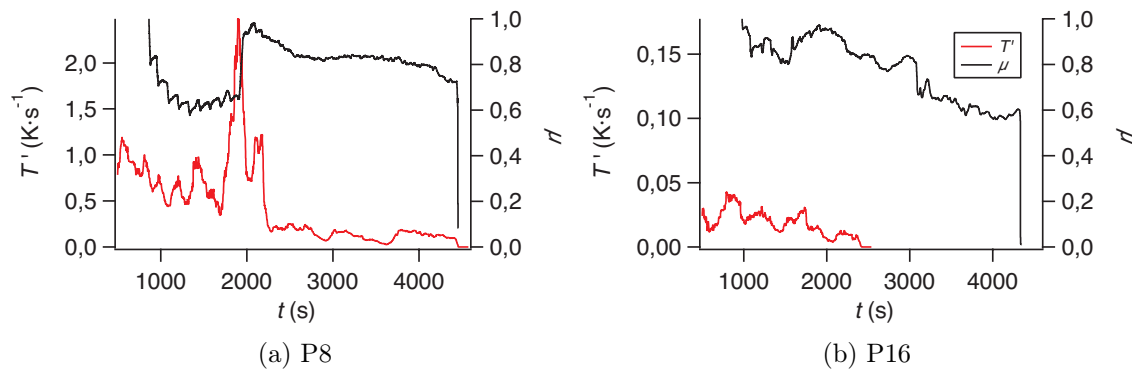


FIGURE 4.1.18 – Tracés du coefficient de frottement et de la dérivée temporelle de la température moyenne au contact lors des essais à charges progressives : a - insert P8 ; b - insert P16

caractère plus ductile et plus abradable.

### Signaux d'émission acoustique

L'analyse des signaux d'émission acoustique fournit des renseignements complémentaires sur les essais à charges progressives.

L'énergie absolue (*fig. 4.1.19a*) est croissante pour l'insert P8 et décrit un saut important vers 2000 s (100 N) puis se stabilise vers  $10^{11}$  aJ à l'image de l'évolution du coefficient de frottement (*fig. 4.1.19c*). L'énergie absolue relevée pour l'insert P16 montre une croissance importante vers 1200 s (70 N) puis une stabilisation vers  $10^{11}$  aJ suivie d'une décroissance vers 3000 s, ce qui ressemble à peu près aux variations du coefficient de frottement. L'énergie absolue mesurée pour l'insert P12 varie peu relativement à celle des autres inserts ce qui est encore une fois similaire à l'évolution relative du coefficient de frottement de cet insert. Par conséquent, l'énergie absolue observe des variations significatives au même moment que celles du coefficient de frottement, par contre, l'amplitude relative des signaux d'émission acoustique entre les inserts ne suit pas celle des coefficients de frottement.

Les mêmes conclusions peuvent être attribuées aux courbes de fréquence centroïde. Les courbes de fréquence centroïde (*fig. 4.1.19b*) indiquent que la nature des sources d'émission acoustique entre les deux inserts P8 et P16 et celles du P12 est sans doute différente du fait de l'écart de fréquence : en moyenne autour de 160 kHz pour le P8 et P16 à partir de 2000 s et 225 kHz pour le P12.

### Synthèse partielle

Les signaux des efforts normal et transversal au contact possèdent une signature fréquentielle liée principalement à la fréquence de rotation de la contreface.

Le coefficient de frottement et l'usure subissent une période transitoire avant de décrire des variations plus stables après un seuil de charge situé autour de 100 N. Ce seuil de charge se traduit pas des mécanismes de mise en conformité du contact, par l'usure des inserts et des

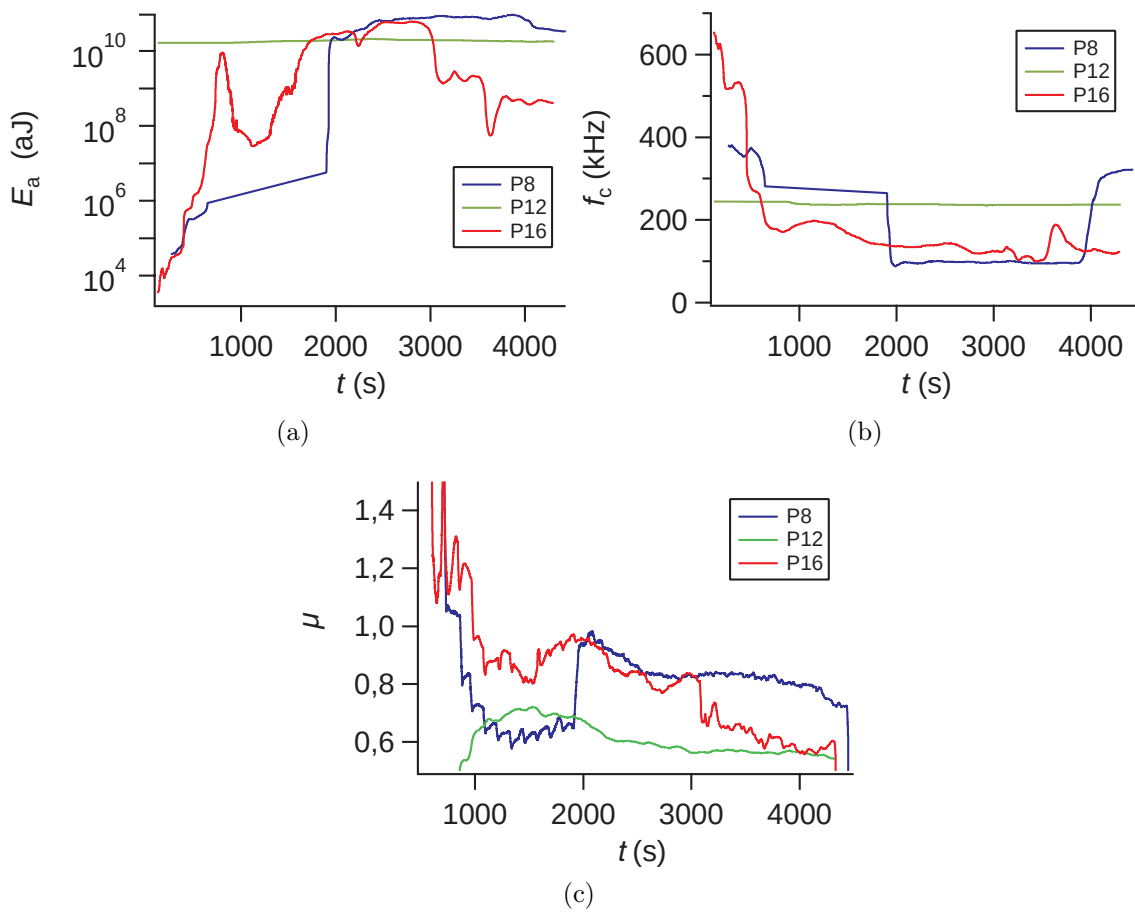


FIGURE 4.1.19 – Coefficient de frottement et variations des paramètres d'émission acoustique lors des essais à charges progressives sur les inserts P8, P12 et P16 (*RMS*) : a - énergie absolue; b - fréquence centroïde; c - coefficients de frottement.

contrefaces ainsi que la création de premiers débris et de transferts visibles. La température au contact subit des variations importantes liées à ce seuil de charge et suit une évolution similaire à celui du coefficient de frottement. De même pour les signaux d'émission acoustique qui montrent des courbes d'énergie absolue et de fréquence centroïde perturbée par le passage du seuil de charge toujours à l'image de l'évolution du coefficient de frottement.

Par la suite, les essais avec paramètres nominaux ont été fixés pour une charge constante de 264 N, afin de réaliser des usures significatives et relativement importantes pour pouvoir étudier des cinétiques d'usure entre les différents inserts. Cette charge correspond à un contact plutôt stable avec un coefficient de frottement sans grande variation.

### 4.1.3 Étude du contact WC-Co/ $\text{Al}_2\text{O}_3$ à charges constantes

Les charges sélectionnées pour les essais à charges constantes sont 14, 114, 189 et 264 N, toujours avec une vitesse moyenne au contact de  $0,5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  sur la durée d'une heure.

#### Coefficients de frottement

Pour les trois types d'insert de référence, le coefficient de frottement moyen est relativement élevé pour la charge la plus faible de 14 N :  $1,34 \pm 0,37$  pour le P8,  $1,59 \pm 0,07$  pour le P12 et  $1,99 \pm 0,02$  pour le P16 (*fig. 4.1.20*).

Pour cette faible charge, le coefficient de frottement est donc de plus en plus grand et la dispersion est de moins en moins importante du P8 au P16. Les courbes de coefficient de frottement en fonction du temps (*fig. 4.1.21*) montrant une période transitoire sur près de la moitié de l'essai pour le P8 (28 min) et le P12 (25 min) mais plus courte pour le P16 (10 min).

Pour les charges plus élevées, le coefficient de frottement se stabilise vers une valeur comprise entre 0,6 et 0,7 sauf pour l'insert P8 à 114 N où le coefficient de frottement reste à une valeur de 1,2. Les courbes de coefficient de frottement en fonction du temps montrent qu'un régime permanent est alors atteint dès le début de la mise en contact.

À partir des valeurs moyennes des efforts normaux et transversaux obtenus à la suite des essais pour chaque charge constante, il est intéressant de calculer la valeur moyenne des coefficients de frottement obtenus pour chaque insert (*fig. 4.1.22*). Le coefficient de frottement moyen est de  $0,70 \pm 0,03$  pour l'insert P8, de  $0,64 \pm 0,03$  pour le P12 et de  $0,52 \pm 0,02$  pour le P16. Pour le calcul du coefficient de frottement moyen de l'insert P8, la valeur singulière relevée à 114 N est retirée de la tendance. Ainsi, le coefficient de frottement moyen décroît de l'insert P8 à l'insert P12 et donc suit la proportion de cobalt.

#### Cinétiques d'usure

À partir du volume d'usure final  $V_f$  mesuré sur les inserts après ces essais à charges constantes, il est possible de déterminer les taux d'usure  $k$  assimilés en fait aux débits

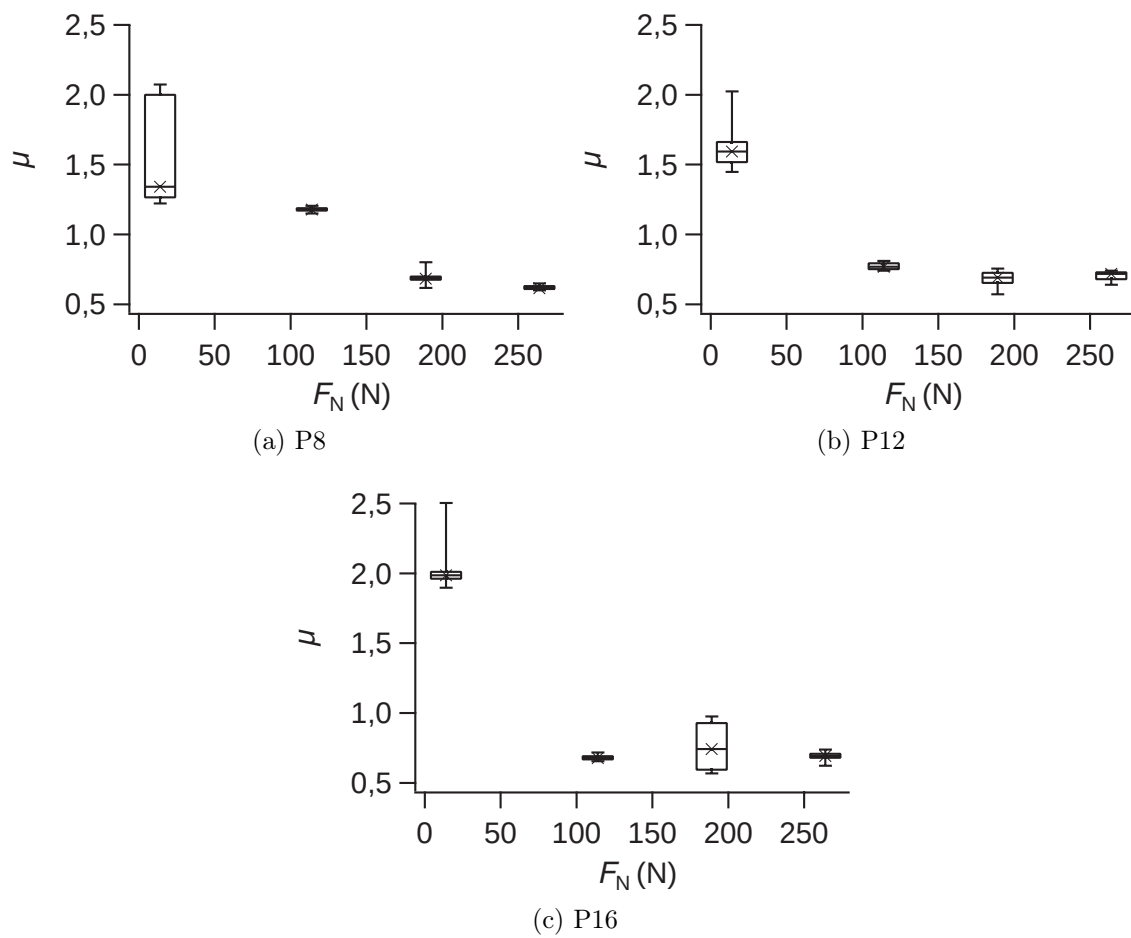


FIGURE 4.1.20 – Coefficients de frottement à 14, 114, 189 et 264 N (boîtes à moustaches d'étendues entre 5 % et 95 % des valeurs de  $\mu$ ) : a - insert P8 ; b - insert P12 ; c - insert P16.

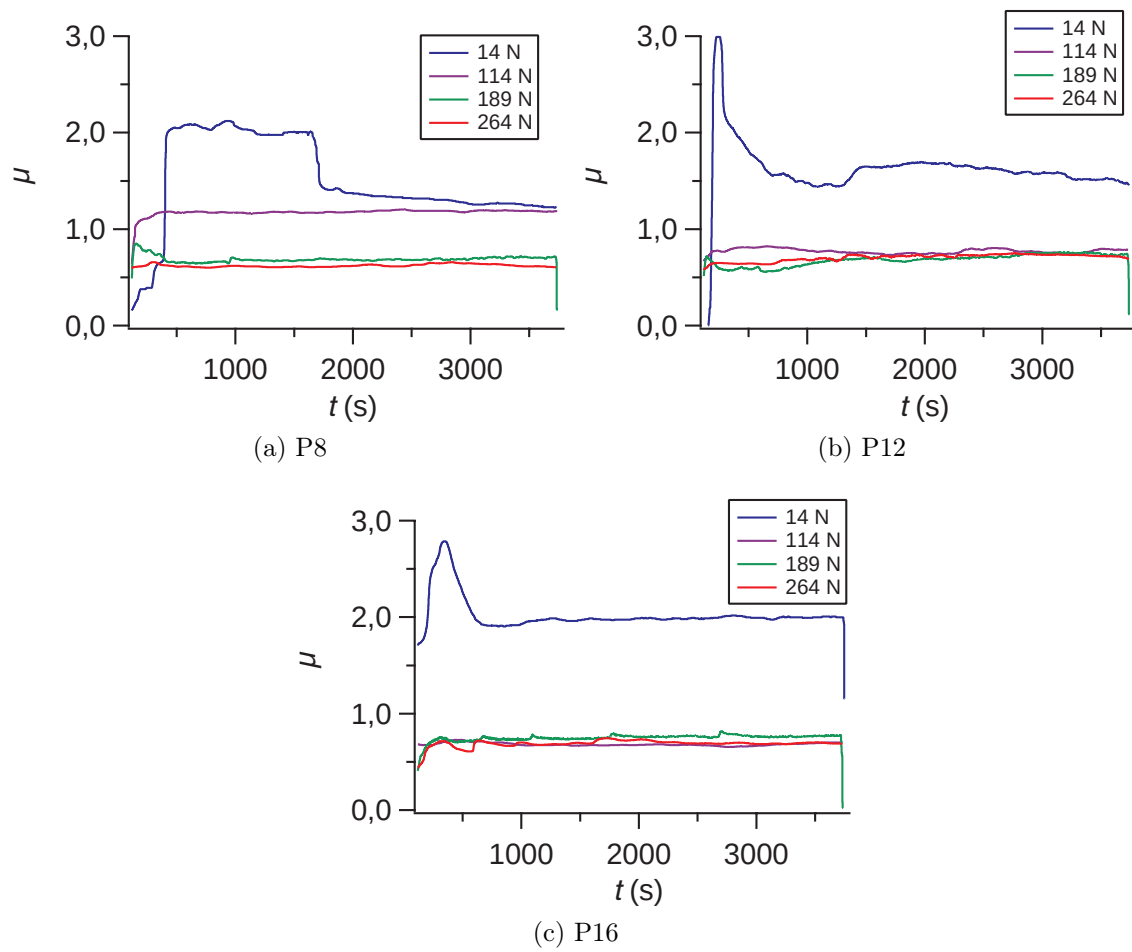


FIGURE 4.1.21 – Évolutions du coefficient de frottement à 14, 114, 189 et 264 N (*RMS*) : a - insert P8; b - insert P12; c - insert P16.

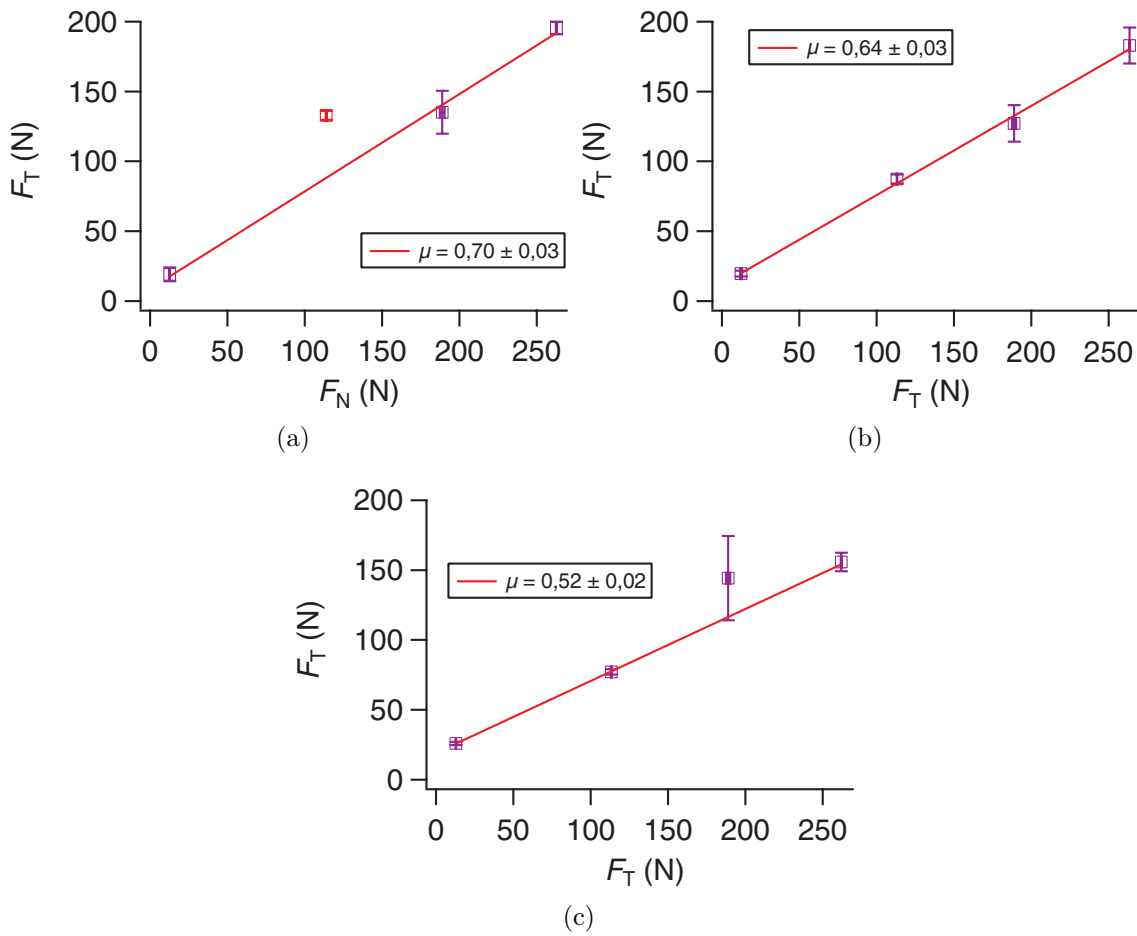


FIGURE 4.1.22 – Calcul de la valeur moyenne du coefficient de frottement par le tracé de  $F_T$  en fonction de  $F_N$  suite aux essais à charges constantes (le point en rouge n'est pas considéré) : a - insert P8; b - insert P12; Insert P16.

sources des inserts (*fig.* 4.1.23). Grâce aux trois essais de répétabilité réalisés avec la charge maximale de 264 N, les valeurs de volume final sont précisées par une barre correspondant alors à la dispersion des mesures de  $V_f$ . L'application du modèle d'Archard semble bien se prêter aux résultats de ces essais à la vue des points du volume d'usure final  $V_f$  en fonction du produit de l'effort normal  $F_N$  par la distance de frottement  $L$ . Ainsi, le calcul d'un taux d'usure  $k$  ne semble pas dénué de sens ici en tenant compte des barres d'erreur sur les points de mesure.

Les résultats obtenus montrent un taux d'usure croissant de l'insert P8 à l'insert P16 avec respectivement  $4,9 \pm 0,3 \cdot 10^{-5}$ ,  $5,7 \pm 0,4 \cdot 10^{-5}$  et  $8,2 \pm 0,8 \cdot 10^{-5} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$  pour les inserts P8, P12 et P16. Ces résultats permettent donc de discriminer les différences de taux d'usure entre inserts et de conclure que la résistance à l'abrasion est croissante de l'insert P8 à l'insert P16. De même, la variabilité des volumes d'usure est croissante de l'insert à plus faible teneur en cobalt à celui à plus forte proportion de cobalt.

De la même manière, il est intéressant de tracer le volume usé final de la contreface d'alumine  $W_f$  pour les charges constantes en fonction du produit  $F_N L$  (*fig.* 4.1.24). Le calcul du taux d'usure de l'alumine au sens d'Archard semble également pertinent ici. En effet, seuls les points de volume usé  $W_f$  pour la charge de 114 N pour les inserts P8 et P16 sortent de la tendance. Ainsi, le taux d'usure moyen calculé  $\bar{k}_c$  des contrefaces d'alumine est respectivement de  $1,52 \pm 0,16 \cdot 10^{-4}$ ,  $1,76 \pm 0,04 \cdot 10^{-4}$  et  $0,60 \pm 0,12 \cdot 10^{-4} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$  pour les contrefaces ayant été usées avec les inserts P8, P12 et P16. La contreface d'alumine possède donc un taux d'usure près de trois fois supérieur à celui des inserts P8 et P12 et près d'une fois et demie inférieur à celui du P16.

Par ailleurs, le tracé du déplacement vertical  $h$  (*fig.* 4.1.25a) ou du volume usé  $V_h$  (calcul du volume d'une calotte de hauteur  $h$  *fig.* 4.1.25b), en fonction du temps pour une charge donnée (*e.g.* 189 N) est intéressant afin d'évaluer les différentes cinétiques d'usure entre les inserts de référence. L'évolution du volume usé de l'insert P8 décrit une légère accélération, pour le P12, il s'agit d'une décélération alors que celle du P16 semble plutôt constante.

Rappelons ici que le suivi de la hauteur usée de l'insert  $h_i$  en fonction du temps est effectué indirectement par la mesure du déplacement vertical  $h$  du mandrin supérieur du tribomètre. Pour se rendre compte de la part prise par l'usure de la contreface dans le calcul du volume d'usure de l'insert  $V_h$ , il suffit de représenter la hauteur usée finale des contrefaces d'alumine  $h_c$  en fonction de la hauteur d'usure finale de l'insert  $h_i$  pour les essais à charges constantes (*fig.* 4.1.26). Bien que la corrélation entre ces deux paramètres ne soit pas parfaite, il est intéressant de noter une certaine constance dans le rapport entre  $h_c$  et  $h_i$ . Ce rapport est de  $9,7 \pm 0,5 \%$  pour les essais avec l'insert P8, de  $9,8 \pm 0,6 \%$  pour le P12 et  $3,1 \pm 0,3 \%$  pour l'insert P16. Par conséquent, du fait de la proportionnalité entre la hauteur usée des inserts et celle des contrefaces associées, l'usure des contrefaces ne va pas influencer la tendance des courbes de volume usé des inserts  $V_h$ . L'évolution du volume usé  $V_h$  est donc bien représentative de l'évolution de l'usure des inserts.

Il faut aussi noter que le volume usé final calculé à partir du déplacement vertical  $h$  du

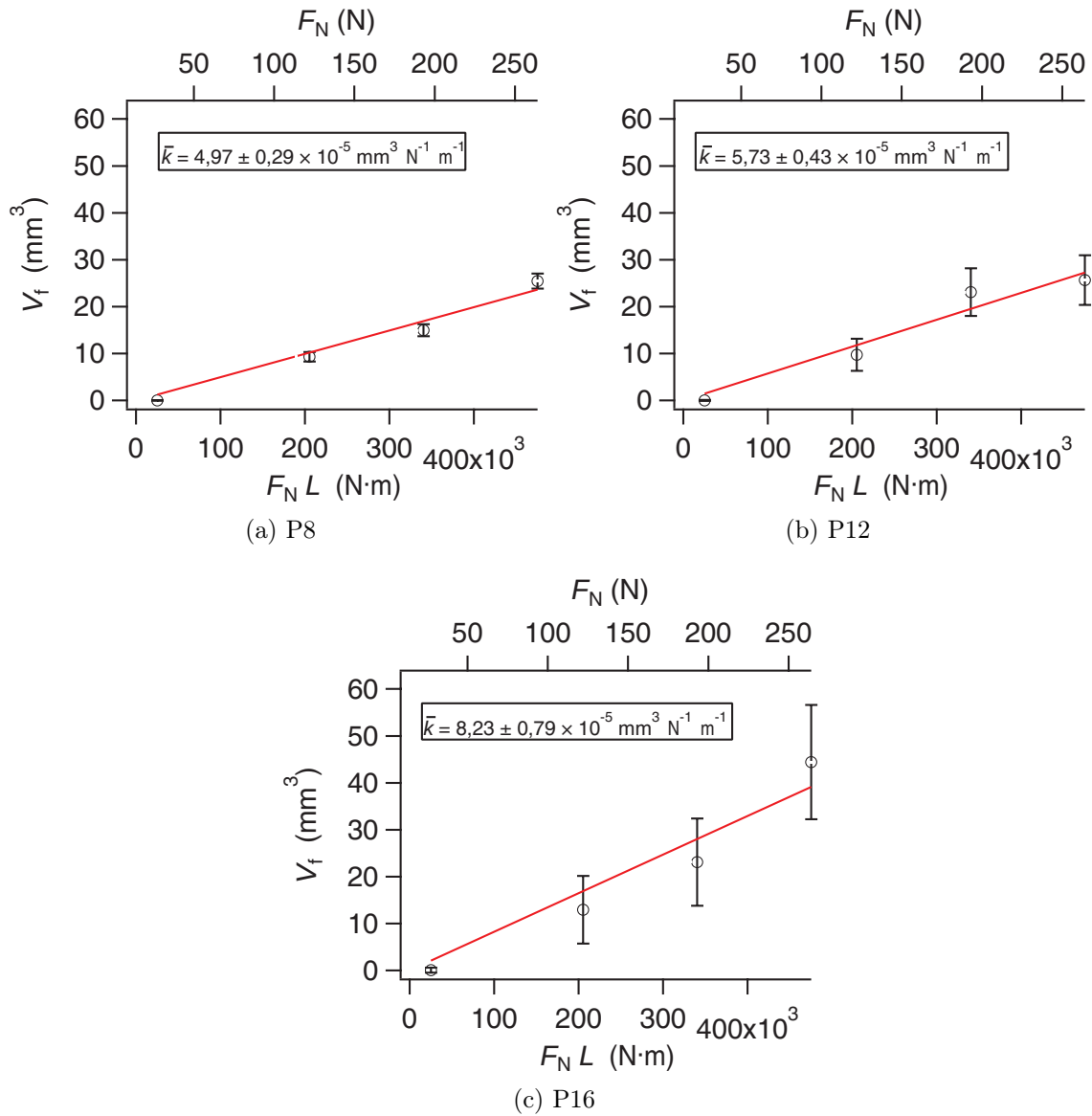


FIGURE 4.1.23 – Volume d'usure final des inserts de référence en fonction de l'effort normal et de produit effort normal par la distance parcourue : a - insert P8 ; b - insert P12 ; c - insert P16.



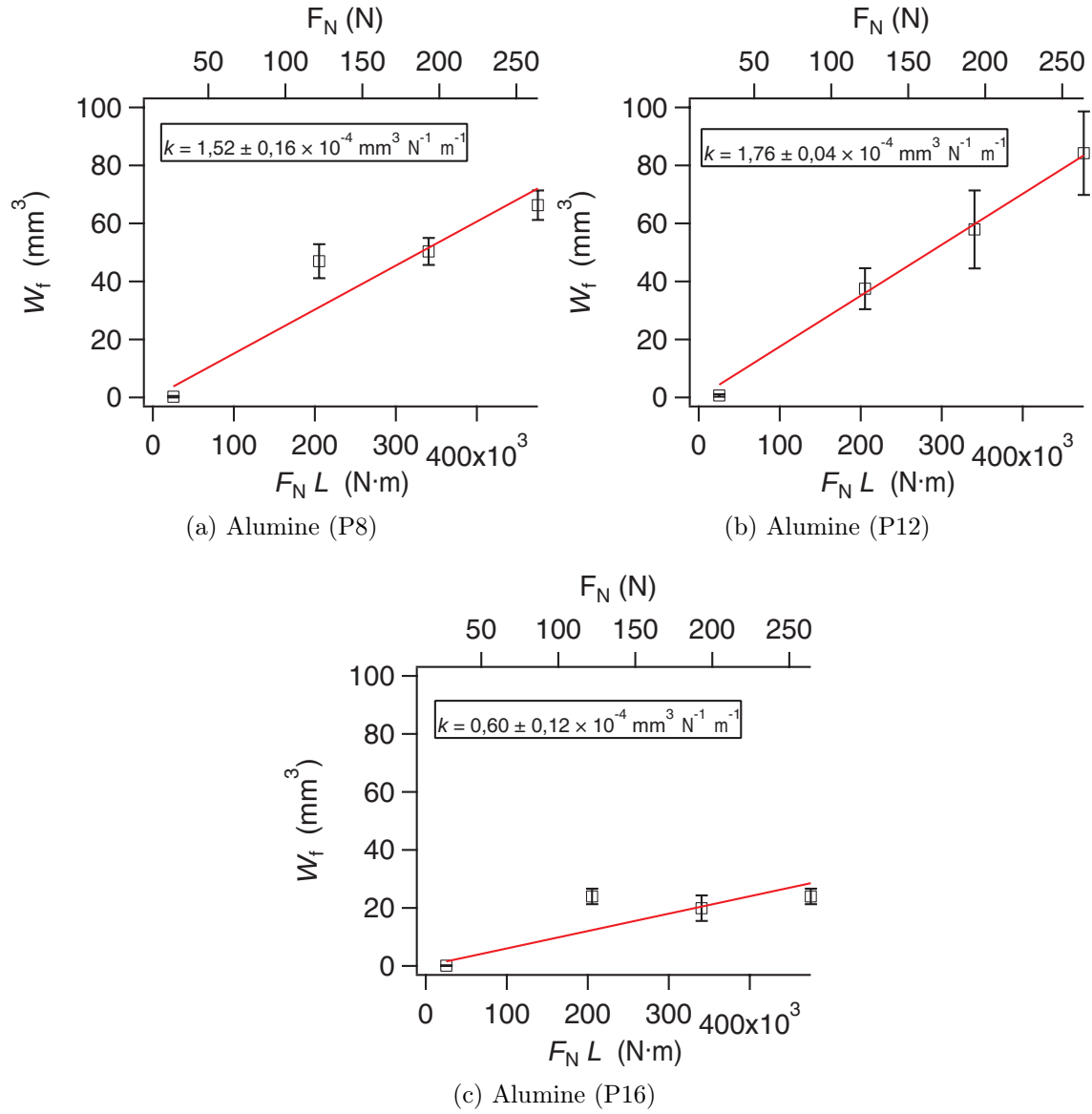


FIGURE 4.1.24 – Volume d'usure final des contrefaces d'alumine en fonction de l'effort normal et de produit effort normal par la distance parcourue : a - alumine utilisée avec un insert P8 ; b - alumine utilisée avec un insert P12 ; c - alumine utilisée avec un insert P16.

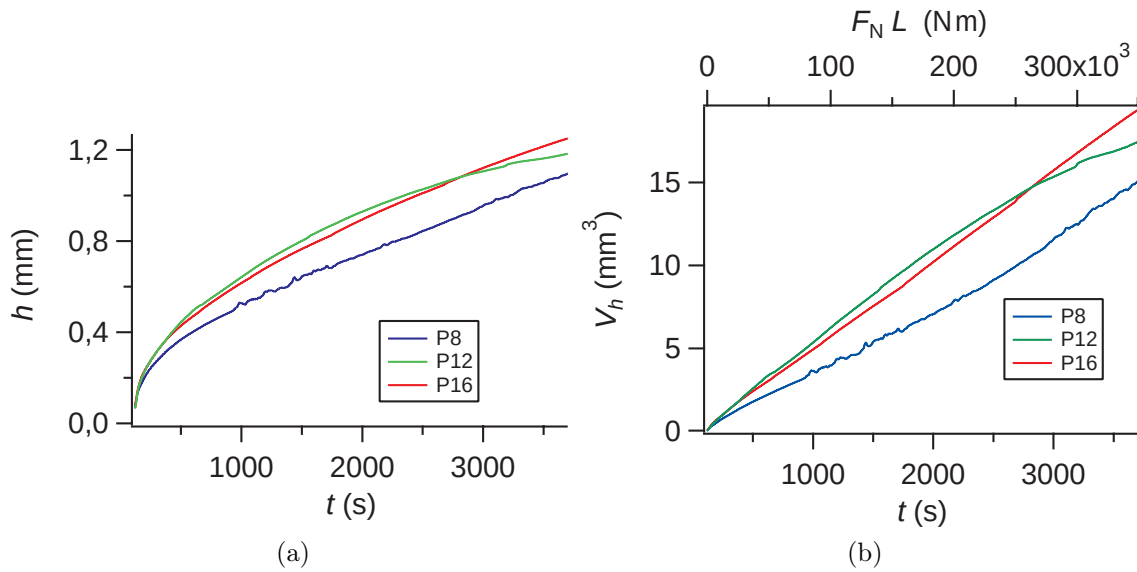


FIGURE 4.1.25 – Cinétique d'usure des inserts de référence pour une charge de 189 N (*RMS*) : a - déplacement vertical du mandrin supérieur ; b - volume utilisé.

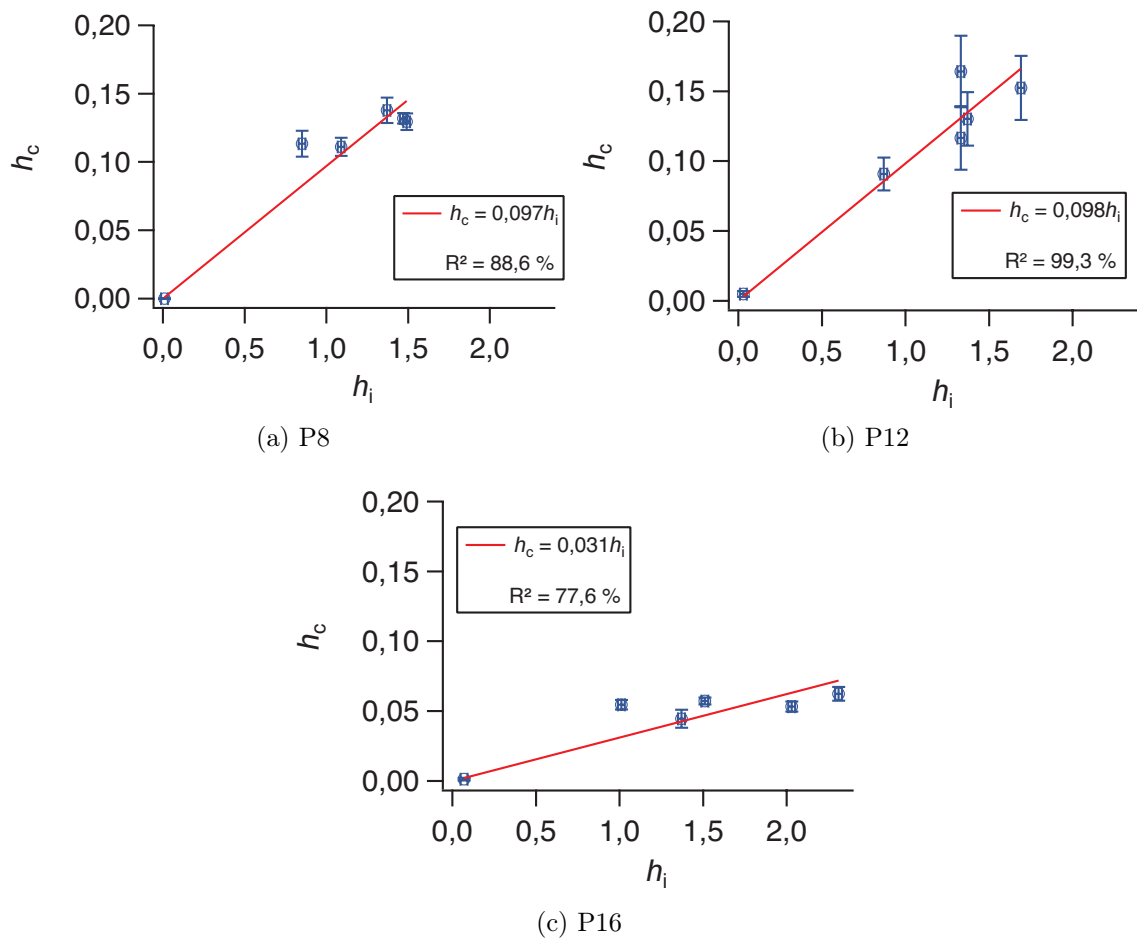


FIGURE 4.1.26 – Tracé de la hauteur utilisée de la contreface d'alumine en fonction de la hauteur utilisée de l'insert correspondant pour les essais à charge constante : a - essais sur l'insert P8 ; a - essais sur l'insert P12 ; a - essais sur l'insert P16.

mandrin supérieur est sous estimé car inférieur à la valeur obtenue à partir de la hauteur usée finale mesurée. Ceci est le résultat d'une différence constante de près de 0,2 mm pour tous les essais entre la valeur de  $h$  en fin d'essai et la valeur vraie. Cette différence constante entre le déplacement  $h$  et la hauteur réellement usée ne peut être reliée à un phénomène dynamique tel que l'épaisseur de couche de débris au contact car les volumes d'usure des inserts et des contrefaces varient suivant les conditions d'essais. Une dilatation thermique des parties mécaniques du tribomètre au cours de l'essai ne peut pas non plus être à l'origine de ce phénomène, car l'ordre de grandeur des dilatations linéaires des métaux est trop faible. Le défaut de parallélisme de la contreface génère une variation périodique du déplacement  $h$  de quelques dizaines de micromètres autour d'une valeur moyenne et ne permet pas non plus d'expliquer l'écart de valeur. Une mauvaise calibration entre le déplacement et la différence de potentiel associée au capteur de déplacement peut par exemple expliquer la différence constante observée. Au final, cette différence n'affecte pas les mesures de cinétique d'usure et c'est la raison pour laquelle le calcul des taux d'usure est réalisé à partir de l'évolution de  $h$  puis est corrigé par le calcul d'un taux d'usure moyen  $\bar{k}$  sur le temps d'essai qui est déterminé suite à la mesure de la hauteur usée.

La cinétique d'usure des inserts n'est pas forcément linéaire suivant le produit  $F_N L$  sur la totalité d'un essai. Cependant, il sera intéressant par la suite de considérer deux phases dans l'évolution du volume d'usure  $V_h$  et une rupture de pente de celui-ci au cours d'un essai afin d'en extraire deux taux d'usure puis une moyenne pondérée de ces deux taux d'usure.

### Températures de contact

L'évolution de la température au contact est similaire pour les essais à charges constantes que ce soit entre les inserts de référence ou les charges (ici 189 N et 264 N) (*fig. 4.1.27*). La température au contact croît sensiblement avec la charge puisque directement liée à la génération du flux thermique par le travail de frottement. Comme constaté précédemment, la température est plus élevée pour le P8 puis pour le P12 et est plus faible pour le P16 et diminue donc avec la proportion de cobalt.

Aussi, un saut de température significatif se produit entre 40 et 60 °C pour tous les essais donc de plus en plus tard de l'insert P8 au P16 ou lorsque la charge décroît. Par exemple, pour une charge de 189 N (*fig. 4.1.28a*), ce saut apparaît à 715 s pour le P8, à 810 s pour le P12 et à 1065 s pour le P16. Le même constat peut être réalisé pour une charge de 264 N (*fig. 4.1.28b*) et rien dans l'évolution des coefficients de frottement ou dans celle du déplacement vertical du mandrin supérieur  $h$  ne laisse apparaître une corrélation avec ce phénomène. Du fait de l'augmentation du taux d'usure de l'insert P8 au P16, les sauts de température ne peuvent être reliés à l'usure car il se produit plus tard du P8 au P16. Par contre, ce phénomène peut être lié à l'usure de la contreface d'alumine et à une mise en conformité du contact se produisant plus rapidement pour les inserts P8 et P12 que pour le P16. En effet, comme vu précédemment, le taux d'usure de la contreface d'alumine est équivalent entre le

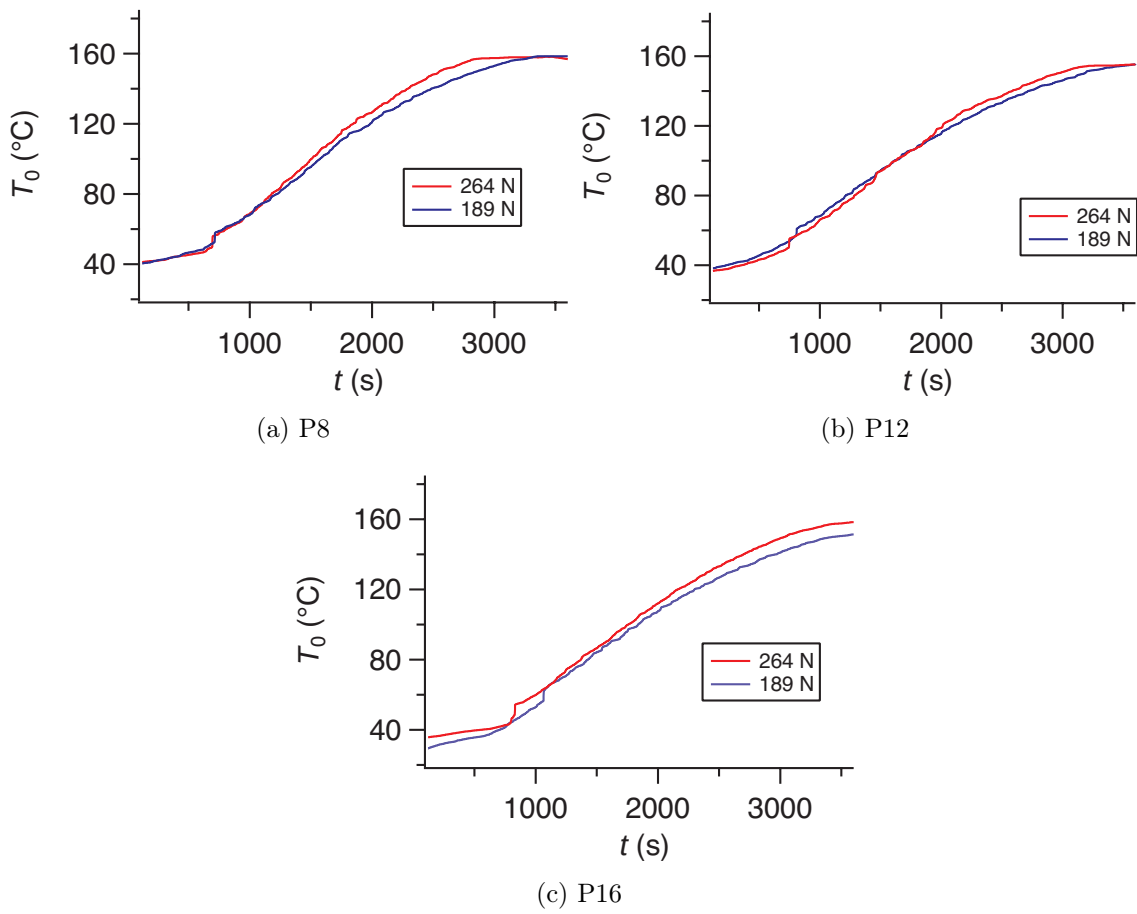


FIGURE 4.1.27 – Effet de la charge sur la température au contact pour les essais réalisés à charges constantes de 189 et 264 N (*RMS*) : a - insert P8 ; b - insert P12 ; c - insert P16 ;

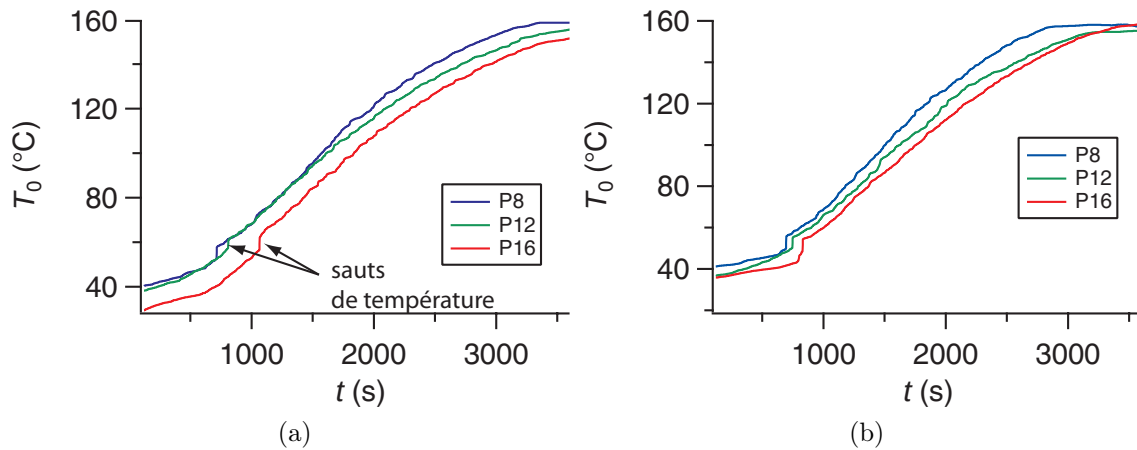


FIGURE 4.1.28 – Évolution de la température au contact lors des essais à charges constantes sur les inserts de référence (*RMS*) : a - à 189 N ; b - à 264 N.

P8 et P12 et celui-ci est plus de deux fois moins élevé pour l'insert P16.

### Signaux d'émission acoustique

Au niveau des mesures de l'énergie absolue et de la fréquence centroïde, aucun classement clair ou effet particulier induits par les différences de charge sur les signaux d'émission acoustique ne se dégage des résultats (*fig.* 4.1.29). L'ensemble des courbes d'énergie absolue s'étend sur deux décades entre  $10^{10}$  et  $10^{12}$  aJ à l'exception de l'essai à 14 N sur l'insert P8. Celles des fréquences centroïdes montrent une étendue de 50 à 250 kHz. Malgré cette absence de corrélation entre variations de charge et signaux d'émission acoustique, un constat important est que dans leur ensemble les courbes d'énergie absolue et de fréquence centroïde ne décrivent pas de variations sur plusieurs décades ou de franches discontinuités à l'image de ce qui a été observé avec les courbes de coefficient de frottement.

### Synthèse partielle

À charges constantes, les efforts de frottement sont généralement stables au cours des essais. Le coefficient de frottement moyen décroît avec la proportion de cobalt et à l'inverse le taux d'usure moyen est croissant avec la proportion de cobalt (*fig.* 4.1.1). La contreface d'alumine s'use nettement plus que l'insert associé lors des essais sur le P8 et P12 et clairement moins avec l'insert le plus ductile P16. Néanmoins, l'usure de la contreface d'alumine n'a pas d'influence sur le calcul de l'évolution du volume d'usure des inserts.

Logiquement, la température au contact est plus élevée et croît plus rapidement avec la charge normale appliquée. De plus, des sauts de température sont systématiquement visualisés en début d'essai qui peuvent être attribués aux phénomènes transitoires de mise en conformité du contact.

L'énergie absolue des signaux acoustiques, révélatrice de la nature des sources d'émission, varie peu à l'échelle d'une décade. Le même constat est réalisé avec l'évolution de la fréquence

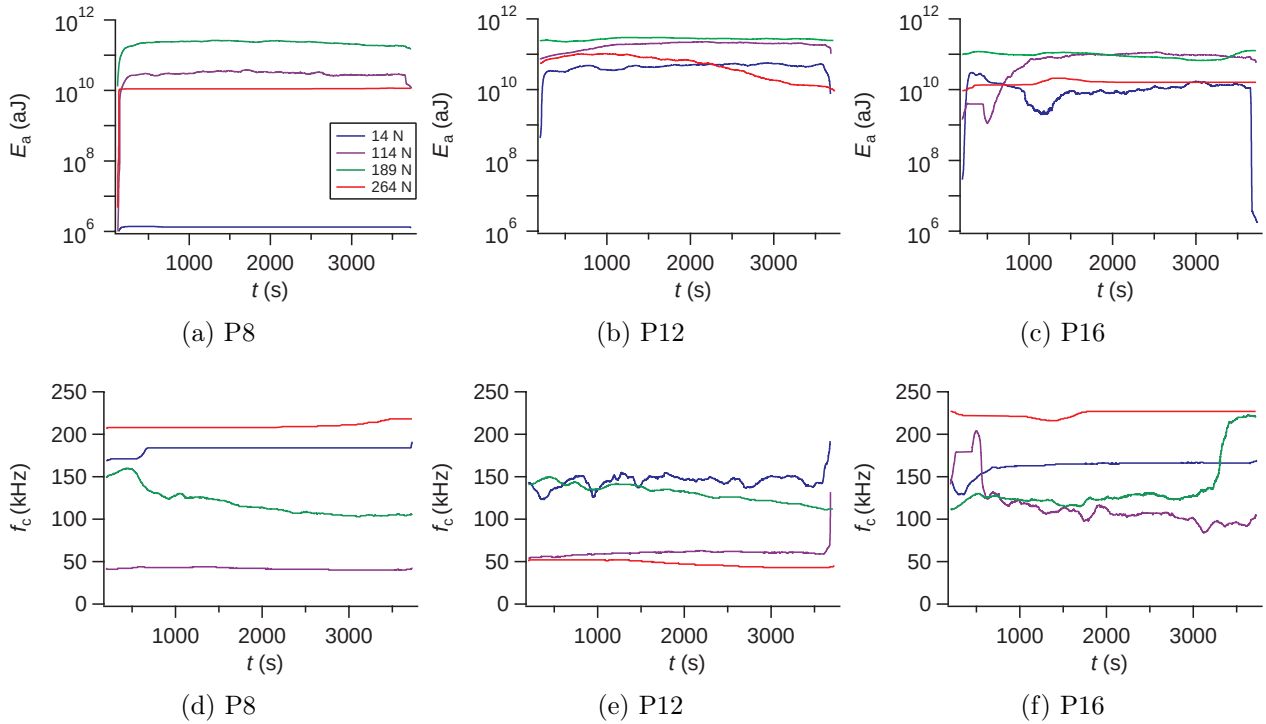


FIGURE 4.1.29 – Courbes d'énergie absolue et de fréquence centroïde en fonction du temps des essais à charges constantes sur les inserts de référence : a - énergie absolue, insert P8 ; b - énergie absolue, insert P12 ; c - énergie absolue, insert P16 ; d - fréquence centroïde, insert P8 ; e - fréquence centroïde, insert P12 ; f - fréquence centroïde, insert P16.

TABLE 4.1.1 – Résumé des valeurs moyennes de coefficient de frottement et de taux d'usure pour les inserts de référence suite aux essais à charges constantes.

| Inserts | $\bar{\mu}$     | $\bar{k}$                                                        | $\bar{k}_c$                                                      |
|---------|-----------------|------------------------------------------------------------------|------------------------------------------------------------------|
|         |                 | $(10^{-5} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1})$ | $(10^{-5} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1})$ |
| P8      | $0,70 \pm 0,03$ | $5,0 \pm 0,3$                                                    | $15,2 \pm 1,6$                                                   |
| P12     | $0,64 \pm 0,03$ | $5,7 \pm 0,4$                                                    | $17,6 \pm 0,4$                                                   |
| P16     | $0,52 \pm 0,02$ | $8,2 \pm 0,8$                                                    | $6,0 \pm 1,2$                                                    |

centroïde. Ceci permet de justifier que le contact maintient une certaine stabilité tout au long des essais à charges constantes.

#### 4.1.4 Étude du contact WC-Co/ $\text{Al}_2\text{O}_3$ en conditions nominales et répétabilité

Les conditions nominales d'essai ont été choisies à une charge normale appliquée de 264 N pour une vitesse de glissement de  $0,5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ .

##### Coefficients de frottement

Sur trois essais dont deux essais de répétabilité, le coefficient de frottement s'établit à  $0,74 \pm 0,09$  pour l'insert P8, à  $0,67 \pm 0,06$  pour le P12 et à  $0,59 \pm 0,13$  pour le P16 (*fig.* 4.1.30a). Les variations de ces coefficients de frottement (moustaches entre 5 et 95 % de la population) s'étendent de 0,15 à 0,2 à cause des périodes transitoires de début d'essai. Au cours d'un essai, l'évolution du coefficient de frottement (*fig.* 4.1.30b) est en moyenne constante bien qu'étant modulée par un effet vibratoire notable. Cet effet vibratoire est, comme vu précédemment, lié à un léger défaut de parallélisme puisque la fréquence des signaux des efforts est de l'ordre de 4,55 Hz soit près de la fréquence de rotation de la contreface. Ceci montre encore une fois que cet effet vibratoire est constant sur l'ensemble de la campagne d'essai.

##### Cinétiques d'usure

Les volumes d'usure finaux  $V_f$  des inserts P8 et P12 sont équivalents avec des valeurs respectives de  $25 \pm 2$  et  $26 \pm 5 \text{ mm}^3$  (*fig.* 4.1.31). L'insert P16 est l'insert qui s'use le plus avec un volume d'usure de  $45 \pm 12 \text{ mm}^3$ .

Cependant, tenir compte uniquement des volumes usés finaux des inserts ne suffit pas pour caractériser leur cinétique d'usure car les essais à charge constante ont démontré que l'évolution du volume d'usure des inserts est non linéaire. Comme pour les essais à la charge de 189 N, ceux à charge nominale de 264 N montrent des tendances différentes des courbes de volume usé. À partir d'un temps compris entre 1100 et 1600 s, l'évolution du volume d'usure de l'insert P8 est plus rapide, pour l'insert P12 c'est une baisse de vitesse d'usure importante qui se produit et pour l'insert P16 la décélération est plus légère (*fig.* 4.1.32).

Comme expliqué plus haut, il est alors ici pertinent de considérer un taux d'usure primaire  $k_1$  (ou faible  $F_N L$ ) représentatif du début de l'essai (ici avant les mille premières secondes), un taux d'usure secondaire  $k_2$  (ou fort  $F_N L$ ) plus descriptif de la fin de l'essai (ici plus de deux tiers du temps d'essai) mais aussi prédictif d'un essai qui serait plus long. Enfin, un taux d'usure moyen  $\bar{k}$ , moyenne pondérée des taux d'usure  $k_1$  et  $k_2$  suivant la part de temps d'essai correspondante, permet de chiffrer la cinétique d'usure sur le temps d'essai.

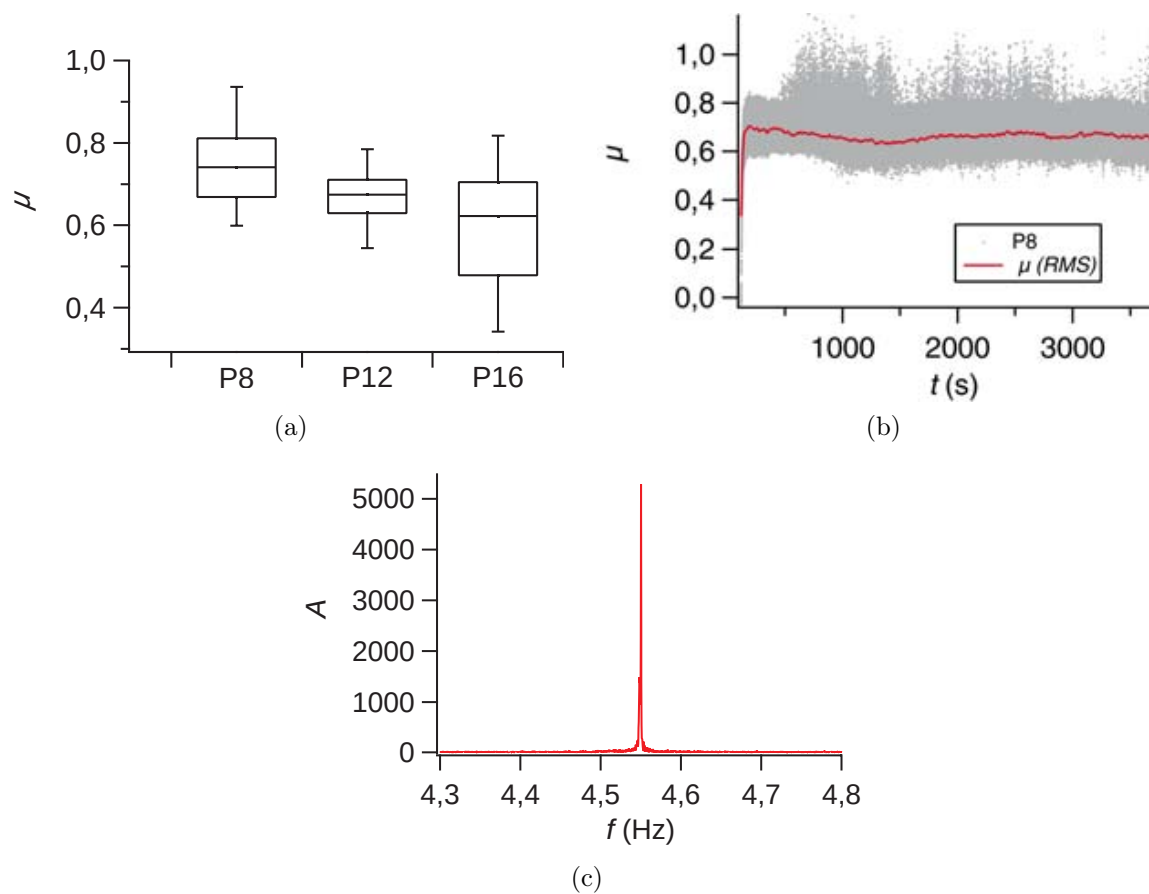


FIGURE 4.1.30 – Analyse des coefficients de frottement à 264 N et  $0,5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  : a - coefficients de frottement moyennés sur trois essais tribologiques avec les inserts P8, P12 et P16; b - évolution du coefficient de frottement et moyenne mobile (*RMS*) pour un essai avec l'insert P8; c - transformée de Fourier.

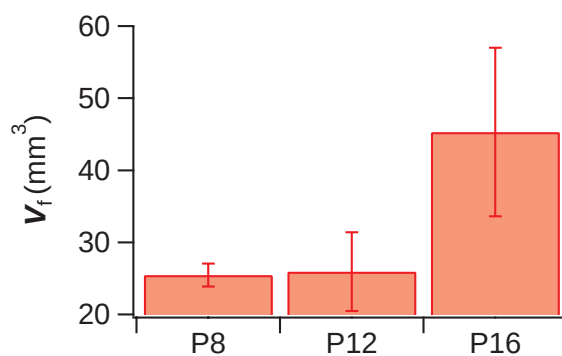


FIGURE 4.1.31 – Volume d'usure en fin d'essai en conditions nominales des inserts de référence P8, P12 et P16.



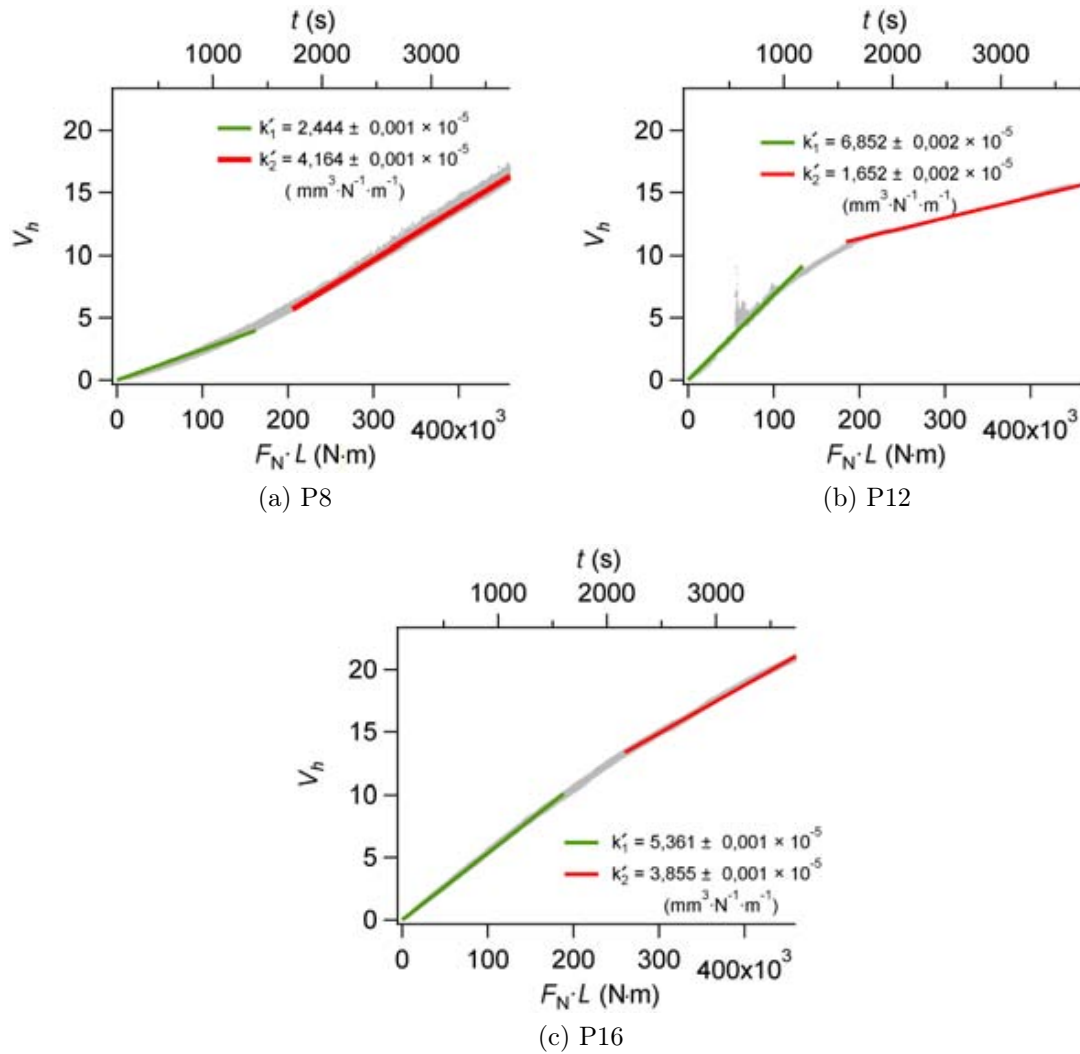


FIGURE 4.1.32 – Évolution du volume d'usure des inserts de référence et taux d'usure primaires et secondaires avant correction en conditions nominales : a - insert P8; b - insert P12; c - insert P16.

TABLE 4.1.2 – Taux d'usure primaires, secondaires et moyens pour les essais en conditions nominales sur les inserts de référence ( $\pm 0,5 \times 10^{-5} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$ ) : valeurs corrigées  $k_1$ ,  $k_2$  et  $\bar{k}$ .

| Taux d'usure des inserts | P8  | P12 | P16  |
|--------------------------|-----|-----|------|
| $k_1$                    | 3,9 | 9,4 | 10,7 |
| $k_2$                    | 6,8 | 2,2 | 7,5  |
| $\bar{k}$                | 5,4 | 5,5 | 9,5  |

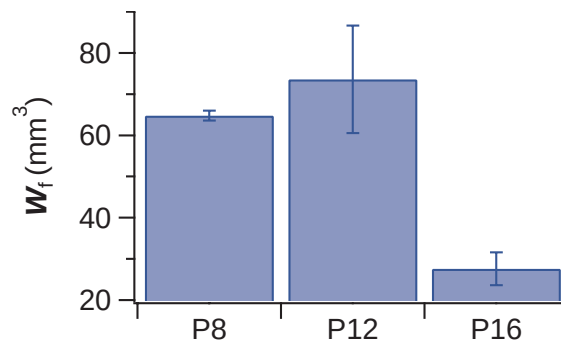


FIGURE 4.1.33

Ainsi, à court terme, le taux d'usure le plus faible est celui de l'insert P8 puis le P12 et le taux d'usure le plus élevé est celui du P16 (*tab.* 4.1.2). À long terme la tendance s'inverse et c'est le taux d'usure de l'insert P12 qui est le plus faible suivi par celui du P16 et le P8. En moyenne sur l'essai, le taux d'usure le plus faible est obtenu pour l'insert P8 suivi de l'insert P12 et le P16 qui possède le taux d'usure moyen le plus élevé, autrement dit le taux d'usure moyen  $\bar{k}$  augmente avec la proportion de cobalt. Ces différents calculs de taux d'usure peuvent être tous trois intéressants. En effet, le taux d'usure à long terme permet de rendre compte de la tendance d'usure pour un essai durant plusieurs heures. D'un autre côté, le taux d'usure à long terme qualifie alors un insert ayant déjà subi une usure significative et perdu une part de sa capacité initiale d'indentation de la roche.

La contreface d'alumine de l'insert P16 est celle qui s'est le moins usée avec un volume d'usure final  $W_f$  de  $28 \pm 4 \text{ mm}^3$ , suivie de celle de l'insert P8 avec un volume d'usure de  $65 \pm 1 \text{ mm}^3$  et finalement celle de l'insert P12 avec  $74 \pm 13 \text{ mm}^3$  (*fig.* 4.1.33). Les taux d'usure moyens  $\bar{k}_c$  sont donc respectivement de  $1,37 \pm 0,02 \cdot 10^{-4}$ ,  $1,56 \pm 0,03 \cdot 10^{-4}$  et  $0,59 \pm 0,95 \cdot 10^{-4} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$  pour les contrefaces d'alumine associées aux P8, P12 et P16. Comme ce qui a été calculé suite aux essais à charges constantes, la contreface d'alumine possède un taux d'usure beaucoup plus élevé que celui des inserts associés P8 et P12 et à l'inverse possède un taux d'usure plus faible lorsque l'insert associé est l'insert P16.

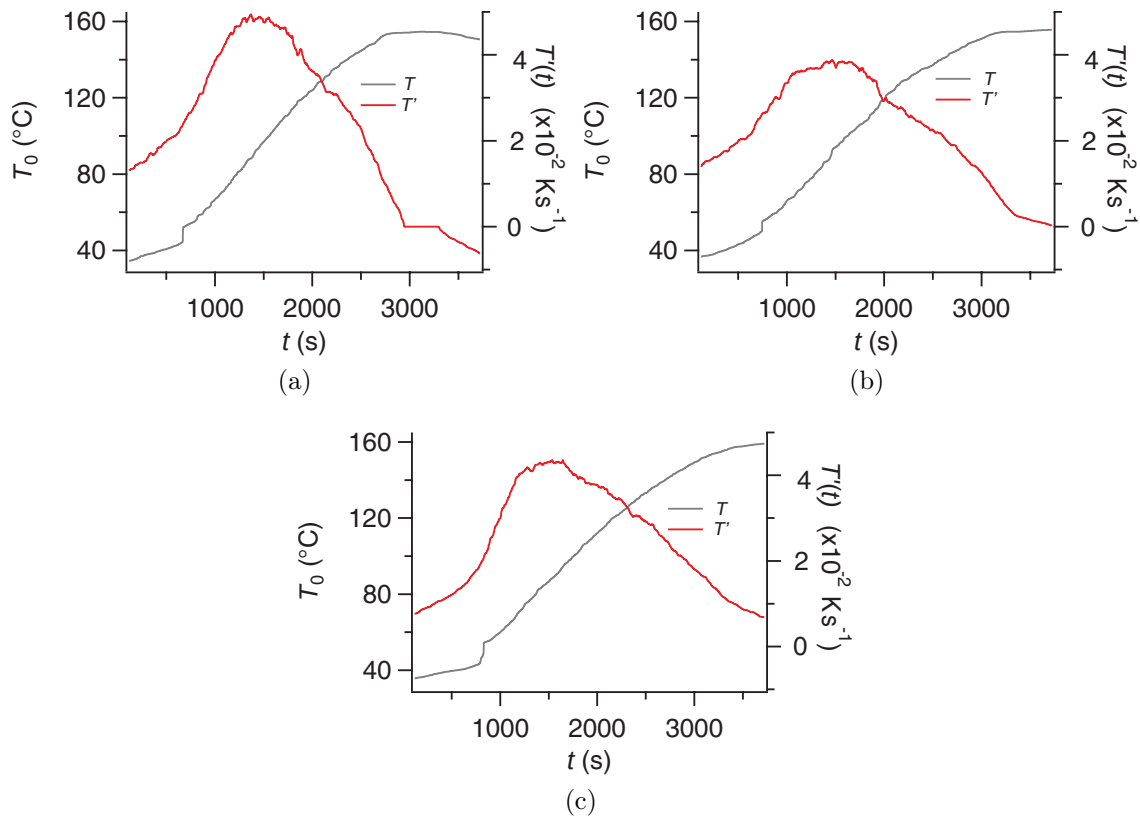


FIGURE 4.1.34 – Évolution de la température et de la dérivée temporelle de la température pour le inserts de référence à charge nominale ( $RMS$ ) : a - insert P8; b - insert P12; c - insert P16

### Températures de contact

Au niveau de la température de contact  $T_0$ , un changement de régime intervient au même moment que celui du volume usé, soit vers 1400s, comme en témoigne le tracé de la dérivée temporelle de la température  $T'$  (*fig.* 4.1.34). Pour l'ensemble des inserts de référence, avant ce temps de 1400s, l'augmentation de la température au contact s'accélère et après ce temps ralentit pour se stabiliser vers la fin de l'essai. Par conséquent, il y a une relation claire entre la rupture de pente de l'évolution du volume usé et l'inflexion de température puisqu'ils se produisent au même moment. Pour les essais en condition nominale, c'est donc la surface d'usure qui prend le pas sur le coefficient de frottement (ici plutôt stable) et qui influence le plus la génération du flux thermique et les variations de la température au contact.

### Signaux d'émission acoustique

Sur ce phénomène, l'analyse des signaux acoustiques peut apporter des informations sur d'éventuelles modifications de la nature du contact. Tout d'abord, l'énergie absolue est en moyenne située dans la même décade pour l'ensemble des essais à charge nominale sur les inserts de référence soit entre  $10^{10}$  et  $10^{11}$  aJ (*fig.* 4.1.35a). Ceci confirme l'influence que peuvent avoir les variations de charge sur l'amplitude. En effet, comme vu précédemment,

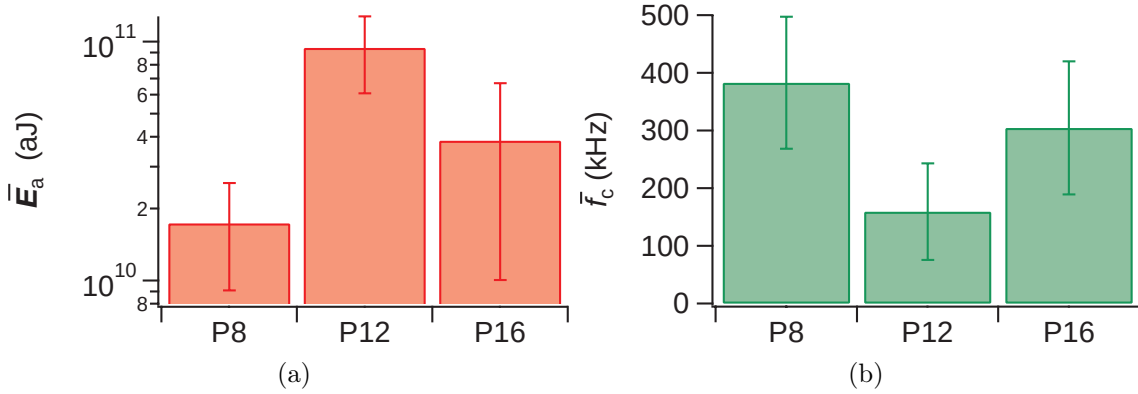


FIGURE 4.1.35 – Traitements des signaux d'émission acoustique réalisés sur trois essais pour chaque insert de référence : a - énergie absolue moyenne ; b - fréquence centroïde moyenne.

l'énergie absolue peut varier sur plusieurs décades selon le changement de charge appliquée au contact. L'énergie absolue est en moyenne plus élevée pour l'insert P12 suivi de l'insert P16 puis du P8. C'est exactement le classement inverse qui est réalisé avec la fréquence centroïde (*fig.* 4.1.35b). Il faut toutefois noter que les écarts de mesure autour des énergies absolues moyennes calculées sont importants, ce qui montre aussi que globalement la nature des mécanismes mis en jeu dans les contacts réalisés par les inserts de référence n'est pas non plus très différente à charge nominale.

Pour l'ensemble des inserts, l'évolution de l'énergie absolue décroît de façon identique au cours de l'essai (*fig.* 4.1.36a). Ceci peut être dû à la diminution de la pression de contact, elle-même liée à l'augmentation de la surface de contact avec l'usure de l'insert. Du côté des courbes de fréquence centroïde, celles-ci sont globalement croissantes et tendent vers des valeurs supérieures à 500 kHz pour les inserts P8 et P16 (*fig.* 4.1.36b). À l'inverse, pour le P12, la courbe de fréquence centroïde est décroissante et se dirige vers des valeurs inférieures à 100 kHz. De plus, cette tendance s'affirme plus nettement à partir de 1000 s.

Comme expliquée plus haut, l'énergie absolue renseigne sur l'énergie des sources d'émission acoustique alors que la fréquence centroïde est représentative de la nature de ces sources. Du coup, ceci peut désigner le fait qu'il y a un changement de propriétés du contact frottant engendrant alors une diminution ou une augmentation du taux d'usure. En effet, les signaux traités d'émission acoustique peuvent être mis en relation avec les taux d'usure primaires et secondaires. Dans un premier temps, les fréquences centroïdes des inserts P12 et P16 sont assez proches lors de la mise en contact et de même leurs taux d'usure primaires sont similaires. Ensuite, un rapprochement des fréquences centroïdes des inserts P16 et P12 s'opère et les taux d'usure secondaires de ces inserts montrent des valeurs proches. L'énergie absolue beaucoup plus élevée au cours de l'essai pour l'insert P12 peut être liée à des mécanismes de fissuration beaucoup plus dissipatifs en énergie telle que des fissurations transgranulaires au regard de fissurations intergranulaires.

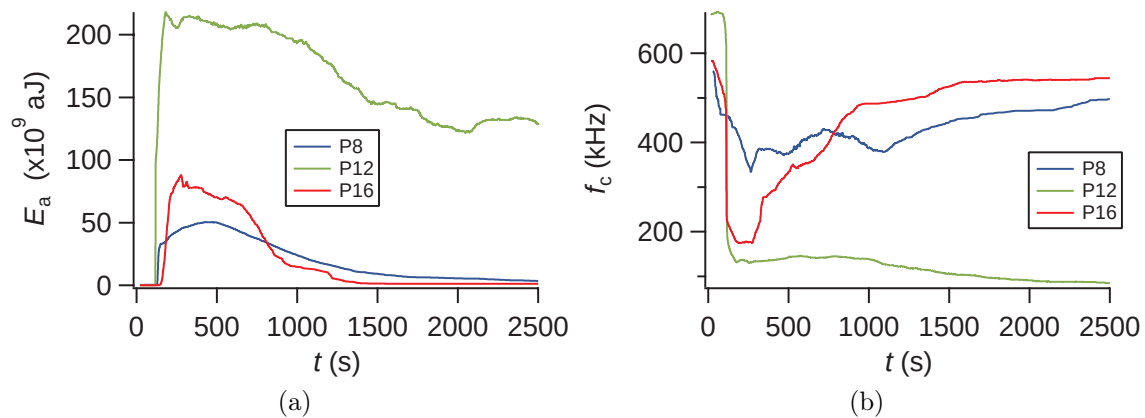


FIGURE 4.1.36 – Analyse des signaux d’émission acoustique pour les essais en conditions nominales pour les inserts de référence : a - énergie absolue ; b - fréquence centroïde.

TABLE 4.1.3 – Résumé des valeurs moyennes de coefficient de frottement et de taux d’usure pour les inserts de référence suite aux essais en conditions nominales.

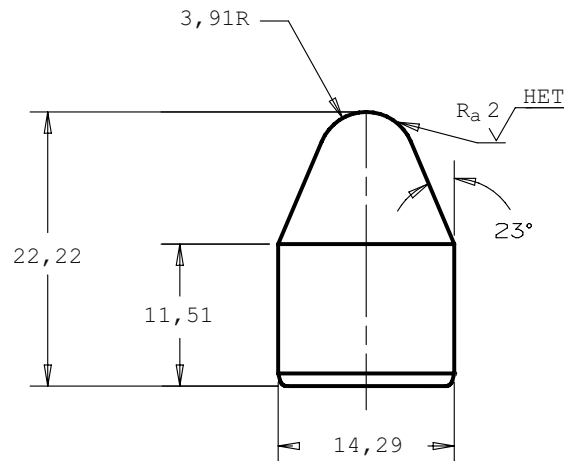
| Inserts | $\bar{\mu}$     | $\bar{k}$                                                        | $\bar{k}_c$                                                      |
|---------|-----------------|------------------------------------------------------------------|------------------------------------------------------------------|
|         |                 | $(10^{-5} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1})$ | $(10^{-5} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1})$ |
| P8      | $0,74 \pm 0,09$ | $5,4 \pm 0,5$                                                    | $13,7 \pm 0,2$                                                   |
| P12     | $0,67 \pm 0,06$ | $5,5 \pm 0,5$                                                    | $15,6 \pm 2,7$                                                   |
| P16     | $0,59 \pm 0,13$ | $9,5 \pm 0,5$                                                    | $5,9 \pm 0,9$                                                    |

## Synthèse partielle

Le coefficient de frottement décroît en moyenne avec la proportion de cobalt (*tab.* 4.1.3). À l’inverse, le taux d’usure moyen croît avec la proportion de cobalt mais est assez proche entre l’insert P8 et P16. Plus précisément, à court terme c’est bien un taux d’usure primaire croissant avec la proportion de cobalt qui est observé mais à long terme la tendance indique un taux d’usure secondaire nettement plus faible pour l’insert P12 suivi dans l’ordre par l’insert P8 puis le P16. Au niveau des contrefaces d’alumine, celles-ci décrivent des taux d’usure moyens à l’image de ce qui a été observé précédemment avec une usure deux à trois fois plus importante que les inserts P8 et P12 et une fois et demie moins importante que le P16.

Cette fois-ci, du fait de l’usure importante des inserts au cours des essais mais aussi de la constance des coefficients de frottement, la température moyenne de contact est plus influencée par l’évolution de la surface d’usure.

Les énergies absolues et les fréquences centroïdes des signaux d’émission acoustique laissent à penser que des mécanismes d’usure plus dissipatifs en énergie au contact que ceux réalisés avec les autres inserts serait à attribuer à l’insert P12.



Tolérance :  $\pm 0,25$  mm

FIGURE 4.1.37 – Plan de l'insert Grade-Q (référence Varel CR-32747)

#### 4.1.5 Études complémentaires

Certaines modifications ont été apportées aux inserts de référence au cours de ce travail comme l'amélioration de la microstructure des inserts P8 et P16 ou la durée du traitement HET. Par ailleurs, il a paru intéressant de comparer les inserts Premium à leur prédécesseur commercial Grade-Q. Enfin des essais utilisant des contrefaces rocheuses ont été réalisés.

#### Comparaison entre inserts de référence (Premium) et Grade-Q

Les inserts Grade-Q diffèrent des inserts Premium sur quatre plans :

- une géométrie caractérisée principalement par un rayon en bout plus faible soit 3,91 mm contre 4,91 mm pour les inserts de référence (*fig.* 4.1.37) ;
- une dureté de  $1242 \pm 25$  HV 2 kg/10 s soit 6 % de moins que le P8 et 14 % de plus que le P12 ;
- une taille moyenne de grain de  $2,4 \pm 0,2$   $\mu\text{m}$  (monomodal) équivalente à celle de l'insert P8 de  $2,8 \pm 0,7$   $\mu\text{m}$  et nettement inférieure à celle de l'insert P12 ( $7,0 \pm 3,0$   $\mu\text{m}$ ) ;
- une proportion de cobalt de 10 %pds soit 25 % de plus que le P8 et 15 % de moins que le P12.

Le coefficient de frottement moyen obtenu sur deux essais en conditions nominales est de  $0,73 \pm 0,03$  ce qui est proche de la valeur de  $0,74 \pm 0,09$  obtenue avec l'insert P8. La similitude des valeurs de dureté et de taille de grain explique assez bien cette similitude entre les coefficients de frottement du Grade-Q et du P8.

Le volume d'usure  $V_h$  du Grade-Q a une allure plus linéaire que celles des inserts de référence et ne possède pas de changement de régime d'usure flagrant mise à part une période transitoire de quelques secondes en début d'essai (*fig.* 4.1.38). Le taux d'usure corrigé obtenu ici est de  $7,0 \cdot 10^{-5} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$ , ce qui est supérieur aux taux d'usure moyens  $\bar{k}$

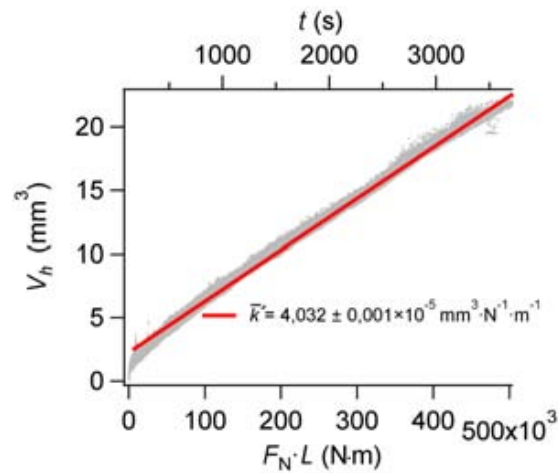


FIGURE 4.1.38 – Évolution du volume d'usure de l'insert Grade-Q en fonction du produit  $F_N L$ .

