

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 Florian, 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

Contexte de l'étude	xxiii
1 Étude bibliographique	1
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
2 Matériaux de l'étude	47
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
3	Techniques expérimentales	77
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
3.3	Synthèse	102
	Références	103
4	Résultats expérimentaux sur les inserts d'outils tricônes	105
4.1	Inserts commerciaux de référence	106
4.1.1	Étude du contact WC-Co/Al₂O₃ 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/Al₂O₃ 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/Al₂O₃ 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/Al₂O₃ 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
Conclusion générale	273
Annexes	277
A Tribomètre rotatif	279
A.1 Systèmes d'acquisition	279
A.2 Conception des porte-échantillons de l'étude	279
B Dispositif d'émission acoustique	283
B.1 Bande passante du capteur	283
B.2 Couplage capteur/mandrin	283
B.3 Paramètres d'acquisition	284
C Programmes de polissage	285
C.1 Inserts WC-Co et taillants PDC	285
C.2 Contrefaces d'alumine	285
D Programme de calcul du facteur de qualité	287
Table des figures	291

Liste des tableaux

307

Index

309

Liste des symboles

a_n	Constante d'ordre n , SI
α	Angle de coupe, deg
α_{th}	Coefficient de dilatation thermique, K^{-1}
δ	Profondeur de passe, m
δ_0	Profondeur d'indentation, m
δ_e	Profondeur de passe effective, m
κ	Taux de partage thermique
λ	Conductivité thermique, $W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$
C_i	Campagne d'essais numéro i
μ_i	Coefficient de frottement interne de la roche
μ_s	Coefficient de frottement statique
ν	Coefficient de Poisson
ν_i	Coefficient de Poisson du corps i
ω	Vitesse d'avance du taillant, $m \cdot tr^{-1}$
ϕ_i	Angle de frottement interne de la roche, deg
ρ	Masse volumique, $kg \cdot m^{-3}$
σ	Contrainte normale de confinement, Pa
σ_{max}	Contrainte résiduelle maximale de traction, Pa
σ_{ij}	Contrainte résiduelle, Pa
τ	Contrainte de cisaillement, Pa
\emptyset_{Agr}	Diamètre moyen des agrégats de diamant, m
\emptyset_{WC}	Taille moyenne de grain, m
θ	Angle de Bragg, deg
Δf	Étendue du spectre fréquentiel, Hz
ΔH	Étendue de dureté, HV 2 kg/10 s
ΔK_{IC}	Étendue de ténacité, $MPa \cdot m^{1/2}$
ε	Énergie spécifique intrinsèque, Pa

ε'	Erreur sur la mesure de $h_c + h_i$, m
φ	Angle de cisaillement, deg
φ_{cv}	Densité de flux thermique de convection au contact, $W \cdot m^{-2}$
φ_c	Densité de flux thermique de conduction au contact, $W \cdot m^{-2}$
φ_{s_0}	Densité de flux de conduction dans l'insert, $W \cdot m^{-2}$
φ_{th}	Densité de flux thermique total au contact, $W \cdot m^{-2}$
ζ	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_θ	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_θ	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, Ω
$s(t)$	Signal d'émission acoustic , 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 usé, m ³
v	Vitesse de glissement, m · s ⁻¹
v_0	Vitesse maximale de glissement, m · s ⁻¹
V_e	Volume d'écaillage, m ³
V_f	Volume d'usure final, m ³
v_L	Vitesse acoustique longitudinale, m · s ⁻¹
V_R	Volume de roche coupé, m ³
v_s	Vitesse minimale de glissement, m · s ⁻¹
v_T	Vitesse acoustique transversale, m · s ⁻¹
V_h	Volume d'usure calculé d'un insert, mm ³
W_f	Volume d'usure final de la contreface, mm ³
W_h	Volume d'usure calculé de la contreface, mm ³
x_i	Position d'inflexion de l'infiltration, m

Contexte de l'étude

Introduction

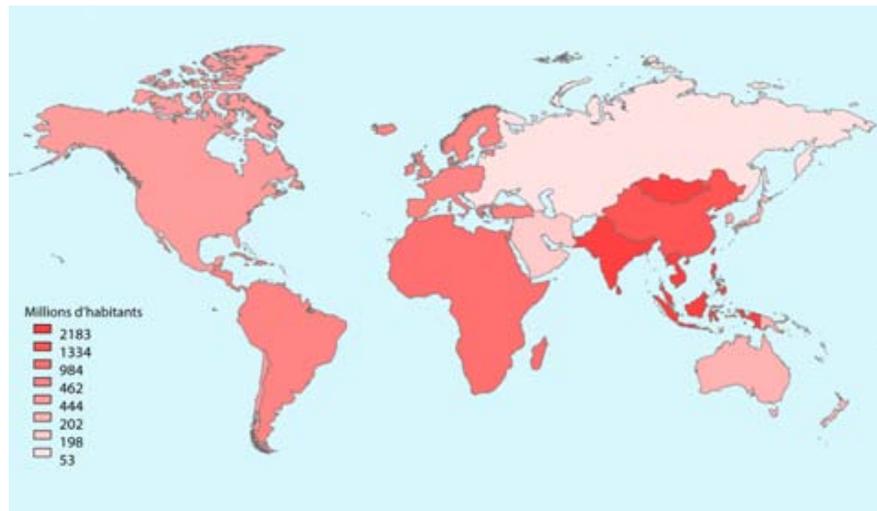
La population mondiale compte en 2012 plus de 7 milliards d'habitants et atteindra un nombre de 9 milliards en 2050 [OEC 2010]. L'évolution de la consommation d'énergie primaire est logiquement liée à celle de la démographie mondiale (*fig. 0.0.1*). À titre d'exemple, la Chine qui représente un peu moins 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.

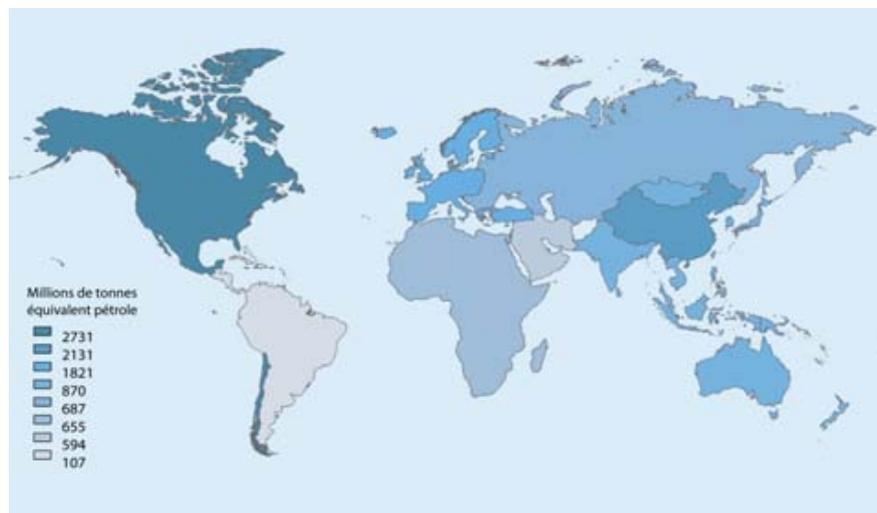
Un chantier de forage

Une plate-forme de forage occupe une emprise au sol avoisinant les 5000 m² [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].

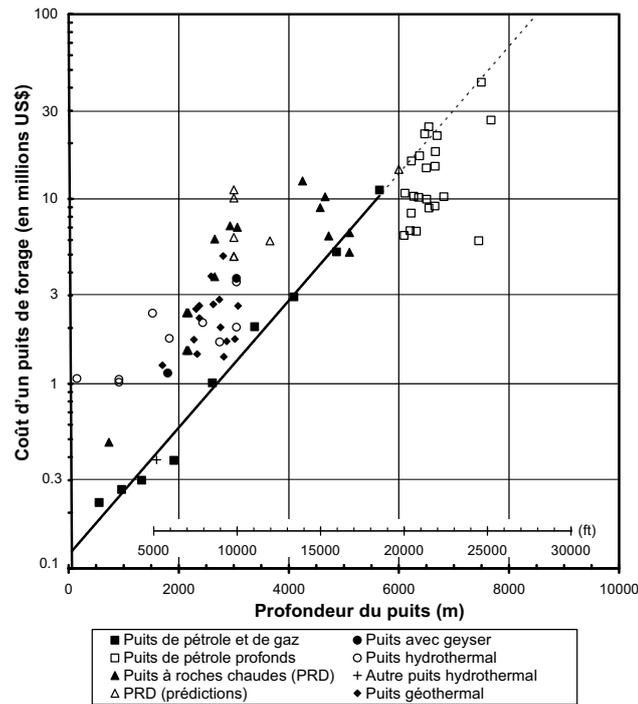


FIGURE 0.0.2 – Coût d'un forage en fonction de la profondeur du puits et de la nature du chantier pour l'année 2003 [Augustine 2006].

- 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 mouffes 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

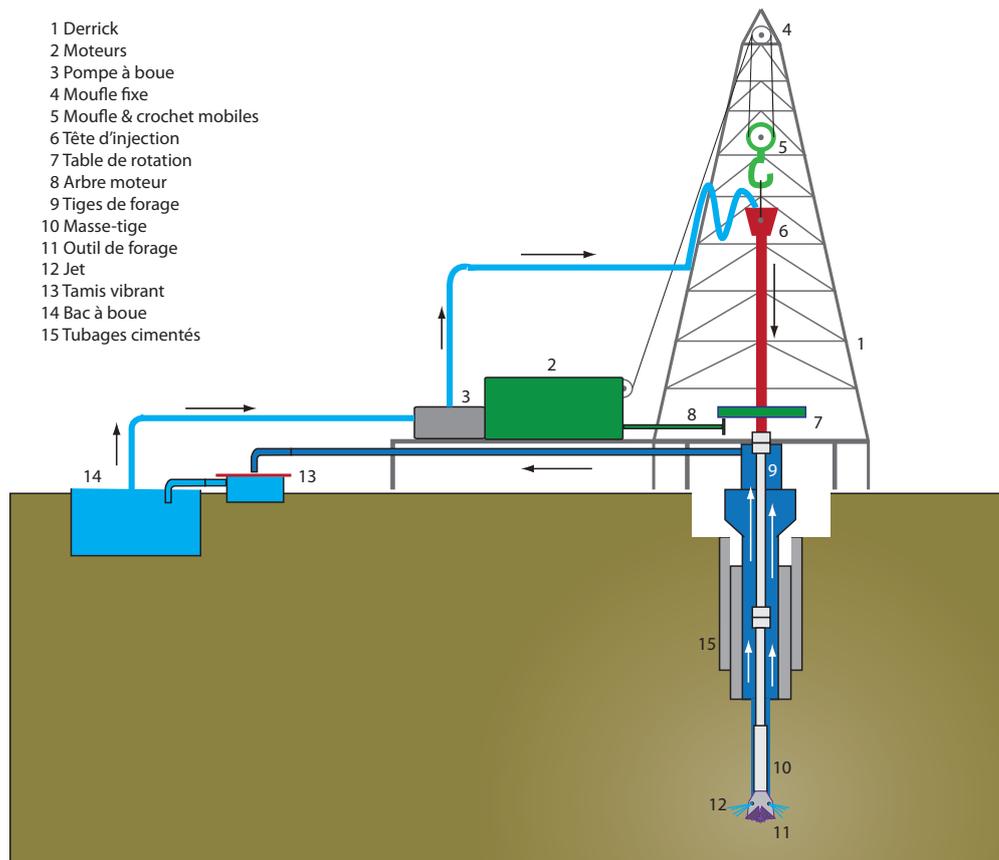


FIGURE 0.0.3 – Illustration d'un chantier de forage.

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 Mohorovičić¹ 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.

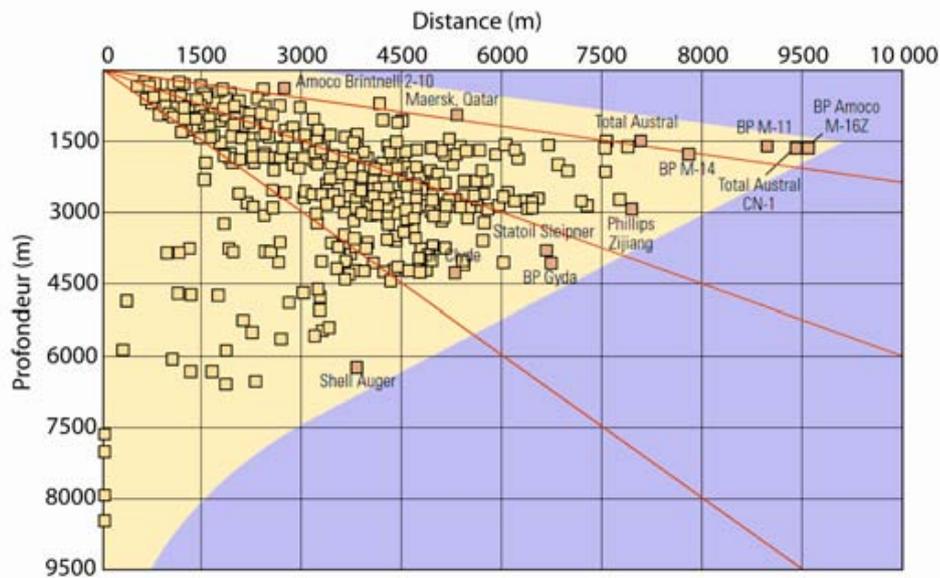


FIGURE 0.0.4 – Coordonnées de tête de puits forés avant l’an 2000 relativement au chantier [Downton 2000].

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.

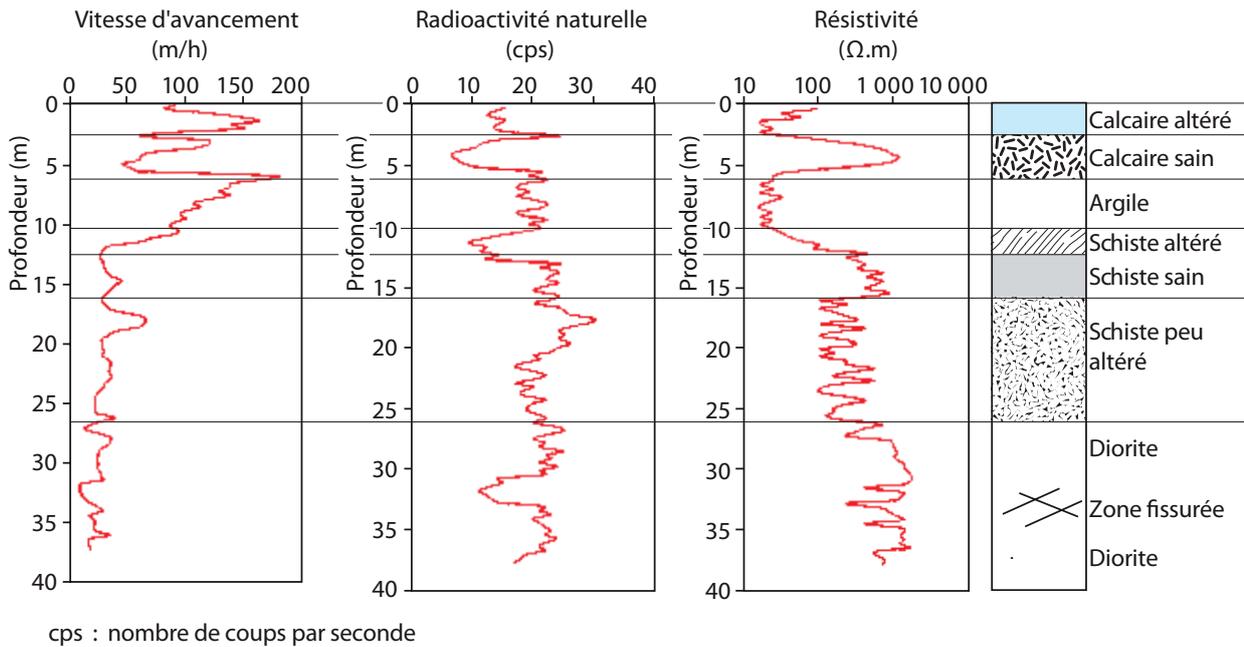


FIGURE 0.0.5 – Diagraphies de vitesse d’avancement, radioactivité naturelle et résistivité pour un forage avec différentes formations géologiques [Lagabrielle 2007].

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’inserts² (*fig. 0.0.7a*) en carbure de tungstène à liant cobalt (WC-Co) montées sur un corps moulé aussi en carbure cémenté. 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 taillants³ 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*

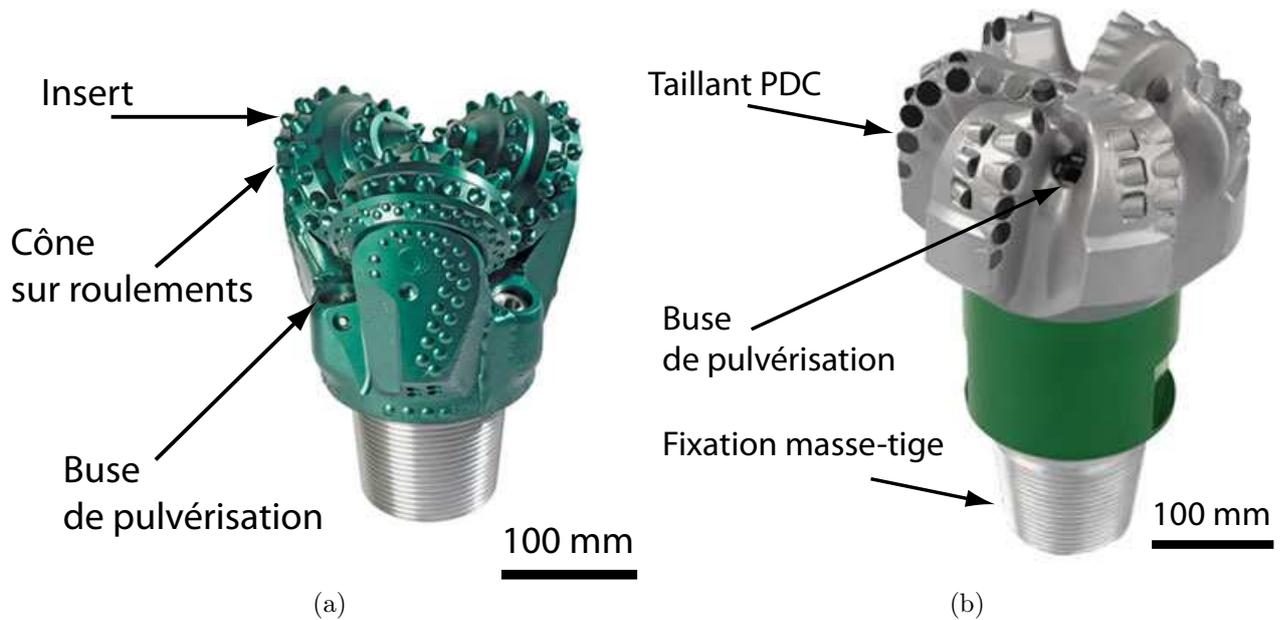


FIGURE 0.0.6 – Outils de forage : a - type tricône (Varel *HE23DMRSV*); b - type PDC (Varel *VTD616X*).

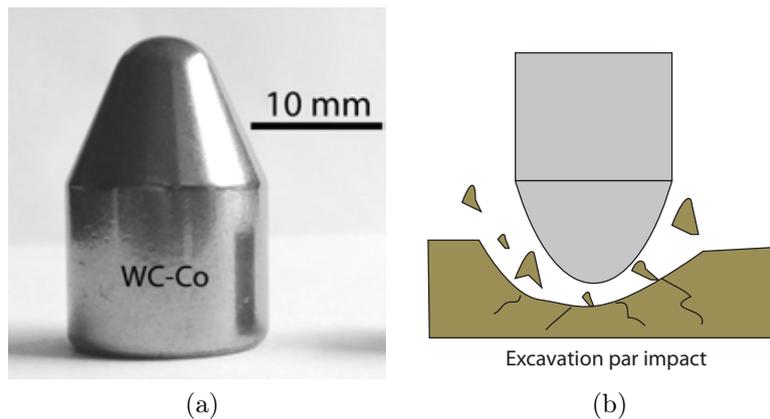


FIGURE 0.0.7 – Illustrations d'un insert en carbure de tungstène : a - photographie ; b - mode d'excavation.

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

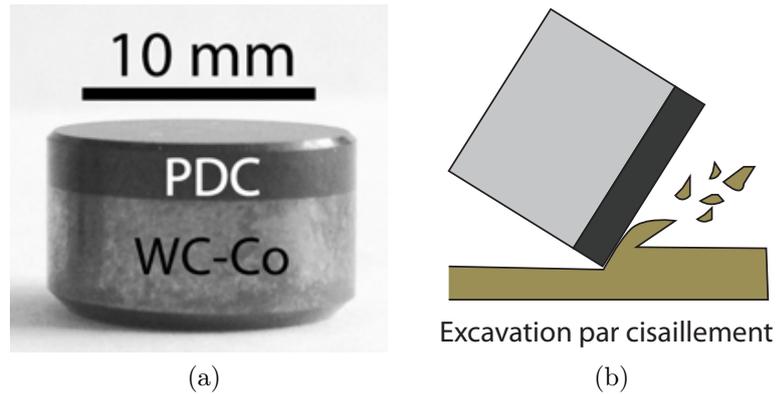


FIGURE 0.0.8 – Illustrations d'un taillant PDC : a - photographie ; b - mode d'excavation.



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.
- [ICSDP 2009] ICSDP. *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 tricorne 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 dent¹ (*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 coupe² 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 δ_e , il illustre son propos en déterminant qu'une distance minimale de 10 mm entre taillants adjacents permet de maximiser δ_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.

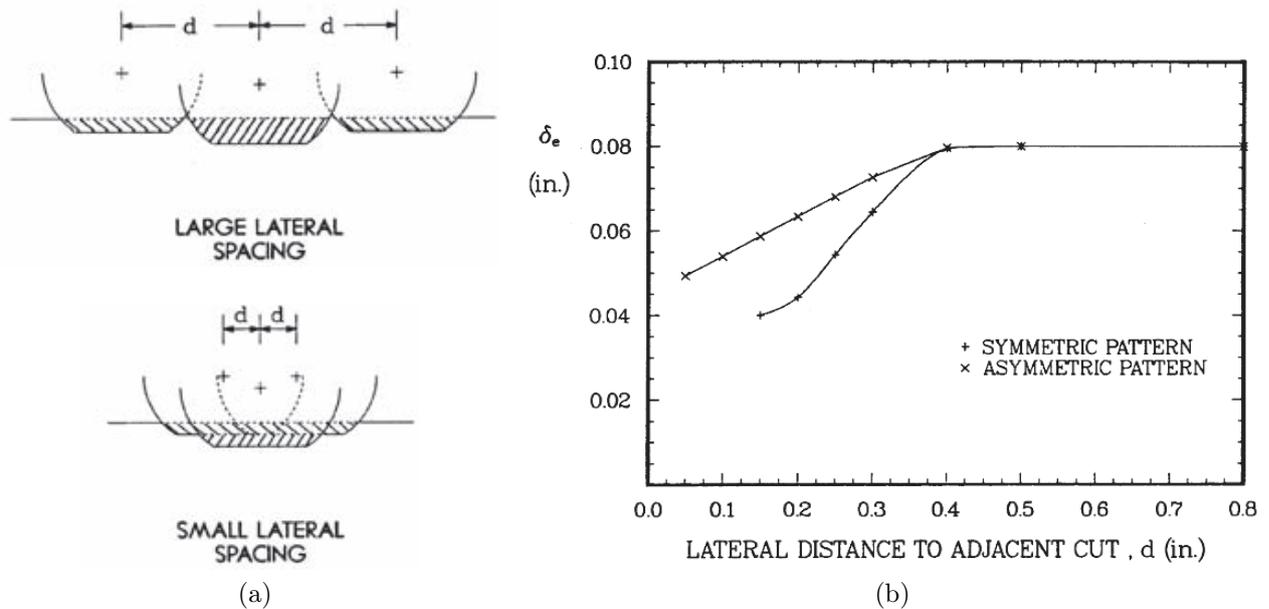


FIGURE 1.1.1 – Étude sur l'interaction entre taillants adjacents [Glowka 1987] : a - schémas sur l'écart entre taillants voisins ; b - évolution de la profondeur de passe effective en fonction de la distance entre taillants adjacents.

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.

