HAL
open science

Contribution à la compréhension des modes d'actions tribologiques et thermiques des revêtements en usinage. Application au cas du taillage de dentures à la fraise-mère à grande vitesse.

Joël Rech

To cite this version:

Joël Rech. Contribution à la compréhension des modes d'actions tribologiques et thermiques des revêtements en usinage. Application au cas du taillage de dentures à la fraise-mère à grande vitesse.. Sciences de l'ingénieur [physics]. Arts et Métiers ParisTech, 2002. Français. NNT : 2002ENAM0023 . pastel-00000378

HAL Id: pastel-00000378

https://pastel.hal.science/pastel-00000378

Submitted on 9 Sep 2010

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

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

N° d'ordre : 2002 - 23

Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Centre de Cluny

THESE

PRESENTEE POUR OBTENIR LE GRADE DE

DOCTEUR

DE

L'ECOLE NATIONALE SUPERIEURE D'ARTS ET METIERS

Spécialité : Procédés de Fabrication

PAR

Joël RECH

CONTRIBUTION A LA COMPREHENSION DES MODES D'ACTIONS TRIBOLOGIQUES ET THERMIQUES DES REVETEMENTS EN USINAGE.

- APPLICATION AU CAS DU TAILLAGE DE DENTURES A LA FRAISE-MERE A GRANDE VITESSE -

---

Soutenue le 19 décembre 2002, devant le Jury d'examen :

MM.	**J.P.**	**CORDEBOIS,**	**Professeur, CNAM, Paris**	**Président de Jury**
	R.	**BOUDET,**	**Professeur, Université Paul Sabatier, Toulouse**	**Rapporteur**
	H.	**ZAHOUANI,**	**Professeur, ENI, St-Etienne**	**Rapporteur**
	P.J.	**GROUBET,**	**Ingénieur, PSA Peugeot Citroën**	**Examinateur**
	G.	**HENRIOT,**	**Ingénieur**	**Examinateur**
	M.	**LAMBERTIN,**	**Professeur, ENSAM, Cluny**	**Examinateur**
	G.	**VEYSSIERE,**	**Directeur, Bodycote HIT**	**Examinateur**
	A.	**MOISAN,**	**Professeur, ENSAM, Aix en Provence**	**Directeur de thèse**

Je dédie ce travail à Béatrice, mon épouse et à mes enfants, Louis et Julie, pour avoir accepté tant de sacrifices durant ces dernières années.

Je dédie aussi ce travail à mes parents, sans qui je ne serais pas où j'en suis aujourd'hui, et à mes beaux-parents, pour leur soutien.

REMERCIEMENTS

Ces travaux de thèse ont été principalement effectués au sein du laboratoire d'usinage du CER de l'ENSAM de Cluny. Ce laboratoire est intégré au Laboratoire Bourguignon des Matériaux et des Procédés (LaBoMaP) dirigé par M. Michel LAMBERTIN, professeur à l'ENSAM de Cluny.

Avant tout, je remercie messieurs les membres du jury pour leur collaboration durant l'examen de ce travail et leur participation à la soutenance.
J'adresse tout particulièrement ma reconnaissance à M. Alphonse MOISAN, professeur à l'ENSAM d'Aix en Provence, pour la direction de cette thèse. Il a su me faire profiter de ses nombreuses connaissances et de sa dimension internationale au travers des publications et des conférences que nous avons pu réaliser ensemble.
Je remercie vivement MM. René BOUDET et Hassan ZAHOUANI pour leur difficile travail de rapporteur. Qu'il s trouvent içi le témoignage de ma reconnaissance.
Je remercie également MM. Jean-Pierre CORDEBOIS et Michel LAMBERTIN pour leur concours à ce jury de thèse.
J'associe à ces remerciements M. Gérard VEYSSIERE, Directeur technique de la société de déposition BODYCOTE HIT, ainsi que M. Pierre-Jean GROUBET, responsable de la conception et de l'industrialisation des dentures pour le groupe PSA PEUGEOT-CITROEN.

J'adresse à M. Georges HENRIOT un remerciement tout particulièrement ému pour l'honneur qu'il me fait d'apporter son expérience encyclopédique sur l'engrenage, mais aussi pour ses ouvrages de référence qui ont forgés mes connaissances dans le domaine.

Toute ma reconnaissance à mes collègues Michel DESSOLY, Bernard BARTHELEMY, Romain BRENDLEN, Gilles DELHOMME, Gilles DETROYAT pour leurs conseils et leurs aides quotidiennes, ainsi qu'à Gérard POULACHON pour la relecture avertie de ce mémoire.

J'adresse également mes remerciements aux industriels qui ont soutenu techniquement et financièrement cette étude : Mme SCHAFF de ERASTEEL, M. ZORN de SAAZOR, M. VERGNANO de VERGNANO FRATELLI, M. CSELLE de PLATIT, M. BECHETOILLE de BALZERS.

Les mesures de flux de chaleur et la modélisation analytique des transferts de chaleur ont été réalisées avec le laboratoire d'énergétique et de physique des transferts (LEPT) de l'ENSAM de Bordeaux avec la précieuse aide de M. Jean-Luc Battaglia et Olivier Cahuc.

Les mesures de température par caméra CCD ont été réalisées au laboratoire LM3 de l'ENSAM de Paris avec la collaboration de M. Benoit Changeux.

Les essais de taillage ont été réalisés chez PSA Peugeot-Citroën avec la collaboration de MM. COLAS, PICOT, SCHOUN, SCHMITT et avec le soutien financier de la communauté européenne.

Les essais de fraisage ont été réalisés à l'ENISE avec la collaboration de Dominique BOUCHET et Florian DUMONT.

Le laboratoire 'matériaux' a été souvent sollicité pour les nombreuses préparations et analyses avec la collaboration de Pierre BARBIER et Denis LAGADRILLERE.

Un grand Zam's à ceux de la Clun's 199 qui ont collaboré à la mise en œuvre de ces travaux.

TABLE DES MATIERES

INTRODUCTION **7**

1. INDUSTRIALISATION DES DENTURES **11**

1.1. Mise en situation historique et technique des engrenages 13

1.2. Eléments de géométrie des dentures 14

1.3. Conception des dentures 15

1.4. Stratégies d'industrialisation des dentures 16

1.5. Techniques d'ébauche des dentures 18

1.6. Techniques de finition des dentures 23

2. ETAT DE L'ART DU TAILLAGE A LA FRAISE-MERE **27**

2.1. Comment décrire une opération de taillage ? 29

2.2. Comment évaluer une opération de taillage à la fraise-mère ? 51

2.3. Quelles sont les typologies d'application et leurs enjeux pour demain ? 57

3. ETAT DE L'ART DU TAILLAGE A LA FRAISE-MERE **63**

3.1. Quelles sont les fonctions d'un revêtement en usinage ? 65

3.2. Quelles propriétés doit avoir un revêtement ? 70

3.3. Comment réaliser un revêtement ? 80

3.4. Quelles sont les évolutions techniques des revêtements ? 90

3.5. Comment caractériser un revêtement pour outil-coupant ? 99

3.6. Caractérisation des revêtements utilisés en vue de leurs applications en coupe discontinue à grande vitesse de coupe et à sec 113

3.7. Quels revêtements pour le taillage à grande vitesse de coupe et à sec ? 125

4. CONDITIONS D'EVALUATION DES PERFORMANCES DES REVETEMENTS EN USINAGE **129**

4.1. Prise en compte du cycle de vie des fraises-mères 131

4.2. Influence du mode de préparation des outils en coupe discontinue 141

4.3. Synthèse sur les conditions nécessaires à l'évaluation des revêtements en usinage en coupe discontinue 159

5. COMPORTEMENT THERMIQUE ET TRIBOLOGIQUE DES REVETEMENTS **161**

5.1. Mise en situation 163

5.2. Etat de l'art des connaissances 165

5.3. Description de la démarche d'investigation 172

5.4. Etude analytique de l'influence des revêtements sur les modes de transfert de chaleur dans les outils 174

5.5. Etude expérimentale de l'influence des revêtements sur les flux de chaleur transmis au substrat 178

5.6. Influence des revêtements sur les actions mécaniques 188

5.7. Influence des revêtements sur le champ de température aux interfaces pièce/outil/copeau 195

5.8. Analyse des zones de contact outil/copeau 201

5.9. Influence des revêtements sur la formation des copeaux 207

5.10. Synthèse des analyses thermiques et tribologiques 214

5.11. Extrapolation au cas des opérations à coupe discontinue 217

6. PERFORMANCE DES REVETEMENTS EN FRAISAGE ET TAILLAGE A LA FRAISE-MERE **219**

6.1. Cahier des charges des essais 221

6.2. Performance des revêtements en fraisage à grande vitesse 223

6.3. Performance des revêtements en taillage à grande vitesse 235

6.4. Performance des revêtements en taillage conventionnel 240

6.5. Bilan économique 244

7. CONCLUSION ET PERSPECTIVES **247**

8. BIBLIOGRAPHIE **253**

9. PUBLICATIONS ET COMMUNICATIONS **267**

10. ANNEXES **269**

10.1. Annexe 1 : Description des modes de dépôts CVD et PVD 269

10.2. Annexe 2 : Fonction de transfert thermique d'un outil revêtu 280

10.3. Annexe 3 : Caractéristiques de la nuance de carbure SM30 284

10.4. Annexe 4 : Caractéristiques de l'acier 27 Mn Cr 5 – HB 200 210

10.5. Annexe 5 : Caractéristiques de l'acier 42 Cr Mo 4 – HB 290 286

10.6. Annexe 6 : Détermination des conditions de coupe des essais de fraisage avec différentes préparations d'arêtes 287

INTRODUCTION

Le marché de l'automobile est un des moteurs de l'économie européenne et notamment du secteur de la mécanique. La concurrence externe entre les grands donneurs d'ordre mondiaux est féroce depuis longtemps, alors que les tendances pour produire les véhicules dans des pays à bas coût de main d'œuvre devient de plus en plus pressante. La survie des grands sites de production automobile est donc conditionnée par une quête incessante à la productivité ou à l'innovation pour garder une longueur d'avance sur les concurrents d'aujourd'hui et de demain. Cette pression économique est d'autant plus importante sur les parties de véhicules qui ne font pas l'objet d'une attention particulière de la part des clients (arguments mercatiques). Ainsi, une majorité de personne est capable de vous citer que son véhicule est équipé d'une culasse diesel à rampe commune (ou autres), alors qu'aucun d'eux ne pourra vous indiquer le modèle de boîte de vitesse associé. Cette pression économique, et ce manque d'intérêt du grand public pour les boîtes de vitesse n'incite pas les constructeurs automobiles à innover techniquement dans ce domaine. Depuis 20 ans, on peut tout juste noter l'apparition d'une sixième vitesse sur certains véhicules haut de gamme, ou l'apparition d'assistance au passage des vitesses. Ces quelques modifications sont uniquement des actions mercatiques isolées, qui n'ont quasiment eu aucune incidence sur la conception et la fabrication des boîtes de vitesses elles même. Par conséquent, les sites de production de boîtes de vitesse n'ont que deux arguments pour justifier le fait de continuer à produire ces organes en Europe plutôt que dans d'autres pays à bas coût de main d'œuvre. Le premier argument relève de la complexité à produire les composants, et notamment la partie la plus délicate et la plus noble : les dentures cylindriques en développante de cercle. Il faut cependant être réaliste que le savoir-faire relatif à ces productions peut très bien se transférer d'un site à un autre moyennant quelques millions de francs de formation de quelques personnes clefs. Le deuxième argument consiste à se battre pour produire ces boîtes de vitesses à des coûts les plus bas possibles. Le présent mémoire s'inscrit dans ce deuxième axe de travail.

Le cahier des charges des productions de pièces mécaniques pour les boîtes de vitesses de demain consiste à produire de 30 à 50% de pièces en plus pour une superficie d'usine et un personnel identique. En plus de ces contraintes de cadence, il s'agit de penser à la pression toujours plus élevée, exercée par les autorités publiques en matière de protection de l'environnement et notamment sur les produits de lubrification des opérations d'usinage considérés comme toxiques. Les pièces mécaniques étant produites sur des lignes de production, dites 'lignes transfert', les exigences précédentes impliquent d'avoir une action parallèle à toutes les étapes de production : le tournage, le taillage, le traitement thermique, etc. Une discussion avec des responsables

d'industrialisation de pièces mécaniques amène à penser qu'un des principaux points noirs de cet objectif se situe dans la production des dentures et notamment dans le taillage à la fraise-mère. Cette opération cumule en effet deux inconvénients majeurs aujourd'hui. C'est une opération qui est lente au vu des autres opérations des lignes de production (opération 'bouchon' ou 'goulet') et c'est une opération qui nécessite l'usage d'huile entière. L'objectif industriel est donc aujourd'hui de doubler le débit des opérations de taillage (à iso-qualité) pour espérer gagner 50% de débit de pièces à cause des temps improductifs incompressibles, tout en supprimant la lubrification. Un expert en usinage comprend immédiatement qu'en doublant les débits de taillage, on tend à faire croître les vitesses d'usure des outils fraises-mères dans une proportion très supérieure à deux (à iso-technologie). De plus, le fait de supprimer l'effet anti-adhésif de l'huile entière, ainsi que son effet caloporteur, on aboutit à multiplier encore la vitesse d'usure des outils par un facteur X. Il va donc de soit que cet objectif ne peut s'atteindre sans une modification très importante des solutions techniques actuelles. Si on tente de faire une première analyse grossière des axes possibles de développement, une opération d'usinage ne peut évoluer que sous deux aspects (pour une pièce donnée) : soit la composition de la matière usinée évolue (matière à usinabilité améliorée), soit l'outil évolue (géométrie, composition). La première solution n'est pas envisageable à court terme, car d'une part les développements d'une nouvelle matière en remplacement d'une autre relève d'une approche métallurgique complexe influençant l'ensemble des procédés de fabrication mis en œuvre ainsi que les propriétés d'usage de ce matériau, et d'autre part entre le stade de développement et l'industrialisation effective, une période de plusieurs années s'écoulera alors que les besoins sont immédiats. La deuxième voie de développement a été la solution retenue à court terme, sans toutefois fermer la porte de la première. Ce mémoire va donc présenter l'ensemble des travaux qui ont été réalisés en vue de développer une nouvelle génération de fraises-mères destinées à doubler les cadences de taillage et à supprimer la lubrification.

La première partie de ce mémoire resituera la problématique de la fabrication de la denture au sein de la gamme complète de fabrication. Le taillage à la fraise-mère sera notamment mis en situation parmi les contraintes de production et de conception des dentures en lien avec les procédés de finition et le traitement thermique de durcissement.

Une description technologique de l'état de l'art du taillage de dentures par fraise-mère sera réalisée dans la deuxième partie afin de faire ressortir les paramètres techniques et économiques (et leurs interactions) contraignant ces opérations, et notamment leurs développements vers une plus grande productivité.

Le troisième chapitre présentera l'état de l'art de la technologie des revêtements PVD pour outils-coupants, ainsi que les récentes évolutions techniques des dépôts réalisés, que ce soit en terme de composition ou de structure.
Les fonctions demandées à un revêtement idéal pour outils-coupants seront présentées, ainsi que les contraintes techniques présidant au développement de nouvelles couches en lien avec les applications en usinage à coupe discontinue et à grande vitesse (taillage, fraisage, etc.).
Les méthodes de caractérisation des couches déposées seront également analysées et confrontées avec les sollicitations thermiques, mécaniques et chimiques subies par celles-ci lors de ces opérations d'usinage ; et cela afin de resituer les informations recueillies par rapport aux applications industrielles réelles.
Une sélection des principales familles de revêtements pressenties comme étant prometteuses en taillage à grande vitesse sera réalisée.

Le chapitre 4 traitera des précautions dont il est nécessaire de s'entourer lorsque l'on cherche à évaluer les performances d'un nouveau revêtement. Il ressortira ainsi la nécessité de suivre de façon rigoureuse l'ensemble des étapes d'élaboration des outils destinés à être revêtus, et notamment celles qui engendrent des modifications mécaniques, métallurgiques et micro-géométriques des surfaces et des arêtes de coupe.
La question d'actualité concernant la préparation des rayons d'arête de coupe par des procédés de tribofinition sera abordée en vue de fiabiliser à la fois le comportement de ces outils, mais aussi les méthodes d'évaluation des nouveaux revêtements développés pour le taillage à grande vitesse.

La cinquième partie, qui représente le cœur de ce travail, abordera la caractérisation des modes d'actions des revêtements à l'interface pièce/outil/copeau via une démarche à approches multiples. Il sera notamment traité de l'influence des revêtements sur la tribologie du contact outil/copeau, ainsi que de leurs actions thermiques en coupe continue.

Le chapitre 6 permettra de quantifier les performances des revêtements sélectionnés en taillage à grande vitesse de coupe et à sec, afin de comparer la productivité des développements effectués par rapport aux opérations de taillage conventionnel.

Finalement un bilan sera établi et les perspectives de ce travail seront proposées.

1. INDUSTRIALISATION DES DENTURES

1.1. MISE EN SITUATION HISTORIQUE ET TECHNIQUE DES ENGRENAGES

Le principe de tout système mécanique est de transmettre et d'adapter une énergie mécanique depuis une source d'énergie vers une application donnée. Parmi les systèmes mécaniques de transmission de puissance, on peut noter à titre d'exemple : les engrenages cylindriques ou coniques, les systèmes roues et vis-sans-fin, les systèmes roues-crémaillères, les systèmes à courroies, etc.

L'ensemble de ces systèmes utilisent un même principe d'entraînement par obstacle dans lequel des pièces s'imbriquent les unes dans les autres. Ce principe, dénommé aussi engrènement, est connu depuis plus de 2000 ans. Il était ainsi possible d'observer des roues possédant des dents faites de bâtons de bois en vue de transmettre un mouvement de rotation dans les puits à eau. Ces premiers systèmes utilisaient des parallélépipèdes en guise de denture. Le temps aidant, les utilisateurs se sont aperçus que les dents ainsi utilisées s'usaient suivant une forme qui ne s'apparentait ni à un parallélépipède, ni à un cercle. Il a fallu attendre le 19^{éme} siècle pour affiner la formulation mathématique de ces courbes : La développante de cercle était née. La courbe à développante de cercle est le profil tracé par l'extrémité d'un segment de droite roulant sur un cercle de base. Concrètement, une développante de cercle s'obtient en enroulant un fil autour d'un cylindre de diamètre donné (cercle de base). Si un crayon est attaché à l'extrémité du fil, et si ce dernier est ensuite tendu vers l'extérieur, la pointe du crayon décrira une courbe à développante.

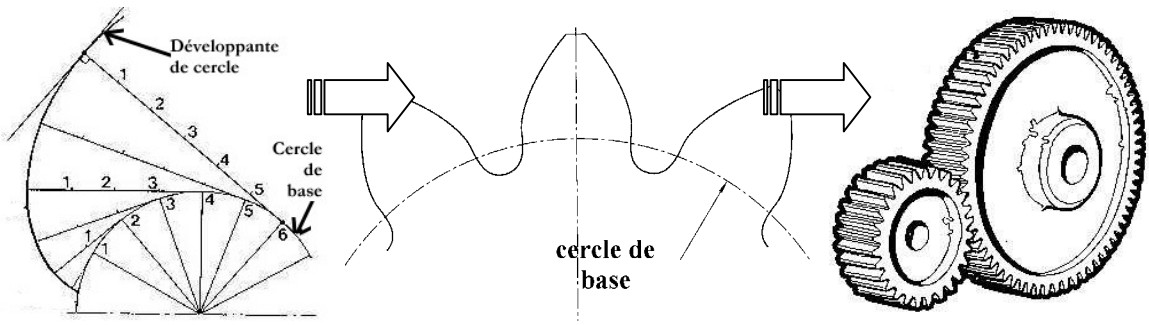


Fig. 1-1 : *Principe de définition d'une courbe à développante de cercle.*
- application au cas des engrenages cylindriques -

Actuellement, l'engrenage reste le moyen le plus utilisé dans l'industrie pour la transmission de puissance avec variation de vitesse. Il est présent dans toutes les applications emblématiques de la mécanique : l'aéronautique, les voitures, les camions, les autocars, les engins agricoles, etc.

L'engrenage est un moyen fiable et à bon rendement. Parmi l'ensemble des systèmes mécaniques de transmission de puissance, l'engrenage cylindrique à développante de cercle est de loin le plus utilisé. L'industrie automobile représente 80 % des engrenages métalliques cylindriques fabriqués dans le monde. A titre d'exemple, Le groupe PSA Peugeot-Citroën produit quelques 180 000 pignons par jour pour ses boîtes de vitesses, afin d'équiper les 3 millions de véhicules vendus annuellement.

1.2. ELEMENTS DE GEOMETRIE DES DENTURES

Les engrenages sont parmi les éléments géométriquement les plus complexes utilisés par l'industrie mécanique. Leurs caractéristiques géométriques sont normalisées par la norme ISO 1328 (1995). 5 paramètres caractérisent une denture normalisée : le module m, l'angle de pression α, le déport x, le nombre de dents z, la largeur de denture b. Ces éléments peuvent être définis dans différents plans, mais sont généralement quantifiés dans le plan normal illustré en **figure 1-2**. Le lecteur pourra se reporter à un ouvrage de référence pour approfondir l'ensemble des éléments caractérisant une denture : 'Traité théorique des engrenages' de Georges Henriot [Henr_83]. Seules quelques définitions et relations de bases utiles pour la compréhension de la suite du document seront présentées (**figure 1-2**).

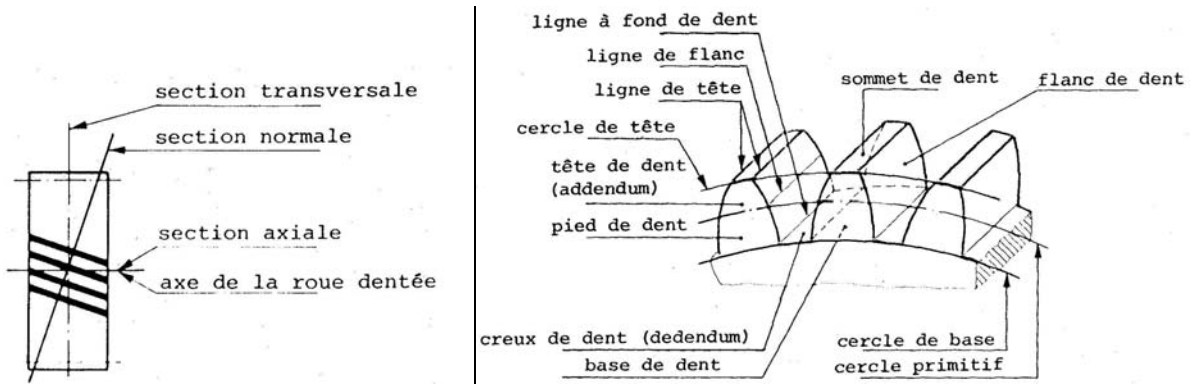


Fig. 1-2 : *Eléments de vocabulaire relatifs à la géométrie des dentures.*

Les constructeurs automobiles se distinguent par l'emploi de géométries de dentures non normalisées, ainsi que par l'emploi de termes non normalisés. Les constructeurs automobiles définissent leurs dentures par rapport au cercle de base ; cercle de création de la développante. Cela évite de passer par des éléments artificiels tels que le module et le déport de denture. Il est en effet plus facile de comprendre qu'une dent plus épaisse sera plus solide, plutôt que d'interpréter un déport de denture négatif.

1.3. CONCEPTION DES DENTURES

La conception des engrenages est une affaire de compromis. Le cahier des charges d'une denture comporte les éléments suivants : la démultiplication, le volume disponible, le couple à transmettre, les contraintes admissibles par le matériau, la tenue à l'écaillage, l'acoustique et les contraintes d'industrialisation.

A titre d'exemple, la boîte de vitesses dénommée 'MA' du groupe PSA Peugeot-Citroën est présentée sur la **figure 1-3**. Cet organe équipe une partie importante des véhicules d'entrée de gamme du groupe : Saxo, 106, 206, C3, etc. Elle est produite à environ 4500 exemplaires par jour. L'architecture classique des boîtes de vitesses manuelles se retrouve. La puissance est transmise à un arbre primaire équipé de 6 dentures (5 vitesses de marche avant et 1 vitesse de marche arrière). La rotation est transmise à des pignons tournant librement autour de l'arbre secondaire (dénommé pignons 'récepteurs' ou pignons 'fous'). Ceux-ci peuvent être rendus solidaires de l'arbre secondaire par l'intermédiaire d'un système de crabotage mis en action par le conducteur. A ce moment, la puissance est transmise à l'arbre secondaire, qui entraîne à son tour le boitier de différentiel relié aux roues du véhicule. Les boîtes de vitesses automobiles manuelles à 5 rapports possèdent environ 15 systèmes de dentures différentes. Ces dentures sont le plus souvent conçues avec des modules de l'ordre de 2 à 3. Les boîtes de vitesses automatiques possèdent une architecture complètement différente, et utilisent plutôt des modules de l'ordre de 1 à 1.5. D'un point de vue plus global, la mécanique générale ou l'industrie des véhicules lourds travaillent majoritairement avec des dentures à module compris entre 2 et 6, mais certaines applications peuvent aller jusqu'à des modules de 10 (organes de transmission de puissance de très grosses puissances, exemple : moteur de paquebot). A l'opposé de cela, il est possible de citer l'industrie de l'horlogerie qui produit des quantités très importantes de dentures dans des valeurs de modules inférieures à 0.5 dans des alliages cuivre-bérylium ou des aciers de décolletage à fort taux de carbone.

Les matériaux composant les dentures en mécanique générale sont souvent des aciers de construction du type 42 Cr Mo 4, alors que l'industrie automobile privilégie l'emploi d'aciers à cémentation ou à carbonitruration avec des taux de carbone compris entre 0.15 et 0.3 % de carbone (27 Mn Cr 5, 27 Cr Mo 4, 16 Mn Cr 5).

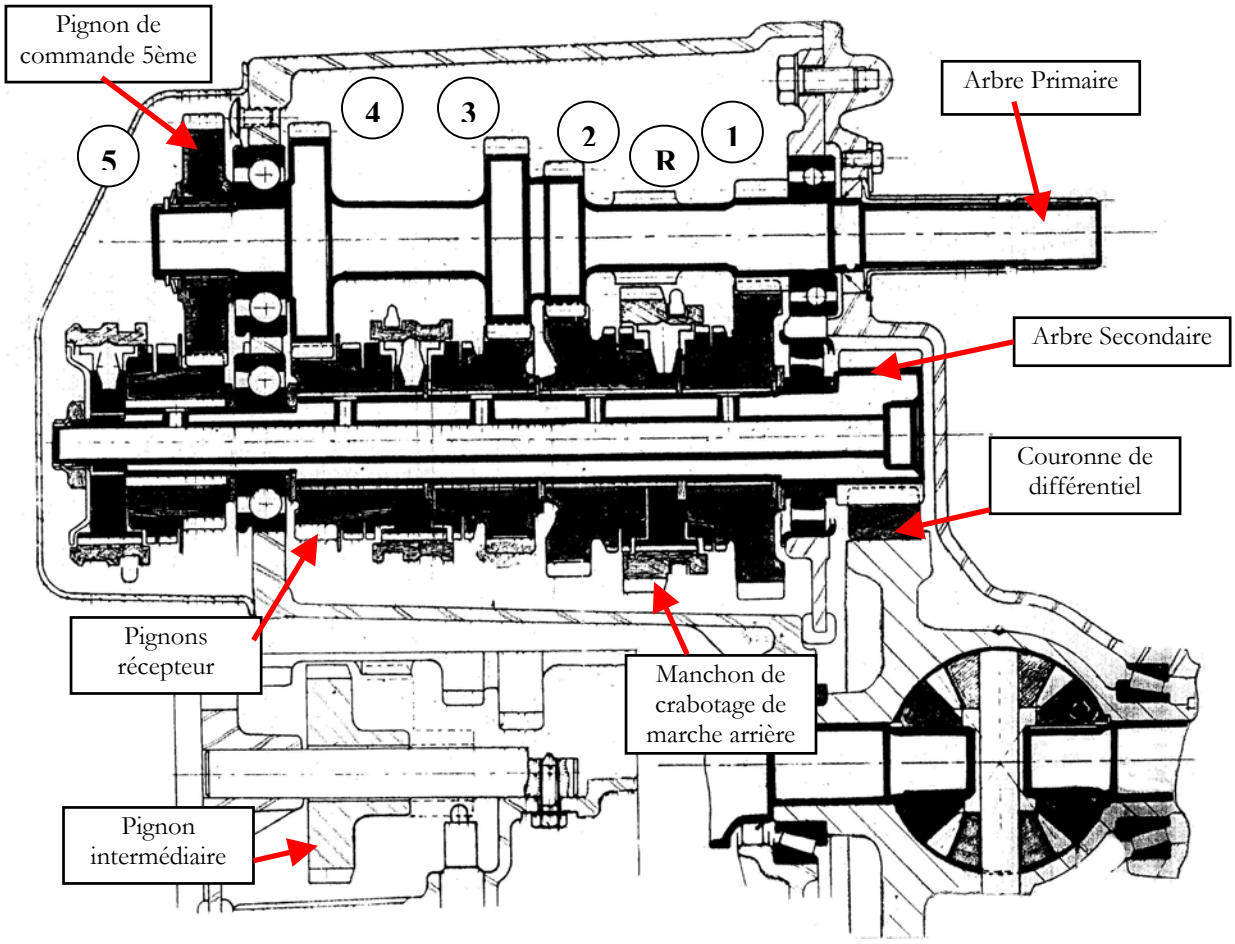


Fig. 1-3 : *Schéma de principe de la boîte de vitesse MA du groupe PSA Peugeot-Citroën (source PSA).*

1.4. STRATEGIES D'INDUSTRIALISATION DES DENTURES

Les stratégies d'industrialisation des dentures sont directement liées à la cadence de production, ainsi qu'à la classe de précision spécifiée pour l'application. La **figure 1-4** présente les principales applications des engrenages avec les classes de précision associées selon la norme ISO 1328. *(Remarque : La classe 1 implique une précision telle que les techniques actuelles ne permettent pas de la réaliser).*

Comme cela a déjà été précisé, l'automobile, et notamment les boîtes de vitesses manuelles constituent 80 % de la production de roues dentées en Europe. A paramètres géométriques et

matériaux constants, les stratégies développées par les fabricants de boîtes de vitesses dépendent des critères suivants :

- Prix de revient des dentures finies ;
- Précision macro et micro-géométrique ;
- Acoustique des engrenages en fonctionnement.

Les critères n'étant pas fixés au même niveau en fonction du segment de marché du véhicule, les stratégies d'industrialisation associées peuvent donc varier de façon significative. Certains fabricants privilégient le coût de production aux questions d'acoustique, et préfèrent neutraliser les bruits par des éléments d'isolation externe, alors que d'autres privilégient la limitation des bruits à la source. D'autres éléments d'ordre psychologique interviennent également dans les choix d'industrialisation, car les mécaniciens passionnés se laissent parfois dépasser par leurs volontés de fabriquer des dentures de haute précision (au delà du cahier des charges) au détriment des coûts. Cette situation a tendance à s'estomper avec le poids des critères de coût qui devient de plus en plus important, et qui oblige les hommes 'méthode' à remettre à plat leurs préjugés et leurs envies.