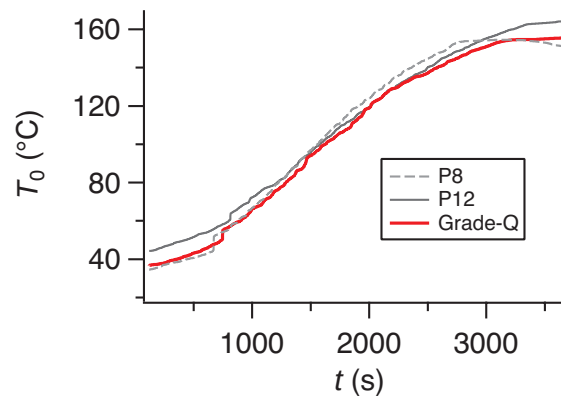


FIGURE 4.1.39 – Évolution de la température de contact pour les inserts P8, P12 et Grade-Q sous conditions nominales.

obtenus avec les inserts P8 et P12. La proportion prise par l'usure du Grade-Q vis-à-vis de sa contreface en alumine est de  $64 \pm 6\%$  contre près de  $10\%$  pour le P8 et le P12.

Au niveau de l'évolution de la température pour le Grade-Q, elle est proche de celle de l'insert P8 en début et en fin de l'essai et plus proche de celle du P12 en milieu d'essai (*fig. 4.1.39*). De même qu'avec les autres inserts, il y a un saut de température attribué précédemment à une mise en conformité du contact en début d'essai ici vers 750 s.

L'énergie acoustique absolue montre une évolution globalement décroissante identique à ce qui a été observé précédemment pour les inserts de référence (*fig. 4.1.40a*). L'énergie absolue mesurée pour le Grade-Q est dans son ensemble inférieure d'une décade de celle du P12, et est relativement proche de la courbe d'énergie absolue du P8. Ceci indiquerait que le facteur prédominant, au niveau de l'amplitude des signaux d'émission acoustique, est la taille de grain par rapport à la variation de dureté ou de proportion de cobalt. En effet, l'insert P12 présente une taille de grain nettement plus élevée que le P8 et que le Grade-Q. Concernant la fréquence centroïde (*fig. 4.1.40b*), c'est l'inverse qui se produit avec une valeur de  $f_c$  clairement inférieure au P8 pour le Grade-Q et proche à 50 kHz près de celle du P12. Toujours en gardant la même réflexion que précédemment, ceci montre que la nature des

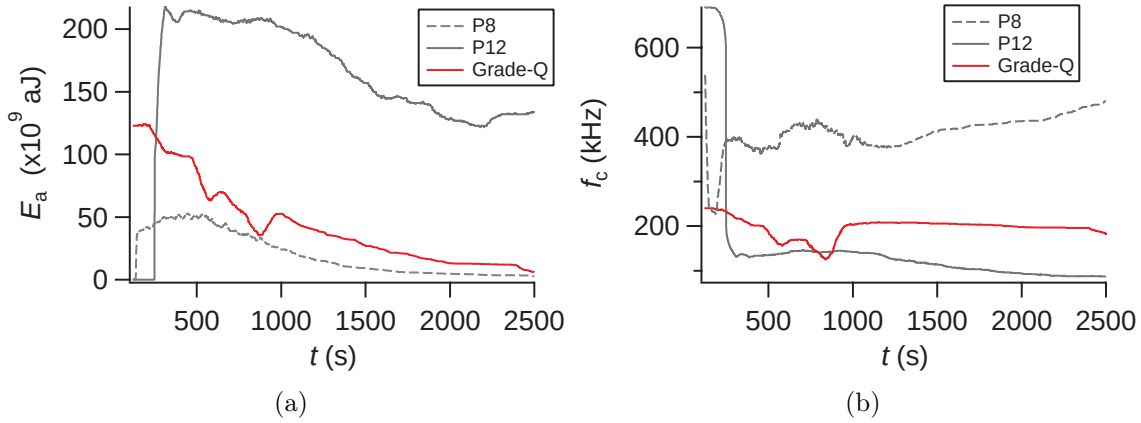


FIGURE 4.1.40 – Traitements des signaux d'émission acoustique pour les essais sur l'insert Grade-Q ( $RMS$ ) : a - énergie absolue ; b - fréquence centroïde.

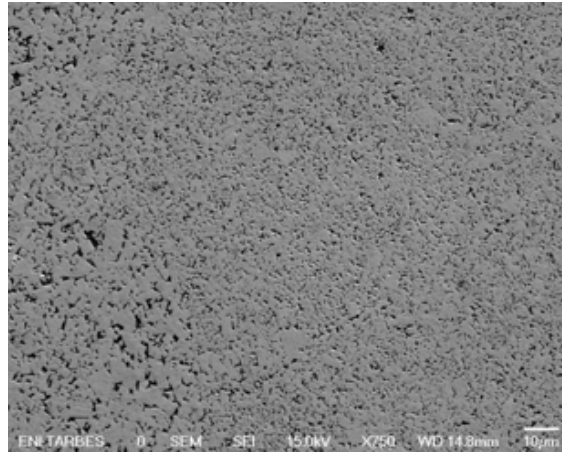


FIGURE 4.1.41 – Micrographie MEB de l'insert P8 avec mise en évidence d'une zone d'accroissement anormal de grains (à gauche de l'image).

sources d'émission acoustique est plus proche du P12 pour le Grade-Q que du P8. Du coup, la proportion de cobalt serait cette fois-ci le facteur prédominant face à la taille de grain de carbure ou la dureté de l'insert dans la réponse fréquentielle.

### Inhomogénéités de microstructure

Les inserts P8 et P16 sont caractérisés par des croissances anormales de grains lors du frittage (*fig. 4.1.41*). Une deuxième version de ces inserts a été réalisée et les inserts associés sont nommés ici P8V2 et P16V2.

Deux essais en conditions nominales ont été réalisés pour chacune de ces nouvelles versions.

Le coefficient de frottement obtenu est de  $0,74 \pm 0,02$  pour le P8V2 et  $0,59 \pm 0,08$  pour le P16V2, ce qui correspond exactement aux valeurs calculées pour l'insert P8 et l'insert P16. Ceci montre que cette nouvelle version des inserts P8 et P16 ne change en rien les efforts de frottement au contact.

En revanche, les valeurs de taux d'usure ne répètent pas ce qui a été relevé pour les inserts



TABLE 4.1.4 – Taux d’usure des inserts P8V2 et P16V2 ( $\pm 0,02 \times 10^{-5} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$ ).

| Taux d’usure des inserts | P8V2        | P16V2       |
|--------------------------|-------------|-------------|
| $k_1$                    | 5,25        | 8,26        |
| $k_2$                    | 6,50        | 9,57        |
| $\bar{k}$                | <b>5,97</b> | <b>9,27</b> |

de référence (tab. 4.1.4). Comme l’indiquent les valeurs de taux d’usure à court et long terme, les ruptures de tendance sont moins marquées qu’avec les inserts de référence. L’écart du taux d’usure moyen de l’insert P8V2 est significatif relativement à l’insert P8 (+11 %) et l’insert P16V2 montre un plus faible écart avec l’insert P16 (−2 %). Les cinétiques d’usure de ces nouvelles versions d’insert sont plus stables que les versions de référence ;

### Durée du traitement HET

Le traitement HET a été réalisé sur des temps deux fois plus longs sur certains inserts P12, nommés P12HETx2, afin d’étudier l’effet de la durée de ce traitement sur le comportement tribologique des inserts.

Trois essais à charge nominale ont été effectués sur les inserts P12HETx2. Le coefficient de frottement moyen obtenu à la suite de ces essais est de  $0,76 \pm 0,09$  avec une étendue de 0,22. Le taux d’usure moyen calculé sur ces trois essais est de  $5,0 \pm 2,0$ . Ces résultats décrivent des étendues importantes autour des valeurs de coefficient de frottement et de taux d’usure correspondants à ceux mesurés pour l’insert de référence P12. Ceci montre que le prolongement du procédé HET n’a pas un effet important sur les paramètres tribologiques du fait de la variabilité des résultats, il peut améliorer comme réduire légèrement la résistance à l’usure des inserts.

### Essais tribologiques sur les contrefaces rocheuses

Un granite et un grès de microstructures nettement différentes ont été utilisés comme contreface à la place de l’alumine. Des essais préliminaires ont été réalisés afin de sélectionner les meilleures conditions expérimentales. Des essais réalisés à faible charge (*i.e.* 14 N), à charge plus proche de la charge intermédiaire (*i.e.* 189 N), à charges progressives (*i.e.* de 0 à 300 N) ont permis de modifier les porte-échantillons du tribomètre (*ann.* A) afin de pouvoir maintenir un contact le plus stable possible et une usure significative des inserts. À trop forte charge des effets dynamiques provoquent des instabilités importantes telles que des sauts verticaux du mandrin supérieur et des chocs importants des inserts contre la roche.

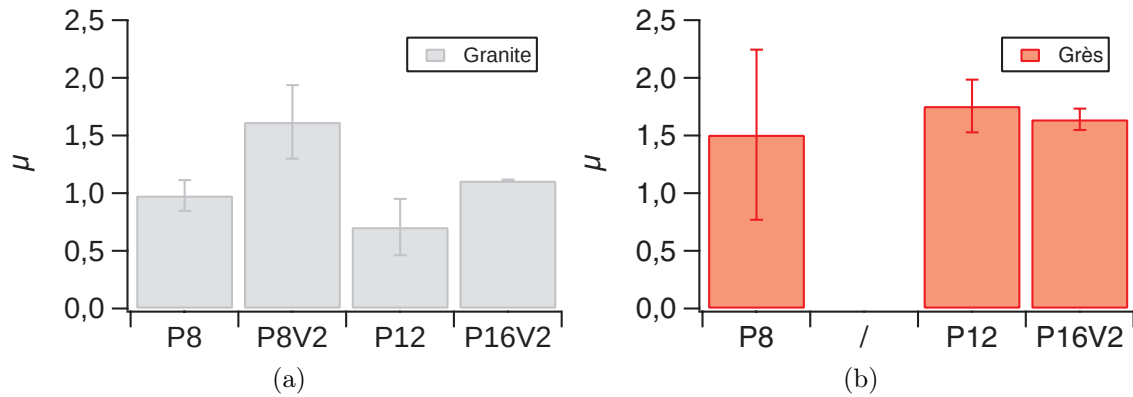


FIGURE 4.1.42 – Coefficients de frottement calculés pour les insert P8, P8V2, P12 et P16V2 frottant sur une contreface rocheuse : a - essais sur le granite ; b - essais sur le grès (aucun essai a été réalisé avec le P8V2 sur le grès).

Les premiers essais sur roche ont été réalisés sur un temps de 40 min, mais du fait de l'usure trop importante de la contreface rocheuse, ce temps a été rapporté à 20 min.

Au final, la charge sélectionnée pour les essais sur contreface rocheuse est de 64 N, pour un temps d'essai de 20 min et cela toujours avec une vitesse linéaire au contact de  $0,5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ . Douze essais ont été mis en place dans ces conditions dont deux essais sur les inserts P8 ou P8V2, sur le P12 et le P16V2 sur le granite et puis sur le grès.

Comme lors des essais à charges constantes sur la contreface d'alumine, pour de faibles charges ( $< 100 \text{ N}$ ) au contact le coefficient de frottement peut dépasser la valeur de 1 voire 1,5. Des valeurs aussi élevées de coefficient de frottement sont observées avec les contrefaces rocheuses avec la plupart des inserts (*fig.* 4.1.42). Pour les essais sur granite, le P12 possède le coefficient de frottement moyen le plus faible de  $0,71 \pm 0,24$  suivi de l'insert P8 avec  $0,98 \pm 0,13$  puis de l'insert P16V2 avec  $1,11 \pm 0,01$  et enfin le P8V2 possède le plus élevé avec  $1,62 \pm 0,32$  (*fig.* 4.1.42a). Avec le grès, les résultats sont peu discriminables du fait de la proximité des valeurs de  $\mu$  et des erreurs sur celles-ci (*fig.* 4.1.42b). En moyenne, sur le grès, le coefficient de frottement le plus élevé est obtenu avec l'insert P12 avec respectivement des valeurs de  $1,64 \pm 0,09$  suivi du P16V2 avec une valeur de  $1,75 \pm 0,23$  et finalement le P8 possède le coefficient de frottement le plus faible avec  $1,50 \pm 0,74$ .

Au niveau du calcul du volume d'usure de l'insert, par l'approximation géométrique d'une calotte sphérique de hauteur  $h_i$ , n'est plus assez précise. Pour s'en convaincre, il suffit de regarder la trace d'usure finale sur l'insert qui est loin d'être circulaire et plane mais plutôt ovale et courbée (*fig.* 4.1.43a). Ceci est dû à l'usure importante des roches vis-à-vis des inserts, ce qui implique qu'il n'est plus possible de négliger la courbure de la trace d'usure dans la contreface comme cela est le cas avec l'alumine. Il ne suffit donc plus de considérer que le volume d'usure des inserts peut être obtenu par le calcul de l'intersection d'une boule avec un parallélépipède d'épaisseur  $h_i$  soit le volume d'une calotte sphérique. Un calcul plus approprié est alors de considérer l'intersection d'une boule et d'un cylindre elliptique plus représentatif du volume d'usure final de la contreface rocheuse. Ce calcul a été réalisé numériquement

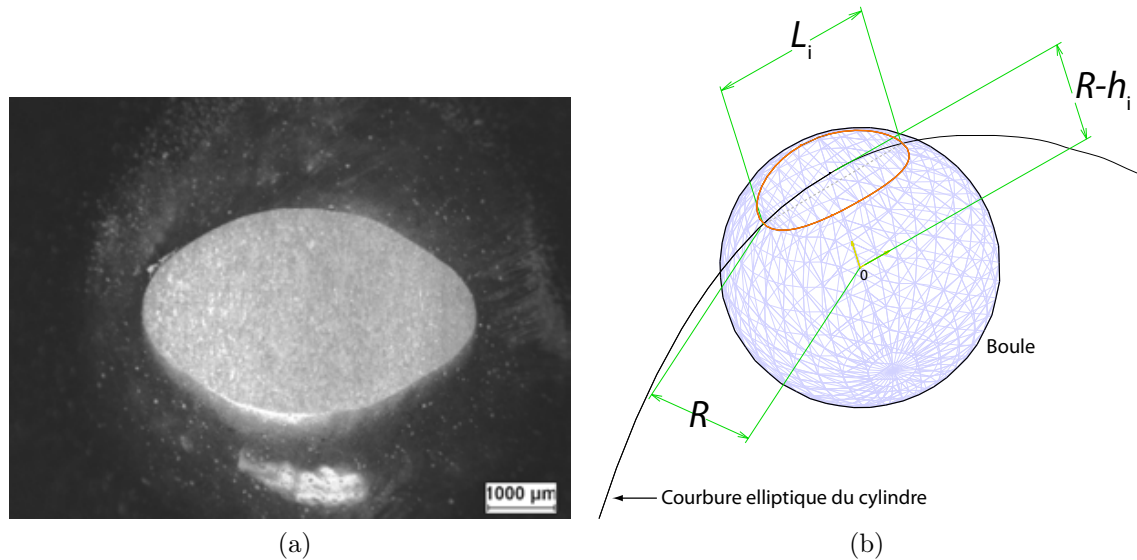


FIGURE 4.1.43 – Caractéristique et mesure du volume d’usure de l’insert P16V2 à la suite d’un essai avec une contreface de grès : a - micrographie optique du faciès d’usure ; b - illustration du calcul numérique du volume d’usure avec  $L_i = 5,19$  mm,  $h_i = 0,41$  mm et  $R = 4,36$  mm.

à partir du logiciel de conception Catia en paramétrant la longueur de la trace d’usure  $L_i$  mesurée par l’observation à la loupe binoculaire, la hauteur usée  $h_i$  mesurée au micromètre et le rayon  $R$  du bout sphérique de l’insert (*fig. 4.1.43b*)<sup>4</sup>.

Bien que les dispersions des mesures sont plus importantes avec le grès qu’avec le granite, les volumes d’usure calculés montrent qu’en moyenne le grès est plus abrasif que le granite, ce qui confirme que l’abrasivité de ces roches dépend avant tout de leur proportion en quartz et non de leur dureté (*fig. 4.1.44*). Le P12 est l’insert possédant les volumes d’usure finaux  $V_f$  les moins élevés. En ce qui concerne les autres inserts, du fait de la dispersion des mesures, il est difficile de discriminer les résultats. Avec le granite, le P8V2 possède une usure comparable à celle du P16V2. Avec le grès, le P16V2 s’use en moyenne plus que le P8. Le calcul de taux d’usure moyen ne montre pas de correspondance nette avec ceux calculés avec les essais nominaux avec contrefaces d’alumine si ce n’est un ordre de grandeur équivalent. L’usure des inserts avec les contrefaces rocheuses n’est que superficielle et représente moins de 12 % des volumes d’usure finaux mesurés lors des essais nominaux. Ces volumes d’usure correspondent uniquement à ceux qui ont été relevés au bout d’un temps inférieur à quinze minutes sur des essais nominaux d’une heure.

Étant donnée la faible usure des inserts relativement aux roches, il est possible d’observer l’évolution du volume d’usure des roches à l’aide de la mesure du déplacement vertical  $h$  du mandrin supérieur. En effet, si le bout sphérique des inserts garde une certaine intégrité volumique, le calcul du volume de roche usé dépend uniquement de cette géométrie sphérique (*fig. 4.1.45a*). Le volume de roche usé  $W_h$  au cours d’un essai est alors déterminé à partir

4. Le calcul analytique de ce volume n’est pas trivial et a été explicité par LAMARCHE et LEROY en 1990 à l’aide d’intégrales elliptiques [Lamarche 1990].

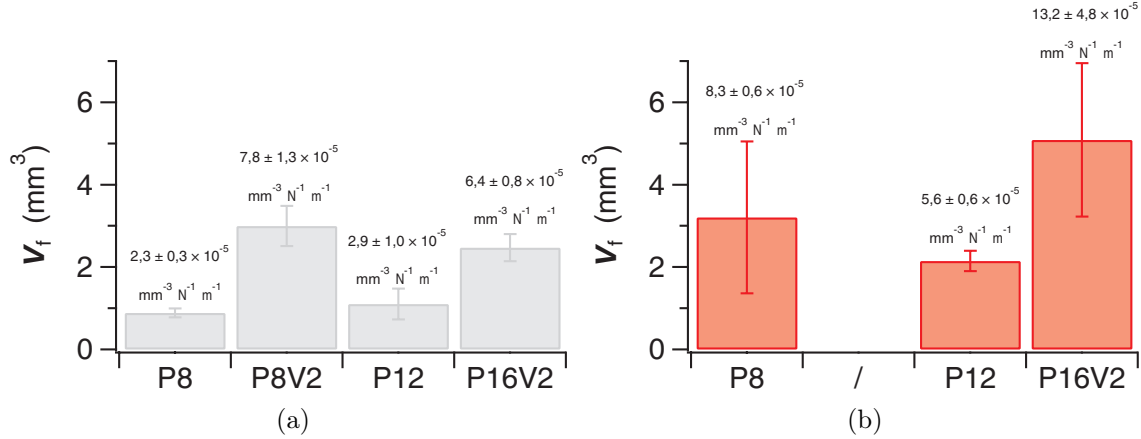


FIGURE 4.1.44 – Volume d'usure et taux d'usure moyen pour les essais avec les insert P8, P8V2, P12 et P16V2 sur les contrefaces rocheuses : a - essais avec le granite ; b - essais avec le grès.

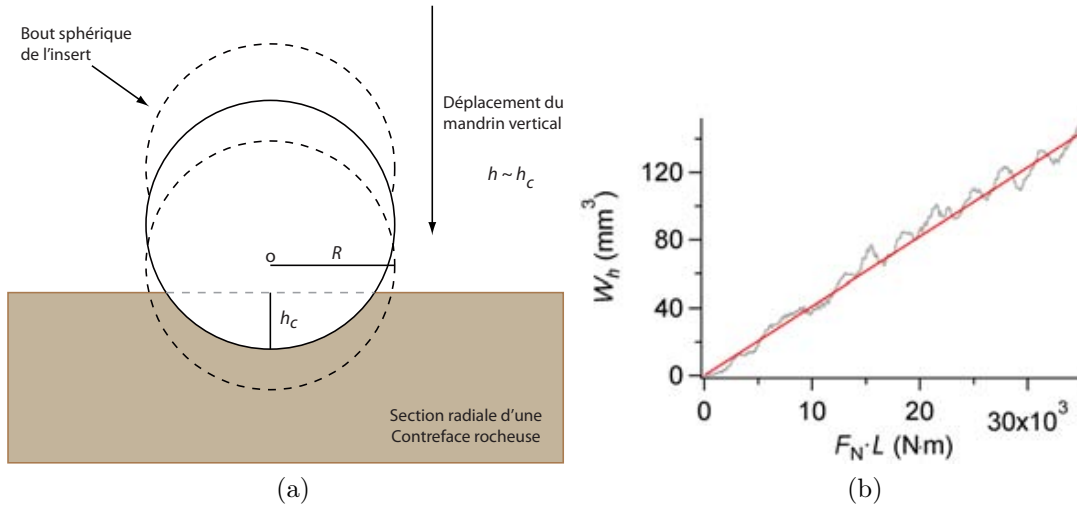


FIGURE 4.1.45 – Détermination de la cinétique d'usure des roches : a - illustration du calcul du volume d'usure des roches ; b - évolution de l'usure du grès avec le produit  $F_N L$  pour un essai sur l'insert P8 (RMS).

du rayon du bout sphérique de l'insert  $R$ , du déplacement vertical du mandrin supérieur  $h$  (avec  $h \sim h_c$ ) et du rayon de la trace d'usure sur la roche  $R_T$  (eq. 4.1.2). À partir du calcul de ce volume d'usure, le taux d'usure  $k_r$  des roches, ou tout du moins une valeur moyenne de ce dernier, est alors déterminé à partir du modèle d'Archard (fig. 4.1.45b).

$$W_h = 2\pi R_T \left[ R^2 \arccos \left( \frac{R-h}{R} \right) - \sqrt{\left( \frac{R}{R-h} \right)^2 - 1} \right] \quad (4.1.2)$$

Aucune tendance particulière liée au changement d'insert ne peut être décrite à partir des résultats de taux d'usure  $k_r$  des roches (fig. 4.1.46). En effet, la variabilité des essais et l'ordre de grandeur des taux d'usure de ces roches ne permettent pas d'effectuer de corrélation entre les variétés d'inserts et l'usure élevée du granite ou du grès. Les taux d'usure calculés ici sont

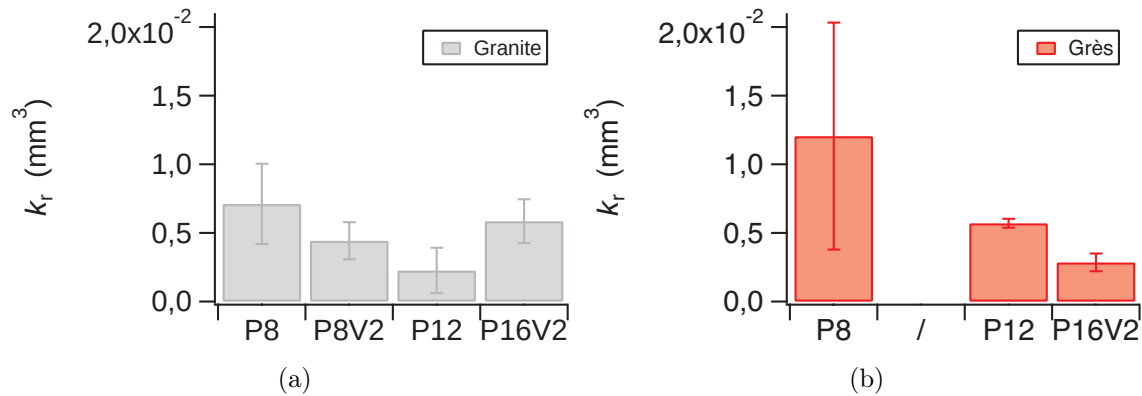


FIGURE 4.1.46 – Taux d’usure des contrefaces rocheuses pour les essais avec les inserts P8, P8V2, P12 et P16V2 : a - essais sur le granite ; b - essais sur le grès.

plus de vingt fois supérieurs à ceux évalués précédemment pour la contreface d’alumine. Ceci montre que même si le granite et le grès possèdent des différences de propriétés mécaniques notables telles que leur dureté respective, plus importante pour le granite que pour le grès, ces dernières n’influent pas sur leur résistance à l’usure. Par conséquent, ces résultats justifient l’utilisation d’une contreface en alumine pour les essais nominaux permettant une usure suffisante pour évaluer les cinétiques d’usure des inserts et cela pour des temps d’expérience d’une heure.

### Synthèse partielle

Le rayon plus faible du bout sphérique de l’insert Grade-Q, comme vu dans l’étude bibliographique, permet certainement d’augmenter les performances d’excavation de celui-ci mais cela se fait au détriment de la résistance à l’usure. Le Grade-Q, du fait de sa dureté et sa proportion de cobalt à mi-chemin entre celles du P8 et du P12 et d’une taille de grain proche de celle du P8 décrit des résultats de température au contact à la fois proches du P8 et du P12. Cette combinaison de propriétés permet de montrer que la taille de grain de WC influe plus sur l’énergie des sources d’émission acoustique alors que la proportion de cobalt agit plus sur la nature des sources d’émission acoustique.

L’amélioration de la microstructure des inserts P8 et P16 n’a pas d’influence sur le coefficient de frottement. Les cinétiques d’usure sont plus linéaires avec des taux d’usure primaires et secondaires proches. Le taux d’usure moyen du P16V2 est plus faible que celui du P16 et celui du P8V2 est plus important que celui du P8. Cependant, il faut tout de même noter que le taux d’usure secondaire est plus faible pour le P8V2 que pour le P8.

Le prolongement du traitement HET ne montre pas en moyenne de réelle amélioration au niveau de la résistance à l’abrasion des d’inserts.

Les essais sur contrefaces rocheuses sont difficilement comparables aux essais sur les contrefaces d’alumine du fait de la charge plus faible appliquée au contact comparativement aux essais en conditions nominales et à la relative instabilité du contact. Il est néanmoins

intéressant d'observer un ordre de grandeur de taux d'usure moyen calculé équivalent pour les inserts de référence ainsi qu'un classement des résistances à l'usure en moyenne à peu près équivalent à celui obtenu en conditions nominales.

#### 4.1.6 Analyse des faciès d'usure des inserts WC-Co

##### Observations et mesures topographiques

L'observation des faciès d'usure des inserts WC-Co après les essais à charges constantes sur contrefaces d'alumine montrent des différences d'aspect (*fig. 4.1.47*). Celles-ci confirment les valeurs des différents taux d'usure déterminés précédemment avec à la faible charge de 14 N une surface d'usure pour le P12 proche de celle du P16 et nettement plus importante que celle du P8 comme l'indiquaient les taux d'usure à court terme de ces trois inserts (produit  $F_N L$  faible). Pour la charge maximale et nominale de 264 N, c'est la tendance à long terme, ou grand  $F_N L$ , qui prend le dessus et la surface d'usure augmente avec la proportion de cobalt. Il faut aussi noter la singularité de la surface d'usure pour la charge de 114 N de l'insert P8 qui est plus importante que celle du P12, ce qui fait échos à ce qui a été vu précédemment ; cet essai est hors tendance et peut être négligé.

Outre l'évolution de la surface apparente finale de contact, des rayures d'abrasion suivant le sens du glissement sont de plus en plus visibles lorsque la charge et la proportion de cobalt augmentent. En effet, la surface est de plus en plus brillante du P8 au P16.

Par ailleurs, comme vu avec les essais sur roches, les faciès d'usure ne sont pas parfaitement circulaires mais plutôt légèrement ovales et étendus transversalement au sens de glissement. Ceci n'influe pas énormément sur les calculs de cinétique d'usure réalisés à partir de la formule du volume d'une calotte sphérique. À faible charge, les faciès d'usure sont parfaitement circulaires pour les inserts P12 et P16 et celui du P8 est légèrement déformé en périphérie, certainement à cause d'une usure plus superficielle pour cet insert à cette charge. Toujours pour le P8, un transfert provenant de la contreface d'alumine apparaît sur le faciès d'usure, ce qui implique que l'usure de la contreface intervient même lorsque l'insert est peu usé à faible charge et dans les premiers instants de la mise en contact.

Les cartographies des faciès d'usure (*fig. 4.1.48*) montrent que les rayures d'abrasion sont légèrement dessinées pour la charge la plus faible et beaucoup plus nettes au-delà de 114 N. À la charge de 14 N, le profil expose une surface de plus en plus lisse et homogène de l'insert P8 au P16. La courbure de la surface d'usure est plus accentuée pour le P8 et le P12 que le P16. Ceci s'explique par les résultats précédents indiquant une usure plus importante de la contreface d'alumine pour les inserts P8 et P12 que le P16 initiant alors une usure de forme légèrement elliptique résultat de l'intersection d'une boule par un cylindre elliptique à l'image de ce qui a été décrit pour les essais sur contrefaces rocheuses.

La rugosité des faciès d'usure, moyenne arithmétique  $R_a$  du profil corrigé (*sec. 3.1.1*), est respectivement de 0,06, 0,38 et 0,21  $\mu\text{m}$  pour les inserts P8, P12 et P16 à la charge de 14 N (*fig. 4.1.49*). Elle augmente de manière importante entre la charge la plus faible

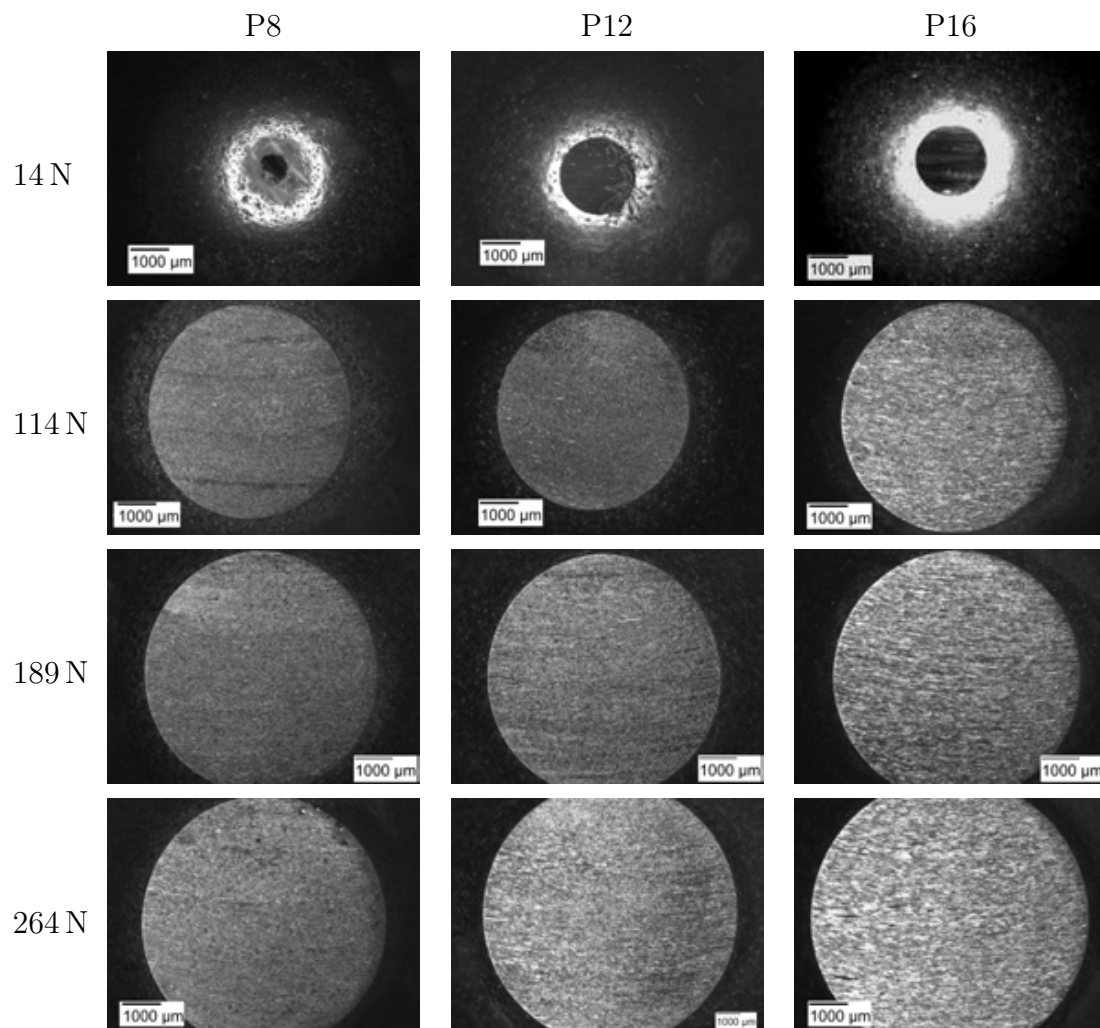


FIGURE 4.1.47 – Micrographies, réalisées à la loupe binoculaire, des faciès d’usure des inserts de référence après les essais tribologiques contre une contreface d’alumine à 14, 114, 189 et 264 N ; le sens du glissement au contact est de la droite vers la gauche sur les images.

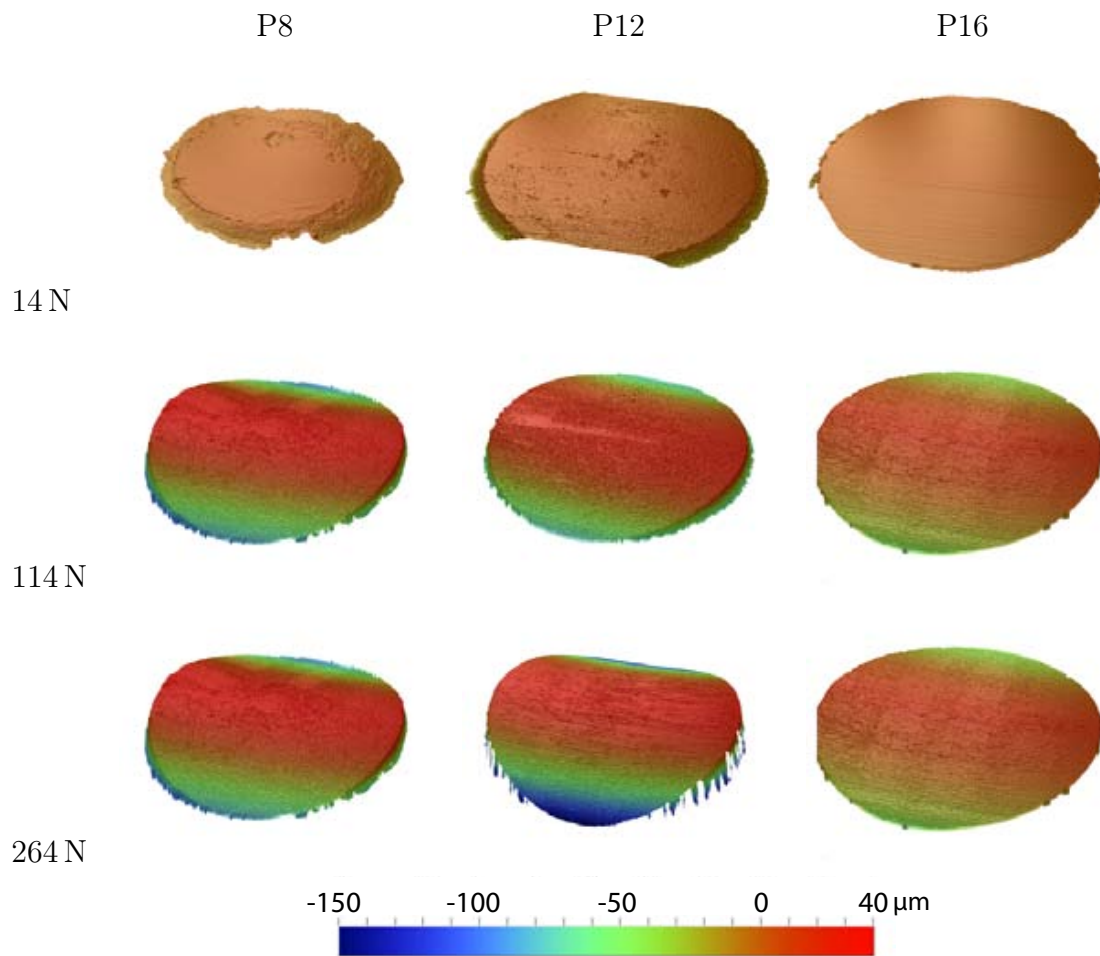


FIGURE 4.1.48 – Cartographies (échelle normalisée), réalisées au profilomètre optique, des faciès d'usure des inserts de référence après essais tribologiques contre une contreface d'alumine à 14, 114 et 264 N ; le sens du glissement au contact est de la droite vers la gauche sur les images.



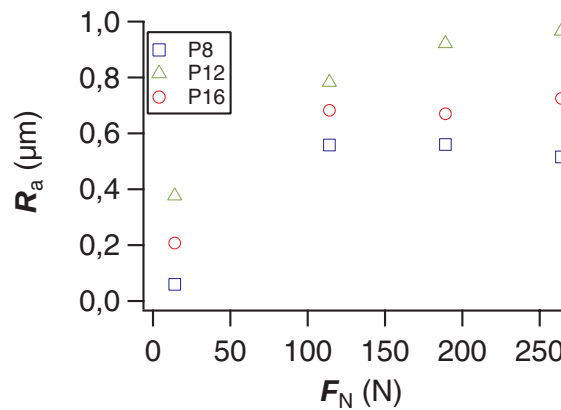


FIGURE 4.1.49 – Moyenne arithmétique de la rugosité des faciès d’usure aux charges de 14, 114, 189 et 264 N pour les inserts de référence.

et les autres charges pour l’ensemble des inserts. Ensuite, cette rugosité se stabilise autour de  $0,54 \pm 0,02 \mu\text{m}$  pour l’insert P8 et  $0,69 \pm 0,02 \mu\text{m}$  pour le P16. Pour le P12, la rugosité continue sa progression avec la charge de 0,78 à  $0,97 \mu\text{m}$ . Ainsi, la rugosité la plus importante sur les faciès d’usure est obtenue avec l’insert P12 puis le P16 et le P8 a le  $R_a$  le plus faible, et cela, quelle que soit la charge appliquée.

### Observations microscopiques (site S1)

À faible grossissement au MEB, les faciès d’usure des inserts de référence sont clairement différents (*fig.* 4.1.50). Alors que les inserts P12 et P16 font apparaître nettement des rayures d’abrasion, le faciès d’usure du P8 ne montre pas de traces claires de rayures ce qui est à relier à la rugosité plus faible observée sur la surface d’usure du P8. Les micrographies montrent des zones sombres à gris clairs correspondants au carbure cimenté WC-Co et des zones plus brillantes correspondant à des particules isolées d’alumine.

D’autres informations sont apportées par l’observation à plus fort grossissement des faciès d’usure des inserts de référence (*fig.* 4.1.51). Les essais à faible charge (i.e. 14 N) permettent de distinguer trois mécanismes de dégradation de la microstructure des inserts. La contigüité des grains, révélés par l’aspect poli résultant de ces essais à faible charge, est importante pour l’insert P8, elle est un peu moins importante pour l’insert P16 et en ce qui concerne l’insert P12, le faciès d’usure montre une microstructure de grains de WC plus éparpillés. À y regarder de plus près, le faciès d’usure de l’insert P12 révèle des grains de WC fracturés dans leur quasi-totalité et le clivage de grains de WC est alors un mécanisme d’usure prépondérant. Pour l’insert P16, des zones de grains de WC broyés peuvent être observées ainsi que des trous dus à des déchaussements de grains de carbure (*e.g.* en bas au centre de la micrographie). Pour l’insert P8, les grains de WC ne sont dans leur majorité pas fracturés.

À charge plus élevée, la physionomie des faciès d’usure change et la microstructure des carbures cimentés n’est plus visible. Les inserts P8 et P16 ont une surface d’usure d’aspect similaire mis à part des zones claires et sombres plus étalées et imbriquées pour le P8 et plus longilignes pour le P16. Ceci explique le fait que les rayures d’abrasion ne sont que peu

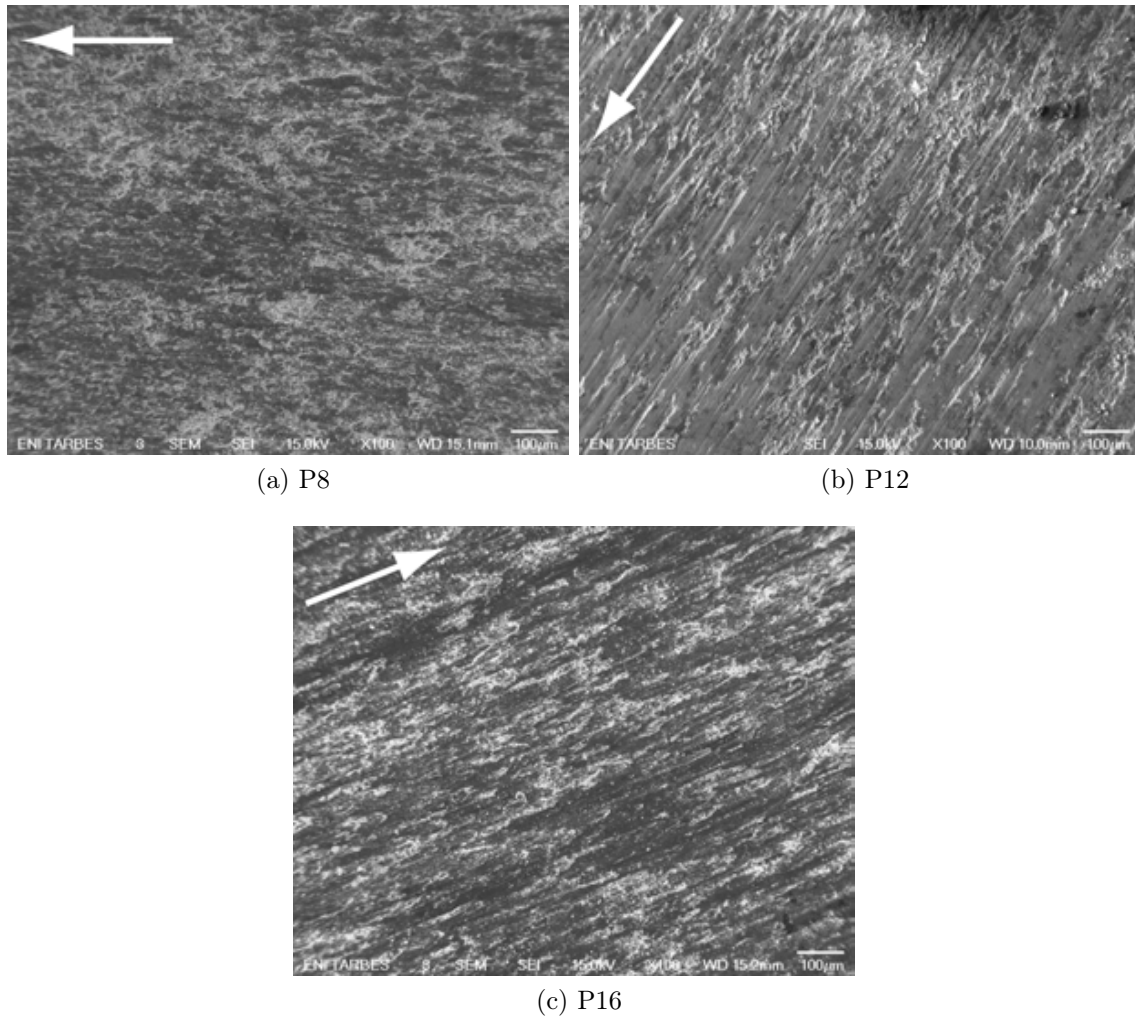


FIGURE 4.1.50 – Micrographies MEB du centre des faciès d'usure des inserts de référence suite aux essais en conditions nominales (dimension des images de  $1200\text{ }\mu\text{m} \times 1000\text{ }\mu\text{m}$ , les flèches indiquent le sens de glissement) : a - insert P8; b - insert P12; c - insert P16.

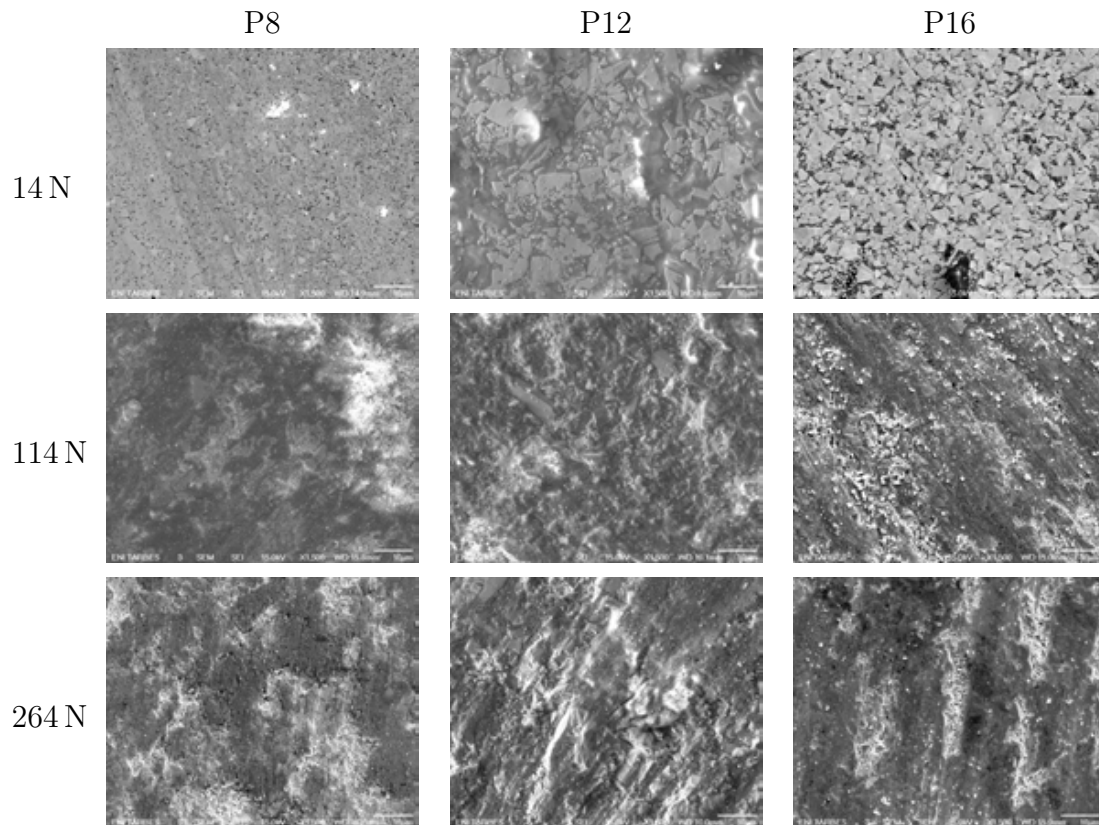


FIGURE 4.1.51 – Vues au MEB des faciès d’usure au niveau microstructural pour les inserts de référence testés à 14, 114 et 264 N (dimension des images de  $80\text{ }\mu\text{m} \times 64\text{ }\mu\text{m}$ ).

visibles pour l’insert P8. Une rugosité de la surface d’usure plus importante pour l’insert P16 permet de distribuer plus nettement les zones sombres, mélange de transfert d’alumine et de WC-Co, localisées alors sur les hauteurs maximales du profil. Le faciès d’usure de l’insert P12 montre plus de reliefs que les deux autres inserts de référence.

Une analyse à plus fort grossissement des faciès d’usure nettoyés dans un bain d’éthanol sous ultrasons des inserts P8 et P16 montre que des fractures transgranulaires se produisent tout de même pour ces inserts de manière localisée et permet d’apprécier la pulvérisation d’ensembles de grains de WC (*fig. 4.1.52*). Ces grains pulvérisés en grains micrométriques à submicrométriques sont détachés de la matrice à liant cobalt et des zones noires montrent aussi les déchaussements de grains décrits plus haut.

De manière plus discrète, à faible charge sur le faciès d’usure de l’insert P8, des zones de déformation plastique des grains de carbure sont aussi visibles sur les micrographies (*fig. 4.1.53*). Ces déformations se situent plutôt vers l’arrière du contact et peuvent être créées à la suite de contraintes de compression périodiques subies à cet endroit par l’insert notamment à cause de la nature dynamique du contact à faible charge. La relativement faible teneur en phase liante ne permet alors pas de dissiper la totalité de l’énergie amenée par la dynamique du contact et c’est un ensemble de grains contigus de WC qui se déforment plastiquement afin dissiper cette énergie. Ce caractère plastique que peuvent prendre les grains de WC dans les carbures cimentés a été décrit dans plusieurs études dont celle de

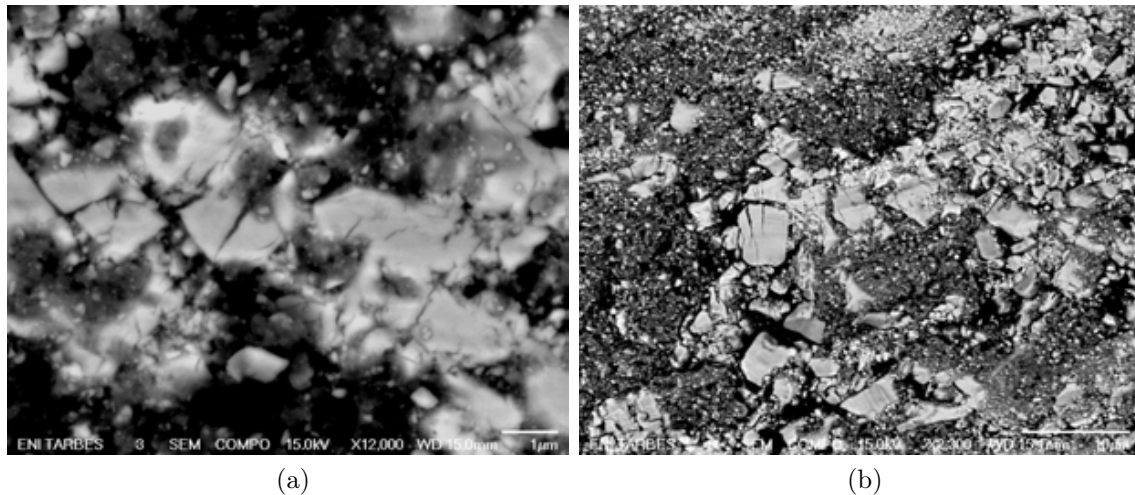


FIGURE 4.1.52 – Observation à fort grossissement au MEB, en mode électrons rétrodiffusés, des faciès d'usure nettoyés après essais en conditions nominales : a - insert P8 ; b - insert P16.

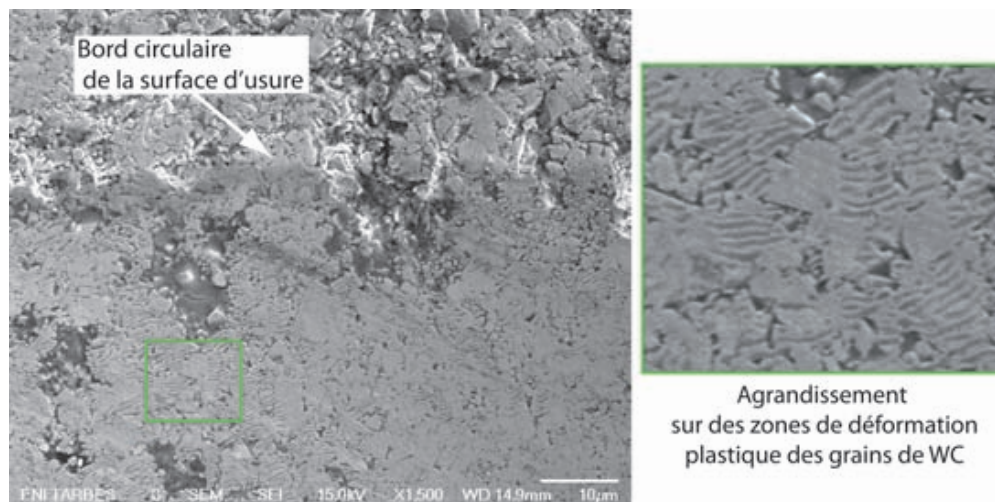


FIGURE 4.1.53 – Micrographie de l'arrière du faciès d'usure de l'insert P8 suite à un essai à 14 N.

LUYCKX [Luyckx 1970, Sorlier 2006]. Celles-ci ont montré que les grains de WC pouvaient se déformer de manière homogène avec la matrice suivant des bandes de glissement particulières se propageant dans les plans cristallographiques  $\{01\bar{1}0\}$  suivant les directions  $\langle 2\bar{1}\bar{1}3 \rangle$  à température ambiante.

### Synthèse partielle

Les faciès d'usure des inserts de référence (**site S<sub>1</sub>**) décrivent tous des rayures d'abrasion plus profonde pour l'insert P12 suivi du P16 puis du P8. L'origine de cette différence de rugosité se retrouve au niveau microscopique par des dégradations par la propagation de fissures majoritairement intergranulaires pour les inserts P8 et P16 alors que le P12 affiche majoritairement des ruptures de type transgranulaires. Tous les inserts de référence

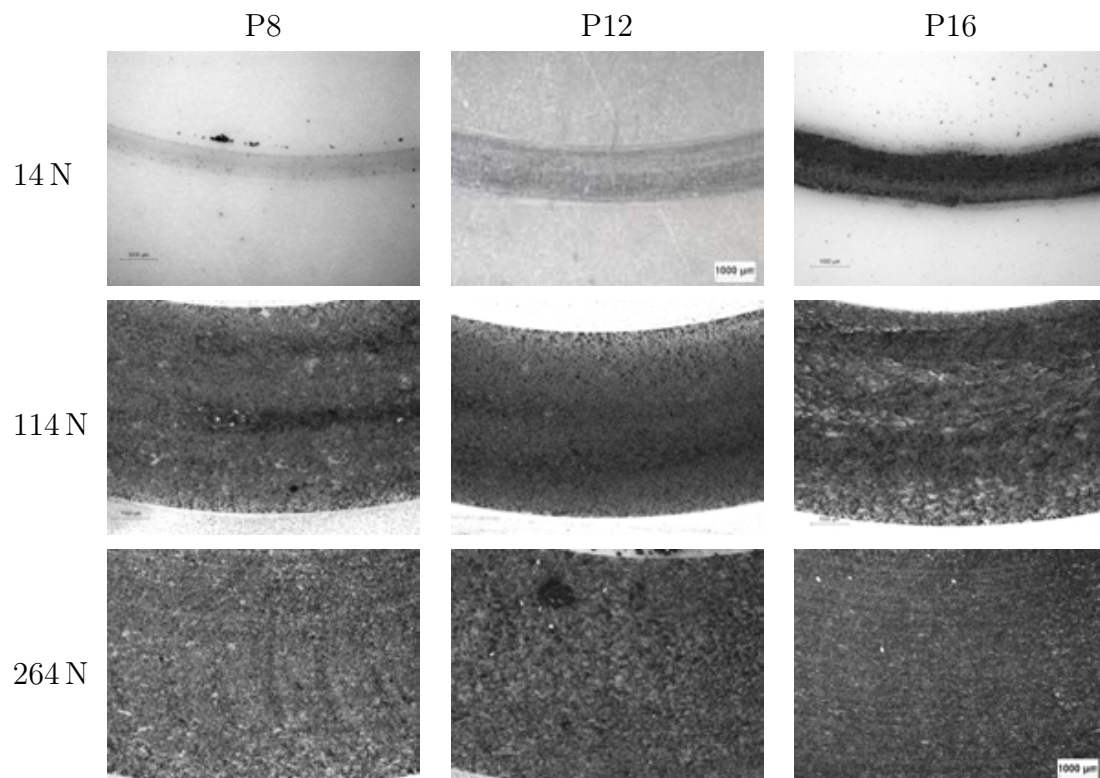


FIGURE 4.1.54 – Micrographies réalisées à la loupe binoculaire des faciès d’usure des contre-faces d’alumine suite aux essais réalisés avec les inserts de référence à 14, 114 et 264 N (le sens de glissement est de gauche à droite sur les images et la dimension des images est de 8,4 mm × 6,3 mm)

montrent des fracturations de grains mais la taille moyenne de grain de WC plus importante de l’insert P12 favorise ce type de fissuration. Aussi, lorsque la contigüité des grains de WC est importante et que la teneur en cobalt est faible, comme pour le P8, des phénomènes de déformation plastiques de ces grains de WC peuvent être observés.

#### 4.1.7 Analyse des faciès d’usure de la contreface d’alumine

##### Observations et mesures topographiques

L’observation des traces d’usure sur le contreface d’alumine (*fig.* 4.1.54), montre d’abord que la largeur des traces d’usure suit le diamètre de la surface usée de l’insert. Ensuite, le transfert est croissant avec la proportion de cobalt des inserts et avec la charge. En particulier, pour la plus faible charge et pour les inserts P8, peu de transfert est intervenu sur l’alumine et un sillon d’usure est visible alors que pour le même essai avec le P16 le sillon est noir du transfert apporté par l’insert. À la charge la plus élevée, la trace associée à l’insert P16 montre clairement des rayures circulaires dans le sens du glissement à relier aux profils rainurés des faciès d’usure des inserts.

Des formes circulaires peu prononcées transversales au sens du glissement sur toute la largeur de la trace peuvent être observées (*fig.* 4.1.55). De forme régulière, elles sont certai-



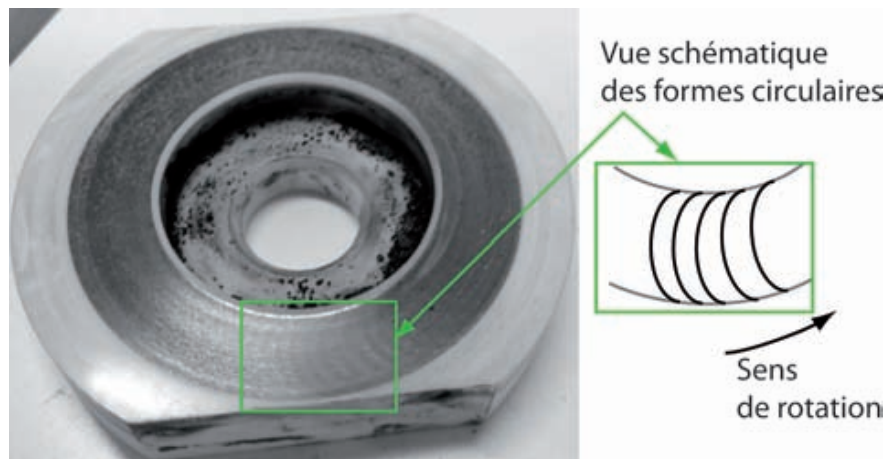


FIGURE 4.1.55 – Photographie d'une contreface d'alumine suite à un essai en conditions nominales avec l'insert P8 montrant des formes circulaires transversales au glissement (au centre en bas) ; le sens de glissement, vue de dessus, est dans le sens antihoraire sur la trace.

nement dues à des accumulations périodiques de débris en avant de l'insert. Elles ne peuvent pas être le fait de fissures superficielles en arc de cercle souvent observées dans les contacts hertziens sur les matériaux fragiles car ces traces seraient alors opposées au sens de glissement relatif de l'insert par rapport à la contreface.

Une vue par profilométrie optique de la surface usée permet de mieux comprendre le mécanisme d'usure prépondérant de l'alumine (*fig.* 4.1.56a). En effet, la surface du sillon d'usure est clairsemée de zones d'arrachement de grains d'alumine. Ces arrachements sont connus sur les surfaces des pièces en alumine dans les contacts abrasifs notamment lors des procédures de polissage qui nécessitent l'utilisation de faibles charges (*ann.* C). Mis à part ces arrachements en surface, les micrographies optiques ont indiqué que les traces d'usure possèdent des rayures d'abrasion circulaires similaires à celles observées sur les faciès d'usure des inserts. Les profils transversaux des traces d'usure juxtaposés à ceux réalisés sur les inserts associés montrent une complémentarité flagrante (*fig.* 4.1.56b). Ainsi, les rayures identifiées sur les inserts de référence se retrouvent de manière complémentaire sur les contrefaces d'alumine correspondantes (*i.e.* les creux entre deux rayures sur le faciès d'usure d'un insert correspond à des pics sur le profil de la contreface).

### Observations microscopiques (site S5)

Une vue topographique réalisée au MEB permet de rendre compte de ces deux aspects des surfaces usées des contrefaces d'alumine (*fig.* 4.1.57). Dès les faibles charges, et sans doute en début d'essai, des arrachements se produisent en surface de l'alumine et des rayures dans le sens du glissement se forment. Du coup, ces rayures se créent probablement à la suite de ces arrachements de grains abrasifs d'alumine qui par la suite régiront l'usure des inserts.

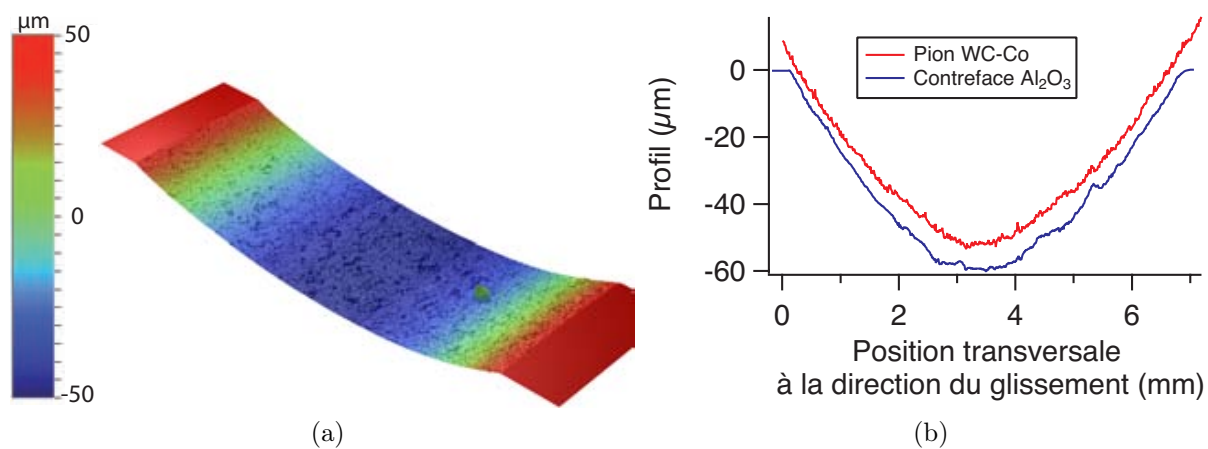


FIGURE 4.1.56 – Analyse par profilométrie optique de la surface usée de la contreface d'alumine de l'essai à charge nominale avec l'insert P16 : a - profil en trois dimensions de la trace d'usure de la contreface; b - profils transversaux du sillon d'usure de la contreface et du faciès d'usure de l'insert.

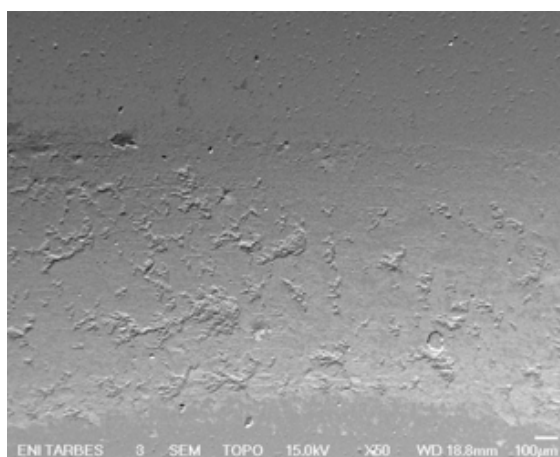


FIGURE 4.1.57 – Vue topographie au MEB de la surface usée de la contreface d'alumine associée à l'essai à 14 N sur l'insert P12 (sens du glissement de la droite vers la gauche de l'image).

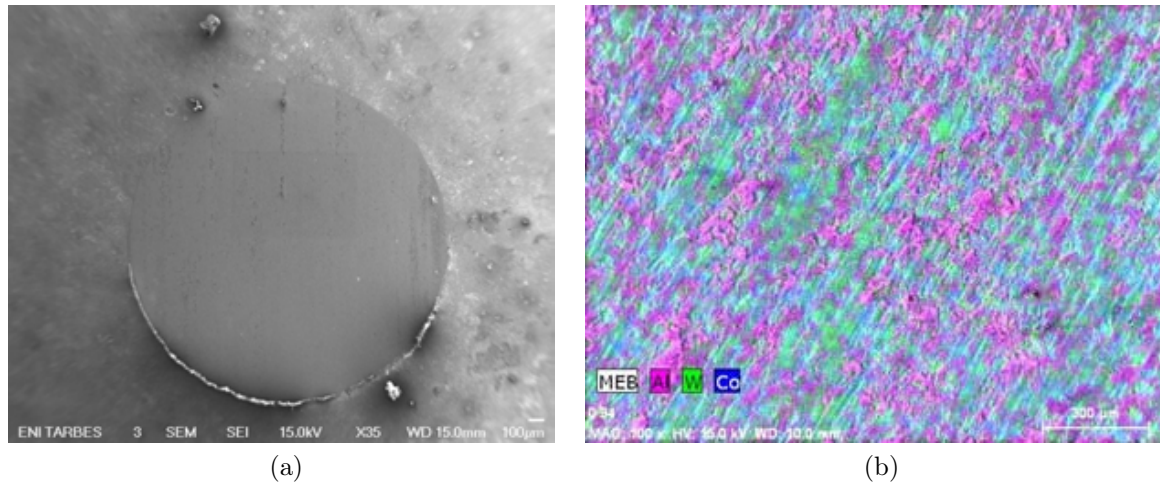


FIGURE 4.1.58 – Répartition du transfert d'alumine : a - micrographie au MEB du faciès d'usure pour un essai à 14 N avec l'insert P16 (le sens du glissement va de bas en haut sur l'image) ; b - cartographie EDX du centre de l'insert P12 suite à un essai en conditions nominales.

### Synthèse partielle

Les faciès d'usure des contrefaces d'alumine (**site S<sub>5</sub>**) décrivent au niveau macroscopique des rayures d'abrasion complémentaires à celles des inserts associés. Pour les contrefaces, l'usure est réalisée par l'arrachement de particules d'alumine.

## 4.1.8 Caractérisation des éléments interfaciaux

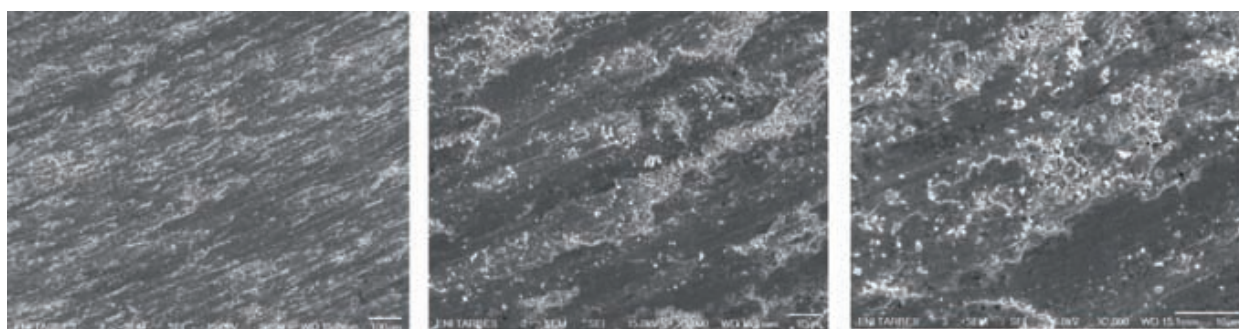
### Analyses des transferts sur les inserts (**site S2**)

Une observation MEB des faciès d'usure des inserts suite aux essais à faible charge (*fig. 4.1.58a*) permet de comprendre qu'une accumulation de particules d'alumine s'effectue en avant du contact et quelques particules passent dans le contact pour créer les rayures d'abrasion. Ce schéma se répète dans toutes les conditions d'essai et il y a toujours une proportion de transfert d'alumine plus importante à l'avant du contact qu'à l'arrière sur le faciès d'usure des inserts. Cependant, le transfert d'alumine s'effectue sur la totalité de la surface des faciès d'usure comme l'indique la plupart des cartographies EDX réalisées (*fig. 4.1.58b*).

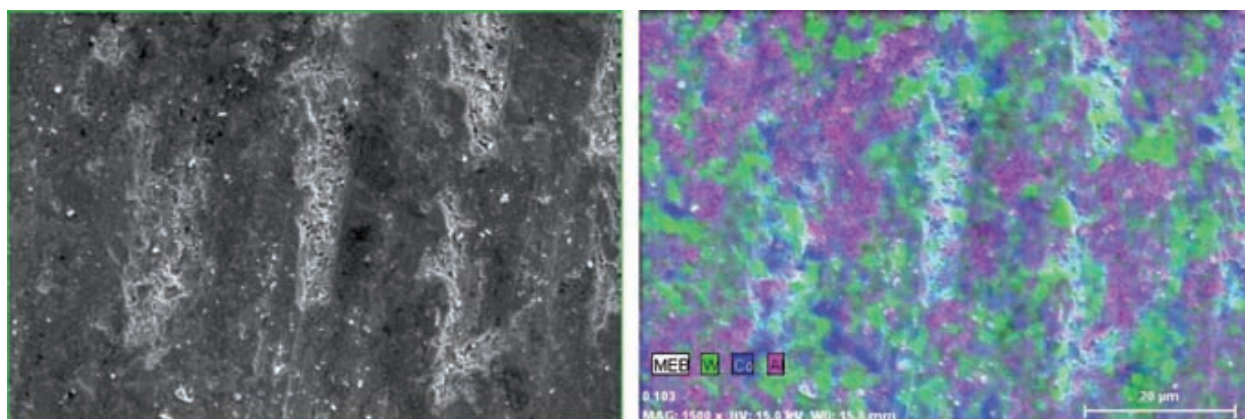
Un grossissement plus élevé permet de révéler l'aspect particulier pris par le transfert d'alumine sur les faciès d'usure des inserts (*fig. 4.1.59a*). Les particules d'alumine arrachées de la contreface sont incorporées à des particules de carbure de tungstène et du cobalt (*fig. 4.1.59b*). Cet ensemble s'étale dans la direction du glissement (beurrage) et réalise ainsi un corps abrasif à l'aspect ductile. Cette pâte abrasive est moins visible sur les faciès d'usure de l'insert P12. Ceci pourrait expliquer la tendance des inserts P8 et P16 à avoir une accélération de leur usure au cours des essais du fait de la présence de ce transfert abrasif. Ainsi, une surface peu rugueuse pourrait favoriser un étalement de pâte abrasive plus important.

Une analyse semi-quantitative de l'élément aluminium par sonde EDX des faciès d'usure





(a)



(b)

FIGURE 4.1.59 – Analyse de l'intégration du transfert des particules d'alumine dans les faciès d'usure des inserts de référence : a - suite de micrographies aux grossissements 100, 1000 et 2000 ; b - micrographie en électrons secondaires et cartographie EDX associée.

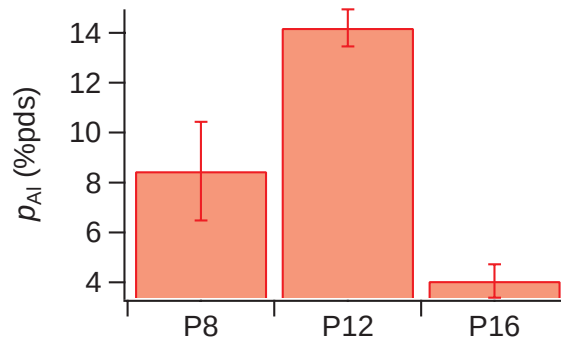


FIGURE 4.1.60 – Analyse EDX de la proportion massique  $p_{Al}$  des éléments Al sur les faciès d'usure des inserts de référence suite aux essais en conditions nominales.

des inserts de référence (*fig.* 4.1.60) permet de constater que le transfert d'alumine est plus important sur l'insert P12 suivi de l'insert P8 et l'insert P16 a le plus faible transfert d'alumine. D'une part, ces résultats peuvent être reliés à l'usure plus importante de la contreface d'alumine réalisée avec les inserts P8 et P12 qu'avec l'insert P16. D'autre part, la rugosité plus importante mesurée pour l'insert P12 (puis pour le P8) pourrait induire un piégeage plus important des débris au contact. Au contraire, une surface plus plane génèrerait une évacuation de débris au contact plus importante.

### Analyse des transferts sur la contreface d'alumine (site S4)

Le transfert réalisé sur la contreface d'alumine, est essentiellement sous forme de petits grains de WC broyés dans une matrice cobalt ductile, le tout étalé sur la trace d'usure abrasive de la contreface d'alumine (*fig.* 4.1.61). Ce transfert est bien ancré dans le sillon d'usure de l'alumine car il n'a pu être nettoyé par des bains de détergent ou d'éthanol avec utilisation d'ultrasons. Détail non négligeable, il est possible d'observer des grains de WC à l'extérieur de la trace et des morceaux de mélange de WC et de Co éjectés à partir du bord de la trace (*fig.* 4.1.61a).

Une analyse DRX des traces d'usure montre que le transfert de l'insert vers la contreface d'alumine est plus important pour l'insert P8 puis pour le P16 et le P12 réalise la plus faible épaisseur de transfert (*fig.* 4.1.62). En effet, l'intensité intégrée des pics de diffraction d'une phase considérée est proportionnelle au volume de cette phase dans le matériau considéré. Ainsi, un pic plus élevé de la phase WC permet de conclure à une épaisseur de transfert plus importante sur la contreface et à l'inverse un pic plus élevé pour la phase  $Al_2O_3$  indique que l'épaisseur de transfert est plus faible.

### Analyses des débris (site S3)

La création des débris d'usure est réalisée en majorité à partir du transfert de WC-Co sur la contreface d'alumine. La croissance de ces transferts entraîne une accumulation de débris à l'origine d'un effet de portance visible par le déplacement vertical vers le haut de l'insert sur les séquences vidéo. Lorsque cette accumulation atteint une taille critique, les

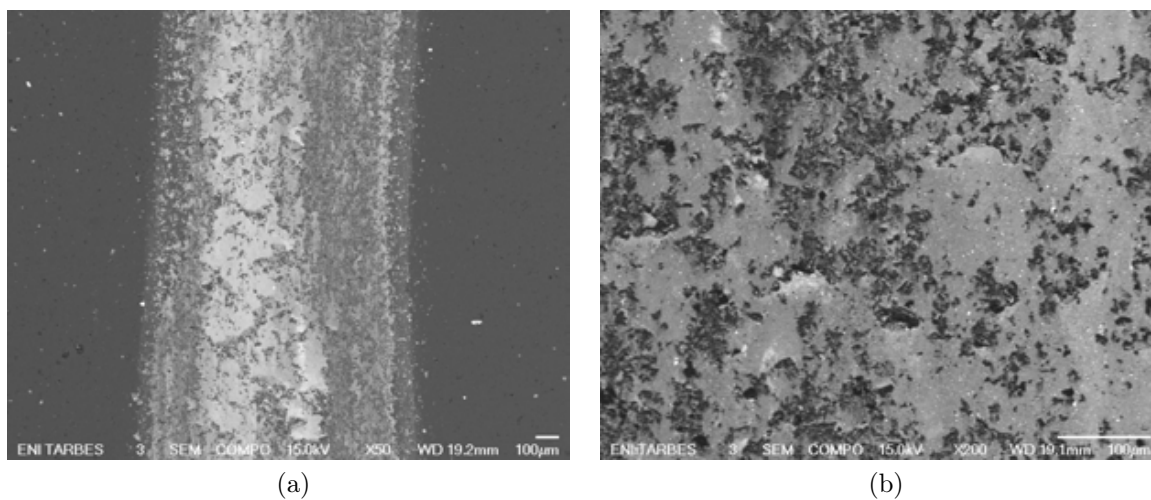


FIGURE 4.1.61 – Micrographie MEB par électrons rétrodiffusés de la trace d'usure suite à un essai à 14N de l'insert P12 : a - grossissement 50 ; b - grossissement 200.

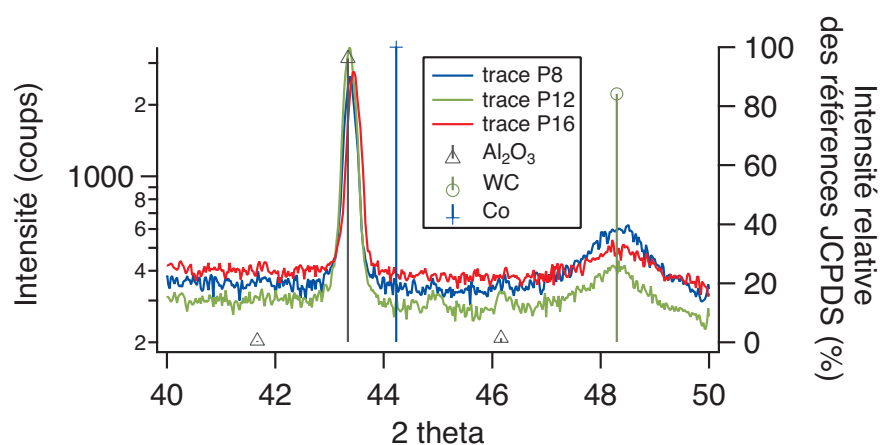


FIGURE 4.1.62 – Diffractogrammes réalisés sur les traces d'usure des contrefaces associées aux inserts de référence suite aux essais tribologiques nominaux.

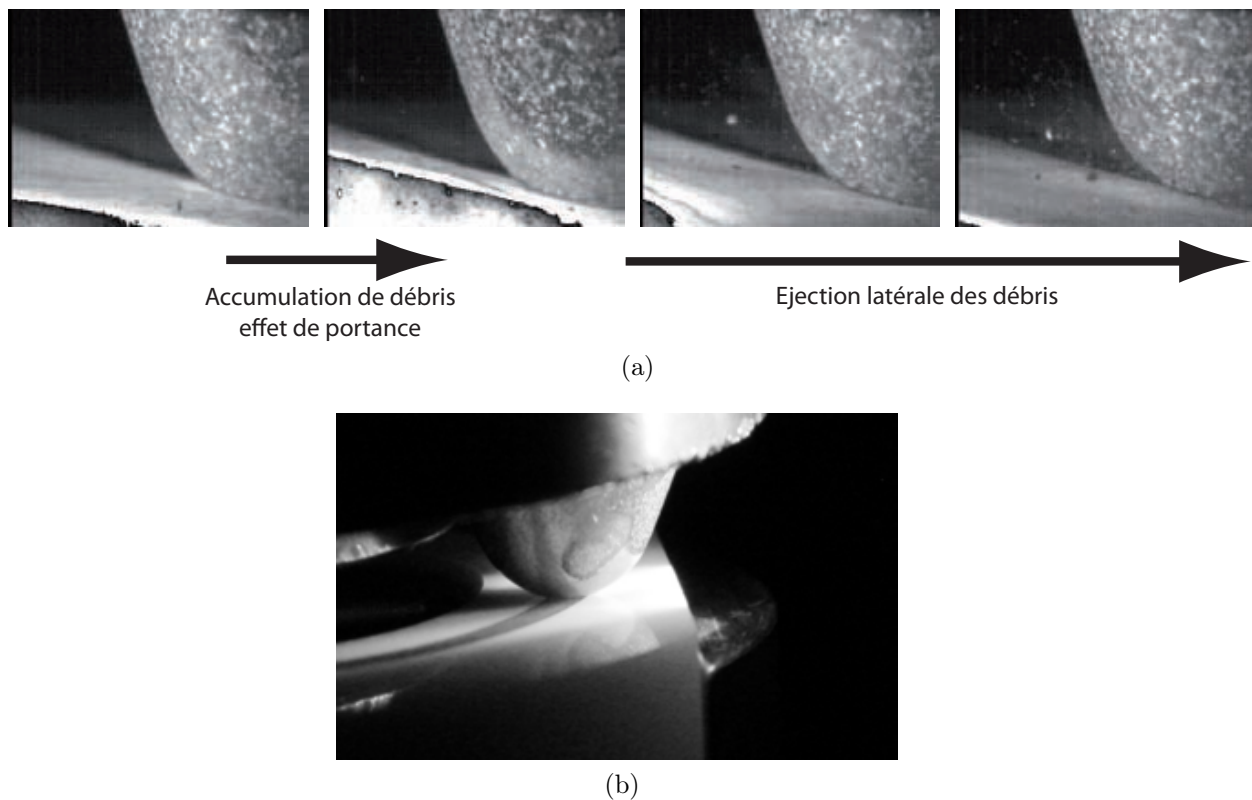


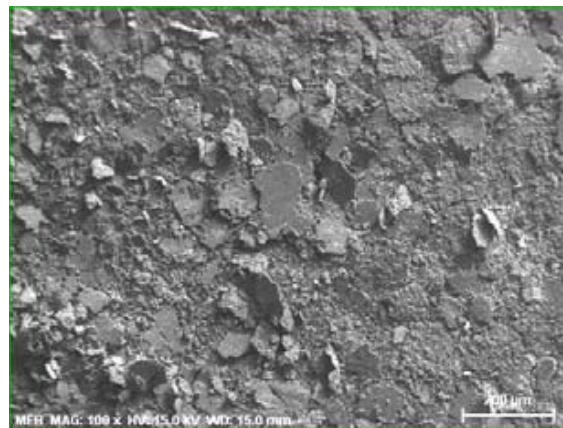
FIGURE 4.1.63 – Vue du contact frottant insert contre alumine et de l'éjection latérale des débris : a - séquence d'images issues d'une vidéo de l'avant du contact frottant ; b - vue générale de l'avant du contact et de l'éjection latérale des débris.

débris sont éjectés latéralement (*fig.* 4.1.63a). L'éjection des débris se produit, avec la force centrifuge générée par la rotation de la contreface, sur une distance de l'ordre de la dizaine de centimètres autour du contact (*fig.* 4.1.63b).

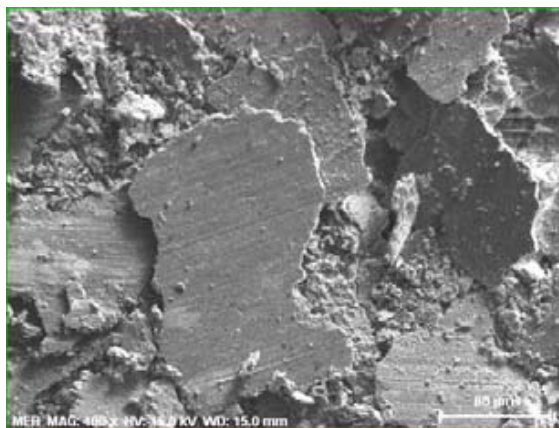
Les débris recueillis autour du contact frottant ont une taille allant de quelques micromètres à près d'une centaine de micromètres (*fig.* 4.1.64a). Une observation à plus fort grossissement permet de constater que les plus gros débris correspondent à des morceaux du transfert de la trace d'usure de la contreface (*fig.* 4.1.64b). En effet, ces débris possèdent une surface lisse avec le dessin des rayures d'abrasion décrites précédemment et une surface rugueuse plus représentative d'un mécanisme d'arrachement de grains d'alumine provenant de la contreface. Une analyse EDX précise que ces débris, morceaux de la piste d'usure, sont formés du côté lisse majoritairement d'un mélange de WC et de Co et du côté rugueux, ils sont essentiellement formés de grains d'alumine (*fig.* 4.1.64c). Les débris les plus petits sont également en grande partie des grains micrométriques d'alumine.