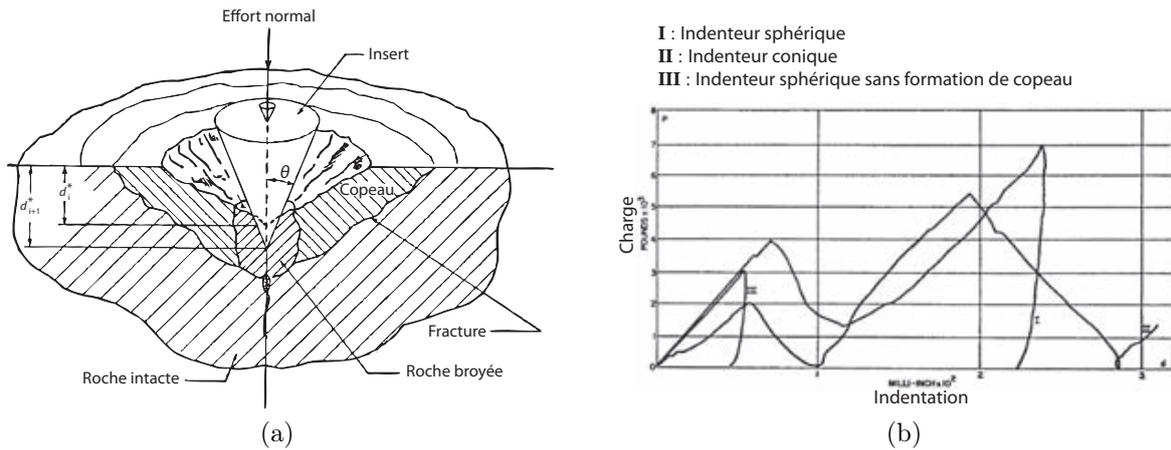
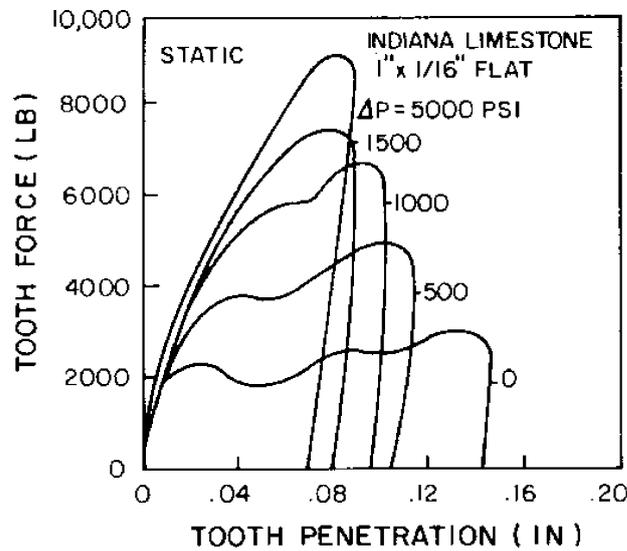


FIGURE 1.1.2 – Représentation de l'excavation par indentation par un insert conique [Miller 1968] : a - formation d'un copeau ; b - courbe d'essais d'indentation dans un calcaire.

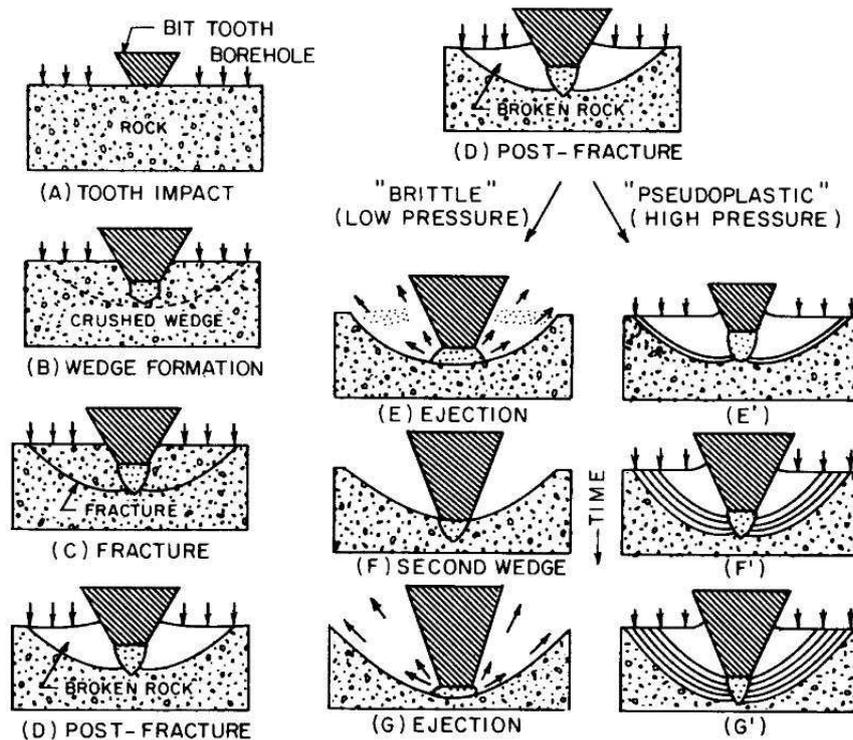
En condition de forage en rotation et en percussion, les inserts peuvent heurter la roche jusqu'à 50 fois par seconde avec des pressions d'alimentation de boues de 90 à 100 bars et à des vitesses de rotation allant de 75 à 200 $\text{tr} \cdot \text{min}^{-1}$ [Beste 2001]. Par conséquent, et comme le 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 δ (*i.e.* la profondeur de passe) en avant d'un outil incliné d'un angle de coupe α , dans une zone appelée plan de cisaillement formant un angle φ 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



(a)



(b)

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.

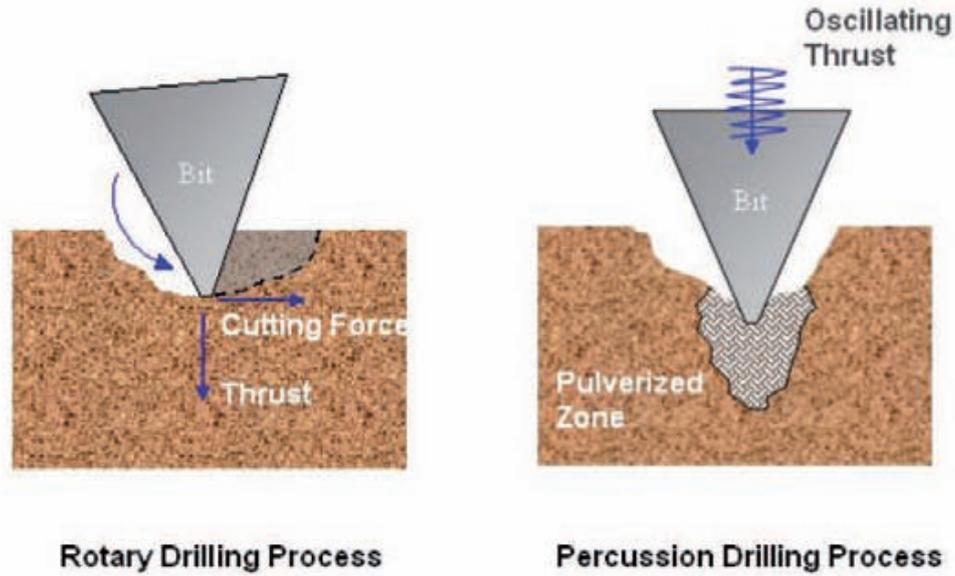


FIGURE 1.1.4 – Illustration du frottement et de l’impact de l’insert sur la roche [Han 2005].

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 ϕ_i défini par le critère de fracture de Mohr-Coulomb [Jaeger 2007]. Ce critère définit que la contrainte de cisaillement τ à la rupture d’une roche augmente de manière affine avec la contrainte normale de confinement σ de celle-ci (*eq.* 1.1.1). Le coefficient directeur ainsi obtenu est alors le coefficient de frottement interne de la roche μ_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 φ peut être mis en relation avec l’angle de frottement interne de la roche ϕ_i , l’angle de frottement entre le taillant et la roche au niveau de la face de coupe ψ et l’angle de coupe α 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

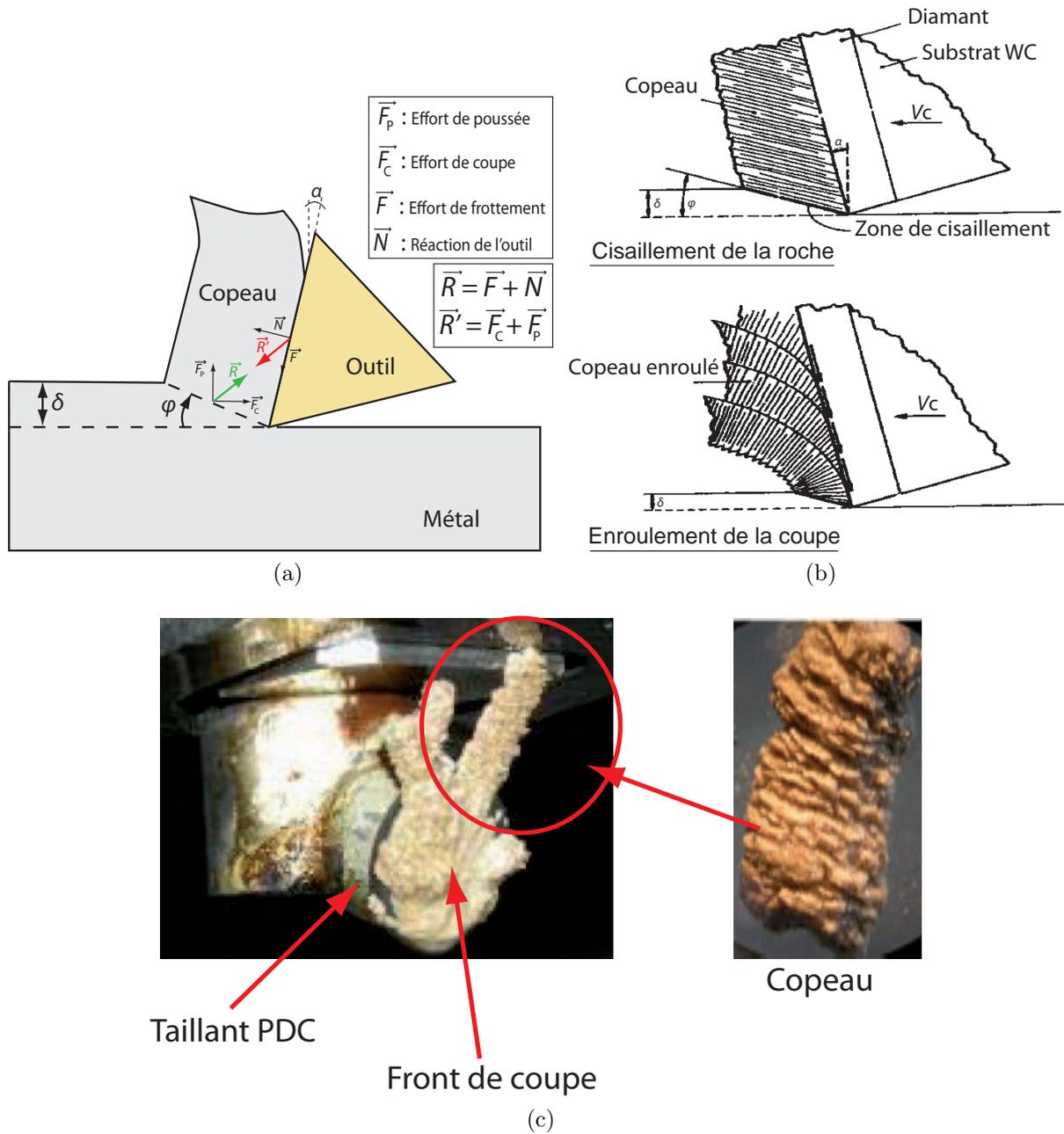


FIGURE 1.1.5 – Illustrations de la formation d'un copeau lors de la coupe : a - usinage des métaux [Usachev 1915, Merchant 1944]; b - coupe de la roche [Zijsling 1987]; c - essai de coupe sous pression de confinement allant de 7 à 70 bar dans un calcaire de l'Indiana [Rafatian 2009].

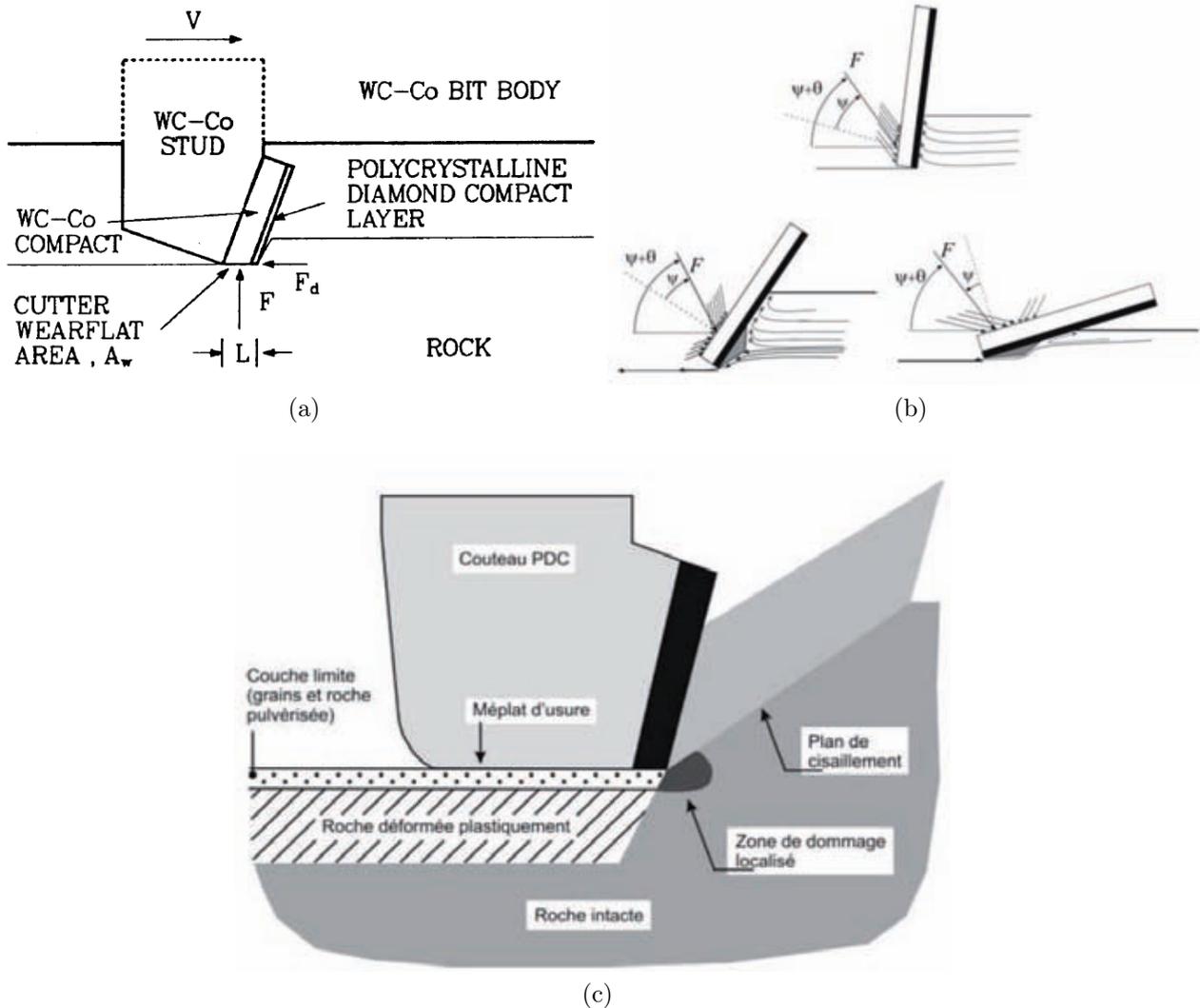


FIGURE 1.1.6 – Illustration du contact taillant/roche : a - formation d'un méplat d'usure et efforts associés [Glowka 1987] ; b - influence de l'angle de coupe sur la distribution des débris en front de taillant [Nguyen 1974, Detournay 1992b, Richard 1999] c - considération d'une couche de débris [Adachi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

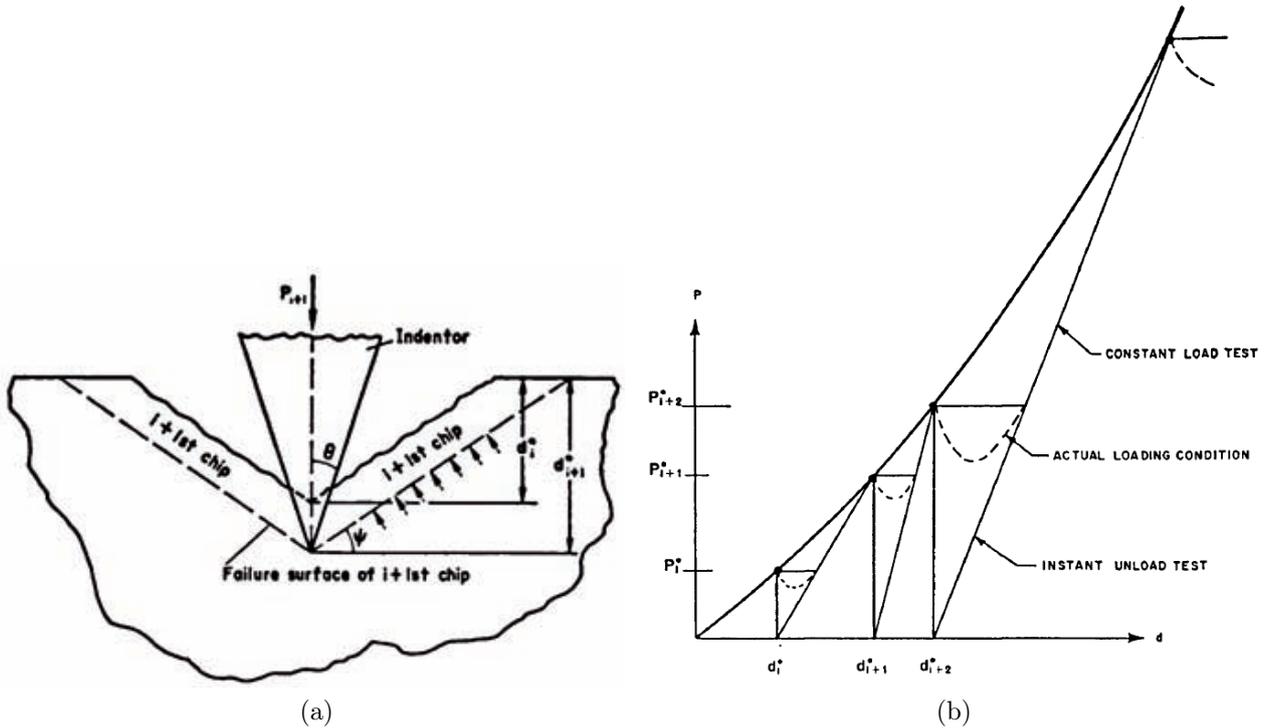


FIGURE 1.1.7 – Pénétration d'une dent conique dans la roche [Miller 1968] : a - illustration dans le plan ; b - évolution de l'effort en fonction de la pénétration.

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_θ reliant ces deux paramètres et le déclare dépendant de l'angle au sommet du pic θ 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

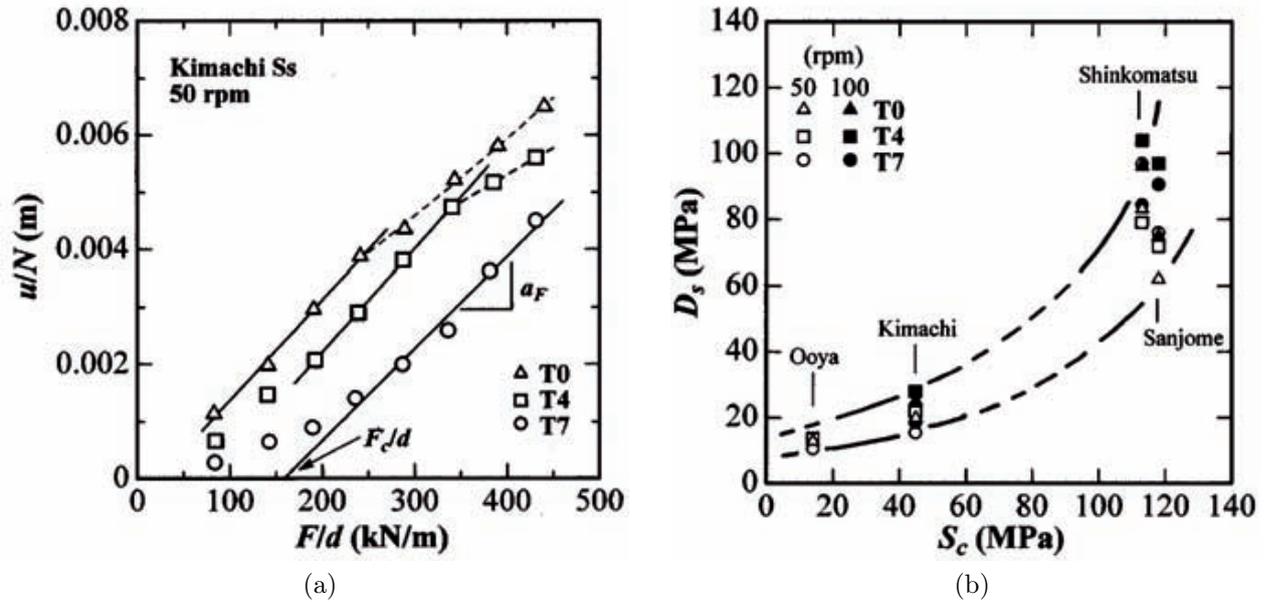


FIGURE 1.1.8 – Graphiques pour la détermination de la performance d'un forage [Karasawa 2002] : a - tracé u/N vs. F/d ; b - tracé D_s vs. S_c .

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.

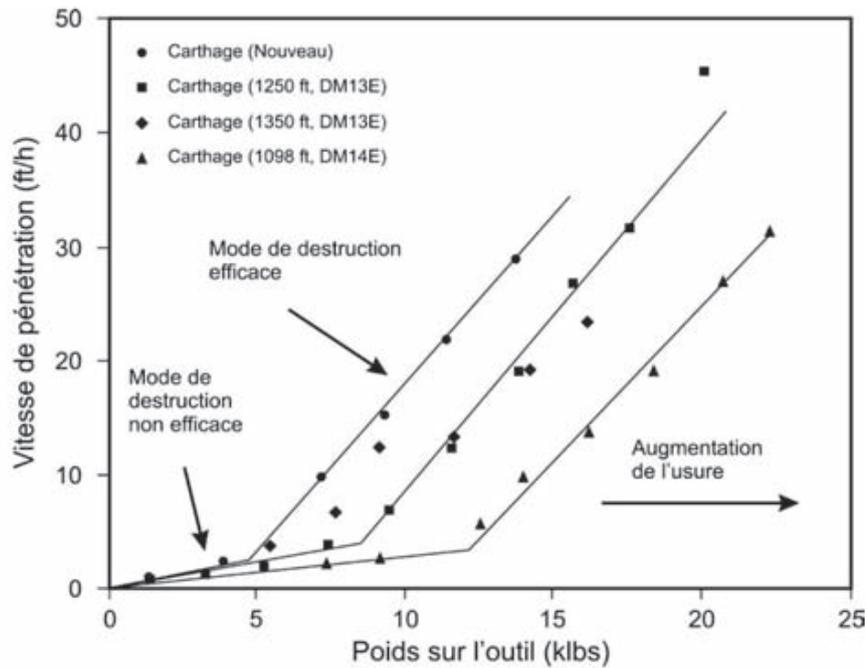


FIGURE 1.1.9 – Exemple de courbes de vitesse d’avancement en fonction du poids sur l’outil de type PDC ([Dagrain 2006] d’après [Sinor 1998]).

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

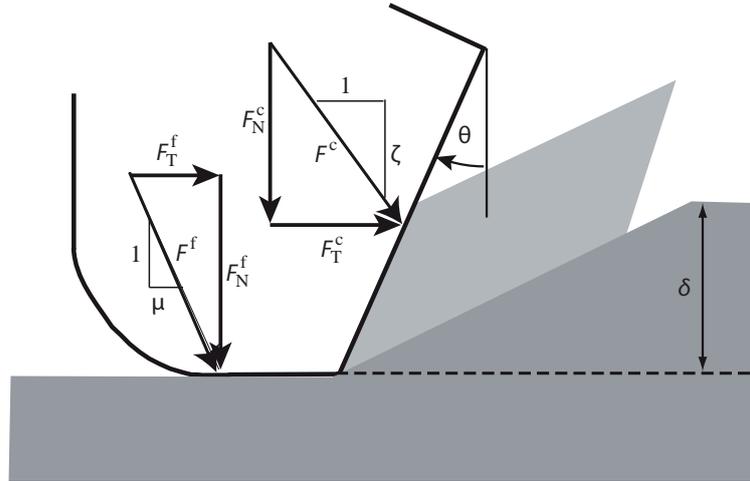


FIGURE 1.1.10 – Interactions entre un taillant usé et la roche [Detournay 1992b].