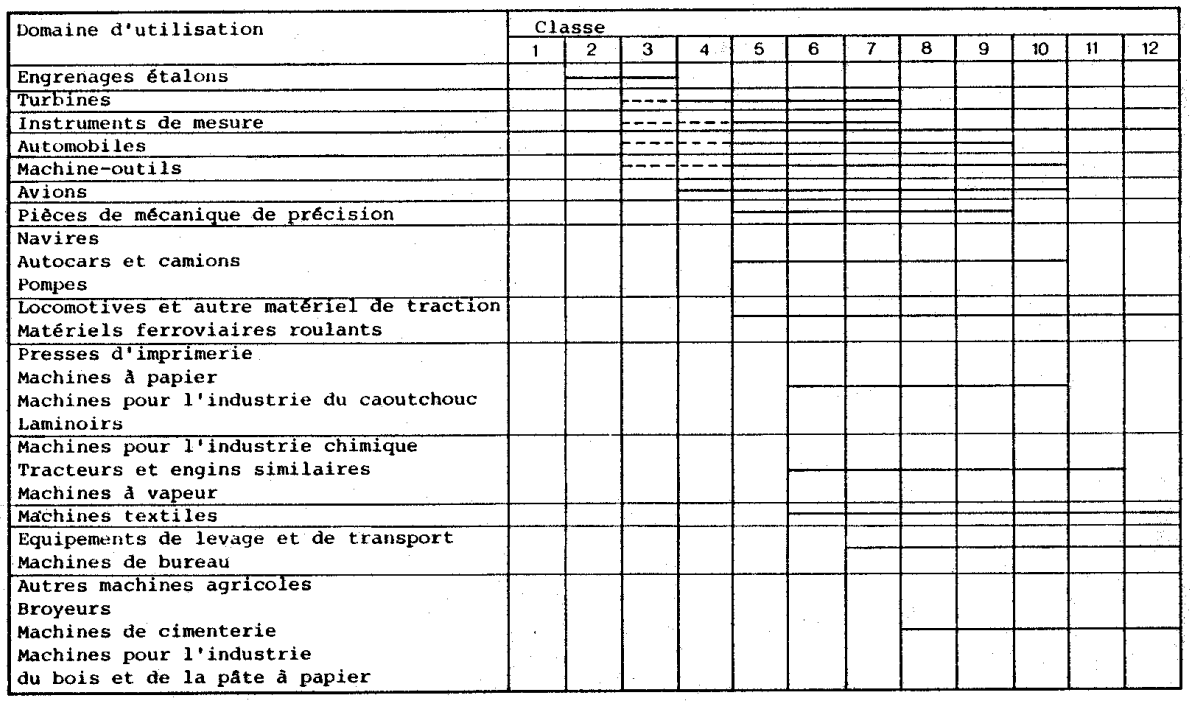


Fig. 1-4 : *Classes de tolérance des principales applications des engrenages (source Sandvik).*

Ainsi, il apparaît deux grandes familles de stratégies comme le montre la **figure 1-5**. Une première stratégie consiste à finir géométriquement les dentures à l'état recuit, puis à faire le traitement de durcissement associé. Cette stratégie implique d'anticiper les déformations éventuelles lors de la phase d'usinage. La classe de tolérance visée est de l'ordre de 7 à 8.

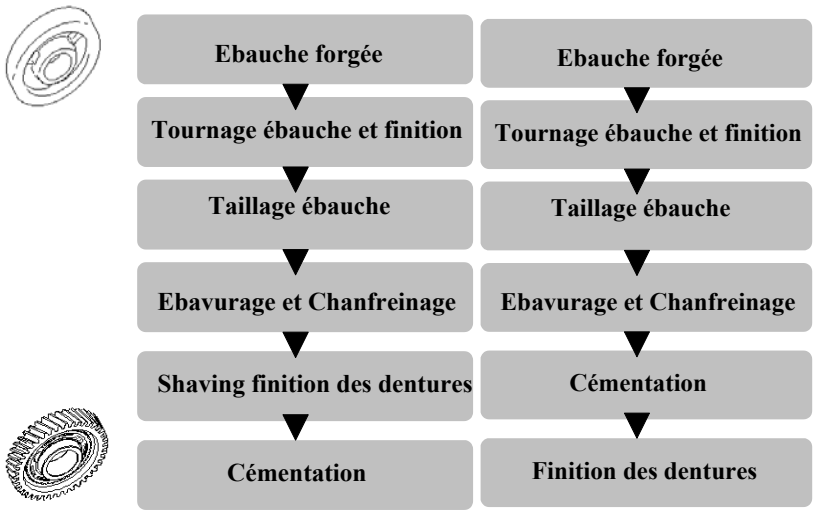


Fig. 1-5 : *Comparaison de deux stratégies d'industrialisation des dentures.*

Une deuxième stratégie consiste à ébaucher les dentures à l'état recuit, et à calibrer la géométrie à l'issue du traitement thermique. Il paraît clair que la deuxième stratégie permet d'obtenir une classe de précision bien supérieure à la première (jusqu'à classe 3), alors que la première stratégie permet d'obtenir des dentures avec des coûts de production notablement réduits. D'un point de vue caricatural, il est possible de dire que l'industrie automobile française a opté pour la première solution, alors que l'industrie automobile allemande a opté pour la deuxième solution.

1.5. TECHNIQUES D'EBAUCHE DES DENTURES

Les techniques d'ébauche des dentures sont multiples. Elles vont de la méthode artisanale à la méthode de production de masse, car cette phase est commune à toutes les gammes de fabrication de dentures. Il est possible de distinguer les techniques suivantes :

- Fraisage de forme à la fraise 2 ou 3 tailles, dénommée aussi fraise module ;
- Taillage à l'outil crémaillère ;
- Taillage à l'outil pignon ;
- Taillage à la fraise-mère.

Ces techniques permettent d'atteindre des classes de tolérance de l'ordre de 9 à 10, alors que les dentures automobiles françaises sont généralement spécifiées dans des classes de tolérance de l'ordre 7 à 8, et que les dentures automobiles allemandes sont dans des classes de tolérance de l'ordre 5 à 6. Ces 4 techniques de génération de dentures ne sont donc pas en mesure de réaliser des dentures finies. Chacune de ces techniques est décrite brièvement dans les paragraphes suivants.

1.5.1. FRAISAGE A LA FRAISE MODULE

Cette technique fait partie des techniques les plus simples (**figure 1-6**). Elle fait appel à des fraises de formes spécifiques en acier rapide ou en carbure de tungstène. Les dentures sont réalisées sur des fraiseuses manuelles munies d'un diviseur ou occasionnellement sur un centre d'usinage 5 axes. Il s'agit d'une technique de production de dentures en très petite série, facile à mettre en œuvre, mais présentant une productivité très faible, ainsi qu'un coût machine et un coût outil très élevés.

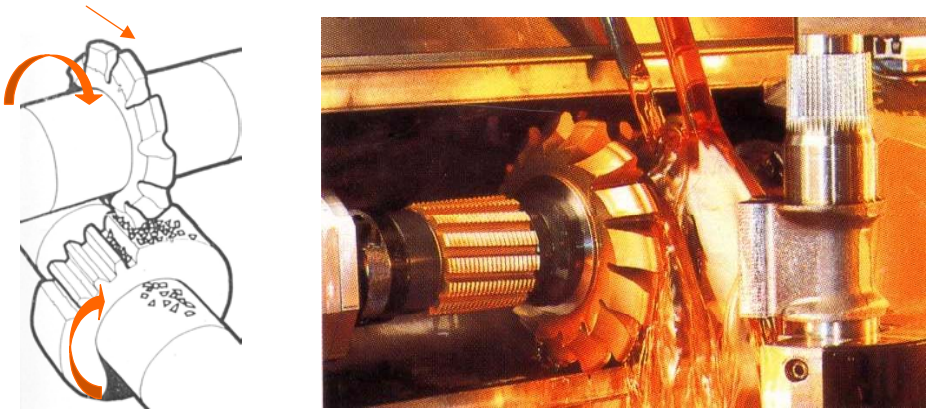


Fig. 1-6 : *Mise en œuvre d'un taillage de dentures à la fraise module 3 tailles (Source Sandvik et Pfauter).*

1.5.2. TAILLAGE A L'OUTIL CREMAILLERE

Cette technique, développée par l'ancienne société MAAG, autorise le taillage de dentures en utilisant le principe d'engrènement d'une crémaillère et d'une roue dentée (**figure 1-7**). Cette technique, dite de génération, utilise des peignes en acier rapide munis d'un mouvement alterné permettant de couper la matière. Cette technique très lente nécessite des machines spécifiques et mises en œuvre par des opérateurs hautement qualifiés. Elle est donc réservée à des applications de très petites séries à haute valeur ajoutée (roues de très gros diamètres). Elle présente cependant

un avantage intéressant, car les outils étant de géométries très simples, ils sont facilement et rapidement réalisables et réaffûtables. Cela permet la fabrication de dentures prototypes de géométries quelconques (non normalisées) pour des applications à hautes valeurs ajoutées nécessitant une réactivité importante (Formule 1, aéronautique, prototypes pour nouvelles boîtes de vitesses, etc.).

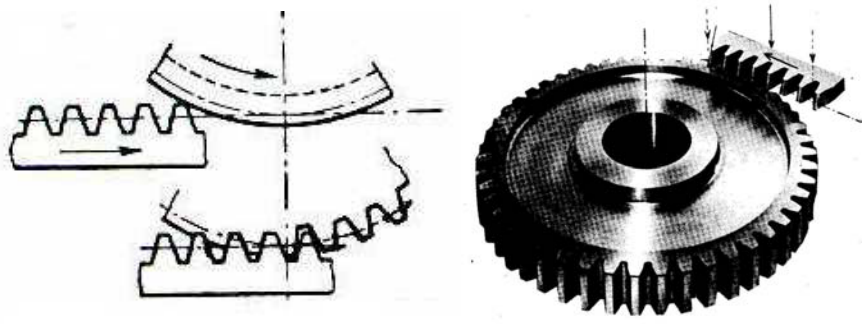


Fig. 1-7 : *Principe du taillage à l'outil crémaillère.*

1.5.3. TAILLAGE A L'OUTIL PIGNON

Ce principe de taillage utilise le principe de l'engrènement de deux roues dentées (**figure 1-8**). L'outil est un pignon droit ou hélicoïdal muni d'un mouvement alternatif de mortaisage. La rotation de la pièce et de l'outil sont synchronisées selon le rapport du nombre de dents outil/pièce. Dans le cas d'un taillage hélicoïdal, l'outil effectue en plus un mouvement de vissage lors des courses travail et retour. La pénétration de l'outil dans la pièce peut se faire sur une portion de tour ou bien sur plusieurs tours.

Les flancs des dents sont dépouillés pour obtenir les arêtes de coupe. Le diamètre extérieur évolue en fonction de l'épaisseur de la dent résultant de la dépouille latérale. Les paramètres de définition sont ceux d'un pignon : nombre de dents, épaisseur de base, diamètre extérieur maxi.

Le principal avantage de l'outil pignon est de pouvoir être utilisé dans un espace réduit. Il faut un peu de distance en entrée pour mettre l'outil à vitesse souhaitée et un peu d'espace en sortie pour l'arrêter.

C'est une opération de mortaisage réalisée sous huile entière afin de limiter les adhésions liées aux basses vitesses de coupe. Cette technique conduit à des chocs importants sur les outils, et n'autorise que des qualités médiocres. Enfin le temps de cycle est très important, ce qui rend ce procédé non productif comparativement au taillage par fraise-mère. Les outils pignons sont souvent en acier rapide X 120 W Mo Cr V 6-5-4-3 revêtu de nitrure de titane (TiN) déposé par un procédé de la famille des procédés PVD (Physical Vapor Deposition).

Du point de vue industriel et conception de pièces, l'outil pignon est une solution de secours . Il est employé uniquement lorsqu'il est impossible de faire autrement. Une application caractéristique en production automobile est la réalisation de dentures sur des arbres primaires de boîtes de vitesses (**figure 1-9**).

A titre d'exemple, sur une boîte de vitesses MA du groupe PSA Peugeot-Citroën (**figure 1-3**) et comptant 15 dentures à tailler, seules 2 dentures sont taillées par le procédé outil pignon, alors que 13 dentures sont taillées par le procédé dit 'à la fraise-mère'.

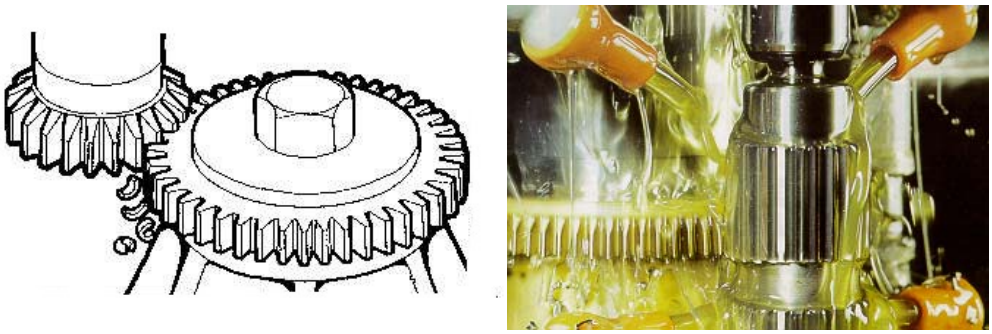


Fig. 1-8 : *Taillage de dentures droites à l'outil pignon (source Sandvik et Pfauter).*

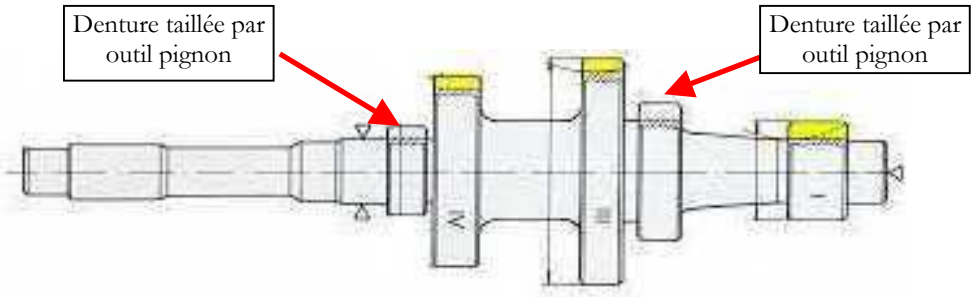


Fig. 1-9 : *Exemple de dentures taillées par le procédé outil-pignon.*

1.5.4. TAILLAGE A LA FRAISE-MERE

Le taillage par outil fraise-mère est de loin le plus utilisé des procédés de génération de dentures à développante de cercle. Le taillage à la fraise-mère utilise le principe du système roue et vis-sans-fin (**figure 1-10**). La pièce à tailler étant la roue et la fraise-mère étant la vis-sans-fin. La fraise-mère est une vis-sans-fin, munie de goujures créant des dents. Pour un tour de fraise-mère, la roue s'est déplacée d'un pas circulaire. Si par exemple la fraise est une vis à un filet et que la roue à tailler doit avoir z dents, la fraise devra faire z tours pendant que la roue à tailler ne fera qu'un seul tour. Si la fraise est à z_o filets, elle devra faire z/z_o tours pendant que la roue à tailler ne fera

qu'un seul tour. Lors du taillage, les deux objets sont en rotation à vitesse constante selon un rapport :

$$w / w_o = z_o / z \qquad (\mathbf{1\text{-}1})$$

avec w : vitesse de rotation de la pièce à tailler (tr/min), w_o : vitesse de rotation de la fraise-mère (tr/min)

Les dents possèdent une dépouille (un détalonnage) afin de ne pas frotter sur les surfaces usinées. La fraise-mère est munie d'un mouvement d'avance selon la génératrice de la denture à tailler.

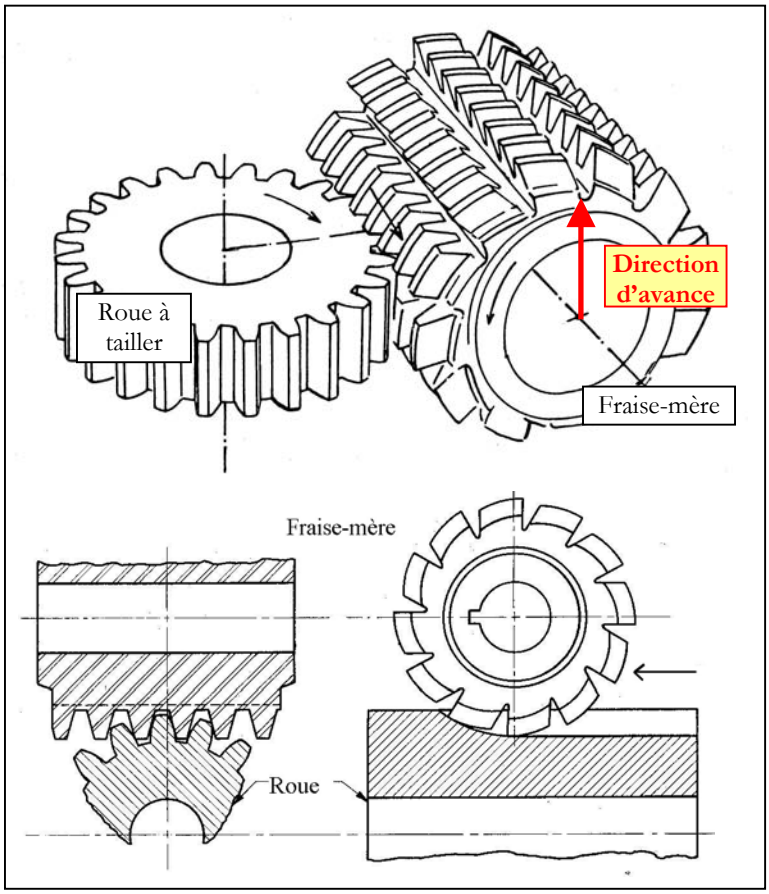


Fig. 1-10 : *Principe du taillage à la fraise-mère.*

Les avantages du taillage à la fraise-mère sont nombreux. En effet, cette technique permet la production de dentures dans des temps très courts et avec une qualité remarquable. Le travail à la fraise-mère permet d'avoir un très grand nombre de dents en prise simultanée, ce qui autorise des débits très importants de matière, ainsi qu'une coupe très continue permettant une bonne qualité de denture. Enfin, les outils peuvent tailler une quantité très importante de dentures jusqu'à la réforme définitive de l'outil, grâce à des affûtages successifs qui rendent le coût outil particulièrement bas. La seule limite de ce procédé vient de l'encombrement important que nécessite l'outil de part et d'autre de la denture. La **figure 1-11** illustre la limitation d'accessibilité

d'une fraise-mère sur un arbre primaire de boîte de vitesse. Etant donné que le taillage à la fraise-mère constitue le procédé support de ce travail, une description plus détaillée de celui-ci sera faite dans le chapitre suivant.

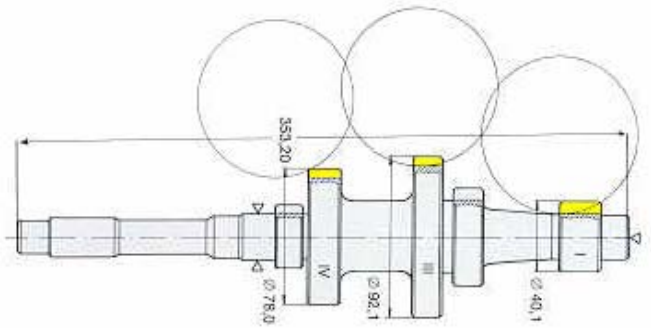


Fig. 1-11 : *Limites d'accessibilité d'une fraise-mère pour des dentures épaulées.*

1.6. TECHNIQUES DE FINITION DES DENTURES

Tout d'abord, il faut distinguer les techniques de finition avant traitement thermique (rasage) et les techniques de finition après traitement thermique (rectification, rodage, skiving, etc.). L'industrie automobile française utilise quasiment exclusivement la technique de shaving, sauf lorsque les déformations ne sont pas suffisamment maîtrisées. Dans ce cas, ils utilisent la rectification par meule-mère comme l'industrie allemande. *(Remarque : la technique de rodage est parfois utilisée en complément de la rectification pour limiter les problèmes d'acoustique).*

1.6.1. RASAGE OU SHAVING

La shaving est une méthode d'usinage par enlèvement de copeaux sur les flancs de dents des engrenages (surépaisseur de 0.03 à 0.05 mm – **figure 1-12**). C'est une technique d'usinage par copeau 'gratté' qui s'apparente au travail de l'alésoir monobloc. Il permet d'améliorer la forme et l'état de surface, ainsi que d'atténuer le battement et l'erreur de division (définition voir [Henr_83]). Des classes de précision de l'ordre de 5 à 6 sont atteintes. Celles-ci deviennent des classes 7 à 8 après le traitement thermique.

Au cours de l'usinage, la pièce est entraînée par le couteau sans synchronisation par la machine. Le couteau et la pièce ont un angle d'hélice, et forment un engrenage à axes croisés (**figure 1-12**). Le rasage est basé sur une propriété de ce type d'engrenage : le glissement longitudinal. Il faut déplacer le point de croisement des axes par un mouvement longitudinal ou transversal de la

pièce par rapport au couteau sur toute la largeur de la denture ou bien corriger l'outil afin d'obtenir une épaisseur uniforme de la dent.

La géométrie des dentures après rasage devra tenir compte des déformations de traitement thermique, valeurs et sens des déformations étant obtenus après une série d'essais.

C'est un procédé très simple et très performant. Son seul inconvénient est de ne pas s'appliquer après traitement thermique. Il ne peut donc pas s'appliquer lorsque les dispersions de déformation sont trop importantes.

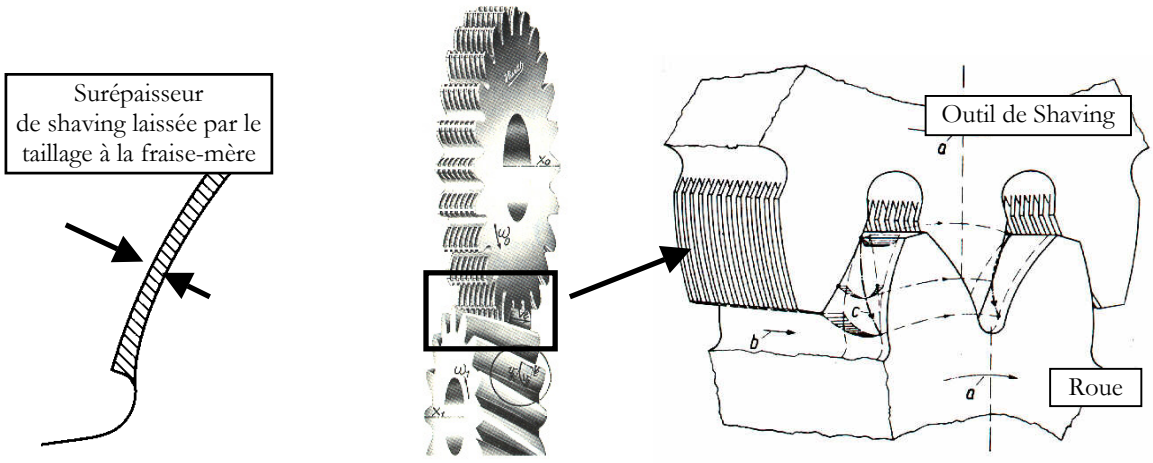


Fig. 1-12 : *Principe d'une opération de shaving (source [Henr_83]).*

1.6.2. RECTIFICATION

C'est une opération de finition des dentures qui s'effectue après traitement thermique et qui permet de rattraper les déformations dues au traitement thermique. La rectification permet d'appliquer les corrections de denture demandées au plan. La surépaisseur enlevée est très supérieure à la surépaisseur enlevée en shaving : environ 0.1 mm par flanc, ce qui autorise de récupérer des déformations importantes. Par voie de conséquence, il est nécessaire d'appliquer des profondeurs supérieures de traitement thermique.

Fig. 1-13 : *Rectification de dentures à la meule-mère (source Samputensili)*

Plusieurs procédés existent :

- Par meule-mère, principe identique au taillage par fraise-mère, l'outil est une meule de grand diamètre. C'est le procédé le plus courant et le plus productif (**figure 1-13**) ;
- Par meule-assiette, le travail est effectué flanc par flanc, comme en taillage par crémaillère. Cette technique est réservée à la rectification de dentures de très petites séries dans des géométries spéciales ;
- Par meule-module, principe identique au fraisage à la fraise-module. Cette technique a retrouvé de l'intérêt en production de moyenne série depuis l'apparition de meules c-BN à liant métallique qui suppriment le dressage des meules et accroissent, la qualité des surfaces obtenues.

La technique de rectification par meule-mère est de loin la technique la plus répandue. Ses limites techniques sont liées à l'utilisation d'outils de grands diamètres pour obtenir les vitesses de coupe suffisantes. Il faut donc de l'espace autour de la denture à rectifier. Le principal inconvénient de la rectification est son investissement initial, son entretien, ainsi que son prix de revient très élevé.
Remarque : Certaines méthodes de rectification nécessitent une opération supplémentaire de honing pour effacer des défauts de surface très gênants du point de vue acoustique.

1.6.3. RODAGE OU HONING

C'est une opération de finition après traitement thermique. La qualité obtenue est intermédiaire entre le rasage et la rectification. L'outil comporte une denture intérieure qui engrène à axes croisés avec le pignon à usiner (**figure 1-14**). Comme pour le rasage, la surépaisseur est faible, de l'ordre de 0.02 à 0.04 mm. Il n'est donc pas possible de rattraper des défauts trop importants. Ce procédé peut s'utiliser seul, en alternative à la rectification, ou en complément de celle-ci pour améliorer les défauts de surface, nuisibles à l'acoustique.

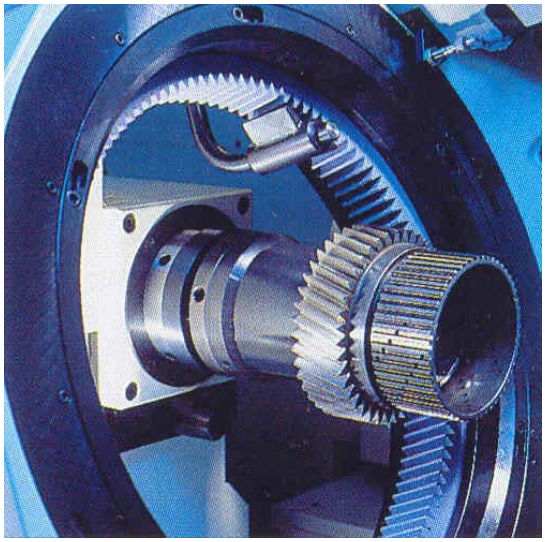


Fig. 1-14 : *Principe du rodage de dentures (source Pfauter)*

1.6.4. TAILLAGE DUR OU SKIVING

Les techniques de skiving sont au nombre de deux. Elles sont une émanation directe des procédés de taillage par fraise-mère et par outil-pignon. L'idée de ces techniques est de générer des dentures en laissant une surépaisseur de 0.2 à 0.3 mm à l'issue de la phase d'ébauche.

Le skiving 'fraise-mère' utilise des fraises-mères en carbure brasé avec une coupe très négative permettant d'accepter des efforts et des pressions locales de coupe très importants (**figure 1-15**). Cette technique reste encore marginale car elle ne permet pas d'obtenir les qualités de surfaces compatibles avec les critères acoustiques spécifiés, même si la macrogéométrie est de classe 6. Cette technique peut être mise en œuvre pour des opérations de taillage grossier dans des sociétés qui ne veulent pas investir dans une rectifieuse, mais qui possède déjà une tailleuse performante (haute rigidité, absence de jeux, etc.). Ce procédé pourrait cependant se développer dans la perspective de la suppression des lubrifiants sur les lignes de production de pignons (taxation des produits pétroliers), car, en association avec le rodage à sec, il permet de concilier une bonne macro et micro-géométrie.

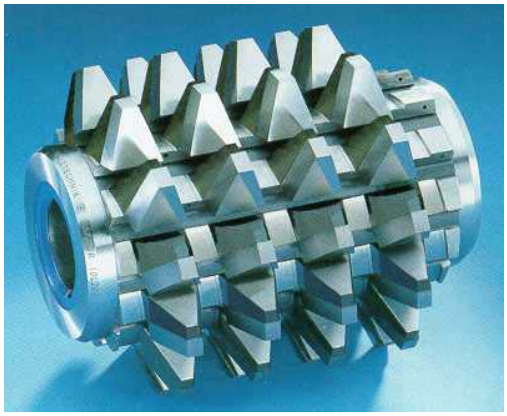


Fig. 1-15 : *Fraise-mère de skiving (source Saazor)*

Le skiving 'outil-pignon' présente une particularité par rapport au taillage par outil-pignon. En effet, l'outil ne possède pas de mouvement alterné et il engrène à axe croisé avec la denture à tailler. Cela provoque un glissement latéral important qui génère les copeaux.

2. ETAT DE L'ART DU TAILLAGE A LA FRAISE-MERE

Le procédé de taillage fraise-mère est un procédé assez mal connu du fait de sa faible diffusion en dehors de quelques sociétés de production qui concentrent 80 % des opérations (boîtes de vitesses automobiles) et d'un réseau de petits producteurs dispersés. L'objectif de ce chapitre va être de faire une rapide description technologique du procédé et de ses évolutions récentes, ainsi que ses enjeux pour l'avenir. Ce chapitre s'articulera autour de trois questions :

- Comment décrire une opération de taillage à la fraise-mère ?
- Comment évaluer une opération de taillage ?
- Quelles sont les typologies d'application et leurs enjeux pour demain ?

2.1. COMMENT DECRIRE UNE OPERATION DE TAILLAGE ?

Le taillage à la fraise-mère est une opération d'usinage qui peut se décrire en classant ses paramètres caractéristiques en quatre groupes :

- Paramètres 'pièce' : cahier des charges de la pièce à tailler + contraintes de l'opération de finition (gamme) ;
- Paramètres 'outil' : paramètres influents de la fraise-mère ;
- Paramètres 'machines' : paramètres influents de la machine de taillage ;
- Paramètres de réglage : paramètres déterminant les conditions géométriques et cinématiques de l'usinage.

Ceux-ci sont synthétisés sur la **figure 2-1** et seront décrits de façon plus approfondie dans la suite du paragraphe.

2.1.1. LES PARAMETRES 'PIECES'

Lorsqu'on industrialise une nouvelle denture, il faut prioritairement faire une description des paramètres fondamentaux qui conditionnent la qualité technique et économique de celle-ci, tout en intégrant bien le fait que le taillage à la fraise-mère est dans l'immense majorité des cas une opération d'ébauche. Il paraît donc clair que les spécifications géométriques demandées au profil des développantes de cercle ne sont pas celles de la denture en fonctionnement.

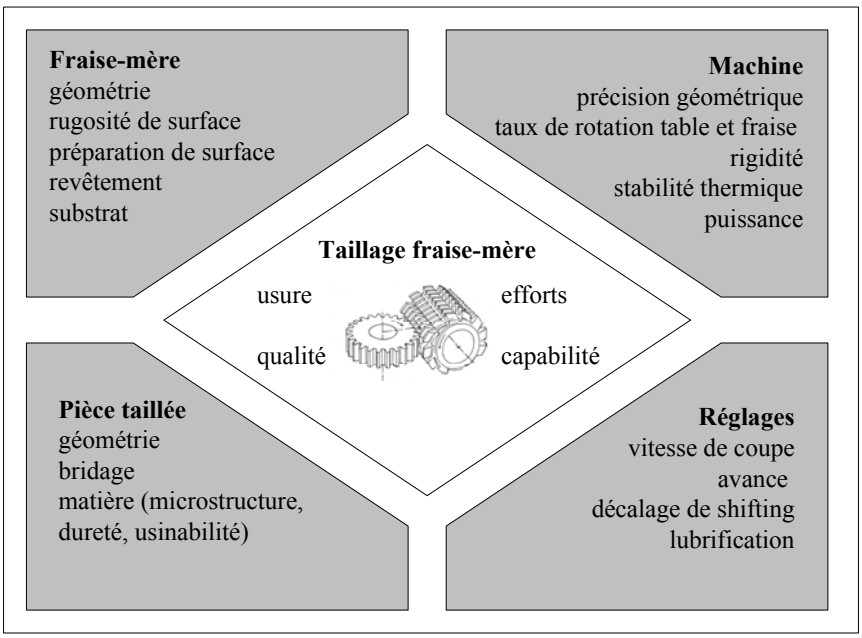


Fig. 2-1 : *Paramètres d'une opération de taillage à la fraise-mère.*

Paramètres macro-géométriques

Une roue dentée est une pièce de géométrie particulièrement complexe, mais dont on peut limiter le nombre de paramètres de définition à 5 éléments de base : m : module normal, z : nombre dents, α : angle de pression, x : déport de denture, b : largeur de denture.