Finalement, une analyse DRX des débris d'usure, suite aux essais tribologiques en conditions nominales des inserts de référence, met en évidence une composition très similaire (*fig.* 4.1.65). En effet, le pic associé à la phase WC est quasi identique pour les débris d'usure issus des inserts P8, P12 et P16. Cependant, le rapport signal sur bruit des diffractogrammes ne permet pas de les discriminer sur la proportion relative de cobalt ou de carbure de tungstène de ces débris. Par contre, les diffractogrammes montrent que la proportion en phase  $\text{Al}_2\text{O}_3$

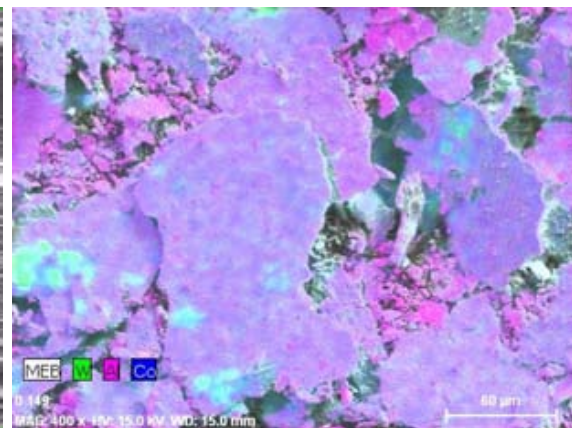




(a)



(b)



(c)

FIGURE 4.1.64 – Micrographie au MEB des débris d'usure : a - vue au grossissement x100 ; b - vue au grossissement x400 ; c - cartographie EDX des débris.

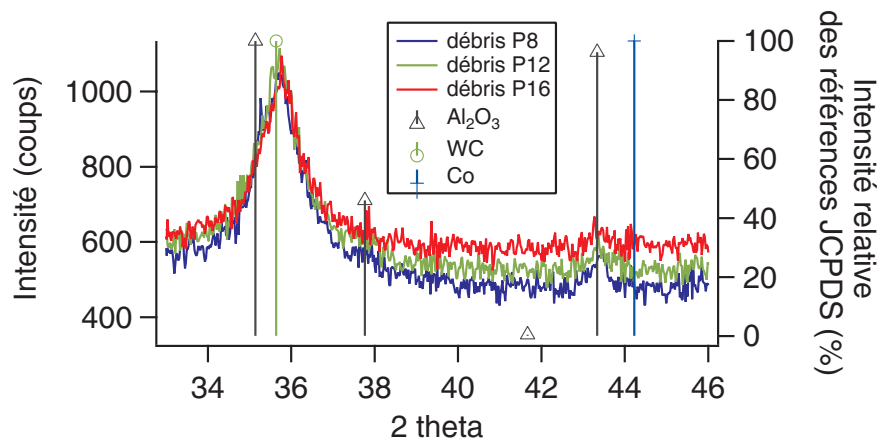


FIGURE 4.1.65 – Diffractogrammes des débris d'usure suite aux essais à charge nominale avec les inserts de référence.

est un peu plus importante pour les débris issus des essais avec le P16 que pour ceux réalisés avec le P12. La proportion de cette même phase est aussi légèrement plus importante pour les débris issus du contact frottant avec le P12 qu'avec le P8.

## Synthèse partielle

Le transfert de matière sur la surface de contact des inserts (**site S<sub>2</sub>**) se fait en grande quantité à l'avant du contact et s'étend sur la totalité de la surface d'usure. Le transfert est un mélange de particules abrasives d'alumine, de grains broyés de WC et de phase liante Co formant alors une pâte au caractère abrasif s'étalant sur la surface usée des inserts dans la direction du glissement. Cette pâte abrasive s'étale plus aisément sur une surface peu rugueuse. Cependant, une surface plus rugueuse génère un piégeage plus important de particules abrasives d'alumine.

Le transfert sur la surface usée de la contreface (**site S<sub>4</sub>**) est composé du même mélange décrit à la surface des inserts formant une pâte abrasive. Ce transfert est en grande partie stable et bien ancré à la surface de l'alumine. Ce transfert est plus important pour le P8 et plus faible pour le P12.

Les débris d'usure représentatifs du troisième corps (**site S<sub>3</sub>**) sont éjectés latéralement à partir de la surface des contrefaces. Ces débris sont composés d'une partie plane représentative des pistes d'usure réalisées à la surface des contrefaces et d'une partie plus en volume formée de particules d'alumines arrachées de ces contrefaces. La proportion d'alumine de ces débris décroît avec la proportion de cobalt des inserts de référence.

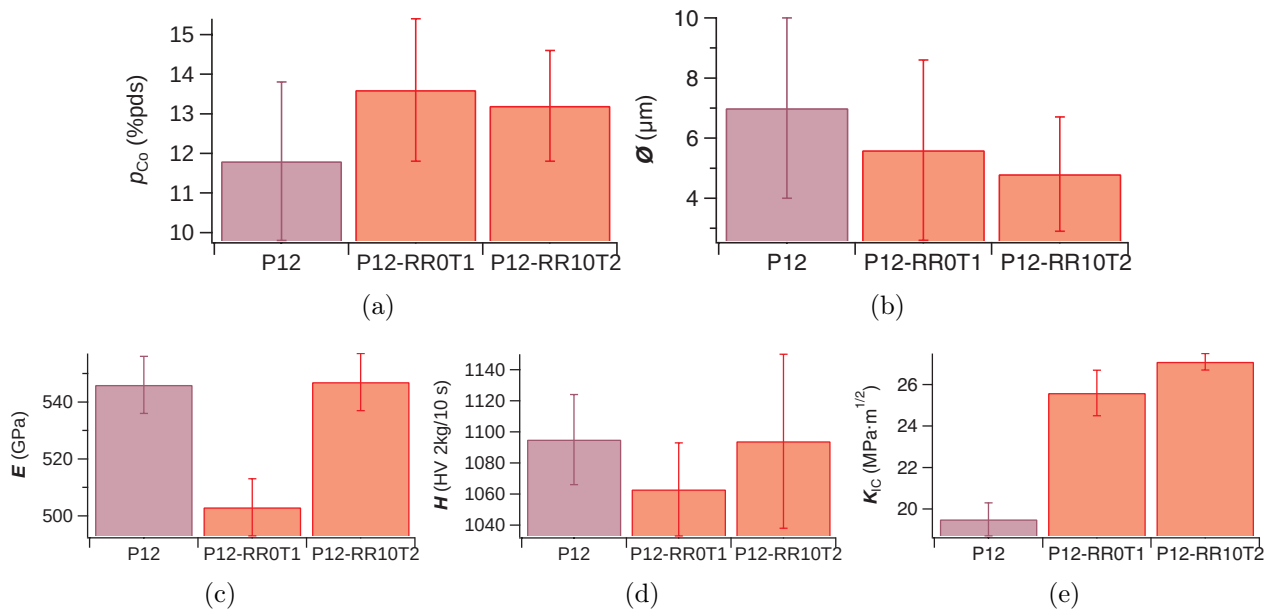


FIGURE 4.2.1 – Propriétés physicochimiques et mécaniques moyennes des inserts revêtus relativement à l'insert de référence P12 : a - proportion de cobalt ; b - taille de grain de WC ; c - Module de Young ; d - dureté ; e - ténacité.

## 4.2 Inserts traités par revêtement réactif, imbibition et imbibition réactive

### 4.2.1 Étude tribologique des inserts traités par revêtement réactif

#### Rappels des propriétés physicochimiques et mécaniques

Deux nuances d'insert sur la base d'un insert P12 ont été traitées par revêtement réactif : le P12-RR0T1 et le P12-RR10T2. Ce dernier a subi une température de frittage supérieure à celui du P12-RR0T1, ce qui lui confère une dureté en bout et une étendue de dureté plus importantes d'après les mesures d'indentation (*fig.* 4.2.1). Aussi, les inserts revêtus possèdent des tailles moyennes de grains de carbure de tungstène inférieures à celles mesurées pour l'insert P12 (tout en restant plus importantes que celles du P8 et P16). Le P12-RR10T2 possède lui-même une taille moyenne de grain inférieure à celle du P12-RR0T1. Le module de Young du P12-RR10T2 est équivalent à celui du P12 et est supérieur de 9 % à celui du P12-RR0T1. Enfin, la ténacité moyenne des inserts revêtus est nettement supérieure à celle du P12 de plus de 30 % et celle du P12-RR10T2 est supérieur de 6 % à celle du P12-RR0T1. Ceci montre clairement que le traitement de revêtement réactif a non seulement augmenté la dureté en bout des inserts mais à cela s'ajoute des modifications de mise en forme de ces inserts permettant une amélioration de la ténacité des inserts revêtus.

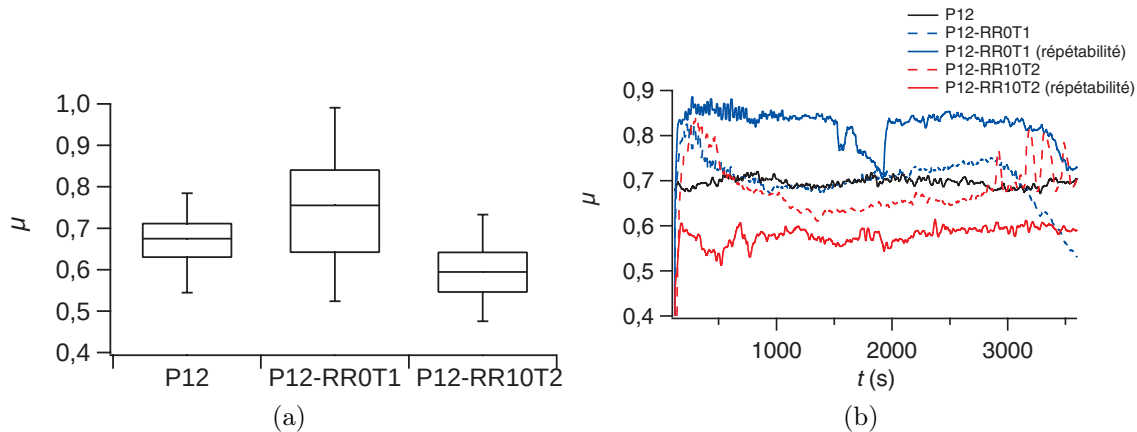


FIGURE 4.2.2 – Coefficients de frottement des inserts revêtus comparés à celui de l'insert de référence P12 : a - boîtes à moustaches ; b - évolution des coefficients de frottements ( $RMS$ ).

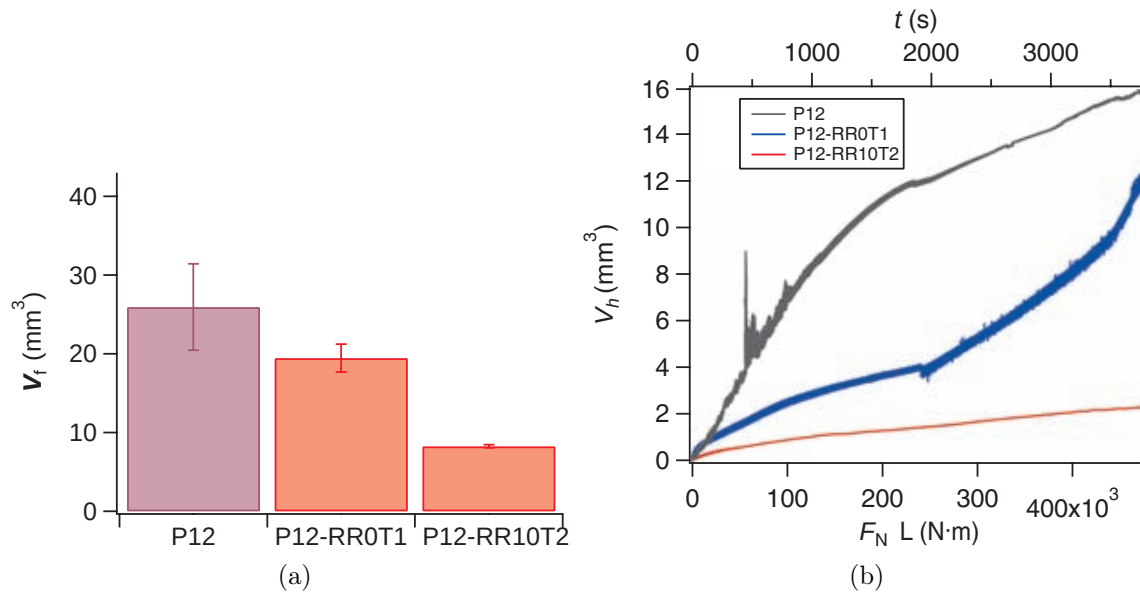
### Coefficients de frottement

Du fait de ces différences dépassant le cadre de l'ajout d'un simple revêtement sur une base d'un insert P12, il est alors délicat de vouloir comparer les coefficients de frottement des inserts revêtus aux inserts de référence (*fig. 4.2.2*). Les valeurs de coefficient de frottement des inserts revêtus avec contreface d'alumine encadrent celles obtenues en moyenne avec l'insert P12 du fait de l'étendue des mesures obtenues (*fig. 4.2.2a*). L'insert P12-RR0T1 possède le coefficient de frottement le plus élevé de  $0,74 \pm 0,12$  et celui du P12-RR10T2 est de  $0,59 \pm 0,06$ . L'évolution du coefficient de frottement des inserts revêtus possède des perturbations au cours des essais associés à des phénomènes dynamiques transitoires observés au cours des essais tels que des chocs et des effets vibratoires des inserts contre les contrefaces (*fig. 4.2.2b*). Le coefficient de frottement atteint un pic ou simplement un maximum local en début d'essai pour les inserts revêtus. De plus, une chute progressive significative du coefficient de frottement est observée en fin d'essai sur les deux essais réalisés sur l'insert P12-RR0T1. Ces observations doivent être reliées aux gradients de propriétés réalisés dans les inserts revêtus. Comme vu précédemment, le coefficient de frottement a tendance à croître lorsque la dureté augmente ou la proportion de cobalt diminue dans les carbures cimentés testés ici. La dureté étant localement importante en bout d'insert, grâce à la formation de borures WCoB et l'appauvrissement en cobalt vers la surface, et est plus faible vers le cœur de celui-ci, cela expliquerait alors ces variations du coefficient de frottement.

### Cinétiques d'usure

Le volume d'usure final  $V_f$  montre de manière répétable que les inserts revêtus s'usent moins que l'insert de référence P12 (*fig. 4.2.3a*). Le P12-RR10T2 a un volume d'usure final 68 % inférieur à celui obtenu avec le P12 et 58 % inférieur à celui de l'insert traité P12-RR0T1. La cinétique d'usure de l'insert P12 n'est pas conservée, comme cela peut être constaté sur les courbes de l'évolution du volume usé  $V_h$  (*fig. 4.2.3b*). L'insert P12-RR0T1 initie une première





| Taux d'usure des inserts<br>( $\pm 0,5 \times 10^{-5} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$ ) | P12 | P12-RR0T1 | P12-RR10T2 |
|---------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|-----------|------------|
| $k_1$                                                                                                         | 9,4 | 3,1       | 1,7        |
| $k_2$                                                                                                         | 2,2 | 6,5       | 1,1        |
| $\bar{k}$                                                                                                     | 5,5 | 4,1       | 1,7        |

(c)

FIGURE 4.2.3 – Cinétique d'usure des inserts revêtus relativement à l'insert P12 : a - volume usé final ; b - volume d'usure tracé en fonction du produit  $F_N L$  et du temps ; c - taux d'usure primaire, secondaire et moyenne pondérée du taux d'usure.

croissance du volume usé avec un taux d'usure primaire de  $3,1 \cdot 10^{-5} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$  puis une rupture de pente se produit au même moment que celle observée pour l'insert P12 vers 1800s ou 240  $\text{N} \cdot \text{m}$  pour atteindre un taux d'usure secondaire de  $6,5 \cdot 10^{-5} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$  (fig. 4.2.3c). Ceci laisse à penser que le traitement par revêtement réactif a un effet en début d'essai et réduit alors la cinétique d'usure de l'insert P12-RR0T1. Cependant, le faible gradient de dureté généré dans cet insert ne permet pas de maintenir cette cinétique et un comportement plus proche de celui de l'insert de référence prend alors le dessus. Pour l'insert P12-RR10T2, l'étendue du gradient de dureté généré par le traitement permet de maintenir un taux d'usure nettement plus faible que les références avec une valeur de taux d'usure moyen de  $1,7 \cdot 10^{-5} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$  soit 69% de moins que le taux d'usure moyen du P12.

Une chose singulière ici est que les inserts revêtus s'usent moins que l'insert P12 et qu'en même temps les volumes d'usure finaux des contrefaces d'alumine  $W_f$  sont aussi inférieurs

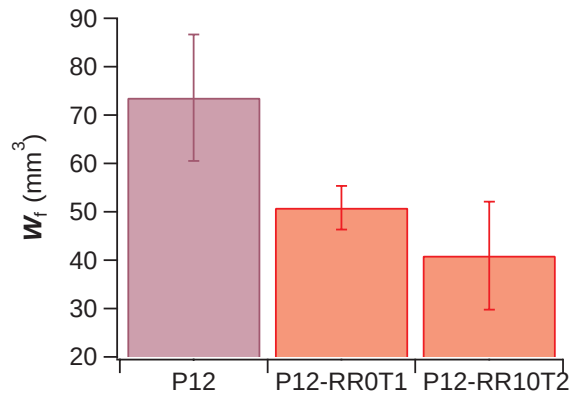


FIGURE 4.2.4 – Volume d'usure final de la contreface d'alumine suite aux essais sur les inserts revêtus.

pour les inserts revêtus que pour le P12 (*fig.* 4.2.4). En effet, lors des essais avec les inserts de référence, il a été constaté que par exemple l'usure finale plus importante du P16 en comparaison des autres inserts P8 et P12 impliquait en contrepartie une usure finale de la contreface d'alumine moins élevée pour le P16 que pour les autres inserts. Ceci semble indiquer l'intervention d'un mécanisme d'usure différent de celui observé pour les inserts de référence pour les inserts revêtus.

### Températures de contact

Les évolutions des températures de contact de l'insert de référence P12 et des inserts revêtus montrent une certaine similarité avec un maximum de température atteint pour les trois types d'insert de près de 160 °C (*fig.* 4.2.5). Comme décrit avec les inserts de référence, l'amplitude de la température au contact dépend surtout de la proportion globale de cobalt dans les inserts testés. Or ici les inserts revêtus et l'insert de référence P12 possèdent des proportions de cobalt proches situées en moyenne autour de  $12,9 \pm 0,7\%$  pds. Toutefois, en début d'essai, il est à noter que les courbes de température ne sont pas parfaitement confondues avec une température un peu plus élevée pour l'insert P12 que les inserts traités ce qui peut être dû à l'appauvrissement en cobalt réalisé en bout de ces inserts.

Le saut de température décrit plus haut comme étant le résultat d'une meilleure mise en conformité entre insert et contreface se produit légèrement plus tôt pour le P12-RR10T2 suivi du P12-RR0T1 et enfin ce saut se produit plus tard pour le P12. Ceci indique un léger effet des duretés et modules d'élasticité un peu plus importants des inserts revêtus que pour l'insert P12 à l'origine de pressions de Hertz plus importantes et d'une mise en conformité un peu plus rapide.

Il faut aussi prendre en considération une stabilisation en fin d'essai, voire une légère décroissance de température qui peut être reliée à la diminution du coefficient de frottement notamment pour l'insert P12-RR0T1.

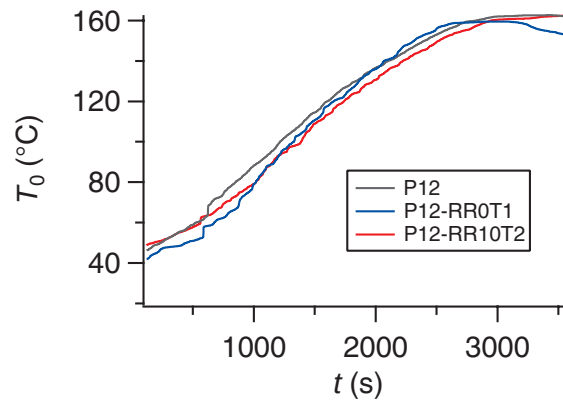


FIGURE 4.2.5 – Évolution des températures au contact pour les inserts P12, P12-RR0T1 et P12-RR10T2 (*RMS*).

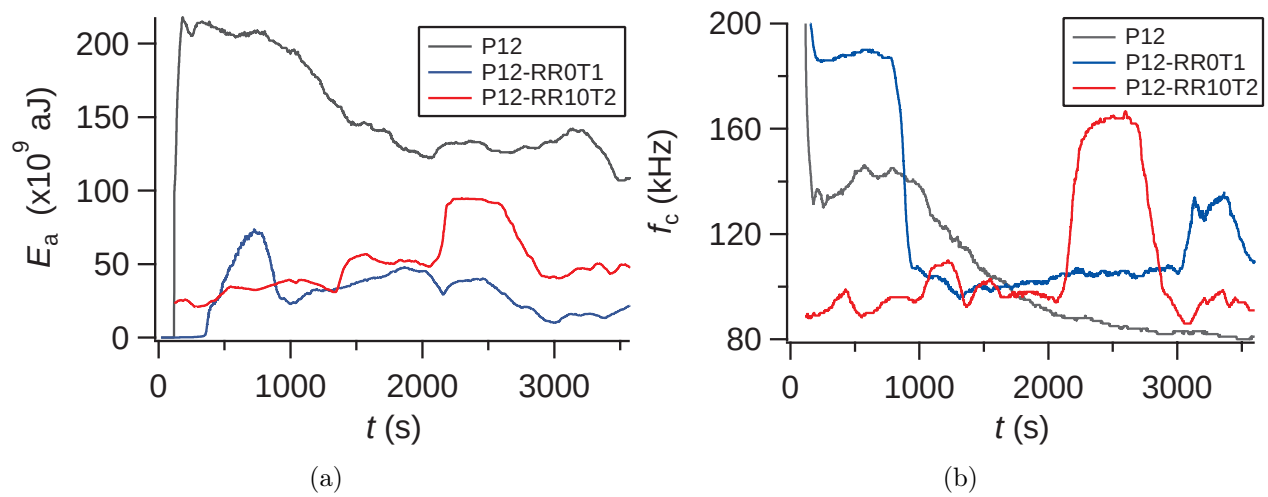


FIGURE 4.2.6 – Traitement des signaux d'émission acoustique suite aux essais avec les inserts revêtus : a - courbes d'énergie absolue ; b - courbes de fréquence centroïde.

### Signaux d'émission acoustique

Les traitements des signaux d'émission acoustique indiquent que l'énergie émise lors des essais réalisés sur les inserts revêtus est inférieure d'une décade de celle obtenue avec l'insert de référence P12 (*fig.* 4.2.6a). Moins d'énergie est dissipée au contact pour les inserts traités ce qui pourrait indiquer une réduction des mécanismes de fissuration à leur surface. Par ailleurs, les courbes de fréquence centroïde, celles-ci sont plutôt variables autour de la courbe décrite avec l'insert P12 (*fig.* 4.2.6b). Ainsi, les signaux d'émission acoustique ne permettent pas de conclure sur de grandes différences de nature des sources d'émission acoustique entre les inserts revêtus et le P12 car il n'y a pas un écart net de fréquence centroïde entre ces inserts malgré quelques perturbations.

Il y a aussi une certaine stabilité des signaux d'émission acoustique sans doute à mettre en relation avec des taux d'usure moins importants pour les inserts revêtus. Précédemment, l'analyse de l'amplitude des signaux d'émission acoustique semblait indiquer une relation avec les mécanismes dissipatifs d'énergie influencés par la taille de grain des carbures cé-

TABLE 4.2.1 – Résumé des valeurs moyennes de coefficient de frottement et de taux d'usure pour l'insert de référence P12 et les inserts revêtus suite aux essais en conditions nominales.

| Inserts           | $\bar{\mu}$                       | $\bar{k}$<br>( $10^{-5} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$ ) | $\bar{k}_c$<br>( $10^{-5} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$ ) |
|-------------------|-----------------------------------|---------------------------------------------------------------------------------|-----------------------------------------------------------------------------------|
| P12               | $0,67 \pm 0,06$                   | $5,5 \pm 0,5$                                                                   | $15,6 \pm 2,7$                                                                    |
| <b>P12-RR0T1</b>  | <b><math>0,74 \pm 0,12</math></b> | <b><math>4,1 \pm 0,5</math></b>                                                 | <b><math>10,7 \pm 0,1</math></b>                                                  |
| <b>P12-RR10T2</b> | <b><math>0,59 \pm 0,06</math></b> | <b><math>1,7 \pm 0,5</math></b>                                                 | <b><math>8,6 \pm 2,4</math></b>                                                   |

mentés (fissurations transgranulaires). La fréquence centroïde de ces signaux semblait plutôt indiquer une relation avec les mécanismes influencés par la proportion de cobalt (fissurations intergranulaires). Cette analyse n'est pas infirmée ici car la taille moyenne des grains de WC est plus faible pour les inserts revêtus relativement à celle du P12 et la proportion de cobalt est plutôt proche de celle de l'insert de référence.

### Synthèse partielle

Le traitement par revêtement réactif permet une réduction du coefficient de frottement pour l'insert P12-RR10T2 (*tab.* 4.2.1). Pour l'insert P12-RR0T1, l'étendue de coefficient de frottement se situe autour de celle de l'insert de référence P12 et la valeur moyenne de  $\mu$  est proche de celle du P8. Une chute du coefficient de frottement se produit pour cet insert en fin d'essai liée à l'atteinte d'une zone plus riche en cobalt suite à l'usure de l'insert.

Le traitement augmente clairement la résistance à l'abrasion des inserts et cela est encore plus évident pour l'insert P12-RR10T2 dont le taux d'usure moyen est plus de trois fois moins important que ceux observés pour les inserts de référence. Les taux d'usure moyens de la contreface d'alumine sont nettement plus importants que ceux des inserts revêtus associés à l'image de ce qui a été observé pour le P12.

La température au contact observée pour les inserts revêtus est proche de celle de l'insert de référence P12. Il y a une décroissance de la température au contact pour l'insert P12-RR0T1 liée à celle du coefficient de frottement.

Les signaux d'émission acoustique ne montrent pas de différence flagrante de la nature au contact des inserts traités mais plutôt des mécanismes dissipatifs moins énergétiques à mettre sur le compte de l'usure moindre de ces inserts.

## 4.2.2 Étude tribologique des inserts gradués par imbibition

### Rappels des propriétés physicochimiques et mécaniques

Un seul insert nommé P8-I10 a été traité uniquement par le procédé d'imbibition sur la base de l'insert de référence P8. Ceci dans l'intérêt de maintenir la dureté du P8 en bout d'insert et d'augmenter la ductilité de celui-ci à cœur par un enrichissement en cobalt. Ainsi,

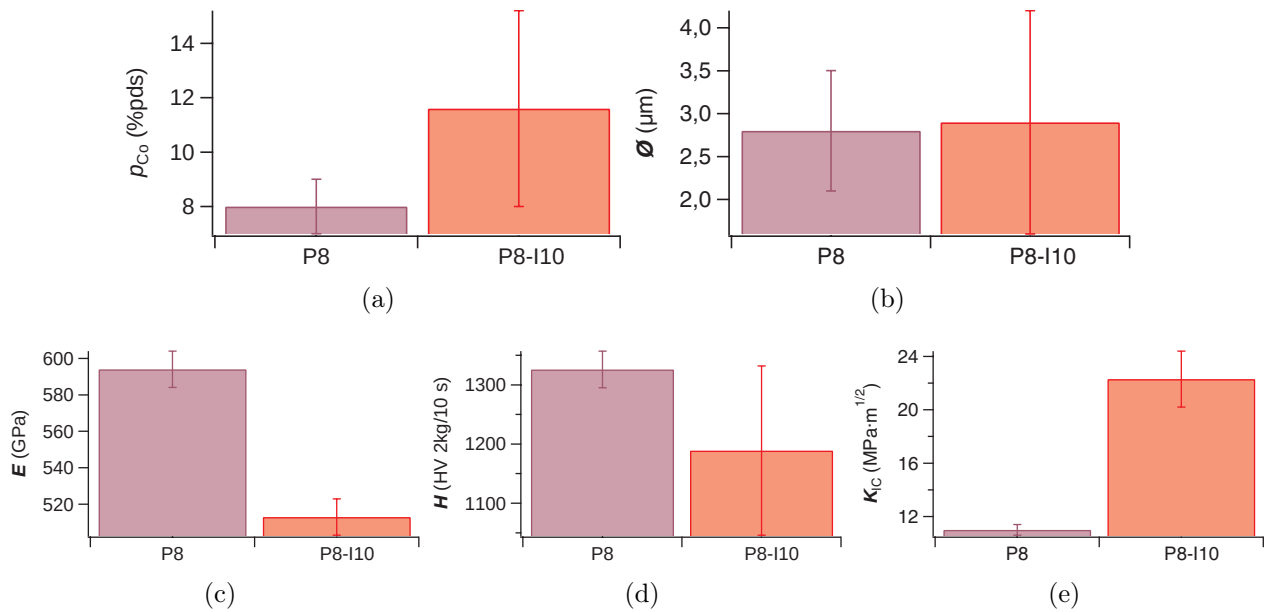


FIGURE 4.2.7 – Propriétés physicochimiques et mécaniques moyennes de l'insert imbibé P8-I10 relativement à l'insert de référence P8 : a - proportion de cobalt ; b - taille de grain de WC ; c - Module de Young ; d - dureté ; e - ténacité..

la taille moyenne des grains de l'insert imbibé est similaire à celle de l'insert de référence P8 (*fig.* 4.2.7). Par contre, la proportion moyenne de cobalt du P8-I10 est logiquement plus importante et plus étendue que celle du P8 et atteint une valeur de  $11,6 \pm 3,6$  %pds proche de celle de l'insert de référence P12. En conséquence, le module de Young est nettement plus faible pour le P8-I10 que pour le P8 avec une réduction de 14 %. La dureté du P8-I10 est en moyenne inférieure de 10 % de celle du P8 mais comme le montre l'étendue des valeurs, la dureté vers la surface en bout de l'insert P8-I10 est équivalente à celle du P8 et vers le cœur de l'insert P8-I, elle est de 32 % inférieure à celle du P8. Inversement, la ténacité de l'insert P8-I10 représente en moyenne plus de deux fois celle de l'insert P8.

### Coefficients de frottement

Comme il fallait s'y attendre, le coefficient de frottement moyen est situé entre ceux de l'insert de référence P12 et du P8 (*fig.* 4.2.8a). En effet, l'évolution moyenne du coefficient de frottement de l'insert P8-I10 débute avec des valeurs plus élevées que celles obtenues avec les inserts de référence pour finir avec des valeurs équivalentes à celles de l'insert P12 (*fig.* 4.2.8b). Ceci rejoint alors le constat réalisé précédemment, le coefficient de frottement diminue avec la proportion de cobalt et avec la diminution des propriétés mécaniques (dureté, module d'élasticité).

### Cinétiques d'usure

L'insert imbibé s'use en moyenne plus que l'insert de référence P8 mais garde une certaine proximité de comportement à l'usure du fait de l'étendue des mesures de volume d'usure (*fig.*

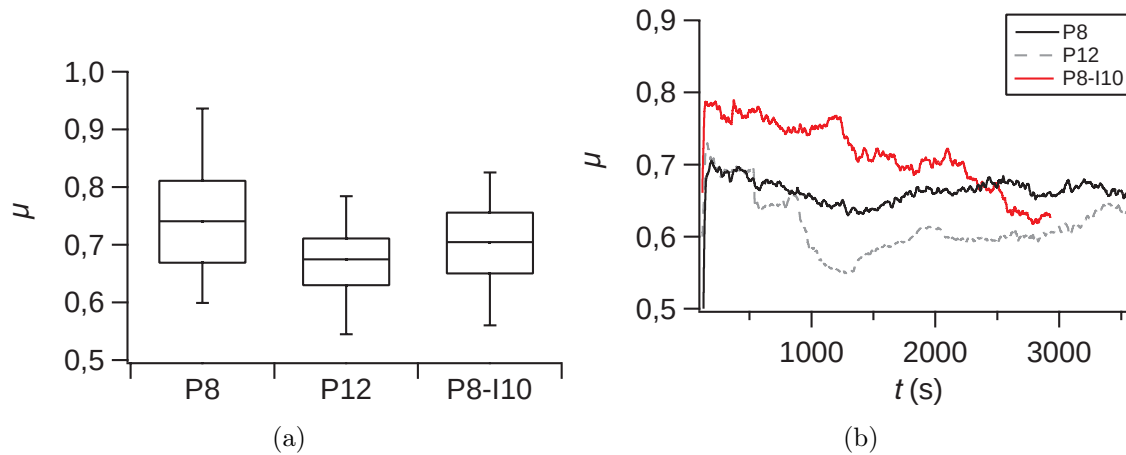


FIGURE 4.2.8 – Coefficient de frottement de l'insert imbibé P8-I10 comparé à ceux de l'insert de référence P8 et de l'insert P12 : a - boîtes à moustaches; b - évolution des coefficients de frottements (*RMS*).

4.2.9a). Du fait d'une mauvaise fixation du capteur de déplacement vertical lors des deux essais réalisés sur l'insert P8-I10, la valeur du déplacement  $h$  est perturbée et ne permet pas de calculer assez précisément un taux d'usure (*fig.* 4.2.9b). Pour remédier à ce défaut d'information, le suivi vidéo du contact frottant est utilisé afin de retrouver les valeurs de volume usé de l'insert. Ce qui est alors clair ici, c'est que la rupture de pente au niveau de l'évolution du volume usé est observée comme ce fut le cas pour l'insert P8 et ceci avec une accélération de la vitesse d'usure à partir de  $100 \text{ N} \cdot \text{m}$ . Ainsi, le taux d'usure primaire est plus faible que ceux de l'ensemble des inserts de référence mais il y a une nette augmentation du taux d'usure à long terme qui replace l'insert P8-I10 au niveau de la résistance à l'usure du P8 (*fig.* 4.2.9c). Évidemment, ceci est à mettre en relation avec la dureté réalisée en bout d'insert pour le P8-I10 comparable à celle du P8 et une dureté plus faible que celle de l'insert de référence P16 vers le cœur de l'insert.

Le volume d'usure final de la contreface d'alumine obtenue avec l'insert imbibé est supérieur de 32 % à celui mesuré pour les essais avec l'insert P8. Il est plus proche de celui obtenu avec l'insert P12 avec un écart de près de 16 % (*fig.* 4.2.10).

### Températures de contact

Les essais réalisés sur les inserts imbibés ont subi des interruptions notamment à cause de la mise en place d'un nouveau porte-échantillon (*fig.* 4.2.11). En effet, le procédé d'imbibition génère un gonflement des inserts post-frittage ce qui a nécessité une adaptation du diamètre plus grand ces inserts (un à deux dixièmes de millimètre supplémentaires) au dispositif. Par conséquent, suite à ces arrêts, il n'est pas possible de comparer directement l'évolution des températures de contact obtenues avec le P8-I10 à la référence P8. La température de contact maximale sur ces essais tronqués est de près de  $100^\circ\text{C}$  pour un contact maintenu un peu plus 2700 s avec un insert déjà usé sur une première partie de l'essai ( $\sim 900 \text{ s}$ ) et celle obtenue avec

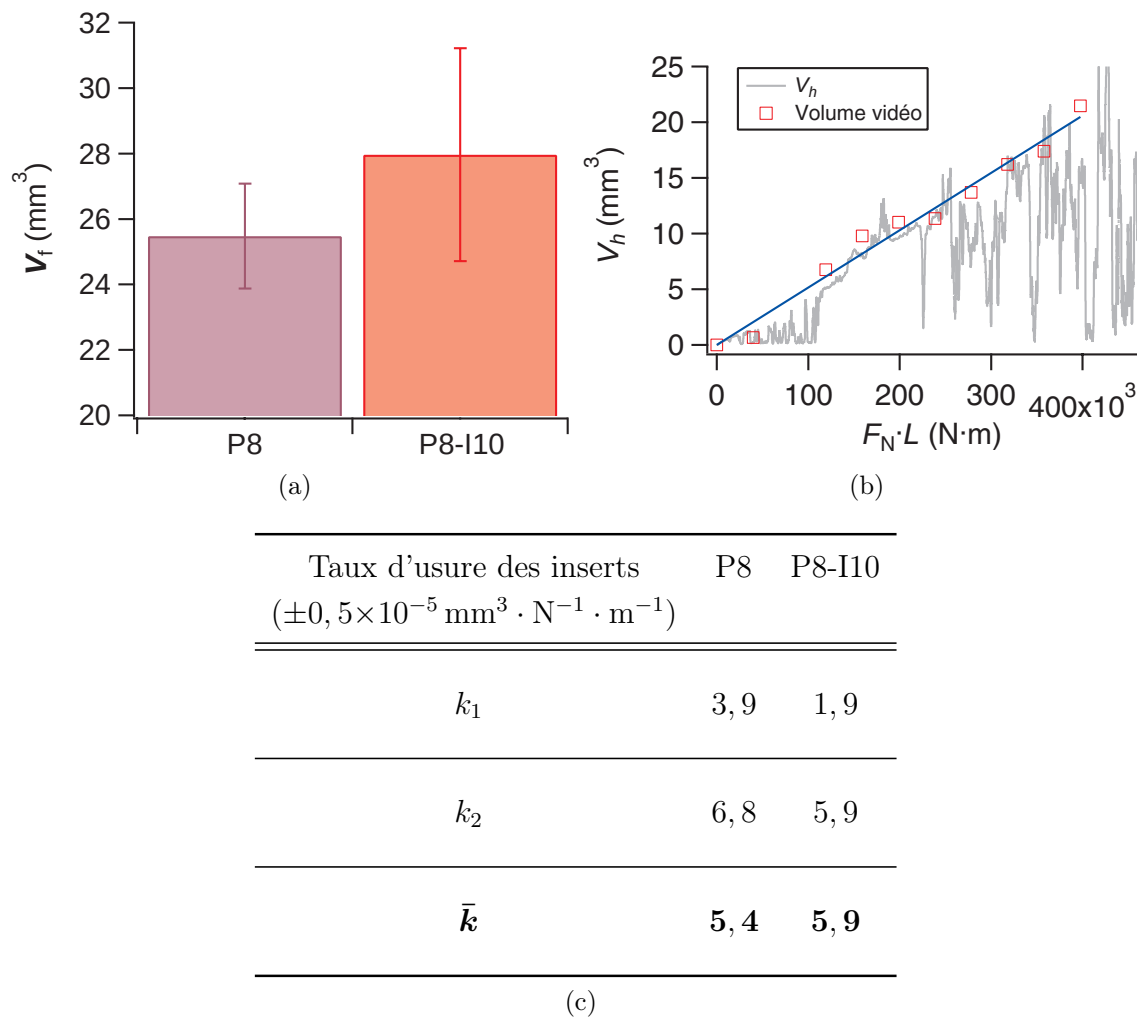


FIGURE 4.2.9 – Cinétique d'usure de l'insert imbibé relativement à l'insert P8 : a - volume usé final ; b - volumes d'usure mesurés à partir du capteur de déplacement et des séquences vidéo tracés en fonction du produit  $F_N L$  ; c - taux d'usure primaire, secondaire et moyenne pondérée du taux d'usure.

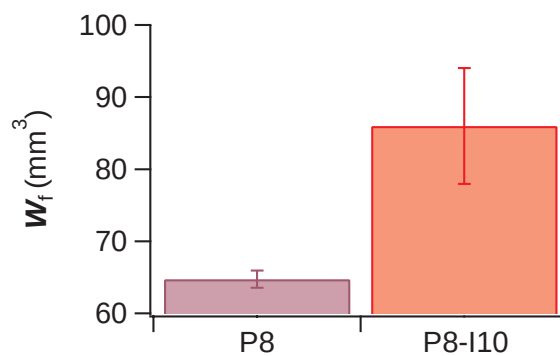


FIGURE 4.2.10 – Volume d'usure final de la contreface d'alumine suite aux essais sur l'insert imbibé.

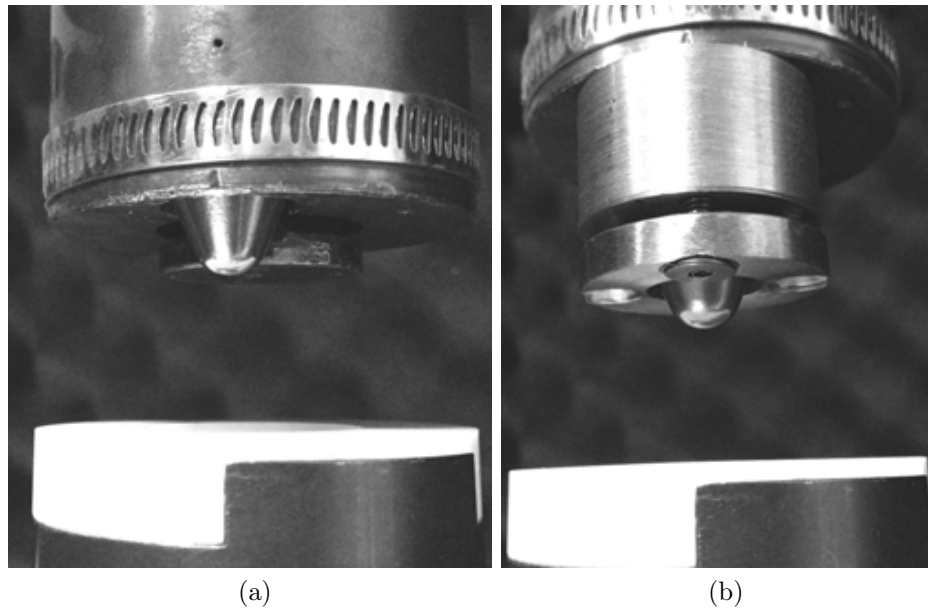


FIGURE 4.2.11 – Photographies de la fixation de l'insert dans le mandrin supérieur et modification : a - fixation directe normale; b - fixation avec porte-échantillon adaptateur de diamètre.

les inserts de référence est supérieure à  $150^{\circ}\text{C}$  pour un contact maintenu une heure. Pour un temps de 2700 s lors d'un essai nominal sur les inserts de référence la température moyenne au contact calculée était de plus de  $120^{\circ}\text{C}$ . La différence de température s'explique donc avec l'interruption des essais mais à cela, peut s'ajouter l'effet du nouveau porte-échantillon qui modifie les propriétés de diffusion thermique moyennes du système.

Suite à la rupture de thermocouples, la température de contact n'a pu être mesurée pour les campagnes d'essai suivantes.

### Signaux d'émission acoustique

Pour les mêmes raisons que pour les données de température, il devient difficile d'analyser les courbes des signaux traités d'émission acoustique. Cela d'autant plus que les valeurs d'énergie absolue et de fréquence centroïde sont très sensibles aux variations des conditions expérimentales et aux changements des pièces mécaniques d'un système.

### Synthèse partielle

Le coefficient de frottement de l'insert imbibé P8-I10, de propriétés intermédiaires entre celles des inserts de référence P8 et P12 de par son enrichissement en cobalt, évolue logiquement entre ceux de ces derniers (*tab. 4.2.2*).

Le taux d'usure moyen de l'insert imbibé est un peu plus élevé que ceux des de références P8 et P12 mais reste néanmoins proche de ceux-ci. Par contre, le taux d'usure primaire de cet insert montre une tenue à l'abrasion deux fois plus importante à court terme que l'insert P8.



TABLE 4.2.2 – Résumé des valeurs moyennes de coefficient de frottement et de taux d'usure pour les inserts de référence P8 et P12 ainsi que l'insert imbibé P8-I10 suite aux essais en conditions nominales.

| Inserts       | $\bar{\mu}$                       | $\bar{k}$                                                          | $\bar{k}_c$                                                        |
|---------------|-----------------------------------|--------------------------------------------------------------------|--------------------------------------------------------------------|
|               |                                   | ( $10^{-5} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$ ) | ( $10^{-5} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$ ) |
| P8            | $0,74 \pm 0,09$                   | $5,4 \pm 0,5$                                                      | $13,7 \pm 0,2$                                                     |
| <b>P8-I10</b> | <b><math>0,69 \pm 0,07</math></b> | <b><math>5,9 \pm 0,5</math></b>                                    | <b><math>18,1 \pm 0,2</math></b>                                   |
| P12           | $0,67 \pm 0,06$                   | $5,5 \pm 0,5$                                                      | $15,6 \pm 2,7$                                                     |

Les inserts ayant subi un traitement d'imbibition ne peuvent pas fournir de données de température ou d'émission acoustique comparables à ceux des inserts précédents du fait du changement de porte-échantillon.

### 4.2.3 Étude tribologique des inserts traités par imbibition réactive

#### Rappels des propriétés physicochimiques et mécaniques

Trois types d'insert ont été mis en forme par le procédé de l'imbibition réactive sur la base des inserts de référence P8, P12 et P16 : l'insert P8-IRP30 (30 min de palier de frittage), l'insert P12-IRP30 et l'insert P16-IRP10 (10 min de palier de frittage). Les inserts avec imbibition possèdent logiquement une proportion moyenne de cobalt et une étendue de cette proportion supérieure à celles des inserts de référence associés (*fig.* 4.2.12). La taille moyenne des grains de WC est identique entre le P8 et le P8-IRP30. Celle du P12 est nettement supérieure à celle du P12-IRP30 mais les deux inserts possèdent la même étendue de taille de grain de WC du fait de la distribution bimodale marquée pour ces inserts. La taille moyenne de grain est un peu plus importante pour le P16 que pour le P16-IRP10. À l'image de la proportion de cobalt, les modules de Young des inserts traités sont en moyenne inférieurs à ceux mesurés pour les inserts de référence. Les ténacités sont en moyenne plus élevées pour les inserts traités relativement aux références associées. La ténacité est la plus importante pour l'insert P16-IRP10 puis pour le P12-IRP30. Le P8-IRP30 possède la ténacité la plus faible des inserts traités tout en étant proche de la valeur de ténacité moyenne de l'insert de référence le plus ductile, autrement dit le P16, et atteint même une ténacité équivalente à celui-ci à cœur.

#### Coefficients de frottement

Le coefficient de frottement moyen est plus élevé pour le P8-IRP30 suivi du P16-IRP10 et enfin le P12-IRP30 (*fig.* 4.2.13a). En moyenne, les coefficients de frottement observés pour les inserts de référence sont conservés excepté pour l'insert P12-IRP30 qui montre un coefficient

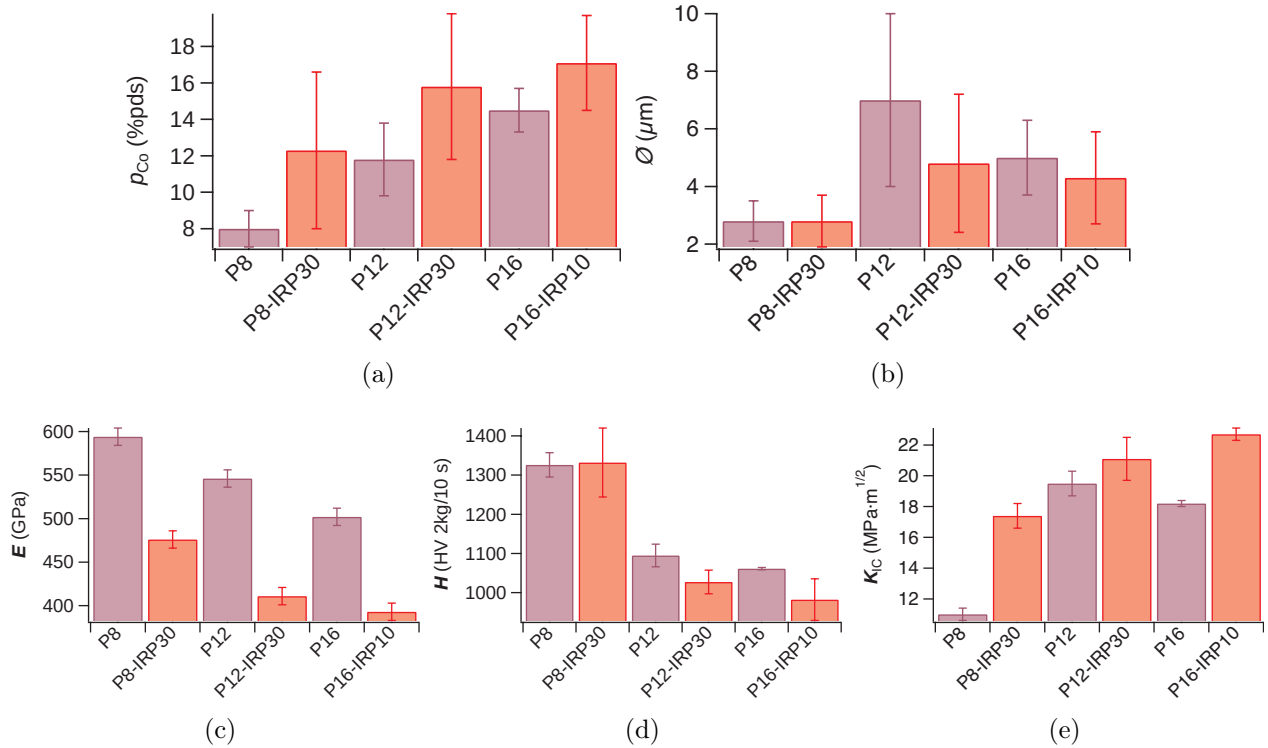


FIGURE 4.2.12 – Propriétés physicochimiques et mécaniques moyennes des inserts avec revêtement réactif relativement aux inserts de référence : a - proportion de cobalt ; b - taille de grain de WC ; c - Module de Young ; d - dureté ; e - ténacité..

de frottement faible<sup>5</sup> en comparaison de ceux qui ont été mesurés pour l'ensemble des inserts de l'étude y compris donc en comparaison de l'insert P12. Plus particulièrement, concernant l'insert P16-IRP10, alors que la dispersion des mesures de coefficient de frottement observée pour l'insert P16 était due à des variabilités de celui-ci entre plusieurs essais, pour l'insert traité ce n'est le cas. En effet, la variabilité observée pour le P16-IRP10 se produit pour un même essai par une chute du coefficient de frottement en fin d'essai (*fig.* 4.2.13b). Celui-ci passe d'une valeur proche de 0,7 à une valeur de près de 0,3. Ce phénomène est certainement dû à un accroissement de ductilité se produisant plus près de la surface de l'insert pour l'insert P16-IRP10 que pour les autres inserts traités, car comme vu auparavant, le coefficient de frottement décroît avec la proportion de cobalt et la décroissance de dureté qui en découle.

### Cinétiques d'usure

Le changement de fixation de l'insert au mandrin supérieur a introduit des vibrations plus importantes du dispositif engendrant par la même occasion des défauts de mesure du capteur de déplacement au cours des essais sur les inserts traités par imbibition réactive. Le volume d'usure  $V_h$  au cours d'un essai a donc été évalué ici à l'aide des séquences vidéo fournies par la caméra focalisée sur le contact frottant (*fig.* 4.2.14a). Cette méthode d'évaluation

5. Il est à noter que les deux essais ont été réalisés non successivement, autrement dit suite à d'autres essais, ce qui exclut un effet dû à une modification ponctuelle du système tribologique.

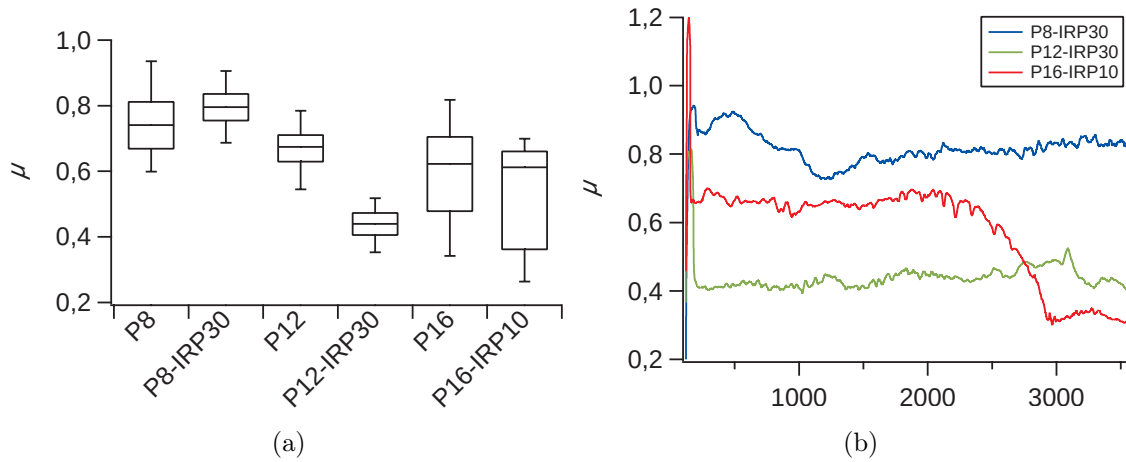


FIGURE 4.2.13 – Coefficient de frottement des traités par imbibition réactive : a - boîtes à moustaches ; b - évolution des coefficients de frottements (*RMS*).

du volume d'usure n'est pas aussi précise que celle réalisée avec les données du capteur de déplacement, néanmoins les taux d'usure moyens calculés auparavant sont retrouvés ici (*fig.* 4.2.14b). Par exemple, en ce qui concerne l'insert P12, cette évaluation du volume d'usure permet non seulement de retrouver le taux d'usure moyen de  $5,2 \cdot 10^{-5} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$  mais aussi la rupture de pente observée précédemment pour cet insert.

Le volume d'usure final mesuré pour l'insert P8-IRP30 est similaire à celui obtenu pour l'insert de référence P8 (*fig.* 4.2.15a). Celui obtenu pour le P12-IRP30 est le plus important volume d'usure mesuré sur l'ensemble des campagnes d'essai, il représente plus de deux fois et demie le volume d'usure final de l'insert de référence P12 et dépasse aussi celui du P16 avec une augmentation de 51 %. Le P16-IRP10 présente un volume d'usure final en moyenne plus faible que celui de l'insert de référence P16 avec une différence importante de  $-31\%$  et est plus proche du volume d'usure final du P8 avec un écart de  $+22\%$ .

Les cinétiques d'usure des inserts avec imbibition réactive s'accroissent au cours de l'essai plutôt légèrement pour l'insert P8-IRP30, de manière un peu plus importante pour l'insert P16-IRP10 (*fig.* 4.2.15b). Pour le P12-IRP30 la rupture de cinétique d'usure est franche. Ce constat se retrouve avec les valeurs calculées des taux d'usure primaires  $k_1$  et secondaires  $k_2$  (*fig.* 4.2.15b). En effet, les valeurs de  $k_1$  et  $k_2$  sont relativement proches pour l'insert P8-IRP30, un peu plus éloignées pour le P16-IRP10 et montre un écart important pour le P12-IRP30. Le taux d'usure moyen  $\bar{k}$  de l'insert P8-IRP30 est proche de celui du P8, pour le P12-IRP30, le taux d'usure moyen est deux fois et demie plus important que celui du P12 et pour le P16-IRP10,  $\bar{k}$  est moins élevé que pour le P16 se rapproche de celui du P8.

L'usure de la contreface d'alumine présente le même constat qu'avec l'insert imbibé P8-I10. Alors qu'avec les inserts de référence une usure relativement élevée de l'insert semblait impliquer une usure à l'inverse relativement faible de l'alumine, pour les inserts gradués cela n'est pas forcément le cas (*fig.* 4.2.16). Par exemple, pour l'insert P12-IRP30 dont l'usure finale est la plus importante, le volume d'usure de la contreface associée est équivalent à celui

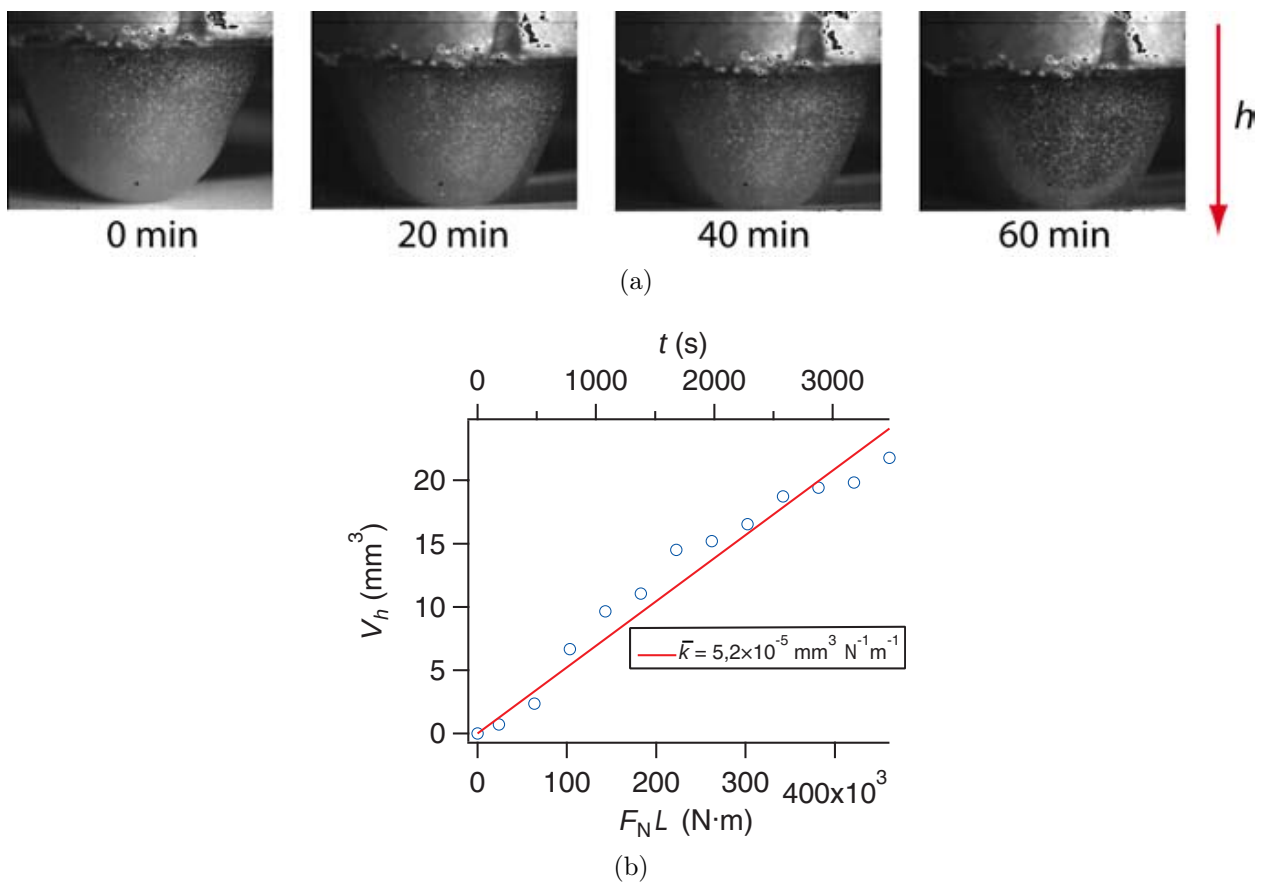
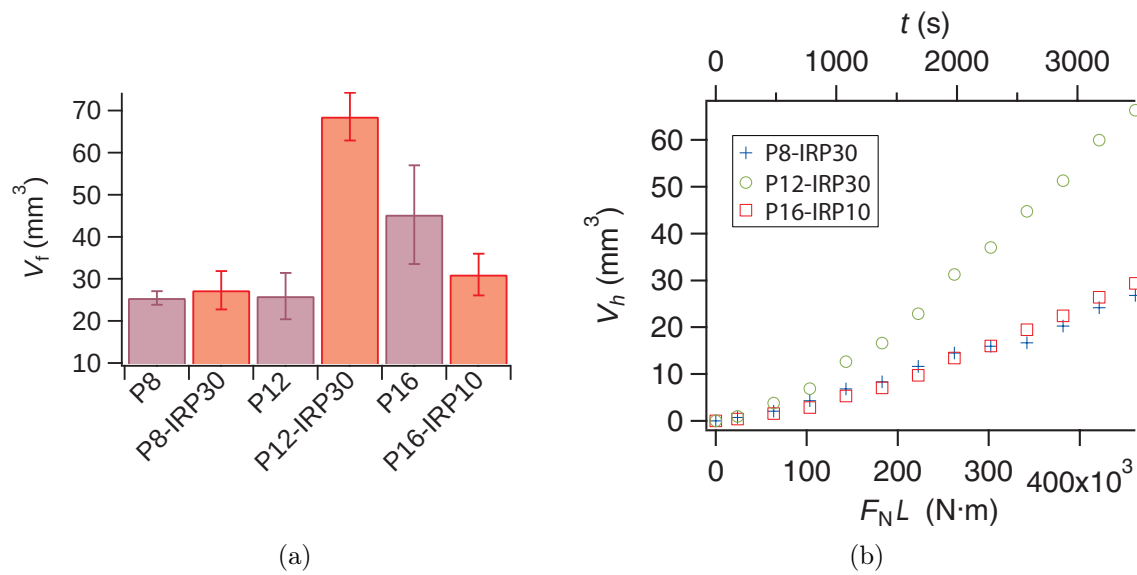


FIGURE 4.2.14 – Mesure de la hauteur usée  $h$  par analyse des séquences vidéo pour l'insert P12 lors d'un essai à charge nominale : a - images issues de séquences vidéo ; b - tracé du volume d'usure.



| Taux d'usure des inserts<br>( $\pm 0,5 \times 10^{-5} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$ ) | P8-IRP30   | P12-IRP30   | P16-IRP10  |
|---------------------------------------------------------------------------------------------------------------|------------|-------------|------------|
| $k_1$                                                                                                         | 4,7        | 9,3         | 4,0        |
| $k_2$                                                                                                         | 5,8        | 20,1        | 6,7        |
| $\bar{k}$                                                                                                     | <b>5,7</b> | <b>14,4</b> | <b>6,5</b> |

(c)

FIGURE 4.2.15 – Cinétique d'usure des inserts traités par imbibition réactive : a - volumes d'usure finaux comparé à ceux des inserts de référence ; b - volumes d'usure mesurés à partir des séquences vidéo tracés en fonction du produit  $F_N L$  ; c - taux d'usure primaires, secondaires et moyens.

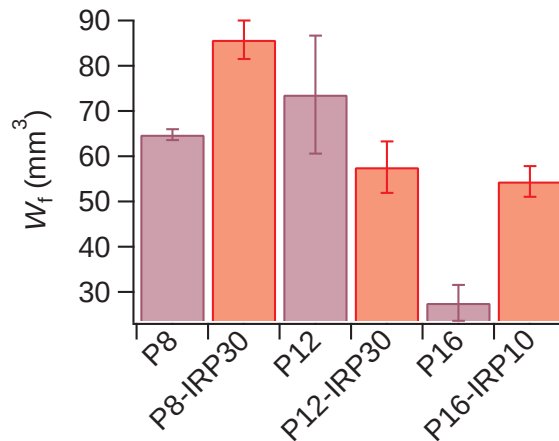


FIGURE 4.2.16 – Volume d'usure final de la contreface d'alumine suite aux essais avec les inserts traités par imbibition réactive.

mesuré pour l'insert P8 ou le P16-IRP10 montrant une résistance à l'usure beaucoup plus importante. Ceci peut indiquer qu'un mécanisme plus complexe que de simples considérations liées aux duretés des corps est mis en jeu ici.

### Synthèse partielle

Le coefficient de frottement moyen des inserts traités P8-IRP30 et P16-IRP10 sont un peu plus élevés que ceux des inserts de référence associés (*tab.* 4.2.3). Le coefficient de frottement moyen de l'insert P12-IRP30 est nettement plus faible que celui du P12 et cela à cause d'une chute de  $\mu$  en fin d'essai sans doute due à l'atteinte d'une zone plus riche en cobalt imbibé.

Les taux d'usure de l'insert P8-IRP30 ne montrent pas de grandes différences avec l'insert de référence P8. Les taux d'usure primaire et secondaire de l'insert P12-IRP30 sont les plus élevés mesurés pour un insert lors de cette étude et cela se traduit aussi par un taux d'usure moyen très élevé. Le P16-IRP10 possède un taux d'usure moyen nettement plus faible que celui de la référence P16 et même un taux d'usure primaire équivalent à celui du P8 et plus faible que celui du P12. Comme pour les essais avec l'insert de référence le plus ductile P16, la contreface associée au P12-IRP30 s'use moins que celui-ci.

## 4.2.4 Analyse des faciès d'usure des inserts gradués

### Observations et mesures topographiques

L'observation des faciès d'usure à l'aide d'une loupe binoculaire fait écho aux résultats de résistance à l'usure décrits précédemment (*fig.* 4.2.17). L'insert P12-RR10T2 est l'insert le plus résistance à l'usure et possède en conséquence la surface d'usure la plus faible et à l'inverse l'insert P12-IRP30 a la surface d'usure la plus importante.

Comme ce qui avait été observé pour les inserts de référence, les rayures d'abrasion

TABLE 4.2.3 – Résumé des valeurs moyennes de coefficient de frottement et de taux d'usure pour les inserts de référence et les inserts avec traitement d'imbibition réactive suite aux essais en conditions nominales.

| Inserts          | $\bar{\mu}$                       | $\bar{k}$<br>( $10^{-5} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$ ) | $\bar{k}_c$<br>( $10^{-5} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$ ) |
|------------------|-----------------------------------|---------------------------------------------------------------------------------|-----------------------------------------------------------------------------------|
| P8               | $0,74 \pm 0,09$                   | $5,4 \pm 0,5$                                                                   | $13,7 \pm 0,2$                                                                    |
| <b>P8-IRP30</b>  | <b><math>0,80 \pm 0,04</math></b> | <b><math>5,7 \pm 0,5</math></b>                                                 | <b><math>18,0 \pm 0,9</math></b>                                                  |
| P12              | $0,67 \pm 0,06$                   | $5,5 \pm 0,5$                                                                   | $15,6 \pm 2,7$                                                                    |
| <b>P12-IRP30</b> | <b><math>0,44 \pm 0,03</math></b> | <b><math>14,4 \pm 0,5</math></b>                                                | <b><math>12,1 \pm 1,2</math></b>                                                  |
| P16              | $0,59 \pm 0,13$                   | $9,5 \pm 0,5$                                                                   | $5,9 \pm 0,9$                                                                     |
| <b>P16-IRP10</b> | <b><math>0,61 \pm 0,15</math></b> | <b><math>6,5 \pm 0,5</math></b>                                                 | <b><math>11,4 \pm 0,7</math></b>                                                  |

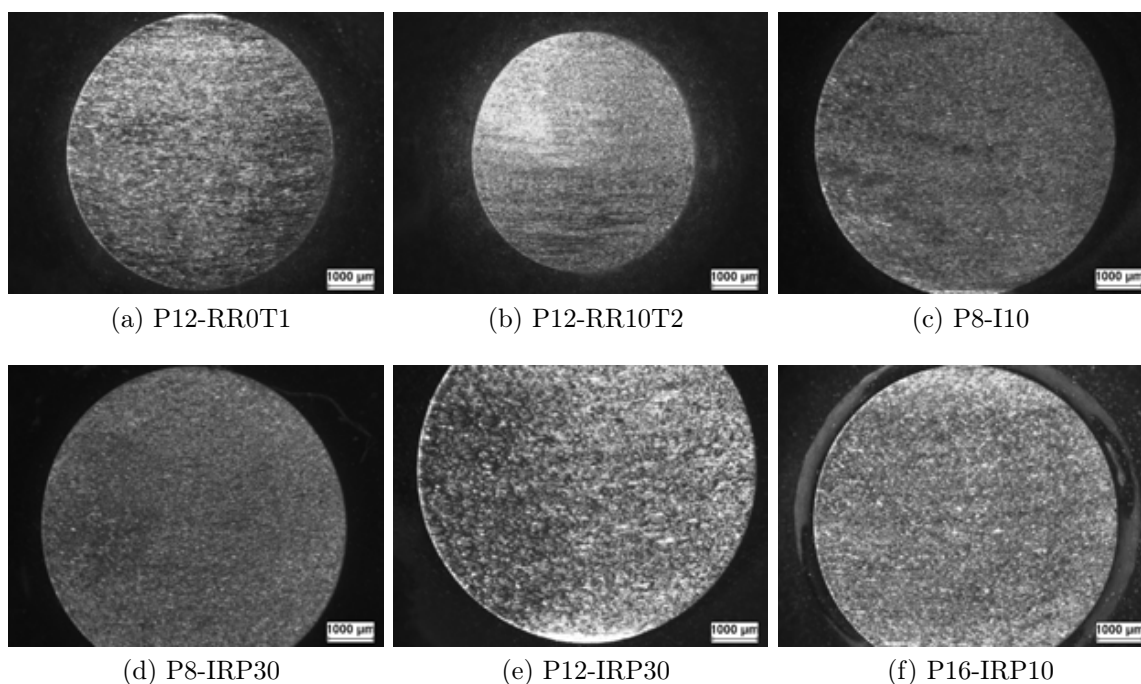


FIGURE 4.2.17 – Micrographies, réalisées à la loupe binoculaire, des faciès d'usure des inserts traités après les essais tribologiques contre une contreface d'alumine à charge nominale ; le sens du glissement au contact est de la droite vers la gauche sur les images : a, b - inserts avec revêtement réactif (P12-RR0T1 et P12-RR10T2) ; c - insert avec imbibition (P8-I10) ; d, e, f - insert avec imbibition réactive (P8-IRP30, P12-IRP30 et P16-IRP10).

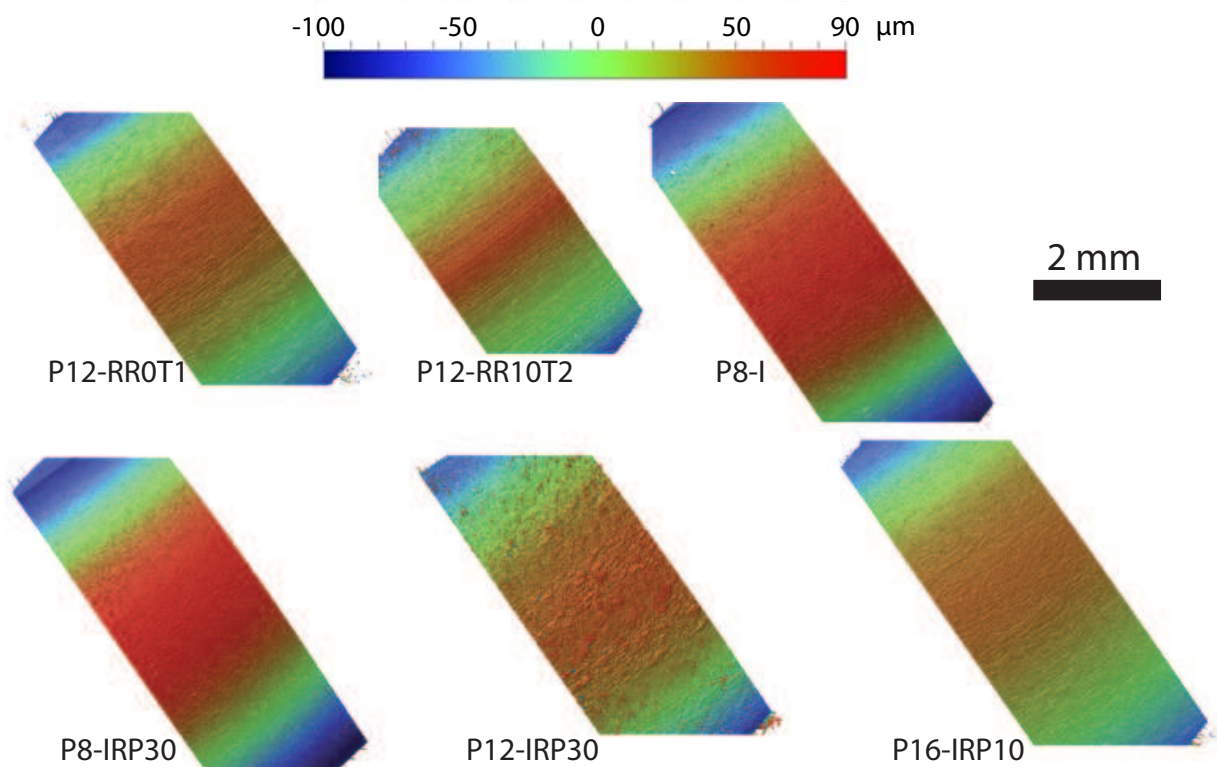


FIGURE 4.2.18 – Cartographies en trois dimensions au profilomètre optique d'une partie des faciès d'usure des inserts traités (vue de dessus) ; le sens du glissement au contact est de la droite vers la gauche sur les images suivant les rayures d'abrasion.

apparaissent de manière plus contrastée lorsque la proportion de cobalt et la ductilité au niveau de la surface d'usure est plus importante. En effet, les rayures d'abrasion dessinent clairement des arcs de cercle pour le P12-RR0T1, le P12-IRP30 et surtout pour le P16-IRP10.

Les cartographies au profilomètre optique précisent les différences topographiques des faciès d'usure des inserts traités (*fig.* 4.2.18). La courbure des faciès d'usure est plus ou moins prononcée du fait du degré d'avancement de l'usure de la contreface d'alumine. Par exemple, les inserts P8-I10 et P8-IRP30 possèdent les courbures les plus prononcées et sont associés aux usures de contreface les plus importantes. À l'inverse, la cartographie du P16-IRP10 montre une courbure moins prononcée ce qui est lié à l'usure relativement moins importante de la contreface d'alumine pour cet insert. Aussi, plus la courbure des faciès d'usure est prononcée et moins les rayures d'abrasion sont visibles et contrastées. Mis à part cela, le faciès d'usure de l'insert P12-IRP30 est particulier car il présente des rayures d'abrasion plus larges et irrégulières que les autres inserts.

Cette singularité est retrouvée pour l'insert P12-IRP30 au niveau de la moyenne arithmétique  $R_a$  des faciès d'usure. Le faciès d'usure obtenu avec cet insert possède une rugosité beaucoup plus importante que celle des autres inserts et le  $R_a$  alors mesuré est plus de deux fois supérieur à celui de l'insert de référence P12 (*fig.* 4.2.19). Les inserts P8-I10 et P8-IRP30 ont les rugosités de faciès d'usure les plus faibles à l'image de ce qui avait été observé avec l'insert de référence P8. Le P12-RR0T1, P12-RR10T2, P16-IRP10 ainsi que le P16 ont des



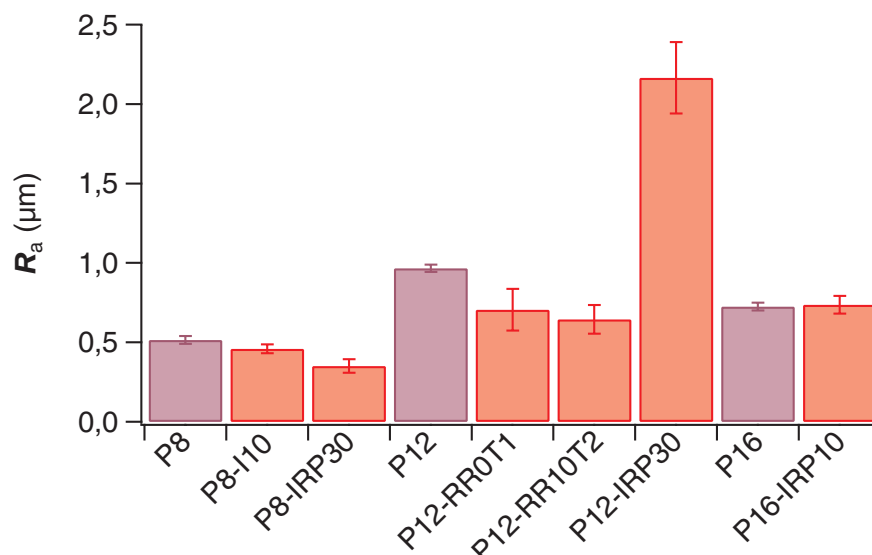


FIGURE 4.2.19 – Moyenne arithmétique du profil corrigé par soustraction de la courbure cylindrique des faciès d'usure des inserts traités.

rugosités de faciès d'usure proches et plus faibles que celle du P12.

Les inserts P8-I10 et P8-IRP30 traités sur la base de l'insert de référence P8 possèdent des propriétés tribologiques proches de ce dernier. Tout en augmentant la ténacité du corps de l'insert, la tenue à l'abrasion de ces inserts traités est presque inchangée et ceci est d'autant plus exact pour l'insert P8-IRP30. Ceci explique que les faciès d'usure de ces inserts soient en conséquence très similaires.

### Observations microscopiques

L'apport important de phase cobalt réalisé par le procédé d'imbibition pour l'insert P12-IRP30 permet d'expliquer les mesures singulières réalisées sur cet insert. Une simple observation en microscopie optique du faciès d'usure met en évidence le caractère ductile des dégradations réalisées (*fig.* 4.2.20). Un étalage de la pâte abrasive décrite plus haut et des déchaussements de volumes élevés de grains de WC sont alors à l'origine de la relativement grande rugosité observée et mesurée sur ce faciès d'usure. Seul l'insert P12-IRP30 laisse apparaître à l'œil nu un transfert contrasté ce qui montre qu'une plus grande quantité de pâte abrasive est réalisée pour cet insert. Les autres inserts de l'étude possèdent plutôt des faciès d'usure aux rayures d'abrasion visibles à l'œil nu avec un aspect brillant métallique.

Le faciès d'usure de l'insert P12-RR0T1 observé à faible grossissement au MEB est similaire à ce qui a été décrit pour les inserts de référence (*fig.* 4.2.21a) avec des zones claires correspondant à l'aspect brut du WC-Co et des zones sombres correspondant au transfert, le tout contrasté par le faciès rugueux. L'insert P12-RR10T2 montre un aspect différent avec beaucoup moins de zones sombres et un transfert moins étalé sur la surface d'usure (*fig.* 4.2.21b). De manière tout aussi différente, l'insert P16-IRP10 possède un aspect plutôt homogène en surface des faciès d'usure (*fig.* 4.2.21b). Les transferts sombres sont encore plus

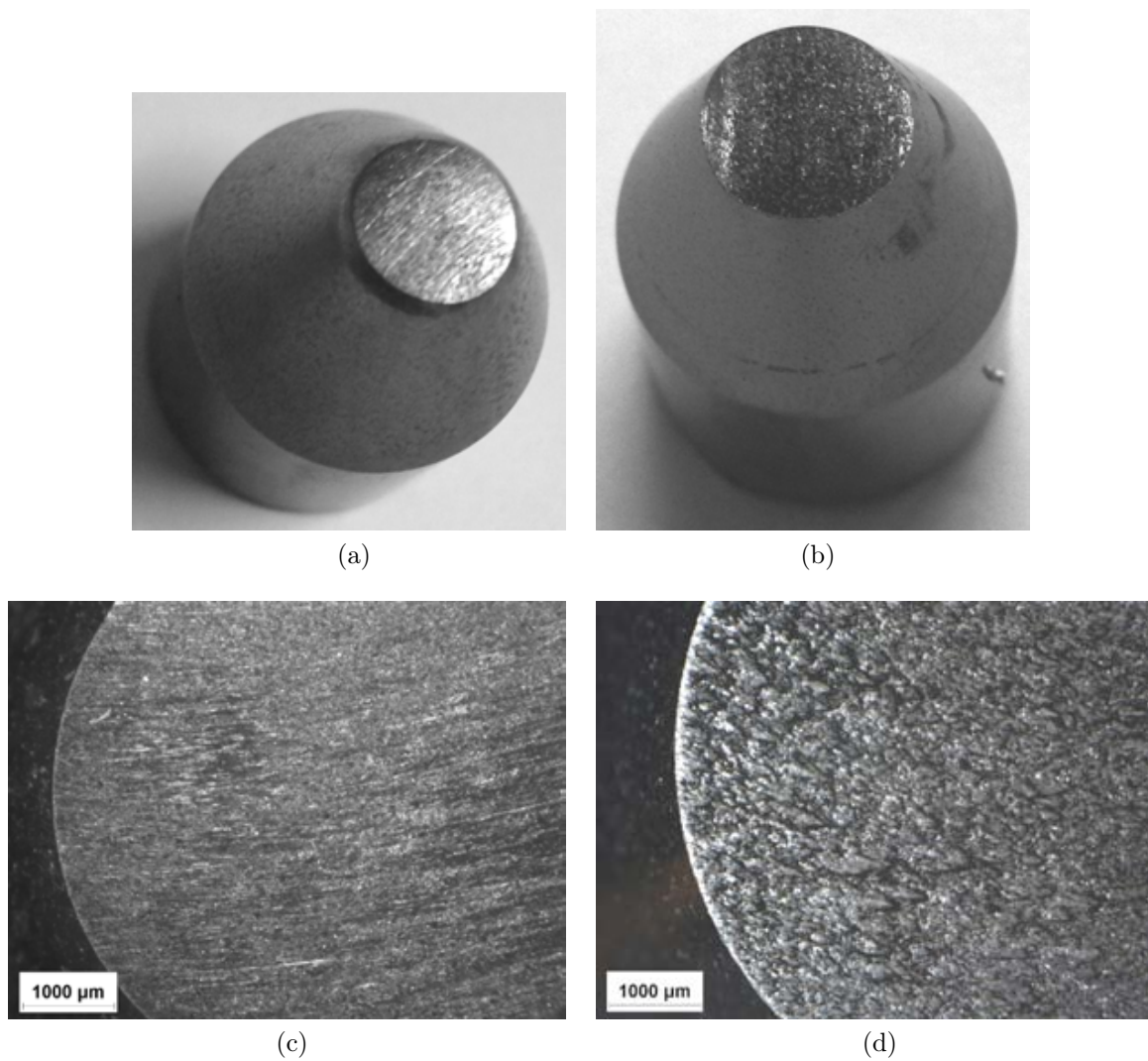


FIGURE 4.2.20 – Observations des faciès d'usure des insert P12 et P12-IRP30 (le sens de glissement est indiqué par les flèches) : a - photographie de l'insert P12 usé ; b - photographie de l'insert P12-IRP30 usé ; c - micrographie du faciès d'usure de l'insert P12 ; d - micrographie du faciès d'usure de l'insert P12-IRP30.