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** μ issu du rapport entre la composante transversale et la composante normale de frottement ;
- le **coefficient de coupe** ζ étant le rapport entre la composante normale et la composante transversale de coupe ;
- l'**énergie spécifique intrinsèque** ε 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), ε , 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 η 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, η 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

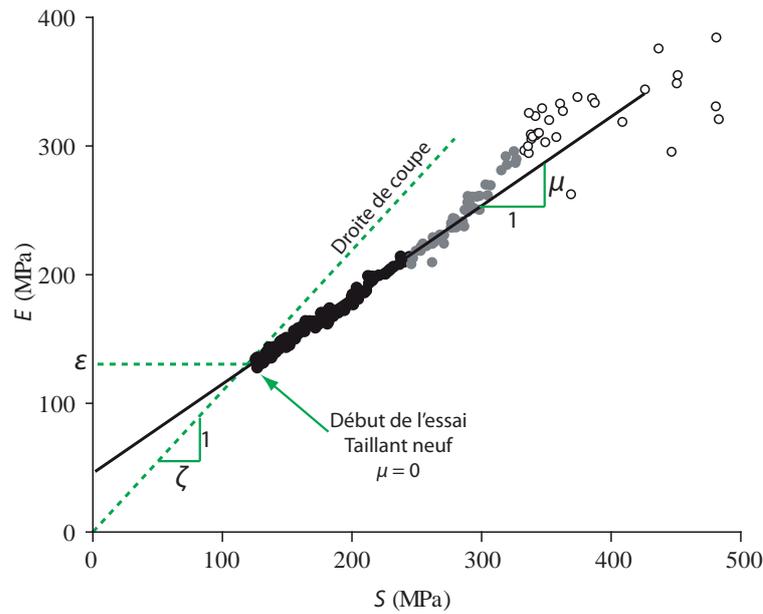


FIGURE 1.1.11 – Diagramme $E-S$ pour un essai de coupe dans un grès de Stancliffe [Detournay 2008].

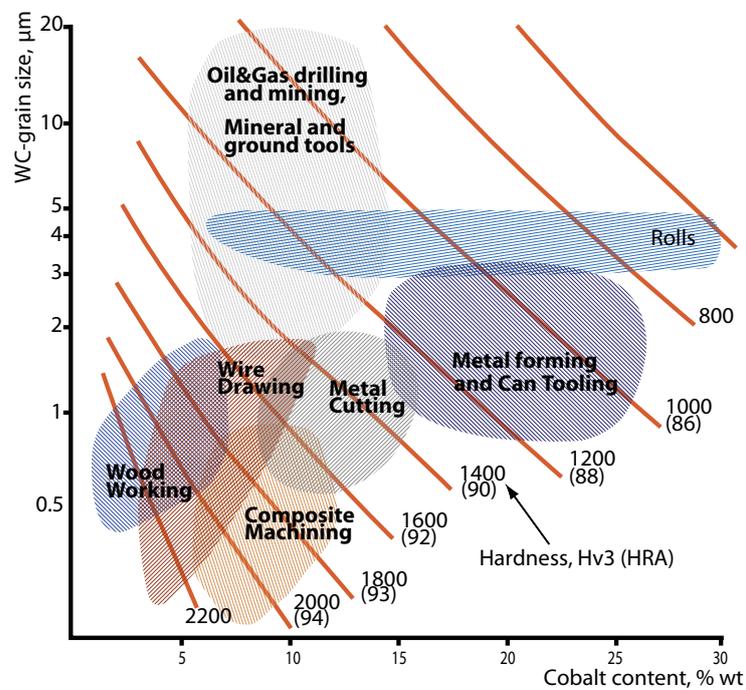


FIGURE 1.2.1 – Domaine d'application industriel du WC-Co en fonction de la taille de grain de WC et de la proportion de Co [SAN 2005].

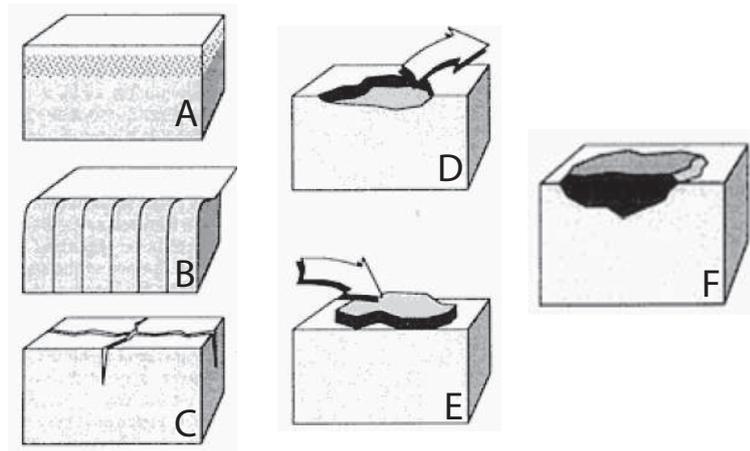


FIGURE 1.2.2 – Illustration des types d'endommagement de surface [Hogmark 1992].

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) :

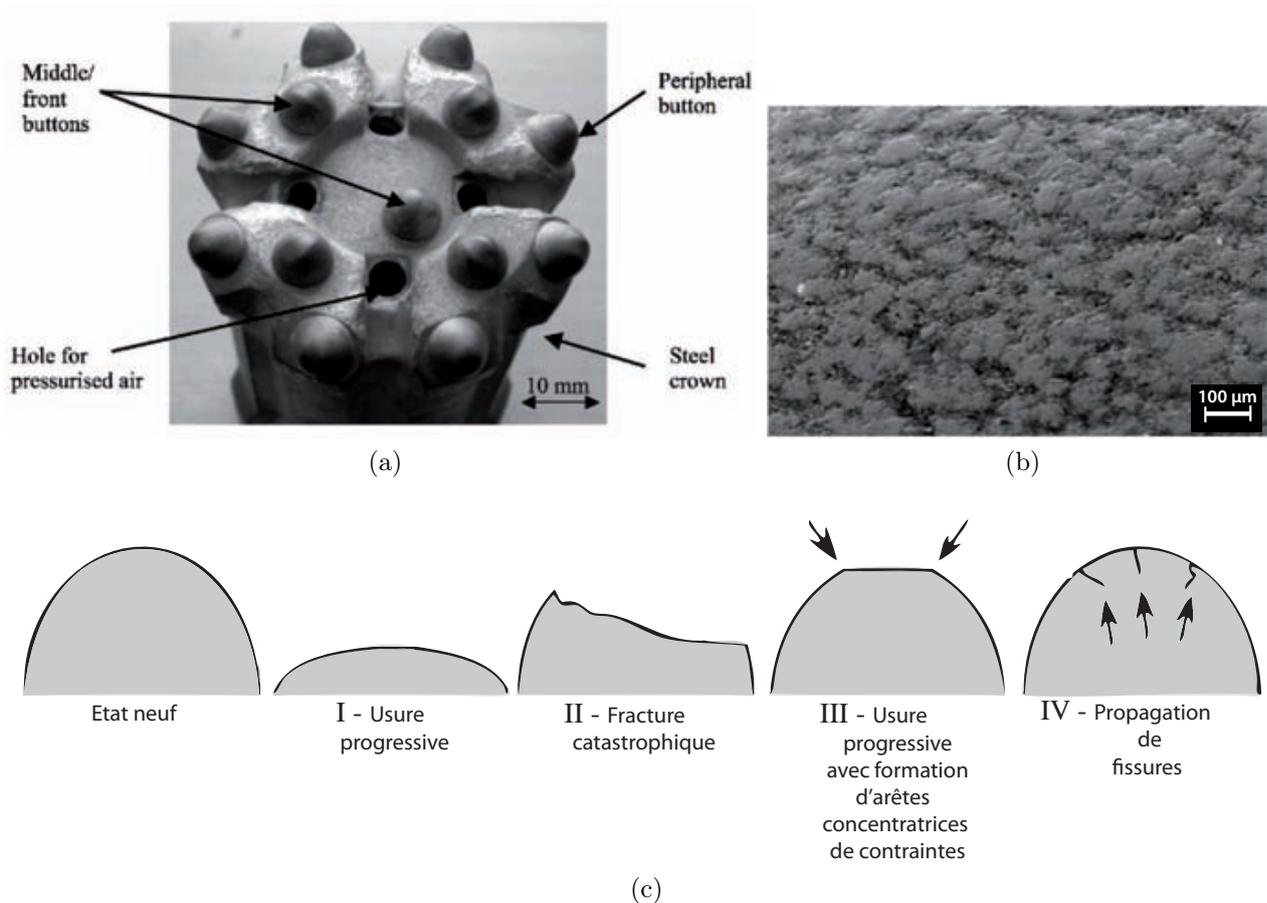


FIGURE 1.2.3 – Dégradation des inserts WC-Co [Beste 2008] : a - outil à inserts WC-Co pour l'industrie minière ; b - écaillage "peau de reptile" ; c - modes de dégradation d'un insert d'outil de percussion/rotation.

- 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).

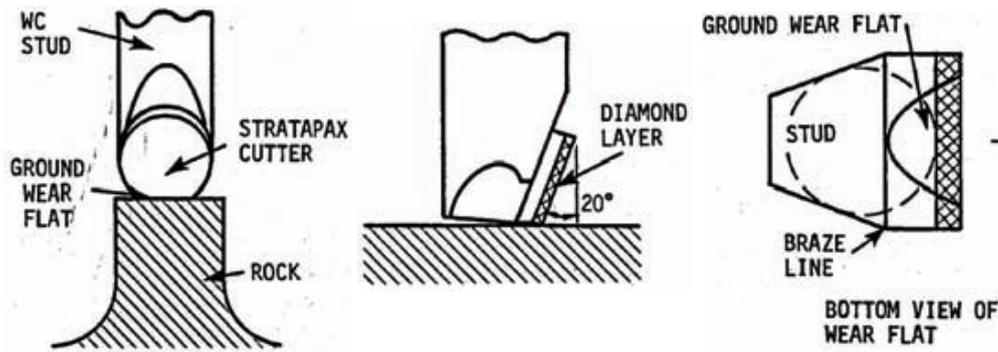


FIGURE 1.2.4 – Développement d'un méplat suite à une usure abrasive et/ou thermique [Kelsey 1981].

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 (SiO_2), l'alumine (Al_2O_3) et l'hématite (Fe_2O_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).

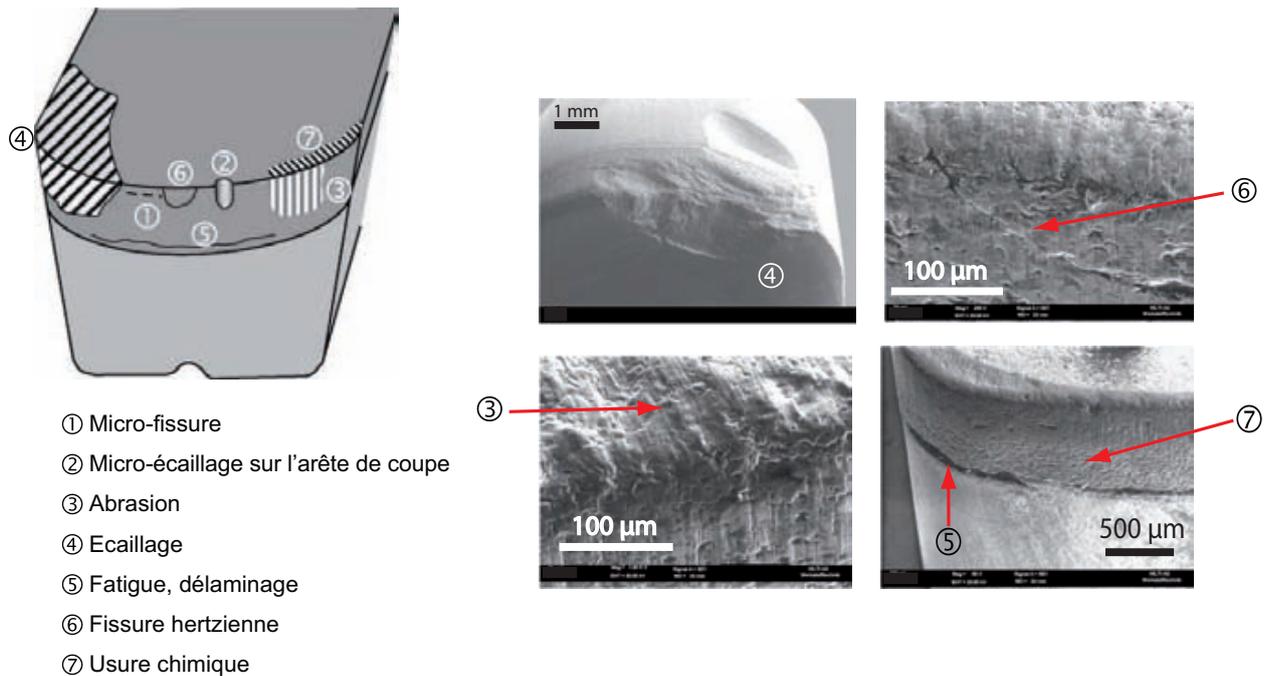


FIGURE 1.2.5 – Schématisation des modes d'usure des taillants PDC et micrographies correspondantes [Moseley 2009].

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 PDC³ 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*)

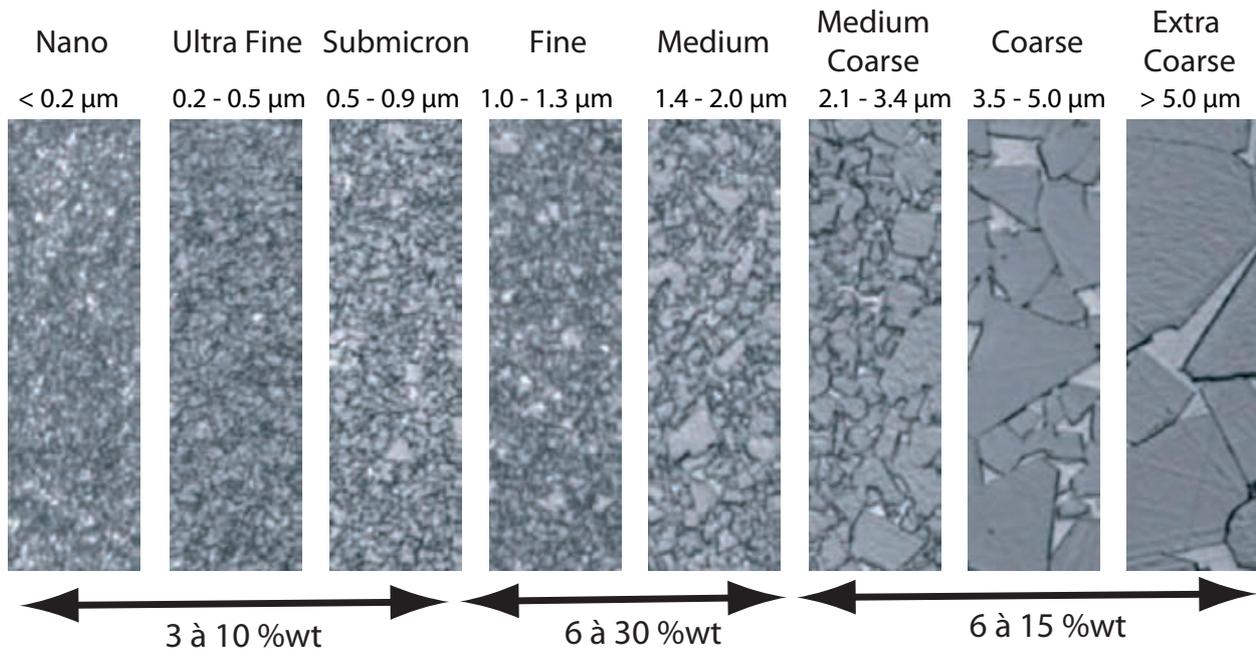


FIGURE 1.2.6 – Micrographie illustrant la variété de tailles de grain et de proportions de cobalt pour les carbures cémentés WC-Co commerciaux [SAN 2005].

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

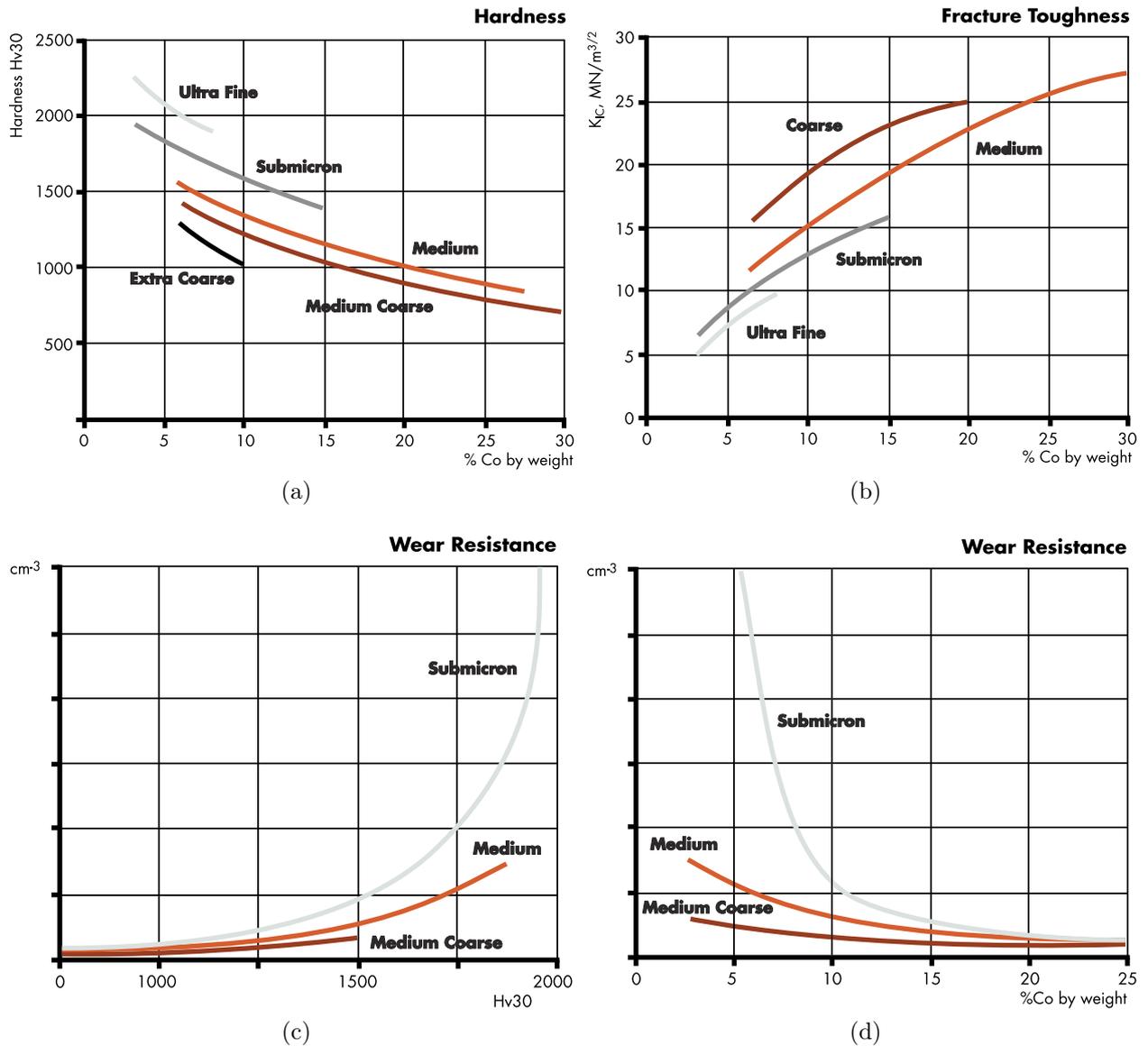


FIGURE 1.2.7 – Effets de la taille de grain et de la proportion de cobalt sur les propriétés mécaniques des carbures cémentés [SAN 2005] : a - dureté Vickers HV30 vs. %Co ; b - ténacité vs. %Co ; c - résistance à l'usure vs. dureté Vickers HV30 ; d - %Co.

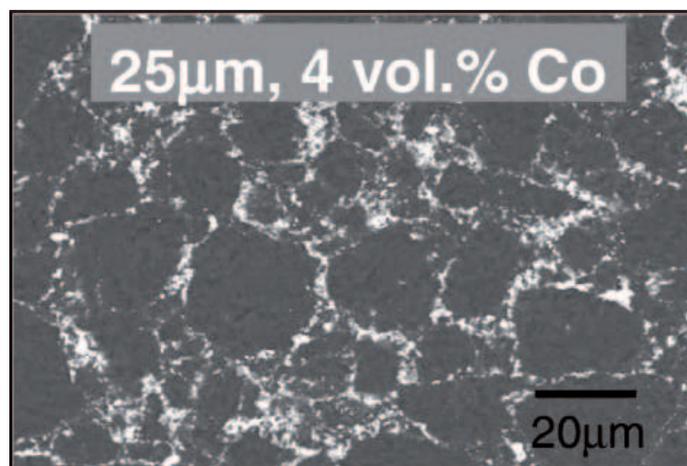
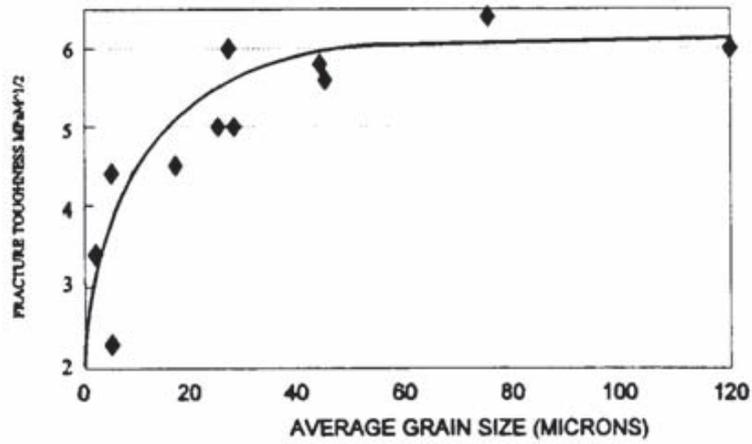
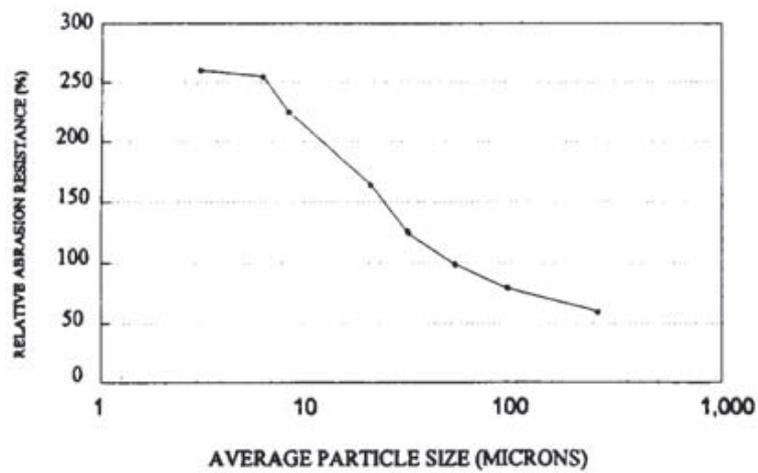


FIGURE 1.2.8 – Micrographie au MEB d'un échantillon PDC [Moseley 2009]



(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 cémenté 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 cémenté 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

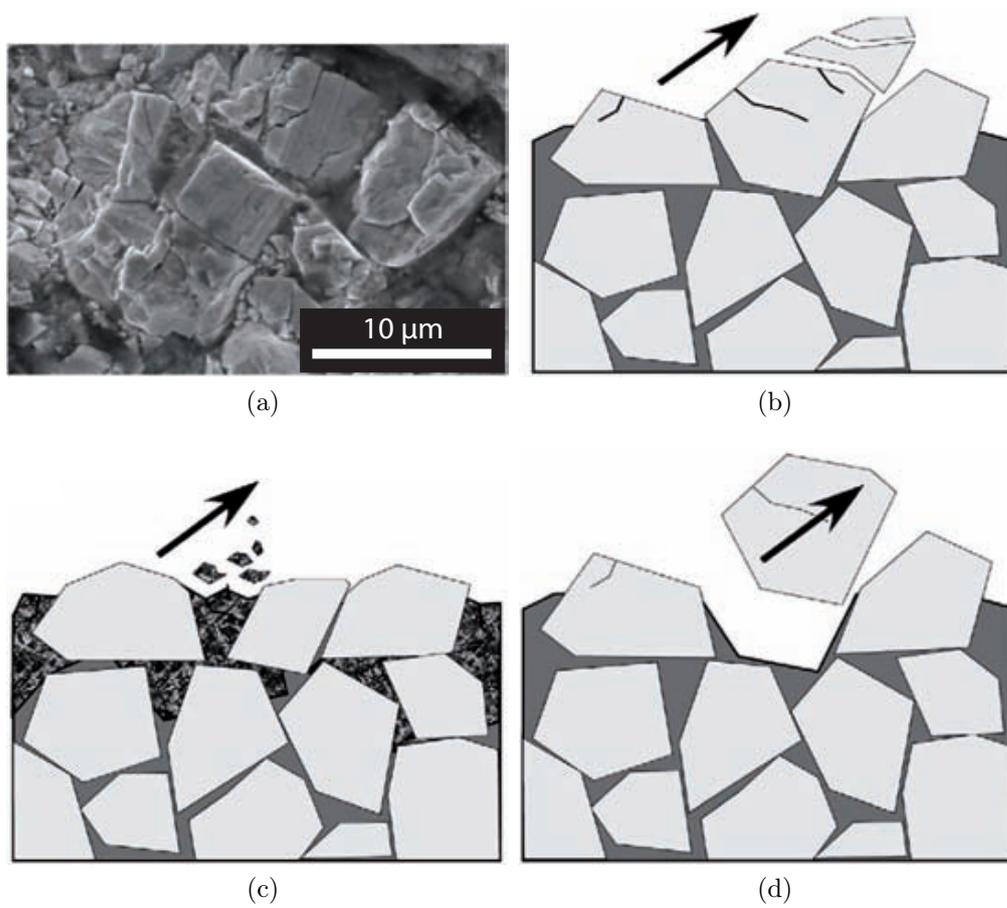


FIGURE 1.2.10 – Illustrations des mécanismes d’usure [Beste 2008] : a - observation au MEB de fractures de grains de WC ; b - fractures de grains de WC ; c - perte de phase Co en surface ; d - désolidarisation de grain WC.