A ces paramètres de base sont rajoutés des paramètres supplémentaires :

- chanfreiner les sommets des dents ;
- laisser une surépaisseur pour l'opération de finition ;
- calibrer le diamètre extérieur des dentures.

De l'ensemble de ces contraintes, le bureau des méthodes détermine le profil de la crémaillère qui sera spécifié au fabricant de la fraise-mère. Un exemple de crémaillère de définition de PSA est illustré sur la **figure 2-2**.

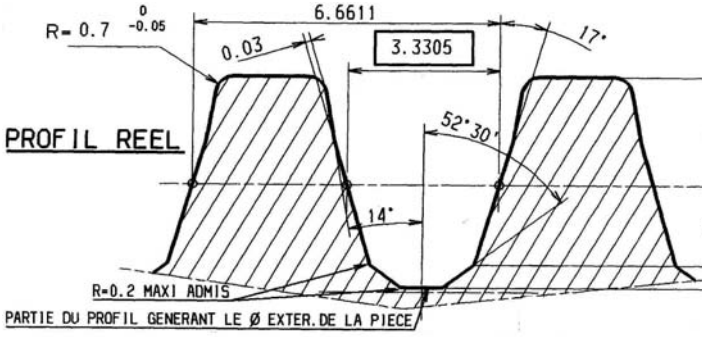


Fig. 2-2 : *Extrait de description d'une crémaillère génératrice servant à la définition des fraises-mères utilisées en production chez PSA Peugeot-Citroën.*

Paramètres micro-géométriques

Le taillage à la fraise-mère, comme tout procédé d'usinage, réalise toujours des pièces avec un écart géométrique par rapport à la pièce nominale. Il s'agit notamment des erreurs provoquées par la coupe discontinue (écart de de profil E_p) et des écarts liés à l'avance de l'outil par rapport à la pièce (écart d'avance E_a). Ces écarts sont illustrés sur la **figure 2-3**. Des expressions approchées permettent d'estimer les écarts correspondants (**équations 2-1 et 2-2** – source LMT Fette). Dans la pratique l'écart de profil E_p est toujours minime par rapport à l'écart d'avance E_a. A titre d'exemple, lorsque l'opération de finition est une opération de rasage, l'écart E_a est limité à une valeur maximale de l'ordre 0.015 mm.

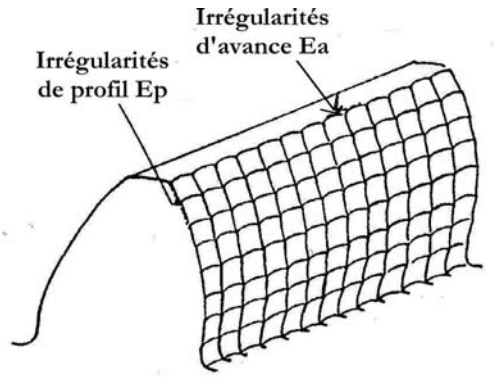


Fig. 2-3 : *Ecarts de profils sur les dents taillées*

$$E_a = \frac{a^2.\sin\alpha}{4.d_{ao}.\cos^2\beta_o} \qquad (\mathbf{2\text{-}1})$$

$$E_p = \frac{\pi^2.m\ .\sin\alpha\ .z_o}{4.z.N_o} \qquad (\mathbf{2\text{-}2})$$

avec : a : avance de la FM par tour de pièce (mm/tr)

m : module normal de la denture à tailler

z_o : nombre de filets de la fraise-mère

d_{ao} : diamètre extérieur de la fraise-mère (mm)

N_o : nombre de goujures de la fraise-mère

z : nombre de dents à tailler

α : angle de pression (°)

β_o : angle d'hélice de la fraise-mère (°)

Paramètres de bridage

Le bridage d'une roue dentée est également un paramètre important, étant donné qu'il conditionne la stabilité de l'opération de taillage. La surface brute de taillage doit être la plus concentrique possible avec l'axe de rotation du plateau porte-pièce. Cela est théoriquement assuré par le tournage préalable des surfaces de mise en position, ainsi que par la qualité d'exécution du montage prise de pièce.

Il est nécessaire de distinguer trois familles de pièces taillées par fraise-mère : les pignons récepteurs, les couronnes et les arbres. Comme le montre la **figure 2-4**, les pignons récepteurs sont généralement taillés deux à deux, alors que les couronnes peuvent être taillées en grand nombre (jusqu'à 5). Les arbres ne peuvent être taillés qu'un par un.

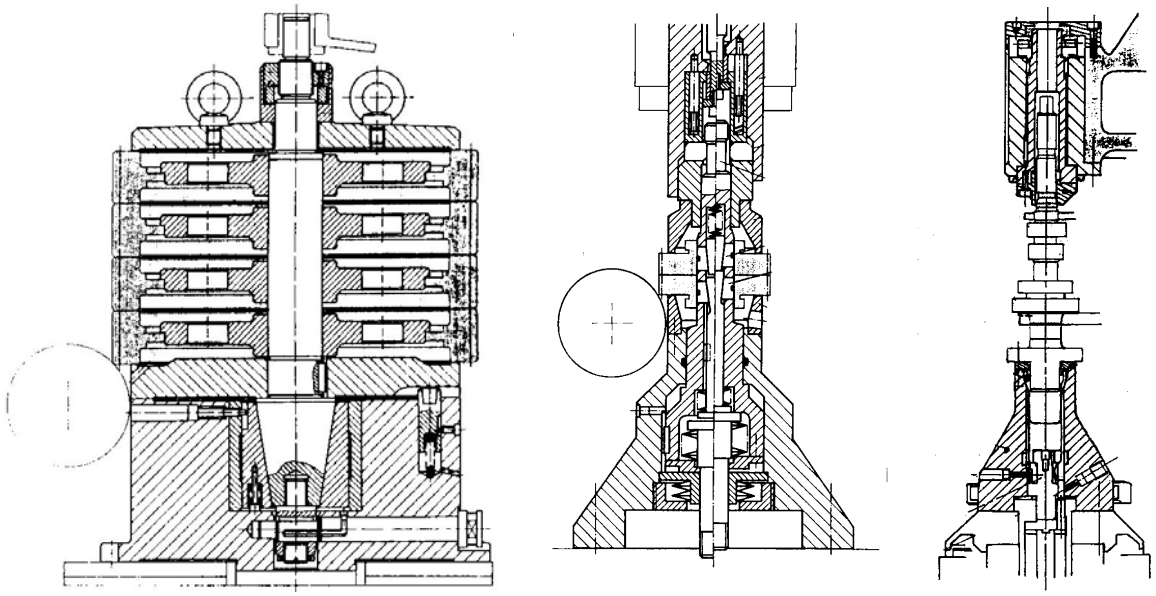
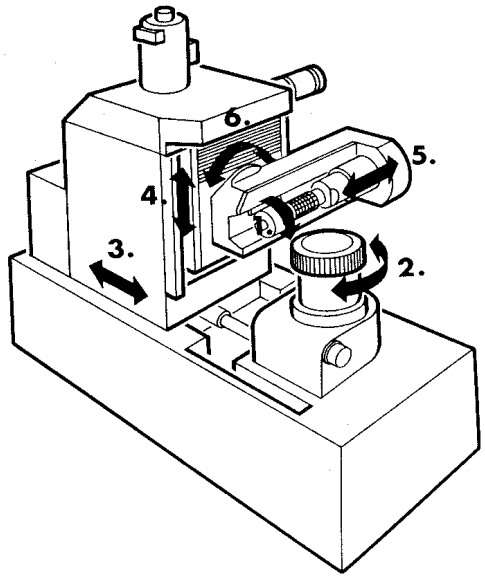


Fig. 2-4 : *Exemples de prise de pièce en taillage – à gauche : 4 couronnes de différentiel – au centre : 2 pignons récepteurs dos à dos – à droite : 1 arbre primaire de boîte de vitesse (source PSA).*

2.1.2. LES PARAMETRES 'MACHINE'

Les machines de taillage se caractérisent par 6 axes : 3 axes de translation de la fraise-mère par rapport à la pièce, 3 axes de rotation (2 axes permettant de réaliser l'engrènement du système roue et vis-sans-fin et 1 axe de mise en position permettant d'orienter l'axe de l'arbre porte-fraise par rapport à l'hélice de la denture à tailler). Les autres axes éventuels sont généralement dédiés à des fonctions auxiliaires telles que le bridage ou le changement de pièces.

La **figure 2-5** donne une représentation de la cinématique d'une telle machine, ainsi qu'un exemple de spécification d'une machine de taillage moderne capable d'usiner avec de grandes vitesses de coupe et à sec tout en évacuant les copeaux et les calories sans compromettre la qualité des pièces et l'intégrité de la machine.



Machine LIEBHERR LC 182
Diamètre de pignons < 180 mm
Vitesse de rotation de table : 200 tr/min
Vitesse de rotation fraise-mère : 1200 tr/min
Longueur maxi des fraises-mères : 160 mm
Diamètre maxi des fraises-mères : 140 mm
Puissance d'entraînement des fraises-mères : 23 kW
Attachement des fraises-mères : HSK63A

Fig. 2-5 : *Cinématique d'une machine de taillage et exemple de spécifications d'une machine de taillage Liebherr.*

2.1.3. LES PARAMETRES 'OUTILS'

Les paramètres d'une fraise-mère peuvent être classés en deux grandes familles. Il faut distinguer d'un coté les paramètres imposés par la géométrie des dentures : 'la crémaillère génératrice', et de l'autre : le reste. Tous les autres paramètres géométriques peuvent adopter des valeurs ou natures diverses (diamètre, nombre de goujures, substrat, etc.) en fonction des objectifs et des contraintes technico-économiques de l'application envisagée. Les paragraphes suivants vont s'attacher à montrer les contraintes à prendre en considération lors de la définition d'une fraise-mère.

2.1.3.1. *QUELQUES ELEMENTS DE VOCABULAIRE*

Les **figures 2-6 et 2-7** montrent les principaux paramètres à déterminer lorsque l'on souhaite acheter ou faire réaliser une fraise-mère (en dehors des contraintes d'attachement de l'outil sur la machine).

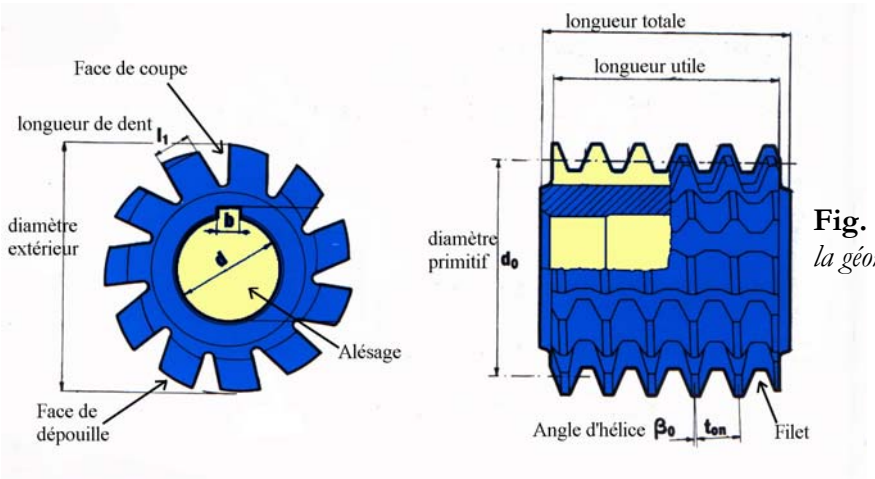


Fig. 2-6 : *Vocabulaire associé à la géométrie des fraises-mères.*

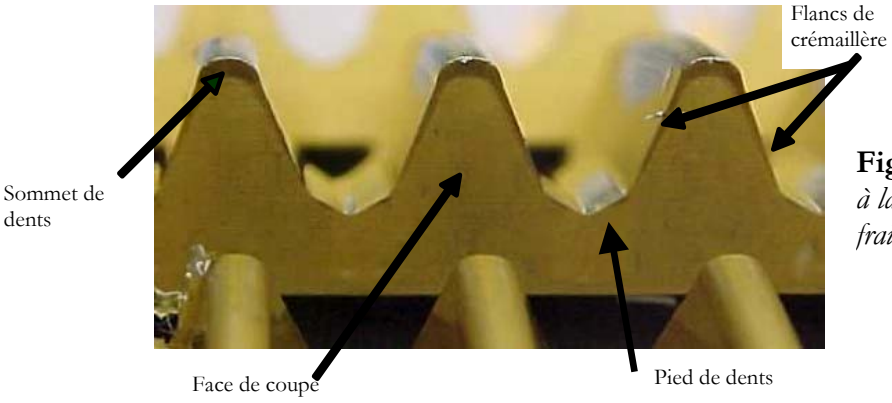


Fig. 2-7 : *Vocabulaire associé à la crémaillère génératrice d'une fraise-mère.*

Toutes les variantes de fraises-mères peuvent exister en fonction des contraintes spécifiques à chaque cas. La **figure 2-8** présente un large éventail des fraises-mères les plus courantes.

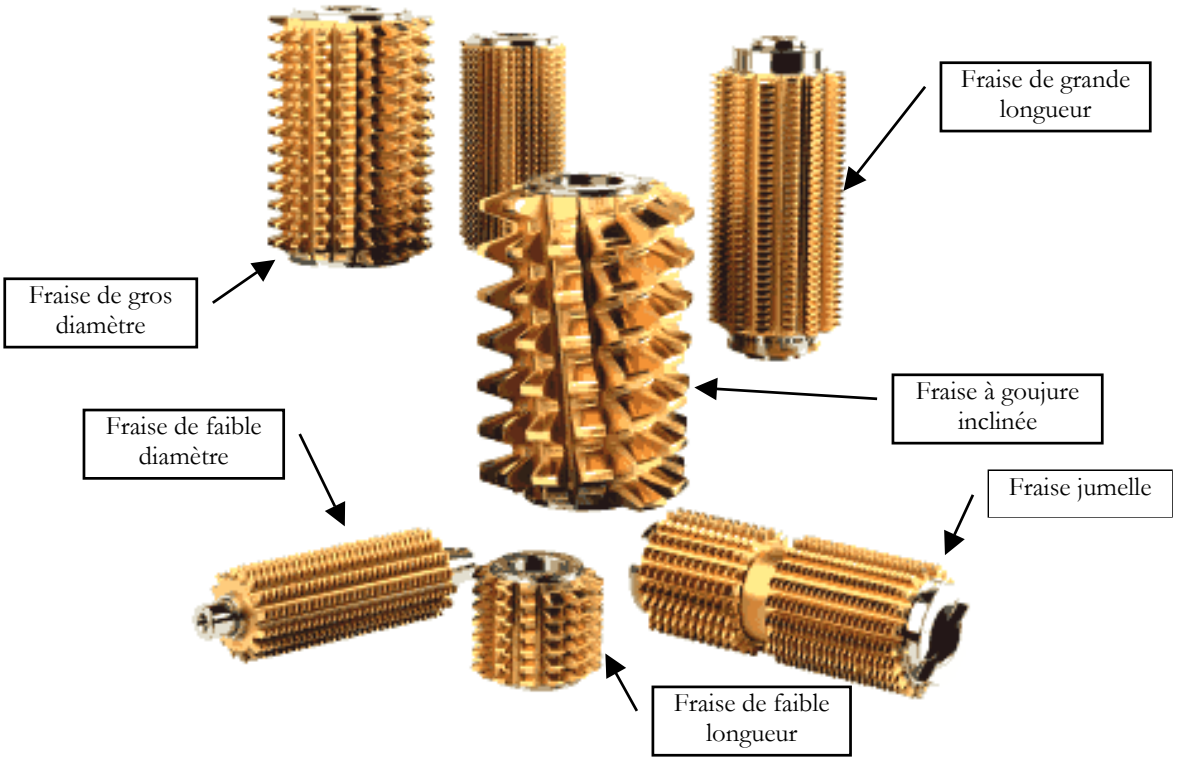


Fig. 2-8 : *Illustration des possibilités de variations géométriques d'une fraise-mère (source Fette).*

2.1.3.2. *QUELLES CONTRAINTES POUR DETERMINER CES PARAMETRES ?*

D'un point de vue général, le choix des paramètres ci-dessus est évidemment guidé par un compromis entre des contraintes techniques et économiques. Ces contraintes sont résumées sur la **figure 2-9**.

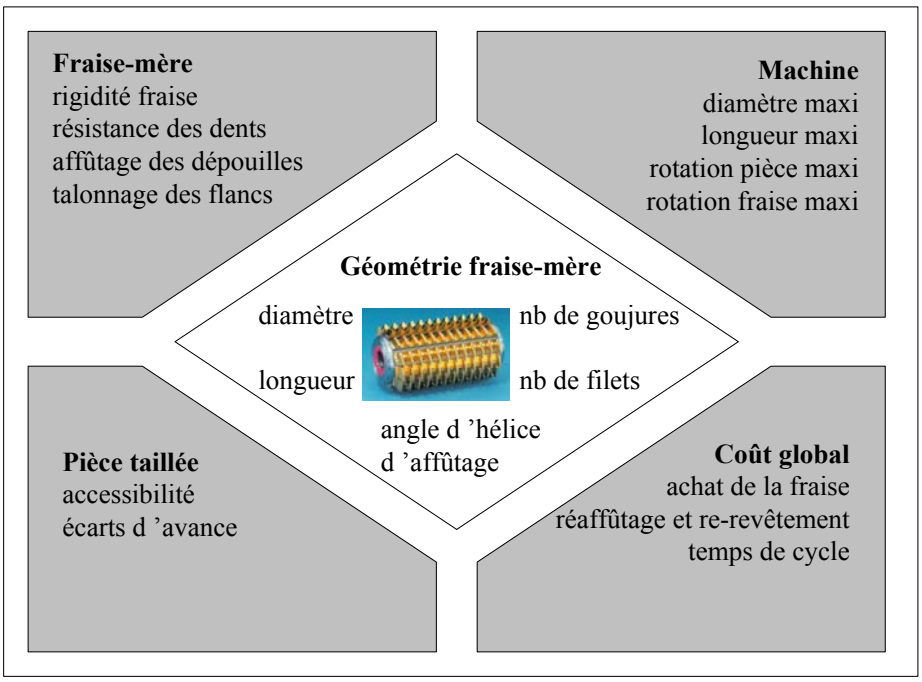


Fig. 2-9 : *Contraintes techniques et économiques présidant au choix de la géométrie d'une fraise-mère.*

Ces paramètres et ces contraintes sont extrêmement liés les uns aux autres, si bien qu'il n'est pas possible d'aboutir à une solution universelle. En fonction du poids de chacune de ces contraintes, les solutions peuvent varier considérablement.

2.1.3.3. *LES MODES DE CONSTRUCTION DES FRAISES-MERES*

Pour une même géométrie, les fraises-mères, au même titre que toutes les fraises, existent avec différentes méthodes de construction. D'un point de vue global, il faut distinguer les outils monoblocs et les outils à lames amovibles. Certains 'dynosaures' des catalogues constructeurs demeurant pour des applications marginales (fraises-mères à plaquettes vissées ou brasées, etc.) ne seront pas abordés. Le paragraphe se focalisera sur les deux familles majeures que sont les fraises-mères à lames rapportées et les fraises-mères monoblocs (**figure 2-10**).

Historiquement, les fraises-mères monoblocs furent les premières à apparaître. Les fraises à lames rapportées sont arrivées lors de la seconde guerre mondiale en Allemagne alors que les matériaux nobles (W, Cr, Mo, V) étaient rationnés du fait de l'embargo. L'idée a été de construire des fraises-mères avec un corps en acier de construction et des lames en acier rapide, et cela en vue de limiter la consommation de ces matériaux rares. Ces dernières, malgré leur prix de revient plus élevé, ont survécu à la guerre jusqu'à nos jours car elles possèdent un autre avantage majeur : leurs très grandes longueurs affûtables comme le montre la **figure 2-11**. En effet, du fait de leur construction en lames indépendantes, celles-ci peuvent être affûtées indépendamment du corps

de fraise, ce qui autorise de profiler les dents sur toutes leurs longueurs. Cela permet aussi d'accroître la qualité d'affûtage du fait de la grande accessibilité des meules de rectification (grand diamètre). A contrario, les dents de fraises-mères monoblocs ne peuvent être affûtées que sur une partie de leurs longueurs, et de plus, avec des meules de faibles diamètres conduisant à une qualité médiocre (voir **équation 2-1**) : la longueur affûtable est donnée par la limite de collision de la meule avec la face de coupe de la dent suivante.

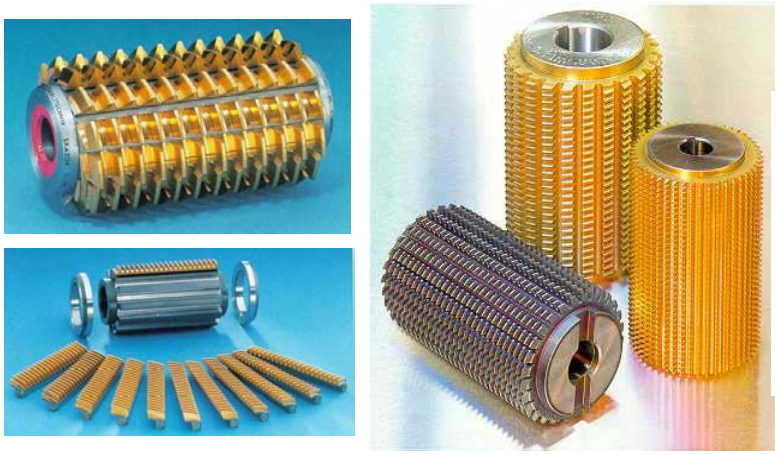


Fig. 2-10 : *Exemple d'une fraise-mère à lames rapportées (assemblée et démontée) et d'une série de trois fraises-mères monoblocs – source Saazor et Samputensili.*

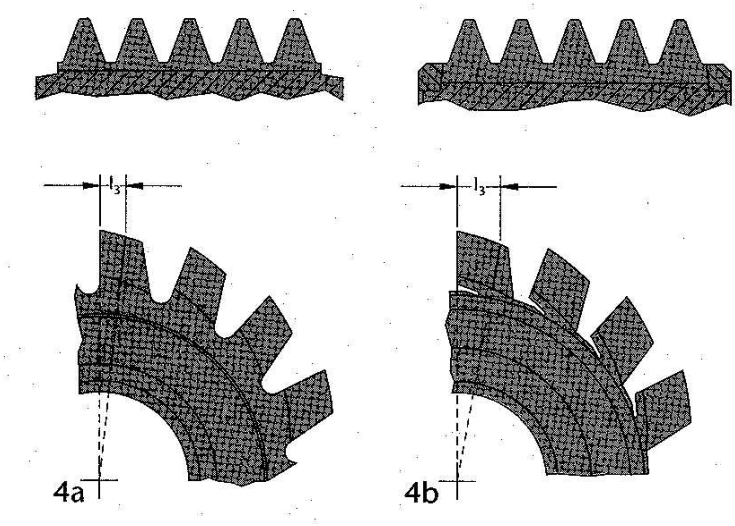


Fig. 2-11 : *Illustration de la longueur affûtable l_3 sur une fraise monobloc (à gauche) et une fraise à lame (à droite) ayant le même diamètre et le même nombre de goujures. (source Saazor).*

De plus, les aciers rapides conventionnels présentent des limites à leurs mises en œuvre dans de grandes sections, compte-tenu des problèmes de ségrégations de carbure (voir paragraphe plus loin). La faible dimension des lames a permis d'obtenir des parties actives avec des métallurgies mieux contrôlées et plus performantes. Cet avantage a complètement disparu aujourd'hui, car les progrès réalisés dans la production et la mise en œuvre des aciers rapides conventionnels permettent de réaliser des fraises-mères monoblocs avec une très grande homogénéité dans des dimensions courantes de 120 mm de diamètre.

Cependant les fraises à lames rapportées présentent des limites incontournables à leur utilisation. Il est en effet impossible d'avoir des fraises-mères à goujure hélicoïdale. Cela proscrit leurs utilisations lorsque les angles d'hélice des fraises sont supérieurs à 5°. Une solution pourrait être de réduire le nombre de filets. Cependant, cela nuit gravement à la productivité de l'opération de taillage. Les constructeurs automobiles ne sont pas toujours prêts à sacrifier le temps de cycle au profit du gain en potentiel d'affûtage (calcul de coût global à faire au cas par cas).

De plus, les fraises à lames rapportées n'existent qu'avec un nombre limité de substrats. Les lames étant moulées proche des cotes finales, il est exclu de réaliser économiquement des lames dans des aciers rapides qui ne se moulent pas comme les aciers rapides frittés, alors que ceux-ci présentent des performances de plus en plus importantes (voir paragraphe plus loin). Les fraises monoblocs peuvent donc compenser leurs défauts par un gain significatif soit sur les coûts machines (vitesses de coupe plus grandes), soit la résistance à l'usure (nombre de pièces taillées entre deux reconditionnements).

Enfin, les fraises à lames rapportées ne peuvent pas être re-revêtues. En effet, il est économiquement irréaliste de devoir démonter les lames pour les re-revêtir. De fait, les interstices entre les lames et le corps ne pouvant être nettoyés parfaitement, ces impuretés polluent les chambres de déposition et endommagent gravement la qualité du revêtement. L'utilisation après affûtage de ces fraises-mères sans revêtement sur la face de coupe conduit à des usures en cratère très importantes (voir **paragraphe 2.2.1** sur l'usure), qui limitent les conditions de coupe et les cadences de taillage.

Par voie de conséquence, le marché s'est orienté comme suit : le marché des fraises-mères de grand diamètre s'est orienté vers les technologies à lames (grand nombre de goujures), alors que le marché des petites fraises-mères s'est orienté vers les technologies monoblocs. Enfin, les fraises monoblocs ont plutôt tendance à avoir un grand nombre de goujures, alors que les fraises à lames sont limitées pour des questions d'encombrement des logements d'accueil des lames.

2.1.3.4. *LES SUBSTRATS*

Le substrat d'un outil est un des éléments clefs de l'évolution des fraises-mères depuis quelques années. Historiquement, les aciers rapides conventionnels ont été les premiers à être employés du fait de leurs facilités d'obtention avec les techniques sidérurgiques et métallurgiques du début du 20ème siècle. Ce sont tout d'abord les aciers du type M2 qui ont été utilisés, remplacés depuis 20 ans environ par le M35 (voir composition dans le **tableau 2-1**). Le M35 représente encore aujourd'hui plus de 90 % des fraises-mères produites [Rech_01a]. Les limites d'utilisation des aciers rapides conventionnels résident dans leurs pertes de propriétés mécaniques à des températures dépassant les 500 °C (**figure 2-12**).

Producteur	Désignation commerciale	AISI	EN10027-1	DIN	C	Cr	Mo	W	Co	V
Variable	M2	M2	HS 6-5-2	1.3343	0.88	4.2	5	6.4	/	1.9
Variable	M35	M35	HS 6-5-2-5	1.3243	0.93	4.2	5	6.4	4.8	1.8
ERASTEEL	ASP 2030				1.28	4.2	5	6.4	8.5	3.1
ERASTEEL	ASP 2052				1.6	4.8	2	10.5	8	5
CRUCIBLE	REX 76	M48			1.5	3.75	5.25	9.75	8.5	3.1
CRUCIBLE	REX 121				3.4	4	5	10	9.5	9
BOHLER	S390				1.6	4.8	2	10.5	8	5

Tab. 2-1 : *Exemples de composition massique d'aciers rapides utilisés en taillage à la fraise-mère.*

La première évolution significative est arrivée avec les aciers rapides frittés qui ont ouvert une nouvelle voie de progrès à cette famille de matériau. En effet, le principal frein de progression des aciers rapides venait de l'impossibilité de réaliser des alliages à plus fort taux de carbone et d'éléments carburigènes (W, V), car lors de la coulée en lingot, d'importantes ségrégations apparaissaient. Ces ségrégations rendaient le matériau fortement hétérogène avec des phases très dures inusinables lors de l'ébauche des outils, ainsi que des phases plus molles incapables de supporter les contraintes thermo-mécaniques de l'usinage. Ces problèmes étaient moins marqués pour les outils de faibles dimensions (foret, fraises, tarauds), mais prenaient une proportion très importante dans les fraises-mères de grandes dimensions.

L'apparition de la technologie de pulvérisation de l'acier par jet de gaz lors de la coulée en chandelle permet de bloquer le processus de ségrégation. En complément, la technologie de compactage isostatique à chaud (H.I.P : High Isostatic Pressure : 4000 bars vers 1150 °C) a permis d'obtenir une homogénéité remarquable (**figures 2-13 et 2-14**).

L'augmentation du taux d'éléments carburigènes accroît la dureté et la résistance à l'abrasion. Ainsi l'augmentation du taux de vanadium et de carbone forment des carbures très durs V_4C_3 (~ HV_{10} 2000), alors que le tungstène s'associe pour former des carbures Fe_3W_3C [Tren_91]. De plus, leurs finesses de grains, liées à la finesse des poudres et à la présence de vanadium et de cobalt, permettent d'obtenir des substrats encore plus tenaces pour des duretés équivalentes (voir **figures 2-15 et 2-16**). Enfin l'augmentation du taux d'éléments de Co et de V permet de repousser la résistance à l'usure à de plus hautes températures. En dehors de ses caractéristiques de fonctionnement, l'absence de ségrégation permet de limiter les déformations durant le traitement thermique. Par voie de conséquence, cela limite les surépaisseurs à rectifier en finition (gain de temps). De plus, la finesse des carbures facilite l'aptitude à la rectification de ces aciers [Koni_75].