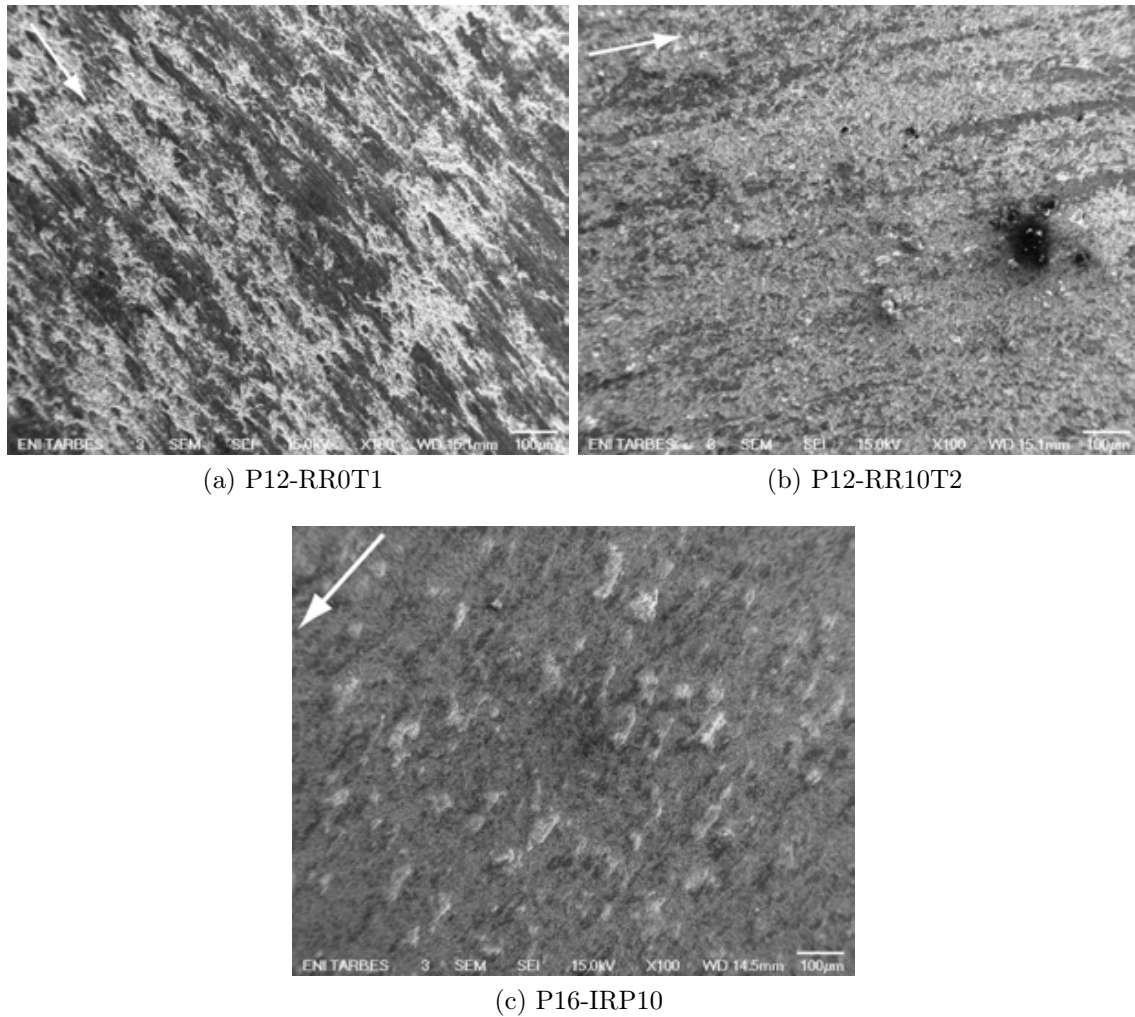


FIGURE 4.2.21 – Observation au MEB à faible grossissement des faciès d’usure des inserts traités (dimension des images de  $1200\text{ }\mu\text{m} \times 1000\text{ }\mu\text{m}$ , les flèches indiquent le sens de glissement) : a - insert revêtu P12-RR0T1 ; b - insert revêtu P12-RR10T2 ; c - insert imbibé et revêtu P16-IRP10.

épars ici, de même que les taches plutôt claires et le tout est peu contrasté bien que la rugosité observée plus tôt soit équivalente à celle du P12-RR0T1 ou celle de l’insert de référence P16.

La microstructure de l’insert P12-RR10T2 apparaît clairement sur les faciès d’usure (*fig.* 4.2.22b) alors que pour les autres inserts celle-ci est cachée par les transferts alors en plus grande proportion. À ce grossissement, comme pour les inserts de référence, le transfert réalisé sur l’insert P12-RR0T1 est plutôt sombre à l’aspect ductile (*fig.* 4.2.22a). Pour l’insert P12-RR10T2, le transfert épars est formé de particules peu conductrices qui créent des phénomènes de charge lors d’observations prolongées, ce qui indique qu’il est constitué majoritairement d’alumine. De même pour l’insert P16-IRP10, le transfert, cette fois-ci plus conséquent, génère aussi des phénomènes de charge. Cette information peut expliquer l’amélioration de la tenue à l’abrasion de ces inserts par la production d’un troisième corps avec peu de cobalt et non collant s’évacuant rapidement et régulièrement du contact frottant.

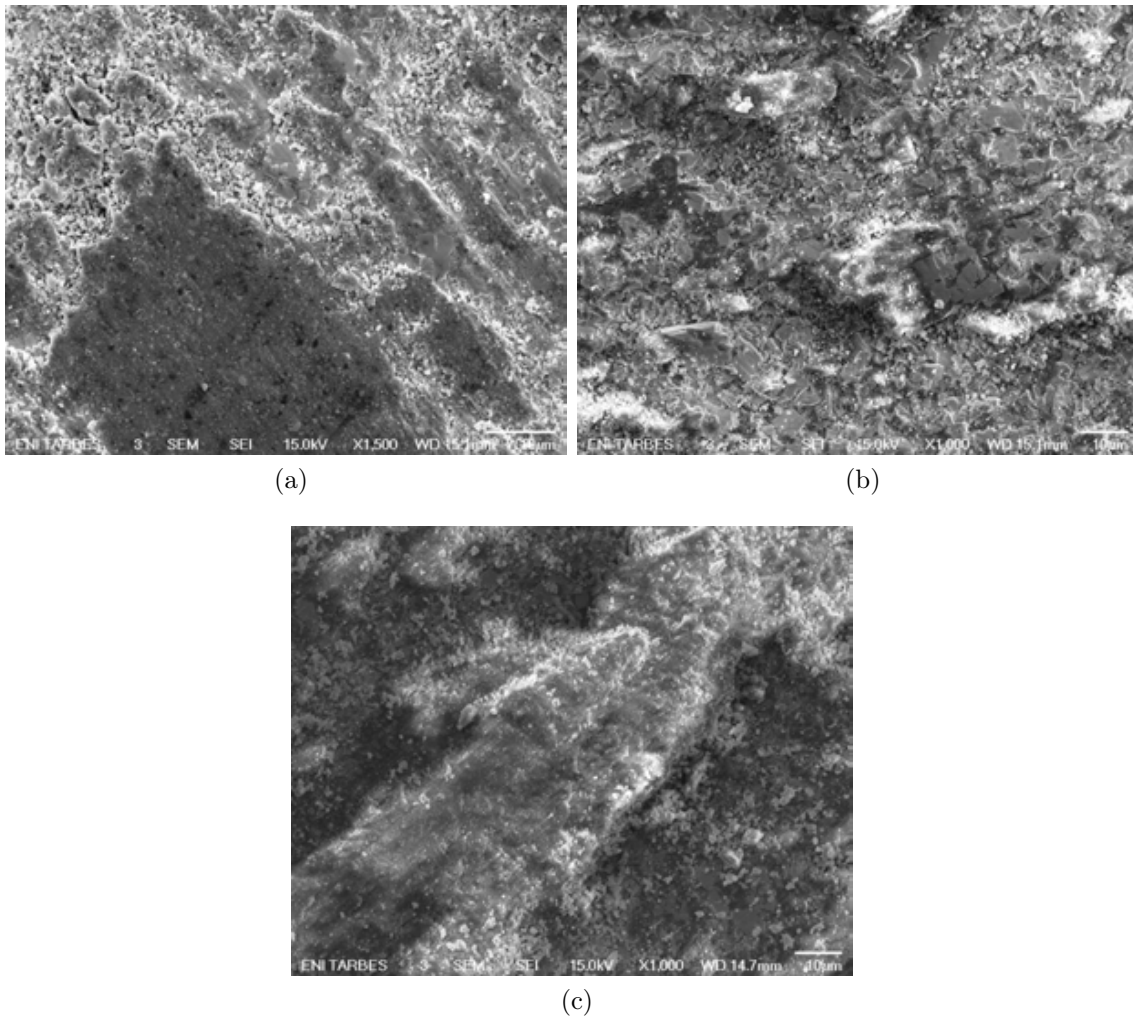


FIGURE 4.2.22 – Observation au MEB à fort grossissement (1000 et 1500) des faciès d'usure des inserts traités (les flèches indiquent le sens de glissement) : a - insert revêtu P12-RR0T1 ; b - insert revêtu P12-RR10T2 ; c - insert imbibé et revêtu P16-IRP10.

Ceci permettrait alors de limiter la formation d'une pâte abrasive stable au contact.

Le mécanisme de fissuration transgranulaire des grains de WC est aussi observé pour les inserts traités (*fig.* 4.2.23). Comme pour les inserts de référence, les grains de WC sont fracturés et forment des particules plus petites qui sont arrachées de l'insert pour être introduites dans le troisième corps.

### Synthèse partielle

À l'exception de l'insert P12-IRP30, les faciès d'usure des inserts traités (**site S<sub>1</sub>**) décrivent des aspects de surface et des rayures d'abrasion plus ou moins profondes à l'image de ce qui a été observé pour les inserts de référence. L'insert P12-IRP30 possède un aspect singulier avec une très grande rugosité relevée et un aspect topographique plus grossier que les autres inserts avec un transfert en surface important (**site S<sub>2</sub>**).

Au niveau microscopique, les inserts P12-RR10T2 et P16-IRP10 montrent aussi des singularités. Ces inserts possèdent peu de transfert réparti de manière éparse sur leur surface

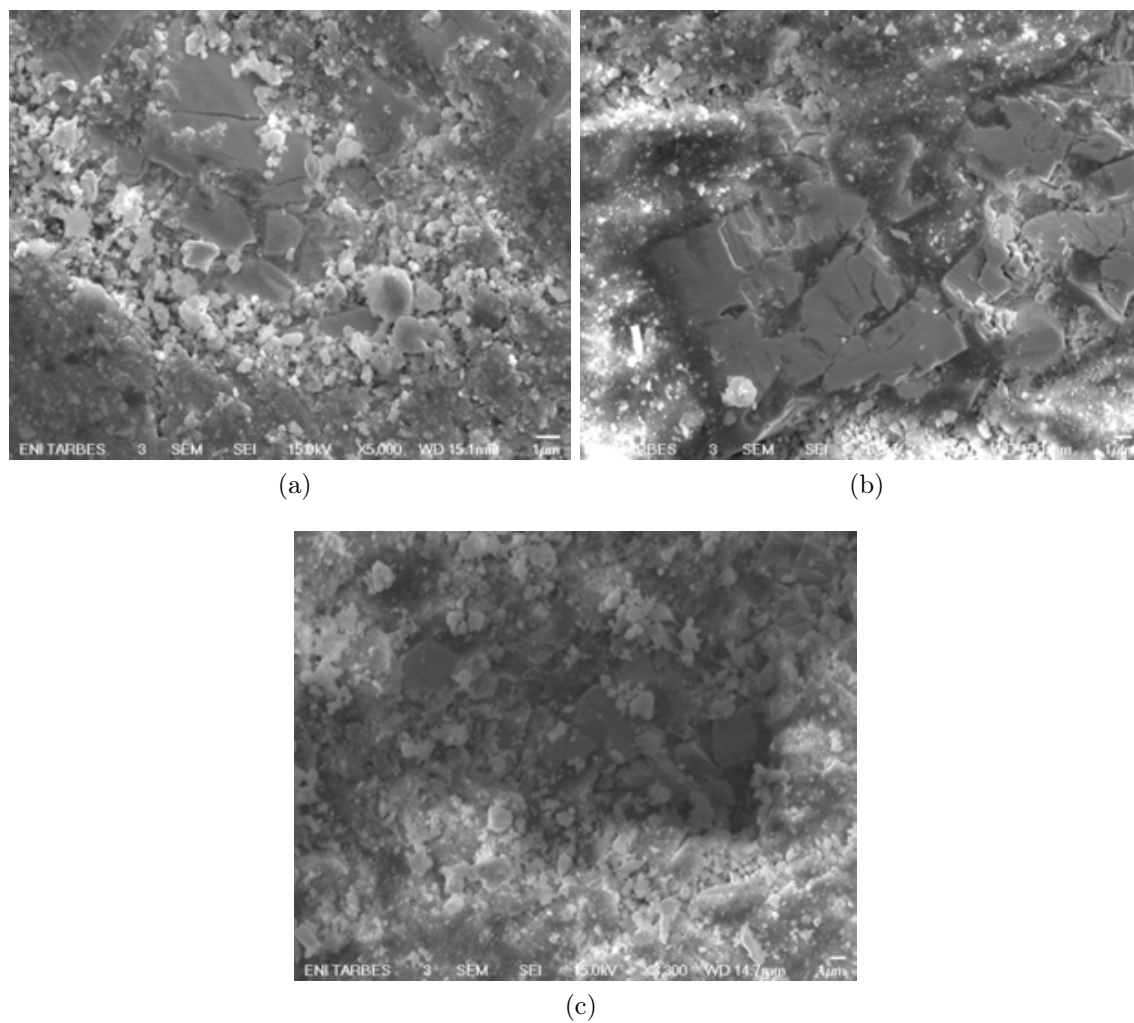


FIGURE 4.2.23 – Observation à l'échelle des grains de WC des faciès d'usure des inserts traités : a - insert revêtu P12-RR0T1 ; b - insert revêtu P12-RR10T2 ; c - insert imbibé et revêtu P16-IRP10.

d'usure. Ceci peut alors être expliqué par la réalisation d'un troisième corps contenant moins de phase liante (**site S<sub>3</sub>**), cela du fait de l'appauvrissement réalisé en surface par le traitement de revêtement réactif sur ces inserts.

## 4.2.5 Analyse des faciès d'usure de la contreface d'alumine

### Observations et mesures topographiques

Une vue générale des contrefaces d'alumine usées apporte des informations qui recoupent ce qui a été analysé sur les faciès d'usure des inserts (*fig. 4.2.24*). Les contrefaces usées suite aux essais avec les inserts revêtus P12-RR0T1 et P12-RR10T2 montrent un aspect brillant similaire à ce qui peut être observé suite aux essais avec les inserts de référence. Même chose pour la contreface du P16-IRP10 sur une moitié de sa trace d'usure, l'autre étant d'un aspect plus mat et granuleux. Pour les contrefaces des inserts traités P8-I10 et P8-IRP30, la trace est dans sa quasi-totalité d'aspect mat et cet effet est encore plus prononcé pour la contreface du P12-IRP30. Autre fait important, l'extérieur des traces d'usure donne des indices sur les débits d'usure et l'éjection des débris en dehors du contact réalisé au cours des essais. Ainsi, l'extérieur de la trace d'usure de la contreface du P12-RR0T1 montre de légers résidus de poudre éjectés du contact. Pour les contrefaces du P12-RR10T2 et du P8-IRP30 une grande quantité de débris se trouve sur la partie non usée de l'alumine. Pour la contreface du P16-IRP10, c'est une poudre plus fine qui se retrouve à l'extérieur du contact aussi en quantité élevée. À l'inverse, les contrefaces du P8-I10 et du P12-IRP30 affichent très peu de débris à l'extérieur du sillon d'usure. Ces informations confirment encore une fois que le troisième corps contrôle l'usure des inserts et la stabilité et le maintien des débris d'usure au contact implique une usure plus importante des inserts.

L'observation des faciès d'usure des contrefaces d'alumine montre ici que le transfert réalisé est peu dense pour les essais associés aux inserts revêtus P12-RR0T1 et P12-RR10T2 (*fig. 4.2.25*). Ceci montre que pour ces inserts, les transferts réalisés sur les contrefaces sont moins stables que pour les autres inserts sans doute du fait de l'appauvrissement en phase liante en bout d'insert. Pour les inserts P8-I10 et P8-IRP30, l'aspect des contrefaces usées est similaire et comparable à celui observé pour l'insert P8. Comme pour les essais effectués avec l'insert P8, il est possible de distinguer des arcs de cercle dont la partie convexe est dirigée dans le sens du glissement, signe de contraintes en surface du sillon d'usure. Pour les essais avec le P12-IRP30, le transfert semble un peu plus dense sur la contreface et à l'image du faciès de l'insert associé le transfert semble plus étalé et à l'aspect ductile. Pour le P16-IRP10, le transfert réalisé semble être encore plus dense, ce qui est certainement dû à un étalement plus homogène du transfert dû aux surfaces plus lisses des corps en contact. Il est aussi intéressant de noter que sur certaines images, des paquets formés d'un mélange de particules d'alumine et de poudre de WC-Co sont clairement visibles à l'extérieur des traces d'usure (*e.g.* ici pour le P16-IRP10).

Les cartographies de surface des traces d'usure montrent que le seul faciès mettant en



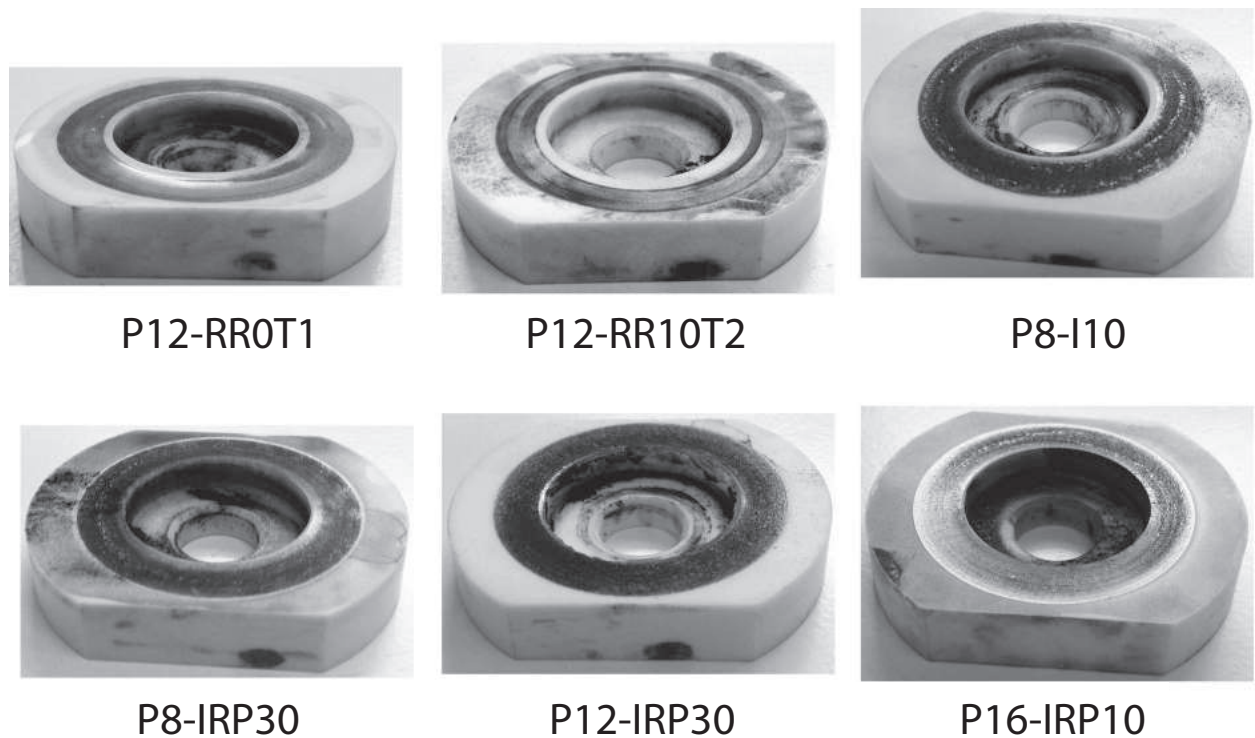


FIGURE 4.2.24 – Photographies des contrefaces usées suites aux essais avec les insert traités.

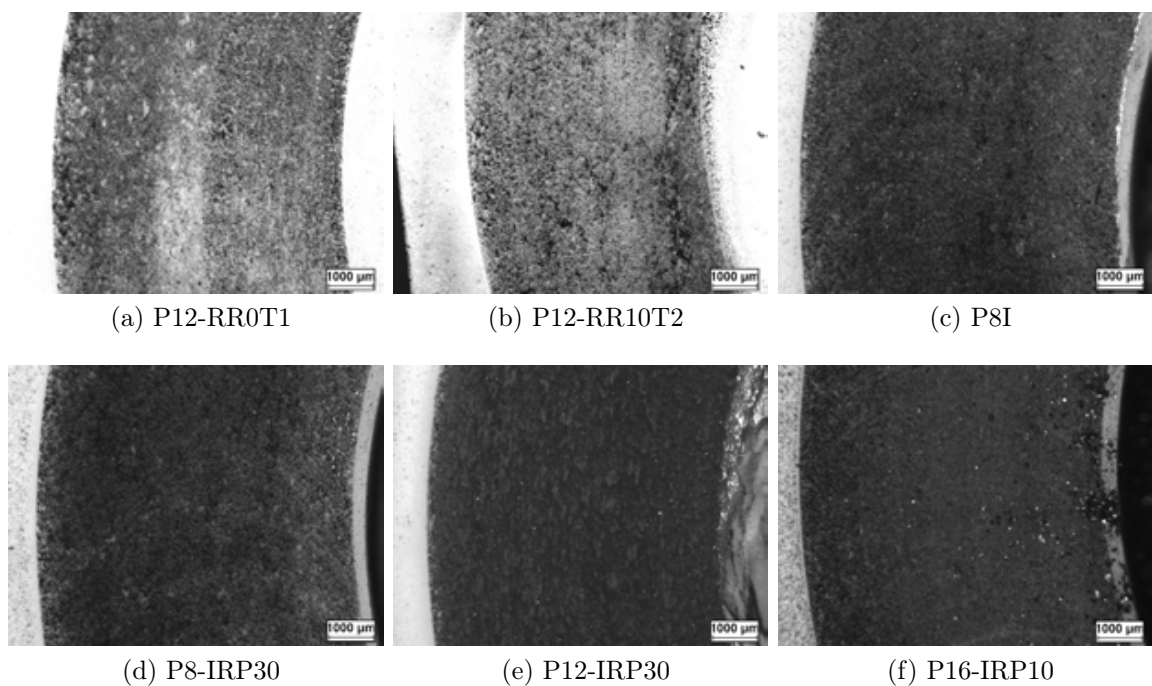


FIGURE 4.2.25 – Micrographies, réalisées à la loupe binoculaire, des faciès d'usure des contrefaces d'alumine associées aux inserts traités suite aux essais tribologiques en conditions nominales ; le sens du glissement au contact est du haut vers le bas sur les images : a, b - inserts avec revêtement réactif (P12-RR0T1 et P12-RR10T2) ; b - insert avec imbibition (P8-I10) ; d, e, f - insert avec imbibition réactive (P8-IRP30, P12-IRP30 et P16-IRP10).

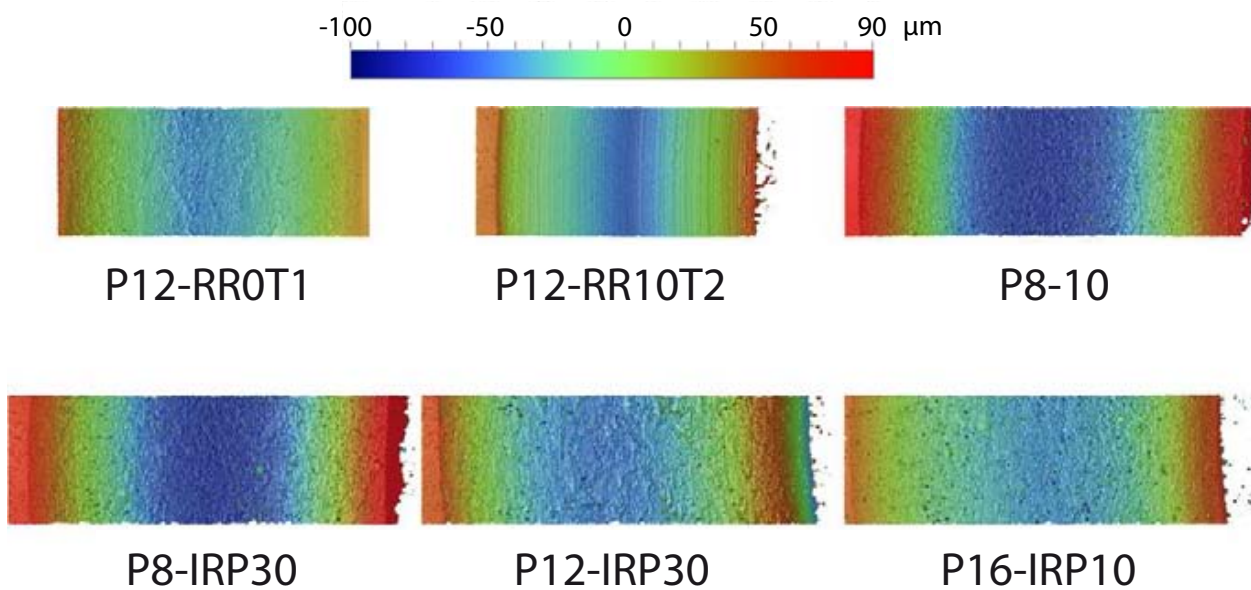


FIGURE 4.2.26 – Cartographies en trois dimensions au profilomètre optique d'une partie des faciès d'usure des contrefaces d'alumine (vue de dessus) ; le sens du glissement au contact est du bas vers le haut (section de trace sur 2,4 mm de long).

évidence des rayures courbes d'abrasion est celui associé à l'insert P12-RR10T2 (*fig.* 4.2.26). Les autres faciès d'usure ne mettent pas en évidence ces rayures d'abrasion du fait d'un transfert trop épais. Les profils plus ou moins profonds sont à relier aux volumes d'usure d'alumine plus ou moins importants relevés précédemment.

### Observations microscopiques

Une observation à plus fort grossissement au microscope optique montre que les faciès d'usure des inserts revêtus sont plutôt clairs ce qui est signe d'un faible transfert sur les contrefaces (*fig.* 4.2.27). Les transferts de particules de WC et de Co sont localisés dans les trous laissés par les arrachements de particules d'alumine et la surface intacte de la contreface apparaît en clair sur les micrographies. Ainsi, les arrachements d'alumine sont plus rependus à la surface de la trace d'usure associée au P12-RR0T1 que pour la trace du P12-RR10T2. Ceci fait écho à l'aspect plus rugueux de la trace d'usure P12-RR0T1 comparativement à celle du P12-RR10T2. Pour la contreface de l'insert P16-IRP10, la trace d'usure vue à ce grossissement est un peu moins claire et l'aspect de la trace d'usure possède des arrachements d'alumine moins prononcés que ceux observés avec les contrefaces des inserts revêtus. La contreface du P8-IRP30 possède des arrachements encore plus contrastés sur la micrographie et un transfert un peu plus important que les contrefaces précédentes. Encore un cran au-dessus pour la contreface du P8-I10 dont la micrographie présente un transfert plus élevé. Finalement, la contreface associée à l'insert P12-IRP30 possède un aspect très texturé avec des arrachements et un transfert de particules de WC et de Co dense.

L'observation au MEB des traces d'usure montre des caractéristiques similaires à celles décrites pour les inserts de référence (*fig.* 4.2.28a). La surface usée des contrefaces montre



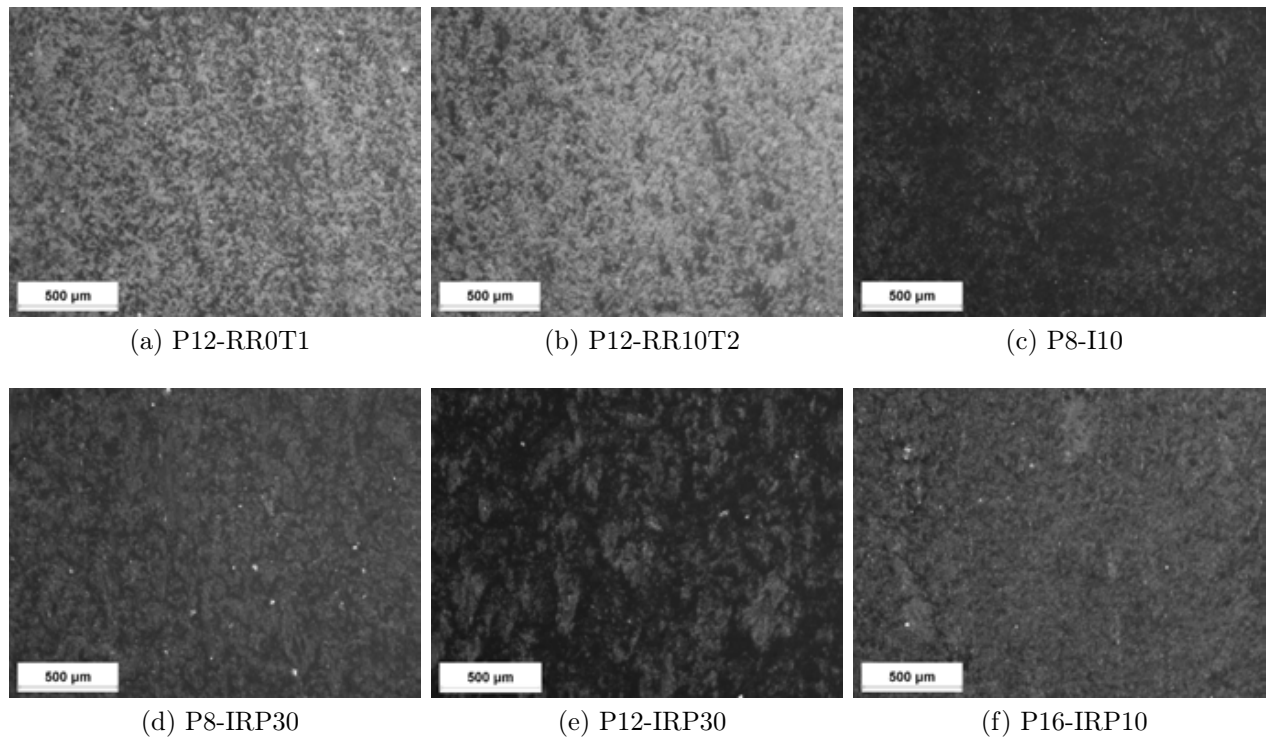


FIGURE 4.2.27 – Micrographies optiques à fort grossissement des faciès d’usure des contre-faces associées aux inserts traités (le sens du glissement est du haut vers le bas) : a - P12-RR0T1 ; b - P12-RR10T2 ; c - P8-I10 ; d - P8-IRP30 ; e - P12-IRP30 ; f - P16-IRP10.

des arrachements de particules d’alumine et un étalement du transfert du mélange ductile de particules de WC, de  $\text{Al}_2\text{O}_3$  et de phase métallique Co (*fig. 4.2.28b*). Les débris d’usure évacués de l’extérieur de la trace possèdent alors la composition du transfert réalisé sur la trace d’usure de la contreface (*fig. 4.2.28c*).

### Synthèse partielle

Les faciès d’usure des contrefaces d’alumine sont ici le reflet des débits de circulation au contact. Quatre types de faciès d’usure sont alors caractéristiques ici (**site  $\text{S}_2$  et  $\text{S}_3$** ) :

- un faciès à l’aspect brillant sans débris à l’extérieur de la trace, comme pour les inserts de référence et l’insert P12-RR0T1 ;
- un faciès à l’aspect brillant avec une évacuation importante de débris vers l’extérieur de la trace d’usure comme pour le P16-IRP30 et surtout le P12-RR10T2 ;
- un faciès d’usure à l’aspect mat contenant un transfert épais avec peu de débris à l’extérieur de la trace d’usure comme pour le P8-I10 et surtout le P12-IRP30 ;
- un faciès d’usure à l’aspect mat contenant un transfert épais avec une évacuation de débris importante vers l’extérieur de la trace comme pour le P8-IRP30.

Comme vu précédemment, le troisième corps est à l’origine du contrôle de la cinétique d’usure des inserts de par son caractère abrasif. Un insert résistant à l’abrasion est un insert dont le contact avec la contreface d’alumine est à l’origine de la génération d’une faible quantité de

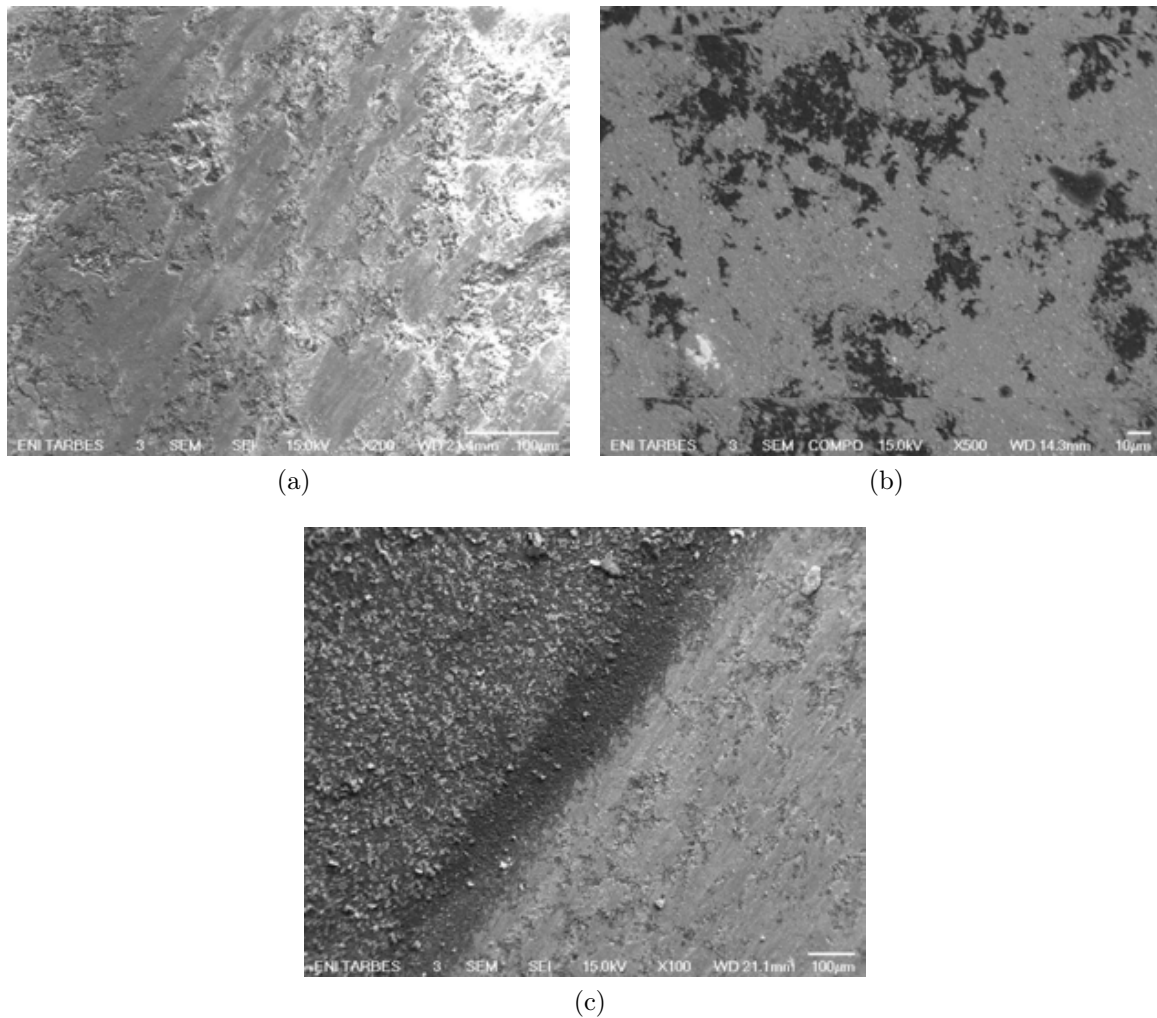


FIGURE 4.2.28 – Micrographie de la surface usée de la contreface d'alumine associée à l'insert P16-IRP10 : a - vue du centre de la trace d'usure ; b - vue en électrons rétrodiffusés du centre de la trace d'usure (WC en blanc, Co en gris et arrachements et  $\text{Al}_2\text{O}_3$  en noir) ; c - vue du bord de la trace d'usure.

troisième corps ( $Q_i^s$ ) mais aussi d'une bonne évacuation de celui-ci ( $Q_u$ ).

## 4.3 Mécanismes d'usure des inserts WC-Co

### 4.3.1 Mécanismes d'accommodation du système tribologique

Comme vu précédemment, le système tribologique peut être décrit comme un ensemble de sites d'accommodation :

- le mécanisme (site  $S_0$ ) ;
- les éléments de contact (premiers corps sites  $S_1$  et  $S_5$ ) ;
- les éléments interfaciaux (le troisième corps site  $S_3$  et écrans sites  $S_2$  et  $S_4$ ).

Ces sites d'accommodation sont associés à des modes d'accommodation élastique ( $M_0$ ), plastique ( $M_1$ ), de rupture ( $M_2$ ), de cisaillement ( $M_3$ ) ou de type rouleaux ( $M_4$ ).

#### Rôle des éléments en contact

Les propriétés volumiques des inserts ( $S_1$ ) et des contrefaces d'alumine ( $S_5$ ) influencent leurs propriétés de surface et celles des débris d'usure et sont donc intéressantes en ce sens. Précédemment, l'étude des inserts de référence a permis d'évaluer la proportion de cobalt, la taille moyenne des grains de carbure de tungstène, la dureté et la ténacité de ces inserts (*fig.* 4.3.1). La dureté  $H$  est à l'inverse, comme pour le module de Young  $E$ , décroissante du P8 au P16. La taille moyenne des grains de carbure de tungstène  $\bar{\phi}_{WC}$  est la plus importante pour le P12 suivie du P16 et enfin du P8. Les faciès d'usure des inserts de référence (**site  $S_1$** ) décrivent tous des rayures d'abrasion plus profonde pour l'insert P12 suivi du P16 puis du P8. L'origine de cette différence de rugosité se retrouve au niveau microscopique par des dégradations issues de la propagation de fissures majoritairement intergranulaires pour les inserts P8 et P16 alors que le P12 affiche majoritairement des ruptures de type transgranulaire. Tous les inserts de référence montrent des fracturations de grains mais la taille moyenne de grain de WC plus importante de l'insert P12 favorise ce type de fissuration. La contreface d'alumine possède des grains en moyenne plus grands que ceux du carbure de tungstène des inserts. La dureté de la contreface est nettement supérieure aux inserts P12 et P16, mais inférieure à celle du P8.

Ainsi, le coefficient de frottement croît avec la dureté moyenne des inserts et bien qu'aucune corrélation nette ne soit établie ici ( $R^2 = 50,7\%$ ), il faut tout de même tenir compte de l'étendue des mesures de dureté (*fig.* 4.3.2b). Le même constat peut être fait avec la ténacité qui est aussi très peu corrélée avec le coefficient de frottement ( $R^2 = 31,9\%$ ) (*fig.* 4.3.2d). La relation est plus marquée avec la baisse de la proportion de cobalt  $p_{Co}$  ( $R^2 = 98,2\%$ ) (*fig.* 4.3.2a) et celle-ci se précise nettement avec l'évolution du module de Young ( $R^2 = 99,6\%$ ) (*fig.* 4.3.2c). En conséquence, les efforts de frottement croissent avec l'augmentation de la dureté ( $S_1M_1$ ) et du module de Young ( $S_1M_0$ ), donc avec la diminution de la proportion de

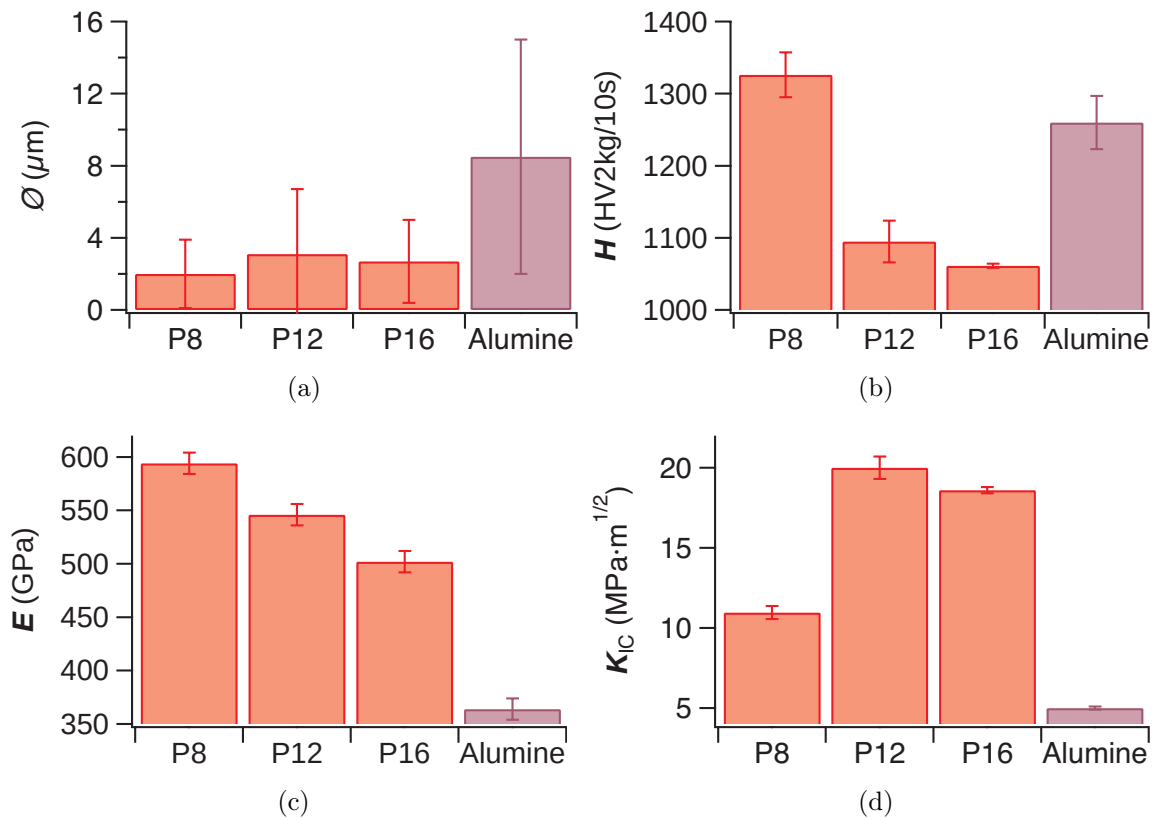


FIGURE 4.3.1 – Propriétés des premiers corps, WC-Co et  $\text{Al}_2\text{O}_3$  : a - taille moyenne de grain ; b - dureté ; c - module de Young ; d - ténacité.

cobalt et le coefficient de frottement ne semble pas directement lié à la taille moyenne de grain de WC.

Au niveau de la tenue à l'abrasion des carbures cimentés, comme vue précédemment, celle-ci n'est pas forcément plus importante lorsque la proportion de cobalt diminue, surtout lorsque la charge ou le temps d'essai est élevé. L'usure des carbures cimentés comprend des fragmentations ( $S_1M_2$ ) et des arrachements de grains de WC ( $S_1M_3$ ) et, comme l'a indiqué de précédentes études, la résistance à l'usure abrasive peut sembler plus fortement influencée par la taille moyenne des grains de WC que par la proportion de cobalt [Scussel 1992]. Pour un produit  $F_N L$  élevé, ce constat se retrouve clairement dans les résultats alors obtenus avec une résistance à l'usure la plus élevée pour l'insert P12 à la proportion de cobalt intermédiaire et la taille moyenne de grain la plus importante. Ensuite, bien que le P16 ait une taille moyenne de grain plus élevée que le P8, la proportion de cobalt plus faible du P8 lui confère une résistance à l'abrasion plus élevée que le P16. Ce compromis est retrouvé par la valeur de la ténacité des inserts de référence (*fig.* 4.3.1d). La ténacité, ou la capacité du carbure cimenté à résister à la propagation de fissures, est bien corrélée avec les valeurs de taux d'usure à long terme mais elle est aussi très représentative des mécanismes observés sur les faciès d'usure des inserts. En effet, pour l'insert P12, les micrographies des essais d'indentation, réalisés afin de calculer la ténacité de celui-ci, ont révélé non seulement des propagations de fissures intergranulaires mais aussi des fractures de grains de WC à l'image de ce qui a été observé

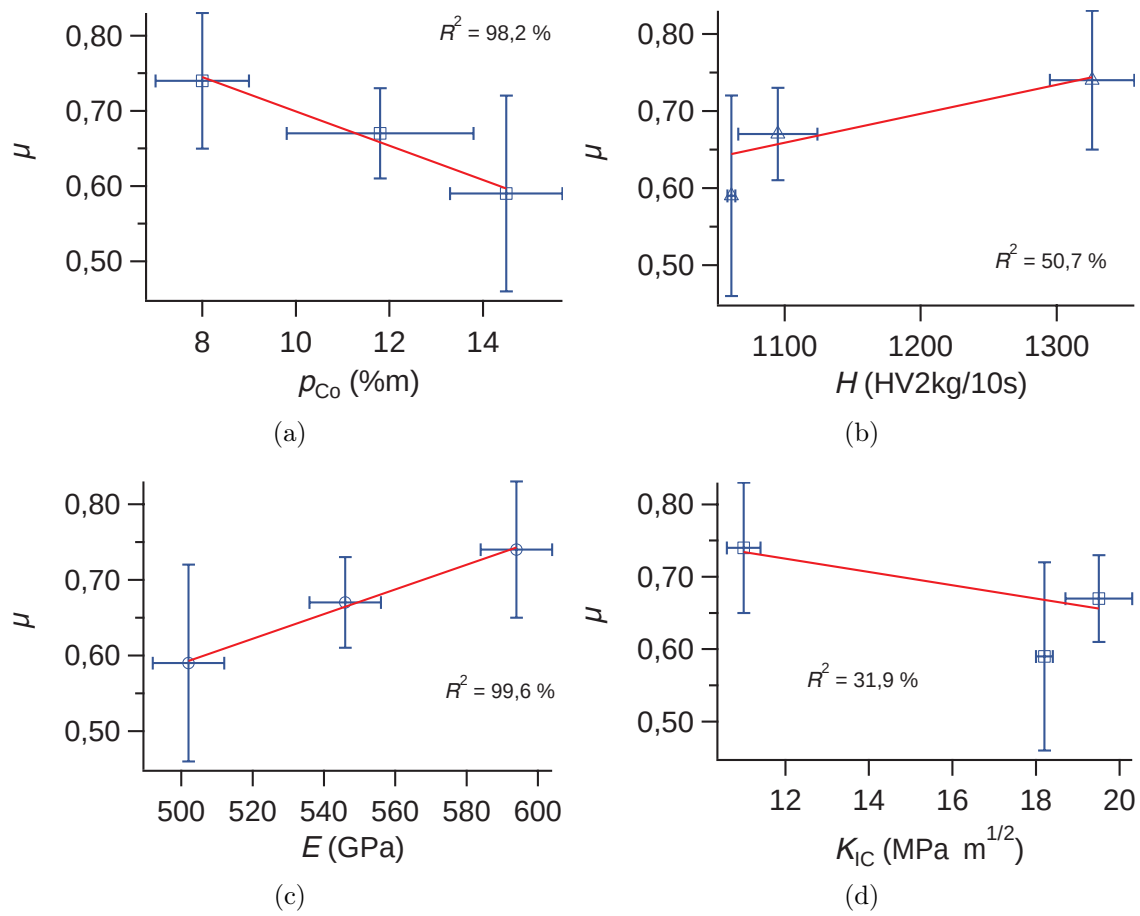


FIGURE 4.3.2 – Relations entre paramètres structuraux et coefficients de frottement relevés lors des essais à charge nominale : a - proportion de cobalt ; b - dureté ; c - module de Young, d - ténacité.

sur les faciès d'usure de cet insert. Au final, lorsque la charge appliquée est élevée et/ou à long terme, le mécanisme de fissuration transgranulaire des gros grains de WC de l'insert P12 prend le dessus sur celui de la fissuration intergranulaire et, du fait de la dissipation d'énergie plus importante réalisée par le clivage des grains, la résistance à l'usure abrasive de cet insert est renforcée. Lorsque la charge appliquée est moins élevée et/ou à court terme, le mécanisme dominant est la fissuration intergranulaire et la logique d'une augmentation de la résistance à l'usure abrasive avec la diminution de la proportion en phase liante et de la dureté des inserts est alors établie.

### Rôle des écrans

Les écrans peuvent être ici représentés par les modifications surfaciques et subsurfaciques induites par le traitement HET ( $S_2$ ) côté insert. Le traitement HET permet d'augmenter les contraintes résiduelles de compression en surface afin d'augmenter la résistance aux chocs des inserts. Cependant, le traitement HET est à l'origine de fissures et d'enlèvements de matière (microcratères) en surface des inserts (*fig. 4.3.3*). Une observation au MEB d'un cratère permet d'observer les grains de WC mis à nu par les entrefrottements du procédé ce qui indique un mécanisme d'arrachements de grains de WC et donc la réalisation de fissures intergranulaires en surface. De l'insert P8 à l'insert P16, avec donc la proportion de phase liante, la surface est de moins en moins fissurée par le traitement HET. De plus, une mesure au profilomètre optique de la surface des inserts indique que le  $R_a$  est décroissant du P8 au P16 et est de  $1,87\text{ }\mu\text{m}$  pour le P8, de  $1,48\text{ }\mu\text{m}$  pour le P12 et de  $1,19\text{ }\mu\text{m}$  pour le P16. Ce qui suit une logique de résistance plus importante à la propagation de fissures intergranulaires avec l'augmentation de la proportion de phase liante dans les inserts.

Le traitement HET ne peut avoir un effet sur les propriétés tribologiques que lors des premiers instants des essais en conditions nominales. Par exemple, il pourrait être à l'origine de l'augmentation du coefficient de frottement observée pour la plus faible charge de 14 N du P8 au P16. En effet, les faciès d'usure des inserts présentés plus haut pour cette charge montrent que les cratères du HET sont encore visibles même en fin d'essai sur la surface usée de l'insert P12. Une surface plus fissurée pourrait alors permettre de réduire les contraintes de cisaillement en surface par des mécanismes d'arrachement de grains nécessitant moins d'énergie et donc diminuant les efforts de frottement ( $S_2M_3$ ).

De manière générale, pour les essais qualifiants en conditions nominales, le traitement HET ne peut être caractéristique que d'un mécanisme transitoire. De plus, les résultats précédents ont montré qu'un prolongement de ce traitement pouvait certes entraîner des valeurs de coefficient de frottement ou de taux d'usure plus variables, mais cela tout en restant en moyenne autour des valeurs relevées pour un HET standard.

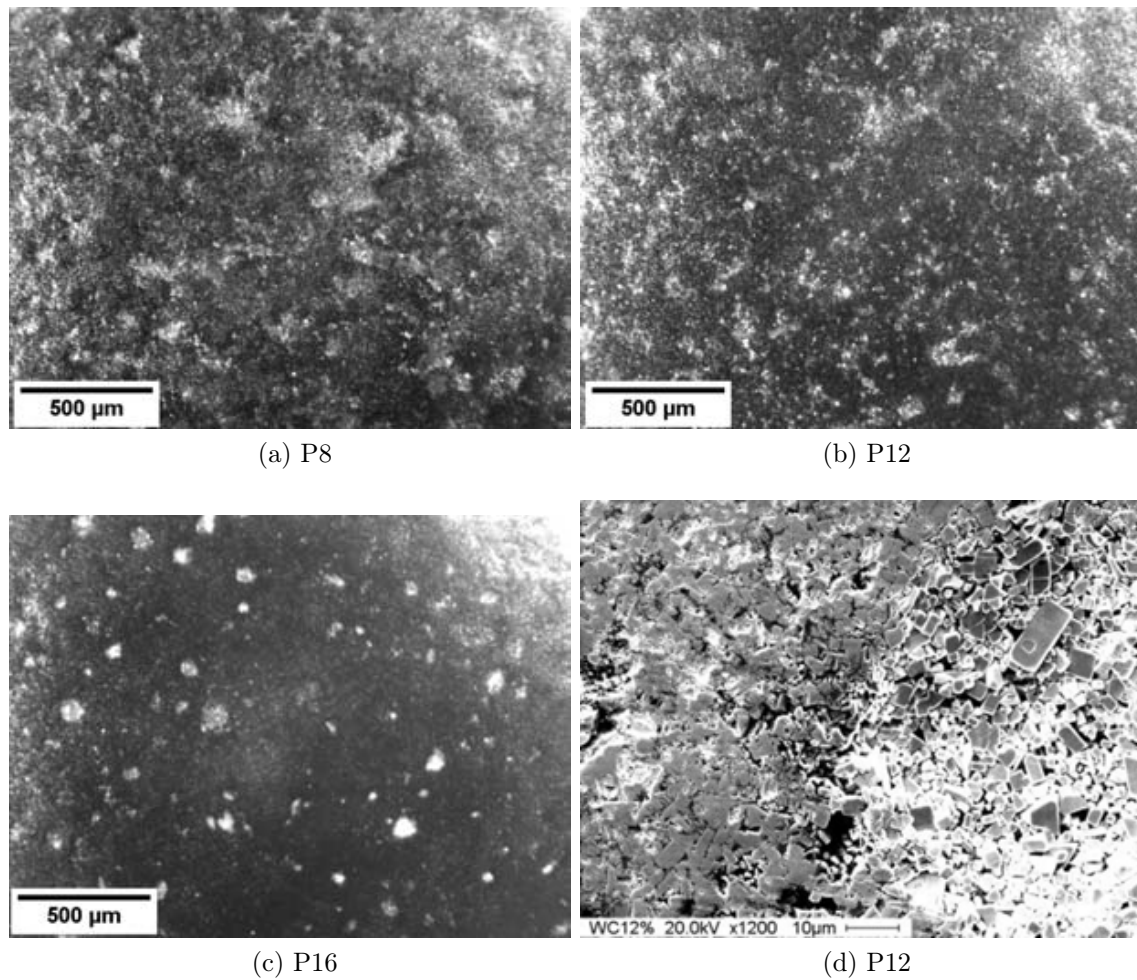


FIGURE 4.3.3 – Micrographies du bout sphérique des inserts de référence et effet du traitement HET sur l'aspect surfacique : a - insert P8 (optique) ; b - insert P12 (optique) ; c - insert P16 (optique) ; d - vue d'une zone d'impact de l'insert P12 (MEB).

### Rôle de la partie volumique du troisième corps

La partie volumique du troisième corps ( $S_3$ ) englobe les débris désolidarisés du contact et les transferts dynamiques côté insert et côté alumine. Le transfert d'alumine sur les inserts, majoritairement en avant du contact, est plus important pour le P12 suivi du P8 et du P16 qui montre le plus faible transfert. Le transfert du mélange de grains de WC et de phase liante Co réalisé à la surface de la contreface d'alumine est plus épais pour les essais avec l'insert P8 puis pour le P16 et enfin avec le P12 où ce transfert est le plus fin. Enfin, la composition des débris d'usure éjectés du contact est quasi identique pour l'ensemble des inserts de référence.

La composante abrasive du contact est apportée par les grains d'alumine broyés et arrachés des contrefaces ( $S_5M_3$ ). La désolidarisation des grains d'alumine de la contreface se fait par l'action des contraintes locales de traction, d'autant plus importantes que le coefficient de frottement est élevé, subies en surface par l'alumine ( $S_5M_3$ ) et se traduit par la formation de zones d'arrachement sur les sillons d'usure. Ce mécanisme se produit aux premiers instants de la mise en contact du fait de la pression hertzienne maximale en surface (*fig. 4.3.4a*) pouvant atteindre plus de 5 GPa à charge nominale, ce qui est largement supérieur à la limite d'élasticité de l'alumine (*i.e.* près de 300 MPa) et même supérieur à sa résistance en compression (*i.e.* près de 3 GPa). Pour les essais à charge nominale, après quelques secondes de mise en contact la pression moyenne  $p_m$  chute sous 1 GPa, au bout de quelques minutes la pression moyenne descend en deçà de 100 MPa et pour la quasi-totalité d'un essai, la pression moyenne est comprise entre 9 et 20 MPa (*fig. 4.3.4b*). Ces pressions relativement faibles n'impliquent pas que des ruptures à l'échelle microscopique de la contreface ne peuvent plus se produire car il suffit d'une concentration de contrainte locale pour créer des pressions au contact élevées. C'est notamment le cas lorsque se produit une accumulation de débris en avant du contact qui a alors pour conséquence d'augmenter la pression à cet endroit et de provoquer une rupture surfacique et subsurfacique de l'alumine et l'éjection en même temps de débris d'alumine et de transfert comme vu précédemment sur les séquences vidéo.

Une partie des grains d'alumine arrachés des contrefaces s'agrègent donc en avant du contact et une autre partie est formée de grains libres pouvant glisser le long du contact. Les grains libres d'alumine provoquent du côté des inserts des enlèvements de phase liante puis des désolidarisations de grains de WC et de fragments de grains de WC par labourage ( $S_1M_3$ ). L'ensemble de ces arrachements de WC et de Co aboutissent à des rayures d'abrasion orientées dans le sens de glissement suivant la direction du périmètre décrit par le contact frottant. Dans le contact, les arrachements créent un amalgame plastique et abrasif de grains de WC, de Co et de  $Al_2O_3$ . Cette pâte est ensuite étalée sur la surface en contact des inserts et est transférée sur les contrefaces d'alumine ( $S_3M_1$ ). Le cisaillement à la surface du sillon d'usure des contrefaces par les inserts permet de nouveaux arrachements de grains d'alumine ( $S_5M_3$ ) accompagnés ou non de la pâte précédemment formée ( $S_3M_2$ ).

C'est cette pâte abrasive qui au final contrôle la cinétique d'usure des inserts car elle per-



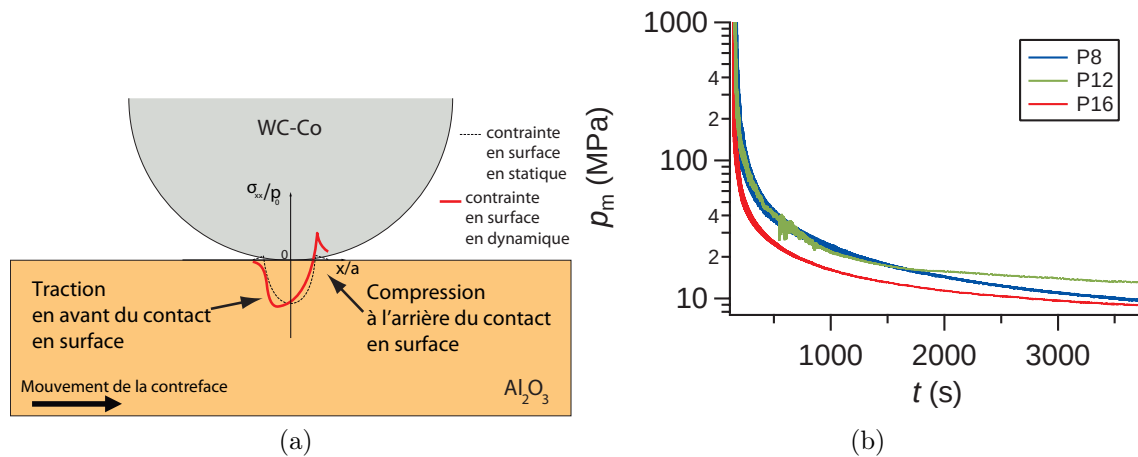


FIGURE 4.3.4 – Pression de contact de l'insert contre la contreface : a - pression de Hertz ; b - pression moyenne de contact pour les inserts de référence à charge nominale.

met ainsi de maintenir les particules abrasives d'alumine dans le contact. Plus la proportion de cobalt des inserts est importante et plus cette pâte abrasive est produite en quantité importante. De plus, au regard de la rugosité de surface de l'insert P12 qui est nettement plus importante que celle du P8 et du P16, il est possible d'imaginer que la rugosité des surfaces usées joue un rôle de maintien ou d'évacuation des débris. Ainsi, un étalement pourrait être facilité par des surfaces relativement planes néanmoins les débris au contact seraient plus aisément évacués. À l'inverse, une surface plutôt rugueuse permettrait un étalement moins important de la pâte abrasive dans le contact cependant les débris formant ce troisième corps pourraient aussi avoir tendance à être piégés dans les rayures d'abrasion plus profondes.

### Synthèse partielle

À court terme et/ou à faible charge, le mécanisme de fissurations intergranulaires prédomine sur celui de fissurations transgranulaires des grains de WC ( $S_1M_2$ ). Une taille moyenne de grains de WC élevée et plus largement une ténacité importante sont indirectement liées à une bonne résistance à l'abrasion des inserts. À long terme et/ou à forte charge, l'inverse se produit et une faible proportion de cobalt et une dureté importante produisent indirectement une bonne tenue à l'abrasion des inserts. À la suite de la production de ces fissurations, des arrachements de phase liante Co et de grains WC entiers ou fragmentés réalisent ( $S_1M_3$ ) le débit source interne côté insert ( $Q_i^s$ ). Côté contreface, c'est l'arrachement de fragment d'alumine ( $S_5M_3$ ) par l'action de contraintes de traction et de compression au contact qui crée le débit source interne.

Le traitement HET, représentant un écran significatif ici, n'a qu'un effet transitoire dans le contact en facilitant des mécanismes d'arrachement de grains en début d'essai ( $S_2M_3$ ).

Au final, le troisième corps est formé d'une pâte abrasive composée de fragments de grains de WC, de particules abrasives d'alumine, le tout lié dans une phase cobalt. Cette pâte s'étale ( $S_3M_1$ ) sur les surfaces des inserts et des contrefaces pour former des transferts.

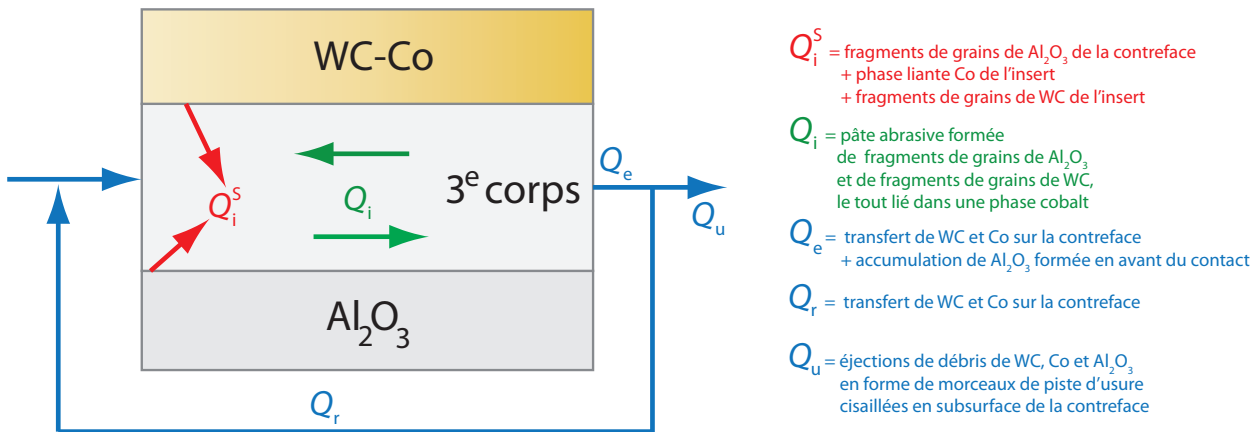


FIGURE 4.3.5 – Circuit tribologique du contact entre un insert WC-Co et une contreface d'alumine.

Le maintien de cette pâte abrasive dans le contact génère une usure plus importante des inserts. La quantité de pâte abrasive dépend de la proportion de cobalt et le maintien des débris dans le contact pourrait être aussi le fait d'une rugosité des surfaces usées plus élevée.

### 4.3.2 Description des mécanismes d'usure

#### Circuit tribologique

Après s'être intéressé aux mécanismes d'accommodation à l'origine entre autres de la création des débris et leur nature physicochimique, il est intéressant de décrire le circuit tribologique afin de comprendre les mécanismes d'usure mis en jeu ici (fig. 4.3.5).

Tout d'abord des fragments de grains d'alumine arrachés dès la mise en contact sous l'action des contraintes de traction dans la contreface forment **le débit source interne**  $Q_i^S$ . Ensuite des volumes de phase liante de cobalt sont retirés de l'insert par ces grains abrasifs de  $Al_2O_3$  et s'intègrent à ce débit. Finalement, les grains entiers ou broyés de WC se détachent de l'insert et complètent le débit source interne.

Une pâte abrasive comprenant des fragments de grains de  $Al_2O_3$  ainsi que des fragments de WC et le tout est mélangé dans une pâte au caractère abrasif liée par la phase Co constitue **le débit interne**  $Q_i$ .

L'éjection des débris, en grande partie issus du transfert de fragments de WC et de Co sur la contreface en rotation, réalise **le débit externe**  $Q_e$ . À cela s'ajoute une accumulation de débris de  $Al_2O_3$  en avant du contact.

Une part importante des fragments de grains de  $Al_2O_3$ , détachés des agglomérats de particules créés en avant du contact et de manière plus permanente du transfert de WC et de Co situé sur le sillon d'usure de la contreface, reviennent dans le contact du fait de la rotation de celle-ci constitue **le débit de recirculation**  $Q_r$ .

Les éjections périodiques et définitives de débris composés de WC, de Co et de  $Al_2O_3$  sous forme de morceaux de piste d'usure cisailés en subsurface de la contreface représentent

**le débit d'usure  $Q_u$ .** Ces morceaux de piste possèdent alors une face lisse représentative du transfert réalisé sur la contreface et une face en volume représentative d'agglomérats de grains d'alumine.

### Effets des traitements de graduation

Le traitement par revêtement réactif réalise un durcissement en surface de l'insert par la formation de borures WCoB et donc un appauvrissement en phase cobalt à partir de la surface de l'insert. De ce fait, le débit interne  $Q_i$  est réduit par la diminution du débit de phase liante Co dans le débit source  $Q_i^s$ , ce qui produit une augmentation du coefficient de frottement par la réduction de l'effet de cisaillement du troisième corps  $S_3M_2$ . D'un autre côté, la proportion de pâte abrasive cohésive au contact étant réduite par manque de phase liante la vitesse d'abrasion de l'insert revêtu s'en trouve aussi réduite.

L'imbibition produit l'effet inverse, avec un enrichissement en cobalt à partir de l'arrière de l'insert vers le centre de celui-ci, voire vers la surface de l'insert selon les conditions de frittage. Le débit interne augmente et est plutôt stable grâce à un débit source cette fois-ci plus riche en cobalt et donc de nature plus liante. La couche de débris au contact permet alors une réduction du coefficient de frottement par un cisaillement du troisième corps plus riche en cobalt et un effet de lubrification solide.

L'autre paramètre qui ne rentre pas dans le cadre des traitements de graduation concerne la taille des grains de WC qui va jouer le rôle de dissipateur d'énergie et va permettre de générer des rugosités plus ou moins importantes au contact. Comme vue précédemment, la rugosité de surface des premiers corps peut jouer le rôle de régulateur des débits d'usure.

### Synthèse partielle

L'analyse du circuit tribologique fait suite à celle des mécanismes d'accommodation et permet de décrire de manière méthodique les mécanismes d'usure. Ces mécanismes d'usure mettent en jeu des fissurations intergranulaires de la microstructure de l'alumine suivies de l'arrachement de grains d'alumine puis du broyage de ceux-ci sous les actions mécaniques de l'insert (*fig. 4.3.6a*). Les grains abrasifs d'alumine génèrent des arrachements de phase liante, de grains et de fragments de grains de WC. Suivant les propriétés de l'insert, une pâte abrasive plus ou moins cohésive peut être formée à partir des particules arrachées des premiers corps (*fig. 4.3.6b*). Des transferts de matière s'opèrent à la surface de l'insert et de la contreface d'alumine. Des actions de cisaillement s'effectuent à l'interface provoquant des fissurations en subsurface de l'alumine. Au final, d'un côté, la pâte abrasive est éventuellement maintenue au contact par la rugosité de surface des premiers corps (rayures d'abrasion) et, d'un autre côté, des débris formés de morceaux de transferts sont éjectés du contact.

Plus précisément, suivant la proportion de cobalt et la taille de grains de WC des inserts plusieurs cas de figure sont à considérer en ce qui concerne le piégeage des débris au contact (*fig. 4.3.7*) :

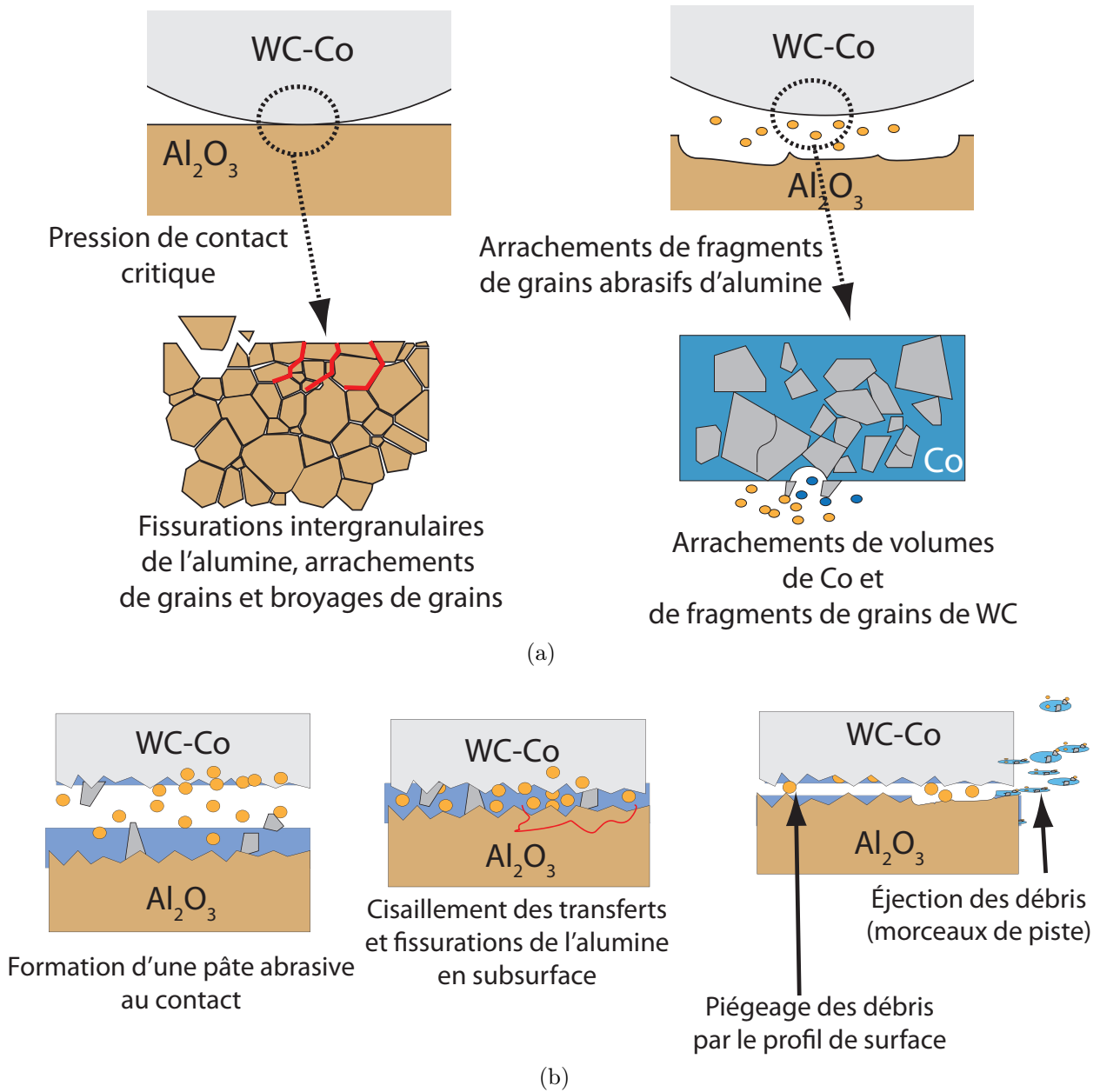


FIGURE 4.3.6 – Dynamique des mécanismes d'usure du contact entre l'insert WC-Co et la contreface d'alumine : a - formation du troisième corps (débits source  $Q_s$ ) ; b - circulation et éjection du troisième corps (débits internes  $Q_i$  et d'usure  $Q_u$ ).

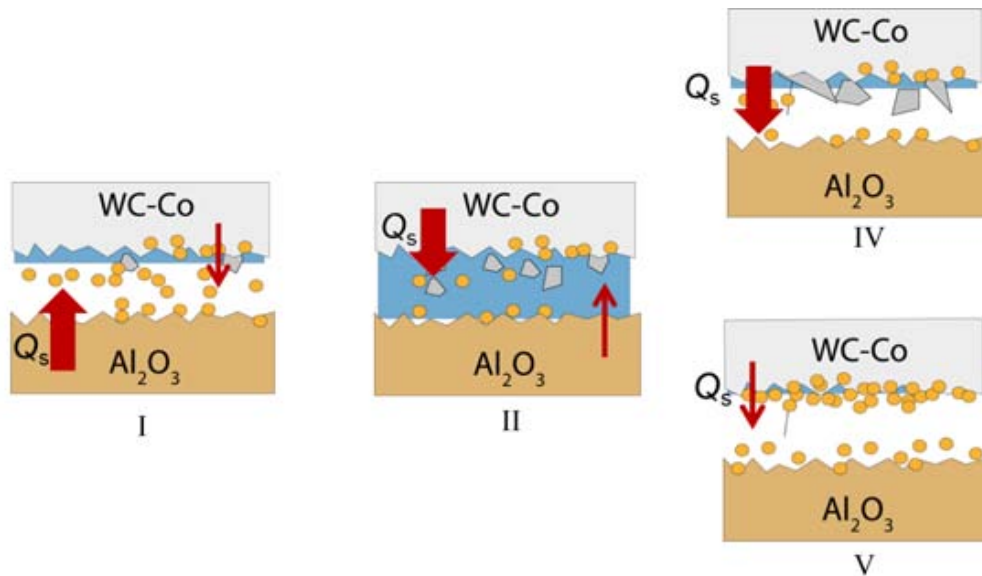


FIGURE 4.3.7 – Illustration de l'effet de la proportion de cobalt et de la taille de grains de WC des inserts dans la formation du troisième corps : insert à forte proportion de cobalt (cas I) ; insert à faible proportion de cobalt (cas II) ; insert à taille de grains de WC élevée (cas II et IV).

- pour un insert à faible proportion de cobalt (*i.e.* dureté élevée), une grande quantité de particules d'alumine est introduite dans le débit source  $Q_s$  (I) par une usure élevée de la contreface mais en contrepartie peu de cobalt intervient dans le contact ne permettant pas une stabilisation des particules abrasives (*i.e.* troisième corps pulvérulent) ;
- pour un insert à forte proportion de cobalt, peu de particules d'alumine sont introduites dans le débit source  $Q_s$  (II) mais celles-ci sont stabilisées dans le contact formant une pâte abrasive néfaste pour l'insert ;
- pour un insert à taille de grains de WC importante, à court terme, de gros volumes de matière sont arrachés de l'insert (III) et à plus long terme, du fait de la formation d'un faciès d'usure de rugosité importante, un piégeage important de particules (site  $S_2$ ) pourrait réaliser un durcissement en surface de l'insert et réduire ainsi la participation de matière de celui-ci dans le débit source (IV).

En ce qui concerne le revêtement durcissant WCoB, celui-ci permet de réduire le débit source de matière côté insert. Aussi, les traitements de graduation réalisés sur les inserts permettent d'agir sur le débit de cobalt dans le contact frottant à l'origine de l'état de stabilisation de la pâte abrasive au contact. Un appauvrissement en cobalt à partir de la surface des inserts permet de réduire ce débit de cobalt et par la même occasion de réduire l'action abrasive des particules d'alumine rapidement éjectées du contact.

## 4.4 Synthèse

L'étude du comportement tribologique des inserts d'outils tricône WC-Co a tout d'abord nécessité la mise en place d'une procédure expérimentale permettant une usure significative

TABLE 4.4.1 – Synthèse des résultats pour les inserts testés en conditions nominales avec les valeurs de coefficient de frottement moyen  $\bar{\mu}$ , de taux d'usure primaire  $k_1$ , de taux d'usure secondaire  $k_2$ , de taux d'usure moyen de l'insert  $\bar{k}$  et de taux d'usure moyen de la contreface  $\bar{k}_c$ .

| Inserts                                                          | $\bar{\mu}$     | $k_1$          | $k_2$          | $\bar{k}$      | $\bar{k}_c$    |
|------------------------------------------------------------------|-----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|
| $(10^{-5} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1})$ |                 |                |                |                |                |
| P8                                                               | $0,74 \pm 0,09$ | $3,9 \pm 0,5$  | $6,8 \pm 0,5$  | $5,4 \pm 0,5$  | $13,7 \pm 0,2$ |
| P8V2                                                             | $0,74 \pm 0,02$ | $5,2 \pm 0,5$  | $6,5 \pm 0,5$  | $6,0 \pm 0,5$  | $12,6 \pm 1,0$ |
| P8-I10                                                           | $0,69 \pm 0,07$ | $1,9 \pm 0,5$  | $5,9 \pm 0,5$  | $5,9 \pm 0,5$  | $18,1 \pm 0,2$ |
| P8-IRP30                                                         | $0,80 \pm 0,04$ | $4,7 \pm 0,5$  | $5,8 \pm 0,5$  | $5,7 \pm 0,5$  | $18,0 \pm 0,9$ |
| P12                                                              | $0,67 \pm 0,06$ | $9,4 \pm 0,5$  | $2,2 \pm 0,5$  | $5,5 \pm 0,5$  | $15,6 \pm 2,7$ |
| P12-RR0T1                                                        | $0,74 \pm 0,12$ | $3,1 \pm 0,5$  | $6,5 \pm 0,5$  | $4,1 \pm 0,5$  | $10,7 \pm 0,1$ |
| P12-RR10T2                                                       | $0,59 \pm 0,06$ | $1,7 \pm 0,5$  | $1,1 \pm 0,5$  | $1,7 \pm 0,5$  | $8,6 \pm 2,4$  |
| P12-IRP30                                                        | $0,44 \pm 0,03$ | $9,3 \pm 0,5$  | $20,1 \pm 0,5$ | $14,4 \pm 0,5$ | $12,1 \pm 1,2$ |
| P16                                                              | $0,59 \pm 0,13$ | $10,7 \pm 0,5$ | $7,5 \pm 0,5$  | $9,5 \pm 0,5$  | $5,9 \pm 0,9$  |
| P16V2                                                            | $0,59 \pm 0,08$ | $8,3 \pm 0,5$  | $9,6 \pm 0,5$  | $9,3 \pm 0,5$  | $6,3 \pm 0,4$  |
| P16-IRP10                                                        | $0,61 \pm 0,15$ | $4,0 \pm 0,5$  | $6,7 \pm 0,5$  | $6,5 \pm 0,5$  | $11,4 \pm 0,7$ |

des échantillons pour un temps d'essai réduit. C'est ce qu'a permis de réaliser l'étude des essais sur tribomètre rotatif à vitesses progressives, charges progressives et charges constantes avec une contreface d'alumine. Les conditions nominales ont alors été fixées avec une vitesse de glissement de  $0,5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ , une charge au contact de 264 N et une durée d'une heure. Ces essais ont aussi révélé des mécanismes d'accommodation tels que des phénomènes vibratoires du système tribologique liés à la vitesse de rotation de la contreface, un mécanisme de portance par l'accumulation de débris au contact et un seuil de charge lié à une mise en conformité du contact. Ces analyses ont été corroborées par des mesures complémentaires de température de contact et d'émission acoustique.

Les essais à charges constantes ont mené à une première description du comportement tribologique des inserts de référence avec une décroissance du coefficient de frottement avec la proportion de cobalt et à l'inverse, une croissance attendue du taux d'usure avec la ductilité des inserts apportée par la proportion de cobalt (*tab. 4.4.1*). De manière plus précise, les essais en conditions nominales ont montré que les inserts subissaient des transitions de cinétiques d'usure au cours des essais avec notamment une diminution marquée à long terme du taux d'usure de l'insert P12 et plutôt une légère augmentation pour les autres inserts P8 et P16.

L'analyse des faciès d'usure montre que les inserts et les contrefaces d'alumine possèdent des rayures d'abrasion en relation avec la taille des grains de WC. La taille moyenne de grains

de WC plus élevée pour l'insert P12 est à l'origine d'une rugosité plus importante du fait d'un mécanisme d'usure par arrachements de grains. Une observation à l'échelle des grains indique qu'il y a une compétition entre les mécanismes de fissurations intergranulaires privilégiés dans les microstructures à grains fins et transgranulaires au sein des microstructures à grains plus grossiers. En ce qui concerne les contrefaces d'alumine, l'usure s'effectue par arrachements de particules d'alumine. L'usure de l'insert et l'usure de l'alumine, à l'origine du débit source dans le contact, génèrent une pâte abrasive au contact formée de fragments de grains de WC et de particules abrasives d'alumine liés par le cobalt extrait du carbure cémenté.

Finalement, la résistance à l'usure des inserts est d'une part fonction de l'énergie mise en jeu dans l'arrachement de fragments de grains de WC et d'autre part liée à la stabilité du troisième corps abrasif lui-même contrôlé par les débits de circulation dans le contact. Ceci permet d'expliquer les changements de cinétique d'usure observés en liaison avec le passage d'un mécanisme de fissuration intergranulaire à court terme à un mécanisme de fissuration transgranulaire plus dissipatif d'énergie dans le contact. Ainsi, les carbures cémentés à grains fins, présentant peu de fissurations intergranulaires, ont tendance à avoir une cinétique d'usure plutôt linéaire ou légèrement accélérée suivant la charge et le temps. À l'inverse, les carbures cémentés à grains grossiers présentent des taux d'usures plus élevés à court terme induits par l'arrachement de gros grains puis une décélération de la cinétique d'usure dans le contact à plus long terme du fait d'une dissipation d'énergie plus importante apportée par le clivage des grains de WC. À cela, il faut ajouter que les rugosités importantes des faciès d'usure obtenues pour les granulométries plus importantes de WC sont à l'origine d'un piégeage accru des particules abrasives au contact. Ce piégeage pourrait être à l'origine d'un durcissement à long terme de la surface de l'insert permettant ainsi de limiter le débit source côté insert.

L'analyse du comportement tribologique des inserts de référence permet de mieux aborder celui des inserts gradués. Ainsi, les revêtements réactifs, du fait de la formation de borures WCoB et l'appauvrissement en phase cobalt qui est réalisé à partir de la surface, sont à l'origine de coefficients de frottement plus faibles et d'une augmentation de la résistance à l'abrasion grâce à une réduction de la stabilité du troisième corps en raison d'une plus faible quantité de cobalt métallique apportée dans le débit source. Logiquement, le traitement d'imbibition, par l'enrichissement réalisé au cœur des inserts en cobalt, entraîne plutôt des taux d'usure plus élevés à long terme. Le traitement d'imbibition réactive allie bien des avantages des deux précédents traitements et positionne les inserts gradués à la hauteur des inserts de référence associés, à l'exception de l'insert P12-IRP30. Pour ce dernier, il faut tenir compte de la rugosité importante des faciès d'usure, induite par l'arrachement de gros grains de WC, engendrant un piégeage important des débris abrasifs au contact et une usure en conséquence nettement plus élevée pour cet insert. Au contraire pour l'insert P16-IRP10, la création d'un faciès d'usure de faible rugosité permet une évacuation plus aisée du troisième corps et une réduction du taux d'usure.

## Références

- [Baranov 2007] V. Baranov, E. Kudryavtsev, G. Sarycgev et V. Schavelin. Acoustic emission in friction. Elsevier, 2007.
- [Berthier 1982] Y. Berthier. *Effet du comportement du troisième corps sur l'usure des paliers secs en mouvement alternatif*. Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 1982.
- [Lamarche 1990] F. Lamarche et C. Leroy. Evaluation of the volume of intersection of a sphere with a cylinder by elliptic integrals. *Computer Physics Communications*, vol. 59, pages 359–369, 1990.
- [Luyckx 1970] S. Luyckx. Slip system of tungsten carbide crystals at room temperature. *Acta Metallurgica*, vol. 18, pages 233–236, 1970.
- [Scussel 1992] H. Scussel. ASM handbook - friction, lubrication and wear technology, volume 18, chapitre Friction and wear of cemented carbides, pages 1617–1879. ASM International, 1992.



# Résultats expérimentaux sur les taillants d'outils PDC

---

Ce chapitre traite de l'étude de la qualification des taillants PDC et de l'influence des différents traitements apportés sur leur performance en usure et en coupe. Dans un premier temps, suite à des essais d'usure sur des taillants commerciaux, la construction d'un facteur de qualité est réalisée ici sur les bases du compromis entre la résistance à l'usure et l'efficacité d'excavation de ces taillants. Ensuite, les propriétés physicochimiques, structurales et mécaniques des taillants commerciaux sont étudiées afin de les mettre en relation avec les performances de ces taillants.