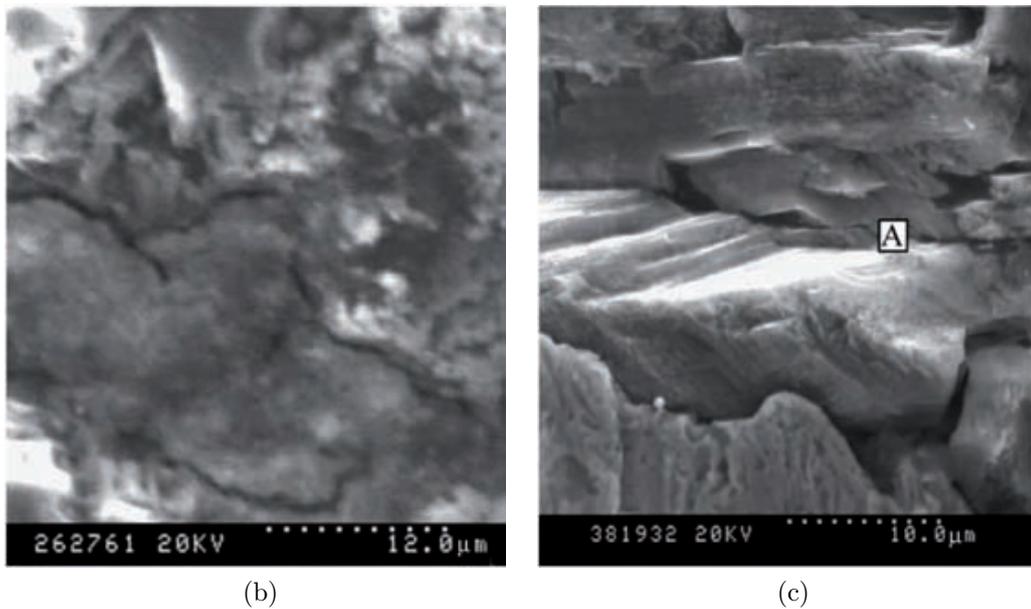
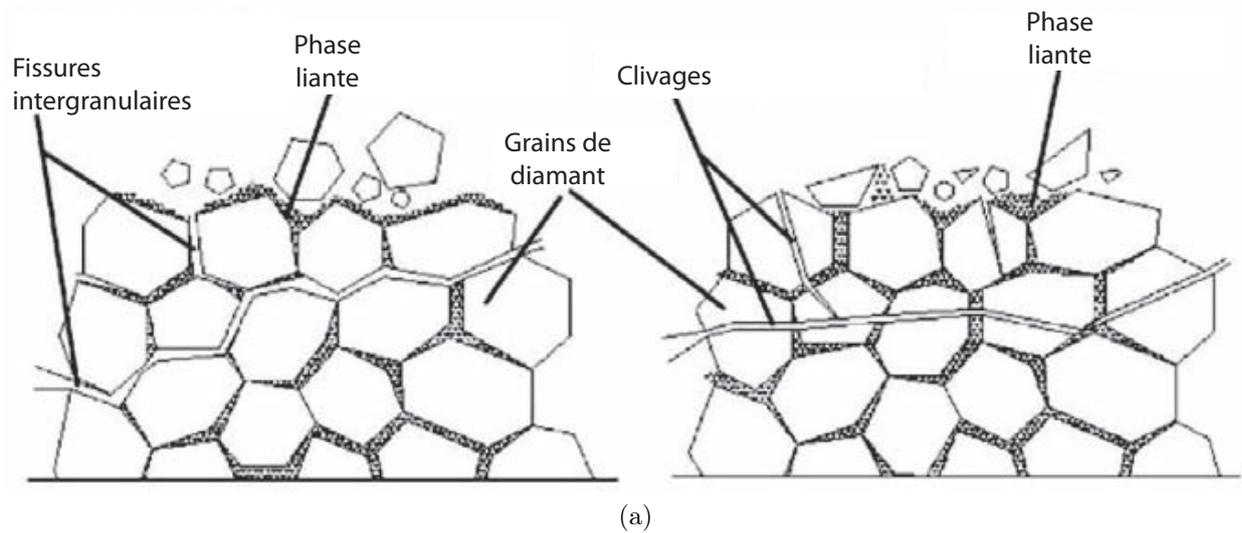


FIGURE 1.2.11 – Mécanismes microscopiques de rupture dans les PDC [Bai 2004] : a - schémas de fissuration intergranulaire et transgranulaire ; b - micrographie au MEB de fissurations ; c - micrographie au MEB de grains clivés.

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

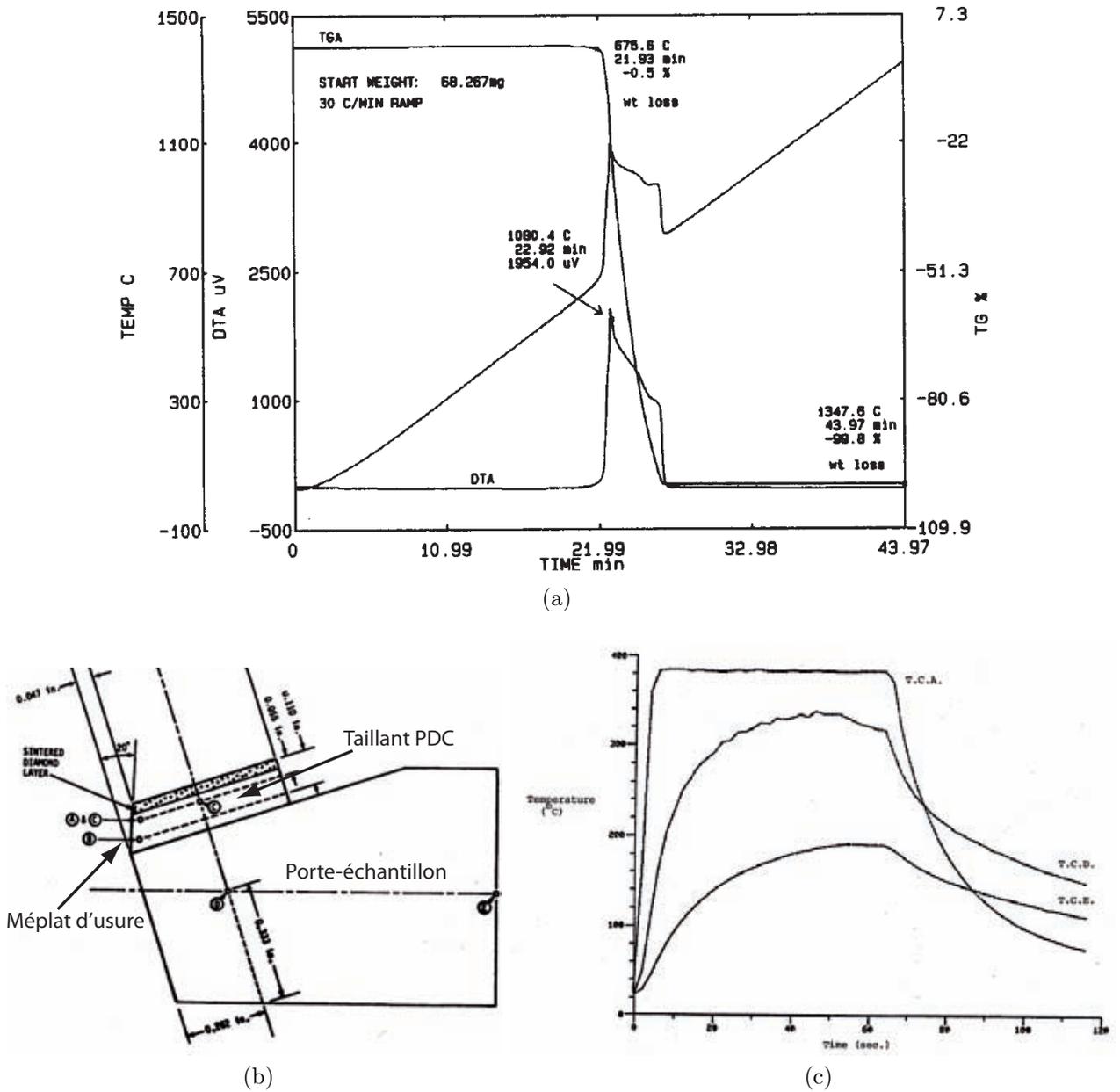


FIGURE 1.2.12 – Température de dégradation du diamant et température de contact taillant/roche : a - analyse thermogravimétrique d'une poudre de diamant [Miess 1996] ; b - plan des positions de thermocouples sur un taillant (A à E) [Hibbs 1983] ; c - acquisition de la température moyenne de contact taillant/roche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

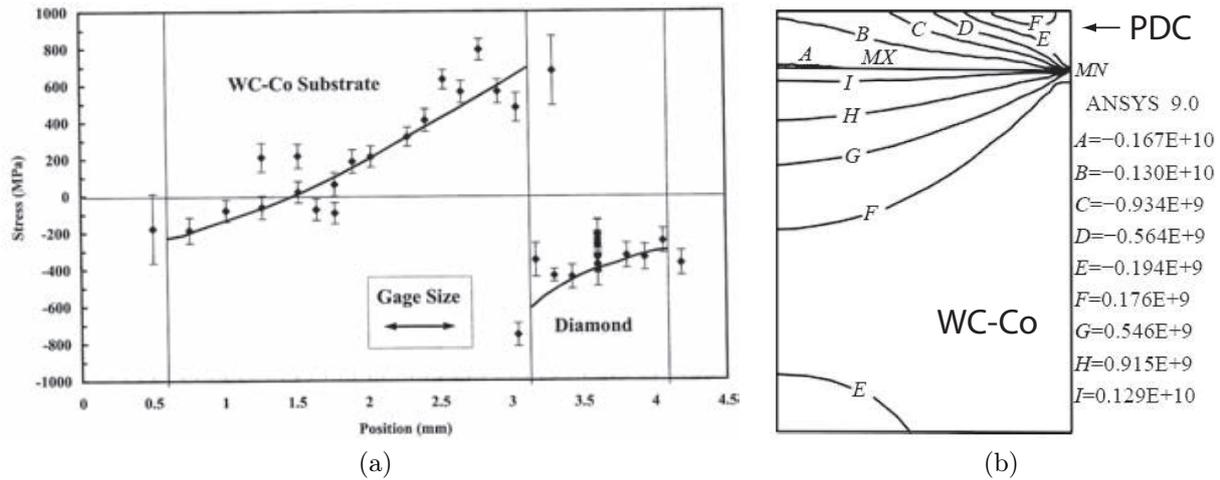


FIGURE 1.2.13 – Contraintes résiduelles dans le taillant PDC : a - mesures en composante radiale par diffraction de neutrons le long d’une section de taillant [Krawitz 1999] ; b - distribution de contraintes radiales (en Pa) sur une demi-section de taillant [Cao 2006].

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 μ . 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 μ_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 μ). 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 δ_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 ν_1 et ν_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] :

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

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

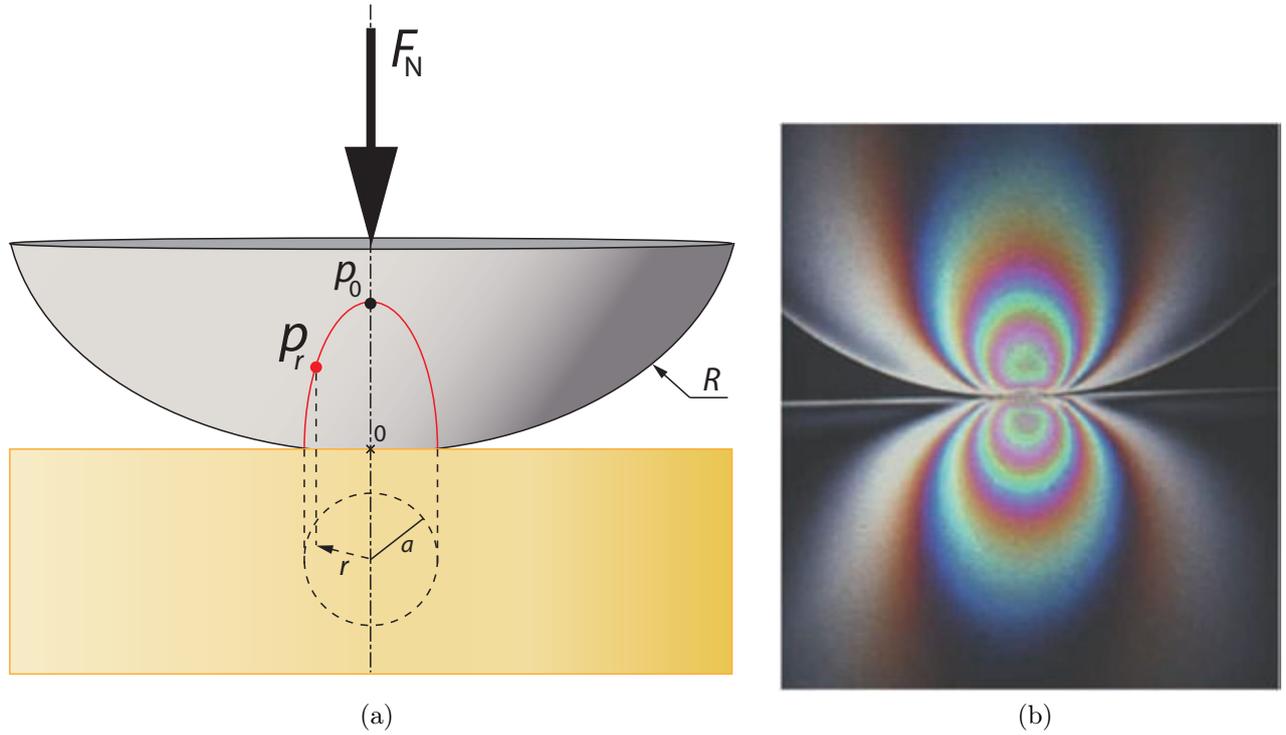


FIGURE 1.3.1 – Contact de Hertz pour un contact sphère-plan : a - illustration de la distribution de pression ; b - photoélasticimétrie avec visualisation de la distribution des contraintes dans des matériaux transparents [Inglebert 2012].

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

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

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

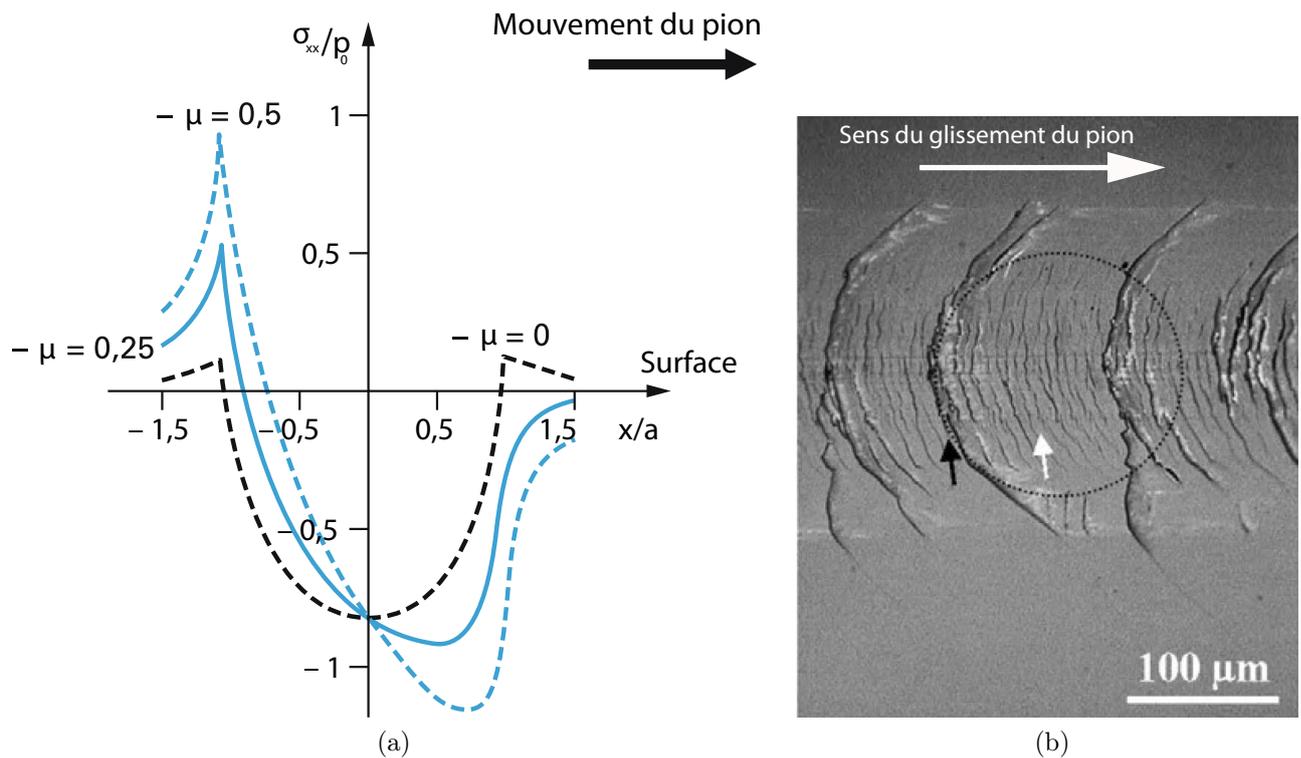


FIGURE 1.3.2 – Contact Hertzien lors du glissement d'un contact sphère-plan : a - distribution des contraintes lors du glissement ($\mu = 0$ cas statique et $\mu > 0$ cas dynamique) [Inglebert 2012]; b - Fissures en arc de cercle à la surface d'une céramique Si_3N_4 revêtue de verre après frottement 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 ARCHARD⁴ [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 μ et considère la dureté du taillant H_θ 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 mm^2 (*i.e.* 0.003 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

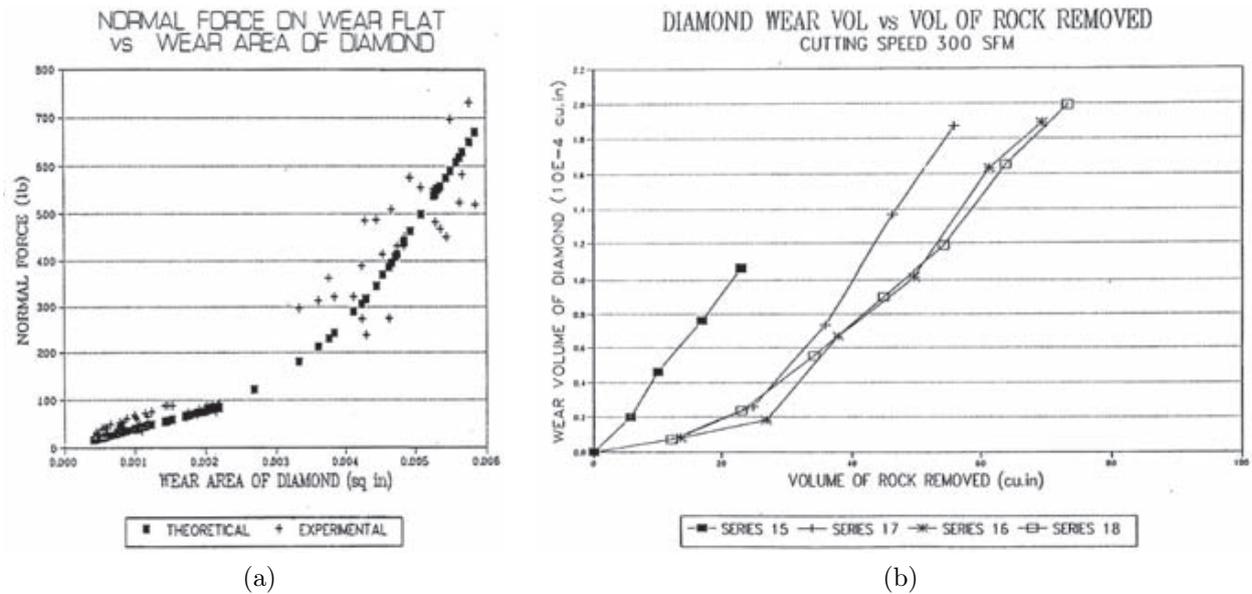


FIGURE 1.3.3 – Changement de régime d’usure à la frontière diamant/substrat [Appl 1992] : a - effort normal en fonction de l’aire du méplat d’usure ; b - volume de taillant usé en fonction du volume de roche usé.

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 ;

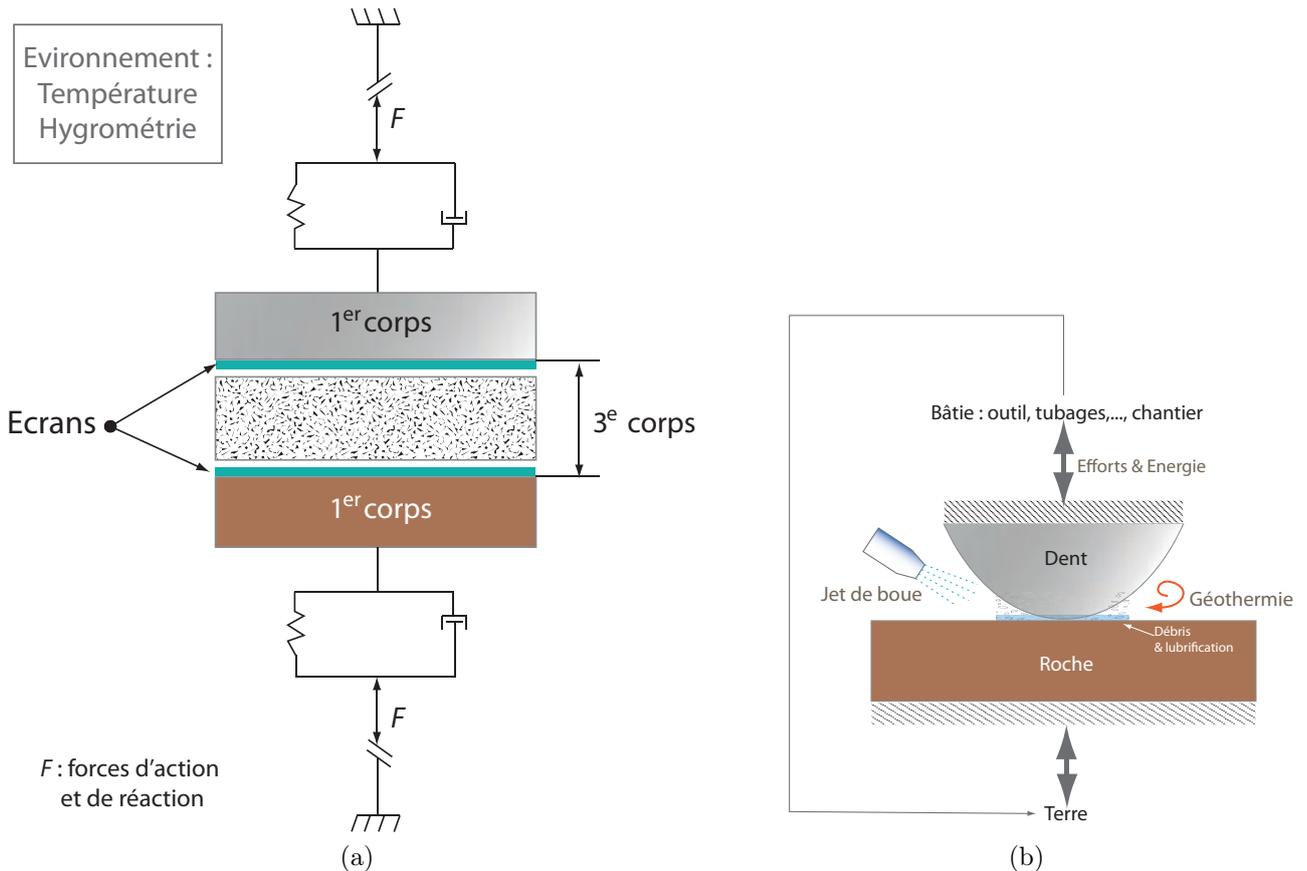


FIGURE 1.3.4 – Représentation du contact : a - triplet tribologique (d'après BERTHIER [Berthier 1998]) ; b - environnement du contact dent/roche.