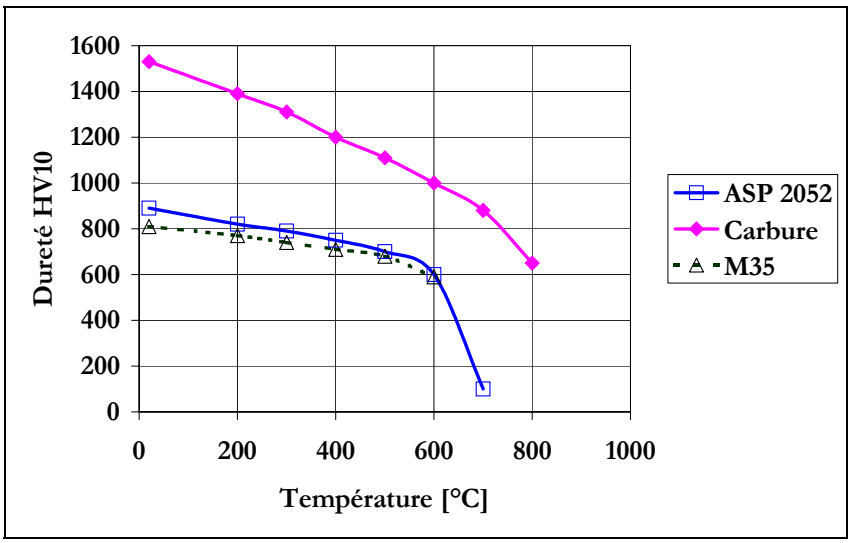
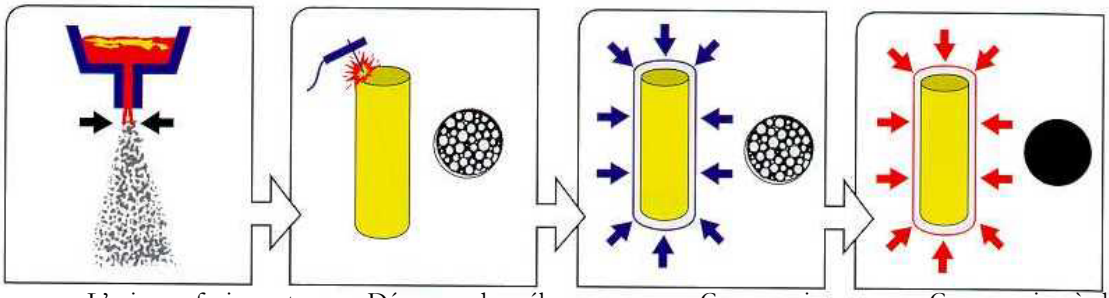


Fig. 2-12 : *Evolution des duretés HV10 d'un acier rapide conventionnel M35, d'un acier rapide fritté ASP 2052 et d'un carbure fritté de composition suivante (15% Co - 57% WC – 10% TaC – 6% NbC – 11% TiC) (d'après Erasteel et Sandvik).*



L'acier en fusion est vaporisé à la sortie d'une buse par jet de gaz à haute pression

Dégazage du mélange dans un container hermétique

Compression isostatique à froid sous une pression de 400 MPa

Compression à chaud à 1150°C et sous une pression de 100 MPa

Fig. 2-13 : *Gamme d'obtention d'un barreau d'acier rapide fritté (source Erasteel).*

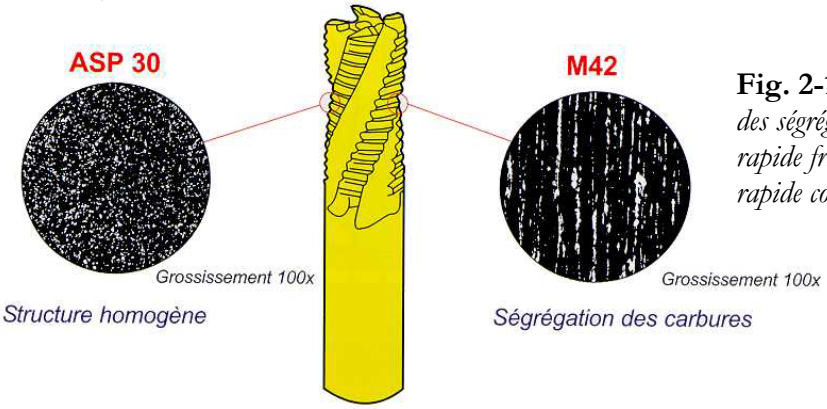


Fig. 2-14 : *Exemple de comparaison des ségrégations de carbure entre une acier rapide fritté (ASP 2030) et un acier rapide coulé (M42) (source Erasteel).*

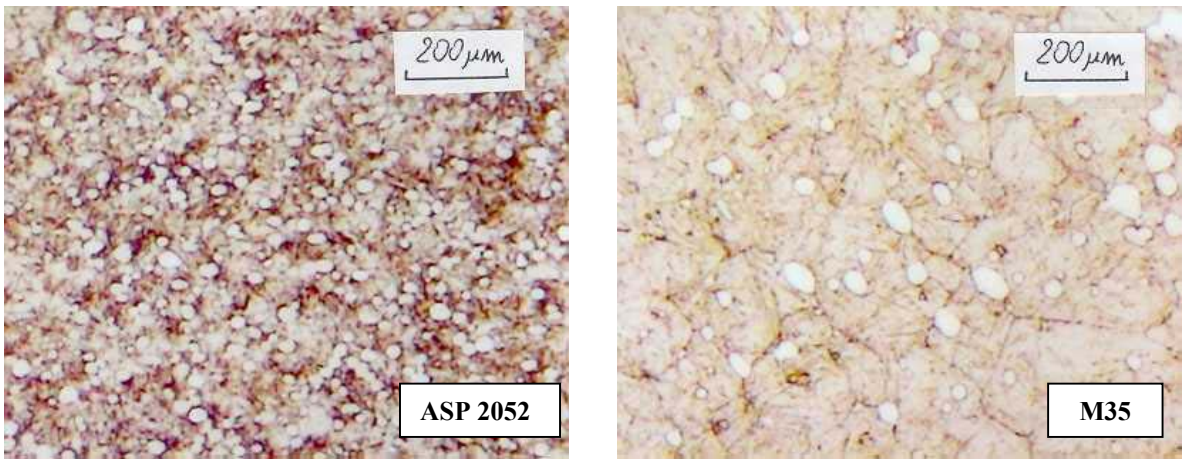


Fig. 2-15 : *Comparaison de microstructure entre un acier rapide fritté ASP2052 traité (à gauche) et un acier rapide conventionnel M35 traité (à droite).*

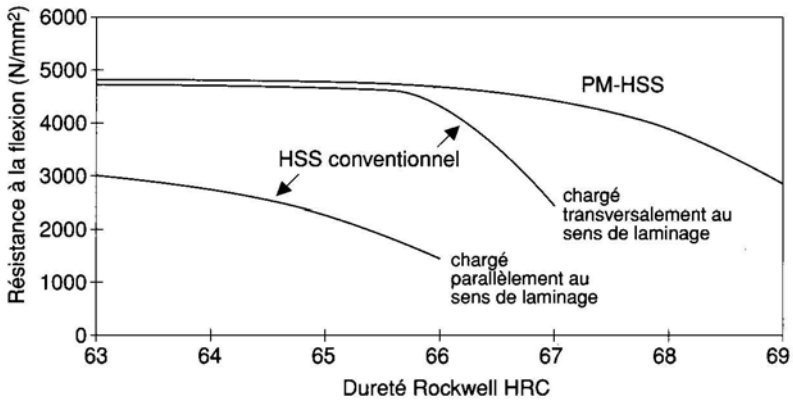


Fig. 2-16 : *Comparaison des propriétés mécaniques d'un acier rapide fritté et conventionnel (source Fette).*

Les substrats carbure ont fait leur apparition depuis 5 ans environ, grâce à l'évolution des techniques de frittage permettant maintenant d'obtenir des ébauches dans des diamètres et longueurs correspondant aux contraintes d'une fraise-mère.

Industriellement, le problème du choix d'un substrat pour fraise-mère se pose aujourd'hui parmi les trois familles suivantes :

- Acier rapide conventionnel : du type M35 ;
- Acier rapide fritté : du type ASP, REX ou autres ;
- Carbures : P, K de 10 à 40 (selon ISO 513).

Chacune de ces familles de matériau a ses avantages et ses inconvénients comme le résume les **tableaux 2-2 et 2-3**. De façon schématique, le constat suivant peut être fait :

- Les aciers rapides conventionnels sont très adaptés à la production de dentures de mécaniques générales où les conditions de coupe sont très basses. Les outils sont donc faiblement sollicités. Le surcoût significatif d'une fraise-mère en acier rapide fritté (+ 25 %) ne se justifie pas, et encore moins pour le carbure (+ 400 %). De plus, il a été démontré

que les fraises-mères en carbure devaient usiner avec une vitesse de coupe minimum très élevée (> 250 m/min) [Kobi_99], [Kloc_99]. Dans ces conditions, les machines de taillage d'ancienne génération ne sont pas capables d'atteindre les vitesses de rotation outil et pièce associées ;

- Les aciers rapides frittés permettent de tailler avec des vitesses de coupe bien supérieures (+ 50 à 100% d'après [Rech_01b]) et/ou de tailler plus de dentures pour un même critère d'usure. Leurs surcoûts de 25 % se justifient pleinement dans les sociétés de production de masse, où le coût machine est un élément clef du prix de revient des dentures. Les performances techniques obtenues, sont généralement très intéressantes et fiables. La mise en œuvre de tels substrats en taillage à la fraise-mère fera l'objet d'un développement dans le chapitre 6 ;
- Les carbures sont d'application récentes dans le domaine du taillage à la fraise-mère ébauche. Ils étaient déjà utilisés en taillage finition (skiving : voir **chapitre 1**). Il existe des carbures de la famille K, contenant exclusivement du carbure de tungstène et du cobalt, et des carbures de la famille P, contenant des carbures de tungstène et du cobalt mais aussi des carbures cubiques comme les carbures TiC, TaC, NbC. Les barreaux livrés possédent des portées arbrées et des goujures droites ébauchées. D'un point de vue intellectuel leur mise en œuvre est intéressante. Ils possèdent une dureté à chaud très supérieure aux aciers rapides frittés, ainsi qu'une bien meilleure rigidité. Il est possible d'imaginer que leurs propriétés vont permettre de tailler avec des vitesses de coupe très largement supérieures aux vitesses courantes en usinage à l'acier rapide conventionnel. De nombreux essais ont été menés, tant au niveau universitaire qu'industriel ([Kloc_99], [Kobi_99], [Kotl_02], [Wink_01], [Klei_01], etc.). Tous arrivent aux mêmes conclusions : les fraises-mères en carbure peuvent permettre des performances exceptionnelles, aussi bien que des catastrophes impressionnantes. En effet, l'auteur a pu constater lors d'opérations d'expertises [Rech_01a] que les fabrications mettant en œuvre ces outils sont fortement instables. L'instabilité signifie qu'une production peut conduire à d'excellents résultats pendant quelques jours, puis conduire à plusieurs casses de fraises-mères dans une même journée (~3 600 euros par fraises-mères). Plusieurs causes sont à l'origine de cet état de fait :
    - ➔ Les barreaux bruts de carbure possèdent encore des problèmes d'homogénéité qui provoquent des casses par fatigue, du fait des sollicitations thermiques et mécaniques. Ces problèmes sont imprévisibles et indépendants du fabricant de fraise-mère ;
    - ➔ Le carbure est un nouveau matériau pour les fabricants de fraises-mères. Le savoir-faire au sein de ces sociétés dans le domaine de la rectification de ce

matériau est limité. Les opérateurs ont tendance à reproduire les méthodes qu'ils employaient avec les aciers rapides. Ces conditions étant beaucoup trop sévères pour le carbure, ils induisent des contraintes résiduelles de traction dans le substrat, voir même des fissurations thermiques qui peuvent ne se révéler que durant l'utilisation de la fraise. Ces problèmes sont donc très dépendants de l'expérience du fabricant de fraise-mère ;

- ➔ Le carbure est un matériau avec une très faible ténacité et une faible résistance à la flexion. Il ne supporte que très mal les chocs. Cette constatation a été faite depuis de nombreuses années, et les fabricants d'outils ont adapté leurs géométries de façon à solliciter favorablement leurs outils. Or la macro-géométrie d'une fraise-mère est fortement contrainte ;
- ➔ Les conditions de coupe associées à ce nouveau substrat sont très mal connues. Le plus souvent les préparateurs des services méthodes tentent de recycler leurs paramètres de coupe de référence, notamment l'épaisseur de copeau. Or cette pratique s'avère le plus souvent désastreuse. En effet, par analogie avec le fraisage 2 tailles, les usineurs savent que le domaine de fonctionnement d'une fraise en acier rapide est très large. Cela facilite grandement la mise au point des opérations, ce qui explique notamment que les sous-traitants de mécanique générale ont fréquemment recours à cet outil. A l'opposé, les fraises 2 tailles en carbure monobloc ont un domaine de fonctionnement très restreint. Avec une très faible variation des conditions de coupe, il est possible de passer d'une performance exceptionnelle à des casses intempestives. Cela s'explique notamment par l'emploi d'épaisseurs de copeaux trop faibles qui tendent à déchausser les grains de carbure de la matrice cobalt, ou bien par l'emploi d'épaisseurs de copeaux trop grandes qui conduisent à dépasser la limite à rupture. Enfin, ce type d'outils est très sensible aux variations locales de dureté des pièces usinées. En revenant au cas du taillage ébauche, ni les fabricants de fraises-mères, ni les utilisateurs ont le recul et l'expertise suffisants pour prédéterminer les conditions de coupe de façon fiable. Cela ne conduit pas à une usure accélérée comme dans le cas du taillage à l'acier rapide, mais à des casses brutales ; mode d'usure difficilement tolérable dans une chaîne de production automatisée de grande série. L'optimisation des conditions de coupe et notamment des sections coupées par chaque dent est un sujet qui sera développé dans le chapitre 4 ;
- ➔ Enfin les fraises-mères en carbure doivent être revêtues d'un revêtement qui limite le contact des copeaux avec le substrat. En effet, l'affinité naturelle du

cobalt avec les aciers de construction conduit, aux hautes températures, à une diffusion importante de celui-ci vers l'acier usiné. Ce type de diffusion conduit à une accélération de l'usure. Les revêtements sont donc employés pour limiter l'usure chimique, mais aussi l'usure adhésive (collage des copeaux). Or, après le premier affûtage, l'opération de déplaquage chimique du revêtement est impossible à réaliser sur des substrats carbures, car les produits chimiques utilisés attaquent la matrice liante du carbure (cobalt) [Klei_01], [Wink_01] (voir chapître 3 et 4). Cela fragilise énormément les substrats et conduit à une chute importante des performances. Dès la deuxième utilisation, les fraises-mères sont non revêtues sur les faces de coupe. Cela limite beaucoup les performances de ce substrat.

Caractéristiques	Unité	HSS-M35	Carbure K30
Dureté à 20 °C	HV10	810	1800
Dureté à 800 °C	HV10	∅	650
Résistance à la flexion	N/mm²	4800	1600
Résistance à la pression	MPa	4000	4000
Résistance à la traction	N/mm²	1700	1100
Ténacité K_{IC}	Mpa.√m	25	13
Module d'élasticité	10^3 N/mm²	217	520
Température d'oxydation	°C	800	650
Température d'amollissement	°C	550	1100
Coef de dilatation thermique	µm/(m.°C)	12	6
Conductibilité thermique (à 20 °C)	W/(m.°C)	19	45

Tab. 2-2 : *Ordre de grandeur des caractéristiques mécaniques et thermiques d'un acier rapide M35 et d'un carbure K30 (15 % Co – 57 % WC – 10 % TaC – 6 % NbC – 11 % TiC).*

	HSS	HSS-PM	Carbure
Coût d'achat	↓	→	↑
Coût d'affûtage	↓	↓	↑
Coût de re-revêtement	→	→	∅
Vitesse de coupe	↓	→	↑
Epaisseur de copeau	↑	↑	↓
Ténacité	↑	↑	↓
Dureté à chaud	↓	→	↑
Fiabilité	↑	↑	↓

Tab. 2-3 : *Comparaison des éléments technico-économiques présidant au choix d'un substrat.*

L'ensemble de ces remarques conduit aux réflexions suivantes :

- Le taillage fraise-mère en carbure est vraisemblablement une solution prometteuse, mais qui doit être fiabilisé d'un bout à l'autre de la chaîne d'élaboration et de mise en œuvre de ces outils : depuis le frittage du carbure, jusqu'au reconditionnement des fraises-mères usagées. Actuellement cette solution n'est pas généralisable. Elle peut être appliquée et donner des résultats intéressants sur certains postes de travail, après avoir tâtonné pour trouver un compromis acceptable. A partir de là, il est important de mener des études de fiabilisation en vue de maîtriser cette technique dans sa globalité ;
- Le taillage à la fraise-mère en acier rapide fritté est aujourd'hui une solution très intéressante aussi bien techniquement que financièrement, puisqu'elle autorise, pour un surcoût outil modeste, des gains importants sur les coûts d'immobilisation des machines.

2.1.3.5. *LES REVETEMENTS*

La question des revêtements ne sera pas développée ici car cela fait l'objet du **chapitre 3**. Il est cependant possible de préciser que la très large majorité des fraises-mères sont aujourd'hui revêtues de TiN par un procédé de déposition physique (PVD).

2.1.3.6. *QUELQUES STATISTIQUES*

Quelques statistiques de l'année 2001 sur les fraises-mères les plus utilisées dans l'automobile française (représentant 80 % des fraises-mères vendues en France) :

- La majeure partie des fraises-mères ont des diamètres compris entre 90 et 120 mm ;
- 90 % des fraises-mères sont en substrat M35 ;
- 90 % des fraises-mères sont revêtues en nitrure de titane TiN ;
- 60 % des fraises-mères sont à lames rapportées ;
- 90 % des fraises-mères sont à goujures droites ;
- 45 % des fraises-mères ont 3 filets, 30 % ont 4 filets, 20 % ont 1 filet, peu de fraises à 2 filets ;
- Les fraises-mères à lames rapportées ont majoritairement 17 goujures, alors que les fraises monoblocs ont majoritairement 22 ou 23 goujures.

Remarque : à titre d'information, ci-joint un ordre de grandeur des prix de vente de quelques exemples typiques de fraise-mère :

- FM monobloc en acier M35 et revêtue TiN – ϕ 100 mm – long. 200 mm : 900 Euros

- FM monobloc en acier du type ASP et revêtue (Ti,Al)N – ϕ 100 mm – lg. 200 mm : 1100 Euros
- FM à lames rapportées en acier M35 et revêtue TiN – ϕ 100 mm – lg. 200 mm : 1000 Euros
- FM monobloc en carbure et revêtue (Ti,Al)N – ϕ 80 mm – lg. 200 mm : 3600 Euros

2.1.4. LES PARAMETRES DE REGLAGES D'UNE OPERATION DE TAILLAGE

Une opération de taillage à la fraise-mère possède 5 paramètres de réglage :

- La vitesse de coupe de la fraise ;
- L'avance de l'outil par rapport à la pièce ;
- Le mode de taillage ;
- Le décalage de l'outil d'une pièce à l'autre ;
- La lubrification.

Une opération de taillage se distingue des opérations classiques de fraisage sur plusieurs points :

- Pas de choix de la profondeur de passe : une fraise-mère est un outil de forme auquel est imposé une combinaison de mouvement très strict afin de générer les dentures souhaitées. Ainsi, l'entraxe entre l'outil et la pièce est imposé par la géométrie des dentures ;
- La vitesse de coupe conditionne la vitesse de rotation de la pièce (système roue et vis sans fin) ;
- L'avance de la fraise s'exprime en millimètre par tour de pièce afin d'avoir des valeurs significatives plutôt que de jongler avec des micromètres par tour et par dent par analogie avec le fraisage ;
- La fraise-mère est décalée d'un pas après chaque usinage (le shifting) afin de répartir l'usure sur toute sa longueur.

Les paragraphes suivant décriront ces paramètres ainsi que leurs contraintes de choix, mais aussi des paramètres plus classiques, tels que le mode de taillage et le mode de lubrification.

2.1.4.1. *LA VITESSE DE COUPE*

La vitesse de coupe est considérée au diamètre extérieur de la fraise-mère. Au même titre que dans n'importe quelle opération de fraisage, la vitesse de coupe est un paramètre fondamental de la performance d'une opération de taillage, dans le sens où elle conditionne le temps de cycle de l'opération, ainsi qu'une bonne partie de la durée de vie de l'outil. Pour une application donnée, la vitesse de coupe choisie doit intégrer les contraintes suivantes :

- Fixer une vitesse de coupe maximum correspondant à une vitesse d'usure acceptable, rendant ainsi l'outil économiquement viable et techniquement fiable (risque de casses intempestives) ;
- Fixer une vitesse de coupe minimum correspondant à des phénomènes de collage de copeaux sur les faces de coupe. Ces collages ont été mis en évidence notamment par [Zieg_67] et [Jopp_73] grâce à des relevés d'efforts de coupe. Ils ont ainsi montré qu'il existe une vitesse de coupe minimum au delà de laquelle la vitesse de coupe n'influe plus sur les efforts de coupe ; vitesse correspondant à la disparition des phénomènes d'adhésion sur les faces de coupe. Cette vitesse de coupe minimum n'est pas une constante, mais dépend du couple outil-matière en présence.

A partir de ces limites, et en intégrant les contraintes économiques de durée de vie, ainsi que les cadences imposées par le flux de production, les utilisateurs peuvent choisir la vitesse de coupe adaptée.

2.1.4.2. *L'AVANCE PAR TOUR DE PIECE*

L'avance par tour de pièce est un autre paramètre clef d'une opération de taillage. Cinq limitations bornent le domaine des valeurs que peut prendre l'avance :

- Temps de cycle imposé par le flux de production ;
- Qualité : l'avance conditionne la valeur de l'écart d'avance E_a (**équation 2-1**) ;
- L'épaisseur et la forme des sections coupées par chaque dent. Ces paramètres conditionnent la résistance à l'usure et à la casse des arêtes de coupe. La quantification de ces paramètres est un problème de très haute complexité. En effet, du fait du mouvement d'engrènement permanent de la roue et de la vis-sans-fin, conjugué avec l'avance de l'outil, les sections taillées par chacune des dents en prise sont de formes extrêmement complexes (voir **figure 2-17**). Des travaux de longues dates se sont penchés sur la prédétermination des sections taillées en vue de quantifier, entre autres, l'épaisseur maximale de copeau ([Tham_64], [Hoff_70]). Tous ces travaux ont consisté à faire des représentations graphiques instantanées des intersections fraise-mère/roue pour chaque dent, puis à superposer ces intersections afin de trouver une estimation des sections locales coupées. De ces travaux est issue une formule approchée basée sur l'identification d'un modèle mathématique analytique (**équation 2-3**) à l'aide des valeurs relevées graphiquement sur un grand nombre de relevés. Le principe de cette formule étant donné, l'ensemble des utilisateurs français ont recours à celle-ci. Chez certains utilisateurs, on considère qu'une fraise en acier rapide conventionnel ne doit pas avoir une épaisseur maximale de copeau supérieure à $h_{max,max} < 0.3$ mm, alors qu'un acier fritté ne devrait pas

dépasser 0.2 mm pour un module de 2 à 3 mm. Les fraises-mères en carbure semblent limitées à des valeurs comprises entre 0.1 et 0.2 mm. Ces valeurs limites permettent de déterminer l'avance acceptable.

$$h_{\max,\max} = 4{,}9.m.z^{(9{,}25.10^{-3}.\beta-0.542)}.e^{-0{,}015.x}.e^{-0{,}015.\beta}.\left(\frac{r_o}{m}\right)^{(-8{,}25.10^{-3}.\beta-0{,}225)}.\left(\frac{N_o}{z_o}\right)^{-0.877}.\left(\frac{a}{m}\right)^{0.511}.\left(\frac{h}{m}\right)^{0.319} \quad \textbf{(2-3)}$$

avec : a : avance de la fraise-mère par tour de pièce (mm/tr)

m : module normal de la denture à tailler

z_o : nombre de filets de la fraise-mère

N_o : nombre de goujures de la fraise-mère

z : nombre de dents à tailler

x : déport de la denture à tailler

h : hauteur des dents à tailler (profondeur de coupe)

β : angle d'hélice de la denture à tailler (radian)

V_c : vitesse de coupe de taillage (m/min)

d_o : diamètre primitif de taillage (mm) – r_o : rayon

Des développements récents réalisés par [Rech_02a] ont permis de franchir une étape supplémentaire dans la détermination rigoureuse des sections coupées et de leurs caractéristiques grâce à un progiciel basé sur le logiciel CATIA V5. Ce logiciel baptisé HOBBICAM permet d'obtenir les sections taillées à chaque instant et à chaque dent comme l'illustre la **figure 2-17**. Il contribue à la détermination de l'avance en lien avec les critères d'usure fixés. Ce progiciel a été mis en service chez PSA Peugeot Citroën depuis juin 2002.

- La résistance au micro-écaillage des arêtes de coupe impose une avance minimale à l'outil. En effet, au même titre qu'une avance maximale entraîne une casse de la dent dans sa partie massive, une avance trop faible entraîne une pression locale trop importante sur les arêtes de coupe (micro-écaillage). Ces valeurs sont beaucoup moins connues des utilisateurs, car la grande ténacité des aciers rapides ne rend pas sensible ce type de substrat à ce genre de problème. Par contre, une épaisseur de copeau minimale est une des conditions fondamentales au travail des fraises-mères en carbure. Les valeurs limites sont bien moins simples à déterminer, car autant les travaux de recherche ont su quantifier une épaisseur maximale $h_{max,max}$, autant il est complexe de quantifier l'épaisseur minimale $h_{max,min}$. Ce type de problème avait déjà été mis en évidence dans le passé par [Kauv_87].

L'utilisation croisée de ces contraintes permet de déterminer la plage d'avance acceptable.

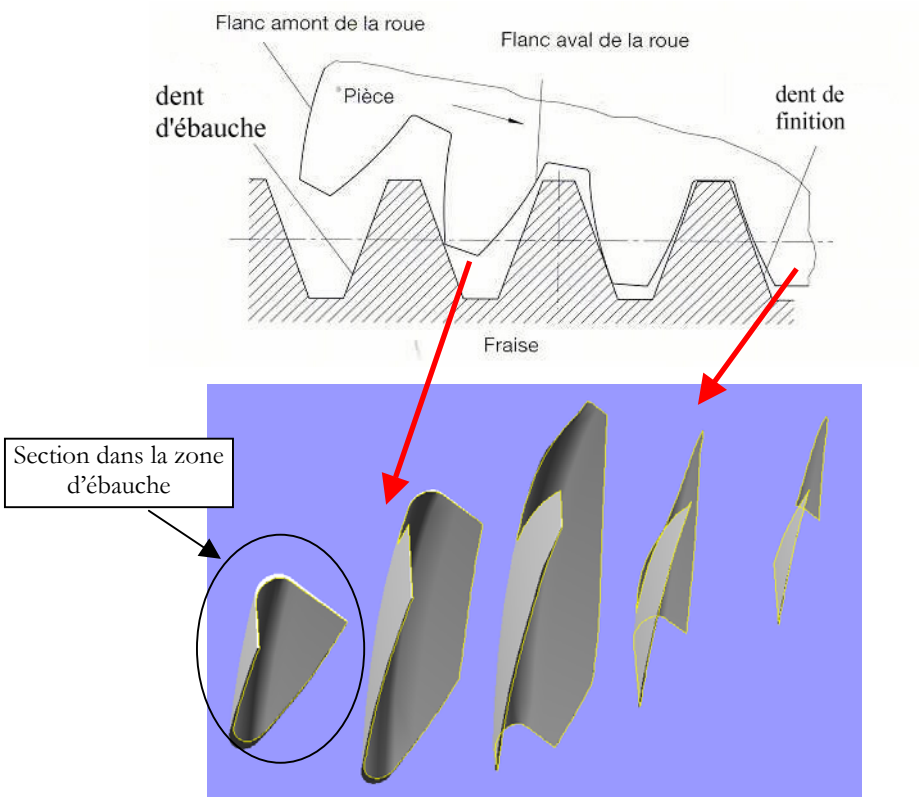


Fig. 2-17 : *Exemple de sections taillées obtenues par le logiciel HOBBICAM*

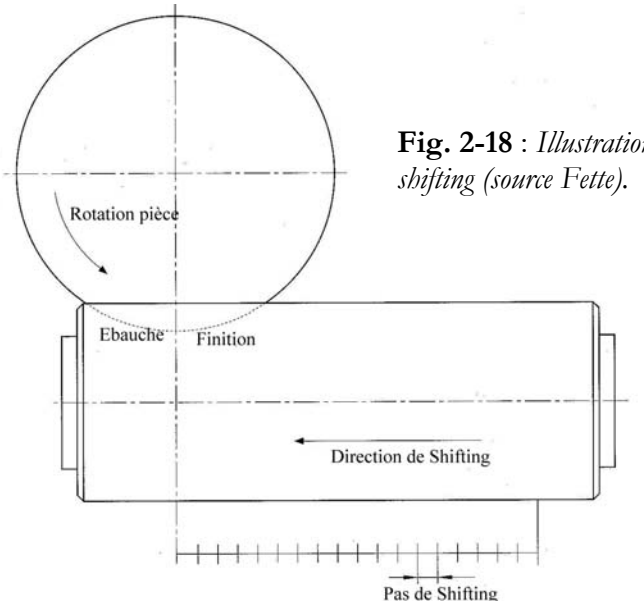


Fig. 2-18 : *Illustration du principe du shifting (source Fette).*

2.1.4.3. *LE DECALAGE OU SHIFTING*

Lorsqu'une fraise travaille, l'ensemble de ses dents ne coupent ni la même quantité, ni la même forme de matière comme l'a montré la **figure 2-17** du paragraphe précédent. En conséquence, l'usure observée sur chaque dent varie de façon importante. Ainsi, les dents qui travaillent dans la zone 'amont' dite aussi zone 'ébauche ' ont tendance à s'user davantage que les dents qui usinent dans la zone 'avale' dite aussi 'zone de finition'. Ce point sera largement discuté dans le paragraphe sur les modes d'usure des fraises-mères.

Le décalage de fraise-mère entre 2 pièces taillées, appelé de façon plus concise et plus courante le shifting, consiste à faire subir une petite translation à la fraise-mère dans une direction parallèle à son axe (**figure 2-18**). Cela permet de faire sortir les dents les plus usées de la zone d'ébauche afin de les remplacer par des dents qui ont nettement moins travaillé et qui sont issues de la zone de finition.

Le paramètre de shifting est donc un paramètre qui fait une des particularités du procédé de taillage par fraise-mère. En effet, il ne s'agit pas d'une condition de coupe au sens où on l'entend habituellement car il n'intervient pas durant l'usinage. Par contre, c'est le shifting qui va conditionner la quantité de pièces qu'il sera possible de tailler entre deux extrémités de la fraise-mère. Ce paramètre permet de comprendre l'intérêt d'utiliser des fraises-mères de grande longueur.

2.1.4.4. *LE MODE DE TAILLAGE*

Les opérations de taillage par fraise-mère sont généralement réalisées en taillage par avalant, comme illustré sur la **figure 2-19**. Ce mode de taillage favorise la qualité des surfaces usinées, ainsi qu'une meilleure durée de vie des fraises-mères, comme l'a montré [Kauv_87].

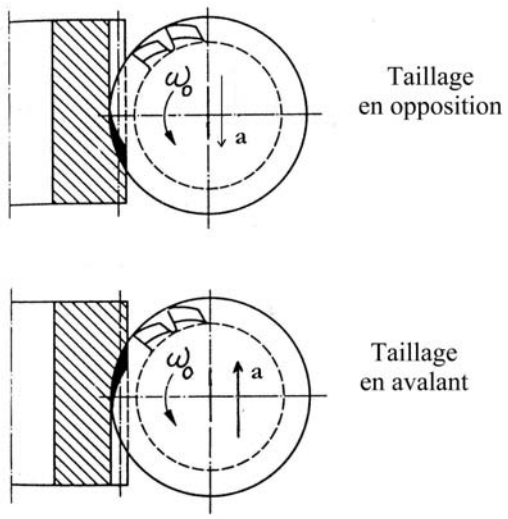


Fig. 2-19 : *Modes de taillage fraise-mère (source [Henr_83]).*

2.1.4.5. *LA LUBRIFICATION*

Historiquement, la totalité des opérations de taillage à la fraise-mère sont réalisées sous huile entière. L'emploi de l'huile entière se justifie par le fait que les vitesses de coupe employées étaient très basses en association avec des outils en acier rapide non revêtu. L'huile avait pour fonction de limiter les phénomènes d'adhésion des aciers usinés (aciers à bas taux de carbone à matrice ferrito-perlitique). Il est en effet bien connu

que la ferrite a une grande tendance à l'adhésion du fait de son affinité avec l'acier rapide [Tren_91].

Avec l'apparition des revêtements TiN et la hausse des vitesses de coupe au delà de la plage de vitesse de coupe conduisant à de l'adhésion, le choix de la lubrification par huile entière ne s'imposait plus. Or le choix d'utiliser des fraises-mères à lame rapportée a empêché les opérations de re-revêtement (vue précédemment). Les phénomènes d'adhésion étaient dès lors toujours présents sur les faces de coupe. Ainsi il est possible de faire le constat qu'en 1998, quasiment 100 % des opérations de taillage étaient réalisées sous huile entière.