Dans un deuxième temps, les taillants de référence et ceux ayant subi un traitement de graduation sont à leur tour testés et le classement de qualité réalisé avec ces taillants est à la fois mis en regard de leurs propriétés volumiques, mais aussi de manière plus précise de leur comportement tribologique par l'analyse des faciès d'usure. Du fait des difficultés de caractérisation du matériau PDC (*e.g.* observation de la microstructure), la description des mécanismes d'usure des taillants PDC est tout au long de ce chapitre commentée sur la base de ceux décrits pour les carbures cimentés où la composition du troisième corps formé est déterminante.

En complément, la résistance aux chocs des taillants de l'étude est étudiée et une discussion est réalisée sur les mécanismes de rupture mis en jeu à l'aide d'observations des faciès de rupture.

Finalement, deux études indépendantes s'intéressent à l'action d'une part des efforts de coupe et d'autre part des efforts de frottement.

## 5.1 Performances des taillants commerciaux

Afin d'établir un critère pouvant juger de la qualité relative des taillants de l'étude, six taillants commerciaux provenant de fabricants différents et couramment rencontrés dans l'industrie du forage sont utilisés ici. Ces taillants commerciaux seront notés par la suite A, B, C, D, E et F (*cf.* 2.2.1).

### 5.1.1 Établissement d'un critère de qualité

#### Modélisation du contact taillant/roche

Comme indiqué dans l'étude bibliographique (*cf.* 1.1.1 & 1.1.2), la modélisation du contact taillant/roche prend en compte trois hypothèses :

- la répartition homogène des efforts d'excavation sur l'outil PDC permettant l'étude d'un taillant isolé ;
- l'indépendance des efforts de coupe et de frottement sur un taillant ;
- les efforts de coupe sont constants et égaux aux efforts totaux initiaux lorsque le taillant est neuf.

Les outils PDC possèdent plusieurs dizaines de taillants. Par exemple, l'outil PDC associé à l'étude<sup>1</sup> comporte 48 taillants directement impliqués dans le processus d'excavation. Du fait de l'optimisation du design des outils PDC, la répartition des efforts sur ceux-ci peut être considérée comme homogène et l'étude à l'échelle d'un seul taillant afin de caractériser les performances d'un outil complet n'est pas dénuée de pertinence.

Les efforts d'excavation sont répartis sur la surface active de coupe  $A_c$  à l'avant du taillant et sur le méplat d'usure  $A_f$  (*fig.* 5.1.1a). D'une part, l'effort de coupe  $F^c$  ainsi que les composantes normale  $F_N^c$  et transversale  $F_T^c$  associées s'appliquent sur la surface active de coupe (*fig.* 5.1.1b). D'autre part, l'effort de frottement  $F^f$  et ses composantes normale  $F_N^f$  et transversale  $F_T^f$  s'appliquent sur le méplat d'usure (*fig.* 5.1.1c).

Ces considérations permettent d'établir que l'effort normal total est la superposition de la composante normale de frottement et de la composante normale de coupe. Autrement dit, l'effort normal total  $F_N$  appliqué sur le taillant est la somme de la composante normale de frottement et de l'effort total initial normal sur le taillant  $F_N^0$ . Les mêmes réflexions peuvent être réalisées sur les composantes transversales.

#### Coefficient de frottement et énergie spécifique intrinsèque

À partir de là, le tracé du diagramme  $E-S$  est réalisé à partir de la relation entre l'énergie spécifique  $E$  et la résistance à l'excavation  $S$  (*fig.* 5.1.2). La pente du diagramme  $E-S$  permet de déterminer le coefficient de frottement  $\mu$ . Du fait de l'hypothèse de coupe pure en début d'essai avec un taillant neuf ( $\mu = 0$ ), l'ordonnée à l'origine donne l'énergie spécifique

---

1. Outil PDC de l'entreprise Varel International référence VTD616.

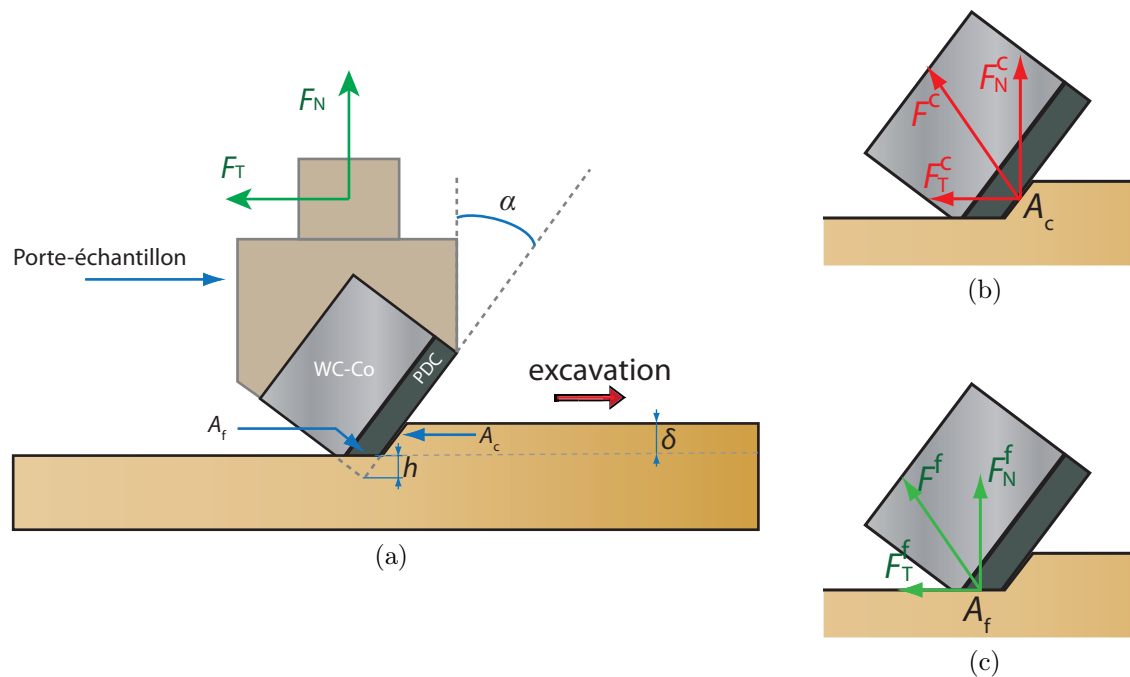


FIGURE 5.1.1 – Modélisation du contact entre taillant et roche lors de l'excavation sur le tour d'usure : a - vue générale du contact ; b - composantes de coupe ; c - composantes de frottement.

intrinsèque  $\varepsilon$ . Le coefficient de frottement  $\mu$  est alors représentatif des efforts de frottement au niveau du méplat d'usure et l'énergie spécifique intrinsèque  $\varepsilon$  est plus représentative des propriétés mécaniques de la roche et des efforts de coupe en avant du taillant.

Le coefficient de frottement est en moyenne de  $0,22 \pm 0,02$  (*fig. 5.1.3a*) sur l'ensemble des essais, toutes marques de taillants confondues et l'énergie spécifique intrinsèque est en moyenne de  $28 \pm 2$  MPa (*fig. 5.1.3b*). La faible dispersion associée à ces résultats montre qu'il n'y a pas de changement majeur de comportement au niveau du contact entre le taillant et la roche. Les variations de coefficient de frottement n'ont que peu de relation avec celles de l'énergie spécifique intrinsèque d'après le coefficient de corrélation  $R^2$  de 67 % du tracé de  $\mu$  en fonction de  $\varepsilon$  (*fig. 5.1.3c*). Cependant, il faut constater que ce tracé est associé à de grandes barres d'erreur et que le coefficient de frottement diminue globalement avec l'énergie spécifique intrinsèque. Ceci peut dénoter une certaine proximité de la nature de la couche de débris formée au niveau du méplat d'usure et des propriétés mécaniques de la roche ou dans une moindre mesure des propriétés physicochimiques et mécaniques du taillant.

### Cinétique d'usure : calcul du taux d'usure

Les taillants commerciaux sont fixés sur le tour d'usure sur une distance d'excavation totale  $L_T$  de 12 580 m. La hauteur usée  $h$ , mesurée dans la direction perpendiculaire au méplat d'usure, permet de discriminer correctement l'ensemble des taillants à partir d'une distance d'excavation d'au moins 10 000 m mis à part pour les taillants E et F (*fig. 5.1.4a*).

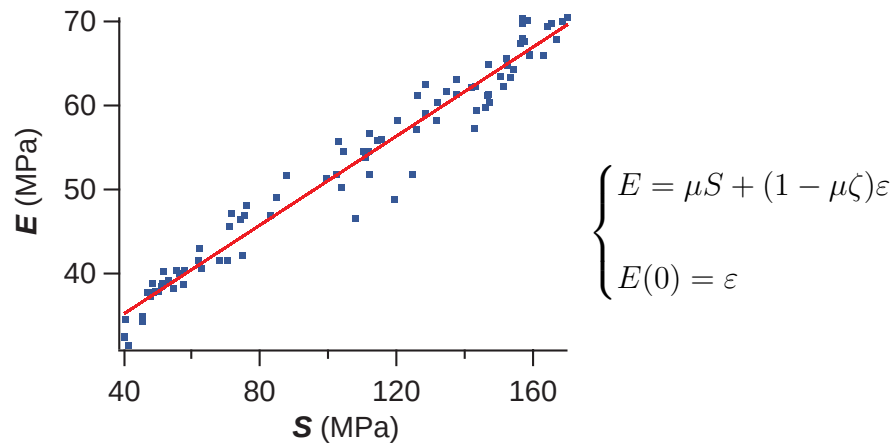
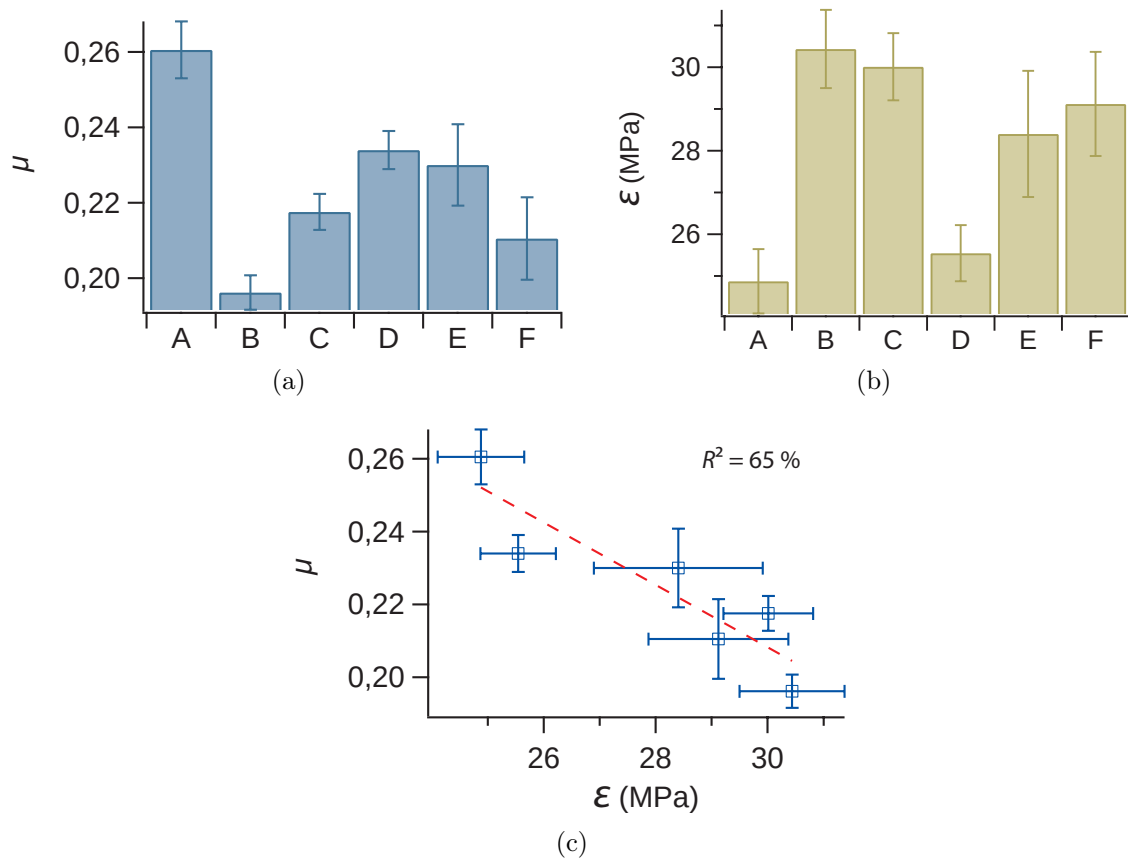
FIGURE 5.1.2 – Diagramme  $E$ - $S$  de l'essai d'usure réalisé sur le taillant commercial A.

FIGURE 5.1.3 – Valeurs calculées du coefficient de frottement et de l'énergie spécifique intrinsèque pour les taillants commerciaux : a - coefficient de frottement ; b - énergie spécifique intrinsèque ; c - évolution du coefficient de frottement avec l'énergie spécifique intrinsèque.

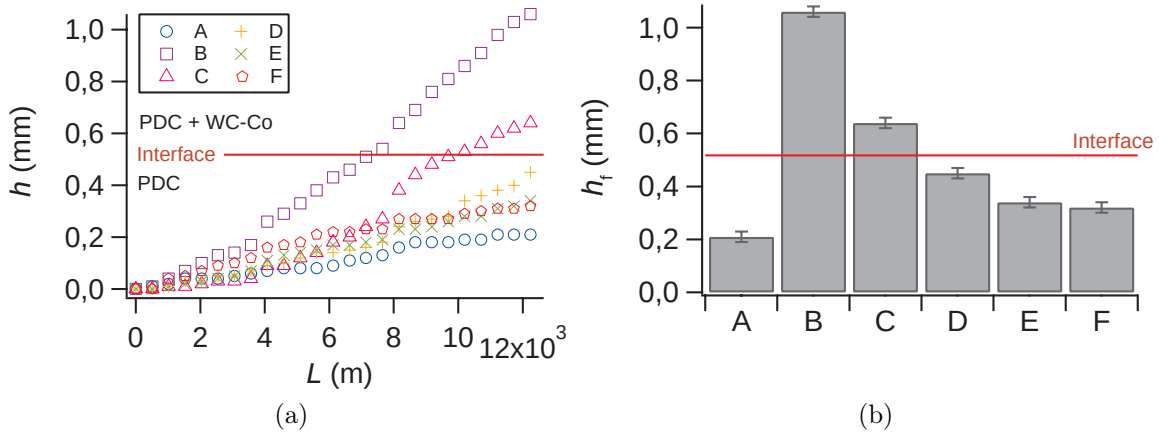


FIGURE 5.1.4 – Hauteur usée des taillants commerciaux sur une distance d'excavation de 12 580 m : a - évolution de la hauteur usée en fonction de la distance d'excavation ; b - hauteur usée finale.

Seuls les taillants B et C voient leur méplat d'usure en fin d'essai s'étendre sur la partie PDC et la partie WC-Co. Ainsi, le classement semble clair ici et l'ordre de résistance à l'usure selon la hauteur usée finale  $h_f$  des taillants commerciaux est le suivant : A, F, E, D, C et B (*fig. 5.1.4b*).

Le problème avec cette analyse est qu'elle ne tient pas compte des variations des efforts de frottement s'appliquant au niveau du méplat d'usure au cours des essais. En effet, les essais d'usure sont réalisés à profondeur de passe imposée ( $\delta = 2$  mm) et des variations significatives d'efforts d'excavation peuvent survenir afin de maintenir cette profondeur de passe suivant les différences de propriétés que peut présenter la couronne de béton. Afin de tenir compte de cela au niveau du méplat d'usure, le modèle d'Archard permet de calculer un taux d'usure  $k$  par le tracé du volume d'usure  $V$  en fonction du produit de la composante normale de frottement  $F_N^f$  et la distance d'excavation  $L$  (*eq. 5.1.1*).

$$V = k \cdot F_N^f L = k \cdot (F_N - F_N^0) L \quad (5.1.1)$$

En effet, lorsque le méplat d'usure se forme uniquement dans la partie PDC du taillant, la linéarité entre  $V$  et  $F_N^f L$  est avérée et permet de déterminer un taux d'usure du taillant  $k_{\text{PDC}}$  (*fig. 5.1.5a*). Par contre, dès que le méplat d'usure s'étend dans le substrat en WC-Co, il y a une rupture de tendance et une augmentation nette du taux d'usure (*fig. 5.1.5b*). Le taux d'usure mixte  $k_{\text{mi}}$  représente alors le comportement à l'usure du volume composite formé du PDC et du WC-Co. Au final, le taux d'usure moyen  $k$  est confondu avec le taux d'usure  $k_{\text{PDC}}$  lorsque l'usure se produit uniquement dans la partie PDC et est la moyenne pondérée des taux d'usure  $k_{\text{PDC}}$  et  $k_{\text{mi}}$  lorsque le méplat d'usure s'étend dans la partie WC-Co.

Le calcul du taux d'usure moyen  $k$  confirme en grande partie les résultats obtenus avec la hauteur usée finale (*fig. 5.1.6a*). Néanmoins, une différence se fait sur le classement des taillants E et F avec une résistance à l'usure cette fois-ci plus importante pour le taillant E

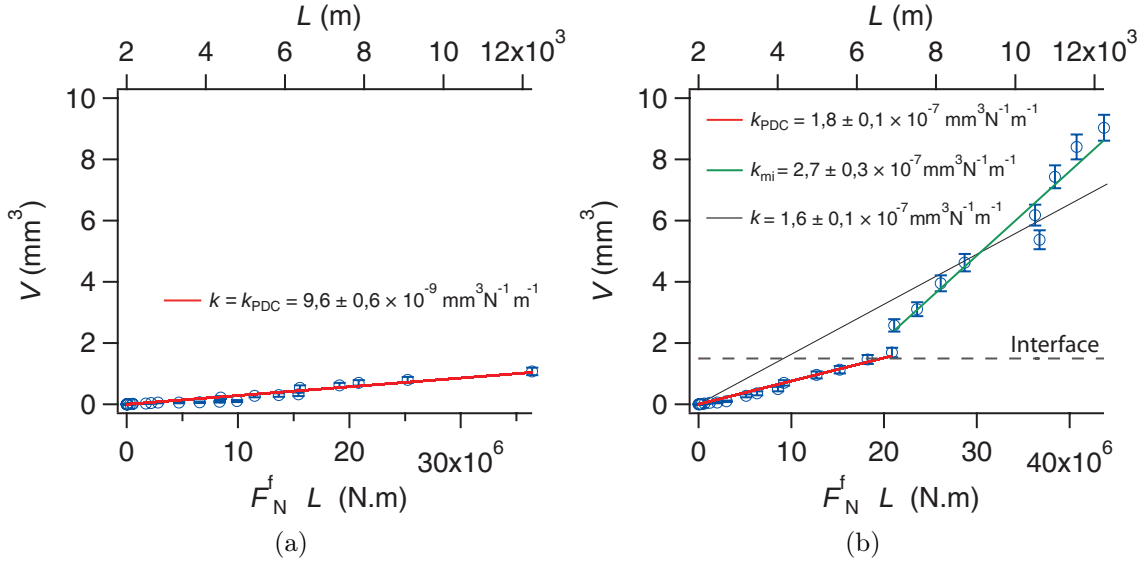


FIGURE 5.1.5 – Tracés du volume utilisé des taillants commerciaux en fonction du produit  $F_N^f L$  et calculs des taux d'usure sur une distance d'excavation de 12 580 m : a - calcul du taux d'usure du PDC  $k_{\text{PDC}}$  pour le taillant A ; a - calcul du taux d'usure du PDC  $k_{\text{PDC}}$ , du taux d'usure mixte  $k_{\text{mi}}$  et du taux d'usure moyen  $k$  pour le taillant B.

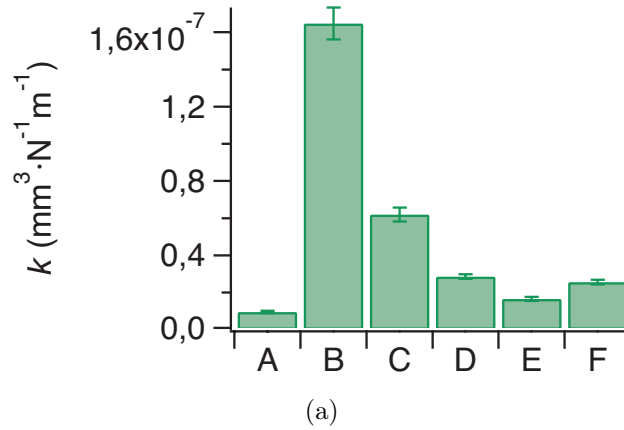
que pour le taillant F.

Aussi, les taillants les moins résistants à l'usure B et C voient leur cinétique d'usure s'accroître respectivement de 56 % et 24 % au passage du méplat d'usure dans la partie WC-Co (*fig. 5.1.6b*).

Par analogie avec les mécanismes d'usure observés pour les inserts en WC-Co, lorsque le méplat d'usure atteint le substrat en WC-Co, la phase métallique de cobalt alors produite en plus grande quantité dans le débit source peut jouer le rôle de liant et stabiliser dans le contact frottant les débris abrasifs de silice provenant de la couronne en béton. Ainsi, la création d'une pâte abrasive au niveau du contact et le transfert de celle-ci en surface du taillant seraient à l'origine d'une accélération de la cinétique d'usure représentée par le taux d'usure mixte.

### Efficacité de coupe : définition la capacité de coupe $u$

Les études sur les contacts frottants ne considèrent communément qu'une seule surface active sur laquelle s'applique la totalité des efforts. Il est alors intéressant de normaliser les vitesses d'usure par l'effort normal appliqué au niveau du contact (lui-même lié à l'effort transversal de frottement au travers du coefficient de frottement) et de définir ainsi un taux d'usure. Dans le cadre du contact taillant/roche, il y a deux surfaces actives représentées par le méplat d'usure  $A_f$  et la surface active de coupe  $A_c$ . Sur cette dernière s'appliquent les efforts de coupe participant aux efforts totaux imposés au taillant lesquels dépendent de l'état d'usure du taillant. En effet, afin de maintenir des efforts de coupe constants, il est nécessaire d'augmenter l'effort transversal global du fait de l'augmentation des efforts



| Taux d'usure     | A             | B                | C               | D              | E              | F              |
|------------------|---------------|------------------|-----------------|----------------|----------------|----------------|
| $k_{\text{PDC}}$ | $9,6 \pm 0,6$ | $176,6 \pm 9,9$  | $44,3 \pm 5,0$  | $28,5 \pm 1,2$ | $16,6 \pm 1,1$ | $25,7 \pm 1,2$ |
| $k_{\text{mi}}$  | /             | $274,9 \pm 26,7$ | $54,9 \pm 17,2$ | /              | /              | /              |
| $k$              | $9,6 \pm 0,6$ | $164,7 \pm 8,6$  | $62,0 \pm 3,7$  | $28,5 \pm 1,2$ | $16,6 \pm 1,1$ | $25,7 \pm 1,2$ |

(b)

FIGURE 5.1.6 – Taux d'usure calculés pour les taillants commerciaux sur une distance d'excavation de 12 580 m : a - histogramme du taux d'usure moyen ; b - tableau du taux d'usure ( $10^{-9} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$ ).

de frottement, eux-mêmes liés à une augmentation de l'effort normal total afin de maintenir une profondeur de passe constante. Comme vu dans l'étude bibliographique, tout ceci est résumé dans le paramètre d'efficacité de coupe  $\eta$ , rendement énergétique qui est le rapport entre l'énergie spécifique intrinsèque  $\varepsilon$  et l'énergie spécifique  $E$  ou le rapport entre l'effort transversal total initial  $F_T^0$  et l'effort transversal total  $F_T$  ou encore l'effort transversal de coupe divisé par la somme des composantes transversales de frottement et de coupe (eq. 5.1.2).

$$\eta = \frac{\varepsilon}{E} = \frac{\varepsilon A_c}{F_T} = \frac{F_T^c}{F_T} = \frac{F_T^0}{F_T} = \frac{F_T^c}{F_T^c + F_T^f} \quad (5.1.2)$$

Au regard de l'évolution de l'efficacité de coupe avec la distance d'excavation observée lors des essais d'usure, la modélisation par une fonction exponentielle est clairement appropriée (fig. 5.1.7a) et le logarithme népérien de l'efficacité de coupe est alors linéaire et décroissant avec la distance d'excavation (fig. 5.1.7b). Ainsi, en début d'essai, lorsque le taillant est neuf, l'efficacité de coupe est maximale et est alors de 1 (*i.e.* 100 % de l'efficacité de coupe initiale). Au cours de l'essai, avec l'usure du taillant, la profondeur de passe du taillant devient de plus en plus difficile à maintenir et le rendement énergétique chute jusqu'à tendre vers 0 lorsque le taillant ne peut plus pénétrer la roche et ne fait que glisser à la surface de celle-ci.

Cette modélisation fait alors intervenir une constante, coefficient directeur de l'évolution linéaire du logarithme népérien de l'efficacité de coupe, alors définie comme étant la capacité

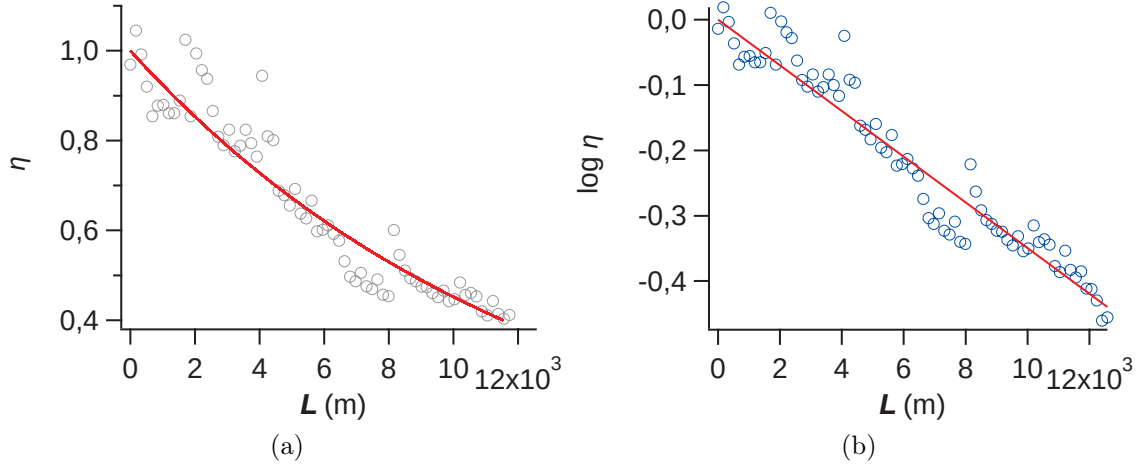


FIGURE 5.1.7 – Évolution de l'efficacité de coupe avec la distance d'excavation : a - efficacité de coupe ; b - logarithme népérien de l'efficacité de coupe.

de coupe  $u$  du taillant considéré (eq. 5.1.3). En d'autres termes, la capacité de coupe  $u$  est la distance au-delà de laquelle l'efficacité de coupe représente moins de 37 % (*i.e.*  $e^{-1}$ ) de l'efficacité de coupe initiale.

$$\eta = \exp\left(\frac{-L}{u}\right) \quad (5.1.3)$$

Comme pour l'évolution du volume d'usure, lorsque le méplat d'usure s'étend au-delà de l'interface PDC/WC-Co, il y a un changement de capacité de coupe qui se traduit par une rupture de pente au niveau de la courbe du logarithme népérien de l'efficacité de coupe (*fig.* 5.1.8). Deux capacités de coupe peuvent ainsi être distinguées dont la capacité de coupe de la partie PDC  $u_{\text{PDC}}$  et la capacité de coupe mixte  $u_{\text{mi}}$  lorsque la partie WC-Co est atteinte avec l'usure du taillant. Afin de calculer la capacité de coupe mixte, il suffit de déterminer pour quelle distance d'excavation la tendance exponentielle décrite auparavant atteint le seuil d'efficacité de coupe de 37 % lorsque le méplat d'usure dépasse l'interface PDC/WC-Co. Une interpolation des points d'efficacité de coupe en fonction de la distance d'excavation avec  $a_0$  et  $a_1$  des constantes du modèle exponentiel permet ce calcul (eq. 5.1.4).

$$\begin{cases} \eta = e^{-1} = a_0 \exp\left(\frac{-u_{\text{mi}}}{a_1}\right) \\ \Leftrightarrow u_{\text{mi}} = a_1 (\log a_0 + 1) \end{cases} \quad (5.1.4)$$

Une capacité de coupe moyenne  $u$  est aussi définie par pondération sur la distance d'excavation de  $u_{\text{PDC}}$  et  $u_{\text{mi}}$ .

La capacité de coupe moyenne  $u$  suit en grande partie le classement effectué avec la hauteur usée. Par exemple, le taillant A qui possède la hauteur usée finale la plus faible est aussi le taillant avec la capacité de coupe la plus élevée (*fig.* 5.1.9a). La seule différence concerne le classement relatif du taillant D qui possède la capacité de coupe moyenne la plus



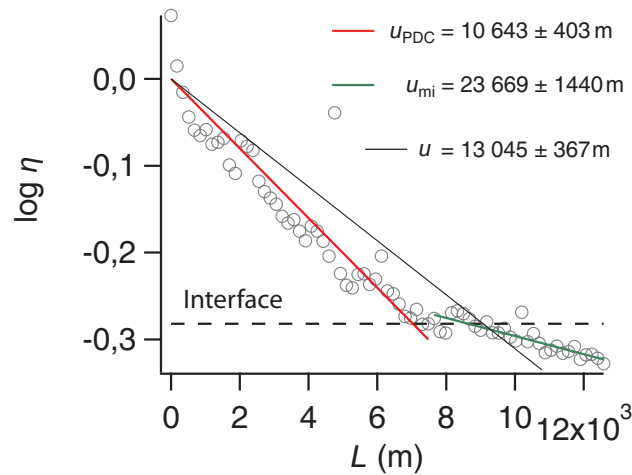


FIGURE 5.1.8 – Évolution du logarithme népérien de l'efficacité de coupe en fonction de la distance d'excavation et calcul de la capacité de coupe du PDC et de la capacité de coupe mixte pour le taillant B.

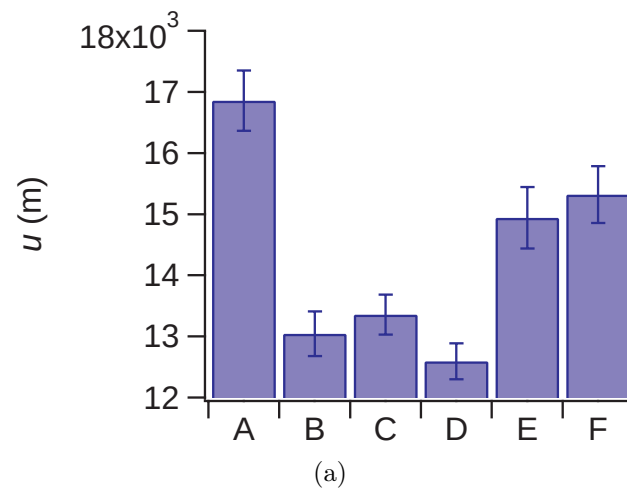
faible malgré que sa hauteur usée finale et son taux d'usure moyen soient inférieurs à ceux calculés pour les taillants B et C.

L'étendue du méplat d'usure dans la partie WC-Co pour les taillants B et C provoque une augmentation entre la capacité de coupe du PDC et la capacité de coupe mixte respectivement de 124 % et de 109 % soit un rendement énergétique en moyenne doublé au passage de l'interface PDC/WC-Co. Les efforts de coupe étant constants pour une géométrie de taillant fixe, la surface active de coupe variant peu, et aux propriétés à peu près constantes pour un béton homogène, le changement de régime d'efficacité de coupe est dû à une diminution du coefficient de frottement au niveau du méplat d'usure. Encore une fois, par analogie avec ce qui a été décrit pour les inserts en WC-Co, l'apport accru de phase liante dans le contact par le substrat (débit source) permettrait d'obtenir un troisième corps plus stable dont le cisaillement diminuerait les efforts de frottement.

### Qualité des taillants : le facteur de qualité $Q$

Des analyses séparées de résistance à l'usure et d'efficacité de coupe ne permettent pas de qualifier clairement un ensemble de taillants. Le classement relatif de la qualité des taillants testés dépend d'un ensemble de paramètres dont leur comportement tribologique, leur efficacité de coupe et la résistance à la coupe des roches. Ainsi, la qualité d'un taillant définit à la fois par sa résistance à l'abrasion et par sa capacité de coupe. Un taillant qui permet d'obtenir un taux d'usure ou une hauteur usée relativement faible tout en conservant un rendement énergétique important par l'obtention d'une capacité de coupe relativement élevée est un taillant de qualité élevée.

Afin de comparer différents taillants, un critère de qualité doit alors faire intervenir la notion de taux d'usure et de capacité de coupe. Pour faire apparaître ces paramètres, il est intéressant de porter un regard sur la formulation du ratio de broyage  $G$  (*grinding ratio*) couramment utilisé lors d'essais d'usure de taillant en laboratoire (eq. 5.1.5).



| Capacités de coupe | A              | B               | C              | D              | E              | F              |
|--------------------|----------------|-----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|
| $u_{\text{PDC}}$   | $16,9 \pm 0,5$ | $10,6 \pm 0,4$  | $11,0 \pm 0,3$ | $12,6 \pm 0,3$ | $14,9 \pm 0,5$ | $15,3 \pm 0,5$ |
| $u_{\text{mi}}$    | /              | $23,7 \pm 14,4$ | $23,0 \pm 2,5$ | /              | /              | /              |
| $u$                | $16,9 \pm 0,5$ | $13,0 \pm 0,4$  | $13,4 \pm 0,3$ | $12,6 \pm 0,3$ | $14,9 \pm 0,5$ | $15,3 \pm 0,5$ |

FIGURE 5.1.9 – Capacités de coupe calculées pour les taillants commerciaux sur une distance d'excavation de 12 580 m : a - histogramme des capacités de coupe moyennes ; b - tableau des capacités de coupe (en km).

$$G = \frac{V_R}{V} \quad (5.1.5)$$

Celui-ci représente le rapport entre le volume de roche détruite  $V_R$  sur le volume du taillant usé  $V$ , ce qui fait déjà apparaître que la considération unique de l'usure du taillant n'est pas suffisante et qu'un état relativement avancé d'usure peut être le fait d'une roche plus agressive.

À l'aide des hypothèses formulées précédemment et des relations qui en découlent, il est possible de faire apparaître les paramètres qui régissent le comportement du contact taillant/roche, soient le coefficient de frottement  $\mu$ , l'énergie spécifique intrinsèque  $\varepsilon$ , le taux d'usure  $k$  et l'efficacité de coupe  $\eta$  (eq. 5.1.6).

$$G = \frac{V_R}{V} = \frac{A_c L}{k F_N^f L} = \frac{\mu F_T^c}{\varepsilon k F_T^f} = \frac{\mu F_T^c}{\varepsilon k (F_T - F_T^c)} = \frac{\mu}{\varepsilon k} \left( \frac{F_T}{F_T^0} - 1 \right)^{-1} = \frac{\mu}{\varepsilon k} \left( \frac{1}{\eta} - 1 \right)^{-1} \quad (5.1.6)$$

À partir du modèle exponentiel établi précédemment, la capacité de coupe  $u$  peut alors apparaître dans l'expression du ratio de broyage (eq. 5.1.7).

$$G = \frac{\mu}{\varepsilon k} \left[ \frac{1}{\exp\left(-\frac{L}{u}\right)} - 1 \right]^{-1} = \frac{\mu}{\varepsilon k} \left[ \exp\left(\frac{L}{u}\right) - 1 \right]^{-1} = \frac{\mu}{\varepsilon k} \left[ \frac{L}{u} + \sum_{n=2}^{+\infty} \left( \frac{L}{u} \right)^n \right]^{-1} \quad (5.1.7)$$

Au final, le facteur de qualité  $Q$ , paramètre sans dimension, est alors déterminé en intégrant les variations du ratio  $G$  ainsi exprimé sur une distance finale d'excavation  $L_T$  (eq. 5.1.8).

$$Q = \frac{\mu}{\varepsilon L_T} \frac{u}{k} \quad (5.1.8)$$

Il faut noter que la distance  $L_T$  doit être suffisamment grande afin de mesurer une usure significative sur les taillants étudiés. L'expression du facteur de qualité fait donc bien apparaître d'une part les coefficients  $\mu$  et  $\varepsilon$ , relatifs à la nature du contact frottant et de la coupe, régis par les propriétés du taillant considéré, de la roche et des débris au contact. De plus, le rapport entre la capacité de coupe  $u$  et le taux d'usure  $k$  est mis en avant, exprimant ainsi que la qualité d'un taillant est définie par un bon rendement énergétique ainsi qu'une résistance à l'usure élevée.

Au bout d'une distance d'excavation finale  $L_T$  de 12 580 m, distance d'excavation maximale de l'essai d'usure commune à tous les taillants, le classement de qualité entre les différents taillants est clair<sup>2</sup> : A, E, F, D, C et B (fig. 5.1.10). Les facteurs de qualité calculés mènent alors à un classement proche de celui qui a été réalisé avec la seule interprétation de

2. Une programme permettant le calcul systématique du facteur de qualité  $Q$ , ainsi que d'autres paramètres associés ( $\mu$ ,  $\varepsilon$ , etc.), a été réalisée à l'aide du logiciel Igor Pro 6.20 (ann. D).

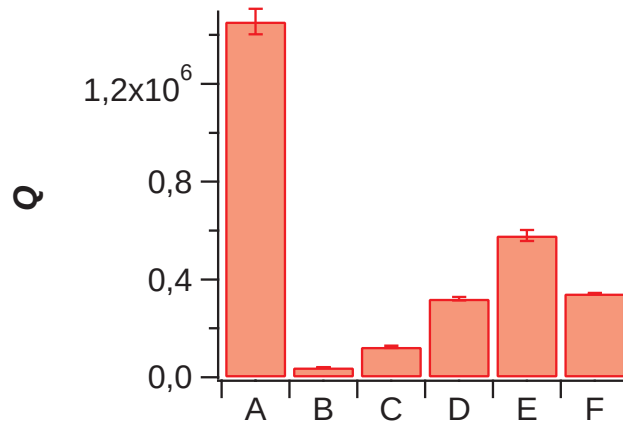


FIGURE 5.1.10 – Résultats du facteur de qualité des taillants commerciaux pour une distance d'excavation finale de 12 580 m.

la hauteur usée finale. La différence entre le classement obtenu avec la hauteur usée finale et le facteur de qualité concerne les taillants D, E et F provenant du même fabricant. En fait, le taux d'usure des taillants a beaucoup influencé les résultats du facteur de qualité relativement à la capacité de coupe ce qui a permis de clairement discriminer ces trois taillants, ce que ne fait ni la hauteur usée finale ni la capacité de coupe.

La visualisation des valeurs du facteur de qualité suivant des distances finales d'excavation progressives permet d'apprécier un classement plus global des taillants (*fig.* 5.1.11). Chacune de ces valeurs englobe un calcul du couple coefficient de frottement et énergie spécifique intrinsèque par le modèle de Detournay, un calcul de taux d'usure par la modélisation d'Archard et un calcul de capacité de coupe suivant un modèle exponentiel. Par conséquent, ces courbes de facteur de qualité en fonction des distances finales d'excavation représentent plus un réel facteur de qualité pour les grandes distances d'excavation qu'une simple évolution de  $Q$ .

Ce qui est net ici, c'est tout d'abord le classement des taillants A et B qui borne par leur qualité respectivement élevée et faible, les résultats obtenus par les autres taillants. Ensuite, le taillant C se détache assez clairement des courbes de qualité des autres taillants dès 8000 m d'excavation soit quand le méplat d'usure s'étend dans le substrat en WC-Co et augmente par la même occasion le taux d'usure. Comme il fallait s'y attendre, les taillants d'origine commerciale identique forment un groupe serré au niveau des courbes de qualité. Le classement réalisé pour une distance finale d'excavation de 12 580 m se retrouve sur les courbes de qualité avec le taillant E de qualité plus élevée que le D et F. Cependant, il faut remarquer que les taillants E et F ont tendance à se rejoindre vers les distances d'excavation plus élevées, et la qualité observée pour le taillant D a plutôt tendance à se détacher plus franchement de ceux-ci.

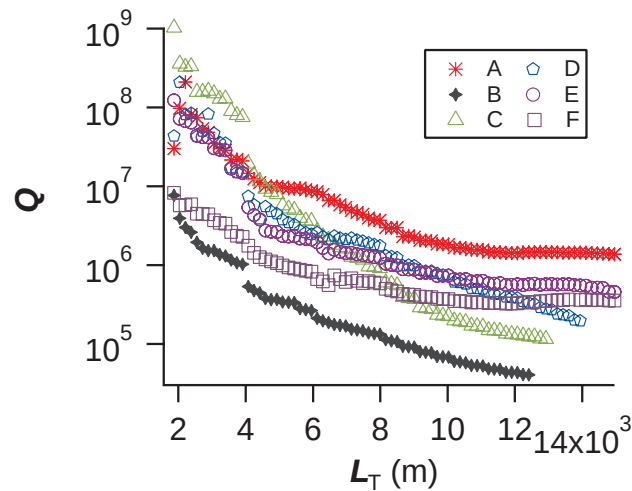


FIGURE 5.1.11 – Facteur de qualité calculé pour des distances finales d’excavation progressives pour les taillants commerciaux.

TABLE 5.1.1 – Résumé des résultats d’usure des taillants commerciaux pour une distance d’excavation finale de 12 580 m.

| Taillants | $\mu$             | $\varepsilon$<br>(MPa) | $k$<br>( $10^{-9} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$ ) | $u$<br>(km)    | $Q$<br>( $10^4$ ) |
|-----------|-------------------|------------------------|---------------------------------------------------------------------------|----------------|-------------------|
| A         | $0,261 \pm 0,007$ | $25 \pm 1$             | $10 \pm 1$                                                                | $16,9 \pm 0,5$ | $145,5 \pm 5,2$   |
| B         | $0,196 \pm 0,004$ | $30 \pm 1$             | $165 \pm 9$                                                               | $13,0 \pm 0,4$ | $4,1 \pm 0,1$     |
| C         | $0,218 \pm 0,005$ | $30 \pm 1$             | $62 \pm 4$                                                                | $13,4 \pm 0,3$ | $12,4 \pm 0,5$    |
| D         | $0,234 \pm 0,005$ | $25 \pm 1$             | $28 \pm 1$                                                                | $12,6 \pm 0,3$ | $32,1 \pm 0,7$    |
| E         | $0,230 \pm 0,011$ | $28 \pm 1$             | $17 \pm 1$                                                                | $14,9 \pm 0,5$ | $58,0 \pm 2,2$    |
| F         | $0,210 \pm 0,011$ | $29 \pm 1$             | $26 \pm 1$                                                                | $15,3 \pm 0,5$ | $34,2 \pm 0,4$    |

### Synthèse partielle

Les résultats mécaniques obtenus sur les taillants commerciaux montrent l’intérêt de confronter les valeurs de coefficient de frottement  $\mu$ , d’énergie spécifique intrinsèque  $\varepsilon$ , de taux d’usure  $k$  et de capacité de coupe  $u$  (tab. 5.1.1). Les valeurs du coefficient de frottement  $\mu$  et d’énergie spécifique intrinsèque  $\varepsilon$  sont assez similaires entre les différents taillants avec des variations autour de la valeur moyenne relevée sur l’ensemble des essais de 15 %. Ceci indique que la nature du contact entre taillant et roche est proche pour l’ensemble des essais.

Le calcul des taux d’usure des taillants ne suit pas exactement le classement établi par une simple mesure de la hauteur usée finale des taillants. Ceci indique bien qu’un état d’usure final doit aussi tenir compte de l’historique énergétique du contact.

Dans le même esprit, alors que le taux d'usure considère les efforts de frottement au niveau du méplat d'usure, l'efficacité de coupe introduit la considération des efforts de coupe en front de taillant et d'un rendement énergétique. Afin de résumer l'évolution des efficacités de coupe relevées avec des tendances exponentielles, le coefficient dit de capacité de coupe est introduit. Il permet alors de mettre en avant d'autres différences de classement relativement à la hauteur d'usure finale.

Enfin, le facteur de qualité regroupe l'ensemble de ces concepts et permet d'unifier la considération de la résistance à l'usure des taillants et l'énergie mise en jeu afin d'obtenir cet état d'usure.

### 5.1.2 Relation entre structure et qualité des taillants

Plusieurs propriétés physicochimiques des taillants PDC peuvent influencer la qualité des taillants dont :

- la géométrie du taillant, mais celle-ci est identique entre les différents taillants de l'étude ;
- la taille de grain de diamant et lorsque l'usure s'étend dans le substrat la taille de grain de WC peut aussi jouer un rôle ;
- la teneur en cobalt de la partie PDC puis du substrat associé WC-Co ;
- d'éventuels défauts microstructuraux tels que des pores ou des inclusions peuvent être critiques et fragiliser la microstructure du matériau PDC ou du WC-Co ;
- d'autres facteurs comme les contraintes résiduelles peuvent aussi influencer la qualité des taillants.

#### Taille des grains de diamant

Toujours par rapport à ce qui a été exposé précédemment, la taille de grain de diamant des taillants B et C peut être qualifiée de grossière relativement à celles des autres taillants commerciaux. Ces deux taillants possèdent les taux d'usure les plus grands et les facteurs de qualité les plus faibles. Il est bien connu des fabricants de taillants PDC qu'une faible granulométrie de diamant favorise la résistance à l'abrasion, mais à l'inverse réduit la résistance aux chocs des taillants [Bellin 2010].

Il faut rappeler que la qualification de grossière ou fine de la taille moyenne de grain de diamant a été déterminée par l'évaluation de l'infiltration plus ou moins importante du cobalt du substrat vers la partie PDC du taillant lors du frittage, cela à l'aide du paramètre  $\sqrt{D \cdot t}$ . L'observation des sections des taillants PDC au MEB révèle uniquement des agrégats de grains de diamant de l'ordre de la dizaine de micromètres. Au final, il est aisé de remarquer que, comme il était indiqué plus haut, la taille de ces agrégats de diamant n'a aucune relation avec les propriétés mécaniques des taillants et donc aucune influence sur le facteur de qualité. Par exemple, les taillants A et B possèdent les tailles d'agrégats de diamant les plus importantes et ont des facteurs de qualité opposés.

### Proportion de cobalt

La proportion de cobalt ductile dans les taillants affecte directement leurs cinétiques d'usure et fait partie des paramètres les plus optimisés lors de la réalisation des taillants commerciaux. Comme vu précédemment (*cf.* 2.2.1), les proportions de cobalt mesurées dans la partie PDC des taillants commerciaux sont similaires avec  $3,1 \pm 0,3$  %pds en moyenne de cobalt sur les six taillants et les faibles différences de proportion entre ces taillants n'ont pas d'effet significatif sur leur facteur de qualité.

Par contre, le *leaching* a un effet notable sur les performances des taillants puisque les facteurs de qualité les plus importants sont obtenus pour des taillants ayant subi ce procédé. Cependant, l'effet semble limité comme en témoigne les taillants D, E et F identiques sauf en ce qui concerne la profondeur de *leaching*. Pour rappel, le taillant D n'a pas subi ce procédé, le taillant E possède une épaisseur de diamant dépourvue de cobalt de près de 100  $\mu\text{m}$  et la partie diamant du taillant F a une profondeur sans cobalt de 325  $\mu\text{m}$ . Certes, le procédé de *leaching* mène à un facteur de qualité un peu plus élevé pour les taillants E et F relativement au taillant non traité D mais il faut aussi noter que le taillant F, avec une zone sans cobalt plus profonde, n'est pas au final de meilleure qualité que le taillant E et se trouve même proche de la qualité du taillant D. Ceci montre que pour ces taillants la proportion de cobalt dans la partie PDC n'est pas forcément le facteur qui prédomine sur leur qualité.

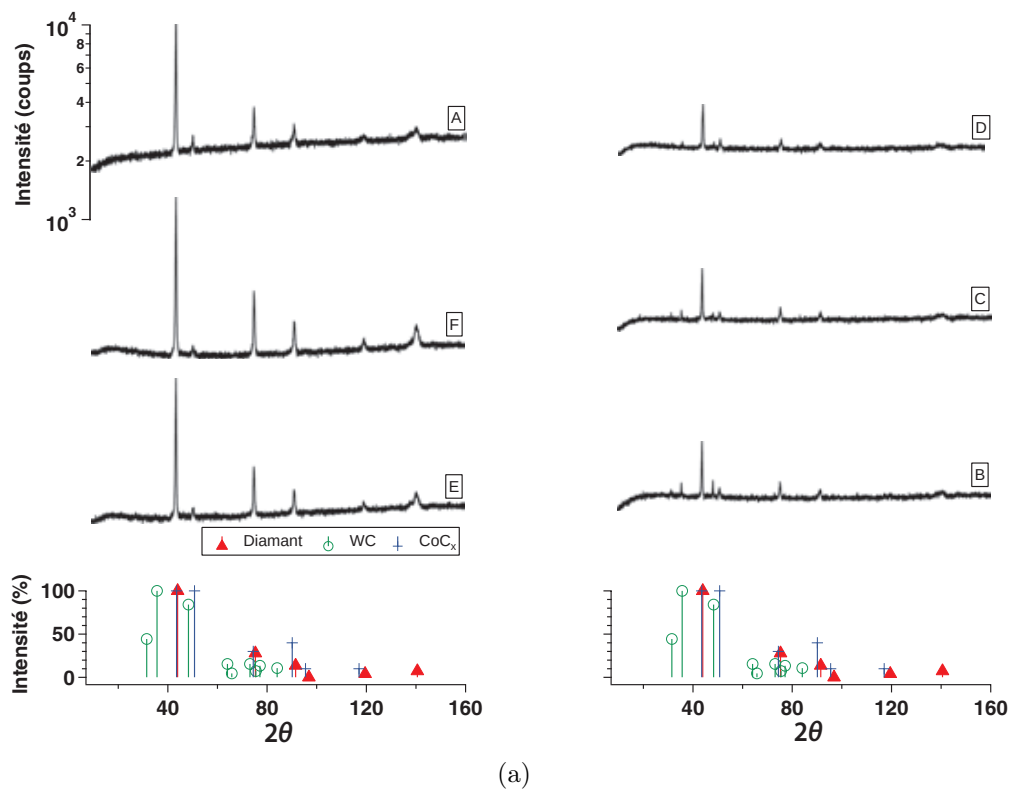
### Défauts microstructuraux

Un autre facteur qui peut réduire la performance des taillants PDC vis-à-vis de l'usure et de la coupe est celui d'éventuels défauts microstructuraux tels que des porosités ou des inclusions dans le diamant polycristallin. Une analyse DRX de la face supérieure des taillants PDC a montré que les taillants B, C et D possèdent des proportions significatives de WC dans leur partie PDC (*fig.* 5.1.12a)<sup>3</sup>. Or, il est bien connu des fabricants que les pollutions, accidentellement introduites lors du frittage, de la partie diamantée par des grains de WC peuvent fragiliser la cohésion des grains de diamant [Qi 1990]. Afin de quantifier les proportions relatives des phases cristallines en présence, la hauteur du pic d'intensité maximale de la phase considérée,  $I_{\text{CoC}_x}$  pour le carbure de cobalt ou  $I_{\text{WC}}$  pour le carbure de tungstène, est comparée à celle du pic d'intensité maximale du diffractogramme, autrement dit celui du diamant  $I$  (*fig.* 5.1.12b). Ainsi, le taillant B, de qualité la plus faible, possède la proportion relative de WC la plus importante. Cependant, les taillants ayant subi le traitement de *leaching* montrent que cette pollution n'est que surfacique ou subsurfacique car elle n'est pas détectée pour les taillants A, E et F pour lesquels l'attaque acide a certainement éliminé les particules libres de WC.

Il est aussi intéressant de noter que la quantité relative de carbure de cobalt est logique-

---

3. Les diffractogrammes ont été enregistrés à l'aide d'un diffractomètre X'PERT Philips MRD avec une source de type CuK –  $\alpha$  à 40 kV et 50 mA sur une plage d'angles de Bragg  $2\theta$  de  $10^\circ$  à  $160^\circ$  avec un pas de  $0,02^\circ$ . Le faisceau de rayons X a été focalisé au centre de la face supérieure de la partie PDC des taillants.



(a)

| Proportions relatives | A             | B              | C             | D              | E             | F             |
|-----------------------|---------------|----------------|---------------|----------------|---------------|---------------|
| $I_{\text{CoC}_x}/I$  | $3,5 \pm 0,9$ | $7,9 \pm 0,7$  | $8,1 \pm 0,6$ | $11,4 \pm 0,9$ | $0,9 \pm 0,9$ | $0,7 \pm 0,4$ |
| $I_{\text{WC}}/I$     | /             | $16,4 \pm 0,9$ | $6,8 \pm 0,7$ | $8,3 \pm 1,1$  | /             | /             |

(b)

FIGURE 5.1.12 – Analyse DRX de la face supérieure de la partie PDC des taillants commerciaux : a - diffractogrammes et analyses de phase ; b - tableau de proportions relatives en carbure de cobalt et carbure de tungstène.



ment plus élevée pour les taillants sans *leaching* B, C et D, moitié moindre pour le taillant A dont l'élimination de cette phase se fait sur la profondeur de diamant la plus faible et très faible pour les taillants E et F dont les profondeurs de *leaching* sont les plus élevées.

## Synthèse partielle

Le facteur de qualité  $Q$  suit globalement la logique des paramètres structuraux influençant la performance des taillants déjà connus des fabricants de taillants PDC. Une taille de grains de diamant relativement grossière permet une meilleure résilience des taillants mais en contrepartie une faible résistance à l'abrasion, les taillants correspondants ont les facteurs de qualité les plus faibles. La proportion de cobalt variant essentiellement du fait du procédé de *leaching*, a globalement un effet positif sur la résistance à l'abrasion mesurée mais n'est pas forcément un paramètre prédominant pour la qualité des taillants. Aussi, des défauts microstructuraux, essentiellement identifiés ici sous forme d'inclusions de grains de WC dans la partie PDC, sont néfastes pour la qualité des taillants.

### 5.1.3 Distribution des contraintes résiduelles

#### Design d'interface et contraintes résiduelles

Un autre paramètre considéré par les fabricants de taillants PDC concerne le design d'interface qui a une action sur la distribution des contraintes résiduelles d'origine thermique et contraint les fabricants à limiter l'épaisseur de la plaquette diamantée. En effet, suite au procédé HP/HT des taillants et lors du refroidissement de l'ensemble infiltré puis fritté, la différence de coefficient de dilatation entre la partie PDC et le substrat WC-Co génère des contraintes résiduelles élevées pouvant dépasser le gigapascal. Par exemple, KRAWITZ *et al.* [Krawitz 1999] montrent, suite à des mesures de contraintes résiduelles par diffraction de neutrons, que certains taillants peuvent révéler des contraintes radiales de compression à l'interface supérieures à 700 MPa dans la partie PDC. Globalement, il faut noter que le coefficient de dilatation thermique  $\alpha_{th}$  du WC-Co ( $\sim 5,2 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ ) représentant plus du double de celle du PDC ( $\sim 2,5 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ ) implique que la partie diamantée soit en compression et la partie en carbure cimenté soit en traction.

Le design d'interface a au final pour objet d'éviter les écarts trop importants de contraintes résiduelles de traction et de compression entre le substrat WC-Co et la partie PDC. Ces écarts de contraintes résiduelles entre la partie PDC et WC-Co peuvent être à l'origine de fragilisations à l'interface et d'une mauvaise résistance aux chocs de certains taillants. Il est possible aussi d'imaginer que les contraintes résiduelles de traction dans les taillants, associées à des propagations de fissures à partir de défauts critiques, soient à l'origine d'une diminution de la résistance à l'usure abrasive des taillants.

L'observation de sections de taillant effectuées par électroérosion révèle l'action que peuvent avoir les contraintes résiduelles sur la propagation de fissures dans la partie PDC

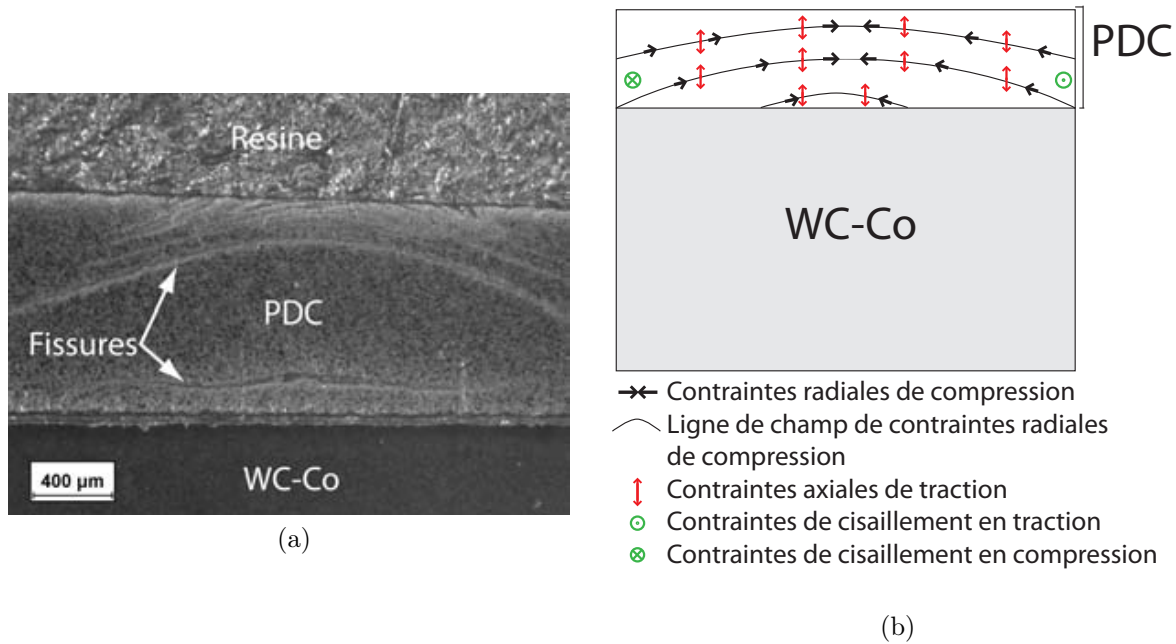


FIGURE 5.1.13 – Formation de fissures en calotte dans la partie PDC : a - observation au microscope optique d'une section de taillant réalisée par électroérosion ; b - illustration des contraintes radiales, axiales et de cisaillement.

(fig. 5.1.13a). Suite à la réalisation de ces sections transverses, des fissures en calotte formant des arcs de cercle sur la surface polie du matériau PDC sont clairement identifiées ici. Trois actions plus ou moins combinées peuvent expliquer la formation de ces fissures caractéristiques. La première est la formation de lignes de champ de contraintes de compression suivant la direction radiale (fig. 5.1.13b). Celles-ci se forment, comme déjà dit précédemment, sous l'action du retrait au refroidissement du substrat WC-Co qui est plus important que celui du diamant polycristallin. Ce retrait génère aussi des contraintes axiales de traction. Au final, ces contraintes axiales entraînent, par leur action de traction, la formation de fissures le long des lignes de champs de contraintes radiales de compression.

### Simulation numérique des contraintes résiduelles

Une analyse numérique par éléments finis en trois dimensions<sup>4</sup> a été réalisée afin d'évaluer l'effet des différents designs d'interface des taillants commerciaux sur la génération des contraintes résiduelles post-frittage.

Tous les taillants commerciaux sont supposés avoir été frittés à une température maximale de 1380 °C sous une pression isostatique de 5,5 GPa [Butcher 2001]. Ensuite, une chute de température jusqu'à 1000 °C est considérée, température intermédiaire généralement utilisée pour maintenir la pression isostatique en deçà du solidus du WC-Co. Finalement, un dernier refroidissement jusqu'à la température ambiante fixée ici à 20 °C et à pression atmosphérique termine le processus HP/HT.

4. Le logiciel Abaqus 6.8 a été utilisé afin de réaliser les simulations numériques des contraintes résiduelles.

TABLE 5.1.2 – Propriétés physiques des matériaux PDC et WC-Co [Chen 2010].

| Matériaux | $\rho$<br>( $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ) | $\lambda$<br>( $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ) | $C_p$<br>( $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ) | $\alpha_{\text{th}}$<br>( $10^{-6} \text{K}^{-1}$ ) | $E$<br>(GPa) | $\nu$ |
|-----------|-----------------------------------------------|---------------------------------------------------------------------|------------------------------------------------------------------|-----------------------------------------------------|--------------|-------|
| PDC       | 3510                                          | 543                                                                 | 790                                                              | 2, 5                                                | 890          | 0, 07 |
| WC-Co     | 15 000                                        | 100                                                                 | 230                                                              | 5, 2                                                | 579          | 0, 22 |

Pour les simulations numériques, les calculs sont réalisés en conditions stationnaires (indépendantes du temps) avec un maillage tétragonal défini par un pas de 0,5 mm. Les propriétés physiques et thermiques des taillants commerciaux sont considérées ici comme identiques et indépendantes de la température (*tab.* 5.1.2). Les simulations numériques ne considèrent que les déformations élastiques et les contraintes sont alors calculées par le logiciel suivant la loi de Hooke.

À la fin de chaque simulation, les cartographies des contraintes radiales ( $\sigma_{rr}$ ), axiales ( $\sigma_{zz}$ ) et de cisaillement ( $\sigma_{rz}$ ) sont exportées (*fig.* 5.1.14). Les contraintes résiduelles  $\sigma_{ij}$  sont exprimées par rapport à la contrainte maximale  $\sigma_{\text{max}}$  de traction relevée pour des contraintes radiales, axiales et de cisaillement pour une interface plane. Lorsque le rapport ainsi obtenu est positif, il représente des contraintes de traction et lorsqu'il est négatif ce sont des contraintes de compression qui sont affichées. Cette approche permet d'éviter des calibrations numériques et de considérer uniquement les changements dans les distributions des contraintes et les variations d'intensité de ces contraintes par rapport à l'interface plane.

Comme il fallait s'y attendre, les résultats obtenus montrent qu'une interface plane est à l'origine des contraintes résiduelles les plus importantes que ce soit en traction ou par équilibre en compression. À l'interface, les contraintes radiales sont logiquement de compression dans la partie PDC et symétriquement de traction dans la partie WC-Co à hauteur respectivement de  $-100\%$  et  $100\%$  par définition. De plus, les contraintes radiales atteignent plus de  $40\%$  du maximum en traction dans des zones localisées sur la face du diamant à l'origine parfois de fissures annulaires. Les contraintes axiales dépassent  $60\%$  sur le bord latéral et au milieu de la table diamantée proche de l'interface où bien souvent des fissures en calotte sont observées. Les contraintes axiales maximales sont de compression à la périphérie du substrat et de traction au cœur de celui-ci. La plupart des contraintes de cisaillement sont concentrées de part et d'autre de l'interface et elles dépassent  $60\%$  (ou de manière symétrique  $-60\%$ ) proche du bord latéral du taillant.

Ces résultats justifient clairement le travail des fabricants afin d'essayer d'éliminer ou tout du moins réduire les contraintes de traction en surface libre et dans le PDC en réalisant des designs d'interface plus complexes. En effet, tous les designs des taillants commerciaux testés ici modifient avantageusement la distribution des contraintes résiduelles par rapport à celle d'un taillant avec une simple interface plane.

Ainsi, le taillant C montre la totalité du PDC dans un état de contraintes de compression

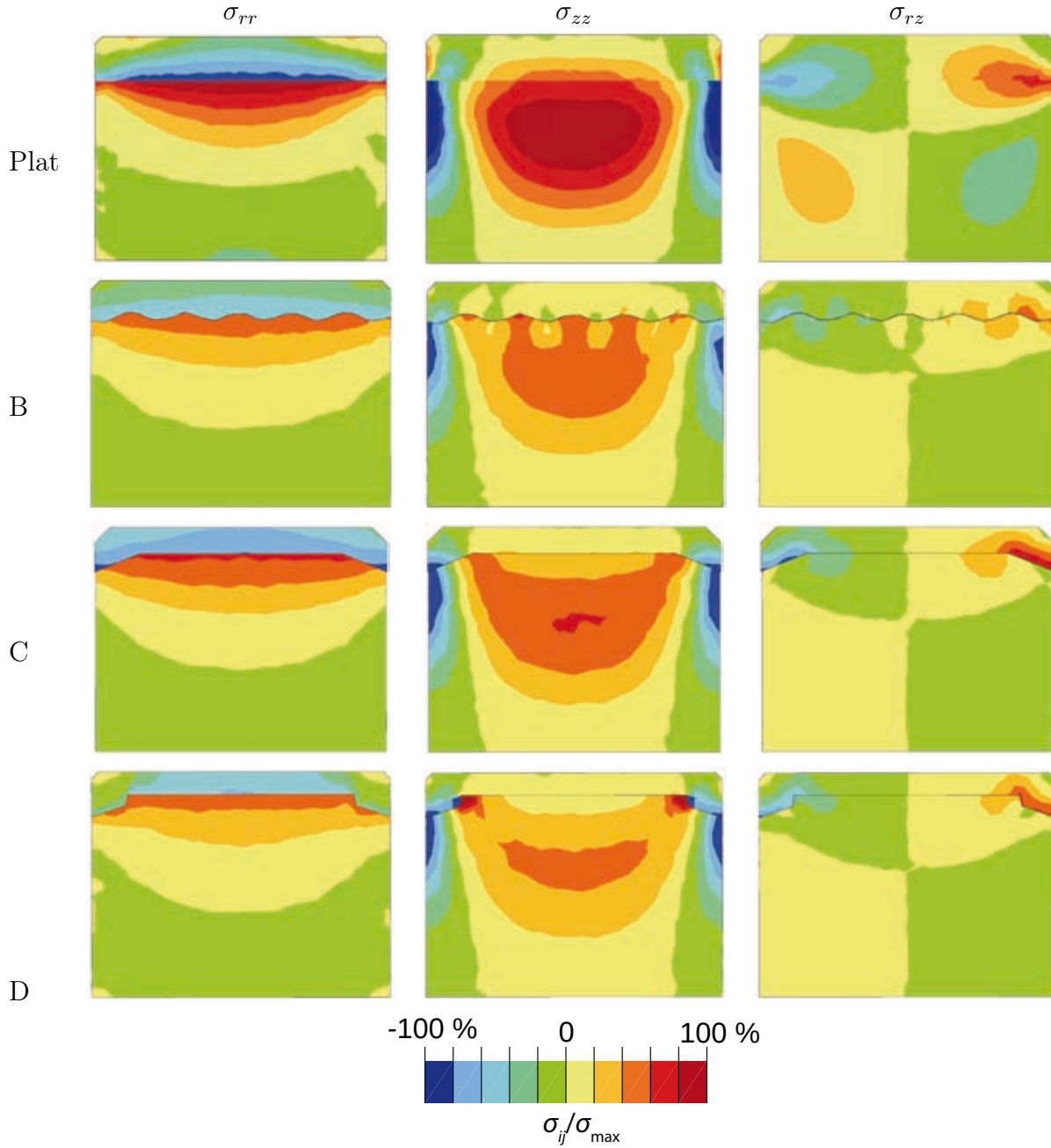


FIGURE 5.1.14 – Résultats de la simulation numérique de l'effet du design d'interface sur la distribution des contraintes radiales, axiales et de cisaillement pour un taillant à interface plane et pour les taillants commerciaux B, C et D (*id.* E, F) suite au traitement HP/HT.

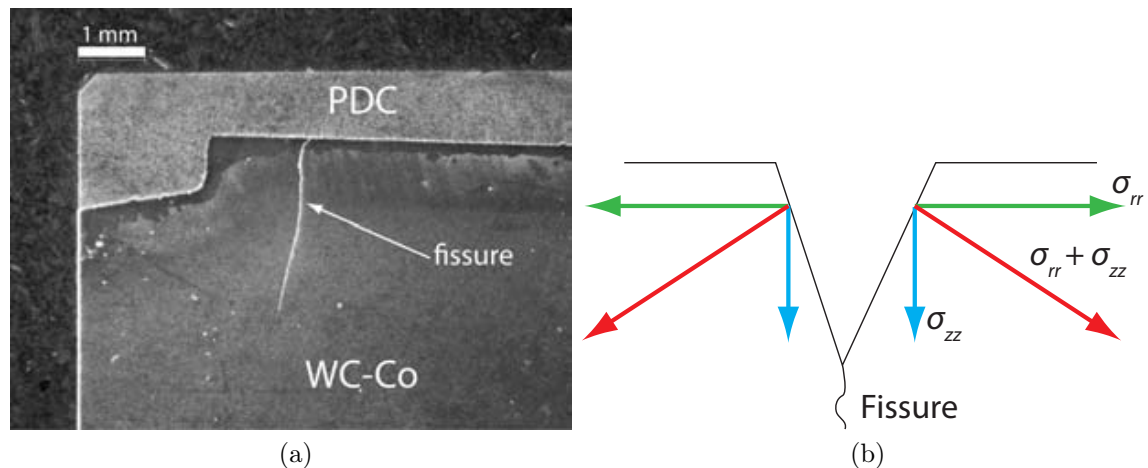


FIGURE 5.1.15 – Initiation de fissures dans les zones de concentration de contraintes de traction : a - micrographie d'une fissure sur une section du taillant D ; b - initiation de fissures par l'action des contraintes radiales et axiales.

(autour de  $-40\%$ ) dans la direction radiale. Le substrat WC-Co contrebalance ces contraintes de compression avec des contraintes de traction tout aussi élevées vers l'interface (supérieures à  $60\%$ ). Comme pour les autres designs d'interface des autres fabricants, les contraintes résiduelles axiales sont légèrement de traction au centre de la partie PDC ( $< 20\%$ ) et de compression sur le bord latéral du taillant dans sa partie PDC. Des contraintes de cisaillement élevées ont été calculées ( $> 60\%$  en valeur absolue) à l'interface près du bord dans la partie PDC.

Les taillants B et D montrent des distributions de contraintes radiales moins contrastées que pour le taillant C et les contraintes de traction dans le substrat et de compression dans le PDC n'excèdent pas  $60\%$  en valeur absolue. Le taillant D possède des domaines légèrement en traction en périphérie et à la surface libre du PDC ( $< 20\%$ ). Les taillants B et D ont aussi des zones de concentration de contraintes axiales bien localisées au niveau des zones anguleuses ou courbées dans le substrat WC-Co. Ces zones de concentration de contraintes sont le plus souvent de traction et peuvent favoriser l'initiation de fissures comme il est possible de le voir sur les sections des taillants D, E et F (*fig. 5.1.15a*). Ceci peut être expliqué par la superposition de contraintes radiales et axiales élevées à l'origine de phénomènes de torsion localisés. La propagation de fissures s'effectue par déchirement à partir d'un défaut critique ou une discontinuité initié à l'interface PDC/WC-Co (*fig. 5.1.15b*). Il est aussi intéressant de noter que le taillant B réalise une distribution des contraintes de cisaillement dans les deux matériaux, PDC et WC-Co, au niveau des courbures du design de l'interface.

Finalement, vis-à-vis de la résistance à l'abrasion de la partie PDC, le taillant C semble posséder le design le plus intéressant car il permet d'obtenir un état de compression élevé à la surface supérieure du taillant par rapport aux autres taillants. Celui-ci est suivi par le taillant B en termes de valeurs et de proportion en compression dans la partie PDC. Cependant, comme déjà vus précédemment, ces taillants possèdent les facteurs de qualité les plus faibles. Ainsi, les contraintes résiduelles engendrées dans les taillants ne doivent pas être considérés

indépendamment des autres facteurs influençant les performances des taillants telles que la taille des grains de diamant ou la proportion de cobalt dans la partie PDC. L'échantillon A, de facteur de qualité le plus élevé, possède une interface PDC/WC-Co similaire à celui du taillant D avec en plus des formes d'interface plus complexes vers le centre du taillant analogues à celles du taillant B. Il est ainsi possible d'imaginer que ce design contribue à la performance à l'abrasion de ce taillant. De plus, comme il a été vu avec le taillant B, un design complexe le long de l'interface peut mener à une distribution des contraintes moins marquée de part et d'autre de l'interface et pourrait éviter des zones de concentration de contrainte de traction.

### Mesures des contraintes résiduelles

Afin d'évaluer les contraintes résiduelles dans la partie PDC des taillants, ou tout du moins de confirmer les distributions de celles-ci obtenues par les simulations numériques, des mesures de diffraction des rayons ont été réalisées. La méthode de mesure des contraintes résiduelles par DRX est basée sur l'évaluation de la déformation des plans cristallographiques dont la distance interréticulaire  $d_{hkl}$  agit comme une jauge de déformation. En effet, sous l'action de contraintes une famille de plans cristallographiques se déforme et la distance interréticulaire associée varie en conséquence. Il est alors possible de relier ces déformations aux contraintes à l'aide de la loi de Hooke et alors faire intervenir les modules d'élasticité  $E_{hkl}$  et les coefficients de Poisson  $\nu'$  cristallographiques. Les déformations des plans cristallographiques se traduisent par un déplacement des pics de diffraction sur les diffractogrammes comme cela est prévu par la loi de Bragg. L'erreur sur les déplacements des pics de diffraction liés à des variations des contraintes résiduelles peut être considérée comme négligeable au-delà des angles de Bragg  $2\theta$  supérieurs à  $120^\circ$ .

Suivant l'inclinaison du faisceau incident sur l'échantillon et celui des plans cristallins, le diamètre apparent de la zone irradiée par le faisceau de rayons X peut varier de 0,8 à 1,6 mm. Cette zone irradiée doit être suffisamment grande par rapport à la taille moyenne des grains de diamant. Le coefficient d'absorption du rayonnement X étant ici de  $1,0 \cdot 10^5 \text{ m}^{-1}$  pour le PDC avec 3 %pds de cobalt [Hubbell 1989]<sup>5</sup>, l'épaisseur traversée (aller-retour) est alors de 5  $\mu\text{m}$  pour une atténuation du faisceau de rayons X de 63 % de l'intensité du faisceau source (d'après la loi de Beer-Lambert). Pour un PDC avec *leaching* et donc sans cobalt le coefficient d'absorption est de  $1,2 \cdot 10^3 \text{ m}^{-1}$  et l'épaisseur traversée est dans ce cas de 414  $\mu\text{m}$  pour une même atténuation de 63 %.

La méthode utilisée ici afin de déterminer dans le plan de la face diamantée la contrainte radiale  $\sigma_{rr}$  est celle des  $\sin^2 \psi$  [Castex 1981]. Il faut alors identifier le système de contraintes planes  $\sigma_1$  et  $\sigma_2$  à la surface du taillant côté PDC (la contrainte axiale  $\sigma_{zz}$  est négligée du fait de la faible pénétration des rayons X) et la déformation ellipsoïde associée  $\varepsilon_{\phi\psi}$  dans l'espace

---

5. Loi de mélange réalisée à partir des coefficients d'absorption massiques du carbone et du cobalt avec un rayonnement X de longueur d'onde de  $1,54 \cdot 10^{-10} \text{ m}$ .

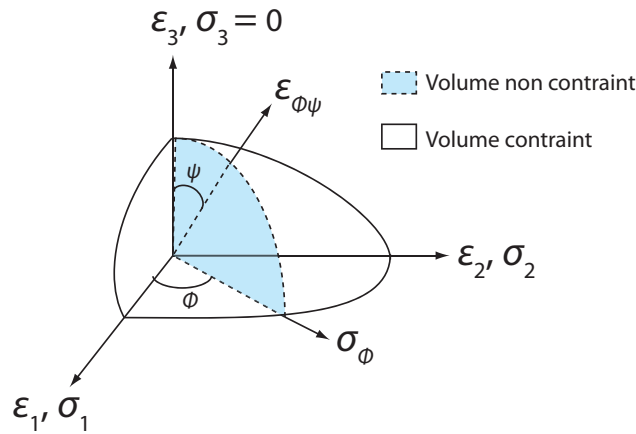


FIGURE 5.1.16 – Représentation des déformations et des contraintes appliquées sur un volume de matière en coordonnées sphériques.

du volume de matière considéré (*fig.* 5.1.16)<sup>6</sup>. Une fois ces contraintes déterminées, du fait que la trace des tenseurs des contraintes est un invariant de similitude, il est alors possible de calculer la composante radiale  $\sigma_{rr}$  en faisant la moyenne de  $\sigma_1$  et  $\sigma_2$  (*eq.* 5.1.9).

$$\begin{cases} \sigma_\phi = \sigma_1 \cos^2 \phi + \sigma_2 \sin^2 \phi \\ \sigma_{rr} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \end{cases} \quad (5.1.9)$$

Au final, une équation reliant les déformations des domaines cristallographiques et les contraintes qui y sont appliquées peut être établie (*eq.* 5.1.10).

$$\varepsilon_{\phi\psi} = \frac{1 + \nu'}{E_{hkl}} \cdot \sigma_\phi \cdot \sin^2 \psi - \frac{\nu'}{E_{hkl}} (\sigma_1 + \sigma_2) \quad (5.1.10')$$

Les contraintes résiduelles radiales sont alors calculées par le tracé de graphiques  $\varepsilon_{\phi\psi} = f(\sin^2 \psi)$  après avoir déterminé les modules élastiques cristallographiques pour le plan (331). De manière très simple, la démarche de Voigt peut être utilisée afin de fixer le coefficient cristallographique  $\frac{\nu'}{E_{hkl}}$  à  $-0,08$  TPa. Ce modèle suppose que l'état des déformations des cristallites du PDC sont égales à celles des déformations macroscopiques. Le modèle de Reuss peut aussi être utilisé et suppose que l'état des contraintes dans les cristallites considérées est identique à celui des contraintes macroscopiques. La valeur de  $\frac{\nu'}{E_{hkl}}$  est cette fois-ci de  $-0,39$  TPa pour le plan (331). Au final, c'est le modèle de Hill qui est utilisé ici en utilisant la valeur moyenne de  $\frac{\nu'}{E_{hkl}}$  des coefficients cristallographiques de Voigt et de Reuss, autrement dit  $-0,23$  TPa. Le modèle de Hill exprime ainsi le fait que pour un matériau quasi isotrope les valeurs expérimentales de  $\frac{\nu'}{E_{hkl}}$  sont bornées par le modèle de Voigt et celui de Reuss [Castex 1981].

La méthode des  $\sin^2 \psi$  de détermination des contraintes résiduelles intègre d'autres hy-

6. Afin de balayer les volumes de matière dans l'espace en coordonnées sphériques, le diffractomètre doit être muni d'un berceau d'Euler.

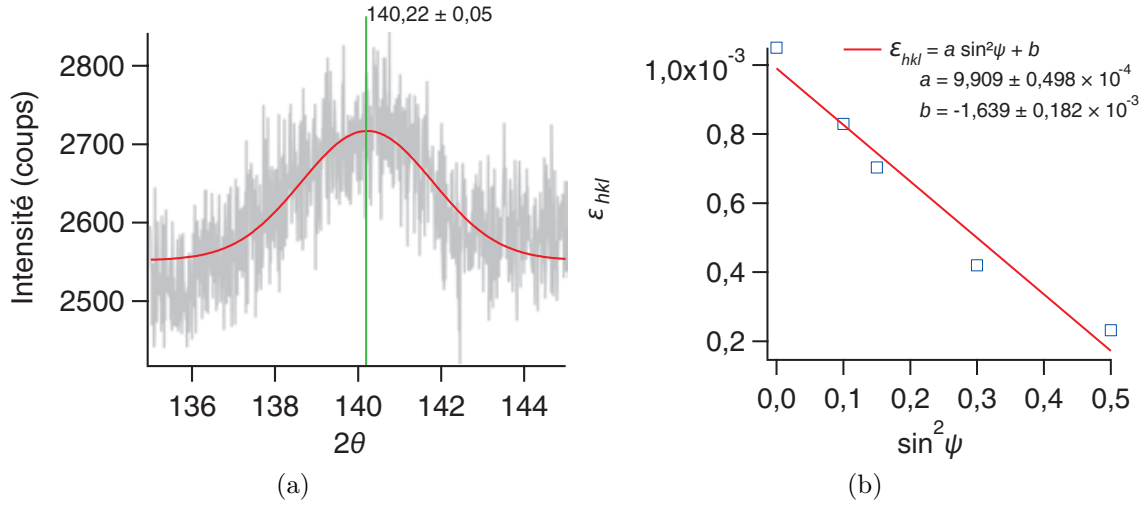


FIGURE 5.1.17 – Illustration du calcul des contraintes résiduelles par DRX et méthode des  $\sin^2\psi$  pour le taillant commercial B : a - calcul de la position du pic de diffraction du diamant (331) vers un  $2\theta$  de  $140^\circ$  par une fonction gaussienne ; b - tracé de  $\varepsilon_{\phi\psi} = f(\sin^2\psi)$

pothèses dont :

- l'homogénéité, la continuité et l'isotropie du matériau étudié, ce qui est raisonnablement le cas à l'échelle de la tâche focale millimétrique du faisceau de rayons X pour le PDC ;
- la loi de Hooke doit être applicable, ce qui est le cas au regard des propriétés élastiques du PDC ;
- les déformations et les contraintes doivent être homogènes dans la zone étudiée, ce qui est en théorie vrai d'après l'état des contraintes illustré par les simulations numériques.

Les taillants commerciaux B et F ont été utilisés pour les mesures de contraintes résiduelles par DRX. Pour le taillant B, le faisceau de rayons X a été focalisé à 3 mm de la périphérie de la partie PDC sur la face du taillant. Le tilt  $\psi$  a été réalisé pour cinq angles et pour chacun de ces angles, le déplacement en  $2\theta$  du pic de diffraction, situé en théorie pour une poudre diamantée à  $140,554^\circ$  [Hakuna 1981], a été relevé (*fig.* 5.1.17a). Ces déplacements de pic permettent donc de réaliser le tracé de  $\varepsilon_{\phi\psi}$  en fonction de  $\sin^2\psi$  et alors d'évaluer la contrainte résiduelle radiale  $\sigma_{rr}$  à  $-111 \pm 14$  MPa (*fig.* 5.1.17b).

Au regard des résultats de la distribution des contraintes résiduelles obtenus par simulation numérique, la contrainte radiale évaluée en surface supérieure libre du taillant B côté PDC correspond à une valeur située autour de  $-20\%$  de la contrainte radiale maximale située au niveau de l'interface PDC/WC-Co, soit une valeur absolue maximale  $|\sigma_{rr}|$  située autour de 555 MPa en traction vers l'interface côté WC-Co.

Pour le taillant F, deux zones ont été étudiées à la surface supérieure libre de la partie PDC à savoir le centre et une zone située à 3 mm du bord. Au centre, la contrainte résiduelle  $\sigma_{rr}$  s'élève à  $-183 \pm 7$  MPa. À 3 mm du bord,  $\sigma_{rr}$  est en moyenne de  $-4 \pm 6$  MPa sur deux mesures dont l'une est à 2 MPa et l'autre à  $-11$  MPa. Ces résultats rejoignent ceux obtenus sur la répartition des contraintes résiduelles radiales dans les taillants de design F (*id.* design



D). Le centre de la partie PDC est très nettement en compression et se situe entre  $-40\%$  et  $-60\%$  de la contrainte absolue maximale  $|\sigma_{rr}|$  alors qu'en périphérie du taillant, toujours dans le PDC, les contraintes résiduelles sont faibles et comprises entre  $-20\%$  et  $+20\%$ . Ceci indique aussi que la contrainte radiale maximale en valeur absolue vers l'interface PDC/WC-Co est théoriquement aux alentours de  $366 \pm 78$  MPa du côté PDC.