- 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 μm) 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 μ_i de la roche.

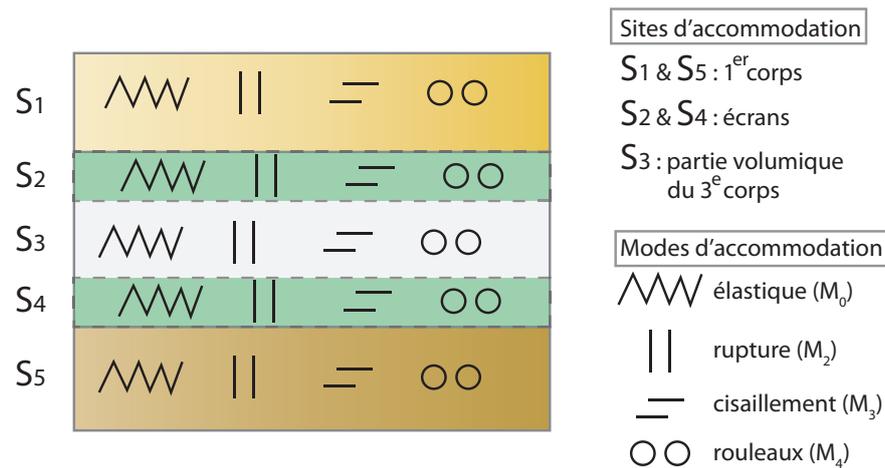


FIGURE 1.3.5 – Schémas des mécanismes d'accommodation de vitesse au niveau du contact (d'après [Berthier 1998])

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 ;

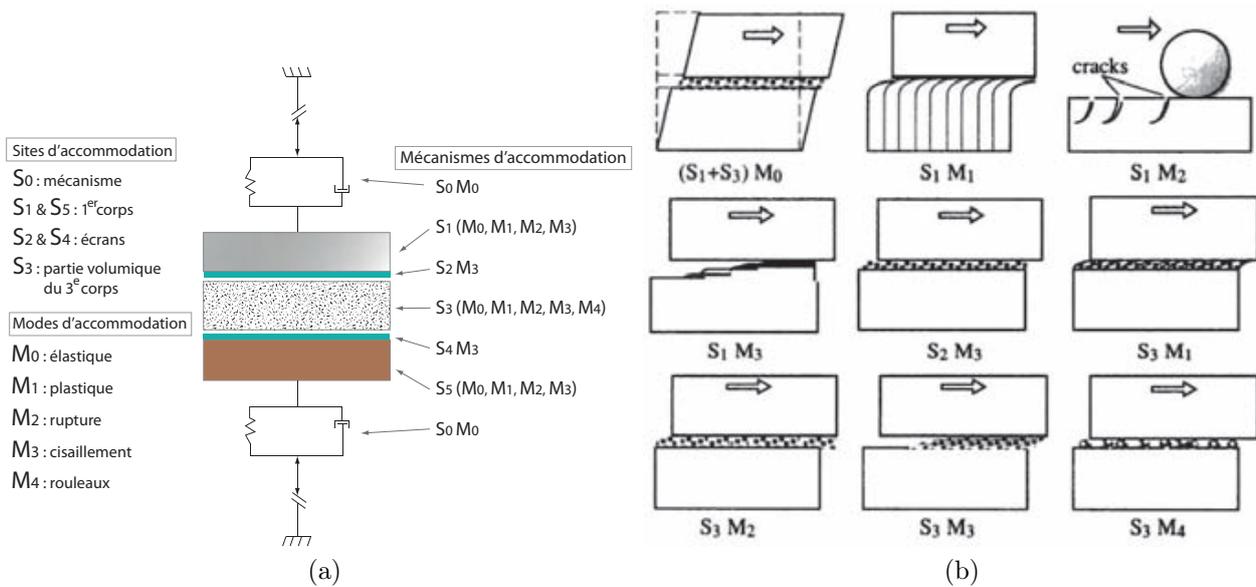


FIGURE 1.3.6 – Représentations des mécanismes d'accommodation [Denape 2001] : a - sites et modes d'accommodation du système tribologique ; b - mécanismes d'accommodation dans un contact frottant.

- S_3M_2 , fissurations des couches interfaciales ou broyage de particules ;
- S_3M_3 , cisaillement du troisième corps (*e.g.* lubrification)
- S_3M_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.

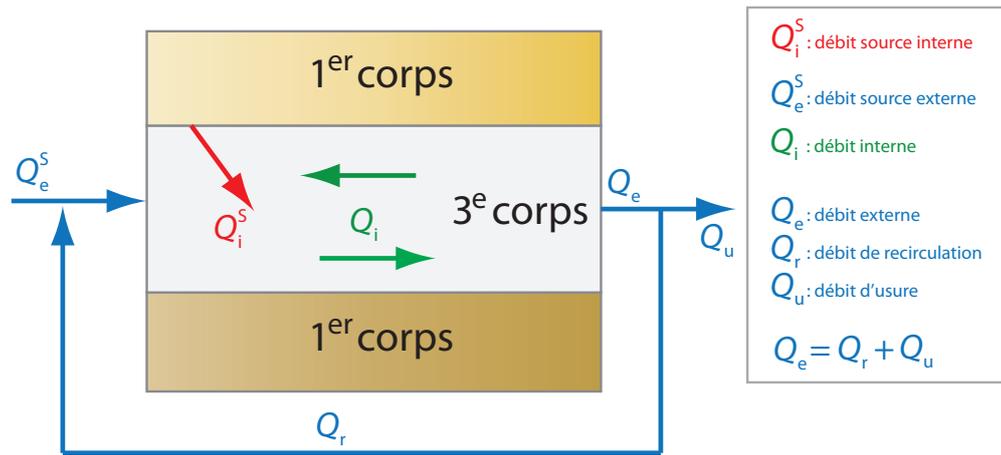


FIGURE 1.3.7 – Schémas du circuit tribologique (d'après [Berthier 1998]).

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 wcco 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. Sogioian. *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 5th 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 occurring 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.

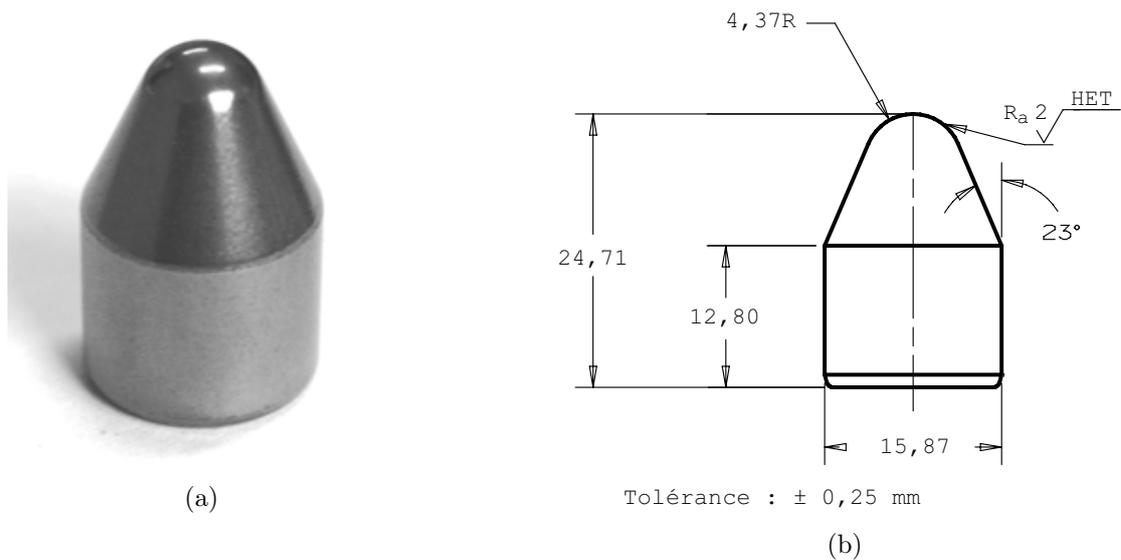


FIGURE 2.1.1 – Les géométries d'insert en WC-Co : a - photographie d'un insert ; b - plan du *Premium* (référence Varel CR-32748).

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 cémentés s'effectue en phase liquide à partir de poudres de WC et de Co à une température supérieure à 1280°C sous atmosphère réductrice. Le carbure cémenté ainsi densifié possède une phase liante majoritairement formée de cobalt de structure cubique à faces centrées dite β [Vasel 1985]. Une analyse DRX¹ (*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.

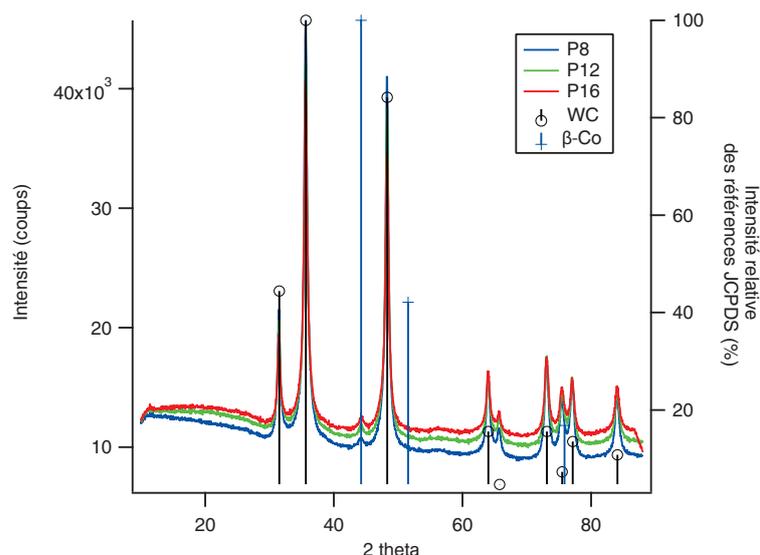


FIGURE 2.1.2 – Diffractogrammes des échantillons P8, P12 et P16 réalisés au centre de sections d'inserts.

des rayons X) des échantillons P8, P12 et P16 met clairement en évidence juste après frittage cette phase β -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 η 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 EDX² (*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.

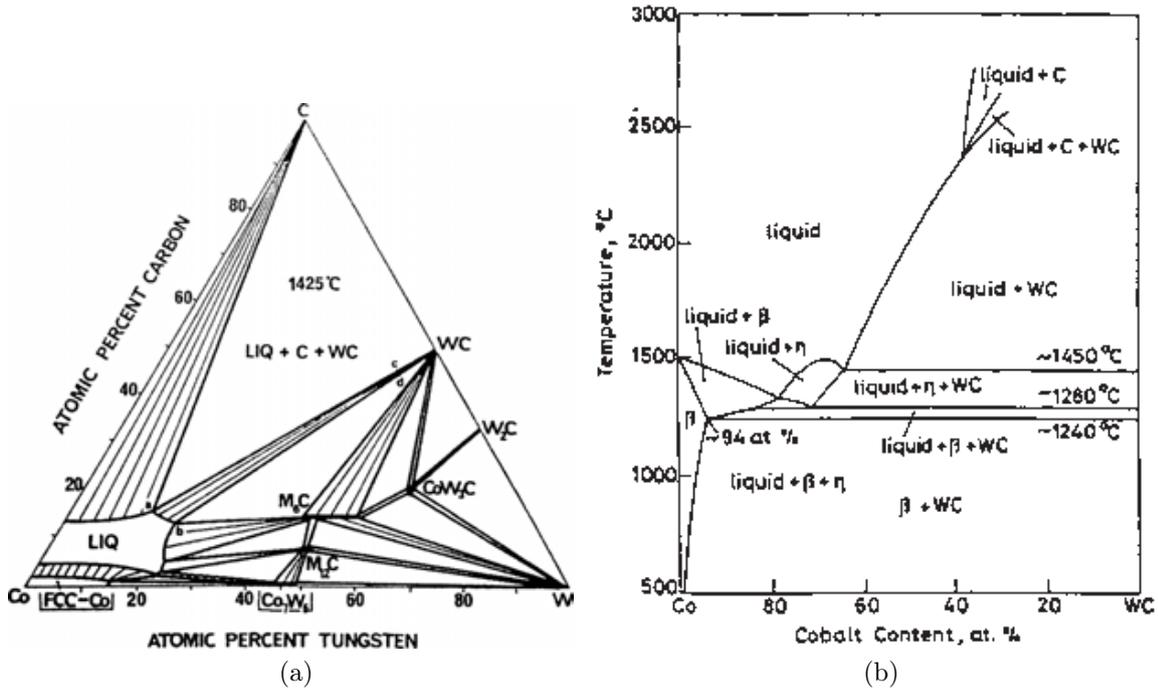


FIGURE 2.1.3 – Diagrammes de phase W-Co-C : a - coupe isotherme à 1425 °C du diagramme ternaire W-Co-C (avec M_3C phases η) [Åkesson 1982]; b - diagramme de phase pseudo-binaire WC-Co pour une composition W/C stœchiométrique [Grüter 1959].

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

Inserts	p_{Co} (%pds)	\varnothing_{WC} (μm)	d	E (GPa)	ν	H (HV 2 kg/10 s)	K_{IC} (MPa · m ^{1/2})
P8	8,0 ± 1,0	2,8 ± 0,7	15,03 ± 0,05	594 ± 10	0,19 ± 0,02	1326 ± 31	11,0 ± 0,4
P12	11,8 ± 2,0	7,0 ± 3,0	14,43 ± 0,05	546 ± 10	0,19 ± 0,02	1095 ± 29	19,5 ± 0,8
P16	14,5 ± 1,2	5,0 ± 1,3	14,06 ± 0,05	502 ± 10	0,22 ± 0,02	1061 ± 3	18,2 ± 0,2

énergie) effectuée à partir de plusieurs lignes de composition, de résolution spatiale de 200 μm 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 ± 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 microscope³, 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).

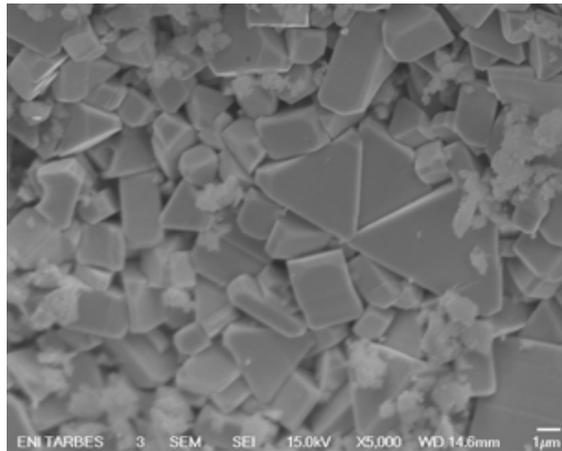


FIGURE 2.1.4 – Micrographie au MEB de grains de carbure de tungstène à la surface d'un insert (dans une zone d'impact dépourvue de cobalt formée par le traitement HET).

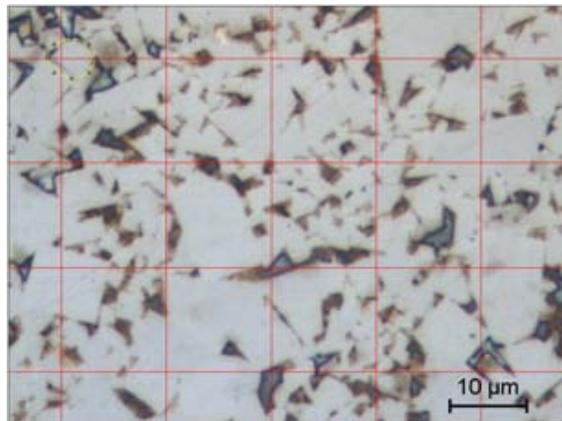


FIGURE 2.1.5 – Illustration de la technique de mesure de la distribution de la taille des grains par disposition d'une grille de criblage et mesure manuelle de $\bar{\varnothing}_{WC}$ sur une micrographie de l'insert P12 réalisée au microscope optique.

un ensemble de lignes horizontales et verticales espacées de $14\ \mu\text{m} \times 14\ \mu\text{m}$ 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 $\bar{\varnothing}_{WC}$ 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

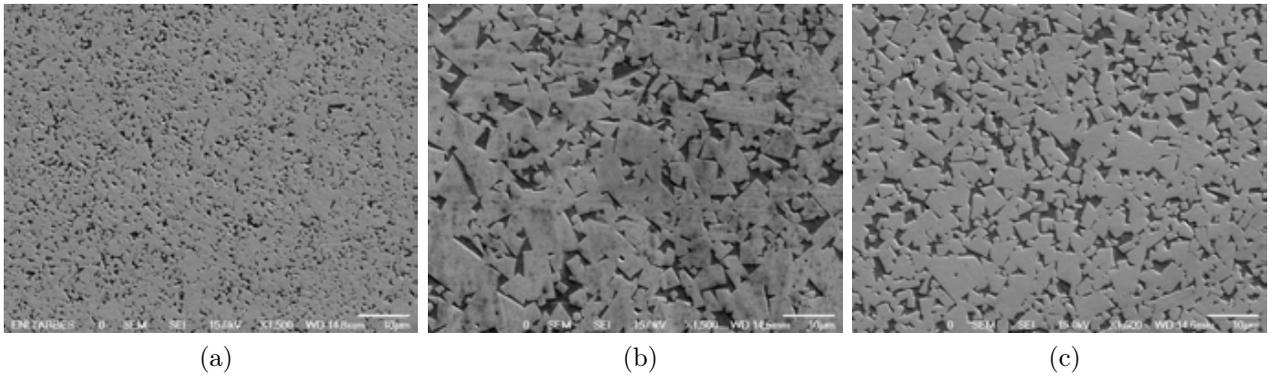


FIGURE 2.1.6 – Micrographies réalisées au MEB (grossissement 1500) sur les microsections des inserts de référence : a - P8 ; b - P12 ; c - P16.

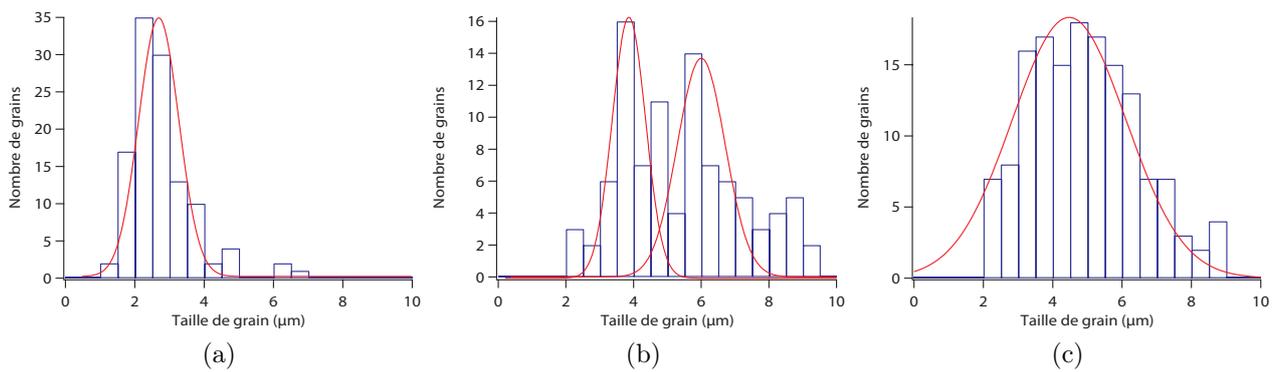


FIGURE 2.1.7 – Distribution de taille des grains : a - distribution monomodale du P8 ; distribution bimodale du P12 ; distribution monomodale du P16.

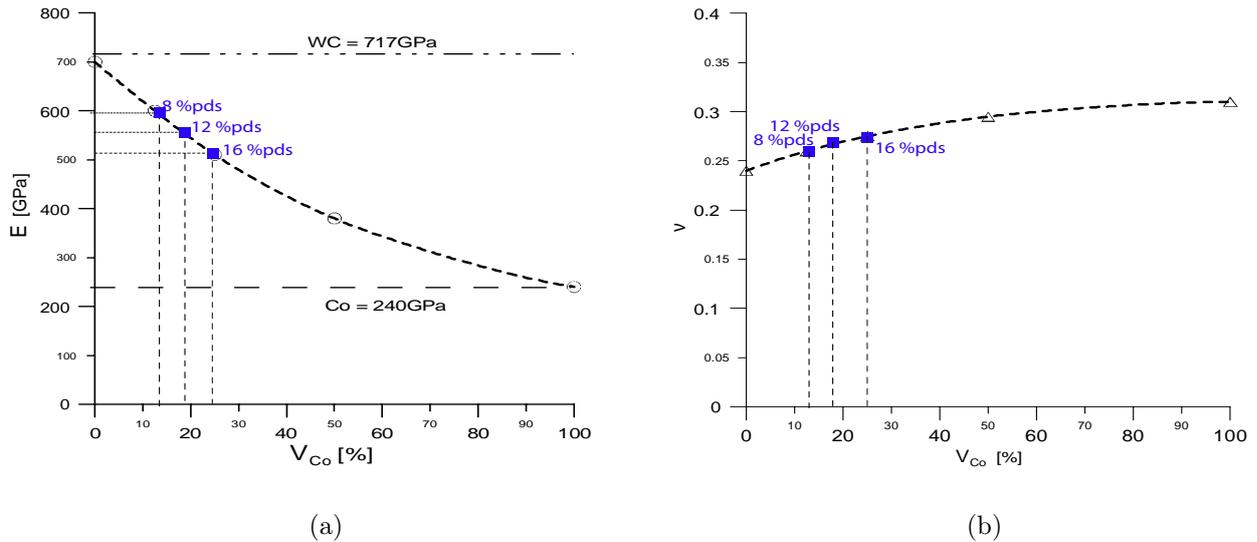


FIGURE 2.1.8 – Évolution des propriétés du WC-Co en fonction de la proportion de cobalt selon FELTEN *et al.* [Felten 2008] : a - module de Young ; b - coefficient de Poisson.

proportion de cobalt des inserts⁴.

Les modules de Young E et les coefficients de Poisson ν 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 ν augmente avec la proportion de cobalt dans le carbure cémenté (fig. 2.1.8b).

Les mesures de dureté H ont été effectuées par indentation Vickers⁵ 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 cémenté. 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.

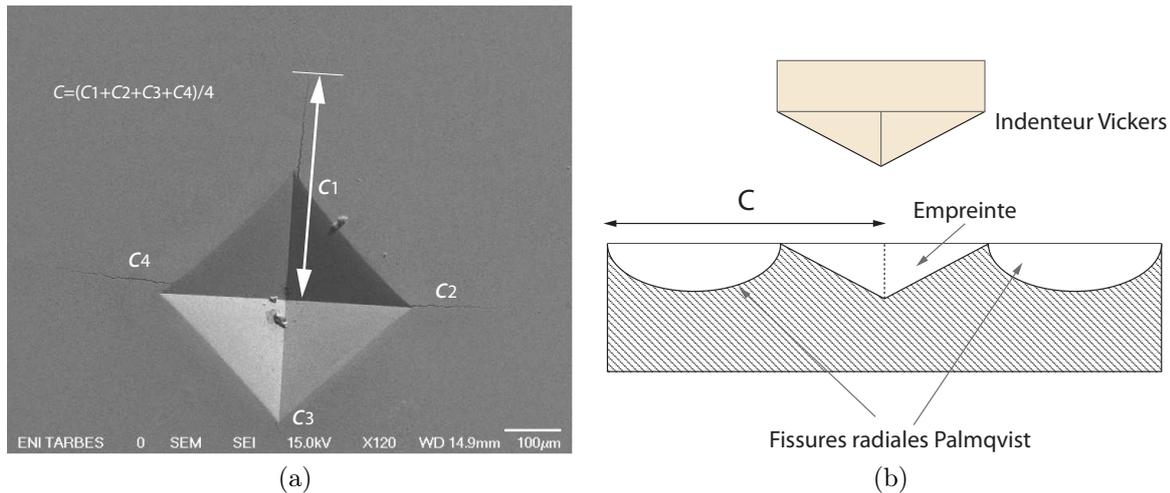


FIGURE 2.1.9 – Visualisation d'une empreinte Vickers et mesure de la longueur moyenne de fissuration : a - micrographie MEB ; b - schémas d'une vue en coupe avec fissures de type Palmqvist.

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 cémentés 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 δ 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 δ 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 cémentés. 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.