L'huile de coupe utilisée en taillage à la fraise-mère doit avoir une viscosité suffisante (> 30 mm^2/s à 20 °C selon la NFT60-100) afin de limiter les micro-soudures locales, ainsi qu'un point d'éclair élevé pour éviter qu'elle ne prenne feu. (> 150 °C selon la NFT60-118)

Du fait du prix toujours plus élevé d'achat, de maintenance et de retraitement des huiles entières, les fabricants de dentures cherchent à développer des solutions pour les supprimer. De plus, les huiles entières constituent de 7 à 17 % du prix de revient d'une pièce d'après [Wein_95] (toutes technologies d'usinage comprises). Il est plutôt considéré que l'huile entière représente 5 % du coût d'une opération de taillage.

De plus, les huiles entières causent beaucoup de problèmes sanitaires chez les opérateurs car elles constituent un milieu nutririf adapté à un certain nombre de bactéries.

Enfin, les opérations de taillage se font sous huile entière, alors que les opérations préalables de tournage se font sous huile soluble. Il est nécessaire de laver les pièces pour ne pas mélanger les fluides. De même les pièces doivent être nettoyées avant le traitement thermique. Cela impose donc 2 postes de lavage. Les opérations de lavage sont des coûts sans aucune valeur ajoutée à la pièce.

Les chapitres 3 à 6 feront le point sur les perspectives d'application du taillage à sec en production de grande série.

Remarque : Le taillage à sec ne résout pas la question du shaving qui ne peut en aucun cas se faire sans huile entière, compte-tenu des faibles sections enlevées et des faibles vitesses de coupe utilisées (risques très importants d'adhésion). Il sera sans doute nécessaire de revoir les gammes de fabrication sur ce point (rectification ? honing ?).

2.2. COMMENT EVALUER UNE OPERATION DE TAILLAGE A LA FRAISE-MERE ?

Une opération de taillage peut être évaluée différemment en fonction de l'application de la denture et de sa gamme de fabrication. Généralement une opération de taillage est réussie si elle satisfait aux exigences de qualité macrogéométrique des développantes de cercle. De plus, elle est performante si, d'une part elle est fiable et reproductible, et si, d'autre part, elle permet de produire ses dentures avec un coût réduit. Le coût d'une opération de taillage est évidemment fortement influencé par le coût d'achat de la fraise-mère, les règles d'amortissement que l'on utilise pour les coûts horaires des tailleuses, ainsi que par le mode et la vitesse d'usure des outils, mais aussi par leurs coûts de reconditionnement après utilisation. Ces paramètres d'évaluation d'une opération de taillage seront décrits dans les paragraphes suivants.

2.2.1. LES MODES D'USURE ET LES CRITERES DE REFORME

Les fraises-mères soumettent le matériau usiné à de grandes déformations plastiques (déformation de cisaillement $\gamma > 2$, vitesse de déformation $> 10^6\ s^{-1}$) et des conditions sévères de frottement aux interfaces entre l'outil et le copeau, et entre l'outil et la surface coupée. Cela génère une importante quantité d'énergie accumulée à l'extrémité de l'outil, entraînant des températures locales très élevées dans le substrat [Tren_91]. Ces températures n'ont jamais été mesurées efficacement en taillage, il est cependant possible d'estimer par analogie avec le fraisage, que les températures locales atteignent aisément 400 à 500 °C. En plus de ces contraintes thermiques, les dents des fraises-mères sont soumises à des niveaux très élevés de contrainte mécanique alternée de l'ordre de 8000 N/mm² [Bouz_79].

2.2.1.1. *PARAMETRES INFLUANT SUR L'USURE*

Pour un outil donné, une matière première donnée et une condition de lubrification donnée, l'usure est principalement caractérisée par quatre paramètres ([Bouz_02a] [Bouz 99a] [Bouz_99b] [Bouz_95]) :

- la vitesse de coupe (paramètre le plus influent selon [Sovi_99] et [Jopp_73]) ;
- l'avance en lien avec l'épaisseur maximale de coupe dans la zone ébauche (voir **figure 2-17**) ;
- la distance linéaire parcourue par le sommet des dents de fraise en contact avec la matière usinée
- le nombre de coupes de chaque dent (fatigue des dents).

2.2.1.2. *LES MANIFESTATIONS DE L'USURE*

Il faut tout d'abord distinguer d'une part les modes d'usure stables et reproductibles, et d'autre part les modes d'usure aléatoires ou accidentelles. Les modes d'usure stables et reproductibles sont :

- L'usure en dépouille en sommet de dent (**figure 2-20**) : c'est la forme d'usure principale observée en taillage, et cela pour plusieurs raisons. C'est tout d'abord la forme d'usure qui est statistiquement la plus reproductible (important en production automatisée de grande série), et d'autre part c'est la seule forme d'usure facilement quantifiable par les opérateurs (loupe binoculaire). Exemples de valeurs réalistes de critères d'arrêt pour une fraise-mère de module de 2 à 3 taillant de l'acier 27 Mn Cr 5 :
  - Fraise-mère en acier rapide M35 : usure en dépouille ~ 0.3 mm
  - Fraise-mère en carbure : usure en dépouille ~ 0.1 mm

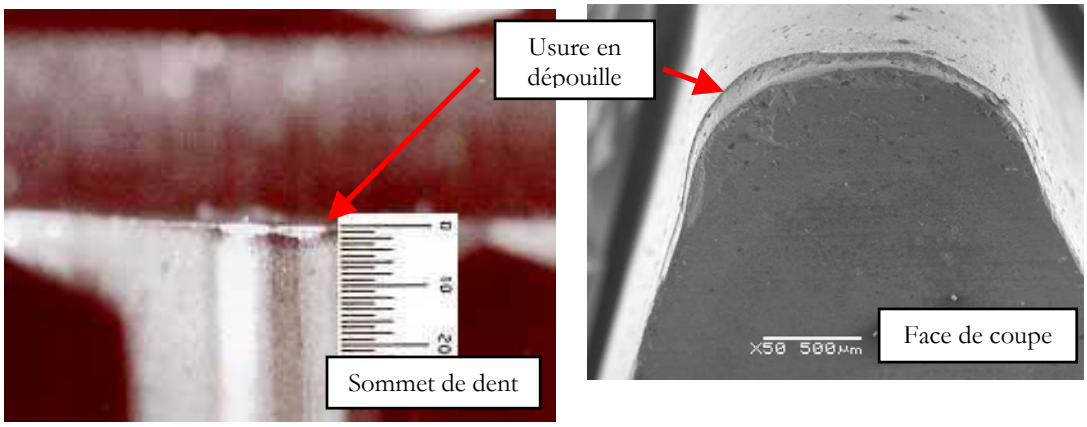


Fig. 2-20 : *Usure en dépouille en sommet de dents d'une fraise-mère en M35 et revêtue TiN, après taillage d'une série de dentures en 27 Mn Cr 5 (HB 180) à V_c = 80 m/min. [Rech_00b].*

- L'usure en cratère est également observée chaque fois que les outils sont réaffûtés sans être revêtus à nouveau (cas des fraises-mères à lame rapportée) (**figure 2-21**). C'est une forme d'usure intéressante car elle permet de conserver intact le profil de la crémaillère génératrice (précision des roues taillées). Elle est cependant difficile à quantifier. Seule une analyse par un œil expérimenté permet de déterminer si une fraise doit être réaffûtée ou non.

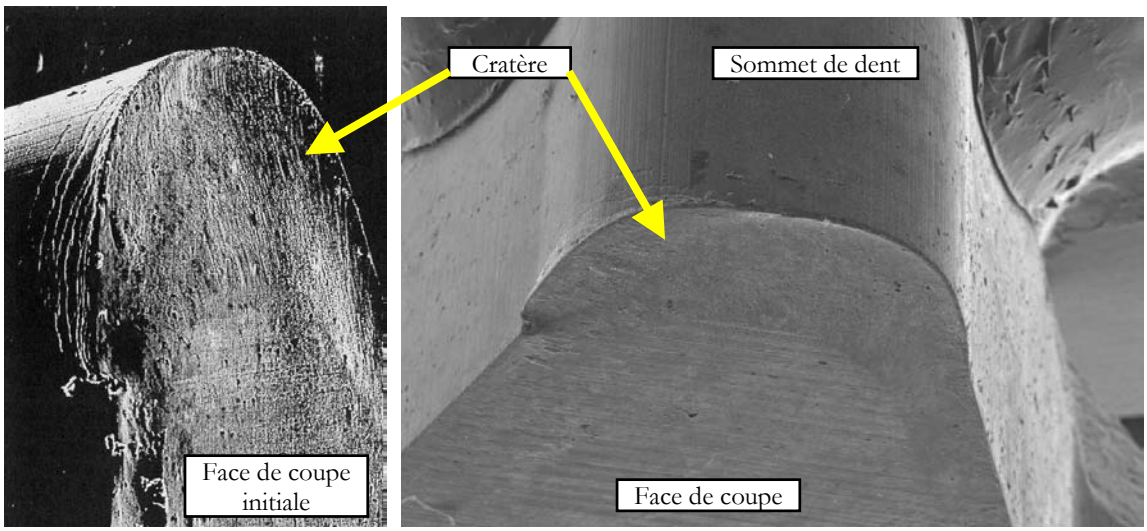


Fig. 2-21 : *Images prises au MEB de la cratérisation des faces de coupe d'une dent de fraise-mère en M35, non revêtue en face de coupe [Rech_00b] - (Taillage à V_c = 80 m/min d'une denture en 27 Mn Cr 5 à HB 180).*

Parmi les modes d'usure aléatoires ou accidentelles, il faut distinguer :

- l'écaillage d'arête ;
- l'écaillage de revêtements ;
- la rupture de dents.

Ces formes d'usure sont toujours obtenues lors de problèmes dans le cycle de fabrication ou de gestion des outils. Toutes ces formes d'usure sont à proscrire d'un cadre de production en grande série, car elles conduisent à des arrêts machines pour cause de casses intempestives, bloquant ainsi les lignes de production et endommageant les machines et les montages. Quelques causes à l'origine de ces défauts :

- Dérive de la matière usinée (ex : absence de recuit après forgeage) ;
- Mauvais affûtage de la fraise-mère (voir chapitre 3 et 4) ;
- Mauvaise adhésion du revêtement liée à des problèmes de déposition (voir chapitre 3 et 4) ;
- Mauvais réglage de la machine ou de la fraise-mère ;
- Dent trop mince après affûtage pour supporter les efforts de coupe.

Quelques images de fraises-mères réformées :

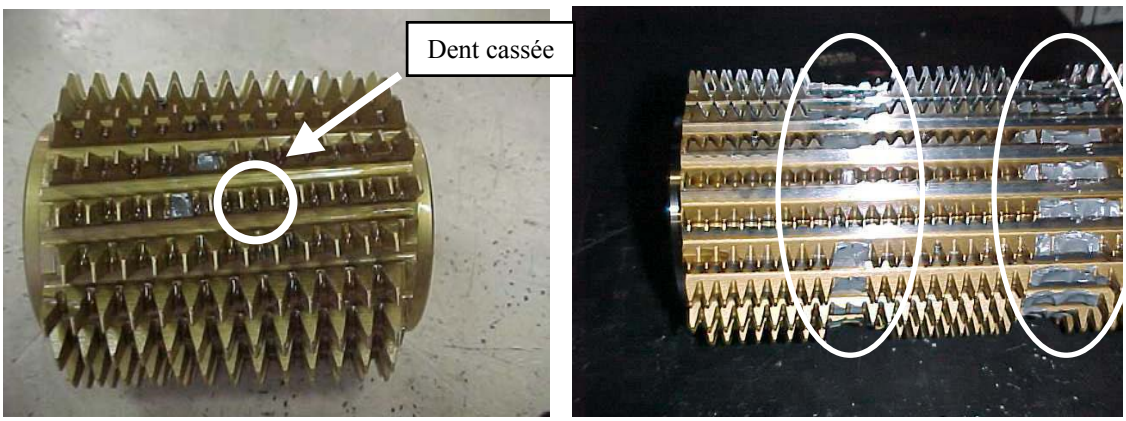


Fig. 2-22 : *Exemple de dents cassées isolées ou de casses généralisées.*

Remarque : les casses localisées peuvent être liées à un problème local de matière ou à un défaut local de substrat et/ou de revêtements. Dans ce cas, la dent suivante doit absorber une épaisseur de copeau 2 fois plus grande. A partir de là, deux cas peuvent apparaître : le cas de gauche où la dent suivante résiste et le cas de droite où elle ne résiste pas et entraîne dans sa casse toutes ses voisines.

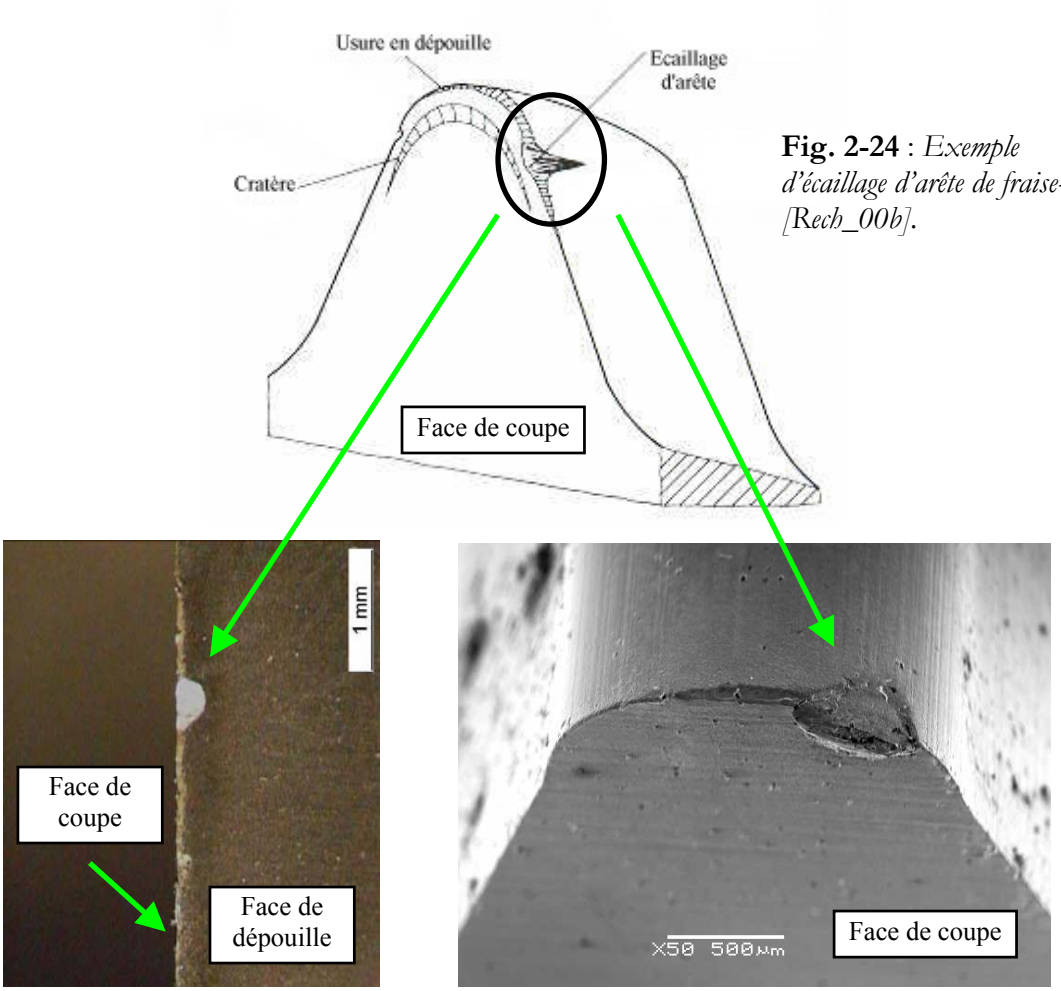


Fig. 2-24 : *Exemple d'écaillage d'arête de fraise-mère [Rech_00b].*

2.2.2. LE RECONDITIONNEMENT DES FRAISES-MERES

A l'issue du cycle de travail prévu, une fraise-mère est démontée et analysée par un opérateur spécialisé. Celui-ci repère la dent la plus usée et détermine l'épaisseur à enlever par rectification des faces de coupe à l'aide d'un compte-fil (mesure très grossière +/- 0.1 mm) ou d'une loupe binoculaire (mesure rigoureuse +/- 0.02 mm). Cette opération est relativement aisée à faire pour un homme d'expérience si la fraise-mère a un mode d'usure en dépouille dominant (cas des fraises-mères revêtues). Cette opération est nettement moins simple lorsque l'on a un mode d'usure en cratère, car il n'existe pas de moyens simples et rapides permettant de mesurer la profondeur de tous les cratères d'une fraise-mère (jusqu'à 600 dents pour une fraise de module 2 à 22 goujures). Dans le deuxième cas, les opérateurs choisissent d'affûter une épaisseur 'forfaitaire' la plus courante. Cette méthode est un pis-aller qui empêche tout suivi de dérive de process ou d'optimisation.

Les temps d'affûtage peuvent être fortement variables d'une géométrie de fraise à une autre. Le nombre de goujures et l'inclinaison des goujures ainsi que le substrat employé sont des paramètres très influents. Ainsi, une fraise en acier rapide avec 22 goujures droites pourra se réaffûter en 10 min environ, alors que la même fraise-mère, mais avec des goujures hélicoïdales nécessitera 30 min de travail. Par ailleurs, entre deux fraises-mères de même géométrie dont l'une en substrat carbure, il est constaté qu'il faudra 4 fois plus de temps pour l'affûter. Il apparaît donc que le coût de raffûtage est loin d'être négligeable sur le coût final de l'opération.
Par ailleurs, il est fréquent de constater que les conditions de rectification sont très différentes entre la fabrication initiale et les raffûtages ultérieurs. Cela vient du fait que les raffûtages sont faits au moins disant pour privilégier le coût ou en interne pour privilégier la réactivité. Dans tous les cas, il faut s'interroger sur l'influence d'un affûtage 'sauvage' sur les performances ultérieures des fraises-mères. Ce point sera débattu dans le **chapitre 4**.
A l'issue de l'opération d'affûtage, la fraise peut être re-revêtue (sauf pour les fraises à lames rapportées) si le bilan économique de cette opération est favorable. Pour cela, les fraises doivent d'abord être déplaquées chimiquement avant d'être dégraissées, lavées et revêtues à nouveau. Les chapitres 3 et 4 reviendront sur cette opération qui pose des problèmes de tenue des revêtements.

Remarque : *Il ne faut pas confondre critère d'usure et critère de réforme. Un critère de d'usure correspondant à la limite d'usure qu'il ne faut pas dépasser sans risquer de produire des pièces mauvaises ou de casser irrémédiablement la fraise-mère. Dans le cas d'une fraise-mère, le critère de réforme est donné par une longueur de dents minimum capables de supporter les efforts de coupe. Au bout d'un*

certain nombre de raffûtage, la dent atteint cette valeur limite. La fraise-mère est alors automatiquement réformée.

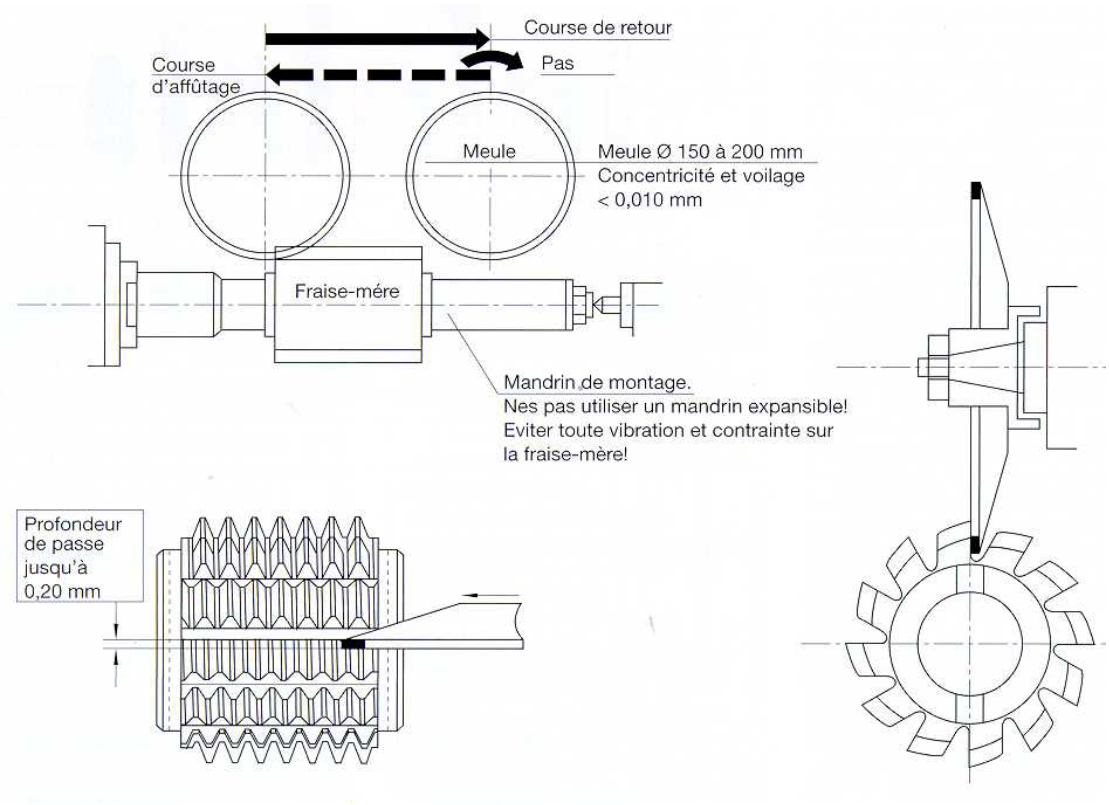


Fig. 2-25 : *Exemple d'opération d'affûtage de la face de coupe d'une fraise-mère (source Fette).*

2.2.3. LE COUT DES OPERATIONS DE TAILLAGE

Dans le cadre d'une approche grossière du coût de taillage, le responsable méthode cherchera à minimiser la **fonction 2-4**. Ce travail d'optimisation est fortement dépendant des coûts machines (lui même fortement dépendant des règles comptables de la société : durée d'amortissement, répartition des coûts de maintenance, répartition des coûts opérateurs, lubrifiants et énergie, etc.), ainsi que des coûts d'approvisionnement en fraise neuve et en reconditionnement de ces fraises.

$$C_t = \frac{C_m.(T + T_a) * N_p + C_{aff}.N_{aff} + C_{revt}.N_{aff} + C_{achat}}{N_p} \qquad (\mathbf{2\text{-}4})$$

avec C_t : estimation du coût de taillage ramené à une denture

C_m : coût horaire de la machine de taillage (Euros/h)

C_{aff} : coût d'un affûtage (y compris de la logistique associée) (Euros)

C_{revt} : coût d'un revêtement (y compris de la logistique associée) (Euros)

C_{achat} : coût d'achat de la fraise-mère (Euros)

N_{aff} : nombre d'affûtages avant la réforme de la fraise

N_p : nombre de pièces taillées avant la réforme de la fraise

T : temps de taillage (h)

T_a : temps auxiliaire improductif (h) : changement de pièces, déplacements rapides de la fraise-mère, etc.

2.3. QUELLES SONT LES TYPOLOGIES D'APPLICATION ET LEURS ENJEUX POUR DEMAIN ?

Le taillage à la fraise-mère ne peut pas se pratiquer dans les mêmes conditions dans le cadre de petites séries au sein de sociétés de mécaniques générales, que dans le cadre de productions de masse. Les particularités de chacune de ces applications seront décrites.

2.3.1. LE TAILLAGE A LA FRAISE-MERE EN PETITE ET MOYENNE SERIE

Les engrenages produits chez des sous-traitants de mécanique générale sont réalisés sur des machines très anciennes, le plus souvent manuelles avec un opérateur qui gère 2 à 3 tailleuses simultanément. Ces machines ont des performances très limitées aussi bien en vitesse de rotation pièce ou outil, qu'en puissance disponible au niveau du porte-fraise. Elles ont cependant un coût horaire très bas, car ces dernières ont déjà été amorties plusieurs fois. La conséquence de cette situation fait que le coût d'une opération de taillage est principalement constitué du coût de réglage (coût d'immobilisation de l'opérateur) et du coût des outils. Une réflexion rapide conduit à l'évidence suivante : les conditions de coupe sont minimisées afin de limiter l'usure des outils. Les vitesses de coupe couramment utilisées sont donc de l'ordre V_c = 40 m/min lors du taillage de pignons en 42 Cr Mo 4 avec des outils en acier rapide non revêtu (coût du revêtement trop élevé). Les avances sont très faibles afin d'obtenir une géométrie la plus précise possible et de limiter les coûts importants des opérations de rectification. Ces sociétés n'ont donc que peu d'intérêt à investir dans des techniques de taillage à grande vitesse. Elles essayent plutôt de réduire les délais de livraison en taillant les dentures directement dans des ébauches prétraitées. Seules quelques sociétés impliquées dans des productions de moyennes séries renouvelables (industrie du poids lourd ou de machines agricoles) peuvent investir dans des tailleuses à commande numérique et s'appliquent à hausser les conditions de coupe pour compenser le coût horaire machine.

Les sous-traitants de la mécanique générale privilégient l'utilisation de fraises à lames non revêtues en face de coupe pour leurs grandes capacités d'affûtage, et, cela malgré un prix d'achat plus élevé.

2.3.2. LE TAILLAGE A LA FRAISE-MERE EN GRANDE SERIE

A l'opposé, les sociétés de production de masse (automobile principalement) utilisent des tailleuses modernes, ce qui les pousse à utiliser des outils à haute performance permettant de limiter le temps de production et donc le coût d'immobilisation des machines de taillage (représentant un pourcentage important du coût total). Celles-ci sont donc toujours à l'affût de toutes les nouvelles évolutions des fraises-mères afin de limiter le temps passé sur la machine.

70 % des fraises-mères vendues dans le monde sont utilisées par l'industrie automobile avec une très large part de fraises-mères comprises dans des modules de 2 à 3 pour les boîtes de vitesse manuelles en Europe et dans des modules de 1 à 1.5 pour les boîtes automatiques sur le marché américain.

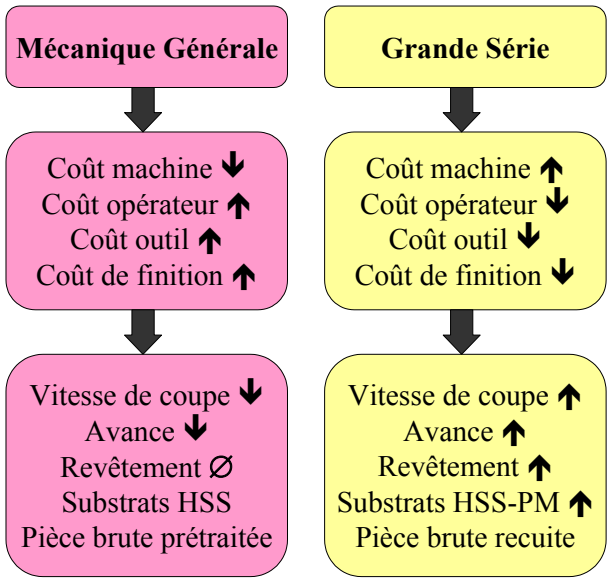


Fig. 2-26 : *Comparaison du marché du taillage à la fraise-mère en mécanique générale et en production de grande série.*

2.3.3. QUELLE EST LA PROBLEMATIQUE D'UNE OPERATION DE TAILLAGE DE DEMAIN ?

Dans le cas d'une opération de taillage en production de grande série, la problématique du taillage de demain est évidemment de réduire les coûts de production, en respectant les exigences de qualité, les exigences de cadence et les réglementations écologiques. A partir de là, les variantes en terme de solution sont très dépendantes des coûts horaires machines, des coûts de reconditionnement et des coûts d'achat des fraises-mères.

Les situations économiques antérieures et les capacités techniques des fraises-mères passées (fraise monobloc ou à lame en acier rapide revêtue TiN) conduisaient généralement les utilisateurs à choisir des fraises-mères de grands diamètres (~ 100 à 120 mm), de grande longueur, avec un grand nombre de filets et de goujures (17 lames ou 22 goujures monoblocs). Ces fraises-mères étaient alors utilisées avec des vitesses de coupes standardisées (~ 80 m/min) et des huiles de coupe entières. L'avance était choisie par compromis entre les écarts d'avance (**équ. 2-1**) et l'épaisseur maximale de copeau acceptable (**équ. 2-3**).

Les caractéristiques des fraises-mères disponibles aujourd'hui sur le marché présentent des performances théoriques bien supérieures grâce notamment aux nouveaux substrats en acier rapide fritté, ainsi que grâce aux nouveaux revêtements commercialisés. Dans le même temps sont apparues des machines capables de tailler à sec. Les contraintes économiques imposent de réduire le coût global des lignes de production, ce qui passe par une augmentation des cadences à iso-quantité de machines et d'hommes, ainsi que par la suppression des huiles de coupe. Le cahier des charges des nouvelles productions est donc le suivant :

- Réduire le temps de cycle par pièce de 30 % (donc réduire le temps de taillage de 50 %) ;
- Supprimer la lubrification à l'huile entière ;
- Conserver un coût global de taillage identique ou inférieur (achat des outils, coût des machines, reconditionnement des outils).

A partir de là, il est envisageable de travailler soit sur l'outil, soit sur les dentures.

Les stratégies de développement sur les dentures ne peuvent pas concerner la géométrie, mais peuvent concerner l'amélioration de l'usinabilité des matières utilisées. Ce point fait l'objet de travaux de recherche de la part de l'auteur ; travaux qui ne seront pas présentés dans ce mémoire (voir [Rech_02a]).

Concernant les stratégies d'évolution des outils, plusieurs voies sont envisageables :

- Utiliser des fraises-mères monoblocs de grands diamètres et à grand nombre de goujures et de filets, équipées avec des substrats résistants à haute température et revêtus de revêtements très résistants à l'usure à haute vitesse de coupe et à sec.

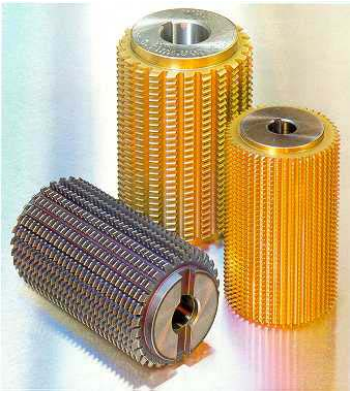


Fig. 2-27 : *Exemple de fraises-mères monoblocs de grands diamètres en acier rapide fritté.*

- Utiliser des fraises-mères monoblocs de petits diamètres et à très grand nombre de goujures et de filets (fraises-mères jetables après utilisation, car la dépouille est

inaffûtable compte-tenu des contraintes d'accessibilité), équipées avec des substrats résistant à haute vitesse de coupe et revêtus de revêtements très résistants à l'usure [Mach_96]. *(Remarque : suppression des coûts et des problèmes de fiabilité du reconditionnement – les fraises-mères pourraient permettre de multiplier les quantités de fraises-mères achetée, et donc d'en réduire encore les coûts de production).*

Fig. 2-28 : *Exemple de fraises-mères monoblocs arbrées de petit diamètre en acier rapide fritté.*

- Optimiser et fiabiliser les conditions de reconditionnement de ces fraises-mères. *(Remarque : les premières expériences relatées dans la littérature font état de problèmes de chute de performance de ces outils après réaffûtage, après déplaquage chimique et re-revêtement. Cet aspect sera discuté au chapître 4) ;*

Il n'est évidemment pas possible de trancher içi ce sujet, le résultat dépendant fortement des valeurs comptables que l'on injectera dans le calcul (propre à chaque société).
Par contre, le point commun de ces deux stratégies est basé sur les 3 éléments suivants :

- Développer de nouveaux substrats permettant de tailler à haute vitesse de coupe et sans huile ;
- Développer de nouveaux revêtements permettant de tailler à haute vitesse de coupe et sans huile ;
- Fiabiliser les conditions de production et de reconditionnement des fraises-mères : rectification (topographie de surface), préparation des arêtes de coupe, nature et mode de revêtements, déplaquage des revêtements, etc.