Ces derniers résultats sont néanmoins à prendre avec précaution car des procédures de rectification à la meule diamantée sont systématiquement réalisées sur toute la surface libre des taillants. Des états de contraintes liés à cette rectification sont alors introduits en surface et subsurface des taillants ce qui peut affecter en grande partie le volume de matière interpénétré par DRX. Par conséquent, la pertinence de l'extrapolation des contraintes résiduelles mesurées en surface des taillants avec celles du reste du corps des taillants peut être discutable. Ceci notamment pour une proportion relativement élevée de cobalt liée à une faible pénétration du rayonnement X dans le PDC. Pour des taillants ayant subi un *leaching* (e.g. taillant F), du fait de la pénétration plus importante des rayons X dans le PDC, les mesures de contraintes résiduelles sont d'autant plus pertinentes, à l'hypothèse de contraintes planes près.

## Synthèse partielle

Les contraintes résiduelles d'origine thermique forment des lignes de champs de contraintes radiales en compression dans la partie PDC auxquelles se superposent des contraintes axiales et des contraintes de cisaillement. Cette superposition de contraintes (en particulier les contraintes axiales) est à l'origine de l'initiation et de la propagation des fissures dans les taillants. Les designs d'interface entre le PDC et le WC-Co permettent d'optimiser la distribution des contraintes résiduelles dans les taillants comme peuvent en témoigner les résultats des simulations numériques sur des taillants commerciaux à interface non plane. Les distributions des contraintes radiales observées suite aux simulations numériques sont bien corroborées par les mesures réalisées par analyses DRX.

Des designs d'interface complexes comme ceux des taillants B et D permettent une répartition plus homogène des contraintes comparés au taillant C, mais engendrent une faible mise en compression à la périphérie du taillant. Une interface plus simple comme celle du taillant C peut permettre une mise en compression élevée à la surface latérale libre du PDC, mais provoque un contraste élevé des contraintes à l'interface fragilisant celle-ci. Encore une fois, il est difficile de dégager des effets des contraintes résiduelles sur les facteurs de qualité car ceux-ci sont le résultat de plusieurs paramètres dont en premier lieu la taille des grains de diamant et la proportion de cobalt dans la partie PDC.

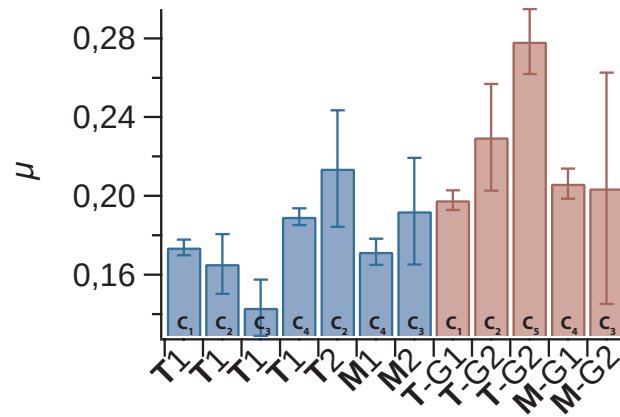


FIGURE 5.2.1 – Coefficients de frottement calculés pour les taillants de l'étude pour une distance d'excavation de 8500 m lors des campagnes d'essai  $C_i$  (les barres d'erreurs sont déterminées à partir de la corrélation affine du diagramme  $E-S$ ).

## 5.2 Qualification des taillants PDC de l'étude

### 5.2.1 Essais d'usure des taillants de l'étude

#### Coefficients de frottement et énergies spécifiques intrinsèques

Le coefficient de frottement  $\mu$  calculé pour l'ensemble des taillants est en moyenne de  $0,20 \pm 0,02$  (*fig.* 5.2.1). Il est en particulier de  $0,18 \pm 0,02$  pour les taillants de référence (non-gradués) et de  $0,22 \pm 0,02$  pour les taillants gradués. Cette différence de coefficient de frottement entre les essais sur taillants de référence et taillants gradués ne peut pas être reliée à des changements de conditions expérimentales car ces essais d'usure n'ont pas été réalisés dans l'ordre présenté ici mais lors de différentes campagnes d'essais. Elle ne peut être non plus reliée à une variation de proportion de cobalt apporté dans le débit source par les taillants gradués ou non-gradués car celle-ci dépend essentiellement de l'infiltration lors du procédé HP/HT et de la taille de grain de diamant. Sur ce point, il faut d'ailleurs remarquer que le coefficient de frottement est généralement plus élevé pour les taillants du cycle 2 de traitement HP/HT comparativement ceux du cycle 1. Par comparaison avec les essais d'usure menés sur les carbures cimentés WC-Co, une dureté hypothétiquement plus importante en bout de la partie PDC des taillants gradués induite par le bore de l'imbibition réactive pourrait être à l'origine d'une augmentation significative du coefficient de frottement.

Cette fois-ci, au niveau de la répétabilité des essais d'usure, pour un même taillant **T1** testé au cours de quatre campagnes différentes étalées sur plusieurs mois, le coefficient de frottement est en moyenne de  $0,17 \pm 0,01$ . Ces essais de répétabilité montrent cependant une certaine variabilité des résultats obtenus. Le même constat est fait pour le taillant gradué **T-G2**, dont le test d'usure a été répété (campagnes  $C_2$  et  $C_5$ ), pour lequel le coefficient de frottement est en moyenne de  $0,25 \pm 0,02$ . Ceci est dû à une certaine instabilité des essais d'usure pour deux campagnes consécutives particulières parmi les cinq campagnes réalisées pour l'étude. Ces deux campagnes d'essais (campagnes  $C_2$  et  $C_3$ ) comportent deux taillants

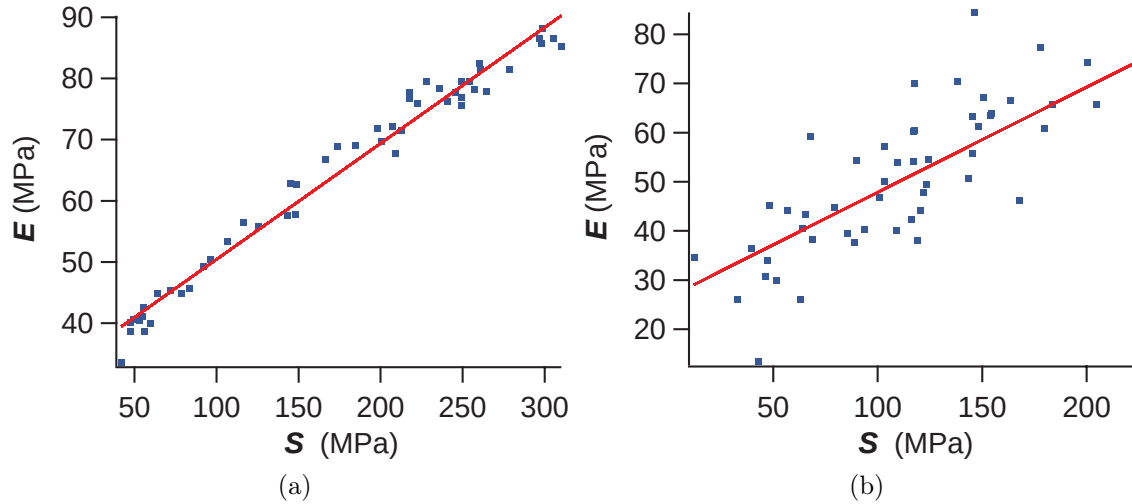


FIGURE 5.2.2 – Diagrammes  $E$ - $S$  de l'essai d'usure pour le taillant **T1** : a - campagne  $C_4$  ; b - campagne  $C_2$ .

**T1**, le taillant **T2**, le taillant **M2**, un taillant **T-G2** et un taillant **M-G2** justement ceux qui présentent les barres d'erreur les plus importantes sur l'histogramme des coefficients de frottement. Ces instabilités sont très bien illustrées par le tracé des diagrammes  $E$ - $S$ , avec une tendance bien affine pour le taillant **T1** réalisé au cours de la quatrième campagne et plutôt un nuage de points pour le taillant **T1** de la campagne  $C_2$  (*fig. 5.2.2*). Ceci traduit directement la variabilité des efforts appliqués sur le taillant pour ces deux campagnes liée certainement à l'état du béton. Par la suite, les deux essais du taillant **T1** et celui du **T-G2** concernant ces deux campagnes seront négligés pour le calcul des taux d'usure  $k$ , de capacité de coupe  $u$  et de facteur de qualité  $Q$ . De même, les résultats du **T2** et **T-G2**, qui n'ont pas de résultats de répétabilité exploitables, seront considérés avec précaution.

L'énergie spécifique intrinsèque  $\varepsilon$  est en moyenne de  $30 \pm 4$  MPa pour l'ensemble des taillants. Comme pour le coefficient de frottement, il y a une différence d'énergie spécifique intrinsèque entre les taillants de référence (en moyenne  $32 \pm 3$  MPa) et les taillants gradués (en moyenne  $27 \pm 3$  MPa). Le même constat peut être fait au niveau de la variabilité des valeurs obtenues pour les taillants de la campagne  $C_2$  et  $C_3$ .

À l'image de ce qui a été constaté avec les taillants commerciaux, le coefficient de frottement décroît globalement avec l'énergie spécifique intrinsèque bien qu'une corrélation nette ne puisse être établie ici (*fig. 5.2.3b*). Encore une fois, ceci n'infirme pas l'hypothèse d'indépendance des efforts de coupe et de frottement mais montre plutôt une proximité entre les propriétés de la roche et la couche de débris formée au contact du méplat d'usure.

### Hauteurs usées, taux d'usure et capacités de coupe

Globalement, la hauteur usée finale  $h_f$  des taillants gradués est en moyenne de  $0,4 \pm 0,1$  mm ce qui est 75 % plus faible que la hauteur usée finale pour les taillants de référence

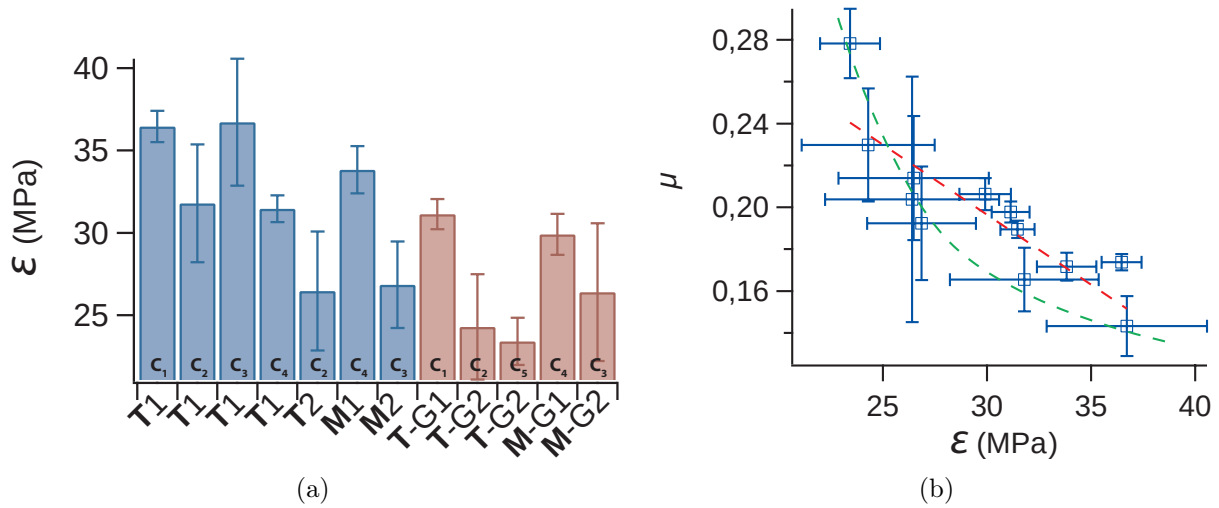


FIGURE 5.2.3 – Énergie spécifique intrinsèque calculée pour les taillants de l'étude et pour une distance d'excavation de 8500 m.

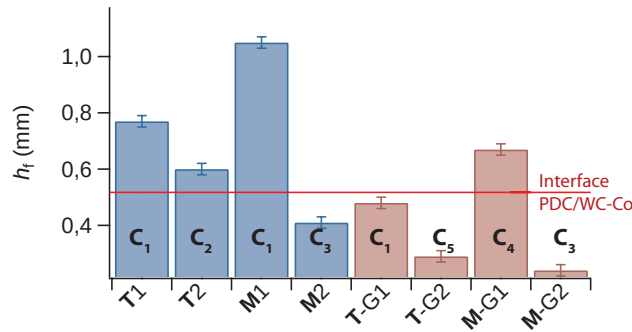


FIGURE 5.2.4 – Résultats des hauteurs usées finales pour les taillants de l'étude.

qui est en moyenne de  $0,7 \pm 0,2$  mm (*fig.* 5.2.4).

Comme il fallait s'y attendre, le cycle 2 du traitement HP/HT permet aux taillants gradués comme non-gradués d'avoir une usure finale plus faible comparativement aux taillants ayant subi le cycle 1. Cela est sans doute dû au meilleur pontage entre les grains de diamant des taillants traités à plus haute pression par le cycle 2 relativement à ceux traités par le cycle 1.

À cycles de traitement HP/HT équivalents, les taillants **M**, qu'ils soient gradués ou non gradués, devraient montrer des hauteurs usées plus faibles que les taillants **T** du fait de leur granulométrie de diamant plus fine, ce qui n'est pas le cas ici notamment pour le cycle 1. En effet, les taillants **M1** et **M-G1** ont une hauteur usée finale plus importante que respectivement le **T1** et le **T-G1**.

Les hauteurs usées finales sont systématiquement plus faibles pour les taillants gradués que pour les non-gradués et ce, quelles que soit la taille de grains de diamant du PDC et du cycle 1 ou 2 du traitement HP/HT. La considération des efforts de frottement au niveau du méplat d'usure par le calcul du taux d'usure  $k$  ne permet pas de corriger ce classement (*fig.* 5.2.5). Le taux d'usure  $k$  confirme tout de même la nette amélioration de la résistance à

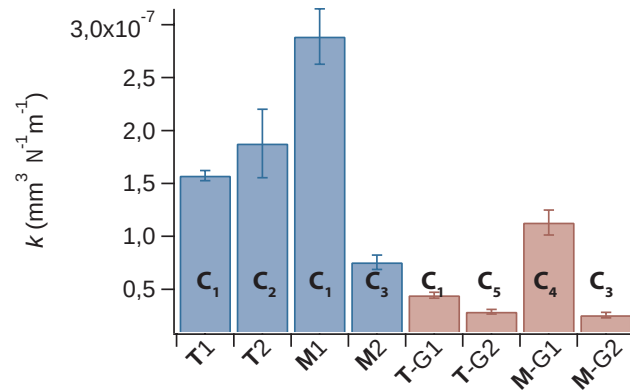


FIGURE 5.2.5 – Taux d'usure moyen calculés pour les taillants de référence et les taillants gradués pour distance d'excavation totale de 8500 m.

TABLE 5.2.1 – Tableau de taux d'usure pour les taillants **T** et **M** ( $10^{-8} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$ ).

| Taux d'usure          | <b>T1</b>                        | <b>T2</b>                        | <b>T-G1</b>                     | <b>T-G2</b>                     |
|-----------------------|----------------------------------|----------------------------------|---------------------------------|---------------------------------|
| $k_{\text{PDC}}$      | $12,7 \pm 0,4$                   | $17,5 \pm 1,4$                   | $4,4 \pm 0,3$                   | $2,9 \pm 0,2$                   |
| $k_{\text{mi}}$       | $17,5 \pm 4,7$                   | $15,5 \pm 2,1$                   | $30,4 \pm 4,4$                  | /                               |
| <b><math>k</math></b> | <b><math>15,7 \pm 0,5</math></b> | <b><math>18,8 \pm 3,2</math></b> | <b><math>4,4 \pm 0,3</math></b> | <b><math>2,9 \pm 0,2</math></b> |

| Taux d'usure          | <b>M1</b>                        | <b>M2</b>                       | <b>M-G1</b>                      | <b>M-G2</b>                     |
|-----------------------|----------------------------------|---------------------------------|----------------------------------|---------------------------------|
| $k_{\text{PDC}}$      | $16,4 \pm 1,3$                   | $7,5 \pm 0,7$                   | $7,9 \pm 0,3$                    | $2,5 \pm 0,3$                   |
| $k_{\text{mi}}$       | $55,6 \pm 6,7$                   | $48,1 \pm 6,8$                  | $16,0 \pm 2,7$                   | /                               |
| <b><math>k</math></b> | <b><math>28,9 \pm 2,6</math></b> | <b><math>7,5 \pm 0,7</math></b> | <b><math>11,2 \pm 1,2</math></b> | <b><math>2,5 \pm 0,3</math></b> |

l'abrasion apportée par le traitement de graduation avec en moyenne un taux d'usure de  $1,8 \pm 0,6 \cdot 10^{-7} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$  pour les taillants de référence et  $0,5 \pm 0,3 \cdot 10^{-7} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$  pour les taillants gradués (*i.e.*  $-72\%$ ). L'explication de cette amélioration se trouve dans l'ajout de bore pour le traitement de graduation par imbibition réactive. Des graduations par simple imbibition n'auraient pas donné d'aussi bons résultats.

Comme pour les taillants commerciaux, il est intéressant de constater l'augmentation importante du taux d'usure lorsque le méplat d'usure est partagé entre la partie PDC et la partie WC-Co (*tab.* 5.2.1).

Cet accroissement de taux d'usure est nettement plus marqué pour les taillants de référence **M** que pour les taillants de référence **T**. À l'inverse, l'accroissement du taux d'usure est plus important pour le **T-G1** que pour le **M-G1** au passage d'une usure uniquement dans le PDC à une usure dans la partie PDC et la partie WC-Co. Ceci pourrait s'expliquer par les

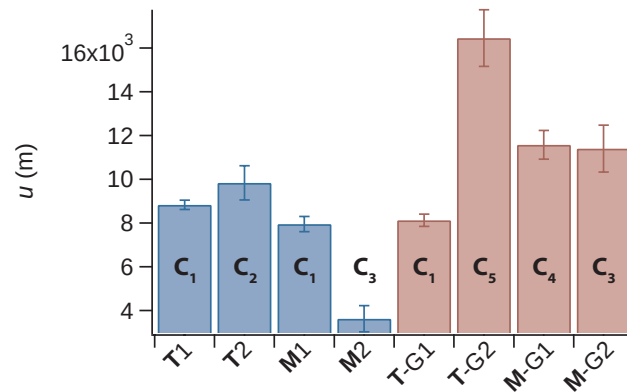


FIGURE 5.2.6 – Capacités de coupe calculées pour les taillants de référence et les taillants gradués pour une distance d'excavation de 8500 m.

amplitudes de dureté  $\Delta H$  plus importantes pour les taillants de référence **T** que pour le **M** et à l'inverse plus élevées pour le taillant gradué **M-G1** que pour le **T-G1**. Plus précisément, une dureté plus importante obtenue dans le substrat vers l'interface PDC/WC-Co et vers le bord libre permettrait de modérer l'usure.

Il faut rappeler que les valeurs de taux d'usure ne considèrent que les efforts de frottement au niveau du méplat d'usure et que l'efficacité de coupe permet d'y ajouter des efforts de coupe par le calcul de la capacité de coupe  $u$ . Celle-ci ne montre pas de tendance particulière ou de changement entre taillants de référence et taillants gradués (*fig.* 5.2.6).

Par contre, comme pour les taillants commerciaux, globalement la capacité de coupe augmente lorsque le méplat d'usure s'étend dans le substrat WC-Co (capacité de coupe mixte  $u_{mi}$ ) (*tab.* 5.2.2), notamment à cause de la diminution du coefficient de frottement induite par un débit plus important de cobalt apporté au contact. Finalement, il faut plutôt considérer la capacité de coupe relativement au taux d'usure. En d'autres termes, un taux d'usure faible, indiquant *a priori* un bon taillant, peut être lié à une capacité de coupe elle-même faible ce qui affecte le premier jugement et peut alors déclasser le taillant considéré. Par exemple, le taillant **T1** possède un taux d'usure inférieur à celui du taillant **T2** ce qui est contraire au résultat attendu mais face à cela, la capacité de coupe du taillant **T1** est inférieure à celle du taillant **T2** ce qui peut permettre de corriger le classement effectué par le taux d'usure.

## Facteurs de qualité

Encore une fois, le facteur de qualité permet de mettre en balance les valeurs de taux d'usure et de capacité de coupe afin de réaliser un classement final de la résistance à l'usure des taillants PDC de l'étude. En effet, les résultats entre les taillants sont ici bien discriminés ce qui ne laisse aucune ambiguïté dans le classement (*fig.* 5.2.7).

Le premier constat ici est que la qualité des taillants après avoir subi un traitement de graduation est clairement supérieure à celle des taillants de référence (non gradués). De plus, ces résultats sont indépendants de tout effet lié à des changements de conditions

TABLE 5.2.2 – Tableau des capacités de coupe pour les taillants **M** et **T** (km).

| Taux d'usure          | <b>M1</b>                       | <b>M2</b>                       | <b>M-G1</b>                      | <b>M-G2</b>                      |
|-----------------------|---------------------------------|---------------------------------|----------------------------------|----------------------------------|
| $u_{\text{PDC}}$      | $5,6 \pm 0,2$                   | $3,6 \pm 0,5$                   | $9,1 \pm 0,6$                    | $2,5 \pm 0,3$                    |
| $u_{\text{mi}}$       | $30,0 \pm 19,9$                 | $2,6 \pm 4,0$                   | $66,6 \pm 31,4$                  | /                                |
| <b><math>u</math></b> | <b><math>8,0 \pm 0,3</math></b> | <b><math>3,6 \pm 0,6</math></b> | <b><math>11,6 \pm 0,6</math></b> | <b><math>11,4 \pm 1,1</math></b> |

| Taux d'usure          | <b>T1</b>                       | <b>T2</b>                       | <b>T-G1</b>                     | <b>T-G2</b>                      |
|-----------------------|---------------------------------|---------------------------------|---------------------------------|----------------------------------|
| $u_{\text{PDC}}$      | $8,0 \pm 0,2$                   | $8,1 \pm 0,6$                   | $8,1 \pm 0,3$                   | $2,9 \pm 0,2$                    |
| $u_{\text{mi}}$       | $15,7 \pm 2,4$                  | $43,7 \pm 13,7$                 | $13,7 \pm 1,6$                  | /                                |
| <b><math>u</math></b> | <b><math>8,8 \pm 0,2</math></b> | <b><math>9,8 \pm 0,8</math></b> | <b><math>8,1 \pm 0,3</math></b> | <b><math>16,5 \pm 1,3</math></b> |

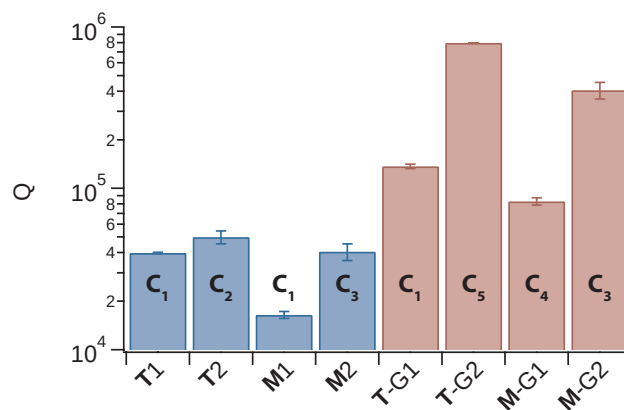
FIGURE 5.2.7 – Facteurs de qualité calculés pour les taillants **M** et **T** ( $L_T = 8500$  m).

TABLE 5.2.3 – Résumé des résultats d'usure des taillants de référence et des taillants gradués pour une distance d'excavation finale de 8500 m.

| Taillants   | $C_i$ | $\mu$             | $\varepsilon$<br>(MPa) | $k$<br>( $10^{-8} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$ ) | $u$<br>(km)    | $Q$<br>( $10^3$ ) |
|-------------|-------|-------------------|------------------------|---------------------------------------------------------------------------|----------------|-------------------|
| <b>T1</b>   | $C_1$ | $0,189 \pm 0,004$ | $31 \pm 1$             | $15,7 \pm 0,5$                                                            | $8,8 \pm 0,2$  | $40,0 \pm 0,4$    |
| <b>T2</b>   | $C_2$ | $0,214 \pm 0,030$ | $26 \pm 4$             | $18,8 \pm 3,2$                                                            | $9,8 \pm 0,8$  | $50,0 \pm 4,6$    |
| <b>M1</b>   | $C_4$ | $0,172 \pm 0,007$ | $34 \pm 1$             | $28,9 \pm 2,6$                                                            | $8,0 \pm 0,3$  | $16,4 \pm 0,8$    |
| <b>M2</b>   | $C_3$ | $0,192 \pm 0,027$ | $27 \pm 3$             | $7,5 \pm 0,7$                                                             | $3,6 \pm 0,6$  | $40,5 \pm 4,8$    |
| <b>T-G1</b> | $C_1$ | $0,198 \pm 0,005$ | $31 \pm 1$             | $4,4 \pm 0,3$                                                             | $8,1 \pm 0,3$  | $137,1 \pm 4,3$   |
| <b>T-G2</b> | $C_3$ | $0,278 \pm 0,016$ | $23 \pm 1$             | $2,9 \pm 0,2$                                                             | $16,5 \pm 1,3$ | $797,2 \pm 0,5$   |
| <b>M-G1</b> | $C_4$ | $0,206 \pm 0,008$ | $30 \pm 1$             | $11,3 \pm 1,2$                                                            | $11,6 \pm 0,6$ | $83,1 \pm 4,3$    |
| <b>M-G2</b> | $C_3$ | $0,203 \pm 0,059$ | $26 \pm 4$             | $2,5 \pm 0,3$                                                             | $11,4 \pm 1,1$ | $406,3 \pm 47,9$  |

expérimentales car les essais d'usure ont été répartis dans différentes campagnes et sont donc non consécutifs.

Le deuxième constat est que le cycle 2 du traitement HP/HT a permis d'augmenter la qualité des taillants grâce à un meilleur pontage entre les grains de diamant. Ceci de manière moins significative entre le taillant **T1** et **T2** et de manière beaucoup plus marquée pour les autres taillants de l'étude.

Le troisième résultat est que le traitement d'imbibition réactive et l'action du bore a un effet sur le facteur de qualité plus important que la taille des grains de diamant, malgré ce qu'indiquaient les résultats de hauteur usée finale. En effet, que ce soit pour les taillants de référence ou pour les taillants gradués, les taillants **T** à grains de diamant grossiers ont systématiquement un facteur de qualité plus élevé que celui des taillants **M** à grains de diamant fins.

## Synthèse partielle

Les essais d'usure sur les taillants de l'étude ont été réalisés sur cinq campagnes et les premiers calculs concernant le coefficient de frottement et l'énergie spécifique intrinsèque (*tab.* 5.2.3) ont permis d'identifier des instabilités au niveau des mesures des efforts et d'éliminer certains taillants.

De manière générale, que ce soit au regard de la hauteur usée ou du taux d'usure, les taillants gradués s'usent moins que les taillants de référence associés. Cependant, afin de se faire une idée plus précise des effets des cycles de traitement HP/HT, de la taille des grains de diamant et du traitement de graduation sur la résistance à l'usure des taillants la considération des hauteurs usées ou même des taux d'usure ne suffit pas. Il est alors



nécessaire d'associer aux valeurs de taux d'usure celles des capacités de coupe. Au final, le facteur de qualité, qui met en balance ces paramètres, montre que le cycle 2 du traitement HP/HT mène à une meilleure qualité que le cycle 1 grâce à un meilleur pontage entre les grains de diamant réalisé à plus haute pression de frittage. Aussi, contre toute attente les taillants de référence et gradués **T** à grains grossiers de diamant sont plus résistants à l'usure que les taillants **M** à grains fins. L'effet du bore du traitement d'imbibition réactive et le pontage entre les grains de diamant ont un effet plus important que la taille des grains de diamant sur le facteur de qualité.

### 5.2.2 Analyses des faciès d'usure des taillants PDC

#### Observations macroscopiques et analyses topographiques

Comme décrits auparavant, les taillants **T1** et **T-G1** ont été utilisés suivant différents états d'usure, à savoir : la réalisation d'un méplat d'usure uniquement dans la partie PDC et un autre s'étendant sur la partie PDC et le substrat en WC-Co. Les observations au microscope optique des faciès d'usure montrent que lorsque les méplats d'usure sont uniquement dans la partie PDC leurs aspects sont plutôt lisses alors que pour les méplats d'usure s'étendant dans le substrat WC-Co des rayures d'abrasion sont clairement visibles (*fig. 5.2.8*). Ceci fait écho aux changements de régime d'usure observés précédemment lorsque les méplats d'usure dépassent l'interface PDC/WC-Co. Ceci peut désigner encore une fois un mécanisme d'usure abrasive contrôlé par l'apport au contact de cobalt à l'image de ce qui a été observé pour les inserts WC-Co. Le cobalt permettrait ici de stabiliser les débris abrasifs au contact par la création d'une pâte alors elle-même abrasive.

Les taillants PDC sont brasés, de la même manière que sur un outil de forage, sur un porte-échantillon pour les essais<sup>7</sup>. Les éléments de brasage se retrouvent en partie sur les taillants et il faut alors remarquer qu'une quantité significative de brasure (de couleur dorée, partie brillante sur les photographies) se retrouve à la surface du méplat d'usure suite aux essais. Un transfert de brasure se retrouve au niveau de l'interface PDC/WC-Co et des particules de brasure se retrouvent au niveau des rayures d'abrasion.

L'observation des plus grands méplats d'usure des taillants **T** et **M**, du cycle 2 du traitement HP/HT, non-gradués et gradués montre que le traitement de graduation n'engendre pas de différence flagrante entre les faciès d'usure (*fig. 5.2.9*). Par contre, entre les taillants **T** et **M** les rayures d'abrasion n'ont pas le même aspect. En effet, elles semblent plus profondes et larges pour les taillants **T** que pour les taillants **M** que ce soit avec traitement de graduation ou non. Ceci s'explique par la taille des grains de diamant fine pour les taillants **M** et grossière pour les taillants **T**. Il convient de mettre en avant un mécanisme d'usure essentiellement lié à des arrachements de grains de diamant ou de fragments de grains de diamant menant alors à des volumes usés plus importants lorsque les grains sont plus gros.

---

7. Il ne faut pas confondre cette brasure avec la liaison microstructurale de l'interface PDC/WC-Co réalisée lors du procédé HP/HT.

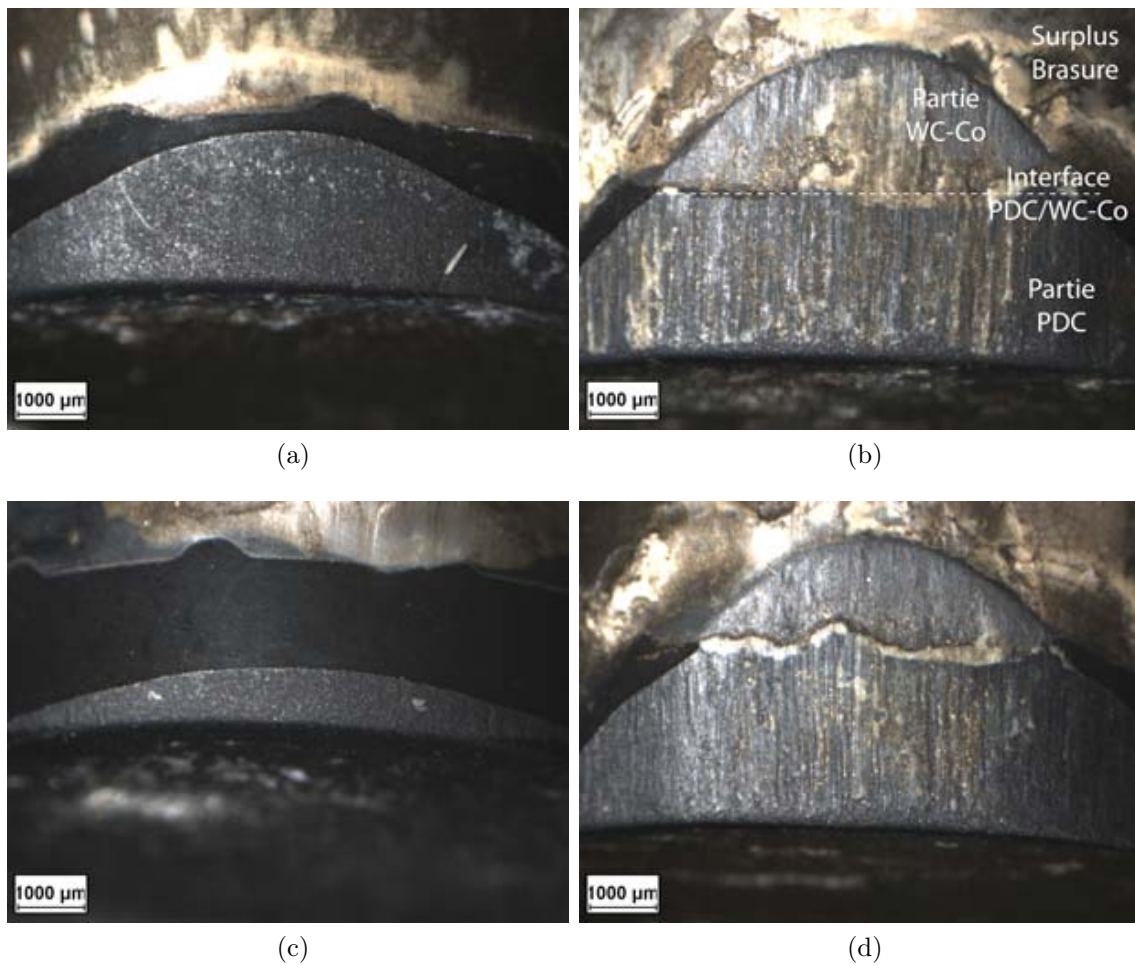


FIGURE 5.2.8 – Observation au microscope optique, en lumière rasante, des faciès d'usure des taillants **T** de référence et gradués sous différents états d'usure : a - **T1** utilisé dans la partie PDC ; b - **T1** utilisé dans les parties PDC et WC-Co ; c - **T-G1** utilisé dans la partie PDC ; d - **T-G1** utilisé dans les parties PDC et WC-Co.

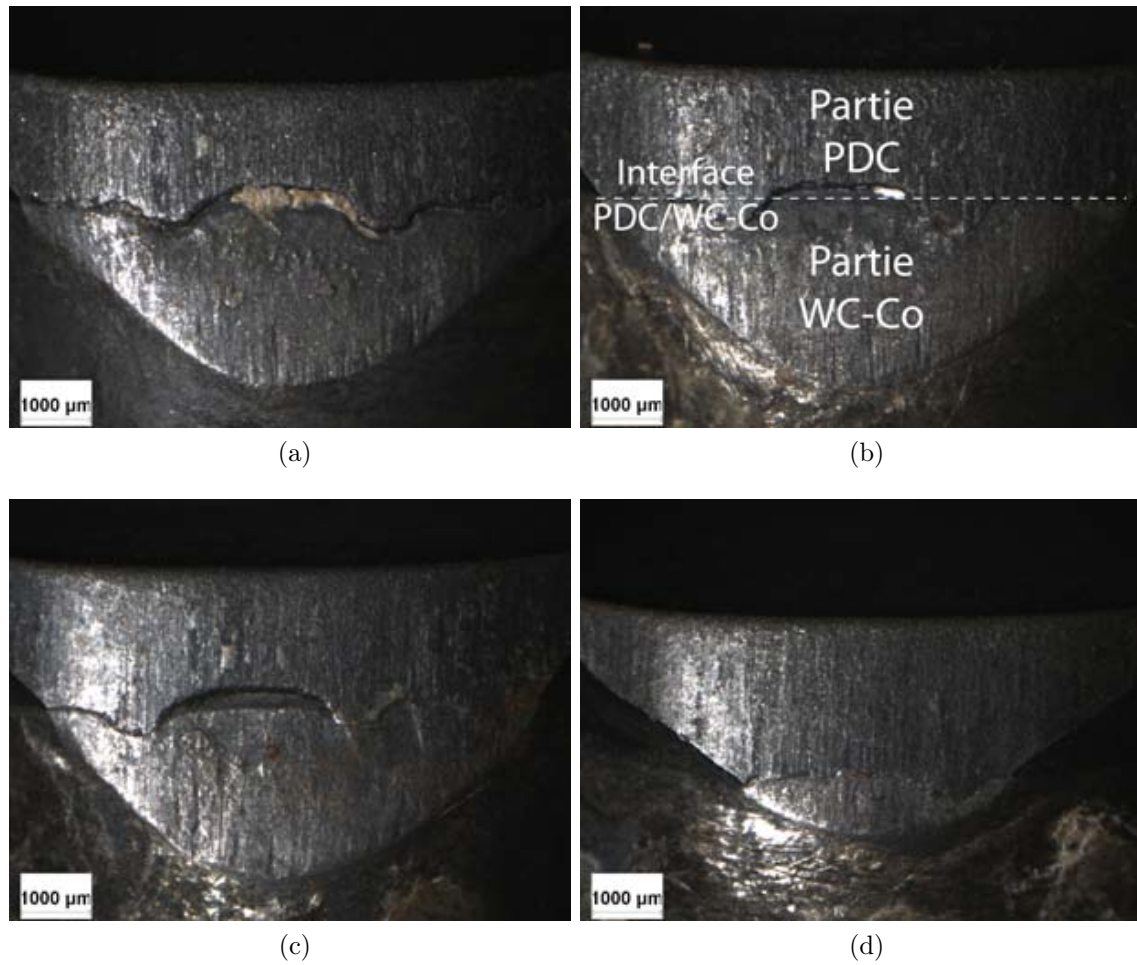


FIGURE 5.2.9 – Observation au microscope optique, en lumière rasante, des faciès d'usure des taillants **T** et **M** à l'état d'usure le plus important : a - **T2**; b - **T-G2**; c - **M2**; d - **M-G2**.

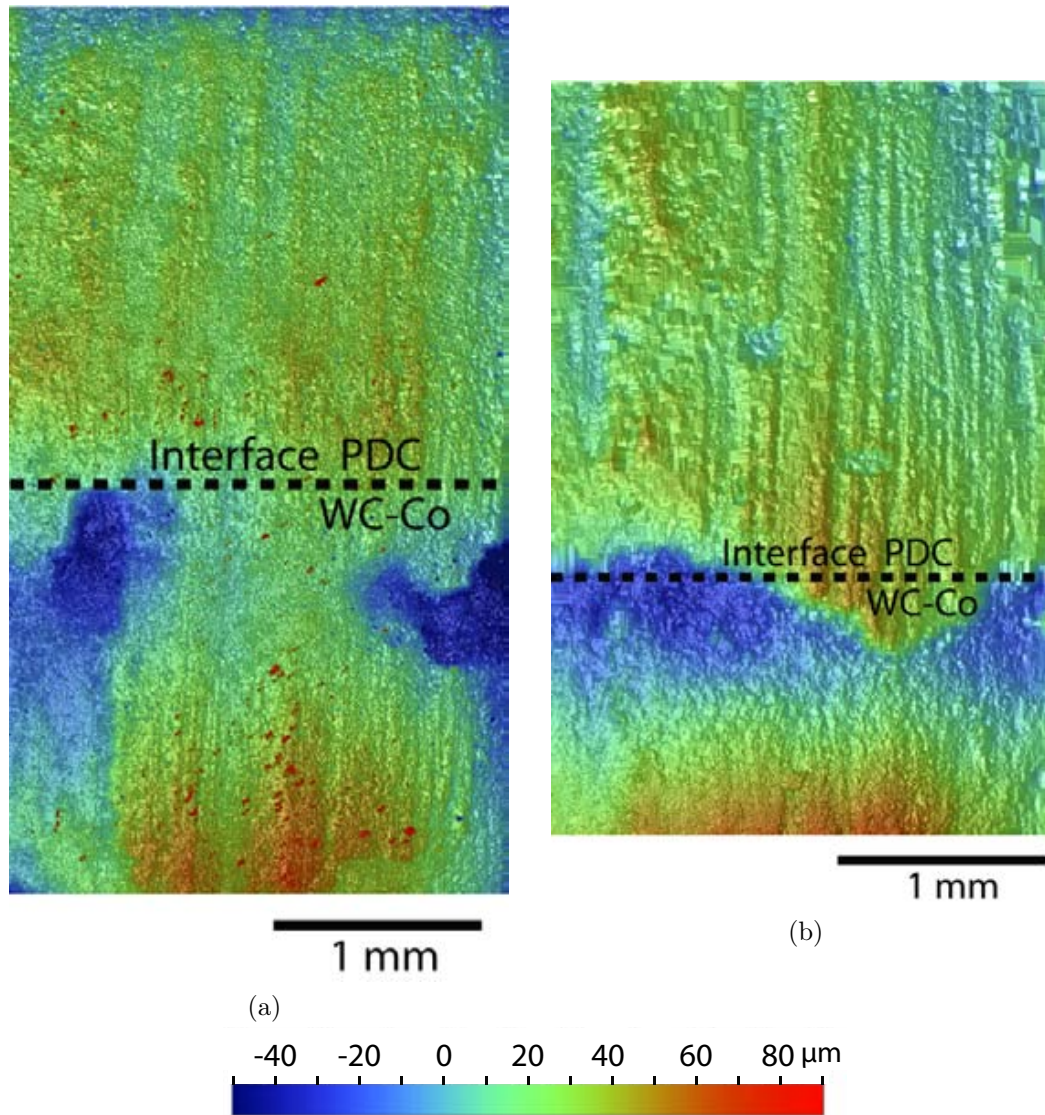


FIGURE 5.2.10 – Cartographie réalisée au profilomètre optique des méplats d'usure des taillants **T** : a - **T1** ; b - **T-G1**.

Les topographies des méplats d'usure les plus grands des taillants **T1** et **T-G1** mettent en évidence les rayures d'abrasion (*fig.* 5.2.10). Les rayures d'abrasion peuvent être amplifiées par la reconstruction numérique de parties de la surface des méplats manquantes sur les cartographies. Les aspects des rayures sont plutôt similaires entre les deux taillants **T1** et **T-G1**.

L'information intéressante apportée par les topographies concerne le déroulement de l'usure des deux parties PDC et substrat WC-Co lorsque le méplat d'usure s'étend sur ces deux parties. Une partie du substrat située à l'arrière du méplat d'usure est à la même altitude que la partie PDC et une cavité se creuse au niveau de l'interface du côté du substrat. Il est possible d'imaginer que très rapidement le substrat s'use laissant uniquement la partie PDC au contact la roche jusqu'à ce que le PDC s'use suffisamment pour qu'à nouveau la partie WC-Co soit en contact avec la roche.



TABLE 5.2.4 – Mesures de la rugosité dans la partie PDC des faciès d'usure sur une zone de  $2\text{ mm} \times 2\text{ mm}$  pour un état d'usure avancé avec étendue du méplat d'usure dans le substrat WC-Co.

| Rugosité                           | M2  | M-G2 | T2  | T-G2 |
|------------------------------------|-----|------|-----|------|
| $R_a (\pm 0,3\text{ }\mu\text{m})$ | 2,9 | 2,4  | 4,5 | 3,2  |

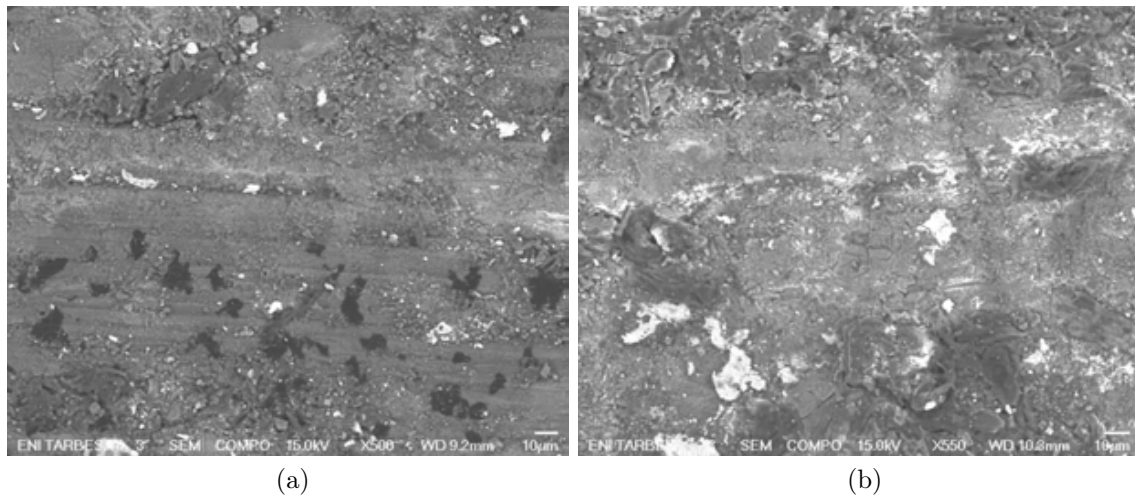


FIGURE 5.2.11 – Micrographies réalisées au MEB (électrons rétrodiffusés) des méplats d'usure dans la partie PDC : a - **T1** ; b - **T-G1**.

Les valeurs de rugosité du méplat d'usure dans la partie PDC confirment ce qui a été observé en microscopie optique avec une rugosité  $R_a$  significativement moins importante pour les taillants **M** que pour les taillants **T** (*tab.* 5.2.4). Sur une zone de  $2\text{ mm} \times 2\text{ mm}$ , la rugosité des taillants **M** est en moyenne de  $2,6 \pm 0,2\text{ }\mu\text{m}$  contre  $3,8 \pm 0,7\text{ }\mu\text{m}$  pour les taillants **T** soit une différence de 45 %.

### Observations microscopiques

Les observations en microscopie optique ou électronique des méplats d'usure dans la partie PDC ne donnent pas de contraste pertinent concernant la microstructure diamantée (*fig.* 5.2.11). En effet, des débris sont observables sur les faciès d'usure mais il est difficile de déterminer s'il s'agit de débris rocheux ou de diamant. De plus, les propriétés très isolantes du diamant génèrent en surface de la partie PDC des effets de charge électrique qui rendent difficile l'observation. À cela s'ajoutent les pollutions liées au flux de brasage qui apparaissent de manière très contrastée et brillante à la surface des méplats d'usure. Aussi, lors de l'observation des sections transverses de taillants PDC polis, il avait déjà été remarqué que, dans les meilleures conditions d'observation, seuls des agrégats de grains de diamant pouvaient être observés suite à une abrasion des surfaces diamantées grâce à la phase cobalt qui entoure ces agrégats.

Vers l'interface PDC/WC-Co, il est aisé d'observer la microstructure WC-Co du substrat

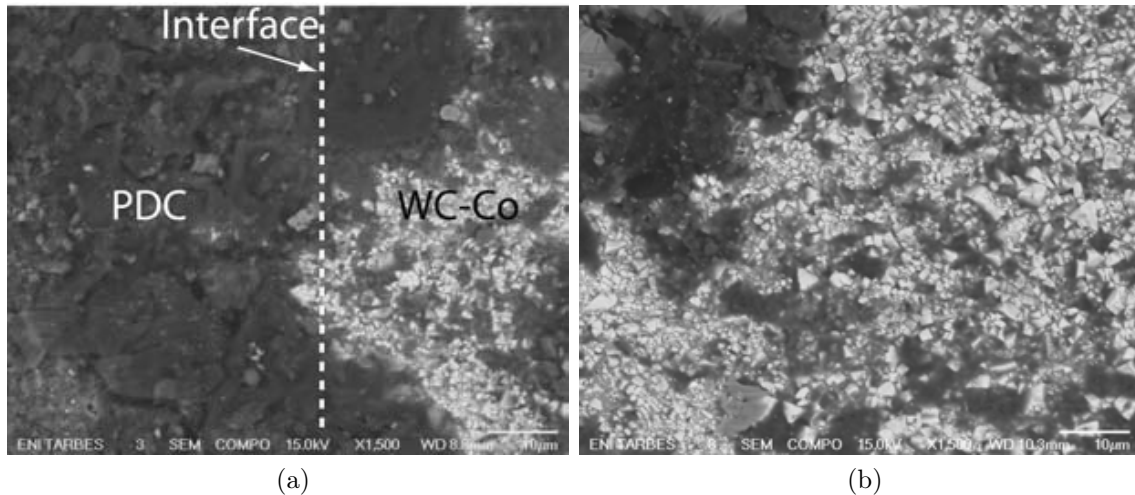


FIGURE 5.2.12 – Micrographie au MEB (électrons rétrodiffusés) des méplats d'usure dans le substrat WC-Co vers l'interface PDC/WC-Co : a - **T1** ; b - **T-G1**.

(fig. 5.2.11). Les grains de WC sont en partie dégagés de leur phase liante Co soulignant un mécanisme d'enlèvement de la phase cobalt ainsi que de déchaussement des grains de WC. Peu de fissuration de grains de WC de type transgranulaire sont mises en évidence sur les micrographies. Il est alors possible d'imaginer que, du fait de l'usure rapide de la partie du méplat s'étendant dans le substrat, une grande partie des efforts de frottement soit répartie essentiellement sur la partie PDC durant le temps d'excavation. Au final, les efforts appliqués sur la partie WC-Co ne seraient pas suffisants pour réaliser des fissures transgranulaires et permettraient seulement d'enlever de la phase cobalt entraînant par la suite des arrachements de grains WC.

### Analyses chimiques par spectroscopie Raman, DRX et EDX

Des analyses Raman ont été réalisées dans la partie PDC d'un taillant **T1** neuf et au niveau du méplat d'usure d'un taillant **T1** utilisé toujours dans la partie PDC. Ces analyses ont été effectuées à l'aide d'un microscope confocal Raman<sup>8</sup>. La tâche focale du faisceau laser à la surface des taillants étudiés est de 720 nm. Le coefficient d'absorption d'un PDC avec 3 %pds de cobalt est de  $2 \cdot 10^7 \text{ m}^{-1}$  pour la longueur d'onde du faisceau laser utilisée [Hubbell 1989]<sup>9</sup>. Dans ces conditions, la profondeur d'analyse dans le PDC est alors de l'ordre de 25 nm pour une atténuation de l'intensité du faisceau laser de 63 % suite à un aller-retour dans la matière. Pour un matériau PDC sans cobalt (e.g. taillant avec *leaching*), le coefficient d'absorption est estimé à  $2 \cdot 10^5 \text{ m}^{-1}$  et la profondeur d'analyse dans le PDC est alors de l'ordre de 25  $\mu\text{m}$  pour la même atténuation de l'intensité du faisceau laser que

8. Microscope confocal Raman de marque Labraham HR 800 Yvon Jobin, du laboratoire CIRIMAT de l'université de Toulouse. Ce dispositif utilise un faisceau laser à argon vert de longueur d'onde 535 nm, d'une puissance de 21,4 mW et calibré par un échantillon de silicium.

9. Loi de mélange réalisée à partir des coefficients d'absorption massiques du carbone et du cobalt avec un rayonnement électromagnétique de longueur d'onde de 720 nm.

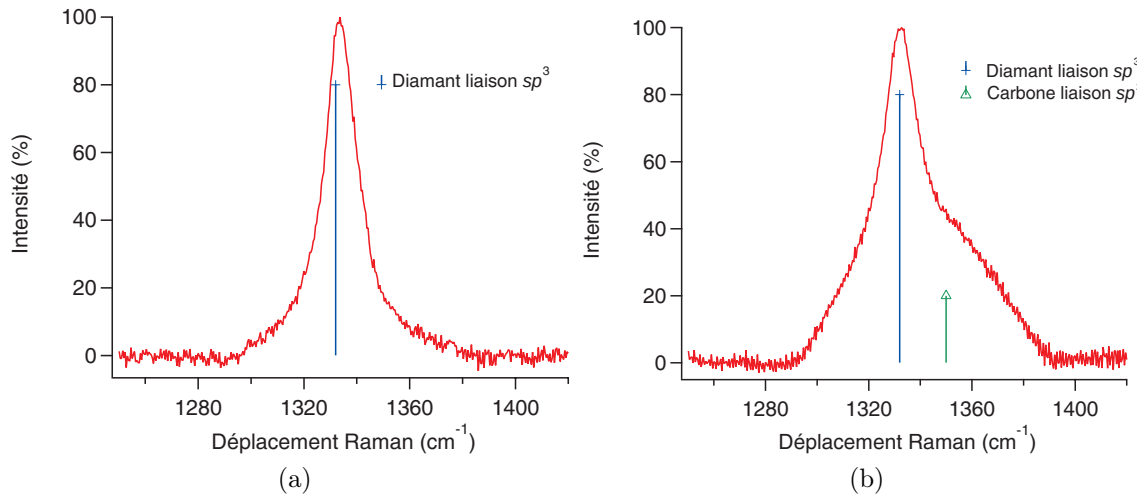


FIGURE 5.2.13 – Spectres Raman du taillant **T1** de la partie PDC : a - taillant neuf avec focalisation au centre de la partie PDC ; b - taillant utilisé avec focalisation au centre du méplat d'usure dans la partie PDC.

précédemment. L'analyse est donc surfacique et dans le cas où le matériau PDC ne possède pas de cobalt, l'épaisseur de matière considérée dans l'analyse est de moins d'une dizaine de grains de diamant.

Le spectre Raman obtenu au centre de la partie PDC sur la face supérieure libre du taillant **T1** neuf révèle uniquement un pic à  $1333,90 \pm 0,04 \text{ cm}^{-1}$  avec une largeur à mi-hauteur de  $19 \text{ cm}^{-1}$  (courbe d'ajustement de type Voigt). Ce pic est proche de la position théorique  $1332 \text{ cm}^{-1}$  représentative d'une liaison carbone hybridée  $sp^3$  associée au diamant (*fig. 5.2.13a*). Le petit décalage est en fait dû aux contraintes résiduelles présentes dans la partie PDC du taillant [Catledge 1996].

Au niveau du méplat d'usure, le spectre Raman obtenu révèle la présence de deux pics qui se superposent. Il s'agit du pic à  $1332 \pm 0,1 \text{ cm}^{-1}$  de la liaison de type  $sp^3$  du diamant et du pic situé à  $1359,7 \pm 0,5 \text{ cm}^{-1}$  avec une largeur à mi-hauteur de  $31 \text{ cm}^{-1}$  (*fig. 5.2.13b*). Ce dernier pic allie la contribution d'un pic proche de la valeur de déplacement Raman de  $1350 \text{ cm}^{-1}$  représentative d'une liaison carbone hybridée  $sp^2$  et celle d'un élargissement du pic du diamant signe d'une amorphisation de celui-ci [Shroder 1989]. Ces contributions représentent au final une proportion d'aire de pic de  $26,7 \pm 0,4 \%$  sur le spectre Raman. La liaison hybridée  $sp^2$  est associée ici à la formation de graphite comme précisée par un spectre Raman plus large et la mise en évidence d'un pic à  $1580 \text{ cm}^{-1}$  (*fig. 5.2.14*). De plus, l'apparition d'un pic étendu entre  $1400$  et  $1500 \text{ cm}^{-1}$  confirme la part d'amorphisation que subit la partie PDC.

Une analyse DRX du méplat d'usure dans la partie PDC, réalisée sur des taillants commerciaux, permet d'observer un pic pouvant être associé au graphite (*fig. 5.2.15a*). Ce pic est situé à un angle  $2\theta$  de près de  $26,7^\circ$  proche du pic d'intensité maximale du graphite de  $26,611^\circ$  [Lipson 1942]. Toutefois, ce pic peut aussi être associé au quartz du transfert réalisé sur le méplat d'usure, avec un pic d'intensité maximale d'un angle  $2\theta$  de  $26,644^\circ$

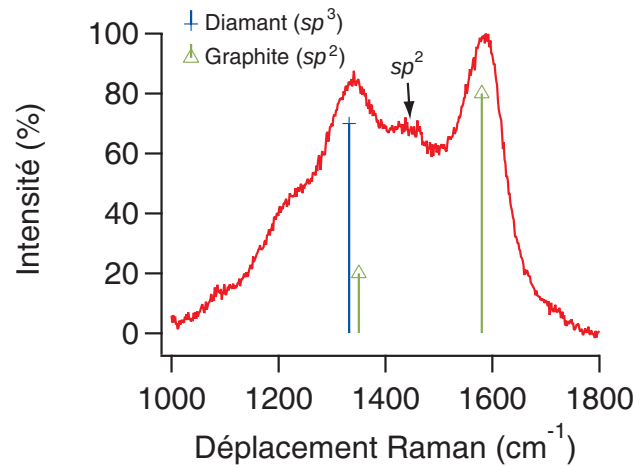


FIGURE 5.2.14 – Spectre Raman avec focalisation au centre du méplat d'usure dans la partie PDC d'un taillant commercial.

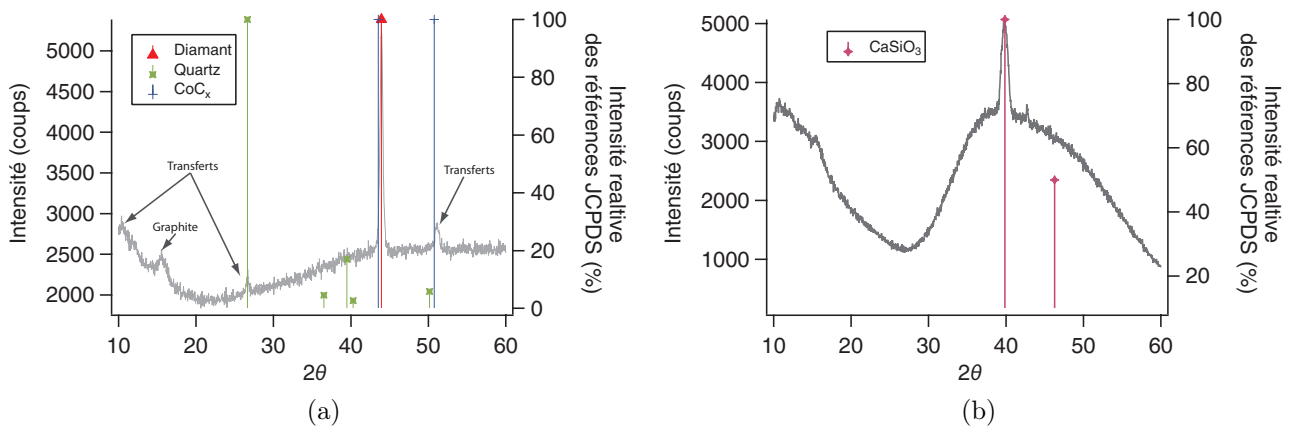
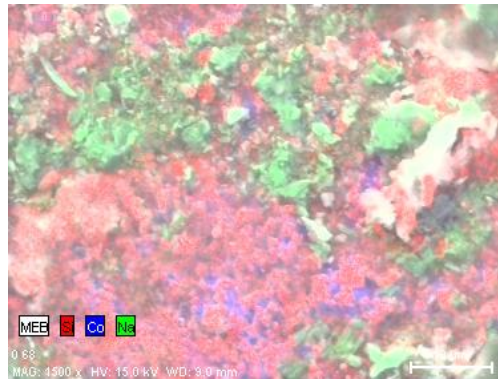


FIGURE 5.2.15 – Analyse DRX du méplat d'usure dans la partie diamant d'un taillant commercial : a - zone dépourvue de débris rocheux visibles ; b - zone avec débris rocheux macroscopiques.

[Norby 1997]. Une autre analyse DRX d'un transfert macroscopique de débris rocheux réalisé à la surface d'un taillant PDC commercial révèle un transfert de silicate de calcium composant de la contreface de béton (*fig.* 5.2.15b). Cette analyse met aussi en évidence la composante amorphe que peuvent apporter les particules issues de la contreface de béton aux diffractogrammes.

De plus, une analyse EDX des méplats d'usure des taillants de l'étude précise la composition chimique des transferts réalisés sur les méplats d'usure des taillants (*fig.* 5.2.16). Ainsi, une cartographie EDX du méplat d'usure dans la partie diamant d'un taillant **T1** montre la présence de l'élément silicium associé au quartz accompagné de l'élément sodium provenant de la brasure taillant/porte-échantillon et du cobalt (*fig.* 5.2.16a). Plus largement, une analyse de la proportion des éléments détectés à la surface du méplat d'usure dans la partie diamant indique une composition chimique caractéristique d'un mélange de silicates provenant de la roche et d'éléments alcalins provenant de la brasure (*fig.* 5.2.16b).





(a)

| Éléments          | O  | C  | Si | Ca | Cu | Na | Fe  | Co  | Al  | Mo  | K   | Mg  | Cl  | W     |
|-------------------|----|----|----|----|----|----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-------|
| Proportion (%pds) | 38 | 32 | 15 | 7  | 2  | 1  | 0,9 | 0,8 | 0,7 | 0,6 | 0,5 | 0,4 | 0,2 | < 0,1 |

(b)

FIGURE 5.2.16 – Analyse EDX réalisée sur une zone de  $80\mu\text{m} \times 60\mu\text{m}$  du méplat d'usure dans la partie diamant d'un taillant **T1** : a - cartographie EDX ; b - composition par analyse semi-quantitative.

### Synthèse partielle

L'usure des taillants uniquement dans la partie PDC révèle un état de surface lisse à l'échelle macroscopique mais l'étendue du méplat d'usure dans le substrat WC-Co provoque la formation visible de rayures d'abrasion. Ces rayures sont plus marquées pour les taillants **T** à gros grains que pour les taillants **M** à petits grains. Le mécanisme d'usure des taillants doit, à l'image des carbures cémentés, inclure des enlèvements de phase cobalt accompagnés par la suite d'arrachements de grains et de fragments de grains de diamant. Le passage du méplat d'usure dans la partie WC-Co s'accompagne d'un volume accru de cobalt débité dans le contact frottant stabilisant les débris abrasifs des roches (quartz) et accélérant ainsi le régime d'usure des taillants.

Le mécanisme d'usure des taillants inclut une part d'amorphisation des grains de diamant en surface des méplats d'usure comme l'indique l'élargissement du pic du spectre Raman de la partie PDC du méplat d'usure représentatif du diamant (liaison  $sp^3$ ) et aucune trace d'une éventuelle graphitisation du diamant n'a pu être détecté ici par une analyse DRX.

### 5.2.3 Mécanismes d'usure des taillants PDC

#### Mécanismes d'accommodation

Comme pour l'étude réalisée sur les inserts, en considérant un dispositif invariant (mécanisme ou site  $S_0$ ) les sites d'accommodation peuvent être décrits à plusieurs niveaux du système tribologique par les éléments en contact (sites  $S_1$  et  $S_5$ ), les éléments interfaciaux (site  $S_3$ ) et les écrans (sites  $S_2$  et  $S_4$ ).

Le rôle des éléments en contact est difficile à déterminer surtout en ce qui concerne les taillants. La microstructure polycristalline du diamant est difficile à caractériser avec les moyens du laboratoire. Du fait des propriétés isolantes du diamant, celui-ci ne permet pas une observation précise au MEB des faciès d'usure à l'échelle des grains de diamant afin de déterminer les mécanismes de fissuration du matériau PDC. Les mesures optiques en microscopie et profilométrie ne permettent pas non plus d'observer une microstructure contrastée du PDC. Pour ces raisons, les mécanismes d'accommodation n'ont pu être décrits de manière précise et les mécanismes d'usure des taillants PDC sont présentés ici par analogie avec les mécanismes d'usure des carbures cimentés étudiés précédemment. Ainsi, comme décrit dans le chapitre bibliographique (*cf.* 1.2.2), il est possible d'imaginer des mécanismes de fissuration analogues à ceux des carbures cimentés au niveau de la microstructure du PDC ( $S_1M_2$ ) accompagnés d'arrachements de grains de diamant ou de fragments de grains ainsi que de volumes de cobalt ( $S_1M_3$ ). Au niveau de la roche, le cisaillement se fait de manière macroscopique par l'action des efforts de coupe et de manière plus microscopique au niveau du méplat d'usure par l'arrachement de grains de quartz abrasifs ( $S_5M_3$ ).

Au niveau des écrans, les analyses Raman permettent d'amener des preuves de modification de la nature chimique de la surface du méplat dans la partie PDC par une amorphisation du diamant en surface. Le rôle que peut jouer cette amorphisation dans le contact n'a pu être déterminé ici.

Finalement, le troisième corps formé d'une pâte abrasive composée de fragments de grains de diamant, de cobalt, de particules de quartz et éventuellement de grains de WC, pourrait mettre en place des mécanismes de cisaillement ( $S_3M_3$ ) au contact toujours à l'image des carbures cimentés. Ceci est renforcé par la stabilité des transferts effectués sur le méplat des taillants qui même après nettoyage restent très ancrés et stables dans la microstructure du PDC.

## Circuit tribologique

Le circuit tribologique doit faire l'objet de deux représentations dont une faisant uniquement intervenir le contact entre le matériau PDC et la roche à base de silice (*fig.* 5.2.17a) et une autre décrivant l'introduction du WC-Co par l'étendue du méplat d'usure dans le substrat (*fig.* 5.2.17b).

Dès le début de l'excavation, des particules pulvérulentes de roche sont introduites dans le contact parmi lesquels des grains abrasifs de quartz ( $SiO_2$ ). Ces grains provoquent ensuite un enlèvement de phase cobalt de la partie PDC suivi d'arrachements de grains de diamant ou de fragments de grains de diamant<sup>10</sup>. Les grains de quartz, les particules de diamant et la phase cobalt forment le **débit source interne**  $Q_i^S$ . Dès que le méplat d'usure s'étend dans le substrat WC-Co la contribution de la phase cobalt devient plus importante dans le débit source.

10. L'analyse de faciès d'usure n'ont pas permis d'indiquer dans quelle proportion se produisent les fissurations intergranulaires relativement aux fissurations transgranulaires des grains de diamant.

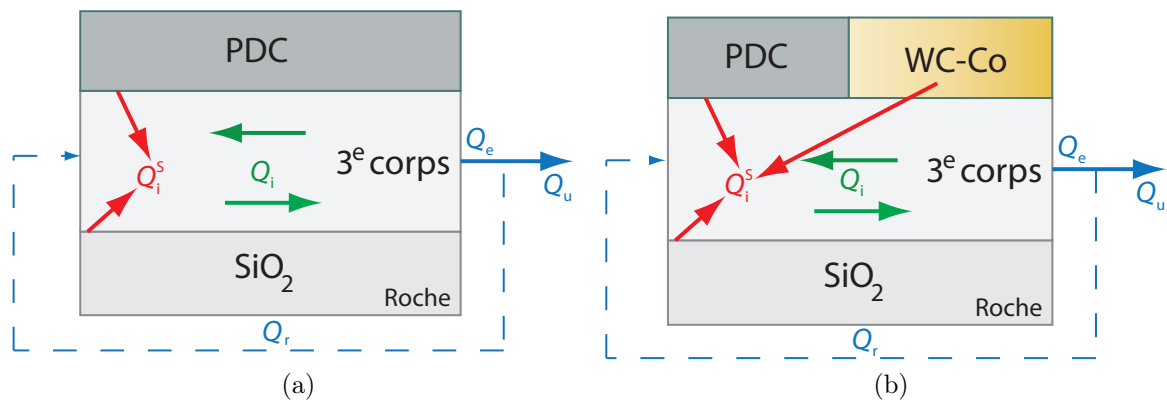


FIGURE 5.2.17 – Circuit tribologique du contact entre un taillant PDC lors de l'excavation d'une roche à base de silice : a - cas de la formation du méplat d'usure uniquement dans la partie PDC ; b - cas de la formation du méplat d'usure dans la partie PDC et la partie WC-Co.

À l'image de ce qui a été observé pour les inserts WC-Co, il est alors possible d'imaginer qu'une pâte abrasive formée de particules abrasives de quartz et de diamant liées par la phase cobalt se stabilise au contact et constitue le **débit interne**  $Q_i$ . C'est cette pâte abrasive qui contrôle alors la cinétique d'usure du taillant PDC considéré. Lorsque le méplat s'étend dans la partie WC-Co, cette pâte s'accumule à l'interface PDC/WC-Co créant alors une cavité à cet endroit dans le substrat comme l'a montré la profilométrie. Aussi, la formation de cette cavité à l'interface PDC/WC-Co pourrait expliquer l'augmentation du régime d'usure observée lors du passage du méplat d'usure dans le substrat. En effet, un mécanisme de piégeage de débris dans celle-ci puis le refoulement de ces débris vers la partie PDC mènerait au maintien plus durablement dans le contact de particules abrasives néfastes pour l'intégrité des taillants lors de l'excavation.

À court terme, un transfert de cet ensemble de particules s'effectue à la surface de la roche et forme un **débit externe**  $Q_e$  pouvant en partie être recyclé dans le contact avec un **débit de recirculation**  $Q_r$ . Cependant, très rapidement une grande quantité de roche est évacuée par l'action de coupe du taillant et les transferts réalisés sur la roche sont éliminés du contact ; le tout forme le **débit d'usure**  $Q_u$ .

Il faut aussi noter que, toujours par comparaison avec l'analyse réalisée sur les inserts WC-Co, les rugosités de surface, formées par les rayures d'abrasion, relativement élevées et engendrées par l'arrachement des gros grains de diamant des taillants **T** peut être à l'origine d'un piégeage plus élevé des débris abrasifs dans le contact. À l'inverse, la rugosité plus faible obtenue pour les taillants à grains plus fins de type **M** pourrait permettre une meilleure évacuation de ces débris. Ainsi une grande rugosité du méplat d'usure maintiendrait une partie du débit interne alors qu'une rugosité plus faible alimenterait plus régulièrement le débit externe et le débit d'usure.

## Effets des traitements de graduation

Comme vu précédemment, l'usure des taillants PDC sans traitement est en grande partie régie par la taille des grains de diamant qui elle-même conditionne directement la proportion de cobalt dans la partie PDC. Plus précisément, plus la taille des grains de diamant de la partie PDC est importante et plus la proportion de cobalt infiltrée dans celle-ci est élevée. Une proportion de cobalt élevée dans la partie PDC génère aussi un débit élevé de cobalt dans le contact et, toujours par comparaison avec les inserts WC-Co, le troisième corps abrasif est d'autant plus stabilisé au contact taillant/roche.

Les cycles HP/HT réalisés à plus haute pression de frittage engendrent un meilleur pontage entre les grains de diamant et améliore la résistance à l'abrasion de la partie PDC des taillants par l'augmentation de l'énergie nécessaire pour fissurer le PDC et arracher des grains de diamant.

L'effet du bore est le paramètre le plus important sur la meilleure tenue à l'abrasion des taillants gradués par imbibition réactive.

Les traitements de graduation réalisés par le HP/HT et dans une plus grande mesure par l'imbibition à partir du substrat créent un accroissement de la dureté mesurée vers l'interface PDC/WC-Co et une amplitude de dureté plus importante dans le substrat. Cet accroissement de dureté vers l'interface est relié à une diminution de la proportion de cobalt à cet endroit. Lorsque le méplat d'usure s'étend dans le substrat WC-Co, une plus faible proportion de cobalt dans le substrat vers l'interface permet de réduire le cobalt débité dans le contact et de rendre les transferts abrasifs sur le méplat d'usure plus éphémères par l'évacuation plus efficace du troisième corps abrasif hors du contact.

## Synthèse partielle

Les mécanismes d'usure des taillants PDC ont été décrits sur la base de ceux observés pour les inserts WC-Co. Des arrachements de grains abrasifs de quartz sont produits dès le début de la coupe de la roche. Ces grains de quartz engendrent une extraction de cobalt de la partie PDC et éventuellement de la partie WC-Co lorsque le méplat d'usure a atteint le substrat. Des fissurations du PDC se produisent et provoquent l'arrachement de grains ou de fragments de grains de diamant. De même, lorsque la partie WC-Co est impliquée dans le contact, celle-ci subit des arrachements de grains de WC et une plus grande quantité de cobalt est impliquée dans le débit source. Une pâte abrasive formée des grains arrachés et de cobalt se forme au contact et constitue le débit interne. La stabilité de cette pâte abrasive au contact est alors à l'origine d'une usure abrasive soutenue et l'évacuation de cette pâte permet au contraire de réduire l'usure des taillants. Sur ce point, une rugosité importante permettrait de maintenir les débris abrasifs au contact et une rugosité plutôt faible serait à l'origine d'une évacuation plus efficace des débris formant le débit d'usure. Aussi, l'étendue du méplat d'usure dans le substrat WC-Co, ayant pour effet de créer une usure alternative de la partie PDC puis WC-Co, une marche se crée à l'interface entre les deux matériaux

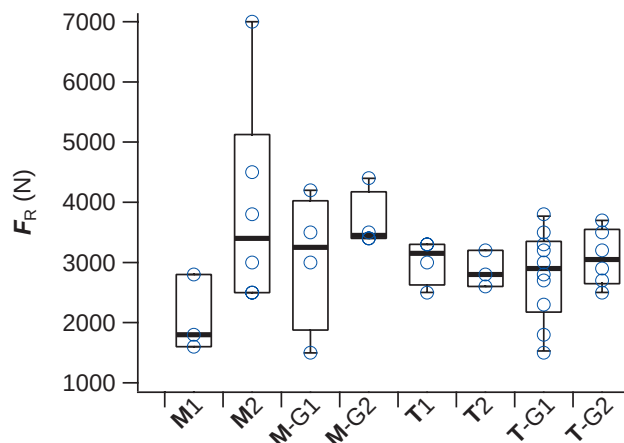


FIGURE 5.3.1 – Efforts normaux à la rupture mesurés pour les taillants de l'étude (les cercles évidés correspondent au résultat de chaque essai).

générant alors un piégeage des débris abrasifs à cet endroit et une usure concave dans la partie WC-Co.

Les cycles HP/HT à plus haute pression de frittage augmentent la résistance à l'abrasion des taillants par un meilleur pontage des grains de diamant dans le PDC. Le traitement d'imbibition permet aussi une meilleure résistance à l'abrasion du PDC par l'effet du bore du revêtement réactif sur la structure diamantée. Dès lors que le méplat d'usure se forme dans la partie WC-Co, la quantité de cobalt modérée par les traitements de graduation dans le débit source ne permet pas une stabilisation des débris abrasifs au contact et la résistance à l'usure abrasive est alors meilleure.

## 5.3 Études complémentaires

### 5.3.1 Essais de chocs

#### Résistance aux chocs : force spécifique

Suite aux essais de chocs, les efforts normaux à la rupture  $F_R$  mesurés ne montrent pas de résultats cohérents avec ce qui devrait être obtenu suivant la microstructure de la partie PDC considérée (*fig.* 5.3.1). En effet, il est avéré qu'une microstructure à gros grains de diamant, pour un même traitement HP/HT et un même traitement de graduation, doit mener à une résistance aux chocs plus importante qu'une microstructure à grains fins. Or ici, mis à part le taillant **T1**, les autres taillants de type **T** possèdent des forces à la rupture inférieures à celles des taillants **M** quel que soit le traitement réalisé.

En fait, les essais de chocs peuvent mener à des volumes d'écaille variables et à des faciès de rupture distincts liés à des mécanismes qui peuvent être différents. Ainsi, dans le but de pouvoir évaluer la résistance relative aux chocs des taillants de l'étude une force spécifique de rupture  $F_s$  a alors été définie comme l'effort cumulé nécessaire afin d'obtenir un volume unitaire d'écaille du taillant, autrement dit il s'agit du rapport entre l'effort à la rupture  $F_R$

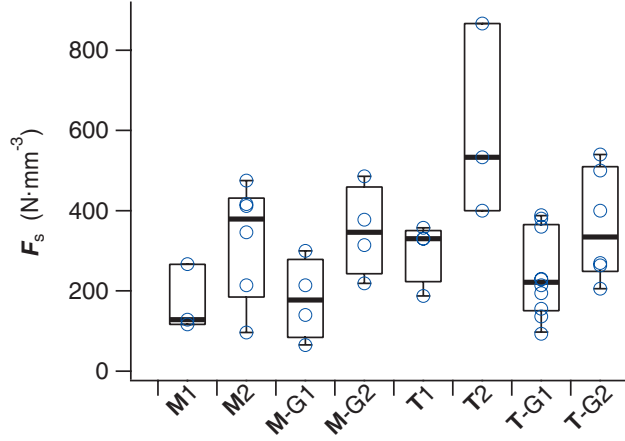


FIGURE 5.3.2 – Force spécifique mesurée pour les taillants de l'étude.

et le volume d'écaillage du PDC associé  $V_e$  (eq. 5.3.1).

$$F_s = \frac{F_R}{V_e} \quad (5.3.1)$$

Les forces spécifiques de rupture par chocs déduites de l'étude révèlent des propriétés mécaniques en moyenne plus cohérentes en prenant en compte la rupture des taillants **M** et **T** (fig. 5.3.2). En effet, à traitement HP/HT équivalent ou à traitement de graduation équivalent, la force spécifique obtenue est en moyenne plus élevée pour le taillant **T** à gros grains de diamant que pour le taillant **M** à grains fins.

Bien que la discrimination des résultats ne soit pas parfaite, il faut indiquer qu'en moyenne les taillants ayant subi le cycle 2 du traitement HP/HT sont plus résistants aux chocs que les taillants ayant subi le cycle 1. Par contre, mis à part le taillant **M** traité avec le cycle 1, pour lequel le traitement de graduation augmente la force spécifique de rupture de 38 %, le traitement de graduation a plutôt globalement tendance à réduire la résistance aux chocs de la partie PDC. Pour les taillants **M2** et **M-G2**, la diminution de  $F_s$  est peu significative et est seulement de 9 %. Pour les taillants **T** la diminution de la force spécifique de rupture induite par le traitement de graduation est similaire avec un écart de 33 % pour les taillants du cycle 1 et 36 % pour ceux du cycle 2. Il faudrait cependant plus d'essais afin de confirmer ces dernières tendances.

Ce qui est certain, c'est que le traitement HP/HT réalisé sur les taillants **M** à grains fins, notamment le cycle 2, permet de situer ces taillants au niveau du taillant **T1** à gros grains de diamant en termes de résistance aux chocs. Le taillant **T2**, malgré le peu d'essais de chocs réalisés avec celui-ci, semble être le taillant le plus résistant aux chocs.

### Observations macroscopiques des faciès de rupture

Pour l'ensemble des taillants testés, les faciès de rupture révèlent des géométries de volumes écaillés de formes circulaires caractéristiques de la distribution des contraintes critiques du contact hertzien d'un bord chanfreiné de PDC contre une surface plane de diamant (fig.

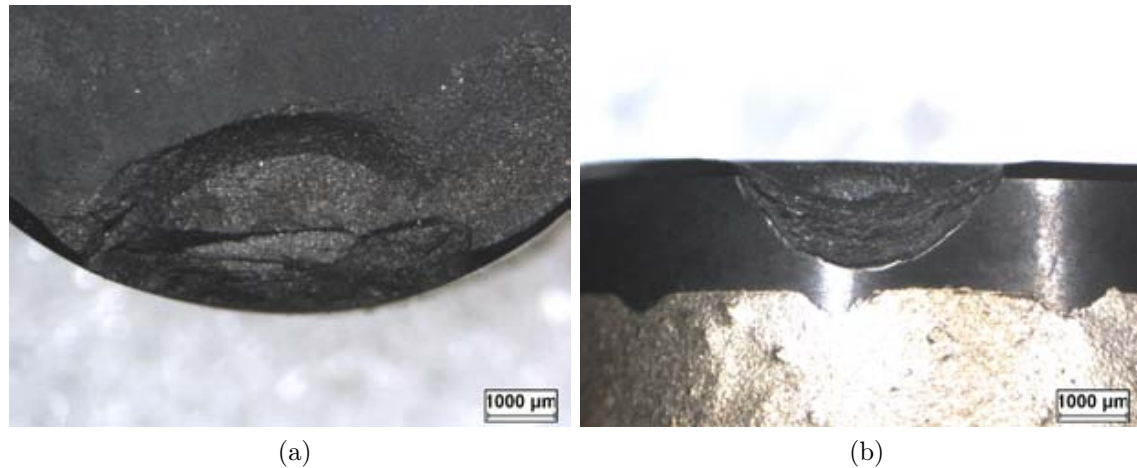


FIGURE 5.3.3 – Photographies à la loupe binoculaire des faciès de rupture type des taillants PDC suite aux essais de chocs (taillant **T1**) : a - vue de face ; b - vue côté latéral.

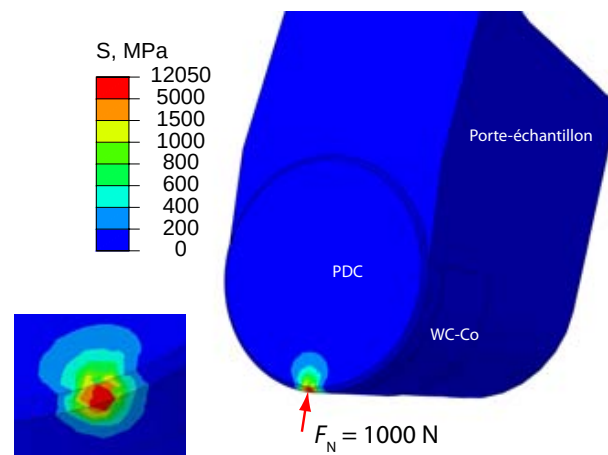


FIGURE 5.3.4 – Distributions des contraintes (von Mises) suite à la modélisation numérique du choc d'un taillant PDC avec une force de réaction à l'impact de 1 kN.

5.3.3).

Afin de s'en persuader, une simple modélisation numérique<sup>11</sup> a été réalisée dans la configuration de l'essai de chocs avec une force de réaction en bout de taillant de 1 kN dans des conditions statiques (*fig.* 5.3.4). Les propriétés physiques et mécaniques du PDC et du WC-Co sont identiques à celles utilisées pour la modélisation des contraintes résiduelles (*c.f.* 5.1.3).

Cette simple simulation permet de comprendre que pour une force de réaction à l'impact de 100 N, la contrainte de von Mises peut dépasser 1 GPa en bout de taillant. Il est alors compréhensible que pour des charges dix fois supérieures ( $F_N = 1 \text{ kN}$ ) des débris se créent en bout de certains taillants et un méplat se forme comme le montre les séquences vidéo des essais de chocs (*fig.* 5.3.5a). Suite à la formation de ce méplat, les contraintes sont nettement réduites à l'impact et, suivant la surface de contact formée par ce méplat, la rupture peut

11. Le logiciel Abaqus a été utilisé avec un maillage tétraédrique de pas caractéristique de 0,3 mm pour la partie PDC, de 0,6 mm pour le substrat WC-Co et 1,5 mm pour le porte-échantillon en acier. Le tout est assemblé par des liaisons solides (*tie*).