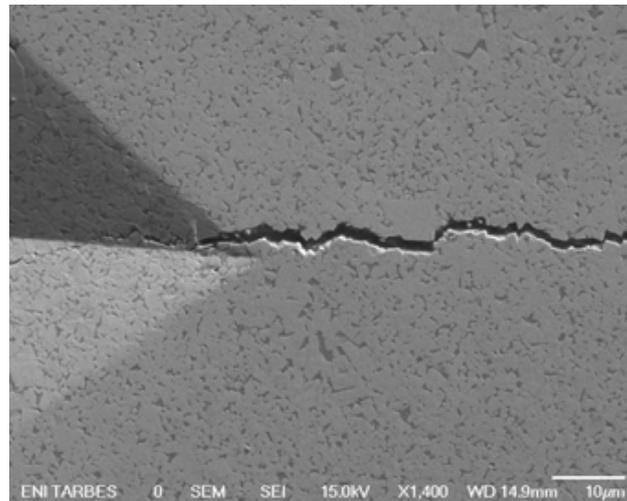
2.1.2 Inserts traités par revêtement réactif, imbibition et imbibition réactive

Les traitements de graduation des inserts

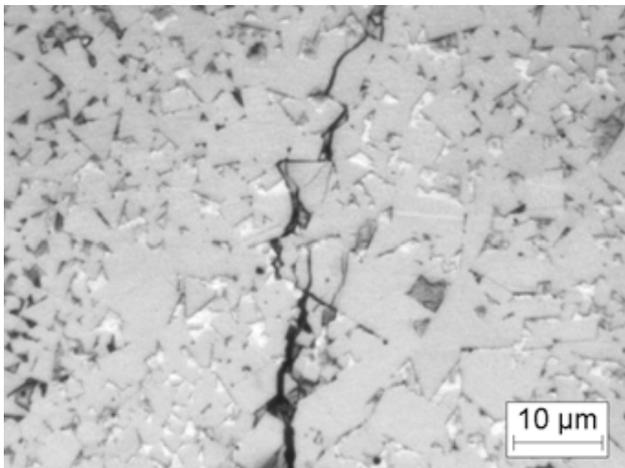
Bien que les carbures cémentés possèdent des possibilités de modulation de leurs microstructures par une sélection de la teneur en phase liante et de la taille des grains de WC, ceci se fait toujours au détriment soit de la résistance à l'abrasion de l'insert soit de la ténacité. Ainsi, les procédés 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] :

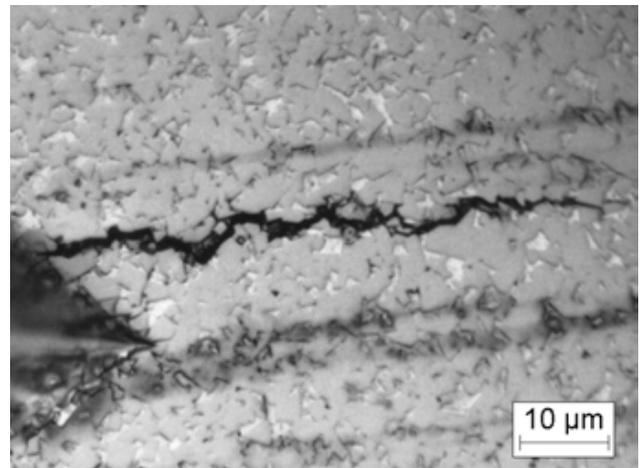
- le **revêtement réactif** consiste à appliquer sur la surface de l'insert un revêtement de nitrure de bore afin de produire des borures ternaires de type WCoB plus dur que le cœur de l'insert en WC-Co (*fig. 2.1.11*) et générer un gradient de dureté à partir de la surface. En effet, d'après SORLIER [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.

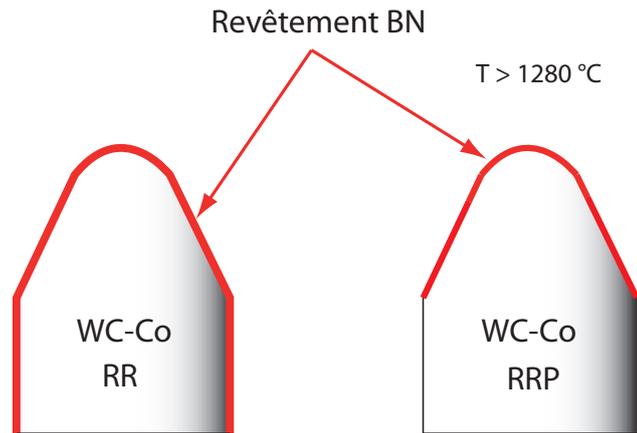


FIGURE 2.1.11 – Schémas de l'application du revêtement réactif RR et du revêtement réactif partiel RRP.

- 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

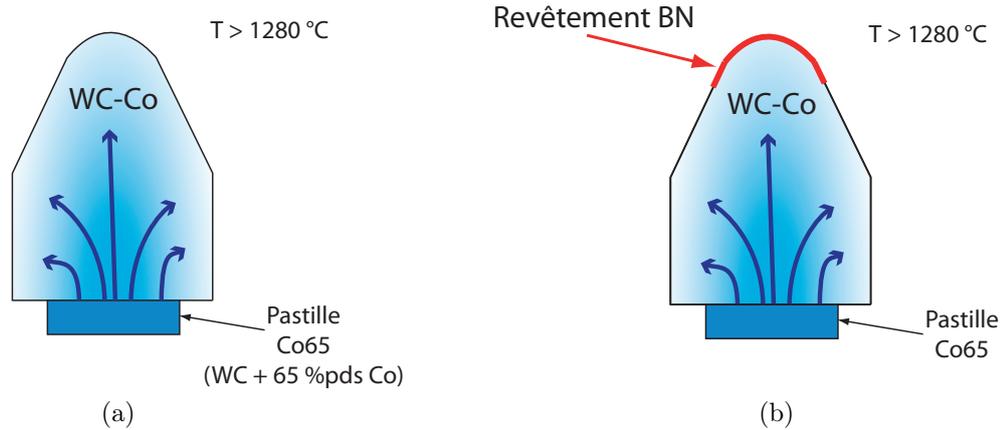


FIGURE 2.1.12 – Schémas de la migration du liquide Co65 lors de l'imbibition au-delà de la température eutectique de graduation associée ou non à l'application d'un revêtement BN réactif sur la partie conique de l'insert : a - imbibition seule ; b - imbibition réactive partielle.

traitement différentes au-delà de 1280 °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_{Co} effectuées sur les inserts de référence (*tab.* 2.1.1). Les valeurs de p_{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_{WC} autour de $2,8 \pm 1,1 \mu\text{m}$. 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 $1 \mu\text{m}$ alors que pour les inserts P12-RR10T2 et P12-IRP30, la différence est supérieure à $2 \mu\text{m}$. 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}^* (%pds)	\varnothing_{WC} (μm)	d	E (GPa)	H (HV 2 kg/10 s)	K_{IC} (MPa · m ^{1/2})
P8-I10	11,6 ± 3,6	2,9 ± 1,3	14,44 ± 0,13	513 ± 10	1189 ± 143 ∈ [903 ; 1329]	22,3 ± 2,1 ∈ [20,5 ; 26,6]
P8-IRP30	12,3 ± 4,3	2,8 ± 0,9	14,37 ± 0,13	476 ± 10	1332 ± 88 ∈ [1231 ; 1452]	17,4 ± 0,9 ∈ [16,6 ; 19,1]
P12-RR0T1	13,6 ± 1,8	5,6 ± 3,0	14,23 ± 0,05	503 ± 10	1063 ± 20 ∈ [1046 ; 1093]	25,6 ± 0,7 ∈ [24,6 ; 26,7]
P12-RR10T2	13,2 ± 1,4	4,8 ± 1,9	14,28 ± 0,05	547 ± 10	1094 ± 37 ∈ [1061 ; 1150]	27,1 ± 0,3 ∈ [26,7 ; 27,5]
P12-IRP30	15,8 ± 4,0	4,8 ± 2,4	14,02 ± 0,15	411 ± 10	1027 ± 30 ∈ [974 ; 1064]	21,1 ± 1,4 ∈ [19,3 ; 22,5]
P16-IRP10	17,1 ± 2,6	4,3 ± 1,6	13,89 ± 0,23	393 ± 10	982 ± 53 ∈ [929 ; 1061]	22,7 ± 0,4 ∈ [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

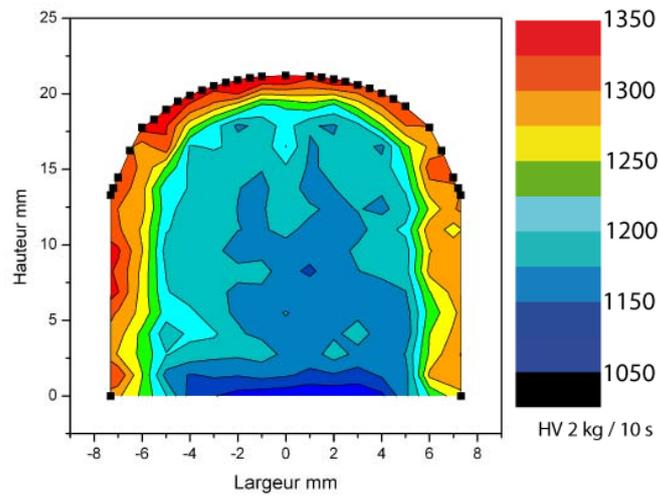


FIGURE 2.1.13 – Cartographie de la dureté d'un insert grade-Q après graduation par imbibition réactive d'après THER [CdM 2010].

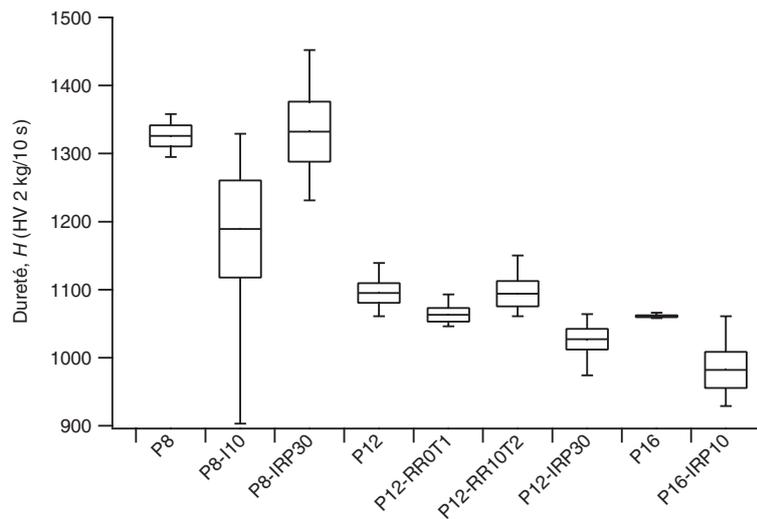


FIGURE 2.1.14 – Duretés moyennes, dispersions et amplitudes mesurées sur les sections d'inserts de référence et traités le long de l'axe de révolution.

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 ΔK_{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.

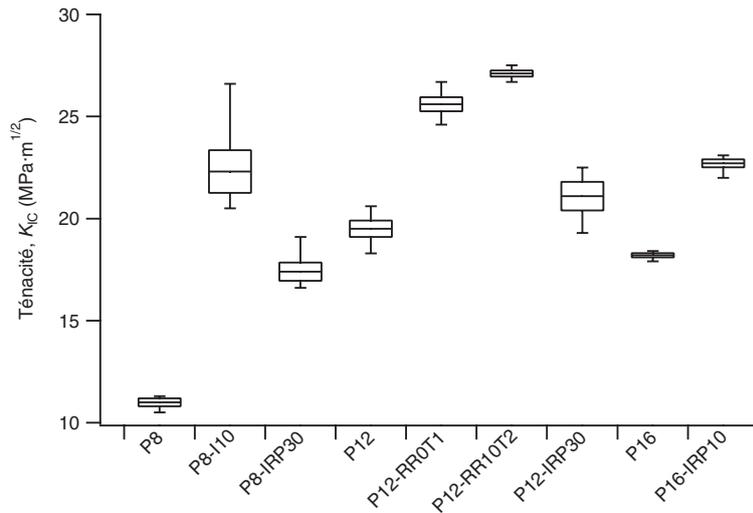


FIGURE 2.1.15 – Ténacités moyennes, dispersions et amplitudes mesurées sur les sections d'inserts de référence et traités le long de l'axe de révolution à partir de dureté Vickers sous 150 kg durant 10 s.

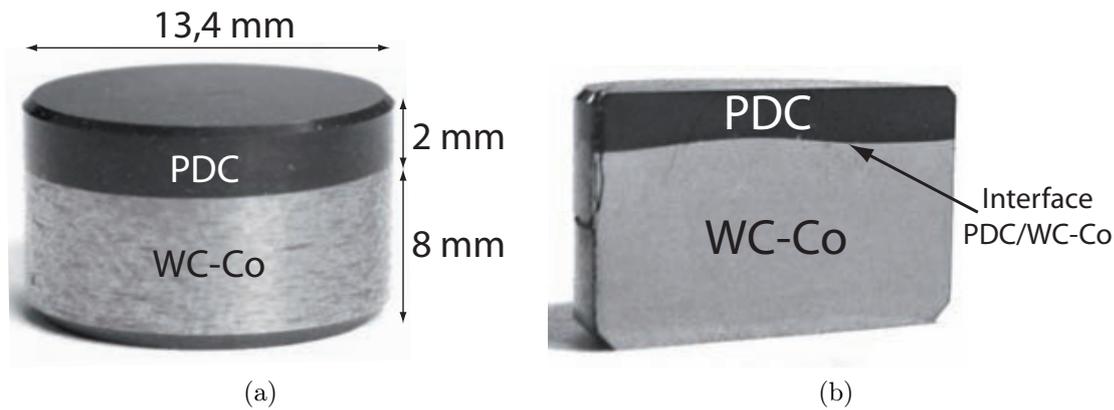


FIGURE 2.2.1 – Le taillant PDC : a - vue d'ensemble ; b - vue en coupe.

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

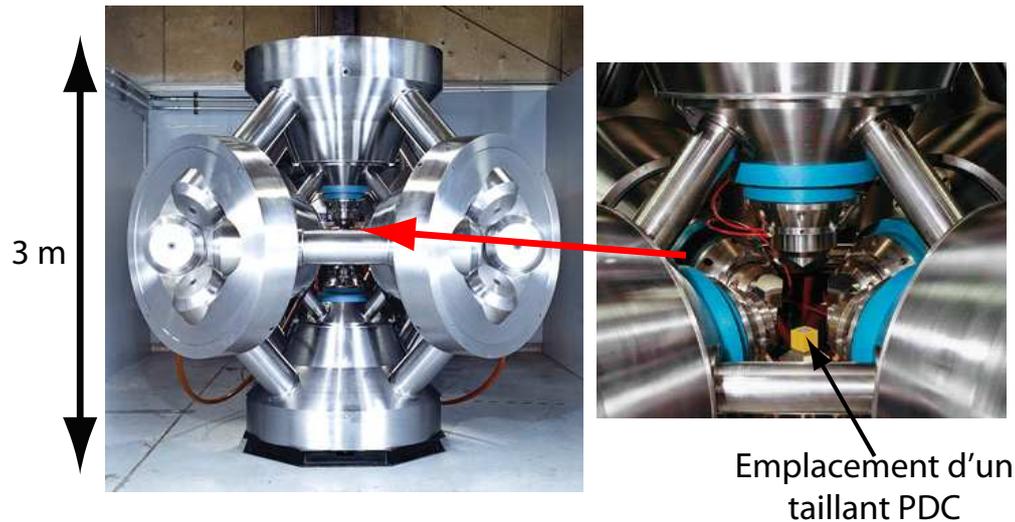


FIGURE 2.2.2 – Presse cubique de l'entreprise USSynthetic [Bellin 2010].

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

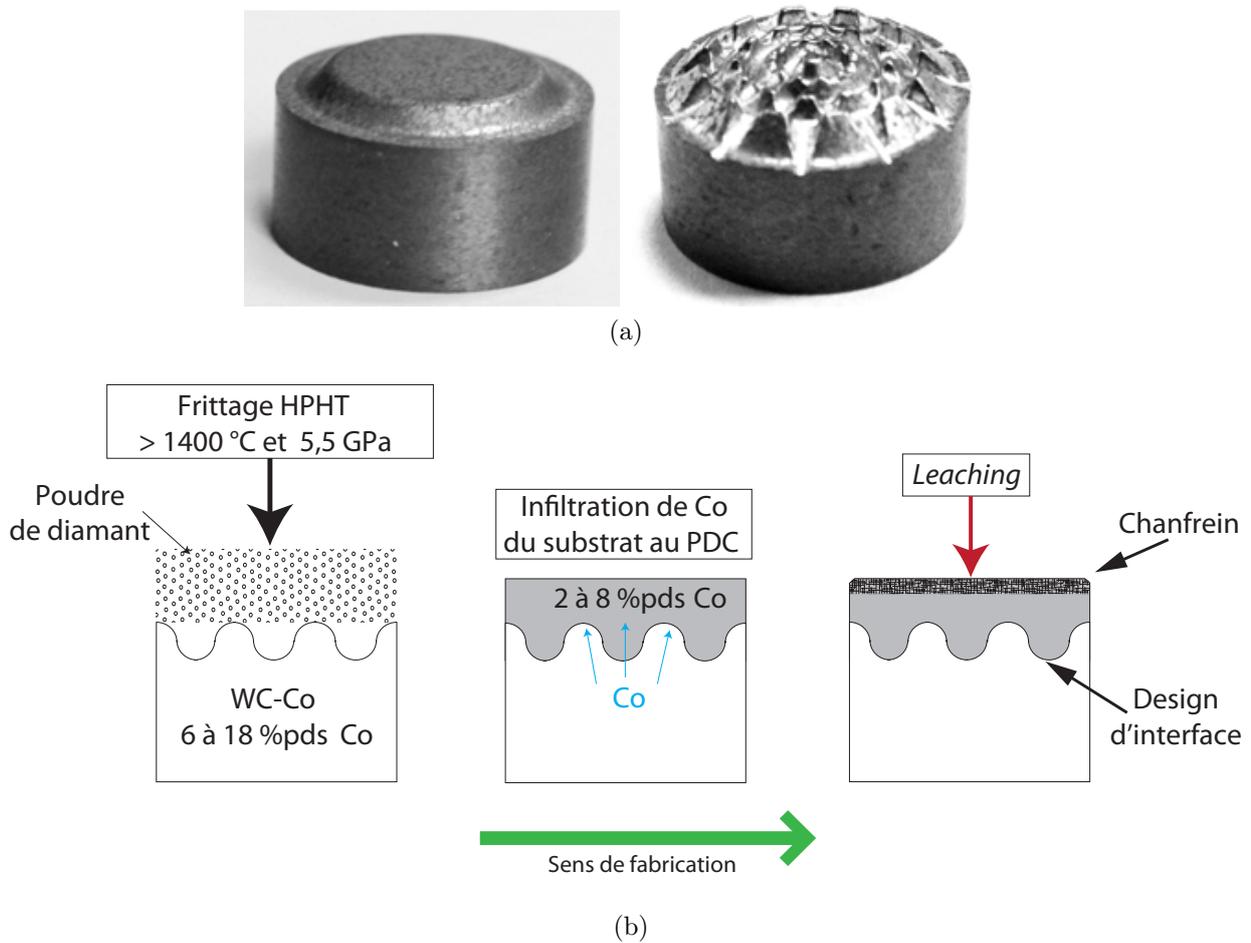


FIGURE 2.2.3 – Fabrication d'un taillant PDC : a - exemples de substrats WC-Co; b - schéma du processus de fabrication.

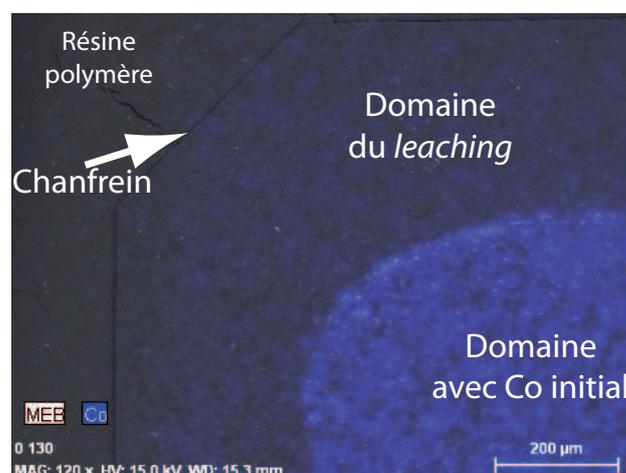


FIGURE 2.2.4 – Cartographie EDX sur une section de la plaquette diamantée d'un taillant PDC ayant subi un *leaching*.

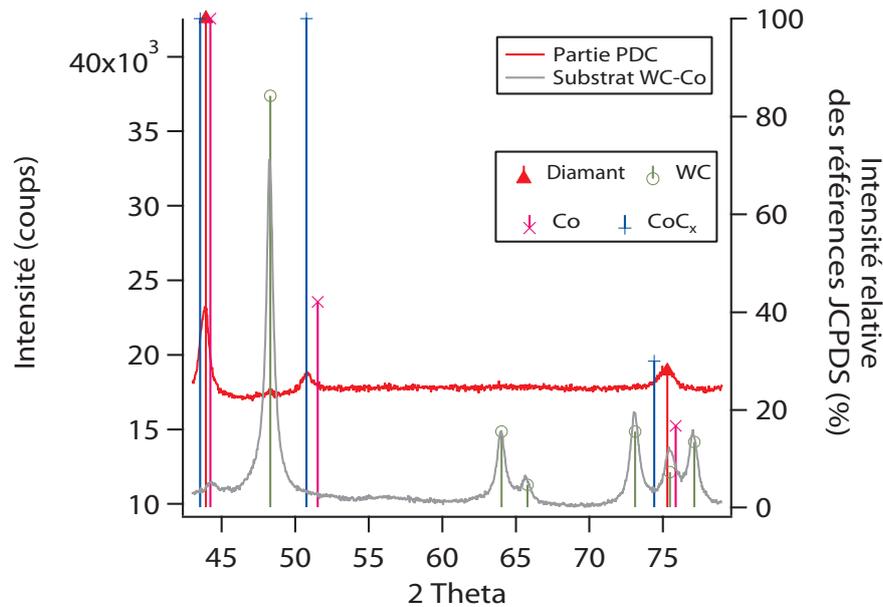


FIGURE 2.2.5 – Diffractogrammes de la surface du substrat WC-Co et de celle de la partie PDC du taillant D.

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 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 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°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

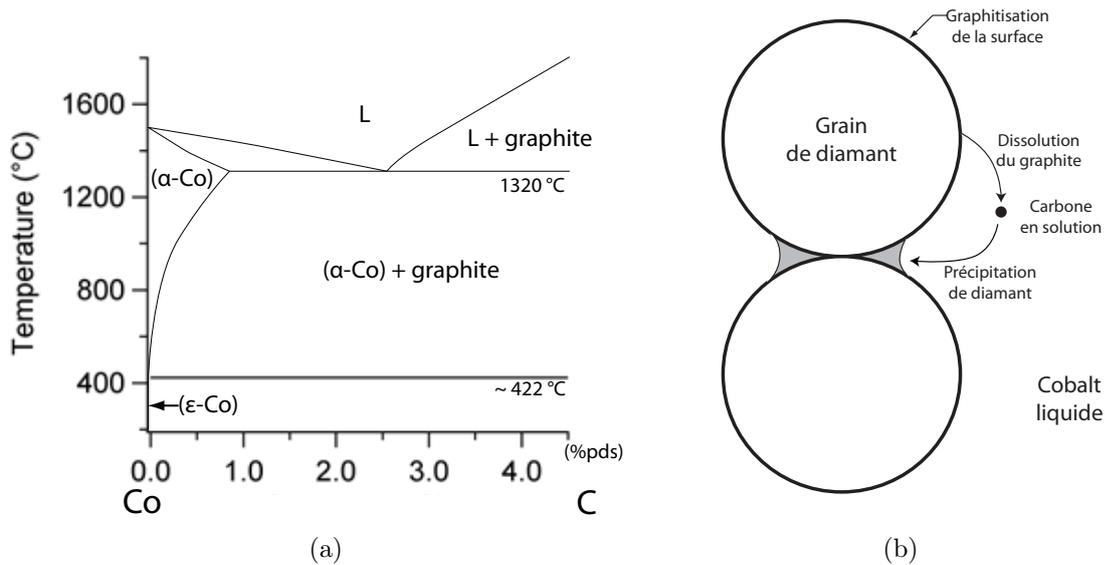


FIGURE 2.2.6 – Graphitisation et densification du système diamant-cobalt : a - diagramme binaire C-Co d'après [Ishida 1991] ; b - action de la dissolution du carbone dans la solution de cobalt sur la densification par réarrangement et pontage des grains de diamant d'après [Akhaishi 1982].