La suite du mémoire portera donc sur la description des natures et des modes de revêtements utilisables sur des fraises-mères en acier rapide fritté, ainsi que sur leurs méthodes de caractérisation (en laboratoire ou en industrie) en vue de quantifier leurs performances et de comprendre leurs modes d'action.
Le mémoire aura également une attention particulière sur les performances des aciers rapides utilisés comme support pour caractériser les revêtements (substrat des fraises-mères), et cela afin de s'assurer que leurs propriétés intrinsèques ou leurs modes de fabrication ne perturberont pas la caractérisation des revêtements étudiés.

Enfin les résultats de nos investigations seront quantifiés sur des lignes de production de PSA. Les écarts de performances économiques des ces nouvelles stratégies de taillage seront également évalués.

3. LES REVETEMENTS POUR OUTILS-COUPANTS

3.1. QUELLES SONT LES FONCTIONS D'UN REVETEMENT EN USINAGE ?

Les fonctions que l'on peut exiger d'un revêtement sont avant tout de protéger l'outil contre les agressions extérieures qu'il subit lors d'une opération d'usinage. Ces sollicitations sont d'ailleurs fortement variables d'une technique d'usinage à une autre, et d'une application à une autre [Ceti_93]. Il semble ainsi évident qu'un outil de perçage dans un matériau thermoplastique tel que l'ABS ne sera pas sollicité de la même manière qu'une fraise-mère dans de l'acier prétraité. Néanmoins, toutes les applications d'usinage présentent des familles de sollicitations voisines, à ceci près, que chacune d'elles a ni la même intensité absolue, ni la même importance relative.

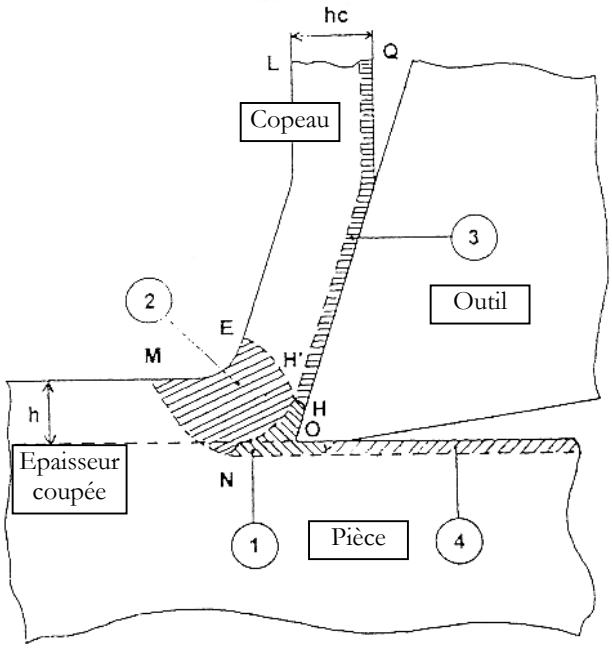


Fig. 3-1 : *Mise en situation des 4 zones caractérisant le contact du triplet pièce-outil-copeau.*

Afin de décrire les sollicitations induites sur un outil de coupe, il faut se ramener à l'étude de la formation du copeau (**figure 3-1**). Il est nécessaire de distinguer 4 zones sollicitant différemment l'outil.

Zone 1 : Il s'agit de la zone de séparation du métal en deux. Dans cette zone, qui entoure de manière étroite l'arête de l'outil, il y a une déformation intense par refoulement du métal. Cette zone peut donner naissance à des phénomènes de soudures locales de la matière usinée sur l'outil (arête rapportée – [Tren_91], [Zehu_87]), dès lors que l'on travaille à des vitesses de coupe

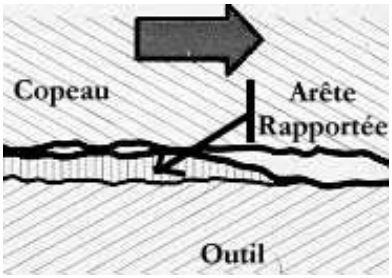


Fig. 3-2 : *Représentation schématique des phénomènes d'adhésion en taillage.*

trop basses, ou que l'on usine à sec et avec des fraises en acier rapide non revêtu (affinité entre l'acier usiné et l'acier rapide de l'outil). Ces soudures locales se créent et disparaissent fréquemment, entraînant avec elles des morceaux d'outils. Cette forme d'usure provoque principalement des micro-écaillages de l'arête de coupe des fraises-mères. Ce phénomène d'usure est quasiment inévitable lors des opérations d'usinage à très basse vitesse de coupe, alors que c'est un phénomène limité à des vitesses de coupe élevées.

La **figure 3-3** présente des micrographies de copeaux figées en formation grâce à un dispositif de coupe brusquement interrompue en tournage orthogonal. La présence d'une arête rapportée est observable à basse vitesse de coupe, alors qu'à haute vitesse de coupe les phénomènes d'adhésion dans la zone 1 ont une importance moindre.

Zone 2 : Zone de glissement plastique (zone de formation du copeau). La ligne MN (**figure 3-1**) est le front où la limite élastique est atteinte. La ligne EH' est celle de fin de déformation plastique. Cette zone est couramment dénommée Zone de Cisaillement Primaire (ZCP). Cette zone n'étant pas en contact direct avec l'outil, elle n'influence pas directement l'usure de celui-ci. Par contre, les grandes déformations plastiques qui s'y produisent sont à l'origine d'un dégagement de chaleur très important qui va conditionner une grande partie du flux de chaleur transmis à l'outil. Le niveau de température qu'atteindra le substrat de l'outil sera un des éléments clefs de la résistance à l'usure.

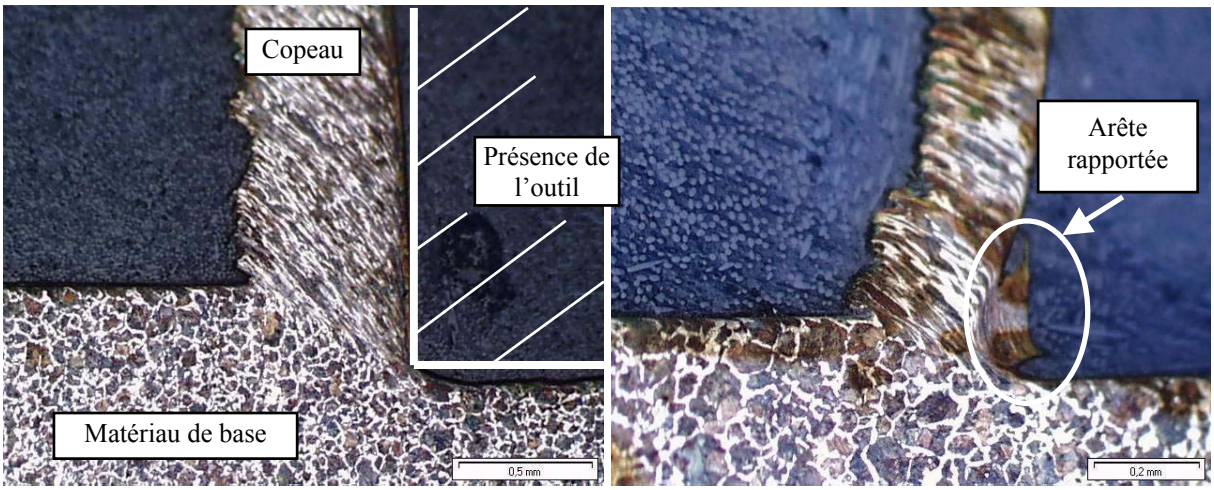


Fig. 3-3 : *Micrographie d'un copeau de 27 Mn Cr 5 obtenu en tournage orthogonal avec des outils en carbure à angle de coupe nul (idem en taillage) et revêtus TiN (à gauche : V_c = 170 m/min – f = 0.3 mm/tr ; à droite : V_c = 50 m/min – f = 0.1 mm/tr).*

Zone 3 : Les phénomènes, qui se produisent à l'interface copeau/outil, sont d'une extrême complexité et ont depuis longtemps interpellé les chercheurs. Il semble que cette interface soit le siège de cohabitations et/ou d'alternances entre des phénomènes locaux d'adhésion et d'intenses frottements de glissement [Tren_91], [Zore_63], [Zehu_87]. Ces phénomènes conduisent à des cisaillements locaux très intenses dans le copeau, alors que la majeure partie de celui-ci s'écoule sans être grandement perturbé (**figure 3-4**). Il est possible de faire un parallèle avec des phénomènes de couche limite dans le domaine de la mécanique des fluides. Cette zone à frottement et adhésion intense est dénommée Zone de Cisaillement Secondaire (ZCS) et génère une quantité de chaleur très importante (~ 20 à 30 % de la chaleur totale produite selon [Kust_97] et [Tren_91]). Ce flux de chaleur diffuse à la fois dans l'outil et dans le copeau. Cette source de chaleur tend à faire croître les températures dans le substrat des outils et donc à le fragiliser.

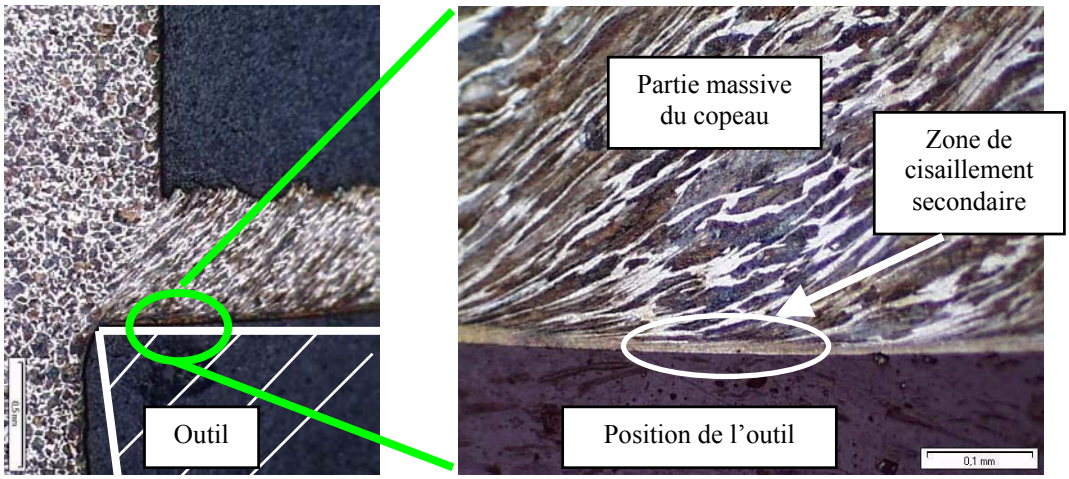


Fig. 3-4 *: Zone de cisaillement secondaire observée sur un copeau de 27 Mn Cr 5 obtenu en tournage orthogonal avec un outil en carbure à angle de coupe nul (idem en taillage) et revêtu de TiN - V_c = 170 m/min – f = 0.1 mm/tr.*

Cette ZCS donne lieu à divers phénomènes d'usure : une usure par abrasion et une usure par diffusion. L'usure par abrasion vient de la présence de particules dures dans la matière usinée, issues notamment du traitement de désoxydation des aciers (grains d'alumine : Al_2O_3). Ces particules se comportent comme un outil abrasif à la surface de coupe de l'outil et enlève des micro-copeaux (**figure 3-5**). C'est le mode d'usure le plus courant à toutes les vitesses de coupe, car ces particules ne sont pas

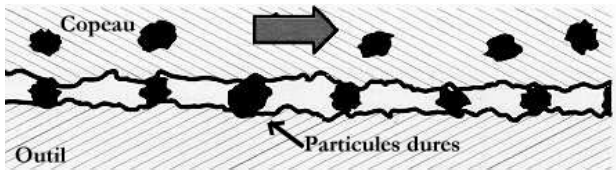


Fig. 3-5 : *Schématisation de l'usure abrasive.*

influencées par la cinématique relative outil/copeau. Par contre, l'abrasion aura d'autant plus d'effets que la température locale est grande. En effet, la hausse des températures de coupe, liée à la hausse des vitesses de coupe ([Tren_91], [Leca_95]), entraîne une diminution de la résistance à l'abrasion des substrats (baisse de la dureté superficielle).

De plus, lorsque les températures de coupe à l'interface outil/copeau augmentent, des phénomènes de diffusion des composés du substrat vers le copeau peuvent se produire. En effet, la diffusion est activée thermiquement et ne peut avoir lieu qu'à partir d'une température minimum. Par contre, la vitesse de diffusion est une fonction exponentielle de la température. Ce phénomène d'usure est donc d'autant plus important que les températures d'interface sont élevées.

L'ensemble de ces deux phénomènes d'usure par abrasion et par diffusion sont responsables de l'apparition d'un cratère dans la zone de cisaillement secondaire (voir **figure 2-21**).

Zone 4 : La zone interface entre la surface usinée et la face en dépouille est une zone clef de l'usure en dépouille des outils. Cette interface est principalement le siège d'un frottement à grande vitesse (= vitesse de coupe). Ce frottement est moins énergétique que celui de la zone de cisaillement secondaire, car la pression locale est bien plus réduite [Tren_91]. L'usure par abrasion est le principal phénomène d'usure qui se produit à cette interface. Cette usure abrasive est conditionnée par la température de l'outil sur la face de coupe. Le frottement outil / pièce génère une quantité de chaleur qui n'est pas très importante (comparativement à celle de la ZCS), mais qui est très localisée, ce qui entraîne des températures d'interface élevées ([Leca_95], [Msao_98]). *(Remarque : la température dans la zone 4 est également très influencée par la quantité de chaleur transmise au substrat, venant de la ZCP et de la ZCS).*

Les phénomènes associés aux quatre zones caractéristiques de la formation du copeau donnent une bonne représentation des sollicitations d'un outil lors d'une opération de coupe continue (tournage, perçage, etc.). Les opérations à coupe interrompue (taillage, fraisage, etc.) se distinguent par le fait que l'outil est en contact avec son environnement extérieur entre deux phases d'usinage : l'air (cas des opérations en usinage à sec) ou le fluide de coupe (émulsion, huile entière). De là, apparaissent d'autres formes de sollicitations :

- L'air ou le fluide de coupe vont entraîner des réactions chimiques initiées par les hautes températures à la surface des outils : oxydation de l'outil, décomposition des hydrocarbures du fluide de coupe (particules abrasives résultantes), etc… ;
- L'air ou le fluide de coupe vont refroidir plus ou moins intensément la surface de l'outil, induisant ainsi des contraintes mécaniques internes pouvant conduire à des fissurations par fatigue thermomécanique.

Ces particularités des procédés à coupe interrompue entraînent la dégradation par écaillage ; forme d'usure particulièrement difficile à maîtriser lorsqu'elle est prédominante.

L'intérêt de déposer un revêtement sur un outil va donc être de limiter l'influence des sollicitations suivantes :

- Adhésion entre la matière usinée et l'outil ;
- Abrasion ;
- Oxydation ;
- Diffusion des composés de l'outil vers la matière usinée ;
- Limitation de la fissuration.

En plus de ces propriétés, il est également possible de demander aux revêtements de :

- Limiter la quantité de chaleur transmise dans le cœur de l'outil (barrière thermique en vue du maintien des caractéristiques mécaniques) ;
- Rendre le mode d'usure en dépouille prépondérant afin de faciliter la maîtrise et la prédétermination des opérations d'usinage.

NB : Il est important de préciser que le revêtement devra être capable d'assurer ces fonctions dans un interface avec des vitesses relatives allant jusqu'à 300 m/min en taillage, sous des pressions moyennes de contact allant jusqu'à 10000 N/mm² et cela dans un champ de température allant de 20 à 700 °C (voir chapitre 5).

NB : De nombreux auteurs indiquent également le souhait de faire baisser les efforts de coupe. Selon nous, la baisse des efforts de coupe n'est pas un objectif mais un moyen de quantifier l'amélioration des conditions de mouvement relatif outil/matière usinée (baisse de l'adhésion, etc.).

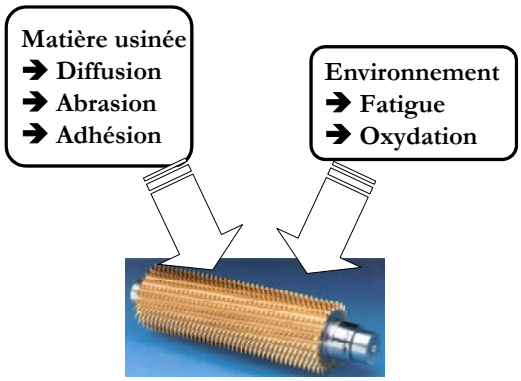


Fig. 3-6 : *Sollicitations subies par un outil de coupe.*

3.2. QUELLES PROPRIETES DOIT AVOIR UN REVETEMENT ?

Les fonctions préalablement attribuées à un revêtement doivent en définitif se traduire par des objectifs opérationnels, en lien avec des propriétés physiques quantifiables et/ou qualifiables. Ainsi, il est possible de demander au système substrat + revêtement de répondre au cahier des charges suivant :

- Une ténacité élevée ;
- Une parfaite adhésion sur le substrat ;
- Une grande résistance à la formation et à la progression des fissures ;
- Une dureté élevée ;
- Une inertie chimique élevée ;
- Une faible conductivité et diffusivité thermique ;
- Une haute résistance à l'oxydation ;
- Une épaisseur adéquate ;
- Une fonction barrière de diffusion.

NB : Ces propriétés doivent être conservées à la plus haute température possible, en lien avec les sollicitations thermiques de l'opération d'usinage visée.

NB : Ce paragraphe fera l'hypothèse que le substrat aura des caractéristiques mécaniques suffisantes pour soutenir le revêtement déposé (dureté, module d'Young, ténacité, contraintes résiduelles). Il ne sera pas fait état des problèmes de tenues de revêtement (écaillage) en lien avec des 'ramollissements' des substrats comme certains aciers rapides d'anciennes générations le font apparaître ([Bhus_01] [Tren_91]).

L'importance relative de ces neuf propriétés précitées dépend du type d'application. Ce chapitre indiquera comment obtenir une couche superficielle qui donnera ces propriétés. En particulier, les éléments suivants seront développés : la structure, la texture ou l'orientation préférentielle du réseau cristallin, la composition, l'état des contraintes résiduelles et la morphologie de surface [Van_92].

3.2.1. TENACITE

Il est évident qu'il faut d'autant plus d'énergie pour déformer les couches superficielles que celles-ci sont tenaces. Par voie de conséquence, une ténacité élevée est synonyme d'un plus faible danger de rupture. Les matériaux tenaces sont caractérisés par une ductilité, une résistance et un module d'Young élevé. En général, il faut obtenir un juste compromis entre ces différentes

propriétés. Les borures, par exemple, ayant des modules d'Young très importants, sont fort fragiles [Sund_86]. Pour juger la ténacité d'un matériau, il faut réaliser un diagramme tension-déformation. Puisque ce diagramme est souvent indéterminé pour les couches surperficielles, la profession adopte souvent comme règle approximative que les couches ductiles sont aussi des couches tenaces.

Les matériaux déposés ont souvent une faible ductilité et pourtant ces couches déposées sur des substrats ductiles résistent correctement aux sollicitations mécaniques. Les contraintes résiduelles de compression qui existent dans ces couches sont favorables. Elle peuvent réduire fortement la progression des fissures dans la couche. En conséquence, il est préférable d'obtenir un état de contrainte résiduelle en compression dans les couches superficielles évaporées [Sund_86], [Moll_89].

3.2.2. ADHESION

L'adhésion est la caractéristique essentielle du système constitué de la couche superficielle et du substrat. En effet, une couche peut disposer des meilleures propriétés, si elle n'adhère pas au substrat elle est sans valeur.

Il se crée en général, lors des procédés de déposition sous vide, une petite couche intermédiaire entre la couche superficielle et le substrat. En CVD, cela se produit grâce à la diffusion des atomes de la couche superficielle dans le substrat ; diffusion activée thermiquement. En PVD, c'est plutôt une couche de pseudo-diffusion qui se forme grâce aux particules énergétiques accélérées qui pulvérisent aussi les atomes du substrat. Ceux-ci, suite aux collisions avec d'autres particules accélérées, sont déposées à nouveau partiellement. C'est ce phénomène qui explique la formation d'une zone mixte d'atomes de substrat et de la couche superficielle.

L'adhésion de la couche superficielle dépend généralement de la compatibilité entre le substrat et la couche, de la dureté du substrat et des contraintes résiduelles existant dans la couche [Alm_84], [Sund_86], [Moll_89], [Helm_85], [Rick_87].

3.2.2.1. *COMBINAISON DE MATERIAUX*

Il est évident que la zone intermédiaire entre la couche superficielle et le substrat doit être suffisamment tenace pour résister aux sollicitations. Cela signifie qu'il faut une forte liaison entre les atomes du substrat et ceux de la couche intermédiaire. En principe, l'affinité chimique entre les atomes est liée à l'énergie de formation. Plus cette énergie est négative plus stable sera la liaison formée (**tableau 3-1**). Ainsi, dans le cas de la déposition d'une couche de TiN sur un substrat en acier rapide, la grande affinité de l'oxygène, issu de l'oxydation de l'acier, avec le titane

constituera l'apparition d'une couche mince adhésive de TiO_2 sur laquelle se fixera correctement le film de TiN [Van_89] (**figure 3-7**).

A. LIAISON METALLIQUE

	Module-E kN/mm²	Conductibilité thermique $Wm^{-1}K^{-1}$	Coefficient de dilatation thermique $10^{-6}K^{-1}$	Résistance à l'oxydation	Energie de formation kJ/mol	Dureté vrac	Dureté couche supérieure
TiB_2	480 (3)	25 (200°C)	8 (3)	2-3	-	3400 (HV0,1)	jusque 4500
TiC	450 (3)	21 (20°C)	7,4 (3)	5 (7)	-226	2470 (Knoop)	1000-5000
TiN	250 (8), 590 (9)	30 (3)	9,4 (3)	3	-306	2400 (Knoop)	1000-4000
ZrB_2	540 (9)	12 (20°C)	5,9 (9)	2-3	-	1550 (Knoop)	3000
ZrC	400 (9)	21 (20°C)	6,7 (5)	-	-189	2100 (Knoop)	1600-2800
ZrN	510 (9)	-	7,3 (5)	3	-344	1340 (Knoop)	2600
HfB_2	-	-	-	-	-	-	--
HfC	464 (3)	-	6,6 (3)	3	-210 (6)	2700 (Vickers)(6)	tot 3850
HfN	-	13 (3)	6,9 (3)	-	-370 (6)	1600 (Vickers)(2)	2500-3500
VB_2	510 (9)	6700 (20°C)	7,6 (9)	-	-	1400 (Knoop)	-
VC	430 (9)	-	7,2 (6)	-	-103 (6)	2500 (Vickers)(4)	2600
VN	460 (9)	-	9,2 (9)	-	-172	1500 (Vickers)(4)	600-2000 (Vickers)(4)
NbB_2	630 (9)	17 (20°C)	8 (9)	-	-	2600 (Vickers)(9)	-
NbC	580 (9)	14 (20°C)	6,6 (5)	3	-141 (6)	2470 (HV0,1)	-
NbN	480 (9)	-	10,1 (5)	3	-237 (6)	1340 (Knoop)	760-4000
TaB_2	680 (9)	11 (20°C)	8,2 (9)	3	-	2500 (Vickers)(2)	2200-2700
TaC	560 (9), 285 (3)	22 (20°C)	6,6 (3)	3	-143 (6)	1800 (HV0,1)	1280-2200 (Vickers)(4)
TaN	-	-	3,6 (5)	5	-244	1340 (Knoop)	jusque 4100
CrB_2	540 (9)	-	10,5 (9)	-	-	1800 (HV0,1)	-
Cr_3C_2	373 (3)	19 (3)	9,9 (3)	3	-69	1300 (HV0,1)	1300-2100
CrN	400 (9)	-	2,6 (5)	-	-125	1100 (Vickers)(2)	2000-2500
Mo_2B_5	670 (9)	-	8,6 (9)	3	-	1280-1570 (HV0,1)	-
Mo_2C	533 (3)	22 (3)	6,1 (3)	5	+18	1800 (HV0,1)	-
Mo_2N	-	-	-	-	-35	-	-
W_2B_5	770 (9)	-	7,8 (9)	3	-	1800 (Knoop)	-
WC	696 (3)	35 (3)	4,3 (3)	-	-38	1880 (Knoop)	1800-2800 (Vickers)(4)
WN_2	-	-	-	-	-	-	-

B. LIAISON COVALENTE

	Module-E kN/mm²	Conductibilité thermique $Wm^{-1}K^{-1}$	Coefficient de dilatation thermique $10^{-6}K^{-1}$	Résistance à l'oxydation	Energie de formation kJ/mol	Dureté vrac	Dureté couche supérieure
B	490 (9)	-	8,3 (9)	-	0	2410 (Knoop)	-
B_4C	441 (9)	21 (20°C)	4,5 (9)	3	-	2100 (Knoop)	-
$BN_{kub.}$	660 (9)	30-60 (20°C) (10)	2,5-4,7 (10)	2	-135	5000 (Vickers)(9)	2000-4000
$C_{diam.}$	910 (9)	600-1000 (20°C) (10)	1 (9)	-	+2	7000 (Knoop)	jusque 7000
AlB_{12}	430 (9)	-	-	-	-	2600 (Vickers)(9)	-
Al_4C_3	-	-	-	-	-130	-	-
AlN	350 (9)	-	5,7 (9)	-	-242	1230 (Vickers)(9)	-
SiB_6	330 (9)	-	5,4 (9)	-	-	2300 (Vickers)(9)	-
SiC	480 (9)	42 (20°C) (β)	4,6 (5)	2	-112	2480 (Knoop)	2000-6000
Si_3N_4	310 (3)	17 (3)	3,2 (3)	-	-751	1000-2000 (Vickers)(4)	500-3900

C. LIAISON IONIQUE

	Module-E kN/mm²	Conductibilité thermique $Wm^{-1}K^{-1}$	Coefficient de dilatation thermique $10^{-6}K^{-1}$	Résistance à l'oxydation	Energie de formation kJ/mol	Dureté vrac	Dureté couche supérieure
Al_2O_3	400 (3)	30 (100°C)	9 (3)	1	-1672 (α)	2100 (Knoop)	1000(PVD)-2000 (CVD)
TiO_2	205 (9)	7 (100°C)	9 (9)	-	-913 (rutiel)	530 (Knoop)	-
ZrO_2	190 (9)	2 (100°C)	10 (5)	1	-1082	1160 (Knoop)	400-1100

Tab. 3-1 : *Propriétés de quelques revêtements [Van_92].*

D'autre part, il est souhaitable d'obtenir une bonne compatibilité cristallographique entre la couche superficielle et le substrat. En effet, une trop grande différence des paramètres du réseau peut conduire à des contraintes résiduelles tellement élevées dans la zone intermédiaire que celle-ci lâchera rapidement sous les sollicitations externes. Cela explique l'effet favorable de la présence de certains carbures métalliques dans les aciers rapides sur l'adhésion de la couche TiN : les deux réseaux cristallins sont tout à fait comparables. De même, la transformation de Fe_2O_3 et Fe_3O_4 au

delà de 400 °C en FeO ; structure qui correspond mieux cristallographiquement à TiN ; explique qu'il est préférable de réaliser le revêtement au dessus de 400 °C [Van_92].

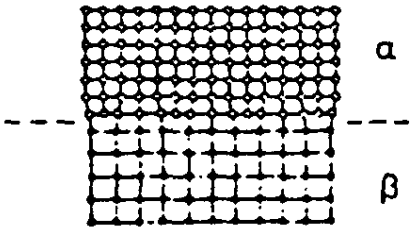


Fig. 3-7 : *Compatibilité de la structure cristalline à l'interface entre un substrat et un revêtement [Van_92].*

Pour pouvoir se prononcer sur la compatibilité cristallographique d'une couche superficielle vis-à-vis du matériau de l'outil, il faut connaître en tout premier lieu ce qui se trouve à la surface du substrat. Cette surface peut être oxydée ou contaminée. Cette surface peut aussi être amorphe ou avoir des contraintes résiduelles élevées causées par l'usinage de surface. Ces caractéristiques peuvent modifier fortement les paramètres du réseau cristallin. La technologie de déposition et les réglages associés jouent également un rôle important. Sans s'avancer sur la description des procédés de déposition disponibles, qui seront décrits en **annexe 1**, il faut indiquer que les oxydes de surface sont moins présents en CVD, puisque la zone de diffusion est plus importante que celle obtenue par PVD. Ceci a un effet favorable sur la ténacité. De plus, grâce aux températures élevées inhérentes au procédé CVD, ces oxydes peuvent se restructurer en globules et même se dissoudre dans la couche intermédiaire.

De façon générale, la surface du substrat doit être la plus propre possible pour permettre la formation de toutes les liaisons avec les atomes de la couche superficielle.

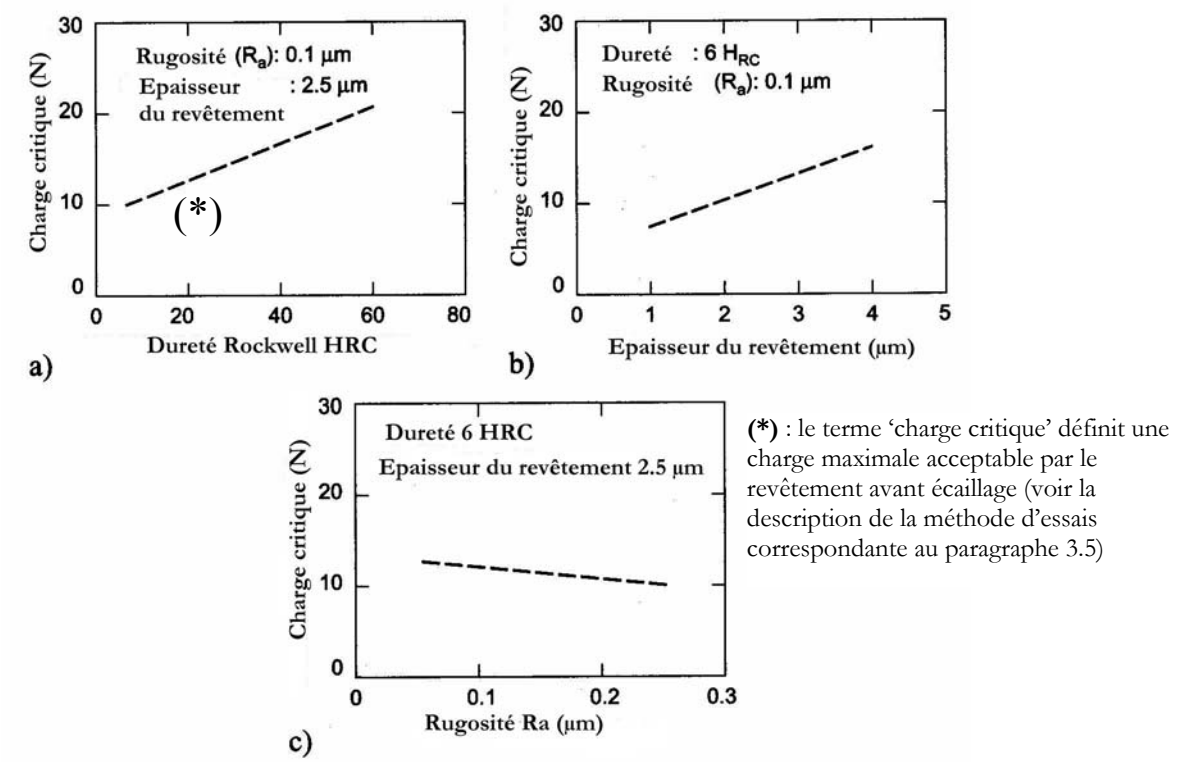
3.2.2.2. *REDUCTION DES CONTRAINTES MECANIQUES*

Toutes les mesures qui réduisent, dans cette couche intermédiaire, les tensions causées par des sollicitations externes, sont favorables. C'est pour cette raison qu'il est intéressant d'obtenir la plus grande dureté possible au niveau du substrat ([Bhus_01] – **figure 3-8**). La couche superficielle doit pouvoir disposer d'un soutien pour qu'en cas de sollicitations externes, le substrat et par voie de conséquence, la couche superficielle soient le siège de déformations minimales. Sinon, des tensions trop élevées peuvent être atteintes dans la couche superficielle et dans la zone intermédiaire. Ceci explique l'effet défavorable du phénomène de diffusion ayant lieu lors d'un traitement CVD. En effet, ce phénomène peut conduire à la diffusion du carbone du substrat vers la couche superficielle. Cette nouvelle zone de surface, plus douce, procure alors un soutien insuffisant à la couche superficielle. Il est possible de compenser ce phénomène en prévoyant une cémentation du substrat.