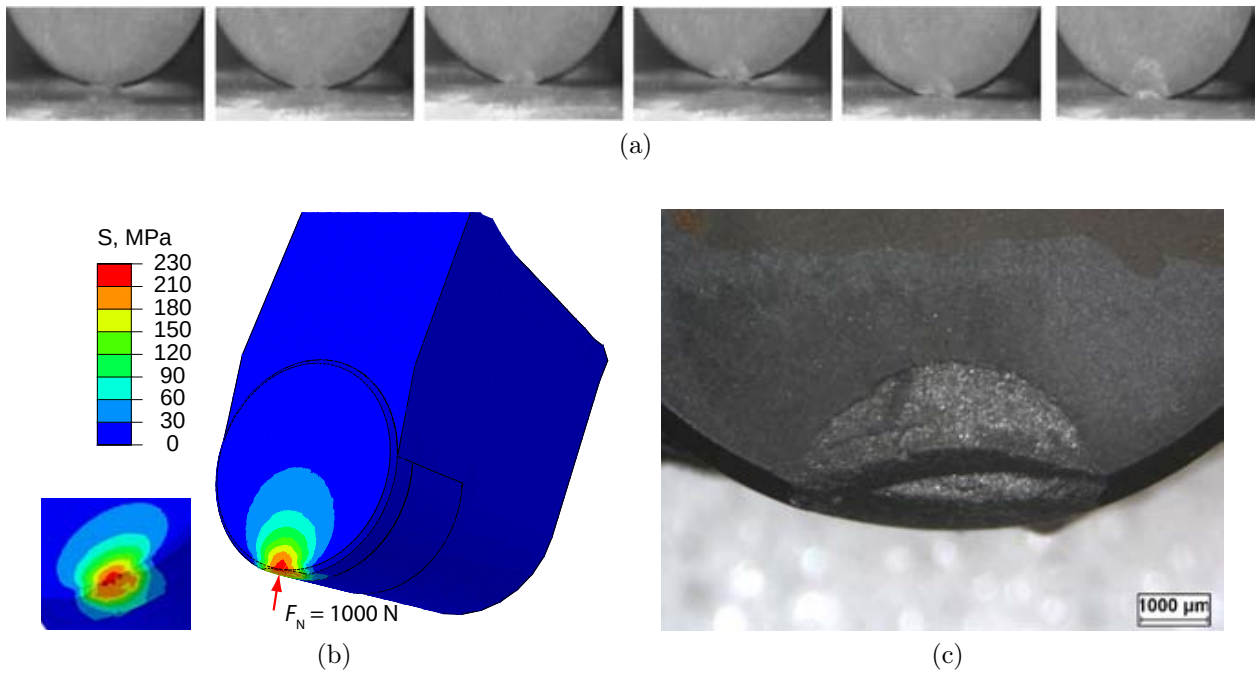


FIGURE 5.3.5 – Création d'un méplat en bout de certains taillants suite aux essais de chocs : a - séquence vidéo de la rupture du taillant **T-G1** pour une charge de 2 kN ; b - modélisation numérique avec une force de réaction à l'impact de 1 kN et un méplat d'une surface de  $3 \text{ mm}^2$  ; c - photographie du faciès de rupture d'un taillant **T-G1**.

intervenir plus tard et à plus forte charge (*fig. 5.3.5b*). C'est par exemple le cas pour un essai réalisé sur le taillant **T-G1** qui montre un faciès de rupture avec un faible volume d'écaillage plus aplati à la base que les formes circulaires obtenues suite à une rupture sans formation de méplat en bout de taillant (*fig. 5.3.5c*). Au final, aucune relation entre la formation de ce méplat, les différents taillants (**T** ou **M**) et les traitements (cycle 1, cycle 2, gradué ou non gradué) appliqués sur ces taillants n'a pu être réalisée ici.

### Observations microscopiques des faciès de rupture

Les observations au MEB des faciès de rupture permettent en premier lieu de révéler les grains de diamant, délimités par le cobalt, des taillants **M** et **T** contrairement à l'observation effectuée sur les sections polies de taillants PDC qui ne mettent en évidence que des agrégats de diamant. Ainsi, l'observation de la microstructure du taillant **M2** (*fig. 5.3.6a*) montre, comme attendu, des grains de diamant nettement plus fins que la microstructure des taillants **T1** et **T2** (*fig. 5.3.6b & 5.3.6c*). La taille des grains de diamant, mesurée par analyse d'images, est en moyenne de  $6 \pm 1 \mu\text{m}$  pour les taillants **M** et de  $17 \pm 4 \mu\text{m}$  pour les taillants **T**. L'incertitude sur la mesure de la taille moyenne des grains de diamant vient principalement de la difficulté à délimiter le contour de ces grains à l'aide du cobalt qui les entoure. En effet, le cobalt peut aussi délimiter le contour de la superposition de plusieurs grains (*fig. 5.3.6d*).

D'autres particules correspondant aux flux de brasure sont visibles sur les micrographies et apparaissent en gris clair lors d'une observation en électrons rétrodiffusés. Ces particules n'ont aucune influence sur les caractéristiques des taillants car elles sont introduites à la



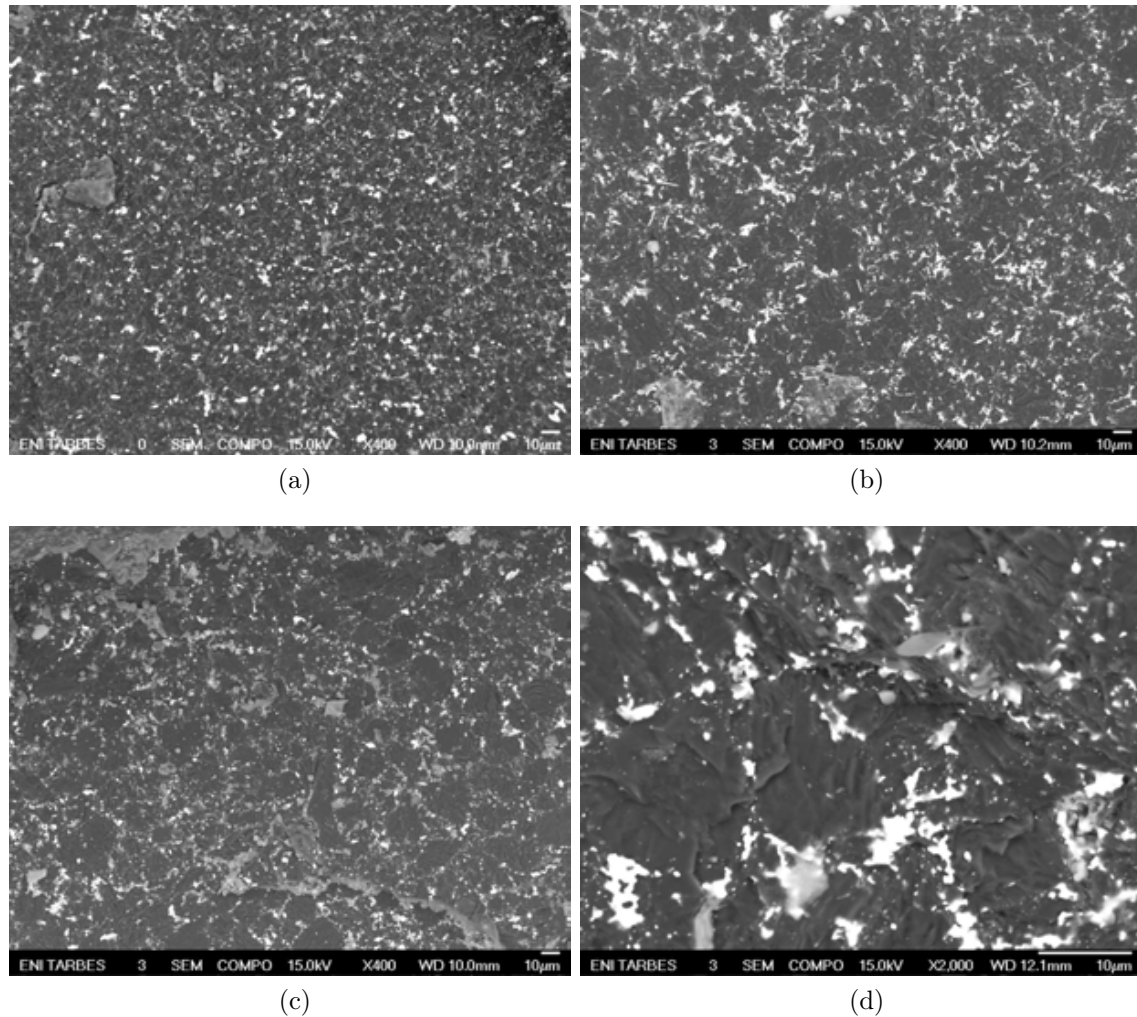


FIGURE 5.3.6 – Mise en évidence de la taille des grains de diamant par micrographies au MEB en mode électrons rétrodiffusés des faciès de rupture des taillants de référence : a - **M2** ( $\times 400$ ) ; b - **T1** ( $\times 400$ ) ; c - **T2** ( $\times 400$ ) ; d - **T-G1** ( $\times 2000$ )

suite des essais de débrasage des taillants de leur porte-échantillon.

Du fait de la différence de taille de grains de diamant entre les taillants **M** et **T**, les faciès de rupture font apparaître des mécanismes clairement différents entre ces deux types de taillant (*fig. 5.3.7*). Les faciès de rupture des taillants **M** sont plutôt lisses (*fig. 5.3.7a*) comparativement à ceux des taillants **T** (*fig. 5.3.7b & 5.3.7c*). Ceci révèle un mécanisme de rupture majoritairement intergranulaire pour les taillants **M** à grains fins et en grande partie transgranulaire pour les taillants **T** à gros grains.

À plus fort grossissement, cette différence de mécanisme entre taillants **M** et taillants **T** est claire. Par exemple, le faciès de rupture du taillant **M** fait apparaître un relief caractéristique d'une rupture suite à des fissurations intergranulaires (*fig. 5.3.8a*) alors que les taillants **T1** et **T-G2** laissent apparaître des marches au niveau des grains et des zones planes caractéristiques de clivages de ces grains (*fig. 5.3.8b & 5.3.8c*).

Encore une fois, le mécanisme de fissuration transgranulaire des grains de diamant est plus dissipatif en énergie que celui de fissuration intergranulaire. Ceci explique la raison pour

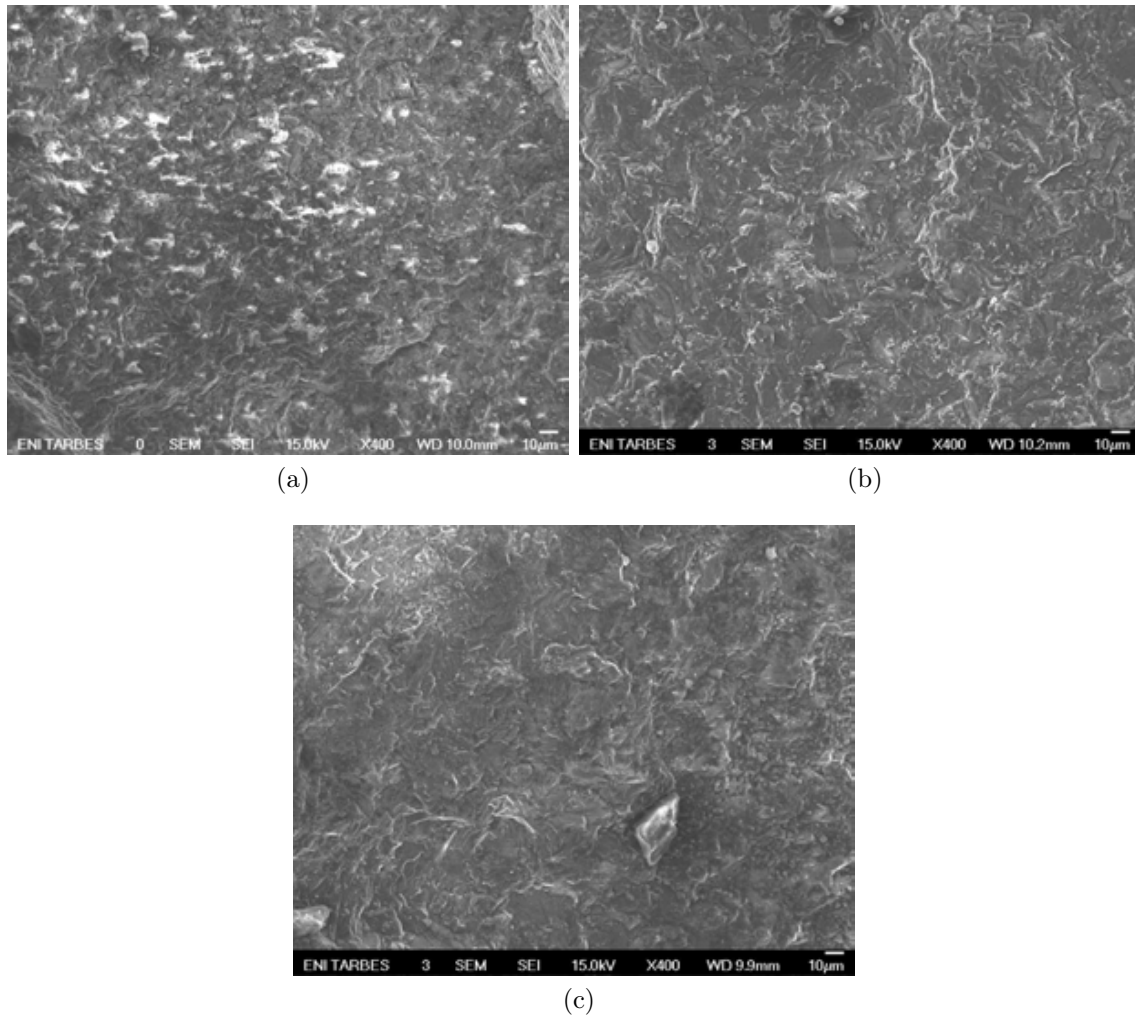


FIGURE 5.3.7 – Micrographies au MEB en électrons secondaires ( $\times 400$ ) des faciès de rupture des taillants de référence : a - **M2** ; b - **T1** ; c - **T2**.

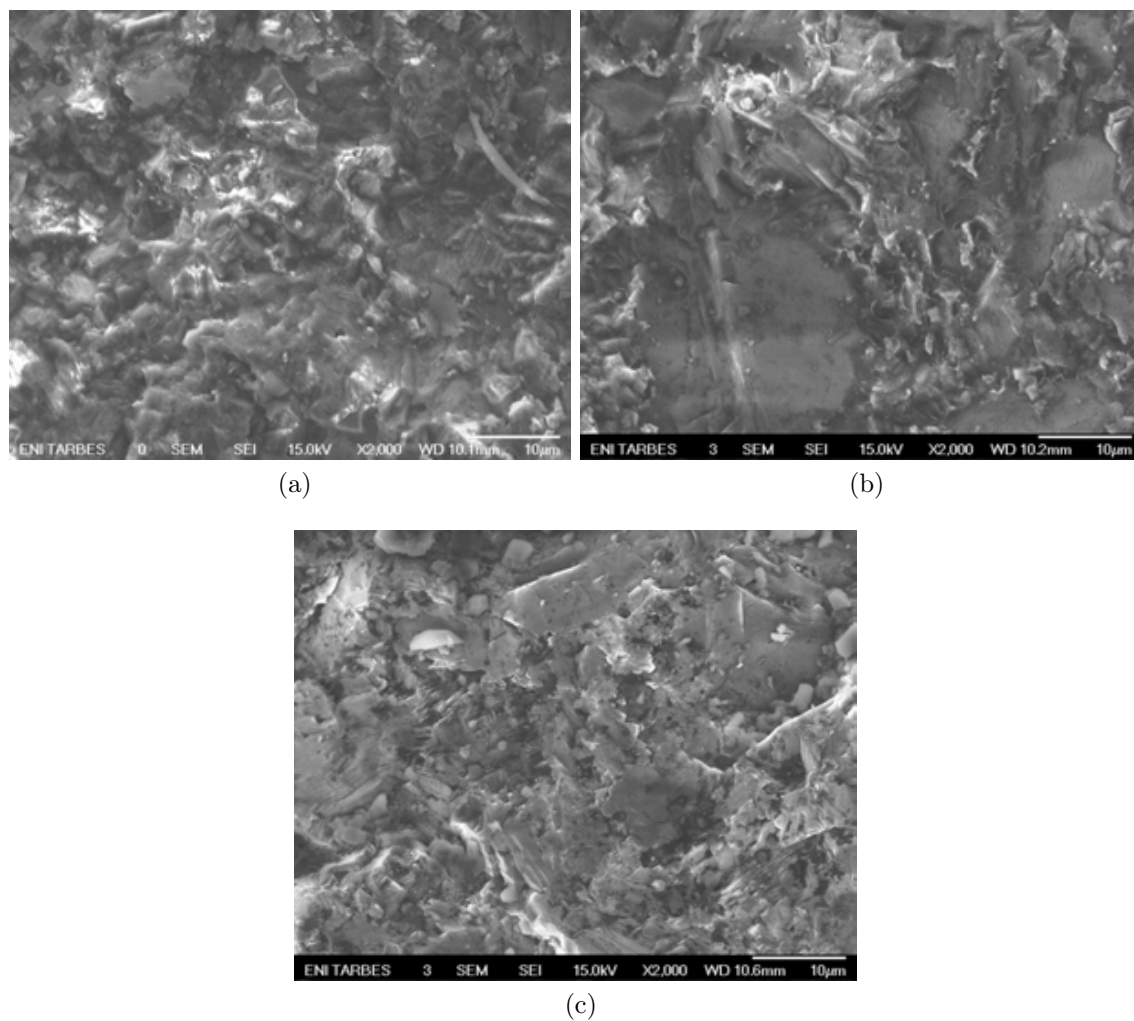


FIGURE 5.3.8 – Micrographies au MEB en électrons secondaires ( $\times 2000$ ) des faciès de rupture de taillant gradués et non gradué : a - **M2** ; b - **T1** ; c - **T-G2**.

laquelle les taillants **T** à gros grains de diamant sont globalement plus résistants aux chocs que les taillants **M** à grains fins. Par contre, les variations de résistance aux chocs induites par les traitements HP/HT et ceux de graduation ne semblent pas assez significatives pour engendrer des modifications observables sur les micrographies des faciès de rupture.

### Synthèse partielle

Les résultats des essais de chocs définis par la force spécifique montrent, en accord avec ce qui est attendu par les fabricants de taillants, que les taillants **T**, avec une taille de grains près de trois fois supérieures à celle des taillants **M**, sont globalement plus résistants aux chocs que les taillants **M**. Le cycle 2 du traitement HP/HT a aussi tendance à améliorer la résistance aux chocs tandis que le traitement de graduation a plutôt tendance à réduire la résistance aux chocs de la partie PDC. Plus d'essais de chocs permettraient de mieux préciser ces résultats car les étendues de mesure sont tout de même importantes.

Au niveau de la microstructure des taillants, la bonne résistance aux chocs des taillants **T** est caractérisée par un mécanisme de fissuration en grande partie de type transgranulaire alors que la plus faible résistance aux chocs des taillants **M** est due à un mécanisme de rupture lié à des fissurations essentiellement de type intergranulaire.

### 5.3.2 Étude sur l'indépendance des efforts de coupe et de frottement

#### Essais de coupe

Comme indiqué précédemment, des taillants (**T1** et **T-G1**) possédant différents états d'usure ont été testés sur le dispositif de coupe. Pour un taillant neuf, à angle de coupe constant ( $\alpha = 15^\circ$ ), les efforts de coupe ne dépendent que de la géométrie du taillant et des propriétés mécaniques des roches. En effet, comme ceci a déjà été observé lors de précédentes études [Dagrain 2006], l'effort normal évolue de manière linéaire avec la profondeur de passe pour un taillant neuf avec une arête de coupe non chanfreinée (coupe pure) et de manière linéaire à partir d'un seuil de charge lorsque le taillant est usé (méplat d'usure). Pour les taillants chanfreinés de l'étude, l'évolution de l'effort normal  $F_N$  (*i.e.*  $F_N^c$ ) pour les essais de coupe est bien linéaire (avec un coefficient  $R^2$  d'au moins 96 %) à partir d'un seuil de charge supérieur à 100 N (*fig.* 5.3.9a). L'effort normal évolue aussi de manière linéaire au bout d'un seuil de charge avec la résistance à la compression  $R_c$  des roches considérées (*fig.* 5.3.9b). Ceci s'applique de la même manière à l'effort transversal de coupe  $F_T$  (*i.e.*  $F_T^c$ ) qui évolue linéairement avec l'effort normal de coupe avec un coefficient de coupe  $\zeta$  de  $0,790 \pm 0,007$  quelle que soit la roche utilisée pour les essais (*fig.* 5.3.9c). D'après ces résultats, le coefficient de coupe ne dépend donc ni des propriétés mécaniques des roches considérées ni de la profondeur de passe et de la géométrie des taillants. Il faut tout de même noter que le coefficient de coupe peut varier sensiblement suivant d'autres conditions

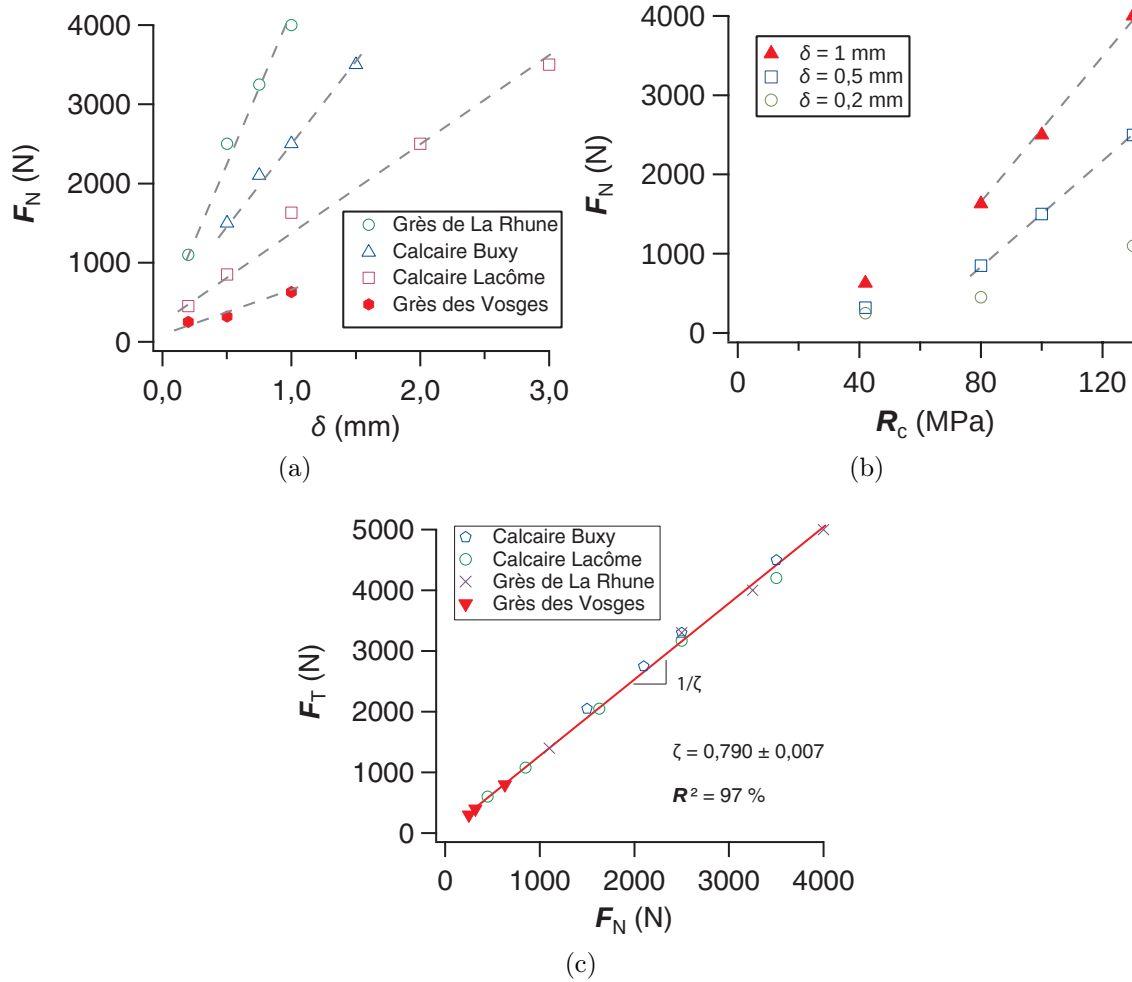


FIGURE 5.3.9 – Tracés des efforts de coupe en fonction de la profondeur de passe et de la roche utilisée avec un taillant **T-G1** neuf : a - effort normal  $F_N$  en fonction de la profondeur de passe  $\delta$  ; b - effort normal  $F_N$  en fonction de la résistance à la compression des roches  $R_c$  ; c - effort transversal  $F_T$  en fonction de l'effort normal  $F_N$  pour les différentes roches testées.

de coupe en particulier suivant les conditions de lubrification du contact ou l'état de surface de la partie PDC [Dagrain 2006].

Il est aussi intéressant de constater que comme pour la profondeur de passe, l'effort transversal semble linéaire en fonction de la surface active de coupe  $A_c$  à partir d'un seuil de charge (fig. 5.3.10). Par conséquent, la relation linéaire entre l'effort transversal  $F_T^c$  de coupe et la surface active de coupe  $A_c$  définie précédemment semble respectée au-delà d'un seuil de charge et pour la profondeur de passe constante de 2 mm utilisée pour les essais d'usure.

Ainsi, dans la mesure où les efforts de coupe évoluent linéairement ou de manière affine avec la surface active de coupe, l'hypothèse d'indépendance entre les composantes de coupe et de frottement est pertinente. Afin de conforter cette dernière conclusion, des essais ont été réalisés sur le dispositif de coupe à différentes profondeurs de passe sur les taillants **T1** et **T-G1** possédant chacun deux états d'usure distincts, correspondants à des hauteurs usées  $h$  de  $0,30 \pm 0,02$  mm et  $0,45 \pm 0,02$  mm pour le taillant **T1** et  $0,17 \pm 0,02$  mm et  $0,46 \pm 0,02$  mm pour le taillant **T-G1**, avec un méplat d'usure uniquement dans la partie

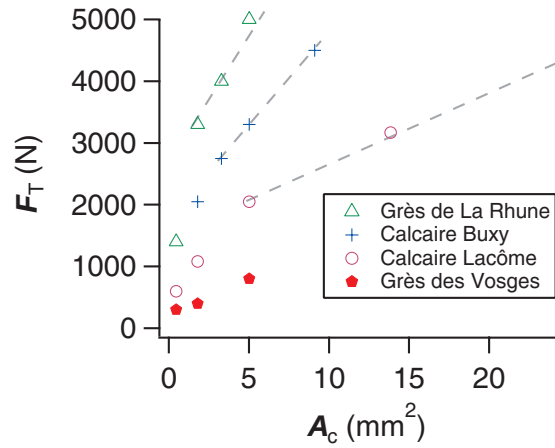


FIGURE 5.3.10 – Évolution de l'effort transversal de coupe en fonction de la surface active de coupe pour différentes roches testées.

PDC<sup>12</sup> (fig. 5.3.11a). Les résultats de ces essais indiquent que, mis à part l'essai sur le taillant **T-G1** avec une usure  $h$  de  $0,46 \pm 0,02$  mm montrant un point hors tendance, l'évolution de l'effort transversal est clairement affine avec la surface active de coupe et un coefficient de corrélation  $R^2$  de 99 % (fig. 5.3.11b). Ceci suit donc la logique de la superposition des efforts de coupe et des efforts de frottement dès l'apparition d'un méplat d'usure (eq. 5.3.2).

$$F_T = F_T^c + F_T^f = a \cdot A_c + F_T^f \quad (5.3.2)$$

Il est aussi intéressant de noter que cette superposition des efforts, et donc l'indépendance des efforts de coupe et de frottement, indique logiquement que lorsque la surface active de coupe  $A_c$  est nulle le taillant ne pénètre donc pas la roche et glisse sur celle-ci, l'effort total  $F_T$  étant alors confondu avec l'effort de frottement  $F_T^f$ . Le coefficient directeur  $a$ , du tracé de  $F_T$  en fonction de  $A_c$ , est une constante positive dépendante des propriétés mécaniques de la roche car plus cette constante est élevée et plus l'accroissement de la surface active de coupe a un effet sur l'effort transversal de coupe.

### Essais de frottement

Ces mêmes taillants **T1** et **T-G1** avec différents états d'usure ont été testés sur le tribomètre rotatif afin cette fois-ci d'étudier les composantes de frottement s'appliquant sur le méplat d'usure et cela indépendamment des efforts de coupe. Trois méplats d'usure sont considérés ici et sont associés à trois hauteurs d'usure  $h$  de  $0,45 \pm 0,02$ ,  $1,15 \pm 0,02$  et  $2,01 \pm 0,02$  mm pour les taillants **T1** et de  $0,46 \pm 0,02$ ,  $1,03 \pm 0,02$  et  $1,80 \pm 0,02$  mm pour les taillants **T-G1**.

Le coefficient de frottement  $\mu$  calculé pour les taillants de référence **T1** augmente avec la taille du méplat d'usure (fig. 5.3.12a). À l'inverse, le coefficient de frottement diminue avec la

12. L'épaisseur de la partie PDC est d'environ  $2,1 \pm 0,3$  mm pour les taillants **M** et **T** à la variation du design d'interface près et il faut donc une hauteur usée de plus de  $0,54 \pm 0,08$  mm afin que le méplat d'usure s'étende dans le substrat WC-Co.

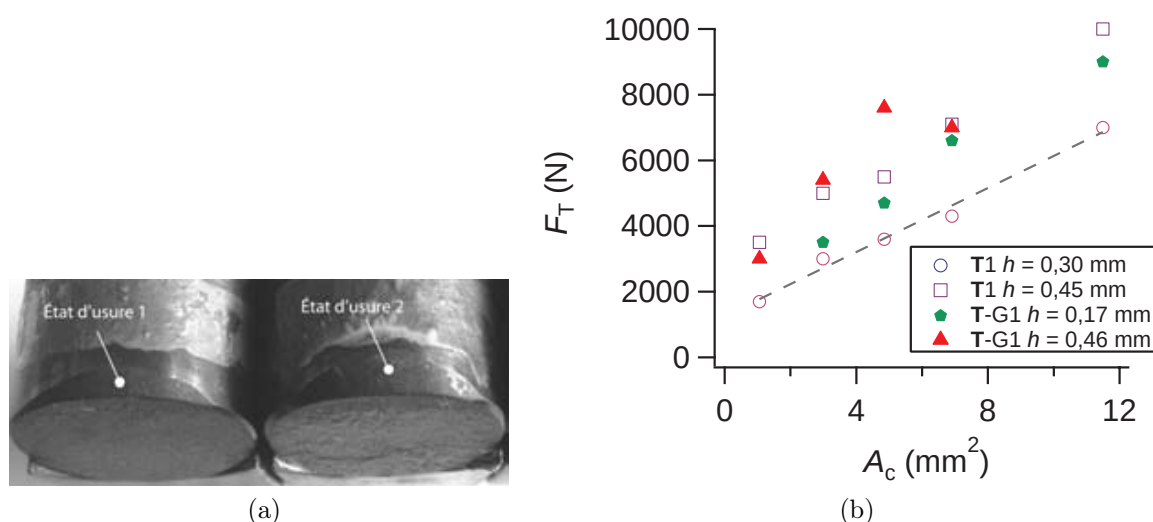


FIGURE 5.3.11 – Essais de coupe avec les taillants **T1** et **T-G1** sous deux états d'usure dans un calcaire Buzy : a - photographie des deux états d'usure mis en œuvre ; b - tracé de l'effort transversal en fonction de la surface active de coupe.

taille du méplat d'usure pour les taillants **T-G1** (fig. 5.3.12b). Néanmoins, en début d'essai, lors des cinq premières minutes, il faut remarquer que pour les taillants **T-G1**, le coefficient de frottement augmente avec la taille du méplat d'usure. Ces variations du coefficient de frottement ne peuvent être directement mises en relation avec celles calculées lors des essais d'usure. Lors de ces essais d'usure, le coefficient de frottement a été calculé en moyenne à  $0,21 \pm 0,02$  et cela quel que soit le taillant testé. En fait, le coefficient de frottement dépend grandement du troisième corps formé au contact ; or lors des essais d'usure les taillants subissent une usure progressive et la quantité de béton usée est importante. Cela est à comparer aux essais de frottement qui créent peu de débris rocheux relativement aux essais d'usure et surtout l'usure des taillants est très faible et représente une hauteur usée tout au plus de quelques micromètres. Le troisième corps formé lors des essais de frottement est alors beaucoup moins homogène et constant que celui créé lors des essais d'usure.

Lorsque le frottement s'effectue sur un méplat formé uniquement dans la partie PDC, le coefficient de frottement se stabilise très rapidement au bout de quelques minutes. Par contre, pour les méplats s'étendant dans le substrat WC-Co, la mise en conformité du contact est plus lente et pour certains essais le temps d'essai de 20 min n'est pas suffisant pour voir une stabilisation du coefficient de frottement. Les photographies des méplats d'usure suite aux essais de frottement permettent d'illustrer ces différences de mise en conformité (fig. 5.3.13). Les surfaces de contact, montrant des rayures d'abrasion circulaires, sont clairement différentes entre les taillants et cela du fait de la non-planéité de ces méplats, comme indiqué précédemment par les mesures de profilométrie.

Ces photographies révèlent aussi des particules provenant de la roche s'accumulant à l'interface PDC/WC-Co expliquant la formation d'une cavité dans le substrat WC-Co vers l'interface. En effet, comme déjà vu précédemment, la formation des méplats lors des essais



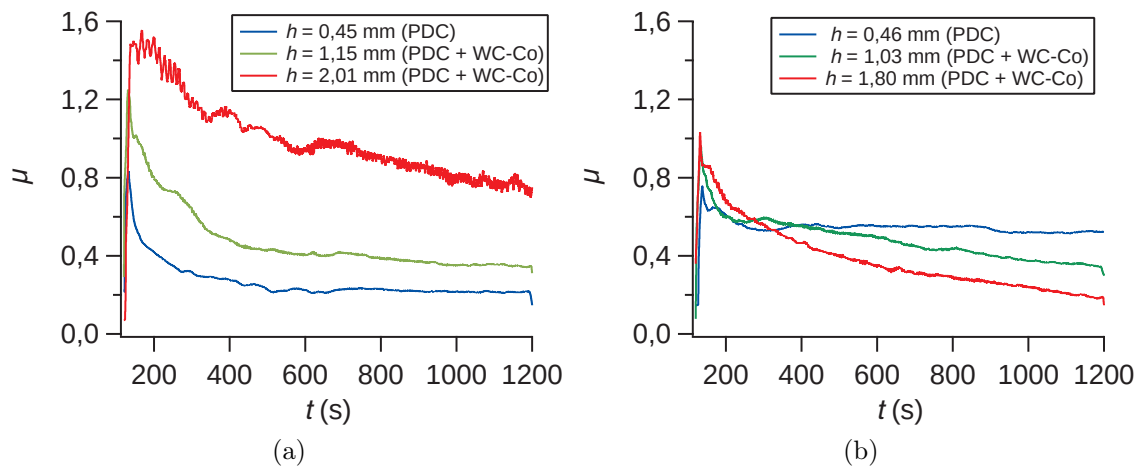


FIGURE 5.3.12 – Évolution du coefficient de frottement pour les taillants **T1** et **T-G1**, suivant différents états d'usure, testés sur le tribomètre rotatif sur le grès de La Rhune : a - **T1** ; b - **T-G1**.

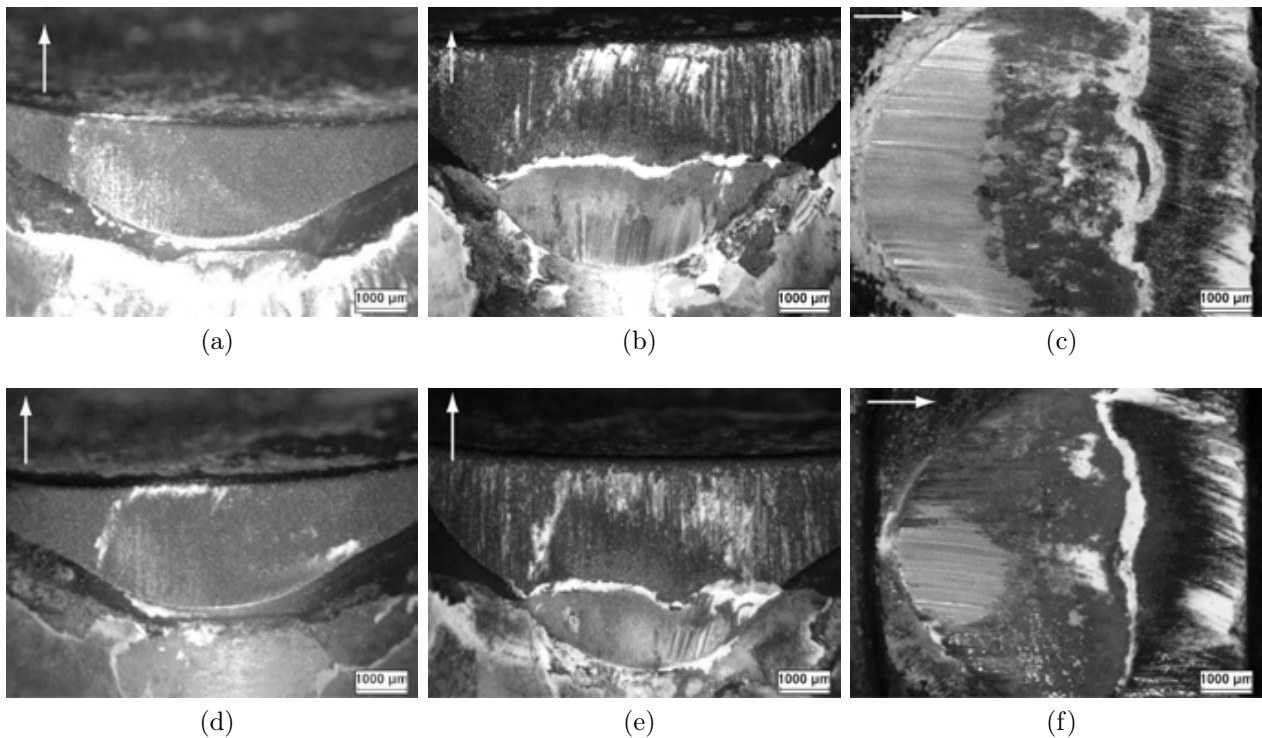


FIGURE 5.3.13 – Photographies à la loupe binoculaire des méplats d'usure (réalisés sur le tour d'usure) des taillants **T1** et **T-G1** suite aux essais de frottement (glissement dans le sens des flèches) : a, b, c - **T1** avec respectivement  $h = 0,6$  mm,  $h = 1,2$  mm et  $h = 2,0$  mm ; d, e, f - **T-G1** avec respectivement  $h = 0,6$  mm,  $h = 1,1$  mm et  $h = 1,8$  mm.



d'usure s'effectue alternativement dans la partie WC-Co puis dans la partie PDC jusqu'à ce que celle-ci soit suffisamment usée pour que le substrat soit à nouveau soumis aux actions mécaniques de frottement. Une marche se crée alors à l'interface entre la partie PDC et WC-Co et permet d'y accumuler des débris abrasifs.

Il faut aussi prendre en compte la présence de transferts de brasure sur les méplats qui peuvent avoir une influence sur les propriétés tribologiques surtout pour les essais sur tribomètre rotatif menant à une usure quasi négligeable des taillants. En conséquence, il est compliqué de vouloir relier les valeurs de coefficients de frottement, mesurés suite aux essais sur le tribomètre rotatif, à de quelconques modifications de traitements.

### Synthèse partielle

Les essais de coupe permettent de confirmer ici que l'effort transversal de coupe évolue linéairement avec la surface active de coupe et que le coefficient de proportionnalité associé à cette relation est lié aux propriétés géométriques des taillants et aux propriétés mécaniques de la roche. Ces essais de coupe permettent aussi de renforcer l'hypothèse de l'indépendance des composantes de coupe et de frottement en montrant que, pour des taillants usés, l'effort transversal total appliqué peut être modélisé par une fonction affine de la surface active de coupe et donc comme la superposition des efforts de coupe et de frottement.

Les essais de frottement ne permettent pas de conclure sur l'effet des traitements réalisés sur les taillants vis-à-vis du comportement tribologique de celui-ci notamment à cause de la formation d'un troisième corps peu représentatif des variations des propriétés des taillants en raison de leur faible usure. Ils permettent néanmoins d'observer des accumulations de débris rocheux à l'interface PDC/WC-Co permettant d'expliquer la formation d'une cavité à cet endroit par la présence de particules abrasives alors en plus grande quantité.

## 5.4 Synthèse

Les taillants PDC usés sur le tour d'usure, sur des distances d'excavation équivalentes de 8 à plus de 12 km, sont le plus souvent qualifiés par la simple mesure de la hauteur de matière usée. Le problème de cette qualification est qu'elle ne tient pas compte des efforts mis en jeu dans le contact outil roche. En effet, une usure importante d'un taillant peut être par exemple le fait d'actions mécaniques d'excavation importantes liées à une roche agressive ou à une efficacité de coupe élevée. À l'inverse, une usure plutôt faible d'un taillant peut être due à des actions mécaniques d'excavation faibles liées à une roche tendre ou à une efficacité de coupe du taillant faible. Il est alors nécessaire de reporter les volumes d'usure des taillants aux efforts décomposés en actions de frottement au niveau du méplat d'usure (calcul du taux d'usure) et en actions de coupe au niveau de la surface active de coupe (calcul de la capacité de coupe). Finalement, le facteur de qualité permet de regrouper ces considérations et met en balance la résistance à l'usure des taillants et la capacité de coupe

définissant le rendement énergétique de l'action d'excavation.

Suite à l'étude de taillants commerciaux, le facteur de qualité a montré qu'il pouvait bien être relié aux caractéristiques microstructurales des taillants connus pour influencer leur résistance à l'abrasion. Parmi ces caractéristiques, la taille des grains de diamant est la plus influente sur la résistance à l'abrasion ; une granulométrie fine de diamant apporte un bon facteur de qualité. La proportion de cobalt variant de manière significative suivant le procédé de *leaching* réalisé indique que sa diminution en bout de taillant améliore la résistance à l'abrasion mais son influence n'est pas prédominante ici. Enfin, des inclusions de grains de WC dans la partie diamant ont aussi été détectées peuvent aussi être la cause de mauvais résultats de qualité.

Il faut ajouter à cette analyse que les contraintes résiduelles d'origine thermique peuvent avoir une influence non négligeable sur l'arrachement de grains de diamant. La modélisation numérique de la génération de ces contraintes résiduelles a montré que dans l'ensemble des designs d'interface réalisés par les taillants commercialisés, il y a une meilleure répartition des contraintes résiduelles et une mise en compression de la partie PDC comparativement à un design qui serait plat. Cependant, il n'est pas possible déterminer clairement l'influence des contraintes résiduelles sur la qualité des taillants du fait de la dépendance de celle-ci vis-à-vis de facteurs prédominants comme la taille des grains de diamant.

La démarche établie afin de caractériser la qualité des taillants est ensuite appliquée à l'étude des taillants de référence et gradués **M** et **T**. Globalement, que ce soit par simple mesure de la hauteur usée finale ou par le calcul du facteur de qualité, les taillants gradués sont plus résistants à l'abrasion que les taillants de référence. Néanmoins, le facteur de qualité permet au final de discriminer plus précisément les différents taillants testés et de conclure que les taillants ayant subi le cycle 2 du traitement HP/HT sont plus résistants à l'abrasion que les taillants du cycle 1. Surtout, les taillants **T** à grains de diamant grossiers sont plus résistants à l'usure que les taillants **M** à grains fins. Ceci montre qu'un plus haute pression d'élaboration des cycles de traitement HP/HT et l'effet du bore du traitement d'imbibition dans les taillants peut prédominer sur la granulométrie de la microstructure diamantée sur le résultat de qualité.

L'analyse des faciès d'usure des taillants PDC s'est avérée être difficile à réaliser du fait du manque de contraste affiché par la partie PDC dans le méplat d'usure. Les caractéristiques des faciès d'usure des taillants PDC semblent tout de même montrer des similitudes avec ce qui a été observé pour les carbures cimentés. Par exemple, les taillants **T** à gros grains de diamant possèdent des rayures d'abrasion plus marquées que celles des taillants **M**. Toutefois, à la différence des carbures cimentés, des mesures par spectroscopie Raman ont montré qu'une part d'amorphisation des grains de diamant peut apparaître en surface du méplat d'usure.

Ces observations conduisent à réaliser une description des mécanismes d'usure des taillants PDC sur la base de ceux des carbures cimentés avec la création d'une pâte abrasive au contact. Cette pâte serait formée de particules abrasives de quartz issues de la roche. Ces

TABLE 5.4.1 – Synthèse des résultats des essais d'usure sur les taillants commerciaux et les taillants de l'étude avec le coefficient de frottement  $\mu$ , l'énergie spécifique intrinsèque  $\varepsilon$  (MPa), la hauteur usée finale  $h_f$  (mm), le taux d'usure moyen  $k$  ( $10^{-8} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$ ), la capacité de coupe moyenne  $u$  (km) et le facteur de qualité  $Q$  ( $10^4$ ) pour une distance d'excavation totale  $L_T$  de 8500 ou 12 580 m.

|                       | $\mu$                     | $\varepsilon$ | $h_f$           | $k$            | $u$            | $Q$             |
|-----------------------|---------------------------|---------------|-----------------|----------------|----------------|-----------------|
| <hr/>                 |                           |               |                 |                |                |                 |
| Taillants commerciaux | $L_T = 12\,580 \text{ m}$ |               |                 |                |                |                 |
| A                     | $0,261 \pm 0,007$         | $25 \pm 1$    | $0,21 \pm 0,02$ | $1 \pm 0,1$    | $19,6 \pm 0,6$ | $145,5 \pm 5,2$ |
| B                     | $0,196 \pm 0,004$         | $30 \pm 1$    | $1,06 \pm 0,02$ | $16,5 \pm 0,9$ | $12,0 \pm 0,4$ | $4,1 \pm 0,1$   |
| C                     | $0,218 \pm 0,005$         | $30 \pm 1$    | $0,64 \pm 0,02$ | $6,2 \pm 0,4$  | $13,4 \pm 0,4$ | $12,4 \pm 0,5$  |
| D                     | $0,234 \pm 0,005$         | $25 \pm 1$    | $0,45 \pm 0,02$ | $2,8 \pm 0,1$  | $16,3 \pm 0,6$ | $32,1 \pm 0,7$  |
| E                     | $0,230 \pm 0,011$         | $28 \pm 1$    | $0,34 \pm 0,02$ | $1,7 \pm 0,1$  | $14,2 \pm 0,5$ | $58,0 \pm 2,2$  |
| F                     | $0,210 \pm 0,011$         | $29 \pm 1$    | $0,32 \pm 0,02$ | $2,6 \pm 0,1$  | $19,8 \pm 0,7$ | $34,2 \pm 0,4$  |
| <hr/>                 |                           |               |                 |                |                |                 |
| Taillants de l'étude  | $L_T = 8500 \text{ m}$    |               |                 |                |                |                 |
| M1                    | $0,172 \pm 0,007$         | $34 \pm 1$    | $1,05 \pm 0,02$ | $28,9 \pm 2,6$ | $8,0 \pm 0,3$  | $1,6 \pm 1$     |
| M2                    | $0,192 \pm 0,027$         | $27 \pm 3$    | $0,41 \pm 0,02$ | $7,5 \pm 0,7$  | $3,6 \pm 0,6$  | $4,0 \pm 0,5$   |
| M-G1                  | $0,206 \pm 0,008$         | $30 \pm 1$    | $0,67 \pm 0,02$ | $11,3 \pm 1,2$ | $11,6 \pm 0,6$ | $8,3 \pm 0,4$   |
| M-G2                  | $0,203 \pm 0,059$         | $26 \pm 4$    | $0,24 \pm 0,02$ | $2,5 \pm 0,3$  | $11,4 \pm 1,1$ | $40,6 \pm 4,8$  |
| T1                    | $0,189 \pm 0,004$         | $31 \pm 1$    | $0,77 \pm 0,02$ | $15,7 \pm 0,5$ | $8,8 \pm 0,2$  | $4,0 \pm 0,4$   |
| T2                    | $0,214 \pm 0,030$         | $26 \pm 4$    | $0,60 \pm 0,02$ | $18,8 \pm 3,2$ | $9,8 \pm 0,8$  | $5,0 \pm 0,5$   |
| T-G1                  | $0,198 \pm 0,005$         | $31 \pm 1$    | $0,48 \pm 0,02$ | $4,4 \pm 0,3$  | $8,1 \pm 0,3$  | $13,7 \pm 0,4$  |
| T-G2                  | $0,278 \pm 0,016$         | $23 \pm 1$    | $0,29 \pm 0,02$ | $2,9 \pm 0,2$  | $16,5 \pm 1,3$ | $79,7 \pm 0,1$  |

particules abrasives procèdent à une extraction de cobalt de la microstructure du PDC suivie d'arrachements de grains ou de fragments de grains de diamant. L'augmentation de la rugosité des faciès d'usure conduit alors à un piégeage plus important de ces particules abrasives au contact. Cette succession de mécanismes est amplifiée lorsque le méplat d'usure s'étend dans le substrat WC-Co par l'apport accru de cobalt dans le contact et le piégeage plus important de particules abrasives par la création périodique d'une marche entre la partie PDC et la partie WC-Co. Sur ces mécanismes d'usure, les cycles de traitement HP/HT à plus haute pression de frittage mènent à une meilleure résistance à l'abrasion en réalisant un meilleur pontage entre les grains de diamant et en augmentant l'énergie nécessaire à la propagation de fissures dans le PDC et à l'arrachement des grains de diamant. Lorsque le méplat d'usure s'étend dans le substrat WC-Co, les traitements de graduation permettent de réduire l'apport en cobalt dans le contact, par la plus faible proportion en cobalt réalisé vers l'interface PDC-WC-Co dans la partie WC-Co, et diminuent ainsi la stabilité des particules abrasives au contact par manque de phase liante.

En complément, des essais de chocs ont permis de montrer que la taille de grain de diamant est le facteur qui influe le plus sur la résistance aux chocs. Ces observations trouvent une explication au niveau microstructural des faciès de rupture avec des mécanismes de fissurations plutôt intergranulaires pour les taillants **M** à grains fins de diamant et de fissurations transgranulaires pour les taillants **T**. Au niveau des traitements, le cycle 2 HP/HT apporte aussi une amélioration de la résistance aux chocs tandis que les procédés de graduation ont plutôt tendance à réduire la résilience de la partie PDC des taillants.

Enfin, une étude complémentaire sur l'indépendance des efforts de coupe et de frottement a été menée. En particulier, les essais de coupe avec la cellule de forabilité ont montré que l'effort transversal de coupe évolue linéairement avec la surface active de coupe qui est elle-même fonction de la profondeur de passe. Lorsqu'un méplat d'usure est considéré, l'effort transversal appliqué sur le taillant est une fonction affine de la surface active de coupe, ce qui étaye alors l'hypothèse d'indépendance en confirmant une superposition des composantes de coupe et de frottement pour un taillant usé.

Les essais de frottement avec le tribomètre rotatif avec différents états d'usure des taillants PDC montrent qu'après la mise en conformité du contact taillant/roche, le coefficient de frottement se stabilise et tend vers une valeur constante. Dans ces conditions d'essais de frottement, le troisième corps formé est peu représentatif des propriétés physicochimiques des taillants testés et l'effet des traitements réalisés sur les taillants n'influence pas le comportement tribologique. Néanmoins, ces essais ont permis de confirmer une accumulation de débris sur le méplat d'usure au niveau de l'interface PDC/WC-Co.

## Références

- [Bellin 2010] F. Bellin, A. Dourfaye, W. King et M. Thigpen. The current state of PDC bit technology. *World Oil*, pages p. 41–46, 2010.
- [Butcher 2001] Polycrystalline diamond cutters having modified residual stresses. T. N. Butcher, R. M. Horton, S. R. Jurewicz, S. E. Scott et R. H. Smith US 6,220,375 B1, 2001.
- [Castex 1981] L. Castex, J-L. Lebrun, G. Maeder et J-M. Sprauel. Détermination des contraintes résiduelles par diffraction des rayons X. Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers : Publications Scientifiques et Techniques, 1981.
- [Catledge 1996] S. A. Catledge, Y. K. Vphra, R. Ladi et G. Rai. Micro-raman stress investigations and X-ray diffraction analysis of polycrystalline diamond PCD tools. *Diamond and Related Materials*, vol. 5, pages 1159–1165, 1996.
- [Chen 2010] F. Chen, G. Xu, C. Ma et G. Xu. Thermal residual stress of polycrystalline diamond compacts. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, pages 227 – 232, 2010.
- [Dagrain 2006] F. Dagrain. *Étude des mécanismes de coupe des roches avec couteaux usés*. Thèse de doctorat, Faculté Polytechnique de Mons, 2006.
- [Hakuna 1981] K. Hakuna, H. Maeta, K. Ohashi et T. Koike. *JCPDS-ICDD XRD card Diamond, syn 00-065-0537*, 1981.
- [Hubbell 1989] J. Hubbell et S. Seltzer. *Tables of X-Ray Mass Attenuation Coefficients and Mass Energy-Absorption Coefficients from 1 keV to 20 MeV for Elements  $Z = 1$  to 92 and 48 Additional Substances of Dosimetric Interest*, 1989.
- [Krawitz 1999] A. D. Krawitz, R. Andrew Winholtz, E. F. Drake et N. D. Griffin. Residual stresses in polycrystalline diamond compacts. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, vol. 17, n° 1-3, pages 117 – 122, 1999.
- [Lipson 1942] H. Lipson et A. Stokes. *JCPDS-ICDD XRD card Graphite 01-075-2078*, 1942.
- [Norby 1997] P. Norby. *JCPDS-ICDD XRD card Quartz 01-087-2096*, 1997.
- [Qi 1990] Z. Qi. The manufacture of PDC for cutting tools. *Science and Technology of New Diamond*, pages 415 – 416, 1990.
- [Shroder 1989] R. Shroder et R. Nemanich. Analysis of the composite structures in diamond thin films by Raman spectroscopy. *Physical Review B*, vol. 41, pages 3738–3745, 1989.



# Conclusion générale

---

Cette thèse s'inscrit dans un projet de recherche ayant pour objectif d'augmenter la performance des outils de forage en améliorant leur durée de vie et leur capacité à réaliser des puits de forage de plus en plus profonds. Les outils de forage subissent des sollicitations en frottement et en chocs altérant leurs intégrités de surface et de volume et menant au final à une vitesse faible d'avancement dans le sol, à une diminution du volume d'excavation des roches et donc à des coûts d'exploitation croissants.

Cette étude s'est particulièrement intéressée au comportement tribologique d'inserts WC-Co d'outils tricône et de taillants d'outils PDC ayant subi différents traitements de graduation. Ces traitements consistent d'une part à accroître la proportion de cobalt au cœur des carbures cimentés par imbibition ainsi qu'à former des borures WCoB, et d'autre part, à appauvrir la surface du WC-Co en cobalt par l'application d'un revêtement réactif de nitrure de bore (BN). Des mesures par indentation Vickers ont montré que ces traitements permettent d'obtenir à la fois une ténacité importante des carbures cimentés WC-Co à cœur et une dureté élevée des échantillons en surface contrairement aux carbures cimentés standards sujets à un compromis dureté/ténacité dans la totalité du volume.

Les inserts ont principalement été testés à l'aide d'un tribomètre rotatif avec une contre-face d'alumine suivant des conditions expérimentales permettant une usure suffisante pour évaluer une résistance à l'abrasion pertinente. Afin de mieux décrire les mécanismes d'usure, ces mesures ont été associées à l'analyse des signaux d'émission acoustique, au suivi vidéo de l'évolution du contact et au calcul de la température de contact à partir de mesures réalisées par quatre thermocouples. Les essais sur taillants PDC ont été effectués sur un tour d'usure avec une contreface de béton à forte teneur en quartz afin de caractériser la résistance à l'usure des taillants grâce à des distances d'excavation équivalentes à plusieurs milliers de kilomètres. Des essais complémentaires ont été réalisés afin d'évaluer le comportement des inserts et taillants de l'étude vis-à-vis de roches naturelles et ont aussi permis d'étudier les contributions indépendantes des efforts répartis sur les surfaces actives au contact avec ces roches.

## – Résultats sur les inserts WC-Co

Les résultats concernant les inserts WC-Co portent sur une analyse mécanique et physico-chimique multiéchelle du système tribologique avec la considération du mécanisme, des premiers corps et du troisième corps formé dans le contact pour mener à l'identification des mécanismes d'usure des carbures cimentés.

En ce qui concerne le mécanisme  $S_0$ , des effets vibratoires observés sur les signaux d'acquisition ont pu être reliés à la rotation de la contreface d'alumine et à des accumulations et évacuations périodiques de débris au niveau du contact. Le mécanisme agit sur la stabi-

lité du contact et une optimisation des paramètres d'essai a permis de fixer les conditions nominales.

Les propriétés volumiques des premiers corps ont aussi une influence sur le comportement tribologique du contact entre insert  $S_1$  et alumine  $S_5$ . Ainsi, la résistance à l'usure des inserts décroît, comme cela était attendu, lorsque la proportion de cobalt augmente. Néanmoins, l'enregistrement des cinétiques d'usure et l'analyse des faciès d'usure ont montré l'influence de la taille des grains de WC sur la résistance à l'usure. Un insert de granulométrie élevée génère une usure importante à cause d'arrachements de gros grains de WC mais dissipe plus d'énergie au contact par un mécanisme de fissuration en grande partie de type transgranulaire. La contreface d'alumine réalise une réponse inverse à l'usure observée sur les inserts et alimente le débit source  $Q_s$  en particules abrasives.

Les propriétés physicochimiques et mécaniques des premiers corps contribuent indirectement au comportement tribologique en agissant sur la formation du troisième corps  $S_3$  au travers du débit source  $Q_s$ . La décroissance du coefficient de frottement lorsque la proportion de cobalt augmente peut être expliquée par un effet de lubrification solide réalisé par la circulation des débris au contact formant le débit interne  $Q_i$  et par une réduction des efforts de cisaillement du troisième corps plus riche en cobalt. Aussi, la résistance à l'usure des inserts est conditionnée par la création, le stockage et l'évacuation dans le débit d'usure  $Q_i$  d'une pâte abrasive, néfaste pour l'intégrité des inserts, formée du liant cobalt, de fragments de grains de WC et d'alumine venant de la contreface. La quantité et la cohésion de la pâte formée dépendent donc de la proportion de cobalt des inserts. En effet, un insert à faible teneur en cobalt et dur entraîne la création d'un volume important de particules abrasives d'alumine dans le débit source mais le faible volume en cobalt apporté ne permet pas de former un troisième corps stable. À l'inverse, un insert à forte teneur en cobalt réalise un débit source avec peu de particules abrasives d'alumine mais une quantité de cobalt importante permettant, par son action liante, la formation d'une pâte abrasive stable. De plus, les débris peuvent être piégés au contact au niveau des sites  $S_2$  et  $S_4$  par une forte rugosité des faciès d'usure engendrée par l'arrachement de gros grains de WC. Ainsi, un insert à gros grains de WC engendre à court terme de gros volumes de matière arrachée et à plus long terme le piégeage de particule d'alumine au niveau du site  $S_2$  ce qui peut réaliser un transfert durcissant limitant la contribution de l'insert dans le débit source.

Les traitements de graduation ont montré qu'il est possible, à la fois, de limiter la propagation de fissures dans le corps des inserts par une augmentation de leur ténacité à cœur et d'accroître la dureté superficielle grâce au traitement par revêtement réactif conduisant à un appauvrissement en cobalt au niveau de la surface active des inserts et à la formation de borures WCoB. Ces traitements ont pour conséquence une réduction du débit de cobalt liant dans le contact et donc de limiter la formation d'une pâte abrasive cohésive et stable au contact.

Finalement, l'insert commercial P8 à faible proportion de cobalt, le plus dur, est effectivement le plus résistant à l'usure. Toutefois, la réalisation d'un revêtement durcissant de



WCoB sur un insert de base P12, possédant la ténacité la plus importante parmi les inserts de référence, a montré son efficacité en augmentant de manière significative la résistance à l'abrasion de l'insert P12-RR10T2. De même, le traitement d'imbibition réactive, réalisé avec une bonne maîtrise de l'étendue de migration du cobalt, a montré que l'insert P16-IRP10 à grande ténacité à cœur pouvait être ramené au niveau de l'insert de référence P8 en ce qui concerne sa résistance à l'usure.

– *Résultats sur les taillants PDC*

L'étude de la résistance à l'abrasion des taillants PDC a nécessité la mise en place d'un modèle tenant compte non seulement du volume d'usure des taillants mais aussi du rendement énergétique de coupe. Ce modèle a permis de quantifier le compromis entre capacité de coupe et taux d'usure des taillants et a abouti au calcul d'un facteur de qualité adimensionné. Afin de construire ce modèle, plusieurs hypothèses ont été considérées, en particulier celle de l'indépendance entre efforts de coupe concentrés sur la surface active de coupe et efforts de frottement au niveau du méplat d'usure. Sur ce point, des essais complémentaires de coupe avec des taillants neufs et des taillants préalablement usés ont montré que, à profondeur de passe constante, l'effort transversal de coupe évolue de manière linéaire avec la surface active de coupe. Dans la configuration taillant/roche de l'étude, ceci a également permis de valider l'utilisation de la superposition des efforts de coupe et de frottement pour le calcul du facteur de qualité.

Ce facteur de qualité a ensuite permis de comparer la performance de taillants commerciaux et de la confronter aux caractéristiques physicochimiques des taillants influençant la résistance à l'abrasion. Ainsi, une granulométrie grossière de diamant, caractéristique d'une bonne résistance aux chocs mais en contrepartie d'une mauvaise résistance à l'abrasion des PDC, a mené à un faible facteur de qualité. De même, la présence de défauts microstructuraux, comme ici la présence de particules de WC dans la partie PDC, a également été indiquée comme paramètre pouvant influencer défavorablement la qualité des taillants. À cela, il faut ajouter l'influence que peut avoir la distribution des contraintes résiduelles et plus précisément la présence de contraintes de traction dans la partie PDC. Celles-ci sont à l'origine de l'initiation de fissures pouvant alors affecter la résistance à l'abrasion des taillants. En définitive, la part de l'influence de chacun de ces facteurs sur la résistance à l'abrasion est difficile à déterminer pour les taillants commerciaux.

En ce qui concerne les taillants gradués, un traitement HP/HT réalisé à pression plus élevée permet d'obtenir une meilleure résistance à l'abrasion grâce à un meilleur pontage réalisé entre les grains de diamant. De plus, le bore introduit par les revêtements réactifs appliqués à la surface des substrats WC-Co est à l'origine d'une amélioration appréciable du facteur de qualité des taillants en augmentant la résistance à l'abrasion. Les résultats d'usure montrent aussi que, contrairement à ce qui était attendu, les traitements effectués sur les taillants, aussi bien HP/HT que de graduation, peuvent prédominer sur la granulométrie des PDC. En effet, les taillants de l'étude à gros grains de diamant possèdent des facteurs de qualité plus élevés que ceux des taillants à grains fins à traitement équivalent. Il est donc

possible d'augmenter la résistance à l'abrasion de taillants déjà résistants aux chocs de par leur granulométrie de diamant relativement importante.

Du point de vue des mécanismes d'usure, une description inspirée du comportement tribologique des carbures cimentés propose que l'origine d'une usure accrue des taillants provient du piégeage de particules abrasives au niveau du méplat d'usure sous forme d'une pâte abrasive issue de débris de particules abrasives de quartz, de débris de diamant et de WC, formant le débit interne. Ce phénomène s'accroît lorsque le méplat d'usure s'étend dans le substrat WC-Co et qu'un débit source plus important de cobalt alimente ce débit interne. Ceci explique alors l'augmentation nette du débit d'usure comme le traduisent les taux d'usure des taillants lorsque le frottement s'effectue sur une surface mixte entre PDC et WC-Co. De plus, des essais complémentaires, s'intéressant uniquement aux efforts de frottement par glissement des taillants avec différents états d'usure, ont confirmé qu'une accumulation de débris s'effectue au niveau du méplat d'usure à l'interface PDC/WC-Co lors de l'excavation. Ainsi, la gradation en cobalt générée dans le substrat WC-Co et les borures créés à l'interface PDC/WC-Co permettent aussi d'améliorer la résistance à l'abrasion des taillants lorsque le méplat d'usure est mixte.

Des essais de chocs ont aussi montré qu'une taille de grains élevée de diamant améliore la résistance aux chocs des taillants en raison d'une plus grande dissipation d'énergie à l'impact, préférentiellement par fissuration transgranulaire. Toujours du fait du meilleur pontage entre les grains de diamant, les traitements HP/HT améliorent également la résistance aux chocs de la partie PDC. Cependant, le traitement d'imbibition réactive n'améliore pas la résistance aux chocs des taillants mais permet tout de même de conserver une résistance aux chocs proche de celle des taillants de référence.

#### – Perspectives

Comme perspectives pouvant être évoquées ici, celle qui devrait être réalisée à court terme concerne des essais sur chantier avec les outils PDC et tricônes comportant les taillants et inserts ayant subi des traitements HP/HT et des traitements de gradation optimisés. En effet, cette étude s'est appuyée sur une configuration simplifiée et délibérément agressive du contact entre des inserts et des taillants isolés et les contrefaces d'alumine ou rocheuse. Les essais en conditions réelles, avec l'introduction de lubrifiants, de pression de boues et de la température géothermique en puits profonds, permettront de juger de la performance effective des nouveaux outils.

Les auteurs cités dans l'étude bibliographique avaient proposé des mécanismes de décohé- sion et de fissurations des microstructures du WC-Co et du PDC ainsi que des enlèvements de cobalt. Ici, ces mécanismes ont été précisés en les introduisant dans des débits de circulation impliquant la formation de troisièmes corps et en s'appuyant sur des analyses physicochi- miques. Pour aller plus loin vis-à-vis de cette démarche, il serait aussi intéressant d'étudier et de modéliser l'évolution à la fois quantitative des débits de circulation mais aussi d'ap- profondir l'évolution de la nature physicochimique des troisièmes corps au cours d'un essai (*e.g.* granulométrie des débris, DRX, EDX, Raman, XPS, etc.).

# Annexes



# Tribomètre rotatif

---

## A.1 Systèmes d'acquisition

Les systèmes d'acquisition mis en place autour du tribomètre permettent l'enregistrement d'efforts, de températures, de séquences vidéo et d'émissions acoustiques (*fig.* A.1.1).

La carte d'acquisition<sup>1</sup> est munie d'une partie centrale sur laquelle sont branchés :

- les deux capteurs de flexion pour l'enregistrement de l'effort transversal au contact (*fig.* A.1.2b) ;
- le capteur de charge pour l'enregistrement de l'effort normal au contact (*fig.* A.1.2c) ;
- le capteur de déplacement pour l'enregistrement des cinétiques d'usure (*fig.* A.1.2d) ;
- les quatre thermocouples servant au calcul de la température de contact.

Cette centrale d'acquisition est surmontée d'un boîtier<sup>2</sup> dédié à la conversion des signaux des capteurs cités plus haut en signaux analogiques de tension comprise entre  $-10$  et  $+10$  V afin de fournir des entrées paramétriques synchronisées au dispositif d'émission acoustique.

L'effort normal  $F_N$  au contact est calculé à partir du poids  $P$  mesuré par le capteur de charge par la formule suivante tenant compte du bras de levier :

$$F_N = \frac{800}{218} \cdot P \quad (\text{A.1.1})$$

L'effort transversal  $F_T$  est calculé à partir des mesures de forces  $F_1$  et  $F_2$  des deux capteurs de flexion par la formule suivante :

$$F_T = \frac{1250}{18} \cdot (F_1 + F_2) \quad (\text{A.1.2})$$

## A.2 Conception des porte-échantillons de l'étude

Les inserts de référence s'adaptent parfaitement au mandrin supérieur d'origine du tribomètre. Par contre, les inserts imbibés ont nécessité la réalisation d'un porte-échantillon du fait du gonflement de quelques dixièmes de millimètre qu'ils subissent suite au traitement d'imbibition (*fig.* A.2.1).

Les taillants PDC ont aussi nécessité la réalisation d'un porte-échantillon (*fig.* A.2.2).

---

1. Carte d'acquisition de marque HBM et de référence Quantum X.

2. Carte d'acquisition de marque HBM et de référence MX878.

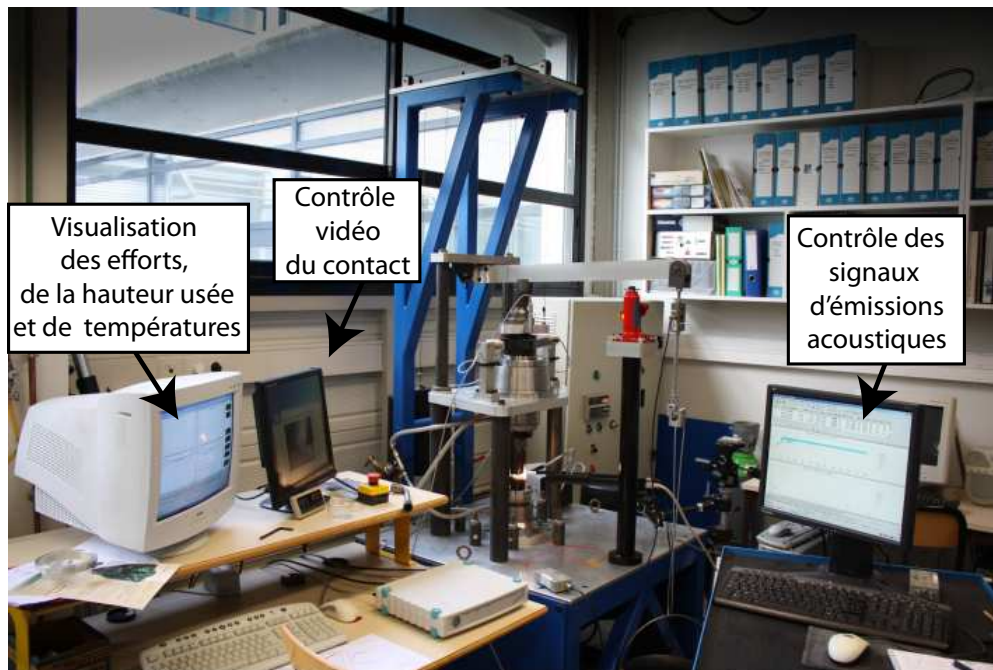


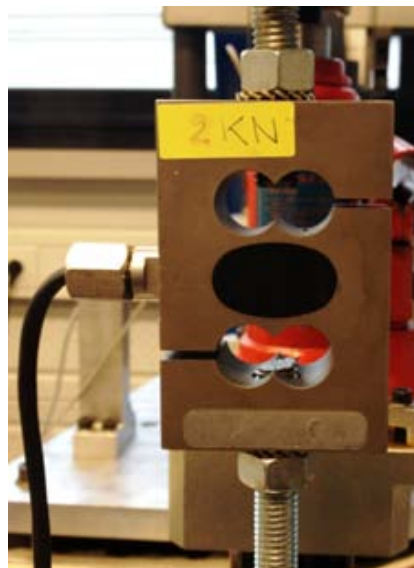
FIGURE A.1.1 – Environnement du tribomètre rotatif (le contact est éclairé au centre de la photographie).



(a)



(b)



(c)



(d)

FIGURE A.1.2 – Dispositif d'acquisition du tribomètre rotatif : a - carte d'acquisition ; b - capteur de flexion ; c - capteur de charge ; d - capteur de déplacement.

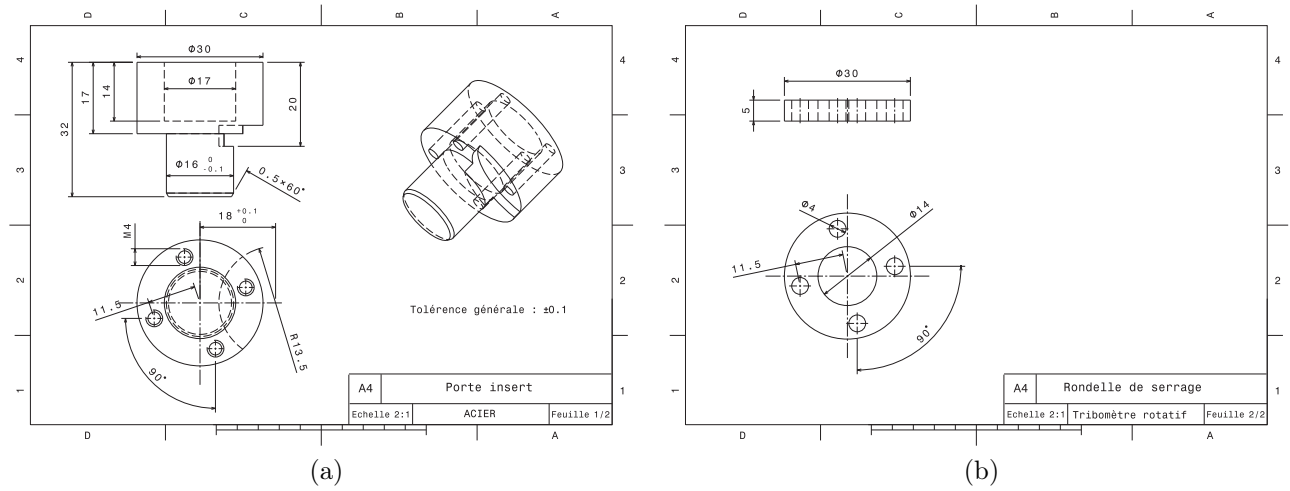


FIGURE A.2.1 – Plan du porte-échantillon des inserts ayant subi un traitement d'imbibition : a - corps du porte-échantillon ; b - rondelle de maintien de l'insert dans le porte-échantillon.

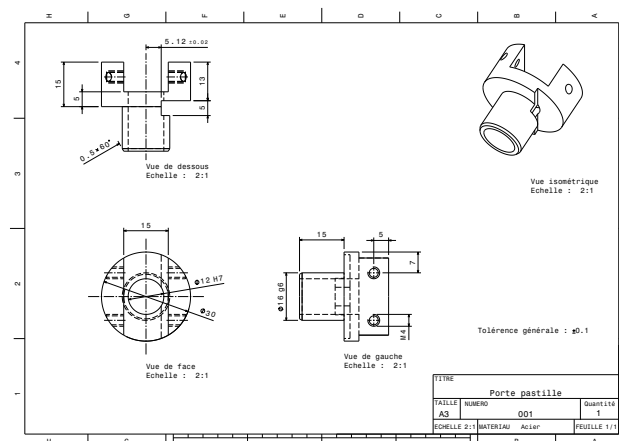


FIGURE A.2.2 – Plan du porte-échantillon des taillants PDC.

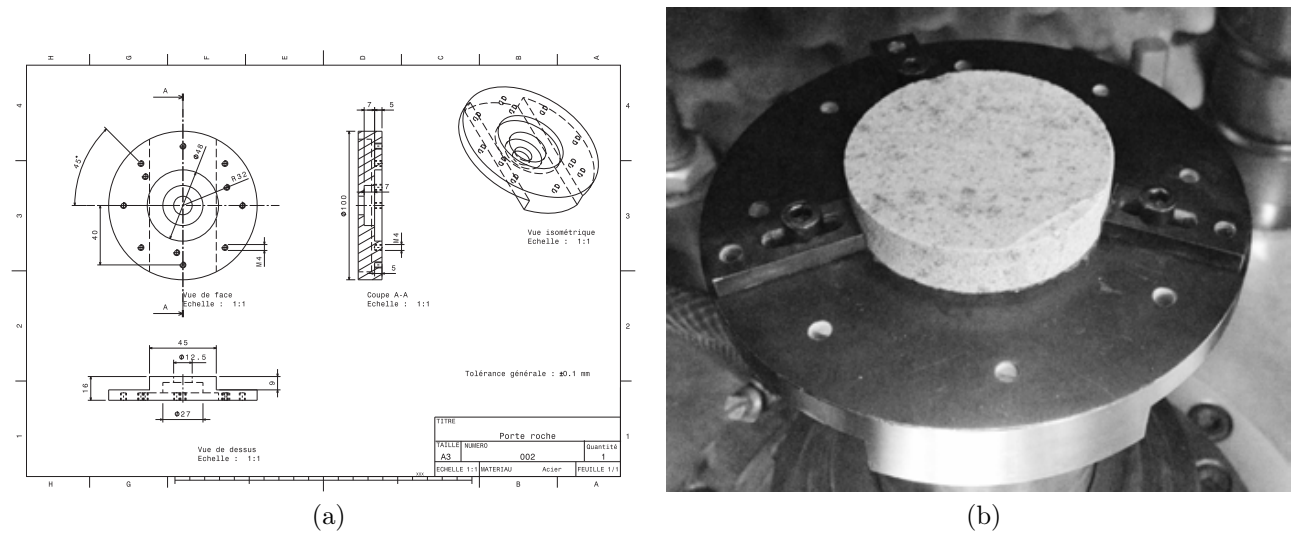


FIGURE A.2.3 – Porte-échantillon des roches issues d’un carottage de 47,4 mm de diamètre (granite et grès) : a - Plan du porte-échantillon ; b - photographie du maintien de la roche par l’action de brides de serrage.

De même, les roches cylindriques, issues de carottages de diamètre de 47,4 mm découpés afin d’obtenir une hauteur de 15 mm, ont mené à la réalisation d’un porte-échantillon (*fig. A.2.3a*). La roche est maintenue grâce à l’évidement qui a été réalisé dans le porte-échantillon mais aussi par l’action de brides de serrage qui permettent à la fois d’éviter l’éjection de la roche lors d’un essai et une extraction aisée de la roche à la fin de l’essai (*fig. A.2.3b*).



# Dispositif d'émission acoustique

## B.1 Bande passante du capteur

Le capteur d'émission acoustique<sup>1</sup> possède une sensibilité optimale sur une plage de fréquence de 0,1 à 1 MHz (*fig.* B.1.1).

## B.2 Couplage capteur/mandrin

Le capteur d'émission acoustique a été fixé sur le mandrin supérieur du tribomètre à l'aide d'une colle du commerce<sup>2</sup> permettant à la fois un bon couplage (*i.e.* transmission maximale des signaux) au bout de quelques secondes, un collage rapide du capteur et un décollement facile de celui-ci.

Le couplage entre le capteur et le mandrin du tribomètre est testé à l'aide d'un critérium spécifique et de cassés de mines à la surface du mandrin. Ce critérium possède des mines de 0,5 mm de diamètre et sont du type 2H permettant de générer des sources d'émission acoustique de type Hsu-Nielsen (norme NF EN 1330). Le couplage réalisé doit permettre une mesure des signaux d'émission acoustique générés par les sources Hsu-Nielsen d'amplitude supérieure à 90 dB.

1. Capteur commercialisé par l'entreprise Euro Physical Acoustics de référence Micro-80.
2. Colle de marque Pattex et de référence "ni clou ni vis démontable".

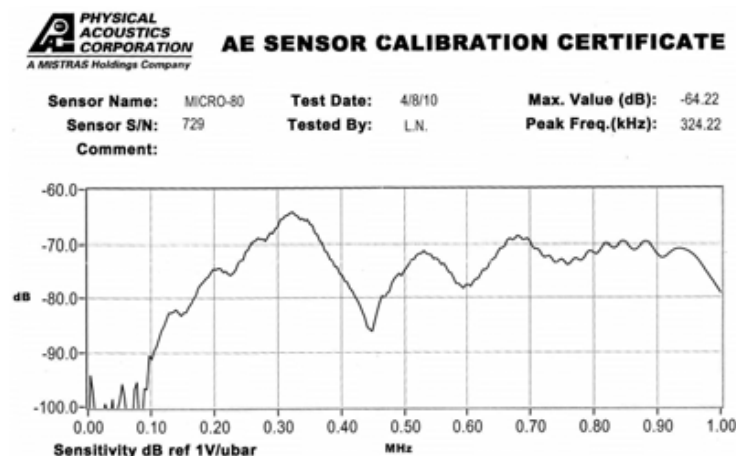


FIGURE B.1.1 – Caractéristique de la bande passante du capteur d'émission acoustique.

TABLE B.3.1 – Paramètres d'enregistrement des salves d'émission acoustique utilisés pour l'étude.

| Sample Rate | Pre-trigger | PDT     | HDT     | HLT     |
|-------------|-------------|---------|---------|---------|
| kHz         | $\mu$ s     | $\mu$ s | $\mu$ s | $\mu$ s |
| 5000        | 50          | 1000    | 2000    | 20 000  |

### B.3 Paramètres d'acquisition

Les signaux d'émission acoustique générés par le contact frottant ne sont pas enregistrés en continu mais par salves car ils nécessiteraient alors une mémoire d'enregistrement importante mais aussi un travail de post-traitement important. Les signaux sont aussi seuillés lors de l'enregistrement afin d'éliminer les bruits de l'environnement du contact. Ainsi, les bruits générant une amplitude inférieure à 40 dB n'ont pas été considérés pour les essais. Les essais de l'étude ayant généré des signaux très énergétiques, la préamplification a été réglée sur un minimum de 20 dB afin d'éviter la saturation de l'enregistrement.

Afin d'obtenir des salves non tronquées ou au contraire afin d'éviter l'enregistrement de salves faisant échos à une salve fondamentale, il est nécessaire de définir une fenêtre glissante d'enregistrement. Cette fenêtre d'enregistrement est caractérisée par les paramètres de fréquence d'échantillonnage (*sample rate*), de déclenchement (*pre-trigger*), du temps correspondant au maximum d'une salve (*PDT*), du temps précisant la fin d'une salve (*HDT*) et du temps à considérer avant le début d'une nouvelle salve (*HLT*) (*tab. B.3.1*).

# Programmes de polissage

---

## C.1 Inserts WC-Co et taillants PDC

Suite à la réalisation de sections d'inserts WC-Co réalisées à l'aide d'un disque de coupe diamanté ou de sections de taillant PDC réalisée par électroérosion, le polissage des échantillons enrobés est réalisé suivant trois étapes :

- un prépolissage grossier à l'aide d'un disque<sup>1</sup> revêtu de grains de diamant de granulométrie de  $15\text{ }\mu\text{m}$  sous une charge de 32 N, une vitesse de  $300\text{ tr} \cdot \text{min}^{-1}$ , avec écoulement d'eau et cela jusqu'à planéité de la section, soit un temps de polissage compris entre 10 et 20 min ;
- un polissage à l'aide d'un disque<sup>2</sup> lubrifié avec ajout régulier d'une suspension de grains de diamant de granulométrie de  $9\text{ }\mu\text{m}$ , sous une charge de 20 N et une vitesse de  $150\text{ tr} \cdot \text{min}^{-1}$  durant 2 min ;
- une finition à l'aide d'un drap de polissage<sup>3</sup> avec un ajout régulier d'une suspension de grains de diamant de granulométrie de  $3\text{ }\mu\text{m}$ , sous une charge de 20 N et une vitesse de  $150\text{ tr} \cdot \text{min}^{-1}$  durant 6 min.

## C.2 Contrefaces d'alumine

Certaines contrefaces d'alumine ont dû être réalisées afin de pouvoir compléter les campagnes d'essais et ont été recyclées par polissage. L'alumine présente des arrachements de grains lors du polissage qui ne permettent pas d'obtenir un état de surface satisfaisant avec les gammes de polissage utilisant uniquement des suspensions de diamant. En effet, les grains arrachés de la contreface d'alumine en cours de polissage sont recyclés dans le contact et rayent la surface à polir. C'est la raison pour laquelle le programme de polissage utilisé ici fait intervenir des pâtes diamantées plutôt que des suspensions diamantées en fin de programme. Il faut aussi ajouter que le polissage se fait manuellement car la grande surface de contact des contrefaces d'alumine ne permet pas de réaliser un polissage régulier avec une polisseuse automatique. Ainsi, le programme de polissage se compose des six étapes suivantes :

- 
1. Référence Struers MD-Piano.
  2. Référence Struers MD-Allegro.
  3. Référence Struers MD-Dac.