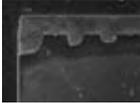
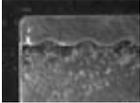
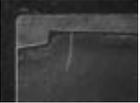
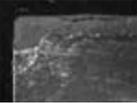
de cobalt est une phase métastable à température ambiante et pression atmosphérique. La formule chimique du carbure de cobalt n'est pas explicitée dans la littérature mais à titre d'exemple ISHIDA et NISHIZAWA [Ishida 1991] expliquent que la forme Co_3C est une phase stable au-delà d'une pression de 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 μm 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_{WC} des grains prismatiques de WC (*fig.* 2.2.7a) dans le substrat se situe entre 1,4 et 2,5 μm . 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_{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 8,3 mm × 6,2 mm						
Épaisseur de diamant (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_{Agr} (μm)	$13,3 \pm 3,9$	$15,1 \pm 5,8$	$9,8 \pm 4,8$	$8,1 \pm 5,1$	$11,6 \pm 4,6$	$11,0 \pm 5,0$
\varnothing_{WC} (μm)	$2,5 \pm 1,1$	$1,9 \pm 1,7$	$2,0 \pm 1,3$	$1,4 \pm 1,1$	$1,7 \pm 1,0$	$2,2 \pm 1,1$
Profondeur du <i>Leaching</i> (μm)	70 ± 4	/	/	/	100*	325 ± 30

*valeur théorique

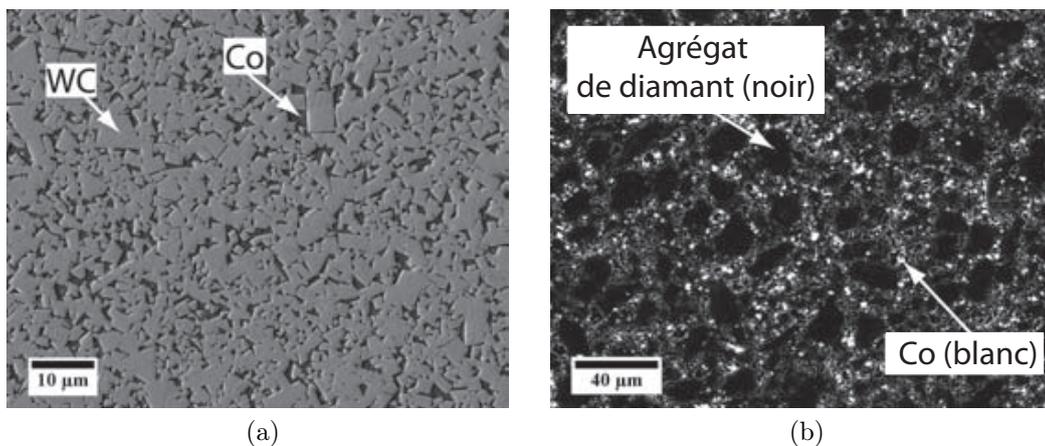


FIGURE 2.2.7 – Micrographie au MEB en mode électrons rétrodiffusés d'un taillant PDC : a - substrat WC-Co; b - plaquette diamantée.

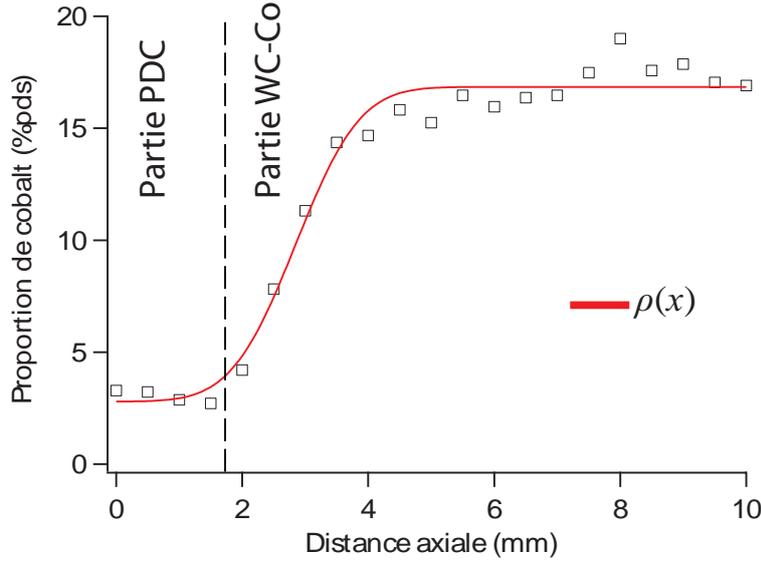


FIGURE 2.2.8 – Mesures par analyse EDX de la proportion de cobalt sur une section du taillant de la partie diamantée vers le substrat WC-Co.

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

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_{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 commerciaux	A	B	C	D	E	F
p_{Co}^{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_{Co}^{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} (μm)			
	$1,7 \pm 0,4$			
	1349 ± 34	1357 ± 51	1359 ± 33	1370 ± 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 $1,7 \pm 0,4$ μm et une dureté en moyenne de 1359 ± 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 ΔH en moyenne de 179 ± 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 ΔH en moyenne de 247 ± 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 μm a une dureté de 6000 à 8000 HV et celle avec un \varnothing_{PDC} de 15 à 22 μm de 8000 à 10 000 HV [COM 2011].

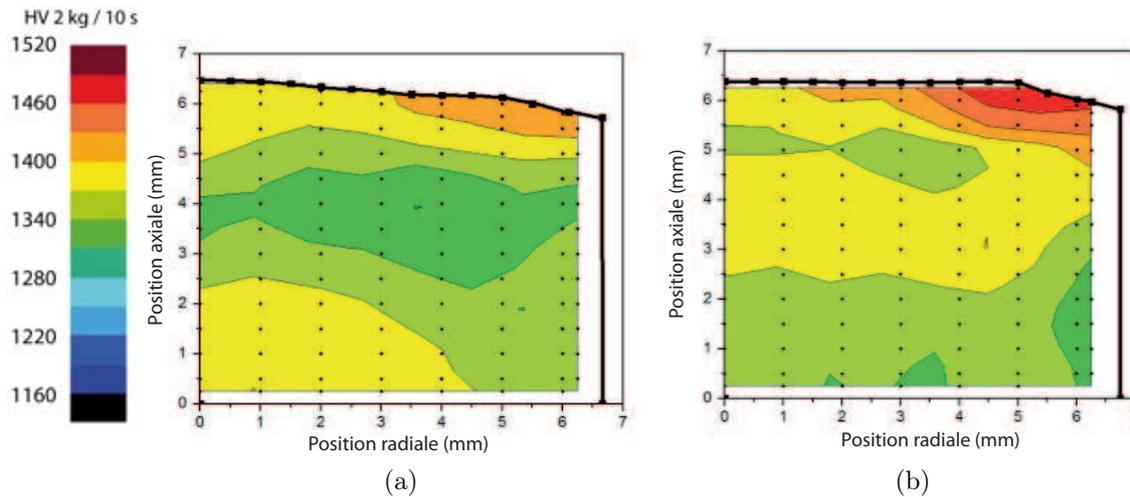


FIGURE 2.2.10 – Distribution de dureté dans les demi-sections des taillants de référence [Ther 2012] : a - M1 ; b - M2.

2.2.2 Taillants avec supports traités par imbibition réactive

Les traitements de gradation 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 $p_{\text{Co}}^{\text{PDC}}$ 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 gradation 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 gradation 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

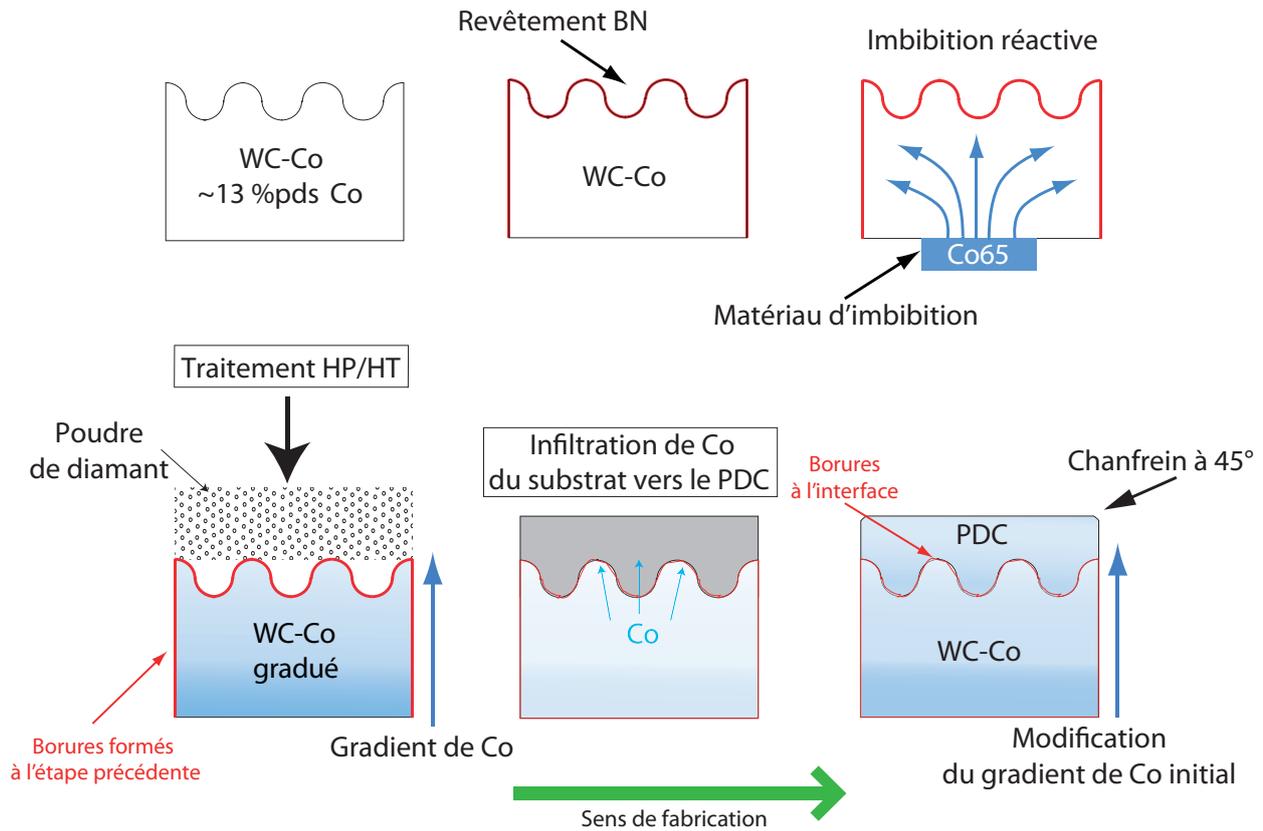


FIGURE 2.2.11 – Procédé de mise en forme des taillants avec imbibition réactive.

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

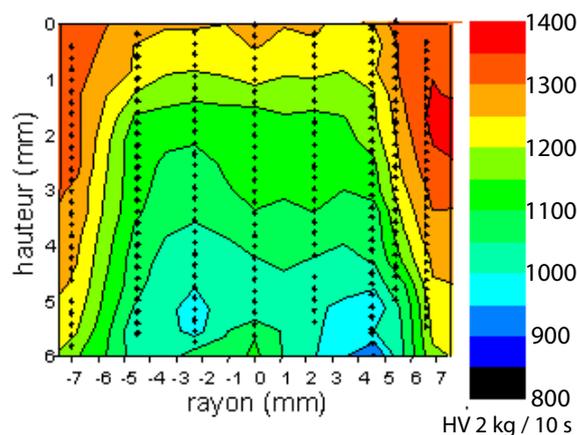


FIGURE 2.2.12 – Cartographie de dureté dans un substrat WC-Co gradué par imbibition réactive [Sorlier 2006].

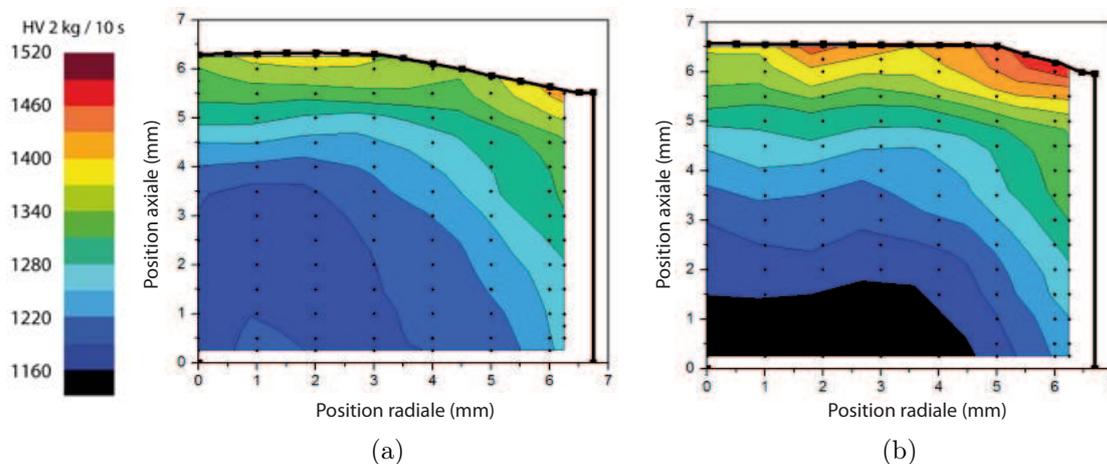


FIGURE 2.2.13 – Distribution de dureté dans les demi-sections des supports WC-Co gradués de taillants après HP/HT [Ther 2012] : a - M-G2 ; b - T-G2.

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 ± 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 ΔH 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
$p_{\text{Co}}^{\text{WC}}$ (%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 ± 59	1249 ± 73	1274 ± 49	1257 ± 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.

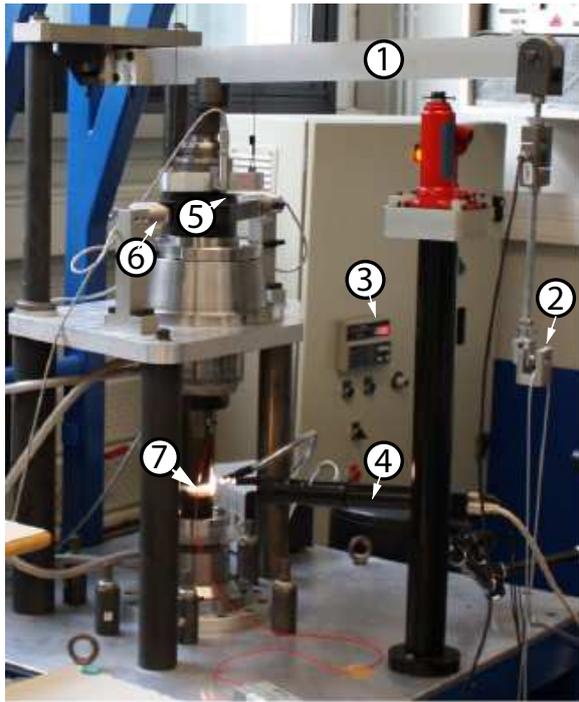
- [Ishida 1991] K. Ishida et T. Nishizawa. The C-Co (carbon-cobalt) system. *Journal of Phase Equilibria*, vol. 12, pages 417 – 424, 1991.
- [Jia 1998] K. Jia, T. Fischer et B. Gallois. Microstructure, hardness and toughness of nanostructured and conventional WC-Co composites. *NanoStructured Materials*, 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 Congress & 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 mécanismes 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 métalliques¹ 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 dispositif², 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.

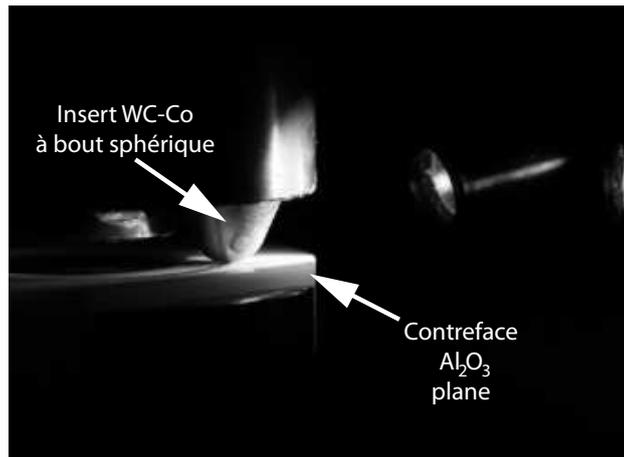


FIGURE 3.1.2 – Tribomètre rotatif du Laboratoire Génie de Production : a - voisinage du contact ; b - contact insert/contreface lors d'un essai.

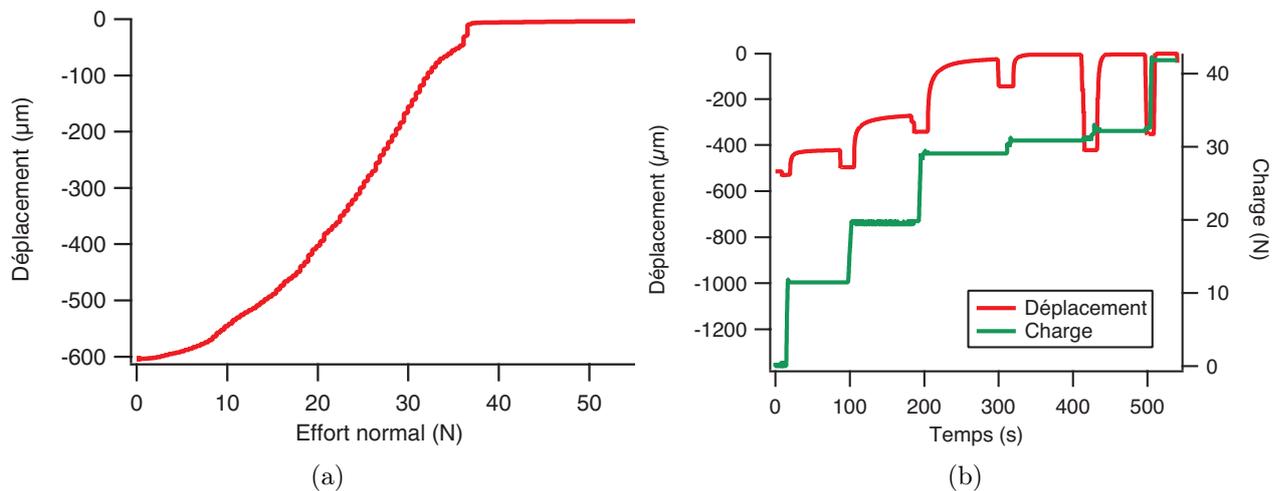


FIGURE 3.1.3 – Évaluation de la résistance au déplacement vertical du mandrin supérieur du tribomètre : a - essai à charges progressives et continues ; b - essai à charges constantes.

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.

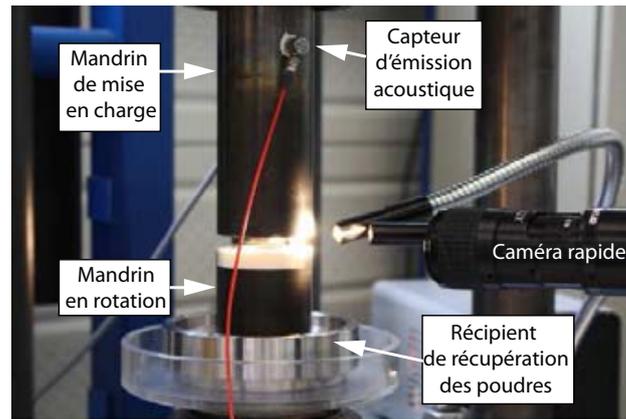


FIGURE 3.1.4 – Vue de l'objectif pour l'acquisition de séquences vidéos et du capteur d'émission acoustique positionnés autour du contact frottant insert/alumine.

Acquisition des données

L'acquisition des données expérimentales est réalisée par un ensemble de capteurs d'efforts, de déplacement, d'émission acoustique et des thermocouples³.

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 ± 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 ± 5 mm du contact et les trois autres sont ensuite placés à 67 ± 4 mm, 130 ± 4 mm et 175 ± 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 μ ;
- 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.

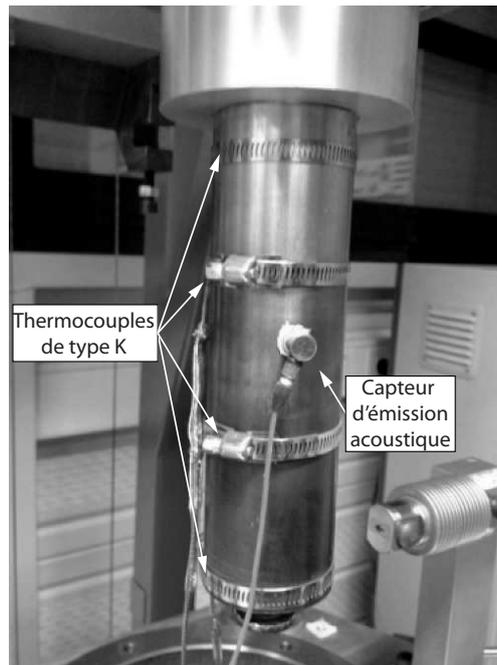


FIGURE 3.1.5 – Vue du positionnement des thermocouples sur le mandrin supérieur.

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

Le coefficient de frottement

Le calcul du coefficient de frottement μ 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

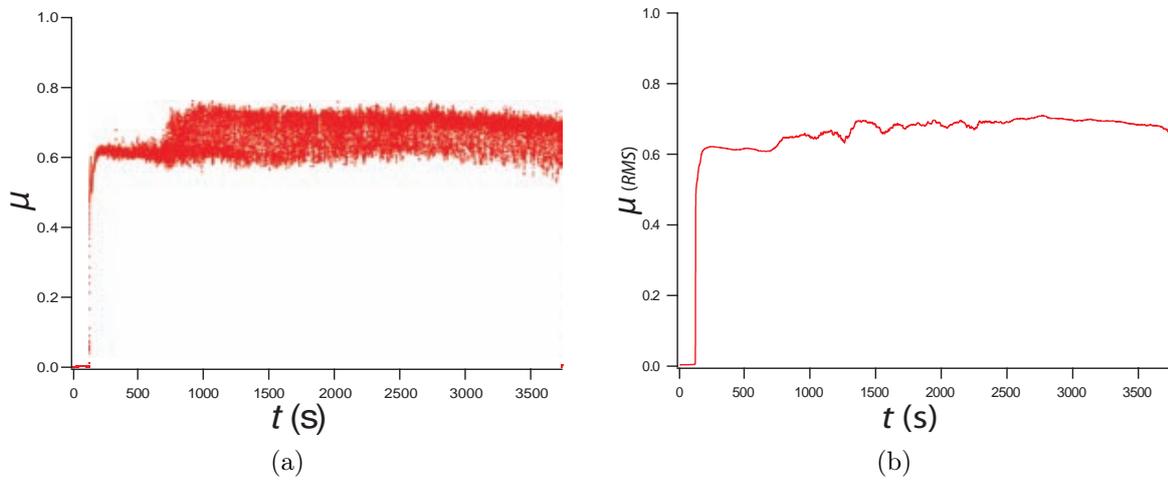


FIGURE 3.1.6 – Traitement du signal pour calculer le coefficient de frottement : a - signal brut μ en fonction du temps (fréquence d'acquisition 50 Hz); b - signal moyenné (*RMS*) toutes les 20 s.

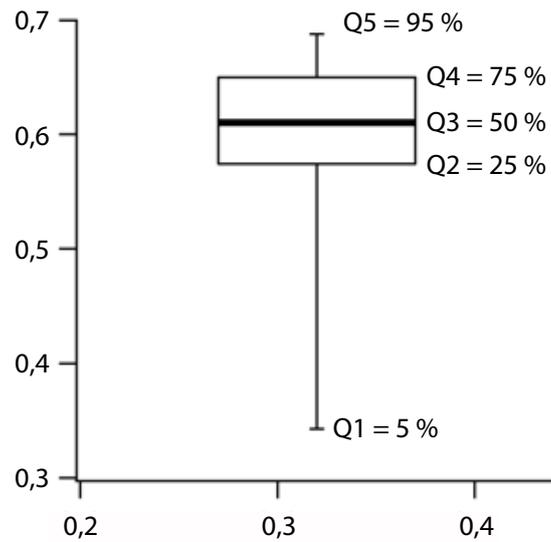


FIGURE 3.1.7 – Illustration d'une boîte à moustaches utilisées pour le traitement de données.

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 ε' 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 influe 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 (aJ)	Δf (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 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 répétés, 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 Δf 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
Grande dureté	Faible dureté
Faible résilience	Grande résilience
Gros grains	Grains fins
Faible température	Haute température
Vitesse de glissement élevée	Vitesse de glissement faible
Grande charge	Faible charge
Frottement sec	Frottement lubrifié
Frottement limite avec lubrifiant liquide	Frottement limite avec lubrifiant solide
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 φ_{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 λ coté 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 κ entre l'insert WC-Co et la contreface d'alumine peut être évalué par le rapport entre φ_{s_0} et la densité de flux thermique de conduction au contact φ_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 φ_{cv} et celui de conduction φ_c . Le nombre de Péclet fait intervenir la capacité thermique massique de l'insert c_p , sa masse volumique ρ , sa conductivité, la vitesse de glissement v et le rayon r de la surface de contact. Le calcul de φ_c est alors obtenu à partir de celui de la densité de flux thermique total φ_{th} , soit la somme de φ_{cv} et φ_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)⁴. L'alumine est de variété corindon $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$. 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 μm) et la taille moyenne $\bar{\varnothing}_{\text{Al}_2\text{O}_3}$ est de $8,5 \pm 6,5$ μm [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 μm (*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 μm . 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].