Il est aussi souhaitable d'avoir la couche superficielle et le substrat avec un module d'élasticité comparable. En effet, lors d'une déformation du substrat imposée par des sollicitations externes, la couche superficielle est obligée de se déformer. Si le module d'élasticité de la couche

superficielle diffère fortement de celui du substrat, une discontinuité de contraintes dans la zone intermédiaire apparaîtra, ce qui peut provoquer la rupture de l'ensemble.

En général, les modules d'Young des revêtements sont plus élevés que celui des HSS. Cela implique que l'interface est sollicitée en traction lors d'une déformation imposée par le substrat soumis aux efforts de coupe.



(*) : le terme 'charge critique' définit une charge maximale acceptable par le revêtement avant écaillage (voir la description de la méthode d'essais correspondante au paragraphe 3.5)

Fig. 3-8 : *Influence de la dureté du substrat (a), de l'épaisseur du revêtement (b) et de la rugosité du substrat (c) sur la capacité d'adhésion d'un revêtement TiN déposé sur un acier lors d'un essai de rayage à charge progressive [Bhus_01].*

3.2.2.3. *CONTRAINTES RESIDUELLES*

Il est indispensable, pour obtenir une bonne adhésion, que la couche superficielle et le substrat aient des coefficients de dilatation thermique comparables. En effet, la phase de refroidissement qui suit la phase de déposition peut provoquer des tensions thermiques résiduelles dans la couche si les coefficients de dilatation sont trop différents.

Par analogie avec la compatibilité cristallographique, ces tensions ne peuvent pas être trop élevées si l'on veut garantir une adhésion satisfaisante. Cette caractéristique entraîne l'apparition de contraintes résiduelles de compression dans la couche. De façon générale, la valeur des contraintes résiduelles dans une couche superficielle est inversement proportionnelle à la qualité d'adhésion du revêtement. Afin d'obtenir une meilleure adhésion, il est donc nécessaire d'obtenir des contraintes résiduelles de compression aussi bien au niveau de la surface du substrat qu'au

niveau du revêtement [Zhen_95]. L'adhésion sera aussi d'autant meilleure que l'épaisseur du revêtement est faible.

[Schaf_00] a montré que des films de (Ti,Al)N avec un champ de contraintes résiduelles en compression pouvaient avoir une adhésion jusqu'à trois fois supérieures à des films en traction. Par contre, plus ce type de films est soumis à une atmosphère oxydante (hautes températures) et plus les contraintes résiduelles chutent, ce qui rend le film moins adhérent.

Les contraintes interfaciales sont influencées par l'épaisseur, la rugosité, les porosités, les arêtes [Bhus_01]. Plus un revêtement est épais, moins il résiste en fatigue. L'épaisseur des revêtements sera donc un paramètre important pour les applications en usinage à coupe discontinue (fraisage, taillage, etc.).

3.2.2.4. *RUGOSITE DU SUBSTRAT*

Des rugosités importantes (du même ordre de grandeur que l'épaisseur du revêtement) sont dommageables pour l'adhésion des couches superficielles. En effet, les courbures multiples que doit épouser la couche superficielle sont une source de contraintes résiduelles importantes au sein de la couche, ainsi qu'à l'interface lors des sollicitations [Sain_90], [Siu_00] et [Bhus_01]. La **figure 3-8** présente un exemple d'influence de la rugosité du substrat sur l'adhésion des couches déposées.

3.2.3. RESISTANCE A LA FORMATION ET A LA PROGRESSION DE FISSURES

L'apparition des fissures dans une couche superficielle est la conséquence d'un phénomène de fatigue ou de l'existence de sollicitations externes trop importantes. Les fissures s'initialisent là où les concentrations de tensions sont les plus importantes, ainsi que dans des discontinuités géométriques (rugosité). Il est possible de diminuer fortement la formation et la propagation des fissures en incorporant des contraintes résiduelles de compression dans les couches, ainsi qu'en limitant la rugosité des outils. De nombreuses anomalies de structure dans la couche peuvent limiter la propagation de fissures. Une haute densité de dislocations ou un revêtement de type multicouche (voir **paragraphe 3.4**) sont des éléments qui limitent la propagation des fissures [Almo_84].

Un faible module d'Young et donc des concentrations de contraintes moindres ainsi qu'une faible épaisseur de la couche sont des éléments favorables à la non fissuration [Van_92].

3.2.4. DURETE DU REVETEMENT

3.2.3.1. *CONTRAINTES RESIDUELLES*

Plus importantes sont les contraintes résiduelles, plus grande sera la dureté [Van_92].

3.2.2.5. *STRUCTURE*

Plusieurs scientifiques donnent un rapport direct entre une dureté élevée et les structures des revêtements [Sund_86], [Olde_89] :

- Structure à grains fins avec une bonne cohésion inter-granulaire ;
- Structure riche en défauts ;
- Structure à couches multiples ;
- Structure dense.

La grosseur des grains des couches déposées sous vide est en général très faible (quelques dizaines de nanomètres). Mais, contrairement aux matériaux métalliques, il n'existe pas, pour les couches, de rapport direct entre la grosseur des grains et la dureté. Il existe bien pourtant une relation entre la cohésion intergranulaire et la dureté de la couche. [Sund_86] suggère alors que la déformation dans les couches n'est pas la conséquence d'un mouvement de dislocation, mais résulte seulement du glissement des grains.

Dès lors, les défauts dans les couches superficielles (comme les dislocations) et dans les revêtements multicouches (notamment dans les zones de transition) peuvent être un obstacle à la progression des grains. Il est évident qu'une structure ouverte avec des pores ou des microfissures résiste moins bien aux déformations plastiques surtout si une particule dure est chassée dans la couche superficielle.

3.2.2.6. *COMPOSITION*

Pour obtenir une dureté élevée, il faut des forces internes atomiques importantes entre les atomes constitutifs de la couche [Sund_86], [Olde_89]. Une liaison atomique de type covalente est donc souhaitable ; les couches électroniques externes des atomes qui participent à la liaison, doivent se chevaucher l'une l'autre pour former la configuration stable à huit électrons (contrairement aux liaisons ioniques et métalliques).

Le diamant et le nitrure de bore cubique sont des exemples de liaisons purement covalentes et sont aussi les matériaux les plus durs. Quoique la dureté à cœur, dans le cas de liaisons covalentes, soit en général plus élevée, il existe des cas de liaisons métalliques caractérisées par des duretés HV encore bien plus importantes. Cela prouve que le seul caractère covalent de la liaison est insuffisant pour justifier ce phénomène. Ainsi, une faible longueur de liaison et une énergie cohésive importante sont des facteurs favorables [Van_92]. Des impuretés dans les revêtements céramiques, comme (Ar, C, N ou O) se dissolvent dans le réseau cristallin et peuvent augmenter la dureté de la couche.

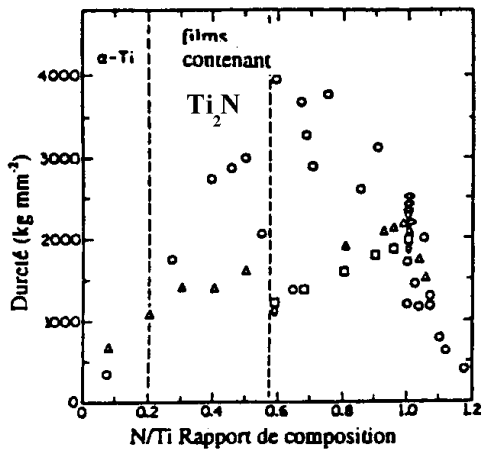


Fig. 3-9 : *Dureté des couches (Ti,N) en fonction de leurs compositions [Sund_86].*

Un examen comparatif des duretés de différentes couches de la famille des (Ti,N) a permis de mettre en évidence de grandes différences d'une composition à une autre (**figure 3-9**). La dureté $HV_{0.01}$ est maximum pour un rapport azote sur titane d'environ 0.6. Ces couches de couleurs argentées sont des structures bien connues de Ti + TiN + Ti_2N métastables et multiphases, mais dont l'efficacité en usinage est très controversée. Pour une couche TiN surstoechiométrique, la baisse de dureté HV peut être expliquée par une résistance plus faible des limites de grain [Sund_86], tandis que, pour des couches avec un rapport N/Ti < 0.6, seul le caractère métallique des couches riches en titane peut provoquer cette baisse de dureté. Cela explique l'utilisation industrielle des couches stœchiométriques avec environ 50 % d'azote (couleur dorée).

3.2.2.7. *TEXTURES*

La texture ou l'orientation cristalline de la couche superficielle est surtout importante pour des matériaux non–cubiques [Sund_86]. En effet, il existe dans ce cas nettement moins de possibilités de glissement. Les couches élaborées sous vide sont dans la majorité des cas fortement texturées. En général, les faces cristallines les plus denses sont souvent parallèles à la surface de substrat. Ainsi, TiN (1 1 1) a une dureté plus grande que TiN (1 1 0). La texture d'une couche est fortement dépendante du mode de déposition choisie (voir paragraphe 3.3) et des réglages associés. Ainsi, une même composition de revêtement peut conduire à des performances très variables comme l'ont montré [Erke_99], [Tons_99].

3.2.5. INERTIE CHIMIQUE

Afin de limiter la tendance à la soudure pièce contre pièce, il faut que le matériau employé comme couche superficielle soit chimiquement inerte ou stable. Cela veut dire en d'autres termes que la tendance des atomes de la couche superficielle de l'outil à former des liaisons chimiques avec des atomes de la matière usinée ou de l'environnement extérieur, doit être aussi faible que possible.

En ce qui concerne les matériaux céramiques, les atomes qui pourraient conduire à de telles liaisons sont en général déjà fortement liés à d'autres atomes de la couche superficielle ; ce sont donc des matériaux aptes à éviter les phénomènes d'adhésion : Al_2O_3, ZrO_2, TiO_2. Les couches superficielles les plus stables sont celles qui ont des énergies de formation les plus négatives (voir **tableau 3-1**). Ce sont en premier lieu les oxydes, les borures et les nitrures. Pour ces derniers, ce sont ZrN et TiN qui présentent les valeurs les plus élevées.

3.2.6. CONDUCTIVITE ET DIFFUSIVITE THERMIQUE

La conductivité thermique du revêtement doit être du même ordre de grandeur que la conductivité du substrat afin de limiter les contraintes d'interface pouvant apparaître lors des phases d'usinage (gradient de température de 0 à plus de 800 °C selon [Tren_91] [LeCa_95]).

Une faible conductivité et diffusivité thermique pourraient aussi être un élément d'isolation thermique du substrat (voir chapitre 5), notamment dans le cas du substrat carbure.

3.2.7. RESISTANCE A L'OXYDATION

A haute température, les matériaux des couches superficielles peuvent s'oxyder (par exemple $TiN + O_2 \Rightarrow TiO_2 + \frac{1}{2} N_2$). La résistance à l'oxydation dépend entre autre de la valeur de l'énergie de formation de l'oxyde par rapport à celle de la liaison de départ. Dans cet exemple, TiO_2 est plus stable que TiN (voir **tableau 3-1**). Des matériaux moins faciles à oxyder sont par exemple : CrN, (Ti,Al)N, etc. [Moll_89], [Schi_84].

Certains chercheurs pensent qu'il est plus important de s'attacher à limiter la diffusion de l'oxygène dans les couches superficielles, car cet élément influence fortement la cinétique de l'oxydation [Van_92].

3.2.8. EPAISSEUR DE LA COUCHE

Des couches épaisses sont favorables au niveau de la dureté du système, de la résistance à la diffusion, de la résistance à la corrosion et à l'oxydation. Par contre, au niveau de l'adhésion de la couche elle-même, il est plutôt conseillé de réaliser des couches minces. De plus, les dangers de concentration de contraintes augmentent si l'épaisseur de la couche est plus importante (risque de fissuration - [Bhus_01]).

3.2.9. BARRIERE DE DIFFUSION

On peut limiter le transport des atomes de l'outil grâce à une couche superficielle déposée sous vide, à condition d'avoir un revêtement à faible solubilité dans le matériau usiné [Subr_98] et de réduire le nombre de chemins de diffusion. Pour y parvenir, il est souhaitable d'obtenir une structure dense avec peu de porosités et de fissures. Aussi, une couche avec moins de limites de grains est souhaitée, car ce sont souvent ces dernières qui provoquent la diffusion. Une épaisseur importante des couches superficielles est en général fort intéressante pour réduire ces phénomènes de diffusion. La résistance à la diffusion chute avec la hausse des températures. En effet, à température élevée, l'énergie de formation diminue et les matériaux céramiques peuvent se décomposer plus facilement et même se dissoudre dans les matériaux de la pièce.

3.2.10. SYNTHESE

En se basant sur les propriétés précitées, un portrait robot d'une couche idéale peut être proposé :

- Celle-ci devrait disposer d'une bonne affinité chimique vis-à-vis du substrat (acier rapide, carbure fritté dans une matrice cobalt, etc.), ainsi qu'un module d'Young, un coefficient de dilatation et un réseau cristallin comparable (en forme et en dimension) ;
- La couche idéale doit également avoir une grande dureté, une grande énergie de formation (propriété importante pour l'inertie chimique, la tenue à la corrosion et le coefficient de frottement), une bonne résistance à l'oxydation et une faible dissolution à haute température ;
- La structure du revêtement doit être assez dense (pour la dureté, la résistance à la diffusion, la résistance à la corrosion et la résistance à l'oxydation), contenir de nombreux défauts et présenter une bonne cohésion des joints de grains (pour la dureté) ;

- Les revêtements doivent posséder des contraintes résiduelles voisines de celles du substrat afin d'améliorer l'adhésion. Le système doit globalement être en compression pour améliorer la dureté et la tenue en fatigue ;
- La topographie des couches superficielles doit être la plus basse possible pour limiter le frottement et les concentrations de contraintes sur les aspérités ;
- La texture des couches doit être parallèle à la surface du substrat afin d'avoir des films plus denses.

NB : Les éléments de la ***figure 3-10*** *et relatifs au cahier des charges du substrat seront abordés au* ***chapitre 4****.*

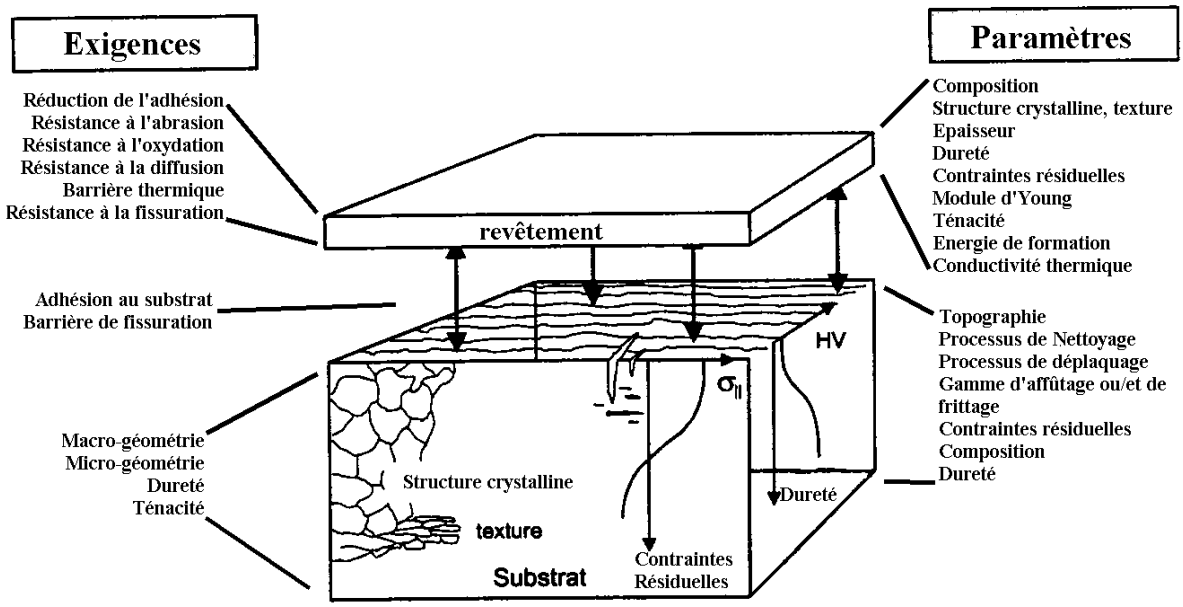


Fig. 3-10 : *Cahier des charges d'un système substrat + revêtement pour une application d'usinage [Tons_98].*

3.3. COMMENT REALISER UN REVETEMENT ?

Les revêtements déposés industriellement peuvent se décomposer en 2 familles distinctes : les revêtements déposés par voie physique (Physical Vapor Deposition : PVD) et les revêtements déposés par voie chimique (Chemical Vapor Deposition : CVD). Chacune de ces familles possède une variété importante de sous-familles en constante évolution depuis quelques années. Ainsi, les procédés PVD sont basés sur trois types de technologie : l'évaporation, la pulvérisation et le dépôt ionique (ou 'ion-plating'). Chacune de ces sous-familles connaît également des variantes basées sur des moyens différents d'aboutir à l'évaporation ou à la pulvérisation des sources de matière : faisceau d'ions, effet joule, diode, etc.

N.B : Le MTCVD est une variante du CVD à plus faible température (Moderate Temperature = MT) qui utilise un plasma pour assister la réalisation du dépôt. Le terme PACVD (Plasma Assisted CVD) est également employé.

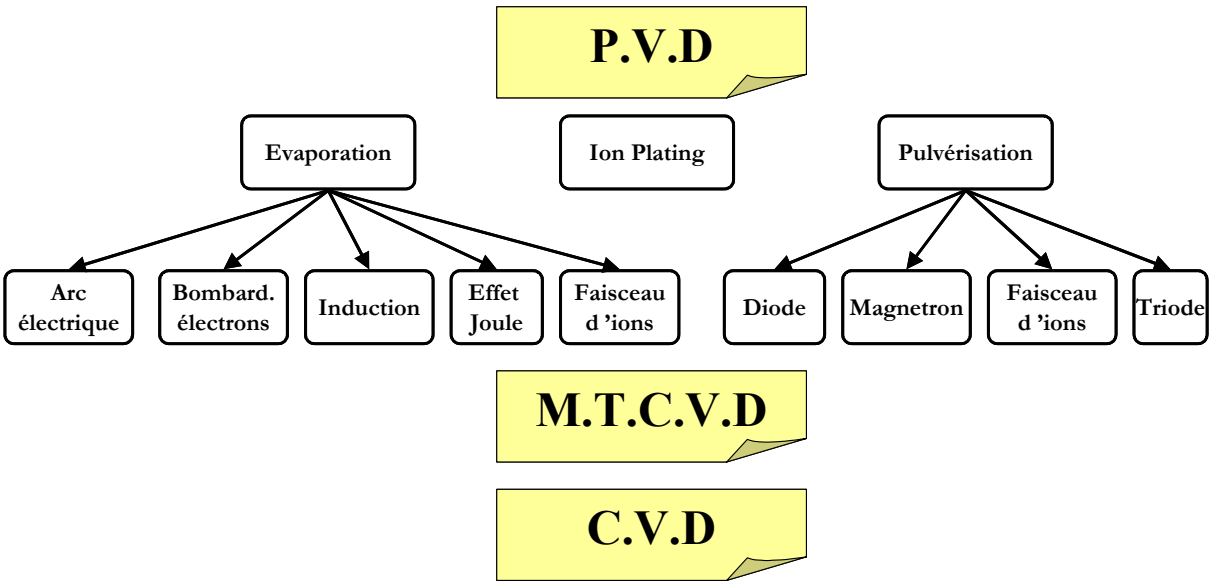


Fig. 3-11 : *Principaux modes de déposition de revêtements pour outils-coupants.*

L'ensemble de ces procédés permet de déposer des couches de compositions et d'aspects très voisins. Cependant, les modalités de dépôts peuvent entraîner des différences très importantes en terme de texture, adhésion, dureté, etc. comme l'ont montré de nombreux auteurs [Buns_94] et comme l'a illustré le **paragraphe 3.2**.

Il est important de noter que les technologies de déposition ont subi de très grandes évolutions ces dernières années. A tel point qu'il est difficile de donner un aperçu exhaustif de l'ensemble des variantes. L'annexe 1 présente les principales familles et sous-familles utilisées industriellement aujourd'hui dans le domaine des outils-coupants.

La suite du **paragraphe 3.3** décrira une gamme générale de réalisation d'un dépôt sur outils-coupants, puis les principaux procédés de déposition seront décrits. Enfin, un état des lieux de l'utilisation des revêtements et des évolutions structurelles et de composition de ces derniers sera dressé.

3.3.1. GAMME DE DEPOSITION D'UN REVETEMENT

Avant de passer dans un four de déposition, les substrats doivent subir un cycle de nettoyage qui se compose d'un nettoyage organique suivi d'un nettoyage chimique :

Nettoyage organique : Il permet d'enlever les contaminants organiques tels que les résines, les graisses, les hydrocarbures (**figure 3-12**) :

1. Trichloréthylène à 99.5 % : 5 min dans un bain d'ultrasons
2. Acétone à 99.5 % : 5 min dans un bain d'ultrasons
3. Ethanol à 95 % : 5 min dans un bain d'ultrasons
4. Rinçage à l'eau déminéralisée

Nettoyage chimique : Il permet l'élimination des contaminants non organiques (métaux et oxydes) au moyen d'une première attaque oxydante et d'un bain réducteur enlevant la couche supérieure d'oxyde. La troisième étape reconstitue un film d'oxyde natif d'environ 2 monocouches d'épaisseur servant à protéger la surface contre toute recontamination intempestive.

1. H_2SO_4 (à 95 %) + H_20_2 (en solution aqueuse à 30 % pour 110 vol.) (1/1) à 80 °C pendant 10 min ;
2. HF dans un bécher en téflon pendant 1 min.
3. (HCl (à 35 %)+ H_2O) à 60 °C + H_2O_2 (4/1/1) pendant 10 min et rinçage à l'eau

Entre chaque traitement chimique, les substrats sont rincés dans de l'eau désionisée et l'exposition à l'air est minimisée. Ils sont finalement conservés dans de l'éthanol dénaturé (à 95 %) jusqu'à leur utilisation.

Les échantillons en acier et en carbure ne subissent que le nettoyage organique et sont séchés sous un flux d'azote avant d'être mis sous vide dans la chambre de pulvérisation. L'absence de nettoyage chimique ne permet pas d'enlever les oxydes, ce qui présente un problème majeur de risque de non-qualité dans les dépôts sur les substrats en acier rapide. En effet, lorsque ceux-ci sont manipulés par des mains humides sans être recouverts de graisse, un risque important d'oxydation existe. Dans ces zones, le dépôt risque de ne pas se faire correctement si l'oxydation est trop importante.

Fig. 3-12 : *Exemple de chaîne automatisée de nettoyage organique chez Balzers.*

Les échantillons sont ensuite stockés dans de l'alcool à 95 % avant d'être enfournés. Malgré cela, une couche d'oxyde peut se former à la surface des substrats, c'est pourquoi un nettoyage in situ

sous argon est réalisé avant le revêtement par lui-même. Ce nettoyage se fait en polarisant négativement le substrat par rapport au potentiel du plasma. Les contaminants sont ainsi éliminés de la surface du substrat par pulvérisation et évacués par le flux gazeux.

Fig. 3-13 : *Préparation et mise en four d'un cycle de déposition sur une installation Balzers BAI830C.*

3.3.2. LES ETAPES DE CREATION D'UN DEPOT

Il y a trois étapes dans la formation d'un dépôt en couche mince à partir d'une phase vapeur [Rich_94], [Nouv_02] :

- 1ère étape : synthèse ou création des espèces à déposer : afin de mettre un matériau en phase vapeur, différentes techniques peuvent être employées comme l'évaporation, la pulvérisation ou l'association des espèces dans un plasma.

- 2ème étape : transport de ces espèces de la source vers le substrat : il peut se dérouler sans collision entre atomes et molécules si le régime de flux moléculaire est atteint (libre parcours moyen important). En revanche, si la pression partielle du matériau et/ou des gaz environnants est assez élevée, il y aura de nombreuses collisions dans la phase vapeur pendant le transport vers le substrat.

- 3ème étape : dépôt sur le substrat et croissance de la couche : cette étape prend en compte le dépôt de la couche avec les processus de nucléation et de croissance. Lorsque des atomes frappent une surface, ils perdent leur énergie au profit de cette dernière et se condensent pour former des îlots de nucléation stables. Pendant la condensation, les adatomes ont un degré de mobilité sur la surface qui dépend de leur énergie cinétique et de la force (ainsi que du type d'interaction) entre l'adatome et la surface. Les îlots vont se développer et se rejoindre pour former une couche continue

(c'est la coalescence). Les liaisons entre des atomes et des matériaux dissemblales (ceux de la couche et du substrat) peuvent être de différentes natures.

Une fois la coalescence effectuée, une interface se forme. Le type de zone interfaciale dépend de la morphologie de la surface du substrat, de la contamination du substrat, des interactions chimiques atomes/surface, de l'énergie des atomes déposés et du comportement de nucléation des atomes déposés. Cette interface peut être :

- ➔ mécanique : accrochage mécanique du matériau sur une surface rugueuse, l'état de surface du substrat influence la croissance de la couche.
- ➔ abrupte : passage abrupt du matériau de la couche au matériau du substrat en une distance de l'ordre de la distance interatomique.
- ➔ composée : couche de composition constante, épaisse de plusieurs paramètres de maille et créée par une interaction chimique des matériaux de couche et de substrat.
- ➔ diffusée : changement graduel de composition, de contrainte intrinsèque et de paramètres de maille au travers de l'interface.
- ➔ de pseudo-diffusion : interface diffusée entre deux matériaux normalement insolubles qui le deviennent sous l'effet d'un bombardement ou d'une implantation ionique.

Quand les îlots se sont rejoints et que la zone interfaciale prend corps, la couche commence à épaissir, c'est la croissance. La façon dont la couche se forme et croît détermine les propriétés de la couche mince finale.

Remarque : Il est à noter qu'un procédé sera d'autant plus souple si l'on a la possibilité de contrôler individuellement ces trois étapes et leurs variations.

Le **tableau 3-2** résume les caractéristiques que l'on doit prendre en compte lorsque l'on doit choisir une technique de dépôts. Il faut notamment tenir compte des éléments suivants :

- Capacité à synthétiser le matériau envisagé ;
- Etat de surface du substrat (intégrité de surface) ;
- Vitesse de dépôt désirée ;
- Limites imposées par le substrat (température…) ;
- Adhérence du dépôt sur le substrat ;
- Géométrie des substrats ;
- Pureté du matériau choisi ;
- Préservation de l'environnement ;
- Facilité d'approvisionnement du matériau à déposer.

Remarque : Le principe de fonctionnement des principales méthodes de dépôt sous vide est décrit en ***annexe 1.***

Caractéristiques	Evaporation	Ion Plating	Pulvérisation	C.V.D.
Production de l'espèce à déposer	Energie thermique	Energie thermique	Transfert de moment	Réaction chimique
Vitesse de dépôt	Jusqu'à 75 µm/mn	Jusqu'à 25 µm/mn	Faible (sauf pour métaux purs)	Moyenne (200 à 2500 Å/mn)
Espèce déposée sous forme de	Atomes et ions	Atomes et ions	Atomes et ions	Atomes
Dépôt sur : -Des substrats de formes complexes -dans des trous borgnes de petit diamètre	Peu recommandée Résultats médiocres	Bons résultats mais épaisseur non uniforme Résultats médiocres	Assez bons résultats mais épaisseur non uniforme Résultats médiocres	Bons résultats Résultats moyens et limités
Dépôt de métaux, alliages, composés réfractaires	oui	oui	oui	oui
Energie des atomes de l'espèce déposée	Faible 0,1 à 0,5 eV	Peut être élevée 1 à 1000 eV (et plus)	Peut être élevée 1 à 100 eV	Peut être élevée en PACVD
Bombardement du substrat puis de la couche par des ions de gaz inerte	non (sauf assistance par un canon à ions externe)	oui	oui	Possible en PACVD
Perturbations introduites à l'interface de croissance	non	oui	oui	oui
Chauffage du substrat par moyens externes	oui	oui ou non	oui ou non	Oui en CVD Oui ou non en PACVD

Tab. 3-2 : *Caractéristiques des principales méthodes de dépôt sous vide [Sfv_94].*

3.3.3. COMPARAISON DES TECHNIQUES PVD ET CVD

La technique CVD est historiquement la plus ancienne puisqu'elle existe depuis 1968, alors qu'il a fallu attendre 1981 pour que Gühring et Balzers déposent les premières couches de TiN sur des forets en acier rapide par PVD Le marché des revêtements, et en particulier celui des revêtements pour outils-coupants, est en pleine évolution comme le montre les **figures 3-14 et 3-15**.

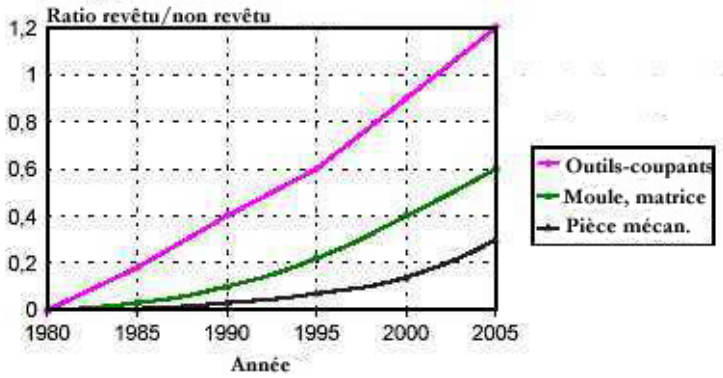


Fig. 3-14 : *Statistique sur l'évolution de la proportion d'outils revêtus et non revêtus [Plat_01].*

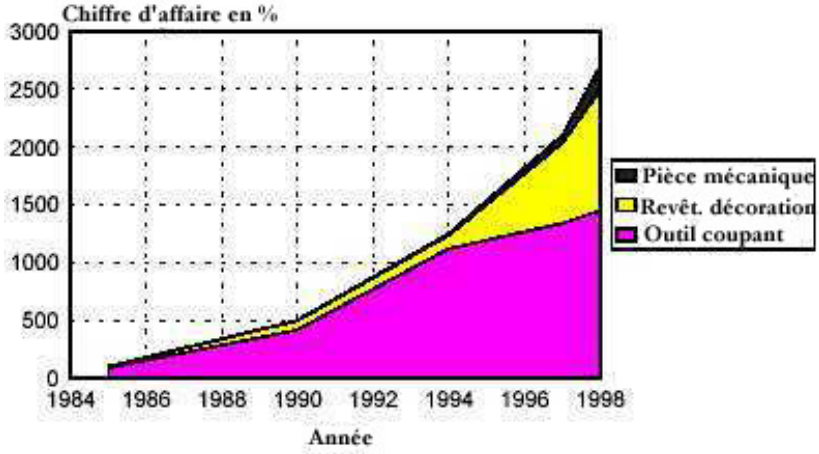


Fig. 3-15 : *Statistique sur l'évolution du chiffre d'affaire mondial annuel dans le domaine des revêtements [Plat_01].*

Du fait de cette forte évolution, les statistiques relatives à l'étendue de l'utilisation des revêtements en usinage sont assez disparates. Ainsi, il apparaît que de 60 à 90 % des outils carbures fabriqués sont revêtus, dont 90 à 98 % par CVD et 2 à 10 % par un des procédés PVD [Ceti_94] [Balz_01] [Tons_90]. Dans le cas des outils en acier rapide, il semble que 10 à 30 % d'entre-eux soient revêtus et dans tous les cas à l'aide de techniques PVD (température de déposition trop élevée en CVD ~ 1000 °C). Les techniques PVD peuvent s'appliquer à tous les substrats pour outils-coupants. Les dépôts CVD sont réservés aux substrats carbures du fait des revenus très importants qui se produisent lors des cycles de dépôt.