- un prépolissage grossier jusqu'à faire disparaître la trace d'usure d'un précédent essai sur le tribomètre rotatif à l'aide d'un disque revêtu de grains de diamant de granulométrie de  $15\text{ }\mu\text{m}$  avec une vitesse de  $300\text{ tr} \cdot \text{min}^{-1}$  et sous un écoulement d'eau ;
- un polissage à l'aide d'un disque lubrifié avec ajout régulier d'une suspension de grains de diamant de granulométrie de  $9\text{ }\mu\text{m}$  avec une vitesse de  $150\text{ tr} \cdot \text{min}^{-1}$  durant 8 min et une pression exercée à la main de manière soutenue ;
- un polissage à l'aide un drap, sur lequel un peu de pâte diamantée de granulométrie  $3\text{ }\mu\text{m}$  est étalée à l'aide d'éthanol, avec une vitesse  $150\text{ tr} \cdot \text{min}^{-1}$  durant 8 min et une pression exercée à la main de manière soutenue ;
- un polissage à l'aide un drap, sur lequel un peu de pâte diamantée de granulométrie  $1\text{ }\mu\text{m}$  est étalée à l'aide d'éthanol, avec une vitesse  $150\text{ tr} \cdot \text{min}^{-1}$  durant 8 min et une pression exercée à la main de manière soutenue ;
- un polissage à l'aide un drap, sur lequel un peu de pâte diamantée de granulométrie  $0,5\text{ }\mu\text{m}$  est étalée à l'aide d'éthanol, avec une vitesse  $150\text{ tr} \cdot \text{min}^{-1}$  durant 8 min et une pression exercée à la main de manière soutenue ;
- au final, un nettoyage de la surface de l'échantillon est réalisé à l'aide d'un disque à surface feutrée<sup>4</sup> sous un écoulement d'eau, avec une vitesse  $150\text{ tr} \cdot \text{min}^{-1}$  durant 2 min et sans pression exercée à la main et uniquement un maintien de l'échantillon en faisant de légères rotations. Cette dernière étape permet d'éliminer la pâte diamantée en surface de la contreface d'alumine afin d'éviter de rayer la surface polie.

Suite à ces étapes de polissage, les contrefaces d'alumine possèdent une rugosité ( $R_a$ ) inférieure à 100 nm et un aspect poli miroir. Pour une rugosité encore plus faible, des pâtes diamantées de plus faible granulométrie peuvent être utilisées et la dernière étape de polissage doit être plus longue.

---

4. Référence Struers MD-Chem.

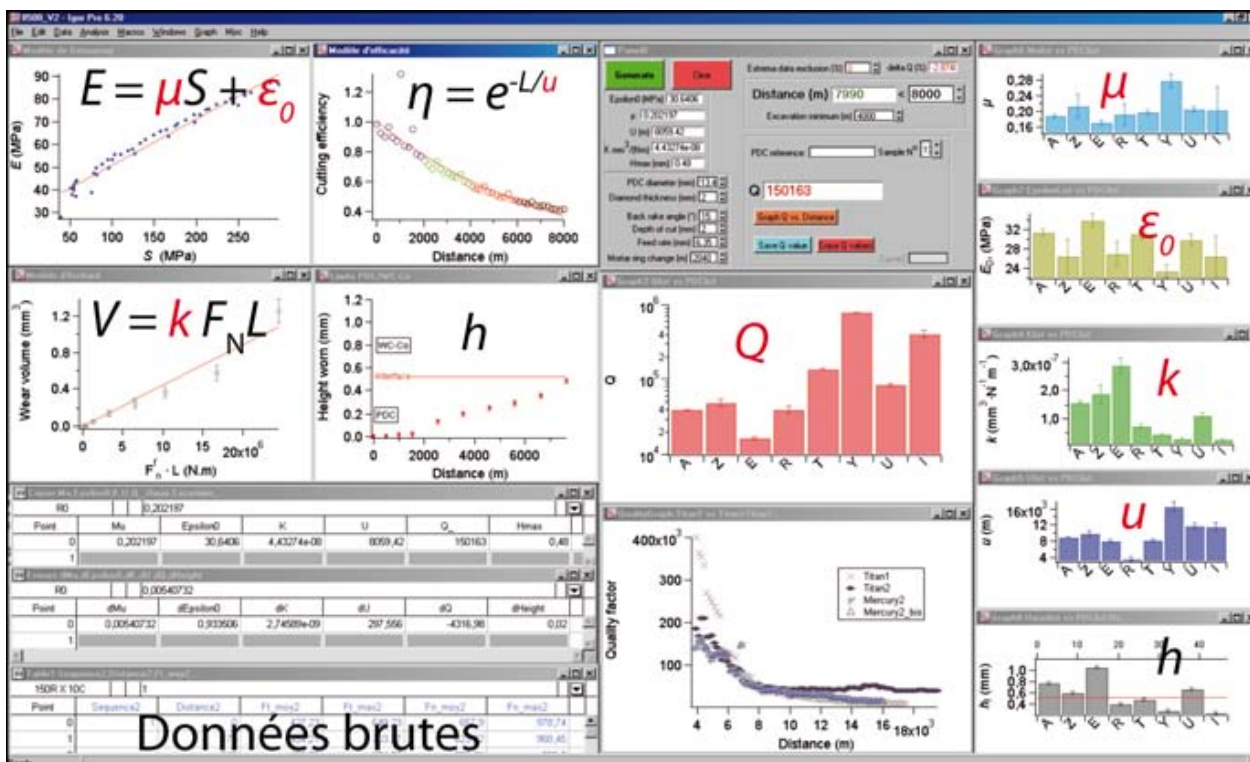
# Programme de calcul du facteur de qualité

---

L'étude des taillants PDC a nécessité la réalisation de routines de calcul afin de déterminer de manière automatique le coefficient de frottement  $\mu$ , l'énergie spécifique intrinsèque  $\varepsilon$ , le taux d'usure  $k$ , la capacité de coupe  $u$  et le facteur de qualité  $Q$  suite à un essai sur le tour d'usure.

Les données brutes, copiées à partir d'un fichier texte ou Excel puis collées dans un tableau en façade du programme, doivent inclure les valeurs de distances d'excavation associées à celles de l'effort normal moyen et de l'effort transversal moyen du signal de mesure ainsi que la hauteur usée de taillant mesurée au micromètre (*fig. D.0.1*). Les paramètres d'essais doivent aussi être indiqués dans la partie commande du programme (*e.g.* profondeur de passe, angle de coupe, *etc.*).

Au final, suivant la distance d'excavation considérée, le code de calcul permet de visualiser les différents modèles utilisés par l'affichage de courbes d'ajustement afin de s'assurer de leur justesse et de déterminer le facteur de qualité et les différents coefficients de l'étude (*fig. D.0.2*).

FIGURE D.0.1 – Présentation de la façade du programme de calcul du facteur de qualité  $Q$ .

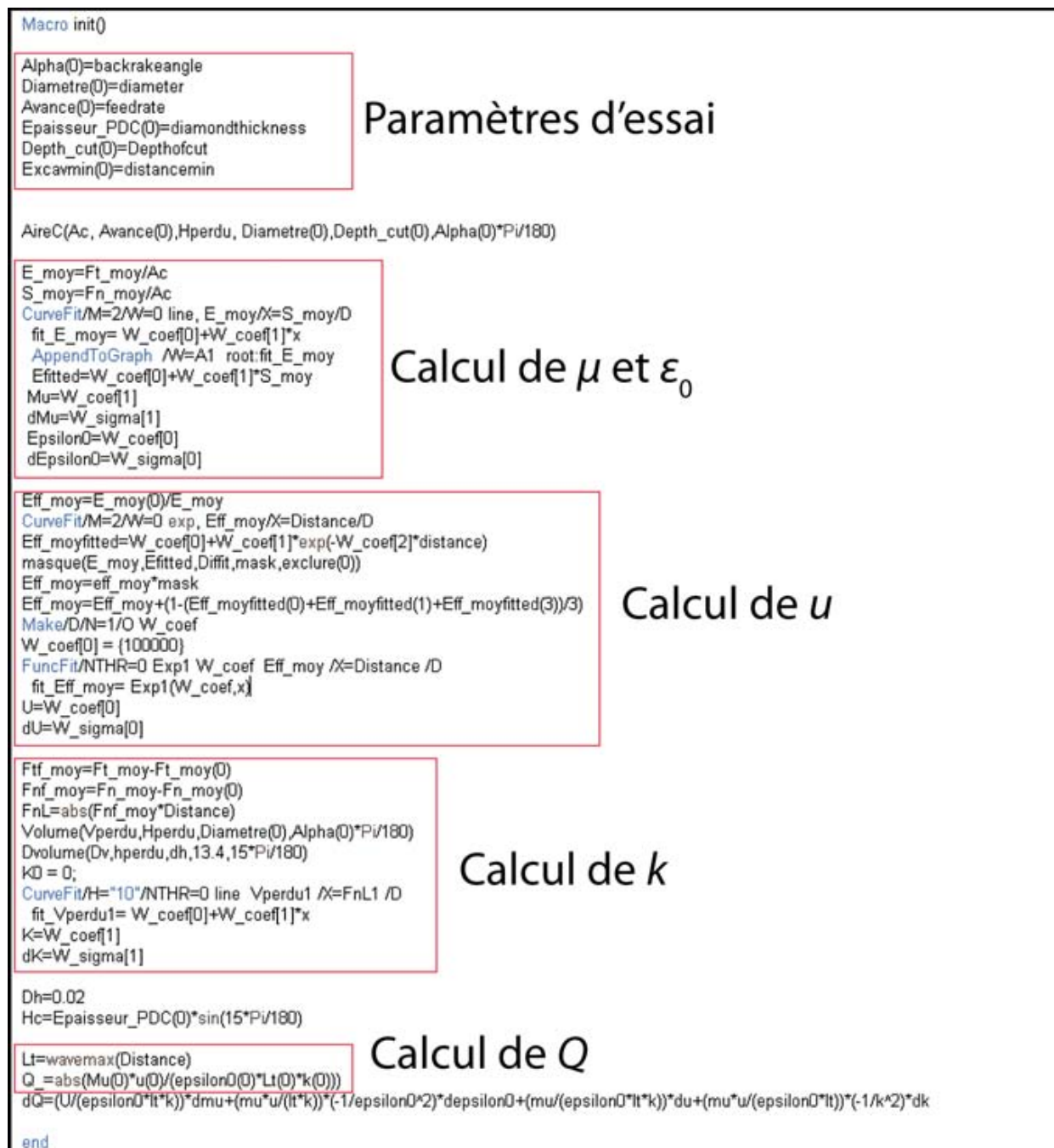


FIGURE D.0.2 – Extrait du code de calcul du facteur de qualité  $Q$  réalisé avec le logiciel Igor Pro 6.20.





# Table des figures

|       |                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                  |        |
|-------|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|--------|
| 0.0.1 | Statistique mondiale en 2010 : a - Démographie ; b - Consommation d'énergie primaire [UNP 2011]. . . . .                                                                                                                                                                                                                         | xxiv   |
| 0.0.2 | Coût d'un forage en fonction de la profondeur du puits et de la nature du chantier pour l'année 2003 [Augustine 2006]. . . . .                                                                                                                                                                                                   | xxv    |
| 0.0.3 | Illustration d'un chantier de forage. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                                    | xxvi   |
| 0.0.4 | Coordonnées de tête de puits forés avant l'an 2000 relativement au chantier [Dowton 2000]. . . . .                                                                                                                                                                                                                               | xxvii  |
| 0.0.5 | Diagraphies de vitesse d'avancement, radioactivité naturelle et résistivité pour un forage avec différentes formations géologiques [Lagabrielle 2007]. . . . .                                                                                                                                                                   | xxviii |
| 0.0.6 | Outils de forage : a - type tricône (Varel <i>HE23DMRSV</i> ) ; b - type PDC (Varel <i>VTD616X</i> ). . . . .                                                                                                                                                                                                                    | xxix   |
| 0.0.7 | Illustrations d'un insert en carbure de tungstène : a - photographie ; b - mode d'excavation. . . . .                                                                                                                                                                                                                            | xxix   |
| 0.0.8 | Illustrations d'un taillant PDC : a - photographie ; b - mode d'excavation. . . . .                                                                                                                                                                                                                                              | xxx    |
| 0.0.9 | Photographies d'outils endommagés : a - outil tricône avec dents détruites [USG 2005] ; b - outil PDC avec taillants usés. . . . .                                                                                                                                                                                               | xxx    |
| 1.1.1 | Étude sur l'interaction entre taillants adjacents [Glowka 1987] : a - schémas sur l'écart entre taillants voisins ; b - évolution de la profondeur de passe effective en fonction de la distance entre taillants adjacents. . . . .                                                                                              | 3      |
| 1.1.2 | Représentation de l'excavation par indentation par un insert conique [Miller 1968] : a - formation d'un copeau ; b - courbe d'essais d'indentation dans un calcaire. . . . .                                                                                                                                                     | 4      |
| 1.1.3 | Comparaison des mécanismes d'excavation d'une roche fragile et d'une roche ductile [Bourgoyne 1986] : a - courbe d'essais d'indentation dans un calcaire (1 in = 2,54 cm, 1 lb = 0,45 kg et 1 psi = 6,89 kPa) ; b - formation d'un copeau par un insert conique. . . . .                                                         | 5      |
| 1.1.4 | Illustration du frottement et de l'impact de l'insert sur la roche [Han 2005]. . . . .                                                                                                                                                                                                                                           | 6      |
| 1.1.5 | Illustrations de la formation d'un copeau lors de la coupe : a - usinage des métaux [Usachev 1915, Merchant 1944] ; b - coupe de la roche [Zijsling 1987] ; c - essai de coupe sous pression de confinement allant de 7 à 70 bar dans un calcaire de l'Indiana [Rafatian 2009]. . . . .                                          | 7      |
| 1.1.6 | Illustration du contact taillant/roche : a - formation d'un méplat d'usure et efforts associés [Glowka 1987] ; b - influence de l'angle de couple sur la distribution des débris en front de taillant [Nguyen 1974, Detournay 1992b, Richard 1999] c - considération d'une couche de débris [Adachi 1996, Dagrain 2006]. . . . . | 8      |
| 1.1.7 | Pénétration d'une dent conique dans la roche [Miller 1968] : a - illustration dans le plan ; b - évolution de l'effort en fonction de la pénétration. . . . .                                                                                                                                                                    | 10     |
| 1.1.8 | Graphiques pour la détermination de la performance d'un forage [Karasawa 2002] : a - tracé $u/N$ vs. $F/d$ ; b - tracé $D_s$ vs. $S_c$ . . . . .                                                                                                                                                                                 | 11     |
| 1.1.9 | Exemple de courbes de vitesse d'avancement en fonction du poids sur l'outil de type PDC ([Dagrain 2006] d'après [Sinor 1998]). . . . .                                                                                                                                                                                           | 12     |

|                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                       |    |
|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| 1.1.10 Interactions entre un taillant usé et la roche [Detournay 1992b]. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                                      | 13 |
| 1.1.11 Diagramme $E-S$ pour un essai de coupe dans un grès de Stancliffe [Detournay 2008].                                                                                                                                                                                                                                                                            | 15 |
| 1.2.1 Domaine d'application industriel du WC-Co en fonction de la taille de grain de WC et de la proportion de Co [SAN 2005]. . . . .                                                                                                                                                                                                                                 | 15 |
| 1.2.2 Illustration des types d'endommagement de surface [Hogmark 1992]. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                                       | 16 |
| 1.2.3 Dégradation des inserts WC-Co [Beste 2008] : a - outil à inserts WC-Co pour l'industrie minière ; b - écaillage "peau de reptile" ; c - modes de dégradation d'un insert d'outil de percussion/rotation. . . . .                                                                                                                                                | 17 |
| 1.2.4 Développement d'un méplat suite à une usure abrasive et/ou thermique [Kelsey 1981].                                                                                                                                                                                                                                                                             | 18 |
| 1.2.5 Schématisation des modes d'usure des taillants PDC et micrographies correspondantes [Moseley 2009]. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                     | 19 |
| 1.2.6 Micrographie illustrant la variété de tailles de grain et de proportions de cobalt pour les carbures cémentés WC-Co commerciaux [SAN 2005]. . . . .                                                                                                                                                                                                             | 20 |
| 1.2.7 Effets de la taille de grain et de la proportion de cobalt sur les propriétés mécaniques des carbures cémentés [SAN 2005] : a - dureté Vickers HV30 <i>vs.</i> %Co ; b - ténacité <i>vs.</i> %Co ; c - résistance à l'usure <i>vs.</i> dureté Vickers HV30 ; d - %Co. . . . .                                                                                   | 21 |
| 1.2.8 Micrographie au MEB d'un échantillon PDC [Moseley 2009] . . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                                               | 21 |
| 1.2.9 Effets de la taille moyenne des grains de diamant sur les propriétés mécaniques des PDC [Miess 1996] : a - mesure de ténacité par essais brésiliens ; b - mesure de la résistance à l'abrasion de type <i>granite log.</i> . . . .                                                                                                                              | 22 |
| 1.2.10 Illustrations des mécanismes d'usure [Beste 2008] : a - observation au MEB de fractures de grains de WC ; b - fractures de grains de WC ; c - perte de phase Co en surface ; d - désolidarisation de grain WC. . . . .                                                                                                                                         | 26 |
| 1.2.11 Mécanismes microscopiques de rupture dans les PDC [Bai 2004] : a - schémas de fissuration intergranulaire et transgranulaire ; b - micrographie au MEB de fissurations ; c - micrographie au MEB de grains clivés. . . . .                                                                                                                                     | 27 |
| 1.2.12 Température de dégradation du diamant et température de contact taillant/roche : a - analyse thermogravimétrique d'une poudre de diamant [Miess 1996] ; b - plan des positions de thermocouples sur un taillant (A à E) [Hibbs 1983] ; c - acquisition de la température moyenne de contact taillant/roche [Hibbs 1983]. . . . .                               | 29 |
| 1.2.13 Contraintes résiduelles dans le taillant PDC : a - mesures en composante radiale par diffraction de neutrons le long d'une section de taillant [Krawitz 1999] ; b - distribution de contraintes radiales (en Pa) sur une demi-section de taillant [Cao 2006]. . . . .                                                                                          | 30 |
| 1.3.1 Contact de Hertz pour un contact sphère-plan : a - illustration de la distribution de pression ; b - photoélasticimétrie avec visualisation de la distribution des contraintes dans des matériaux transparents [Inglebert 2012]. . . . .                                                                                                                        | 32 |
| 1.3.2 Contact Hertzien lors du glissement d'un contact sphère-plan : a - distribution des contraintes lors du glissement ( $\mu = 0$ cas statique et $\mu > 0$ cas dynamique) [Inglebert 2012] ; b - Fissures en arc de cercle à la surface d'une céramique $\text{Si}_3\text{N}_4$ revêtue de verre après frottement contre une sphère en acier [Geng 2010]. . . . . | 33 |

|        |                                                                                                                                                                                                                                                                                  |    |
|--------|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| 1.3.3  | Changement de régime d'usure à la frontière diamant/substrat [Appl 1992] : a - effort normal en fonction de l'aire du méplat d'usure ; b - volume de taillant utilisé en fonction du volume de roche usé. . . . .                                                                | 35 |
| 1.3.4  | Représentation du contact : a - triplet tribologique (d'après BERTHIER [Berthier 1998]) ; b - environnement du contact dent/roche. . . . .                                                                                                                                       | 36 |
| 1.3.5  | Schémas des mécanismes d'accommodation de vitesse au niveau du contact (d'après [Berthier 1998]). . . . .                                                                                                                                                                        | 37 |
| 1.3.6  | Représentations des mécanismes d'accommodation [Denape 2001] : a - sites et modes d'accommodation du système tribologique ; b - mécanismes d'accommodation dans un contact frottant. . . . .                                                                                     | 38 |
| 1.3.7  | Schémas du circuit tribologique ( d'après [Berthier 1998]). . . . .                                                                                                                                                                                                              | 39 |
| 2.1.1  | Les géométries d'insert en WC-Co : a - photographie d'un insert ; b - plan du <i>Premium</i> (référence Varel <i>CR-32748</i> ). . . . .                                                                                                                                         | 48 |
| 2.1.2  | Diffractogrammes des échantillons P8, P12 et P16 réalisés au centre de sections d'inserts. . . . .                                                                                                                                                                               | 49 |
| 2.1.3  | Diagrammes de phase W-Co-C : a - coupe isotherme à 1425 °C du diagramme ternaire W-Co-C (avec $M_1C$ phases $\eta$ ) [Åkesson 1982] ; b - diagramme de phase pseudo-binaire WC-Co pour une composition W/C stœchiométrique [Grüter 1959]. . . . .                                | 50 |
| 2.1.4  | Micrographie au MEB de grains de carbure de tungstène à la surface d'un insert (dans une zone d'impact dépourvue de cobalt formée par le traitement HET). . . . .                                                                                                                | 51 |
| 2.1.5  | Illustration de la technique de mesure de la distribution de la taille des grains par disposition d'une grille de criblage et mesure manuelle de $\varnothing_{WC}$ sur une micrographie de l'insert P12 réalisée au microscope optique.. . . .                                  | 51 |
| 2.1.6  | Micrographies réalisées au MEB (grossissement 1500) sur les microsections des inserts de référence : a - P8 ; b - P12 ; c - P16. . . . .                                                                                                                                         | 52 |
| 2.1.7  | Distribution de taille des grains : a - distribution monomodale du P8 ; distribution bimodale du P12 ; distribution monomodale du P16. . . . .                                                                                                                                   | 52 |
| 2.1.8  | Évolution des propriétés du WC-Co en fonction de la proportion de cobalt selon FELTEN <i>et al.</i> [Felten 2008] : a - module de Young ; b - coefficient de Poisson. . . . .                                                                                                    | 53 |
| 2.1.9  | Visualisation d'une empreinte Vickers et mesure de la longueur moyenne de fissuration : a - micrographie MEB ; b - schémas d'une vue en coupe avec fissures de type Palmqvist. . . . .                                                                                           | 54 |
| 2.1.10 | Micrographies d'une fissure produite suite à une indentation Vickers HV150kg/2s : a - insert P8, image MEB ; b - insert P12, image au microscope optique ; c - insert P16, image au microscope optique. . . . .                                                                  | 56 |
| 2.1.11 | Schémas de l'application du revêtement réactif RR et du revêtement réactif partiel RRP. . . . .                                                                                                                                                                                  | 57 |
| 2.1.12 | Schémas de la migration du liquide Co65 lors de l'imbibition au-delà de la température eutectique de graduation associée ou non à l'application d'un revêtement BN réactif sur la partie conique de l'insert : a - imbibition seule ; b - imbibition réactive partielle. . . . . | 58 |
| 2.1.13 | Cartographie de la dureté d'un insert grade-Q après graduation par imbibition réactive d'après THER [CdM 2010]. . . . .                                                                                                                                                          | 60 |

|                                                                                                                                                                                                                                                                                                  |    |
|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| 2.1.14 Duretés moyennes, dispersions et amplitudes mesurées sur les sections d'inserts de référence et traités le long de l'axe de révolution. . . . .                                                                                                                                           | 60 |
| 2.1.15 Ténacités moyennes, dispersions et amplitudes mesurées sur les sections d'inserts de référence et traités le long de l'axe de révolution à partir de dureté Vickers sous 150 kg durant 10 s. . . . .                                                                                      | 62 |
| 2.2.1 Le taillant PDC : a - vue d'ensemble ; b - vue en coupe. . . . .                                                                                                                                                                                                                           | 62 |
| 2.2.2 Presse cubique de l'entreprise USSynthetic [Bellin 2010]. . . . .                                                                                                                                                                                                                          | 63 |
| 2.2.3 Fabrication d'un taillant PDC : a - exemples de substrats WC-Co ; b - schéma du processus de fabrication. . . . .                                                                                                                                                                          | 64 |
| 2.2.4 Cartographie EDX sur une section de la plaquette diamantée d'un taillant PDC ayant subi un <i>leaching</i> . . . . .                                                                                                                                                                       | 64 |
| 2.2.5 Diffractogrammes de la surface du substrat WC-Co et de celle de la partie PDC du taillant D. . . . .                                                                                                                                                                                       | 65 |
| 2.2.6 Graphitisation et densification du système diamant-cobalt : a - diagramme binaire C-Co d'après [Ishida 1991] ; b - action de la dissolution du carbone dans la solution de cobalt sur la densification par réarrangement et pontage des grains de diamant d'après [Akhaishi 1982]. . . . . | 66 |
| 2.2.7 Micrographie au MEB en mode électrons rétrodiffusés d'un taillant PDC : a - substrat WC-Co ; b - plaquette diamantée. . . . .                                                                                                                                                              | 67 |
| 2.2.8 Mesures par analyse EDX de la proportion de cobalt sur une section du taillant de la partie diamantée vers le substrat WC-Co. . . . .                                                                                                                                                      | 68 |
| 2.2.9 Design d'interface PDC/WC-Co des taillants de l'étude. . . . .                                                                                                                                                                                                                             | 69 |
| 2.2.10 Distribution de dureté dans les demi-sections des taillants de référence [Ther 2012] : a - <b>M1</b> ; b - <b>M2</b> . . . . .                                                                                                                                                            | 71 |
| 2.2.11 Procédé de mise en forme des taillants avec imbibition réactive. . . . .                                                                                                                                                                                                                  | 72 |
| 2.2.12 Cartographie de dureté dans un substrat WC-Co gradué par imbibition réactive [Sorlier 2006].                                                                                                                                                                                              | 73 |
| 2.2.13 Distribution de dureté dans les demi-sections des supports WC-Co gradués de taillants après HP/HT [Ther 2012] : a - <b>M-G2</b> ; b - <b>T-G2</b> . . . . .                                                                                                                               | 73 |
| 3.1.1 Vue générale du tribomètre rotatif du Laboratoire Génie de Production. . . . .                                                                                                                                                                                                             | 78 |
| 3.1.2 Tribomètre rotatif du Laboratoire Génie de Production : a - voisinage du contact ; b - contact insert/contreface lors d'un essai. . . . .                                                                                                                                                  | 79 |
| 3.1.3 Évaluation de la résistance au déplacement vertical du mandrin supérieur du tribomètre : a - essai à charges progressives et continues ; b - essai à charges constantes.                                                                                                                   | 79 |
| 3.1.4 Vue de l'objectif pour l'acquisition de séquences vidéos et du capteur d'émission acoustique positionnés autour du contact frottant insert/alumine. . . . .                                                                                                                                | 80 |
| 3.1.5 Vue du positionnement des thermocouples sur le mandrin supérieur. . . . .                                                                                                                                                                                                                  | 81 |
| 3.1.6 Traitement du signal pour calculer le coefficient de frottement : a - signal brut $\mu$ en fonction du temps (fréquence d'acquisition 50 Hz) ; b - signal moyenné ( <i>RMS</i> ) toutes les 20 s. . . . .                                                                                  | 82 |
| 3.1.7 Illustration d'une boîte à moustaches utilisées pour le traitement de données. . . . .                                                                                                                                                                                                     | 82 |

|                                                                                                                                                                                                                        |     |
|------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| 3.1.8 Géométrie de la contreface d'alumine : a - photographie de face ; b - plan vue de face et vue de coupe. . . . .                                                                                                  | 87  |
| 3.1.9 Etat de surface d'une contreface d'alumine : a - micrographie au MEB ; b - topographie au profilomètre optique. . . . .                                                                                          | 88  |
| 3.1.10 Technique d'évaluation de la rugosité de surface des inserts de référence : a - profil de surface brut ajusté par une fonction polynomiale ; b - profil de surface corrigé. . . .                               | 89  |
| 3.1.11 Vue générale du tour vertical d'usure du laboratoire Armines Géosciences à Fontainebleau. . . . .                                                                                                               | 90  |
| 3.1.12 Couronne de béton et bras de charge du tour vertical d'usure du laboratoire Armines Géosciences à Fontainebleau. . . . .                                                                                        | 90  |
| 3.1.13 Contact entre le taillant et la couronne de béton. . . . .                                                                                                                                                      | 91  |
| 3.1.14 Schémas de l'usure des taillants PDC : a - géométrie du volume d'usure ; b - géométrie de la surface active de coupe. . . . .                                                                                   | 92  |
| 3.1.15 Illustration de la composition d'une couronne de béton : a - préparation des seaux de gravier, de ciment et de sable pour le mélange ; b - faciès d'usure d'une couronne de béton. . . . .                      | 93  |
| 3.1.16 Tribomètre rotatif en configuration dent/roche : a - couple insert/roche ; b - couple taillant/roche. . . . .                                                                                                   | 95  |
| 3.1.17 Photographies des contrefaces rocheuses : a - granite ; b - grès. . . . .                                                                                                                                       | 95  |
| 3.1.18 Micrographie des contrefaces rocheuses : a - granite ; b - grès. . . . .                                                                                                                                        | 97  |
| 3.1.19 Vue générale de la cellule de forabilité du laboratoire Armines Géosciences à Pau. . .                                                                                                                          | 97  |
| 3.1.20 Cellule de forabilité du laboratoire Armines Géosciences à Pau en configuration de coupe. . . . .                                                                                                               | 98  |
| 3.1.21 Cellule de forabilité en configuration d'impact. . . . .                                                                                                                                                        | 99  |
| 3.2.1 Photographie vue de dessus de trois taillants de référence brasés dans leur porte-échantillons avec trois états d'usure différents. . . . .                                                                      | 101 |
| 4.1.1 Évolution de la vitesse linéaire de glissement au contact pour les essais à vitesses progressives. . . . .                                                                                                       | 106 |
| 4.1.2 Coefficients de frottement pour les inserts P8, P12 et P16 : boîtes à moustaches d'étendues entre 5 % et 95 % des valeurs de $\mu$ . . . . .                                                                     | 106 |
| 4.1.3 Évolution du coefficient de frottement lors d'essais à vitesses progressives de 0 à $1 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ : a - insert P8 ; b - insert P12 ; c - insert P16. . . . .                                 | 107 |
| 4.1.4 Évolution de la température calculée au contact des inserts lors d'essais à vitesses progressives : a - insert P8 ; b - insert P16. . . . .                                                                      | 108 |
| 4.1.5 Coefficient de frottement et valeur absolue de la dérivée temporelle de la température au contact des inserts lors d'essais à vitesses progressives : a - insert P8 ; b - insert P16. . . . .                    | 109 |
| 4.1.6 Réaction vibratoire du système tribologique : a - évolution des efforts pour l'insert P8 ; b - évolution des efforts pour l'insert P16 ; c - vue de l'évolution périodique des efforts pour l'insert P8. . . . . | 110 |
| 4.1.7 Transformées de Fourier des signaux d'efforts sur des intervalles de temps de 500 s pour l'insert P8 : a - effort normal ; b - effort transversal. . . . .                                                       | 111 |

|        |                                                                                                                                                                                                                                                             |     |
|--------|-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| 4.1.8  | Évolution de la hauteur usée de l'insert en fonction du temps : a - insert P8; b - insert P16. . . . .                                                                                                                                                      | 112 |
| 4.1.9  | Images de séquences vidéo acquises lors des essais à vitesses progressives : a - à 360, 480 et 600 s sur l'insert P8; b - à 200 s sur l'insert P12. . . . .                                                                                                 | 113 |
| 4.1.10 | Illustration de films de débris : a - film mince et abrasion sévère; b - accumulation de débris au contact et phénomène de portance (effort $\vec{P}$ ); c - gradient de vitesse au contact. . . . .                                                        | 114 |
| 4.1.11 | Coefficient de frottement et variations des paramètres d'émission acoustique lors des essais à vitesses progressives sur les inserts P8, P12 et P16 ( <i>RMS</i> ) : a - énergie absolue; b - fréquence centroïde; c - coefficients de frottement. . . . .  | 115 |
| 4.1.12 | Description de l'effort normal : a - effort normal en fonction du temps; b - vue agrandie de l'effort normal en fonction du temps; c - transformée de Fourier de l'effort normal en fonction du temps. . . . .                                              | 117 |
| 4.1.13 | Coefficients de frottement pour les inserts P8, P12 et P16 : boîtes à moustaches d'étendues entre 5 % et 95 % des valeurs de $\mu$ à partir de $F_N = 0$ . . . . .                                                                                          | 118 |
| 4.1.14 | Évolution du coefficient de frottement lors d'essais à charges progressives de 0 à 314 N (échelle logarithmique) : a - insert P8; b - insert P12; c - insert P16. . . . .                                                                                   | 119 |
| 4.1.15 | Évolution du déplacement vertical $h$ lors d'essais à charges progressives de 0 à 314 N : a - insert P8; b - insert P12; c - insert P16. . . . .                                                                                                            | 120 |
| 4.1.16 | Images de séquences vidéo lors d'essais à charges progressives : a - insert P8; b - insert P12; c - insert P16. . . . .                                                                                                                                     | 121 |
| 4.1.17 | Évolution de la température de contact et du coefficient de frottement ( <i>RMS</i> ) à partir de la mise en contact ( <i>i.e.</i> $F_N = 0$ ) : a - insert P8; b - insert P16. . . . .                                                                     | 122 |
| 4.1.18 | Tracés du coefficient de frottement et de la dérivée temporelle de la température moyenne au contact lors des essais à charges progressives : a - insert P8; b - insert P16                                                                                 | 123 |
| 4.1.19 | Coefficient de frottement et variations des paramètres d'émission acoustique lors des essais à charges progressives sur les inserts P8, P12 et P16 ( <i>RMS</i> ) : a - énergie absolue; b - fréquence centroïde; c - coefficients de frottement. . . . .   | 124 |
| 4.1.20 | Coefficients de frottement à 14, 114, 189 et 264 N (boîtes à moustaches d'étendues entre 5 % et 95 % des valeurs de $\mu$ ) : a - insert P8; b - insert P12; c - insert P16. . . . .                                                                        | 126 |
| 4.1.21 | Évolutions du coefficient de frottement à 14, 114, 189 et 264 N ( <i>RMS</i> ) : a - insert P8; b - insert P12; c - insert P16. . . . .                                                                                                                     | 127 |
| 4.1.22 | Calcul de la valeur moyenne du coefficient de frottement par le tracé de $F_T$ en fonction de $F_N$ suite aux essais à charges constantes (le point en rouge n'est pas considéré) : a - insert P8; b - insert P12; Insert P16. . . . .                      | 128 |
| 4.1.23 | Volume d'usure final des inserts de référence en fonction de l'effort normal et de produit effort normal par la distance parcourue : a - insert P8; b - insert P12; c - insert P16.                                                                         | 130 |
| 4.1.24 | Volume d'usure final des contrefaces d'alumine en fonction de l'effort normal et de produit effort normal par la distance parcourue : a - alumine usée avec un insert P8; b - alumine usée avec un insert P12; c - alumine usée avec un insert P16. . . . . | 131 |
| 4.1.25 | Cinétique d'usure des inserts de référence pour une charge de 189 N ( <i>RMS</i> ) : a - déplacement vertical du mandrin supérieur; b - volume usé. . . . .                                                                                                 | 132 |

|        |                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                  |     |
|--------|------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| 4.1.26 | Tracé de la hauteur usée de la contreface d'alumine en fonction de la hauteur usée de l'insert correspondant pour les essais à charge constante : a - essais sur l'insert P8 ; a - essais sur l'insert P12 ; a - essais sur l'insert P16. . . . .                                                                                                                | 132 |
| 4.1.27 | Effet de la charge sur la température au contact pour les essais réalisés à charges constantes de 189 et 264 N ( <i>RMS</i> ) : a - insert P8 ; b - insert P12 ; c - insert P16 ; . .                                                                                                                                                                            | 134 |
| 4.1.28 | Évolution de la température au contact lors des essais à charges constantes sur les inserts de référence ( <i>RMS</i> ) : a - à 189 N ; b - à 264 N. . . . .                                                                                                                                                                                                     | 135 |
| 4.1.29 | Courbes d'énergie absolue et de fréquence centroïde en fonction du temps des essais à charges constantes sur les inserts de référence : a - énergie absolue, insert P8 ; b - énergie absolue, insert P12 ; c - énergie absolue, insert P16 ; d - fréquence centroïde, insert P8 ; e - fréquence centroïde, insert P12 ; f - fréquence centroïde, insert P16. . . | 136 |
| 4.1.30 | Analyse des coefficients de frottement à 264 N et $0,5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ : a - coefficients de frottement moyennés sur trois essais tribologiques avec les inserts P8, P12 et P16 ; b - évolution du coefficient de frottement et moyenne mobile ( <i>RMS</i> ) pour un essai avec l'insert P8 ; c - transformée de Fourier. . . . .                | 138 |
| 4.1.31 | Volume d'usure en fin d'essai en conditions nominales des inserts de référence P8, P12 et P16. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                           | 138 |
| 4.1.32 | Évolution du volume d'usure des inserts de référence et taux d'usure primaires et secondaires avant correction en conditions nominales : a - insert P8 ; b - insert P12 ; c - insert P16. . . . .                                                                                                                                                                | 139 |
| 4.1.33 | . . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                        | 140 |
| 4.1.34 | Évolution de la température et de la dérivée temporelle de la température pour les inserts de référence à charge nominale ( <i>RMS</i> ) : a - insert P8 ; b - insert P12 ; c - insert P16. . . . .                                                                                                                                                              | 141 |
| 4.1.35 | Traitements des signaux d'émission acoustique réalisés sur trois essais pour chaque insert de référence : a - énergie absolue moyenne ; b - fréquence centroïde moyenne. .                                                                                                                                                                                       | 142 |
| 4.1.36 | Analyse des signaux d'émission acoustique pour les essais en conditions nominales pour les inserts de référence : a - énergie absolue ; b - fréquence centroïde. . . . .                                                                                                                                                                                         | 143 |
| 4.1.37 | Plan de l'insert Grade-Q (référence Varel <i>CR-32747</i> ) . . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                                            | 144 |
| 4.1.38 | Évolution du volume d'usure de l'insert Grade-Q en fonction du produit $F_N L$ . . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                         | 145 |
| 4.1.39 | Évolution de la température de contact pour les inserts P8, P12 et Grade-Q sous conditions nominales. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                    | 145 |
| 4.1.40 | Traitements des signaux d'émission acoustique pour les essais sur l'insert Grade-Q ( <i>RMS</i> ) : a - énergie absolue ; b - fréquence centroïde. . . . .                                                                                                                                                                                                       | 146 |
| 4.1.41 | Micrographie MEB de l'insert P8 avec mise en évidence d'une zone d'accroissement anormal de grains (à gauche de l'image). . . . .                                                                                                                                                                                                                                | 146 |
| 4.1.42 | Coefficients de frottement calculés pour les insert P8, P8V2, P12 et P16V2 frottant sur une contreface rocheuse : a - essais sur le granite ; b - essais sur le grès (aucun essai a été réalisé avec le P8V2 sur le grès). . . . .                                                                                                                               | 148 |

|        |                                                                                                                                                                                                                                                                                                                        |     |
|--------|------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| 4.1.43 | Caractéristique et mesure du volume d'usure de l'insert P16V2 à la suite d'un essai avec une contreface de grès : a - micrographie optique du faciès d'usure ; b - illustration du calcul numérique du volume d'usure avec $L_i = 5,19$ mm, $h_i = 0,41$ mm et $R = 4,36$ mm. . . . .                                  | 149 |
| 4.1.44 | Volume d'usure et taux d'usure moyen pour les essais avec les insert P8, P8V2, P12 et P16V2 sur les contrefaces rocheuses : a - essais avec le granite ; b - essais avec le grès. . . . .                                                                                                                              | 150 |
| 4.1.45 | Détermination de la cinétique d'usure des roches : a - illustration du calcul du volume d'usure des roches ; b - évolution de l'usure du grès avec le produit $F_N L$ pour un essai sur l'insert P8 ( <i>RMS</i> ). . . . .                                                                                            | 150 |
| 4.1.46 | Taux d'usure des contrefaces rocheuses pour les essais avec les inserts P8, P8V2, P12 et P16V2 : a - essais sur le granite ; b - essais sur le grès. . . . .                                                                                                                                                           | 151 |
| 4.1.47 | Micrographies, réalisées à la loupe binoculaire, des faciès d'usure des inserts de référence après les essais tribologiques contre une contreface d'alumine à 14, 114, 189 et 264 N ; le sens du glissement au contact est de la droite vers la gauche sur les images. . . . .                                         | 153 |
| 4.1.48 | Cartographies (échelle normalisée), réalisées au profilomètre optique, des faciès d'usure des inserts de référence après essais tribologiques contre une contreface d'alumine à 14, 114 et 264 N ; le sens du glissement au contact est de la droite vers la gauche sur les images. . . . .                            | 154 |
| 4.1.49 | Moyenne arithmétique de la rugosité des faciès d'usure aux charges de 14, 114, 189 et 264 N pour les inserts de référence.. . . .                                                                                                                                                                                      | 155 |
| 4.1.50 | Micrographies MEB du centre des faciès d'usure des inserts de référence suite aux essais en conditions nominales (dimension des images de $1200\text{ }\mu\text{m} \times 1000\text{ }\mu\text{m}$ , les flèches indiquent le sens de glissement) : a - insert P8 ; b - insert P12 ; c - insert P16. . . . .           | 156 |
| 4.1.51 | Vues au MEB des faciès d'usure au niveau microstructural pour les inserts de référence testés à 14, 114 et 264 N (dimension des images de $80\text{ }\mu\text{m} \times 64\text{ }\mu\text{m}$ ). . . . .                                                                                                              | 157 |
| 4.1.52 | Observation à fort grossissement au MEB, en mode électrons rétrodiffusés, des faciès d'usure nettoyés après essais en conditions nominales : a - insert P8 ; b - insert P16. . . . .                                                                                                                                   | 158 |
| 4.1.53 | Micrographie de l'arrière du faciès d'usure de l'insert P8 suite à un essai à 14 N. . . . .                                                                                                                                                                                                                            | 158 |
| 4.1.54 | Micrographies réalisées à la loupe binoculaire des faciès d'usure des contrefaces d'alumine suite aux essais réalisés avec les inserts de référence à 14, 114 et 264 N (le sens de glissement est de gauche à droite sur les images et la dimension des images est de $8,4\text{ mm} \times 6,3\text{ mm}$ ) . . . . . | 159 |
| 4.1.55 | Photographie d'une contreface d'alumine suite à un essai en conditions nominales avec l'insert P8 montrant des formes circulaires transversales au glissement (au centre en bas) ; le sens de glissement, vue de dessus, est dans le sens antihoraire sur la trace. . . . .                                            | 160 |
| 4.1.56 | Analyse par profilométrie optique de la surface usée de la contreface d'alumine de l'essai à charge nominale avec l'insert P16 : a - profil en trois dimensions de la trace d'usure de la contreface ; b - profils transversaux du sillon d'usure de la contreface et du faciès d'usure de l'insert. . . . .           | 161 |
| 4.1.57 | Vue topographie au MEB de la surface usée de la contreface d'alumine associée à l'essai à 14 N sur l'insert P12 (sens du glissement de la droite vers la gauche de l'image). . . . .                                                                                                                                   | 161 |



|                                                                                                                                                                                                                                                                                                                 |     |
|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| 4.1.58 Répartition du transfert d'alumine : a - micrographie au MEB du faciès d'usure pour un essai à 14 N avec l'insert P16 (le sens du glissement va de bas en haut sur l'image) ; b - cartographie EDX du centre de l'insert P12 suite à un essai en conditions nominales.                                   | 162 |
| 4.1.59 Analyse de l'intégration du transfert des particules d'alumine dans les faciès d'usure des inserts de référence : a - suite de micrographies aux grossissements 100, 1000 et 2000 ; b - micrographie en électrons secondaires et cartographie EDX associée. . . . .                                      | 163 |
| 4.1.60 Analyse EDX de la proportion massique $p_{Al}$ des éléments Al sur les faciès d'usure des inserts de référence suite aux essais en conditions nominales. . . . .                                                                                                                                         | 164 |
| 4.1.61 Micrographie MEB par électrons rétrodiffusés de la trace d'usure suite à un essai à 14 N de l'insert P12 : a - grossissement 50 ; b - grossissement 200. . . . .                                                                                                                                         | 165 |
| 4.1.62 Diffractogrammes réalisés sur les traces d'usure des contrefaces associées aux inserts de référence suite aux essais tribologiques nominaux. . . . .                                                                                                                                                     | 165 |
| 4.1.63 Vue du contact frottant insert contre alumine et de l'éjection latérale des débris : a - séquence d'images issues d'une vidéo de l'avant du contact frottant ; b - vue générale de l'avant du contact et de l'éjection latérale des débris. . . . .                                                      | 166 |
| 4.1.64 Micrographie au MEB des débris d'usure : a - vue au grossissement x100 ; b - vue au grossissement x400 ; c - cartographie EDX des débris. . . . .                                                                                                                                                        | 167 |
| 4.1.65 Diffractogrammes des débris d'usure suite aux essais à charge nominale avec les inserts de référence. . . . .                                                                                                                                                                                            | 168 |
| 4.2.1 Propriétés physicochimiques et mécaniques moyennes des inserts revêtus relativement à l'insert de référence P12 : a - proportion de cobalt ; b - taille de grain de WC ; c - Module de Young ; d - dureté ; e - ténacité. . . . .                                                                         | 169 |
| 4.2.2 Coefficients de frottement des inserts revêtus comparés à celui de l'insert de référence P12 : a - boîtes à moustaches ; b - évolution des coefficients de frottements ( $RMS$ ). . . . .                                                                                                                 | 170 |
| 4.2.3 Cinétique d'usure des inserts revêtus relativement à l'insert P12 : a - volume usé final ; b - volume d'usure tracé en fonction du produit $F_N L$ et du temps ; c - taux d'usure primaire, secondaire et moyenne pondérée du taux d'usure. . . . .                                                       | 171 |
| 4.2.4 Volume d'usure final de la contreface d'alumine suite aux essais sur les inserts revêtus.                                                                                                                                                                                                                 | 172 |
| 4.2.5 Évolution des températures au contact pour les inserts P12, P12-RR0T1 et P12-RR10T2 ( $RMS$ ). . . . .                                                                                                                                                                                                    | 173 |
| 4.2.6 Traitement des signaux d'émission acoustique suite aux essais avec les inserts revêtus : a - courbes d'énergie absolue ; b - courbes de fréquence centroïde. . . . .                                                                                                                                      | 173 |
| 4.2.7 Propriétés physicochimiques et mécaniques moyennes de l'insert imbibé P8-I10 relativement à l'insert de référence P8 : a - proportion de cobalt ; b - taille de grain de WC ; c - Module de Young ; d - dureté ; e - ténacité. . . . .                                                                    | 175 |
| 4.2.8 Coefficient de frottement de l'insert imbibé P8-I10 comparé à ceux de l'insert de référence P8 et de l'insert P12 : a - boîtes à moustaches ; b - évolution des coefficients de frottements ( $RMS$ ). . . . .                                                                                            | 176 |
| 4.2.9 Cinétique d'usure de l'insert imbibé relativement à l'insert P8 : a - volume usé final ; b - volumes d'usure mesurés à partir du capteur de déplacement et des séquences vidéo tracés en fonction du produit $F_N L$ ; c - taux d'usure primaire, secondaire et moyenne pondérée du taux d'usure. . . . . | 177 |

|        |                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                       |     |
|--------|-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| 4.2.10 | Volume d'usure final de la contreface d'alumine suite aux essais sur l'insert imbibé. .                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                               | 177 |
| 4.2.11 | Photographies de la fixation de l'insert dans le mandrin supérieur et modification : a - fixation directe normale ; b - fixation avec porte-échantillon adaptateur de diamètre. .                                                                                                                                                                                                                                                                     | 178 |
| 4.2.12 | Propriétés physicochimiques et mécaniques moyennes des inserts avec revêtement réactif relativement aux inserts de référence : a - proportion de cobalt ; b - taille de grain de WC ; c - Module de Young ; d - dureté ; e - ténacité... .                                                                                                                                                                                                            | 180 |
| 4.2.13 | Coefficient de frottement des traités par imbibition réactive : a - boîtes à moustaches ; b - évolution des coefficients de frottements ( <i>RMS</i> )... .                                                                                                                                                                                                                                                                                           | 181 |
| 4.2.14 | Mesure de la hauteur usée $h$ par analyse des séquences vidéo pour l'insert P12 lors d'un essai à charge nominale : a - images issues de séquences vidéo ; b - tracé du volume d'usure. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                       | 182 |
| 4.2.15 | Cinétique d'usure des inserts traités par imbibition réactive : a - volumes d'usure finaux comparé à ceux des inserts de référence ; b - volumes d'usure mesurés à partir des séquences vidéo tracés en fonction du produit $F_N L$ ; c - taux d'usure primaires, secondaires et moyens. . . . .                                                                                                                                                      | 183 |
| 4.2.16 | Volume d'usure final de la contreface d'alumine suite aux essais avec les inserts traités par imbibition réactive. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                                                                            | 184 |
| 4.2.17 | Micrographies, réalisées à la loupe binoculaire, des faciès d'usure des inserts traités après les essais tribologiques contre une contreface d'alumine à charge nominale ; le sens du glissement au contact est de la droite vers la gauche sur les images : a, b - inserts avec revêtement réactif (P12-RR0T1 et P12-RR10T2) ; c - insert avec imbibition (P8-I10) ; d, e, f - insert avec imbibition réactive (P8-IRP30, P12-IRP30 et P16-IRP10). . | 185 |
| 4.2.18 | Cartographies en trois dimensions au profilomètre optique d'une partie des faciès d'usure des inserts traités (vue de dessus) ; le sens du glissement au contact est de la droite vers la gauche sur les images suivant les rayures d'abrasion. . . . .                                                                                                                                                                                               | 186 |
| 4.2.19 | Moyenne arithmétique du profil corrigé par soustraction de la courbure cylindrique des faciès d'usure des inserts traités. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                                                                    | 187 |
| 4.2.20 | Observations des faciès d'usure des insert P12 et P12-IRP30 (le sens de glissement est indiqué par les flèches) : a - photographie de l'insert P12 usé ; b - photographie de l'insert P12-IRP30 usé ; c - micrographie du faciès d'usure de l'insert P12 ; d - micrographie du faciès d'usure de l'insert P12-IRP30. . . . .                                                                                                                          | 188 |
| 4.2.21 | Observation au MEB à faible grossissement des faciès d'usure des inserts traités (dimension des images de $1200\ \mu\text{m} \times 1000\ \mu\text{m}$ , les flèches indiquent le sens de glissement) : a - insert revêtu P12-RR0T1 ; b - insert revêtu P12-RR10T2 ; c - insert imbibé et revêtu P16-IRP10. . . . .                                                                                                                                   | 189 |
| 4.2.22 | Observation au MEB à fort grossissement (1000 et 1500) des faciès d'usure des inserts traités (les flèches indiquent le sens de glissement) : a - insert revêtu P12-RR0T1 ; b - insert revêtu P12-RR10T2 ; c - insert imbibé et revêtu P16-IRP10. . . . .                                                                                                                                                                                             | 190 |
| 4.2.23 | Observation à l'échelle des grains de WC des faciès d'usure des inserts traités : a - insert revêtu P12-RR0T1 ; b - insert revêtu P12-RR10T2 ; c - insert imbibé et revêtu P16-IRP10. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                         | 191 |
| 4.2.24 | Photographies des contrefaces usées suites aux essais avec les insert traités. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                | 193 |

|                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                   |     |
|-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| 4.2.25 Micrographies, réalisées à la loupe binoculaire, des faciès d'usure des contrefaces d'alumine associées aux inserts traités suite aux essais tribologiques en conditions nominales; le sens du glissement au contact est du haut vers le bas sur les images : a, b - inserts avec revêtement réactif (P12-RR0T1 et P12-RR10T2); b - insert avec imbibition (P8-I10); d, e, f - insert avec imbibition réactive (P8-IRP30, P12-IRP30 et P16-IRP10). . . . . | 193 |
| 4.2.26 Cartographies en trois dimensions au profilomètre optique d'une partie des faciès d'usure des contrefaces d'alumine (vue de dessus); le sens du glissement au contact est du bas vers le haut (section de trace sur 2,4 mm de long).. . . . .                                                                                                                                                                                                              | 194 |
| 4.2.27 Micrographies optiques à fort grossissement des faciès d'usure des contrefaces associées aux inserts traités (le sens du glissement est du haut vers le bas) : a - P12-RR0T1; b - P12-RR10T2; c - P8-I10; d - P8-IRP30; e - P12-IRP30; f - P16-IRP10. . . . .                                                                                                                                                                                              | 195 |
| 4.2.28 Micrographie de la surface usée de la contreface d'alumine associée à l'insert P16-IRP10 : a - vue du centre de la trace d'usure; b - vue en électrons rétrodiffusés du centre de la trace d'usure (WC en blanc, Co en gris et arrachements et $\text{Al}_2\text{O}_3$ en noir); c - vue du bord de la trace d'usure. . . . .                                                                                                                              | 196 |
| 4.3.1 Propriétés des premiers corps, WC-Co et $\text{Al}_2\text{O}_3$ : a - taille moyenne de grain; b - dureté; c - module de Young; d - ténacité. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                                                       | 198 |
| 4.3.2 Relations entre paramètres structuraux et coefficients de frottement relevés lors des essais à charge nominale : a - proportion de cobalt; b - dureté; c - module de Young, d - ténacité. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                           | 199 |
| 4.3.3 Micrographies du bout sphérique des inserts de référence et effet du traitement HET sur l'aspect surfacique : a - insert P8 (optique); b - insert P12 (optique); c - insert P16 (optique); d - vue d'une zone d'impact de l'insert P12 (MEB). . . . .                                                                                                                                                                                                       | 201 |
| 4.3.4 Pression de contact de l'insert contre la contreface : a - pression de Hertz; b - pression moyenne de contact pour les inserts de référence à charge nominale. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                                      | 203 |
| 4.3.5 Circuit tribologique du contact entre un insert WC-Co et une contreface d'alumine. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                  | 204 |
| 4.3.6 Dynamique des mécanismes d'usure du contact entre l'insert WC-Co et la contreface d'alumine : a - formation du troisième corps (débits source $Q_s$ ); b - circulation et éjection du troisième corps (débits internes $Q_i$ et d'usure $Q_u$ ). . . . .                                                                                                                                                                                                    | 206 |
| 4.3.7 Illustration de l'effet de la proportion de cobalt et de la taille de grains de WC des inserts dans la formation du troisième corps : insert à forte proportion de cobalt (cas I); insert à faible proportion de cobalt (cas II); insert à taille de grains de WC élevée (cas II et IV). . . . .                                                                                                                                                            | 207 |
| 5.1.1 Modélisation du contact entre taillant et roche lors de l'excavation sur le tour d'usure : a - vue générale du contact; b - composantes de coupe; c - composantes de frottement. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                    | 213 |
| 5.1.2 Diagramme $E-S$ de l'essai d'usure réalisé sur le taillant commercial A. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                            | 214 |
| 5.1.3 Valeurs calculées du coefficient de frottement et de l'énergie spécifique intrinsèque pour les taillants commerciaux : a - coefficient de frottement; b - énergie spécifique intrinsèque; c - évolution du coefficient de frottement avec l'énergie spécifique intrinsèque. . . . .                                                                                                                                                                         | 214 |



|        |                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                       |     |
|--------|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| 5.2.2  | Diagrammes <i>E-S</i> de l'essai d'usure pour le taillant <b>T1</b> : a - campagne C <sub>4</sub> ; b - campagne C <sub>2</sub> . . . . .                                                                                                                                                                                                                             | 237 |
| 5.2.3  | Énergie spécifique intrinsèque calculée pour les taillants de l'étude et pour une distance d'excavation de 8500 m. . . . .                                                                                                                                                                                                                                            | 238 |
| 5.2.4  | Résultats des hauteurs usées finales pour les taillants de l'étude. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                                           | 238 |
| 5.2.5  | Taux d'usure moyen calculés pour les taillants de référence et les taillants gradués pour distance d'excavation totale de 8500 m. . . . .                                                                                                                                                                                                                             | 239 |
| 5.2.6  | Capacités de coupe calculées pour les taillants de référence et les taillants gradués pour une distance d'excavation de 8500 m. . . . .                                                                                                                                                                                                                               | 240 |
| 5.2.7  | Facteurs de qualité calculés pour les taillants <b>M</b> et <b>T</b> ( $L_T = 8500$ m). . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                       | 241 |
| 5.2.8  | Observation au microscope optique, en lumière rasante, des faciès d'usure des taillants <b>T</b> de référence et gradués sous différents états d'usure : a - <b>T1</b> utilisé dans la partie PDC ; b - <b>T1</b> utilisé dans les parties PDC et WC-Co ; c - <b>T-G1</b> utilisé dans la partie PDC ; d - <b>T-G1</b> utilisé dans les parties PDC et WC-Co. . . . . | 244 |
| 5.2.9  | Observation au microscope optique, en lumière rasante, des faciès d'usure des taillants <b>T</b> et <b>M</b> à l'état d'usure le plus important : a - <b>T2</b> ; b - <b>T-G2</b> ; c - <b>M2</b> ; d - <b>M-G2</b> . . .                                                                                                                                             | 245 |
| 5.2.10 | Cartographie réalisée au profilomètre optique des méplats d'usure des taillants <b>T</b> : a - <b>T1</b> ; b - <b>T-G1</b> . . . . .                                                                                                                                                                                                                                  | 246 |
| 5.2.11 | Micrographies réalisées au MEB (électrons rétrodiffusés) des méplats d'usure dans la partie PDC : a - <b>T1</b> ; b - <b>T-G1</b> . . . . .                                                                                                                                                                                                                           | 247 |
| 5.2.12 | Micrographie au MEB (électrons rétrodiffusés) des méplats d'usure dans le substrat WC-Co vers l'interface PDC/WC-Co : a - <b>T1</b> ; b - <b>T-G1</b> . . . . .                                                                                                                                                                                                       | 248 |
| 5.2.13 | Spectres Raman du taillant <b>T1</b> de la partie PDC : a - taillant neuf avec focalisation au centre de la partie PDC ; b - taillant usé avec focalisation au centre du méplat d'usure dans la partie PDC. . . . .                                                                                                                                                   | 249 |
| 5.2.14 | Spectre Raman avec focalisation au centre du méplat d'usure dans la partie PDC d'un taillant commercial. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                      | 250 |
| 5.2.15 | Analyse DRX du méplat d'usure dans la partie diamant d'un taillant commercial : a - zone dépourvue de débris rocheux visibles ; b - zone avec débris rocheux macroscopiques. . . . .                                                                                                                                                                                  | 250 |
| 5.2.16 | Analyse EDX réalisée sur une zone de $80\text{ }\mu\text{m} \times 60\text{ }\mu\text{m}$ du méplat d'usure dans la partie diamant d'un taillant <b>T1</b> : a - cartographie EDX ; b - composition par analyse semi-quantitative. . . . .                                                                                                                            | 251 |
| 5.2.17 | Circuit tribologique du contact entre un taillant PDC lors de l'excavation d'une roche à base de silice : a - cas de la formation du méplat d'usure uniquement dans la partie PDC ; b - cas de la formation du méplat d'usure dans la partie PDC et la partie WC-Co.                                                                                                  | 253 |
| 5.3.1  | Efforts normaux à la rupture mesurés pour les taillants de l'étude (les cercles évidés correspondent au résultat de chaque essai). . . . .                                                                                                                                                                                                                            | 255 |
| 5.3.2  | Force spécifique mesurée pour les taillants de l'étude. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                                                       | 256 |
| 5.3.3  | Photographies à la loupe binoculaire des faciès de rupture type des taillants PDC suite aux essais de chocs (taillant <b>T1</b> ) : a - vue de face ; b - vue côté latéral. . . . .                                                                                                                                                                                   | 257 |

|        |                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                        |     |
|--------|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| 5.3.4  | Distributions des contraintes (von Mises) suite à la modélisation numérique du choc d'un taillant PDC avec une force de réaction à l'impact de 1 kN. . . . .                                                                                                                                                                                                                                           | 257 |
| 5.3.5  | Création d'un méplat en bout de certains taillants suite aux essais de chocs : a - séquence vidéo de la rupture du taillant <b>T-G1</b> pour une charge de 2 kN ; b - modélisation numérique avec une force de réaction à l'impact de 1 kN et un méplat d'une surface de 3 mm <sup>2</sup> ; c - photographie du faciès de rupture d'un taillant <b>T-G1</b> . . . . .                                 | 258 |
| 5.3.6  | Mise en évidence de la taille des grains de diamant par micrographies au MEB en mode électrons rétrodiffusés des faciès de rupture des taillants de référence : a - <b>M2</b> (×400) ; b - <b>T1</b> (×400) ; c - <b>T2</b> (×400) ; d - <b>T-G1</b> (×2000). . . . .                                                                                                                                  | 259 |
| 5.3.7  | Micrographies au MEB en électrons secondaires (×400) des faciès de rupture des taillants de référence : a - <b>M2</b> ; b - <b>T1</b> ; c - <b>T2</b> . . . . .                                                                                                                                                                                                                                        | 260 |
| 5.3.8  | Micrographies au MEB en électrons secondaires (×2000) des faciès de rupture de taillant gradués et non gradué : a - <b>M2</b> ; b - <b>T1</b> ; c - <b>T-G2</b> . . . . .                                                                                                                                                                                                                              | 261 |
| 5.3.9  | Tracés des efforts de coupe en fonction de la profondeur de passe et de la roche utilisée avec un taillant <b>T-G1</b> neuf : a - effort normal $F_N$ en fonction de la profondeur de passe $\delta$ ; b - effort normal $F_N$ en fonction de la résistance à la compression des roches $R_c$ ; c - effort transversal $F_T$ en fonction de l'effort normal $F_N$ pour les différentes roches testées. | 263 |
| 5.3.10 | Évolution de l'effort transversal de coupe en fonction de la surface active de coupe pour différentes roches testées. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                          | 264 |
| 5.3.11 | Essais de coupe avec les taillants <b>T1</b> et <b>T-G1</b> sous deux états d'usure dans un calcaire Buxy : a - photographie des deux états d'usure mis en œuvre ; b - tracé de l'effort transversal en fonction de la surface active de coupe. . . . .                                                                                                                                                | 265 |
| 5.3.12 | Évolution du coefficient de frottement pour les taillants <b>T1</b> et <b>T-G1</b> , suivant différents états d'usure, testés sur le tribomètre rotatif sur le grès de La Rhune : a - <b>T1</b> ; b - <b>T-G1</b> .                                                                                                                                                                                    | 266 |
| 5.3.13 | Photographies à la loupe binoculaire des méplats d'usure (réalisés sur le tour d'usure) des taillants <b>T1</b> et <b>T-G1</b> suite aux essais de frottement (glissement dans le sens des flèches) : a, b, c - <b>T1</b> avec respectivement $h = 0,6$ mm, $h = 1,2$ mm et $h = 2,0$ mm ; d, e, f - <b>T-G1</b> avec respectivement $h = 0,6$ mm, $h = 1,1$ mm et $h = 1,8$ mm. . . . .               | 266 |
| A.1.1  | Environnement du tribomètre rotatif (le contact est éclairé au centre de la photographie). . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                                                     | 280 |
| A.1.2  | Dispositif d'acquisition du tribomètre rotatif : a - carte d'acquisition ; b - capteur de flexion ; c - capteur de charge ; d - capteur de déplacement. . . . .                                                                                                                                                                                                                                        | 280 |
| A.2.1  | Plan du porte-échantillon des inserts ayant subi un traitement d'imbibition : a - corps du porte-échantillon ; b - rondelle de maintien de l'insert dans le porte-échantillon. . .                                                                                                                                                                                                                     | 281 |
| A.2.2  | Plan du porte-échantillon des taillants PDC. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                   | 281 |
| A.2.3  | Porte-échantillon des roches issues d'un carottage de 47,4 mm de diamètre (granite et grès) : a - Plan du porte-échantillon ; b - photographie du maintien de la roche par l'action de brides de serrage. . . . .                                                                                                                                                                                      | 282 |
| B.1.1  | Caractéristique de la bande passante du capteur d'émission acoustique. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                                                                         | 283 |
| D.0.1  | Présentation de la façade du programme de calcul du facteur de qualité $Q$ . . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                                                                   | 288 |

|       |                                                                                             |     |
|-------|---------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| D.0.2 | Extrait du code de calcul du facteur de qualité $Q$ réalisé avec le logiciel Igor Pro 6.20. | 289 |
|-------|---------------------------------------------------------------------------------------------|-----|





# Liste des tableaux

|                                                                                                                                                                                                                                                                     |     |
|---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| 1.2.1 Étude bibliographique sur la phénoménologie de la dégradation et les mécanismes d'usure des inserts en WC-Co [Beste 2001]. . . . .                                                                                                                            | 25  |
| 2.1.1 Propriétés physicochimiques et mécaniques des inserts de référence. . . . .                                                                                                                                                                                   | 50  |
| 2.1.2 Propriétés physicochimiques et mécaniques des inserts traités RR, I et IRP. . .                                                                                                                                                                               | 59  |
| 2.2.1 Propriétés physiques des taillants commerciaux de A à F. . . . .                                                                                                                                                                                              | 67  |
| 2.2.2 Proportions moyennes de cobalt et paramètres liés à l'infiltration du cobalt obtenus par l'analyse de profils EDX sur les sections des taillants de A à F (les mesures excluent les zones ayant subies un <i>leaching</i> ). . . . .                          | 69  |
| 2.2.3 Propriétés physicochimiques des taillants de référence [Ther 2012]. . . . .                                                                                                                                                                                   | 70  |
| 2.2.4 Propriétés physicochimiques des taillants imbibés [Ther 2012]. . . . .                                                                                                                                                                                        | 74  |
| 3.1.1 Sources des signaux d'émission acoustique lors du frottement de solides [Baranov 2007] :<br>a - Types de source d'émission acoustique ; b - Énergie et étendue des fréquences de quelques sources. . . . .                                                    | 84  |
| 3.1.2 Facteurs influençant l'amplitude des signaux d'émission acoustique [Baranov 2007].                                                                                                                                                                            | 85  |
| 3.1.3 Propriétés physiques et mécaniques de la contreface d'alumine (99,7 % $\text{Al}_2\text{O}_3$ et 0,3 % $\text{MgO}$ ). . . . .                                                                                                                                | 87  |
| 3.1.4 Caractéristiques physicochimiques et mécaniques d'une couronne de béton du tour vertical d'usure [Dourfaye 1995]. . . . .                                                                                                                                     | 94  |
| 3.1.5 Caractéristiques physicochimiques et mécaniques des roches utilisées pour les essais de frottement. . . . .                                                                                                                                                   | 96  |
| 3.1.6 Caractéristiques physicochimiques et mécaniques moyennes des roches utilisées pour les essais de coupe. . . . .                                                                                                                                               | 98  |
| 4.1.1 Résumé des valeurs moyennes de coefficient de frottement et de taux d'usure pour les inserts de référence suite aux essais à charges constantes. . . . .                                                                                                      | 136 |
| 4.1.2 Taux d'usure primaires, secondaires et moyens pour les essais en conditions nominales sur les inserts de référence ( $\pm 0,5 \times 10^{-5} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$ ) : valeurs corrigées $k_1$ , $k_2$ et $\bar{k}$ . . . . . | 140 |
| 4.1.3 Résumé des valeurs moyennes de coefficient de frottement et de taux d'usure pour les inserts de référence suite aux essais en conditions nominales. . . . .                                                                                                   | 143 |
| 4.1.4 Taux d'usure des inserts P8V2 et P16V2 ( $\pm 0,02 \times 10^{-5} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$ ). . . .                                                                                                                              | 147 |
| 4.2.1 Résumé des valeurs moyennes de coefficient de frottement et de taux d'usure pour l'insert de référence P12 et les inserts revêtus suite aux essais en conditions nominales. . . . .                                                                           | 174 |

|                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                   |     |
|---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| 4.2.2 Résumé des valeurs moyennes de coefficient de frottement et de taux d'usure pour les inserts de référence P8 et P12 ainsi que l'insert imbibé P8-I10 suite aux essais en conditions nominales. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                                      | 179 |
| 4.2.3 Résumé des valeurs moyennes de coefficient de frottement et de taux d'usure pour les inserts de référence et les inserts avec traitement d'imbibition réactive suite aux essais en conditions nominales. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                            | 185 |
| 4.4.1 Synthèse des résultats pour les inserts testés en conditions nominales avec les valeurs de coefficient de frottement moyen $\bar{\mu}$ , de taux d'usure primaire $k_1$ , de taux d'usure secondaire $k_2$ , de taux d'usure moyen de l'insert $\bar{k}$ et de taux d'usure moyen de la contreface $\bar{k}_c$ . . . . .                                                                                                                                                                    | 208 |
| 5.1.1 Résumé des résultats d'usure des taillants commerciaux pour une distance d'excavation finale de 12 580 m. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                           | 223 |
| 5.1.2 Propriétés physiques des matériaux PDC et WC-Co [Chen 2010]. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                        | 229 |
| 5.2.1 Tableau de taux d'usure pour les taillants <b>T</b> et <b>M</b> ( $10^{-8} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$ ). . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                 | 239 |
| 5.2.2 Tableau des capacités de coupe pour les taillants <b>M</b> et <b>T</b> (km). . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                        | 241 |
| 5.2.3 Résumé des résultats d'usure des taillants de référence et des taillants gradués pour une distance d'excavation finale de 8500 m. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                   | 242 |
| 5.2.4 Mesures de la rugosité dans la partie PDC des faciès d'usure sur une zone de $2 \text{ mm} \times 2 \text{ mm}$ pour un état d'usure avancé avec étendue du méplat d'usure dans le substrat WC-Co. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                                  | 247 |
| 5.4.1 Synthèse des résultats des essais d'usure sur les taillants commerciaux et les taillants de l'étude avec le coefficient de frottement $\mu$ , l'énergie spécifique intrinsèque $\varepsilon$ (MPa), la hauteur usée finale $h_f$ (mm), le taux d'usure moyen $k$ ( $10^{-8} \text{ mm}^3 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$ ), la capacité de coupe moyenne $u$ (km) et le facteur de qualité $Q$ ( $10^4$ ) pour une distance d'excavation totale $L_T$ de 8500 ou 12 580 m. . . . . | 269 |
| B.3.1 Paramètres d'enregistrement des salves d'émission acoustique utilisés pour l'étude. . . . .                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                 | 284 |

# Index

## A

Agrégats de diamant, 66, 68, 224, 247, 258

Alumine

arrachements, 194, 203, 285

contreface, 78, 80, 86, 87, 94, 100, 102, 113, 116, 121, 129, 133, 135, 140, 143, 145, 147–149, 151, 153, 159–161, 164, 170, 172, 176, 185, 192, 195, 197

croute terrestre, 18

microstructure, 205

particules, 155, 204, 207, 209

référence de ténacité, 54

revêtement de bois, 25

transfert, 162, 189, 202

usure, 209

Amorphisation, 249, 252, 268

Angle au sommet d'un insert, 9

Arrachements de grains

alumine, 160, 166, 194, 196, 202, 205, 285

diamant, 243, 251, 252, 268, 270

quartz, 254

WC, 198, 200, 202, 203, 209, 248

## B

Béton, 89, 93, 102, 215, 219, 237, 250, 265

Bore, 61, 236, 239, 242, 243, 254, 255, 268

Borures, 55, 58, 59, 71, 74, 170, 205, 209

## C

Calcaire, 4, 5, 7, 24, 98, 265

Capacité de coupe, 218, 219, 221, 223, 237, 240, 267, 287

Capteur, 80, 81, 83, 102, 111, 118, 133, 176, 180, 280, 283

Carbure de cobalt, 65, 66, 225

Catalyseur, 65

Cellule de forabilité, 96–100, 102, 270

Chantier de forage, xxiii

Chocs

résistance, 18, 55, 63, 71, 101, 200, 211, 224, 227, 255, 262

sollicitations, xxx, 15, 38, 49, 77, 98, 100, 102, 147, 170, 255, 257, 258, 270

Circuit tribologique, 38, 105, 204, 205, 252

Cisaillement

au contact, 35, 113, 197, 202, 205, 219, 252

contraintes, 200, 228, 229, 231, 235

de la roche, 3, 4, 38, 252

fracture, 16

Clivage, 155, 200, 209, 259

Coût d'un puits, xxiii

Coefficient de coupe, 13, 262

Coefficient de frottement

généralités, 13, 30, 32, 35

insert/alumine, 80, 106, 109, 111, 115, 116, 118, 122, 123, 125, 127, 135, 137, 141, 144, 146, 151, 170, 172, 174, 176, 179, 184, 197, 200, 205, 208

insert/roche, 148

interne de la roche, 6

taillant/béton, 102, 212, 216, 219, 222, 236, 237, 242, 269

taillant/roche, 33, 264, 270

Coefficient de Poisson, 53, 87, 229, 232

Conductivité thermique, 109, 229

Conformité du contact, 123, 133, 135, 145, 172, 208, 265, 270

Contact de Hertz, 31, 32, 160, 172, 202, 256

Contraintes résiduelles, 27, 29, 49, 72, 74, 200, 224, 227–229, 231–234, 249, 268

Copeau, 3, 4, 7, 9, 24

Corrosion, xxvi, 18, 84

**D**

Débit de circulation, 37, 111, 116, 129, 192, 195, 203–206, 209, 216, 219, 236, 240, 251, 252, 254

Débris d'usure, 168, 192, 195, 197, 202–205, 209, 267, 270

  chocs taillant/contreface PDC, 257

  généralités, 8, 9, 35, 37, 39, 84

  insert/alumine, 80, 83, 88, 105, 113, 115, 116, 121, 122, 125, 133, 159, 164, 166

  taillant/béton, 89, 91, 213, 216, 221, 237, 243, 247, 249, 253, 254

  taillant/roche, 265

Défauts microstructuraux, 19, 48, 224, 225, 227

Déformation plastique, 157

Diagramme de phase, 50, 66

Diagramme *E-S*, 14, 212, 237

Diagraphies, xxvii

Diamètre d'outil, 10

DLC, 27

DRX, 48, 63, 91, 164, 225, 232, 234, 235, 249

Ductilité, 74, 174, 179, 186, 208

Dureté

  Alumine, 86

  généralités, 84

  inserts, 53, 55, 59, 61, 74, 115, 144, 149, 151, 169, 171, 175, 180, 197, 200, 203

  roche, 38

  roches, xxv, 96

  taillants, 33, 70, 71, 74, 236, 240, 254

  WC-Co, 15, 18, 23

**E**

Ecaillage, 17

Ecrasement, 2, 9

EDX, 49, 64, 68, 91, 162, 250

Efficacité de coupe, 14, 38, 217–219, 224, 267

Effort de coupe, 13, 212, 262

Effort de frottement, 13, 212, 264

Effort de pénétration, xxv, 9

Emission acoustique, 80, 83, 100, 105, 113, 123, 135, 142, 143, 145, 151, 173, 178, 208

Energie acoustique absolue, 83, 102, 145

Energie spécifique, 9, 14, 38, 102, 212, 217

Energie spécifique intrinsèque, 13, 213, 217, 221, 223, 237, 242, 287

Erosion, 18, 71

**F**

Faciès d'usure

  béton, 93

  contrefaces d'alumine, 159, 192, 195

  inserts, 83, 105, 149, 152, 153, 155, 157–159, 162, 164, 185, 187, 190, 194, 197, 198, 200, 209

  taillants, 91, 211, 243, 247, 252, 268

Faciès de rupture, 32, 99, 211, 255, 257, 258, 260, 262, 270

Facteur de qualité, 211, 221, 223, 224, 227, 232, 237, 240, 243, 267, 287

Fatigue, 18

Fissurations intergranulaires, 142, 203

Fissurations transgranulaires, 190

Fissures en calotte, 228, 229

Fissures hertziennes, 18, 31, 160

Fissures intergranulaires, 27, 55, 158, 174, 197, 198, 200, 259

Fissures thermiques, 17, 23

Fissures transgranulaires, 25, 39, 55, 157, 174, 200, 248, 259

Flux thermique, 86, 108, 109, 133, 141

Forabilité de la roche, 10

Force à la rupture, 255

Force spécifique de rupture, 255, 262

Frittage, 48, 63, 65, 69, 71, 74, 86, 146, 169, 176, 179, 205, 224, 228, 243, 254, 270

**G**

Géothermie, xxiii

- Grès, 14, 78, 94, 96, 98, 147, 148, 150, 266  
 Grade-Q, 60, 144, 146, 151  
 Granite, xxix, 24, 78, 95, 96, 147, 149, 151, 282  
 Graphite, 65, 249  
 Graphitisation, 27, 66, 251  
 Grille de criblage, 51
- H**  
 HET, 49, 58, 61, 147, 151, 200, 201  
 Hybridation  $sp^2$ , 27, 249  
 Hybridation  $sp^3$ , 27, 249
- I**  
 Imbibition, 47, 57–59, 71, 74, 101, 174, 176, 179, 185, 187, 193, 205, 209, 254, 268, 279  
 Imbibition réactive, 47, 57, 72–74, 179, 180, 183, 185, 193, 209, 236, 239, 242, 254  
 Index d'abrasivité Cerchar, 94  
 Infiltration, 65, 68, 224, 236
- L**  
 Leaching, 63, 66, 69, 225, 227  
 Loi de Fick, 66  
 Loi de Fourier, 108  
 Loi de Hooke, 229, 232, 234
- M**  
 Mécanisme, 35, 79, 197, 251  
 Mécanismes d'usure  
   alumine, 160, 202  
   généralités, xxiii, xxxi, 35  
   inserts, 16, 24, 39, 105, 142, 143, 155, 172, 173, 184, 198, 209, 216  
   PDC, 27  
   taillants, 39, 211, 243, 251, 252  
   WC-Co, 20, 25, 248  
 Méplat d'usure  
   inserts, 16  
   taillants, xxx, 6, 13, 14, 17, 19, 27, 29, 32, 34, 94, 101, 212, 213, 216, 219, 222, 237, 240, 243, 246, 248, 250–254, 262, 264, 267, 270
- MEB, 51, 52, 54, 56, 66–68, 88, 91, 99, 146, 155, 157, 158, 160, 162, 165, 167, 187, 194, 200, 224, 247, 248, 252, 258  
 Modèle d'Archard, 32, 33, 38, 129, 150, 215, 222  
 Modes d'accommodation, 35, 37, 197, 251  
 Modes d'accomodation, 105, 107, 111, 116, 204, 205  
 Module de Young, 30, 53, 61, 94, 169, 175, 179, 197, 199  
 Moyenne arithmétique ( $R_a$ ), 86, 89, 152, 186, 200, 247, 286  
 Moyenne mobile ( $RMS$ ), 81  
 Murissement d'Ostwald, 65
- N**  
 Nettoyage, 79, 88  
 Nitrure de bore (BN), 57, 58, 71, 72, 74
- O**  
 Ondes ultrasonores, 53  
 Outil PDC, xxx, 2, 12, 212  
 Outil tricône, xxx, 2, 3, 105  
 Oxydation, 27
- P**  
 Pâte abrasive, 162, 168, 187, 190, 202–205, 209, 216, 243, 252–254, 268, 285  
 Part de marché, xxviii  
 Particules abrasives, 4, 18, 94, 155, 162, 168, 192, 194, 203–205, 207, 209, 252, 265, 267, 268  
 Percussion, 3, 9, 15, 24, 32, 38  
 Performance énergétique, 8  
 Phase  $\beta$ -Co, 49  
 Phase  $\eta$ , 49  
 Plan de cisaillement, 4, 6  
 Poids sur l'outil, 10  
 Poinçonnement, xxviii, 2

Polissage, 50, 86, 160, 285  
 Portance, 113, 116, 164, 208  
 Précurseur, 65  
 Premiers corps, 29, 30, 35, 37, 39, 111, 112, 184, 187, 192, 197, 198, 205, 270  
 Premium, 48  
 Prix d'un outil, xxix  
 Profilométrie optique, 160, 252, 253, 265  
 Profondeur de passe, 2, 4, 13, 14, 34, 89, 92, 94, 98, 215, 217, 262, 270  
 Profondeur moyenne de forage, xxiii, xxvi  
 Proportion de cobalt  
     inserts, 49, 58, 115, 122, 125, 133, 135, 140, 143–145, 151, 152, 159, 168, 170, 174, 175, 179, 186, 197, 199, 203, 208  
     PDC, 20  
     taillants, 66, 68, 69, 71, 73, 224, 225, 227, 232, 235, 254, 268  
     WC-Co, 15, 19, 53  
 Pycnomètre à eau, 51, 58

## Q

Quartz (silice), 24, 77, 89, 93, 94, 96, 149, 249, 251–254, 268  
 de la croûte terrestre, 18

## R

Réponse fréquentielle du système, 110  
 Résonance, 110, 111, 116  
 Ratio de broyage, 219  
 Rayures d'abrasion, 152, 155, 158, 160, 162, 166, 184, 187, 190, 194, 197, 202, 205, 208, 243, 246, 251, 253, 265, 268  
 Revêtement réactif, 47, 55, 57–59, 71, 74, 169, 171, 174, 180, 185, 192, 193, 205, 209, 255  
 Rugosité, 85, 86, 88, 152, 155, 158, 164, 186, 189, 190, 197, 203–205, 209, 247, 253, 254, 270, 286

## S

Séquences vidéo, 80, 83, 102, 112, 121, 164, 177, 180, 183, 202, 257  
 Signature fréquentielle, 110  
 Simulation numérique, 228, 230, 232, 234, 235, 257, 268  
 Solution solide de Co, 65  
 Spectroscopie Raman, 27, 248, 249, 251, 252, 268  
 Surface active de coupe, 2, 13, 91, 98, 212, 216, 219, 263, 264, 267, 270

## T

Ténacité, 15, 18, 22, 23, 49, 54, 55, 61, 71, 74, 100, 102, 169, 175, 179, 187, 197–199, 203  
 Taille des grains  
     alumine, 86  
     diamant, 20, 38, 65, 68, 71, 224, 227, 232, 235, 238, 242, 254, 255, 258, 262, 268, 270  
     généralités, 84  
     quartz, 96  
     WC, 15, 18, 38, 49, 50, 54, 55, 58, 61, 74, 105, 115, 144, 146, 151, 158, 169, 173, 175, 179, 197, 198, 203, 205, 208

## Taux d'usure

    contrefaces d'alumine, 129  
     généralités, 33  
     inserts, 109, 125, 133, 135, 140, 142, 144, 146, 149, 151, 152, 171, 173, 176–178, 181, 183, 198, 200, 208  
     roches, 150  
     taillants, 17, 27, 33, 34, 91, 102, 215, 217, 219, 221–223, 237–240, 242, 267, 287

## Taux de pénétration, 10

Température de contact, 12, 20, 23, 27–29, 33, 80, 85, 100, 102, 105, 107–109, 116, 122, 125, 133, 135, 143, 151, 172, 174, 176, 208

Thermocouple, 80

Tour d'usure, 77, 89, 91, 94, 100, 213, 266,  
267

Traitement HP/HT, 63, 70–74, 227, 228, 230,  
236, 238, 242, 243, 254, 256, 262, 268

Transfert, 16, 105, 121, 125, 152, 157, 159,  
162, 164, 168, 187, 190, 192, 194, 195,  
202, 203, 216, 243, 249, 252, 254, 267

Transformée de Fourier, 110, 116

Tribomètre rotatif, 77–79, 83, 94, 101, 102,  
106, 116, 129, 147, 208, 264, 267, 270,  
279

Troisième corps, 34, 37, 39, 105, 111, 112, 168,  
189, 192, 195, 202, 203, 205, 209, 211,  
219, 252, 254, 265, 267, 270

## U

Usure abrasive, 4, 17, 24, 33, 38, 77, 85, 112,  
164, 198, 227, 254

## V

Vitesse d'avancement, xxvii, xxix, 9, 12

Vitesse de glissement, 11, 24, 27, 30, 35, 78,  
85, 86, 99, 106, 107, 109, 111–113,  
115, 116, 122, 125, 137, 148, 208

Vitesse de rotation, xxv, 4, 8, 10, 33, 83, 89

Volume d'écaille, 255

Volume d'usure, 9, 19, 33, 34, 80, 81, 83, 88,  
91, 102, 105, 125, 132, 133, 135, 140,  
148, 149, 170, 175, 180, 194, 215, 218,  
221, 243, 251, 267