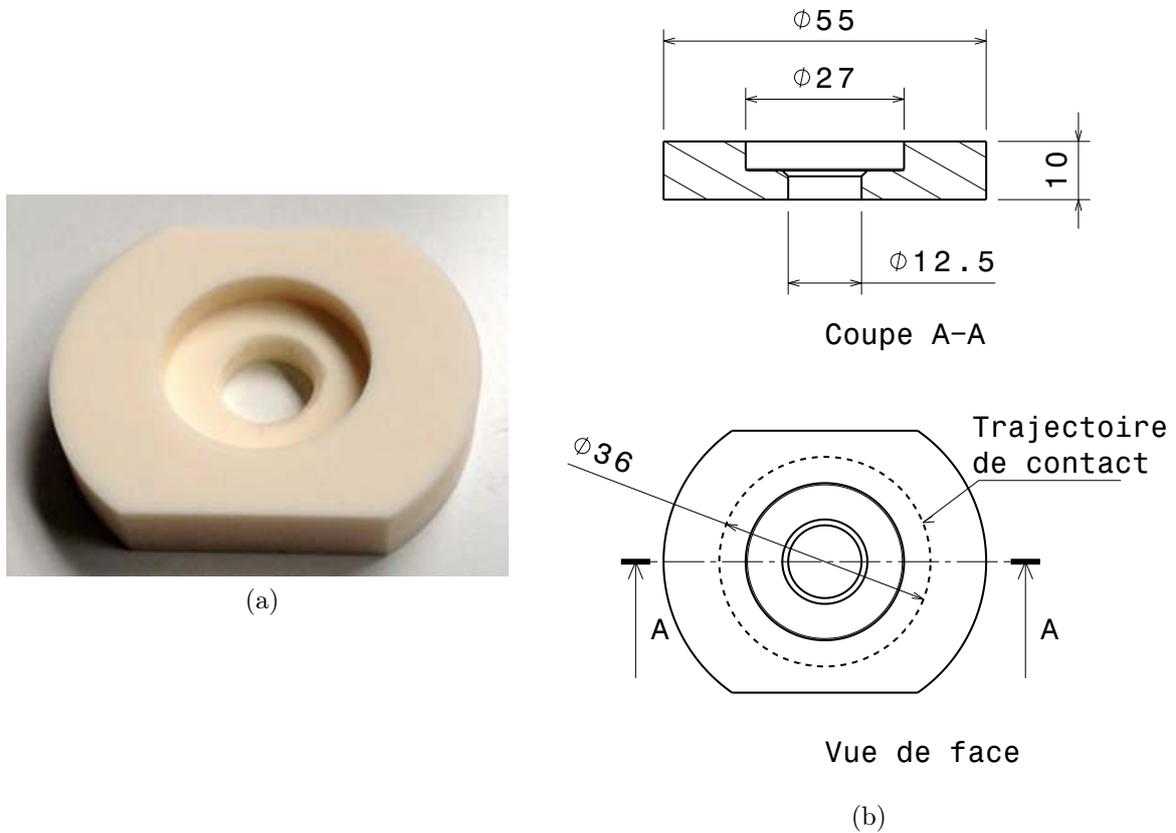


FIGURE 3.1.8 – Géométrie de la contreface d'alumine : a - photographie de face ; b - plan vue de face et vue de coupe.

TABLE 3.1.3 – Propriétés physiques et mécaniques de la contreface d'alumine (99,7% Al_2O_3 et 0,3% MgO).

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

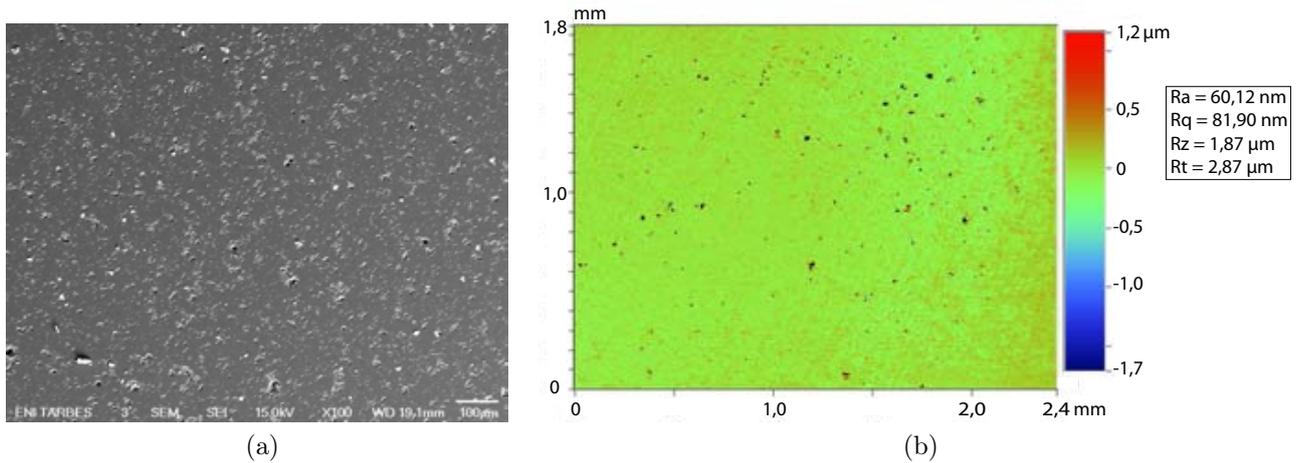


FIGURE 3.1.9 – Etat de surface d’une contreface d’alumine : a - micrographie au MEB ; b - topographie au profilomètre optique.

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 bûcher 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 optique⁵ ;
- des analyses élémentaires avec une sonde EDX ;
- des analyses de phases cristallines par DRX.

5. Profilomètre interférentiel de marque Veeco NT1100.

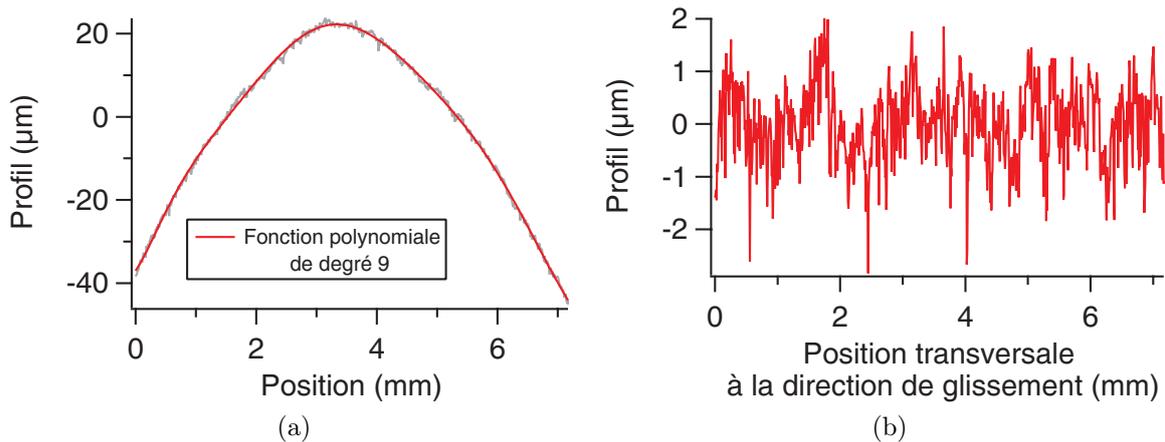


FIGURE 3.1.10 – Technique d'évaluation de la rugosité de surface des inserts de référence : a - profil de surface brut ajusté par une fonction polynomiale ; b - profil de surface corrigé.

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° 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

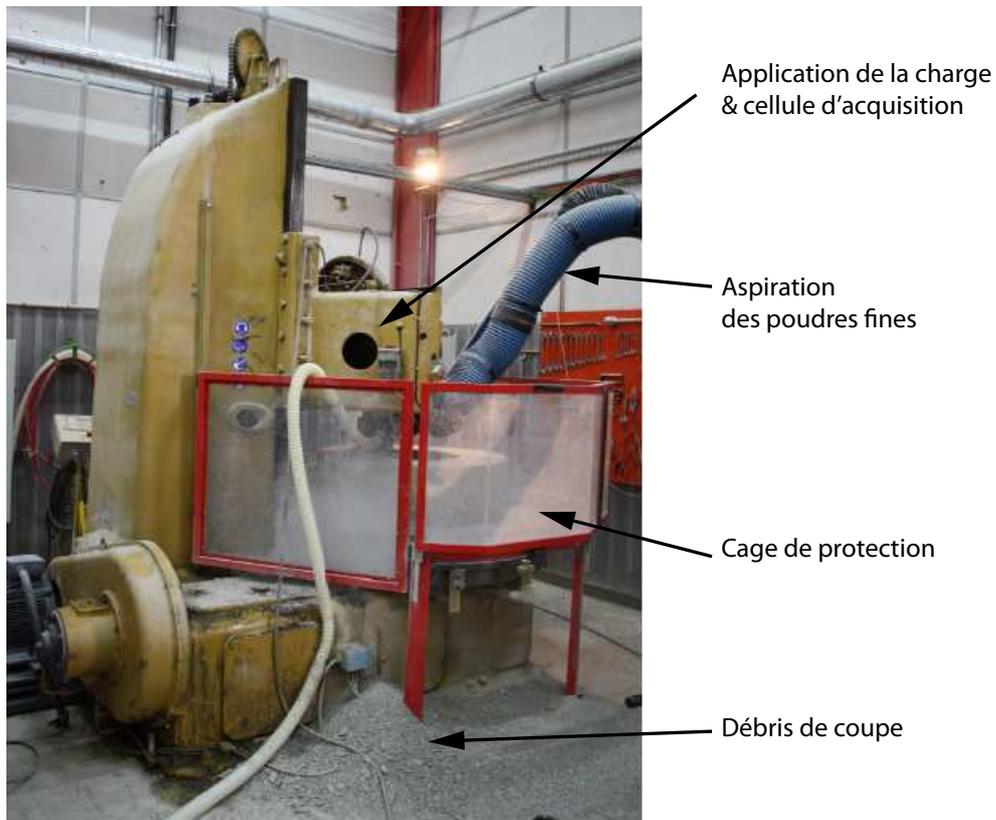


FIGURE 3.1.11 – Vue générale du tour vertical d'usure du laboratoire Armines Géosciences à Fontainebleau.

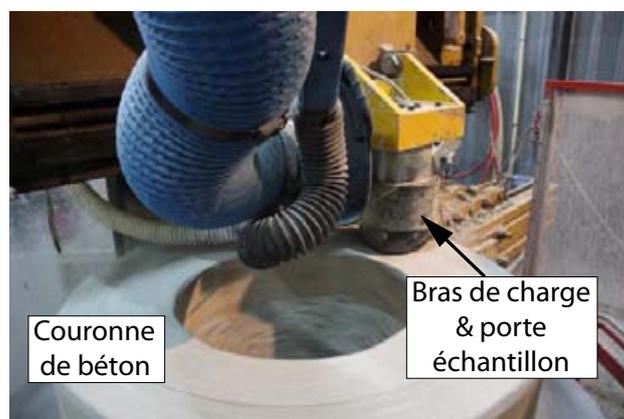


FIGURE 3.1.12 – Couronne de béton et bras de charge du tour vertical d'usure du laboratoire Armines Géosciences à Fontainebleau.

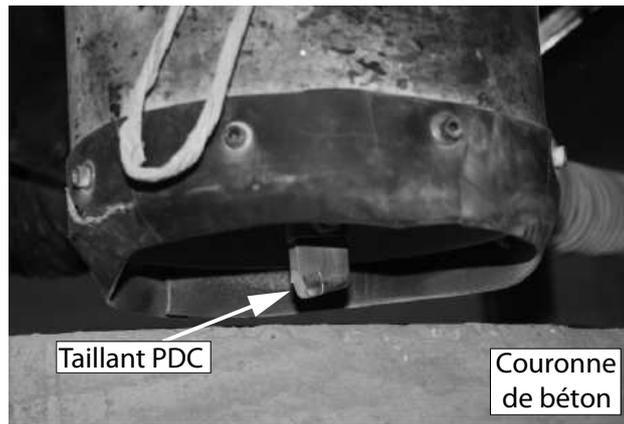


FIGURE 3.1.13 – Contact entre le taillant et la couronne de béton.

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 η , 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 α (*eq.* 3.1.8), soit le volume de l'intersection d'un parallélépipède et d'un cylindre (*fig.* 3.1.14a).

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

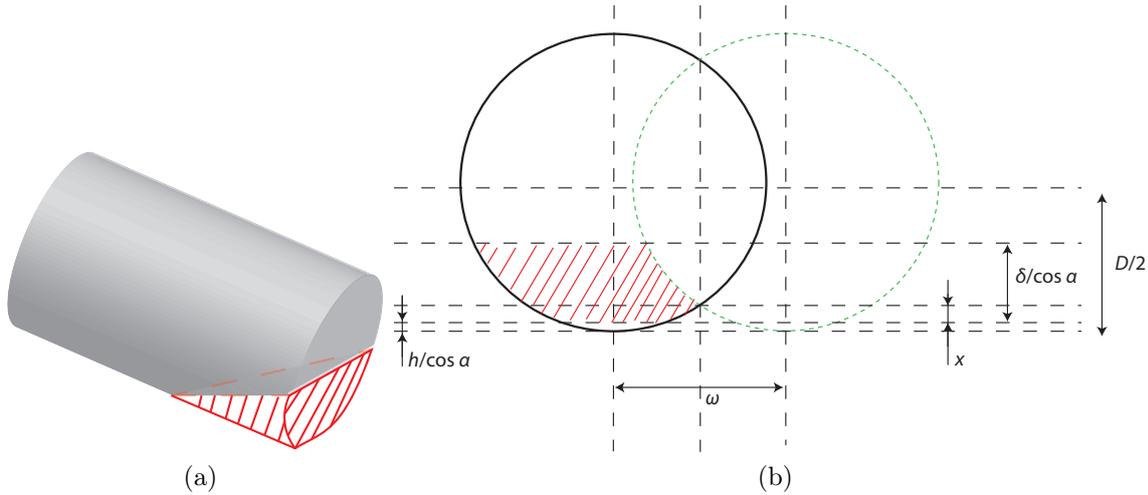


FIGURE 3.1.14 – Schémas de l'usure des taillants PDC : a - géométrie du volume d'usure ; b - géométrie de la surface active de coupe.

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 , α mais aussi de la profondeur de passe δ et de la vitesse d'avance ω 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,

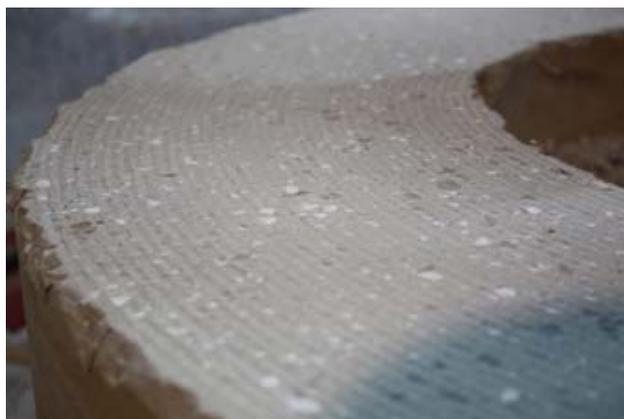
Si $h \geq \frac{(D - \sqrt{D^2 - \omega^2}) \cdot \cos \alpha}{2}$ alors $Y = X = 0$ et $A_c = \frac{\omega \delta}{\cos \alpha}$

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 Portland⁶ 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 SiO₂, 4 %pds de Al₂O₃, 2 %pds de SO₃ 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 (%pds)	d	R_c (MPa)	R_t (MPa)	E (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

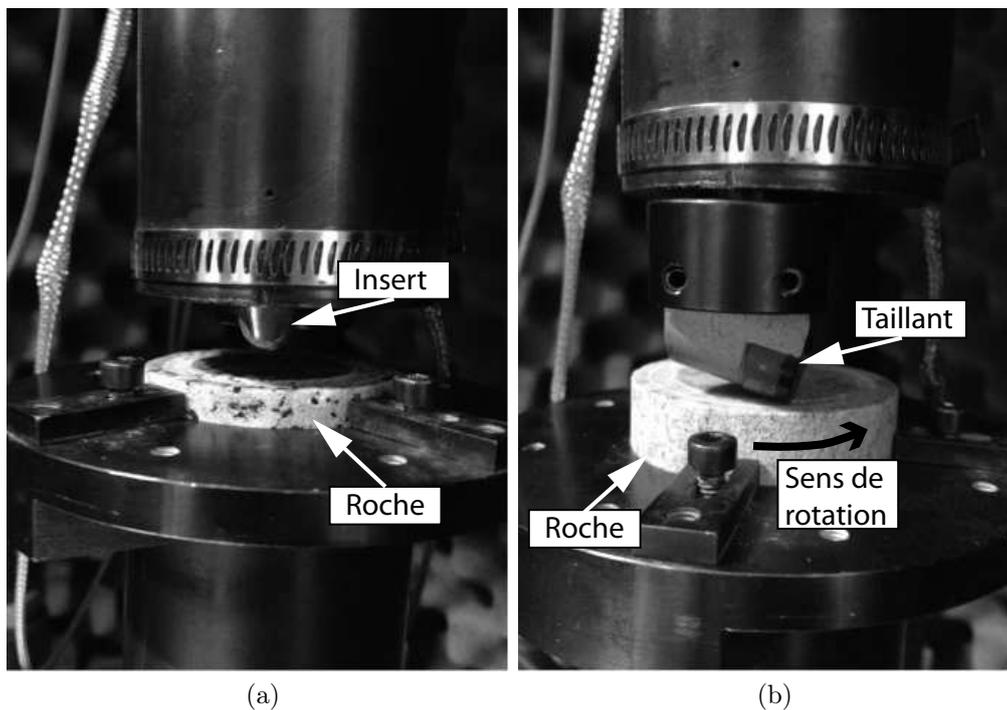


FIGURE 3.1.16 – Tribomètre rotatif en configuration dent/roche : a - couple insert/roche ; b - couple taillant/roche.



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 (%pds)	d	p_o (%)	R_c (MPa)	A_{disque} (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_{disque} , essai défini par la norme NF B10 – 508. Le paramètre A_{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_{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 μm (*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 μm 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

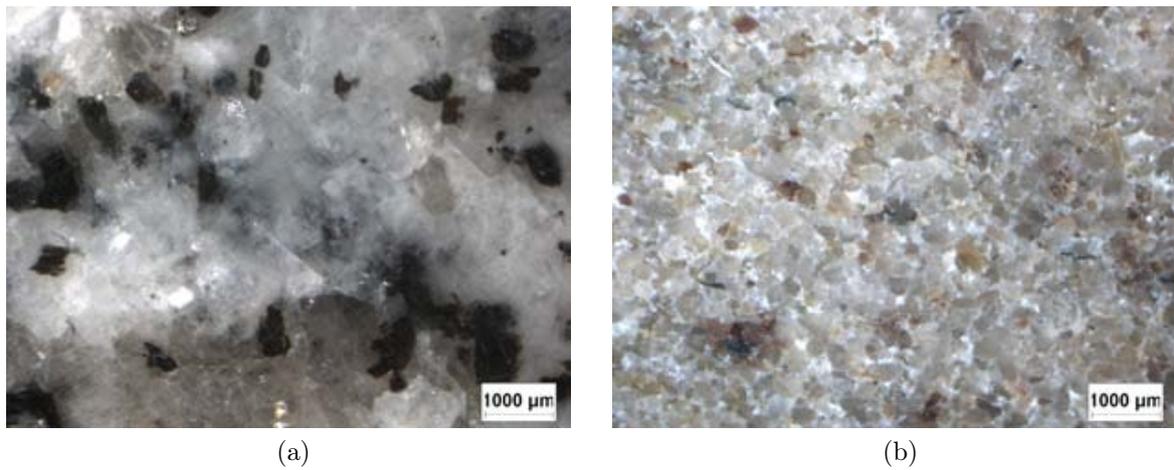


FIGURE 3.1.18 – Micrographie des contrefaces rocheuses : a - granite ; b - grès.

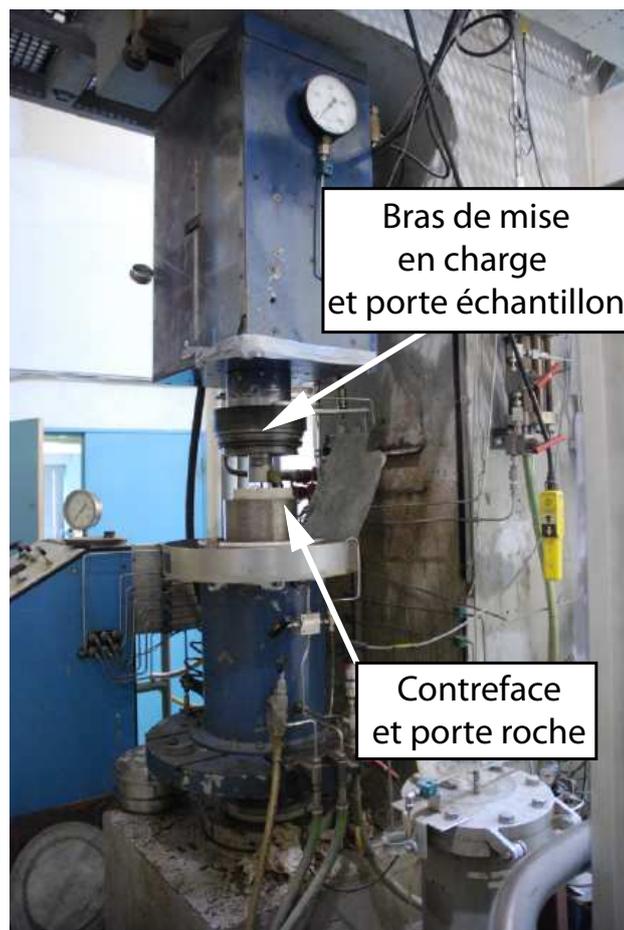


FIGURE 3.1.19 – Vue générale de la cellule de forabilité du laboratoire Armines Géosciences à Pau.

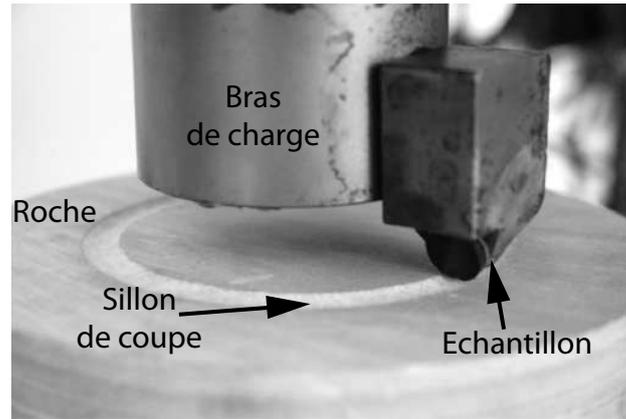


FIGURE 3.1.20 – Cellule de forabilité du laboratoire Armines Géosciences à Pau en configuration de coupe.

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

Roches	d	p_o (%)	R_c (MPa)	A_{disque} (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 δ et en fonction de l'angle de coupe α , du diamètre D des taillants PDC cylindriques et de l'éventuelle hauteur usée h (eq. 3.1.10).

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

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

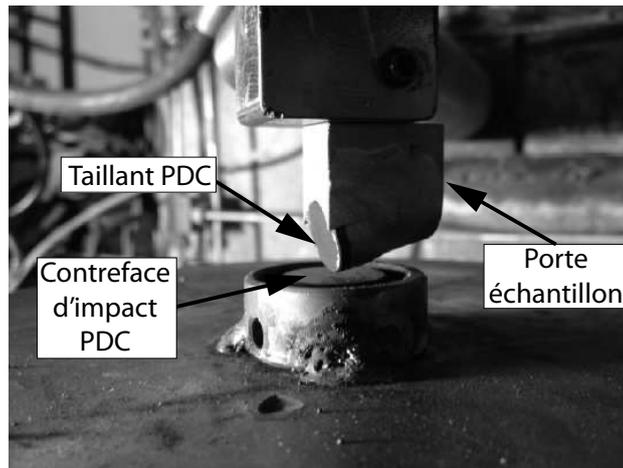


FIGURE 3.1.21 – Cellule de forabilité en configuration d'impact.

(fig.3.1.21)⁷. 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° . L'effort normal à la première rupture observable⁸ 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 $1,2 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 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 usés 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-metal avec ou sans nanotubes de carbone : identification des conditions de grippage et des mécanismes d'usure*. Thèse de doctorat, Université de Toulouse, 2011.

[Lire la deuxième partie de la thèse](#)