Les dépôts CVD ont généralement des épaisseurs de 5 à 12 µm, alors que les dépôts PVD n'excédent pas les 6 µm. Un des problèmes majeurs du CVD est le manque d'acuité d'arête du fait de l'importante épaisseur de la couche déposée. Cela explique que, dans certaines applications spécifiques, des revêtements PVD sont réalisés sur des outils carbures. Un exemple d'application est le fraisage de matériaux thermoplastiques (ex : ABS pour tableau de bord de voiture) avec des fraises monoblocs carbures ayant une très grande acuité d'arête. Des revêtements à très basse adhésion sont employés comme des WC/C, des DLC (diamond like carbon), etc.

Les films déposés par CVD possèdent fréquemment un état de contraintes résiduelles en tension, ce qui les rend sensibles à la fissuration. Cela explique que ces revêtements aient tout d'abord été employés dans des applications à coupe continue (tournage).

Les dépôts réalisés industriellement par PVD et CVD sont issus de familles très voisines, par contre leurs propriétés résultantes font que certains revêtements sont systématiquement réalisés

par une des techniques. Ainsi, dans le domaine des outils-coupants, les procédés CVD produisent couramment les revêtements suivants :

- Revêtements à base de titane : TiC, Ti(C,N), TiN, TiB_2
- Revêtements céramiques : Al_20_3, ZrO_2, Si_3N_4
- Revêtements 'ultra-dur' : Diamant, Diamant Like Carbon (DLC).

Les procédés PVD réalisent plutôt des revêtements du type :

- Revêtements à base de titane : TiC, Ti(C,N), TiN, TiB_2, (Ti,Al)N
- Revêtements 'ultra-dur' : Diamant, Diamant Like Carbon (DLC), cubic Boron Nitride (c-BN)
- Revêtements lubrifiants : MoS_2, WC/C, CrC/C

Remarque : La désignation des revêtements est une question qui suscite des polémiques. En effet, il faut bien avoir à l'esprit que les désignations courantes des revêtements ne sont pas des désignations illustrant leurs stoechiométries. Ainsi un revêtement dénommé TiAlN ou (Ti,Al)N ne signifie pas qu'il y a un ratio équivalent d'atomes de titane et d'aluminium. La rigueur voudrait que l'on écrive $(Ti_xAl_{1-x})N$*. Or cette forme d'écriture est trop lourde, si bien que personne ne l'utilise. Même les publications internationales de haut niveau ont renoncé à cette forme d'écriture au profit d'une forme consensuelle (Ti,Al)N qui sera retenue pour ce mémoire. L'inconvénient majeur de cette désignation tient au fait qu'un même nom peut désigner une large variété de revêtements avec des compositions différentes. Si on rajoute à cela que le procédé de dépôt et les réglages associés entraînent des variations très importantes des propriétés et des structures, on peut dès lors imaginer qu'un même nom (Ti,Al)N recouvre des revêtements ayant des performances extrêmement différentes (**figure 3-16**). Il faut donc garder la plus grande prudence lorsqu'on est amené à expertiser des résultats industriels ou de laboratoire avec des revêtements issus de productions différentes. L'exemple du (Ti,Al)N n'est pas unique et peut se généraliser à d'autres revêtements très connus comme le Ti(C,N), le TiN, etc.*

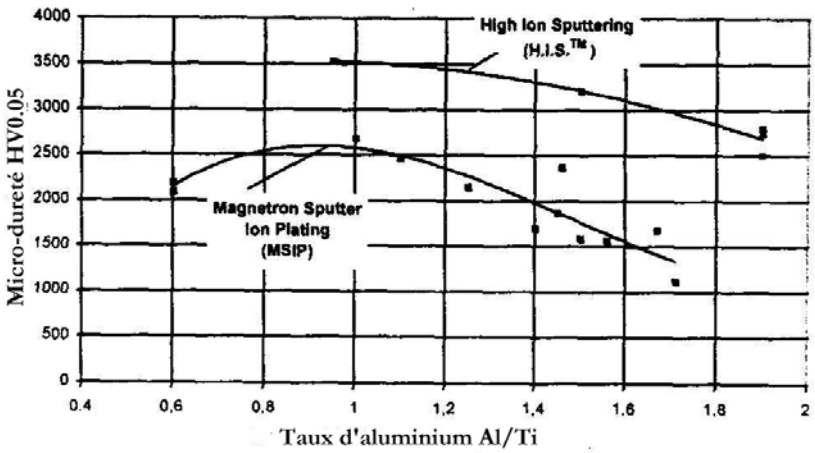


Fig. 3-16 : *Ecarts de dureté de revêtements issus de la famille des (Ti,Al)N en fonction du ratio aluminium/titane et du mode déposition [Erke_99].*

De plus, il est également important de remarquer que les problèmes de désignation deviennent encore plus aigus quand on a affaire à des revêtements multicouches qui mélangent des structures 'superlattice' (*) alliant 2 ou 3 monocouches de compositions différentes, ainsi qu'une précouche d'adhésion et une surcouche à bas coefficient de frottement. On comprend dès lors que la désignation des revêtements devient une véritable jungle où les désignations commerciales prennent le pas sur des désignations normalisées. On voit ainsi fleurir les appelations : Hardlube, Tinalox, Firex, X-Trem, Futura, Movic, Most, etc. Ces désignations présentent l'avantage d'être univoque en plus de chercher à induire des notions subconscientes 'High-Tech'. Cependant elles sont d'une totale opacité pour les scientifiques et les utilisateurs.

(*) voir ***paragraphe 3.4.2*** *pour la définition.*

Les revêtements de la famille des TiN, Ti(C,N) et (Ti,Al)N sont de loin les plus répandus en usinage comme le montre la **figure 3-17**. Cette famille de revêtement doit son succès à leurs très bonnes propriétés moyennes dans l'ensemble des applications d'usinage et surtout leurs très bonnes adhésions aux substrats les plus couramment utilisés : acier rapide, carbures, cermet. Les revêtements céramiques se sont beaucoup moins développés du fait de leurs grandes fragilités et de leurs manques d'adhésion [Kloc_99b]. De plus, les revêtements à base de titane se dépose aussi bien par les procédés PVD que par les procédés CVD, alors que les revêtements céramiques sont très difficiles à réaliser en PVD. Cela limite ainsi tout une partie des applications sur les outils en acier rapide.

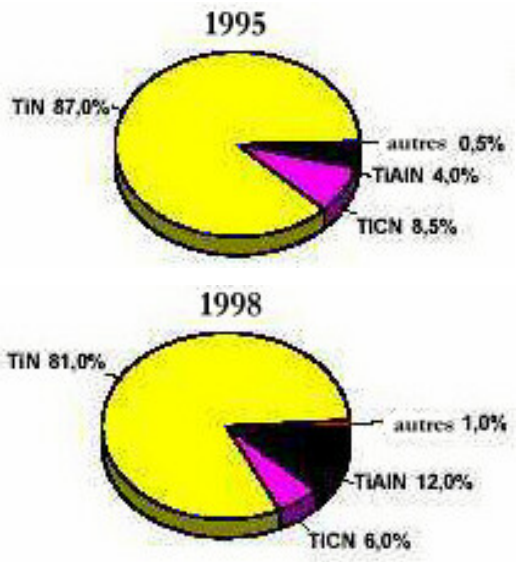


Fig. 3-17 : *Statistique sur l'évolution de l'utilisation relative des revêtements pour outils-coupants [Plat_01].*

Les avantages et les inconvénients des deux techniques peuvent être régroupés :

	Avantages	Inconvénients
PVD	♦ Investissement limité ♦ Faible température de dépôt ♦ Bonne adhérence de dépôt ♦ Couches en contraintes compressives ♦ Nombreuses possibilités de dépôt ♦ Bonne acuité d'arête des outils	♦ Nécessité de réaliser les dépôts sur des pièces de formes voisines ♦ Vitesse de dépôt faible ♦ Dépôts non uniformes ♦ Difficultés pour revêtir des outils à géométrie complexe
CVD	♦ Grande pureté des dépôts ♦ Grande variété de composition ♦ Possibilité de dépôt sur des pièces complexes ♦ Bonne adhérence sur substrat carbure	♦ Température de déposition élevée ♦ Investissement élevé ♦ Résidus toxiques de déposition ♦ Temps de cycle long ♦ Mauvaise acuité d'arête des outils ♦ Couches en contraintes de traction ♦ Risques d'attaque des substrats par les gazs corrosifs

Tab. 3-3 : *Comparaison des propriétés des modes de déposition PVD et CVD.*

Ainsi dans le cadre d'un usinage continu (perçage, tournage), un revêtement épais et adhérant sera préféré (afin d'accroître la quantité de matière à user). Ces deux conditions parmi l'ensemble des conditions décrites au **paragraphe 3.2** ont tendance à privilégier l'emploi de revêtements déposés par CVD.

Pour les procédés à coupe interrompue (fraisage, taillage, etc.), il sera privilégié un revêtement tenace, résistant à l'oxydation et ayant des contraintes de compression. Ces conditions privilégient plutot les revêtements obtenus par PVD. Cette analyse est à moduler avec l'apparition de revêtements MTCVD.

Par ailleurs, il est possible de constater que les opérations d'ébauche sollicitent mécaniquement davantage les arêtes. Cela nécessite d'avoir des arêtes arrondies ce qui privilégie l'emploi des dépôts CVD, même si les dépôts PVD peuvent aussi s'appliquer sur des arêtes préalablement rodées. Les opérations de finition nécessitent des arêtes vives, ce qui privilégie plutot l'emploi de revêtements PVD.

3.4. QUELLES SONT LES EVOLUTIONS TECHNIQUES DES REVETEMENTS ?

La littérature scientifique relative au domaine des revêtements est une des plus prolifiques. Ces techniques quasiment inexistantes 20 ans auparavant sont aujourd'hui incontournables pour un bon nombre d'applications, et notamment en usinage à grande vitesse et à sec [Kloc_97]. Les paragraphes ont présenté l'état actuel de l'utilisation des revêtements.
Les tendances d'évolution de ceux-ci vont vers le développement de nouvelles compositions et de nouvelles structures de revêtements comme vont le montrer les paragraphes suivants.

3.4.1. LES TENDANCES DANS LES COMPOSITIONS

On peut noter la multiplication d'articles relatifs à la création d'outils revêtus diamant ou c-BN. Les outils diamants ont été conçus en vue de l'usinage d'alliages légers (aluminium à fort taux de silicium ou magnésium chargés), ainsi que de l'usinage du bois. Ces dépôts ne sont pas encore très adhérents et les études d'adhésion se multiplient [Nesl_95], [Mura_95]. Les outils c-BN ont été conçus pour l'usinage d'aciers traités, de fontes ou de superalliages (Titane, Inconel, etc.).

On constate le développement d'applications de revêtements peu connus des usineurs mais bien connus des concepteurs de revêtements : TiB_2, ZrN, HfN, B_4C, CrN, CrC, WC, etc. Tous ces revêtements trouvent leurs voies dans des niches technologiques spécifiques.

Une des tendances est de développer des revêtements à forte capacité lubrifiante, et cela afin de compenser l'absence de lubrifiant dans les usinages à sec. Ces couches ne sont généralement pas utilisées seules, mais en association avec une précouche ayant une grande résistance à l'usure. Ci-après quelques couches considérées comme lubrifiantes : MoS_2, WC/C, CrC/C, etc.

Les dépôts multicomposants sont également de plus en plus nombreux. Il est possible de trouver des revêtements MoS_2 dopés au titane afin de renforcer certaines de leurs défaillances tout en gardant leurs avantages de bases [Fox_99] [Rene_00]. Ainsi le titane permettrait d'améliorer la résistance à l'oxydation tout en conservant ses remarquables propriétés de frottement. Par ailleurs, on peut trouver une multiplication de dérivés du (Ti,Al)N : TiAlCN [Igar_96] ou TiAlCrYN [Meta_01] etc.

De manière générale, les variations de composition orientent ces nouveaux revêtements vers des applications toujours plus spécifiques, avec des performances optimum dans des domaines de

fonctionnement très restreints. On observe ainsi des développements importants vers le marché de l'usinage d'alliages aluminium silicium hypereutectique, ainsi que vers le marché des alliages de magnésium pour l'industrie automobile. Dans un autre domaine qu'est celui de l'aéronautique, on assiste à des développements importants pour l'usinage de superalliages d'Inconel, d'alliages de titane ou d'aciers austénitiques.

3.4.2. LES TENDANCES DANS LES STRUCTURES

C'est probablement dans ce domaine que les évolutions les plus spectaculaires se sont produites. Ainsi on peut trouver des revêtements multicouches, des revêtements 'superlattice', des revêtements à gradient de composition, des revêtements composites, des revêtements auto-adaptatifs, des revêtements 'nano' (**figure 3-18**). Ce chapitre n'a pas la prétention de faire une analyse exhaustive des évolutions, mais uniquement de celles qui semblent les plus abouties industriellement.

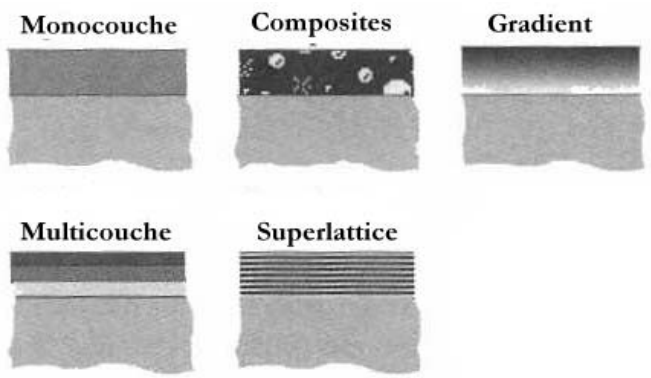


Fig. 3-18 : *Les différentes structures de revêtements [Bhus_01].*

<u>*Revêtements multicouches et superlattice*</u> : Ces revêtements utilisent des structures sandwich avec des couches de l'ordre 1 µm d'épaisseur ou des centaines de couches de quelques nanomètres. Un exemple de revêtement bi-couche est le revêtement (Ti,Al)N+MoS_2 [Duba_98]. Un exemple de multicouches (~ 40) est le revêtement TiN/TiAlN dont une application industrielle est le 'AlTiN' de BODYCOTE HIT.

Ils associent au minimum deux matériaux présentant des variations de composition. Ces variations peuvent être soit importantes (WC/C ou CrC/C– **figure 3-19**), soit très faibles (empilement de couches de TiN présentant de faibles différences – exemple : SUPERTIN™ de Cemecon [Bouz_99f]).

Les matériaux peuvent être choisis pour leurs duretés ou pour leurs propriétés lubrifiantes ou pour leurs propriétés réfractaires.

Il est également possible d'associer des multicouches et des superlattice. Exemple : association d'une monocouche de (Ti,Al)N avec un superlattice de WC/C comme le HARDLUBE™ de Balzers (**figure 3-19**).

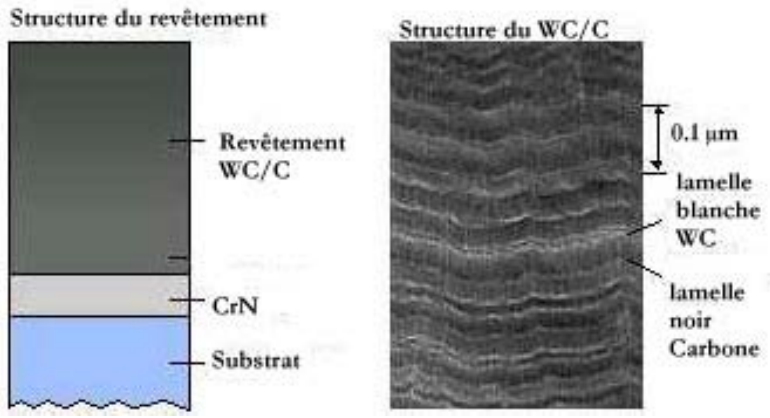


Fig. 3-19 : *Structure d'une couche superlattice de WC/C [Balz_01].*

Les avantages de ces structures en couche sont multiples [Bhus_01], [Lemb_00] :

- Réduction très importante des contraintes résiduelles dans les couches.
- Possibilité d'associer des couches incompatibles lorsqu'on souhaite les déposer en 2 couches épaisses (ex : un superlattice de TiN/AlN est possible alors, qu'en dépôt bicouche, l'interface ne résiste pas du fait de l'incompatibilité du réseau cristallin. En effet, AlN en couche épaisse a un réseau hexagonal, alors qu'en couche mince, il présente un réseau cubique face centrée compatible avec le TiN) [Meta_01].
- Amélioration de l'adhésion des revêtements aux substrats.
- Diminution du risque de fissuration [Nord_99]. Celles-ci sont stoppées à chaque interface et ne provoquent qu'un délaminage des couches supérieures (**figure 3-20**).
- Possibilité d'associer des couches ayant des propriétés complémentaires. Par exemple, on peut associer une couche très dure avec une couche lubrifiante (ex : WC/C). On rend ainsi les revêtements plus polyvalents. On peut aussi imaginer d'associer des couches ayant une fonction de barrière thermique ou de diffusion, etc.

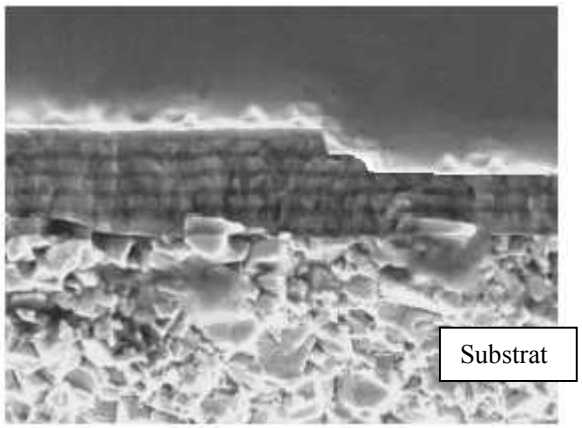


Fig. 3-20 : *Intérêt des revêtements multicouches dans la lutte contre la fissuration [Plat_01].*

- Un autre exemple consiste à utiliser des couches pour leurs qualités d'adhésion (ex : TiC sur les carbures en association de l'alumine Al_2O_3 moins adhérente mais plus résistante à l'usure).

- Augmenter la dureté de la couche. En effet, il a été constaté que les revêtements superlattice ont une macrodureté supérieure à la dureté de chacun des éléments qui la composent. Ainsi, une couche superlattice de TiN/AlN a une dureté de l'ordre de $HV_{0.05}$ 4000 alors que le TiN ne dépasse pas les 2500 HV et AlN 1000 HV [Plat_99] [Dewe_98] [Kloc_99b].

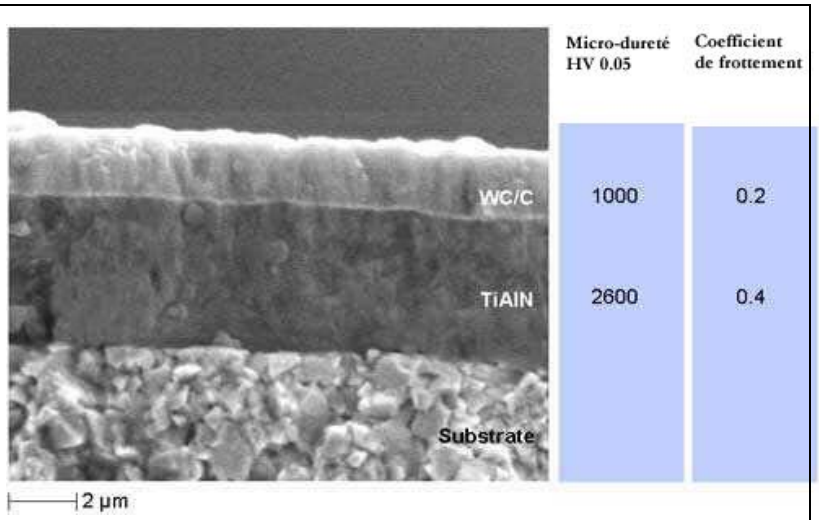


Fig. 3-21 : *Structure d'un revêtement monocouche (Ti,Al)N surmonté d'une couche superlattice de WC/C sur un substrat carbure [Balz_01].*

<u>*Revêtements 'nano'*</u> : Les revêtements 'nano' sont en fait des revêtements dont la taille des grains est à l'échelle nanométrique. Ces revêtements présentent une meilleure dureté, ainsi qu'une meilleure ténacité [Vepr_99], [Musi_99]. Les structures superlattice sont également des structures utilisatrices de ce concept plus général.

<u>*Revêtements auto-adaptatifs*</u> : Ces revêtements ont la propriété de modifier leurs structures et/ou leurs compositions dans leurs environnements de travail. Ex : [Sava_99] et [Munz_97] et [Hede_97] ont montré que le (Ti,Al)N s'oxyde à haute température pour former une couche qui le protège lors des opérations de coupe à sec. Ces couches oxydées peuvent être stabilisées par le dopage du revêtement à l'aide de chrome et d'yttrium. Le (Ti,Al)N résiste ainsi mieux à l'usure à haute température.

<u>*Revêtements à gradient de composition*</u> : [Sava_99] a montré l'intérêt d'associer une couche (Ti,Al)N contenant du MoS_2 avec un gradient de composition donnant de plus en plus de MoS_2 en allant vers l'extérieur. [Goll_99] a montré qu'un gradient de composition de MoSα dans du TiN donnait de très bons résultats en usinage. Par ailleurs, [Bouz_99e] a montré qu'un revêtement composé d'un gradient de composition entre du (Ti,Al)N et du Al_2O_3 permet d'avoir de hautes performances en fraisage à sec et à grande vitesse des aciers. L'application industrielle de ce principe est le TINALOX™ de Cemecon.

<u>*Revêtements composites*</u> : L'idée de ces revêtements est d'introduire des hétérogénéités dans une couche massive afin d'améliorer sa dureté et/ou d'apporter au fur et à mesure de l'usure

des éléments complémentaires (ex : effet lubrifiant). Une application de ce concept est l'association de WC/C dans une matrice carbone : Ti-Slide de BODYCOTE HIT.

3.4.3. LES DIFFICULTES D'APPLICATION DE CES EVOLUTIONS CHEZ LES UTILISATEURS

Avant de présenter les évolutions constatées chez les clients utilisateurs, il est nécessaire de constater un important décalage entre la très grande quantité de revêtements développés par les laboratoires ou les fabricants de machines de déposition et les applications chez les clients. Plusieurs raisons peuvent expliquer cet état de fait :

- Un obstacle important à la diffusion des innovations techniques vient du fait que les développements faits par les fabricants de machines de déposition (pour vendre leurs machines) sont destinés à leurs clients : les fabricants d'outils. Ils sont donc à un niveau *n-2* par rapport aux utilisateurs finaux. De plus, il faut avoir à l'esprit que les fabricants d'outils sont parfois eux-mêmes des producteurs de revêtements (machines achetées à ces mêmes fournisseurs). Ils se trouvent donc en permanence dans la dualité de rentabiliser leurs installations de dépôt ou de sous-traiter ces dépôts chez les fabricants de machines. Les fabricants d'outils sont ainsi un filtre puissant à la diffusion de nouveaux revêtements. Si on rajoute aux constatations précédentes le fait que les principaux développements sont menés par des laboratoires universitaires qui sont au niveau *n-3*, on peut aisément imaginer que le décalage entre les innovations et les applications en série sont plus importantes.

  Dans la pratique, quelques très grandes sociétés fabricantes des revêtements et des machines de déposition arrivent à mener des campagnes marketing d'une telle ampleur auprès des utilisateurs (brochures, salons, visites, magazines spécialisés, etc.), que ceux-ci imposent parfois implicitement ou explicitement le revêtement aux fabricants d'outils. Les petites sociétés privilégient les communications dans les conférences et les journaux scientifiques pour faire la promotion de leurs produits (moins coûteux). Or ces documents ne sont pas diffusés chez les utilisateurs finaux.

- Par ailleurs, l'impact des évolutions techniques des revêtements n'est pas ressenti de la même façon entre une production de grande série comme l'industrie automobile, ou une société de mécanique générale, ou une société aéronautique produisant des pièces en superalliage ou enfin un producteur de moules et matrices.

  Si on commence par le cas des productions de grande série, ces sociétés sont en général de nature prudente et ne souhaitent pas forcément s'engager dans de grandes campagnes de

validation de nouveaux revêtements s'ils ne sont pas persuadés à priori de faire des gains importants. Il faut dès lors avoir à l'esprit que le coût outil représente généralement une part très faible du coût final d'une pièce ; loin derrière les coûts de structure, les coûts d'amortissement des moyens de production et les coûts humains [Rech_01c]. Aussi lorsqu'un fabricant vient faire la promotion d'un nouveau revêtement, aucun réglage de production n'est modifié afin de ne pas perturber le flux de production. Dans le meilleur des cas, où les conditions d'utilisation sont favorables au nouveau revêtement (cas rare), le fabricant ne pourra que montrer que ce nouveau revêtement permet de réduire la consommation d'outils, ce qui peut représenter une satisfaction intellectuelle pour le chef d'atelier, mais ce qui représente en fait un gain global négligeable. Ceci est donc un premier obstacle majeur au développement de nouveaux revêtements. Les seules opportunités d'applications qui se présentent concernent certaines fabrications 'à problèmes' qui immobilisent leurs lignes et leurs opérateurs, et pour lesquelles les utilisateurs sont prêts à tester de nouvelles solutions. Une autre opportunité d'applications de nouveaux revêtements est liée à des évolutions stratégiques à long terme comme l'usinage à sec ou l'usinage à grande vitesse et pour lesquelles des moyens techniques et humains sont mobilisés pour évaluer de nouvelles solutions. C'est dans ce cadre là que s'inscrit ce mémoire de thèse.

Dans le domaine de l'aéronautique, les contraintes techniques, financières, humaines et stratégiques, énoncées précédemment, sont un peu différentes. En effet, il s'agit d'un domaine dans lequel le coût des outils représente une part importante du coût final. Mais surtout, il s'agit d'un domaine où toutes les innovations techniques, permettant de garantir que l'outil terminera la pièce sans risque de casser, sont observées avec attention, car les coûts de rebut des pièces sont énormes, ainsi que les coûts de retouche de celles-ci. On comprend donc aisément qu'un nombre important d'innovations dans le domaine des revêtements soient orientées vers ce marché des superalliages. Ces dépôts font l'objet de diffusions restreintes (niches technologiques).

Les fabricants de moules et matrices sont également des utilisateurs très attentifs aux innovations techniques dans le domaine des outils et des revêtements. En effet, les contraintes de délais les obligent à produire les empreintes de plus en plus rapidement (délais d'industrialisation des pièces de design de plus en plus court). Ceci les contraint à supprimer les opérations intermédiaires de traitement thermique et donc à usiner des matériaux prétraités qui présentent des sollicitations bien plus importantes que ne peuvent subir les outils classiques avec les anciens revêtements comme le TiN [Rech_02c]

[Mois_02]. Ils sont donc à la recherche d'outils d'ébauche capables d'accroître les débits de matière, mais aussi à la recherche d'outils de finition capables de finir une empreinte sans changer d'outils. Les innovations des revêtements percent donc plus facilement dans ce domaine.

Pour ce qui concerne les PME de mécanique générale, les applications d'usinage qu'elles ont à traiter sont si variées qu'elles ne peuvent que faire le choix d'outils polyvalents sachant usiner aussi bien des aciers de construction, que des aciers inoxydables, des alliages d'aluminium, de la fonte, etc. On comprend dès lors que les revêtements de la famille des nitrures de titane y soient largement répandus, car ils présentent des performances moyennes très acceptables pour ces applications. Il est de plus très difficile de les convaincre d'évoluer dans leurs choix, notamment si ces nouveaux revêtements revoient les prix à la hausse. Enfin, il faut également garder à l'esprit un élément technique et humain très important pour ces sociétés : les outils revêtus TiN (couleur dorée) sont très faciles à suivre en usure (à l'œil) alors que tous les nouveaux revêtements sont bien plus délicats à analyser : Ti(C,N) a une couleur gris-sombre, le (Ti,Al)N a une couleur violet-foncé, etc. Cet élément est un point bloquant pour les nouveaux revêtements, sauf si les fabricants font appel à la technique du multicouche avec une ultime couche de TiN (astuce marketing utilisée également dans les domaines précédents et qui conduit à brouiller encore un peu plus les cartes lors d'un choix d'outil à l'aide d'un catalogue fabricant).

3.4.4. QUELLES SONT LES APPLICATIONS EFFECTIVES DE CES EVOLUTIONS TECHNIQUES ?

C'est une question à laquelle il est très difficile de répondre. Quelles sont les sources d'informations disponibles ?

- Les magazines techniques destinés aux utilisateurs : Les informations qu'elles contiennent ne permettent pas de dépasser le niveau d'informations des plaquettes commerciales des fournisseurs de revêtements qui les financent, par peur de dévoiler des informations stratégiques ;
- Les catalogues des fabricants d'outils : ceux-ci indiquent la famille de revêtements vus de l'extérieur, mais pas les compositions et les structures véritables, qui se cachent derrière des dénominations marketing ;
- Les publications scientifiques et les conférences : Ces sources d'informations ne sont en général que le reflet d'études de laboratoires, dont on peut ignorer les applications industrielles réelles.

Remarque : La littérature scientifique des revêtements foisonne depuis quelques années. Néanmoins, il est assez fréquent de trouver des résultats très différents voir contradictoires d'une étude à une autre. Ces différences s'expliquent notamment par la très forte sensibilité des modes de déposition. De très minces variations de réglages peuvent entraîner des écarts de résultats importants. De plus, on s'aperçoit souvent que les méthodes d'évaluation peuvent varier fortement d'une étude à une autre. Le paragraphe suivant tentera d'approfondir ces méthodes et leurs limites de mise en œuvre en vue d'évaluer les performances des revêtements pour une application donnée en usinage.

Le constat de départ de l'étude est de voir que le marché des outils-coupants a largement standardisé l'application des revêtements. Ainsi, une description rapide amène aux constats suivants :

- les plaquettes carbures utilisent largement diverses combinaisons multicouches de TiC / Ti(C,N) / Al_2O_3 / TiN obtenus par CVD ;
- les outils monoblocs en acier rapide utilisent très largement des monocouches de TiN ;
- En dehors de ces deux cas typiques toutes les solutions existent, mais aucune ne semble aujourd'hui faire de consensus.

Si on tente une analyse synthétique de ces trois formes de sources d'informations, on peut essayer de discerner les évolutions suivantes chez les utilisateurs :

Alliages d'aluminium et de magnésium :

- [Kloc_99b] : Bonnes performances des revêtements diamants obtenus par CVD sur des substrats carbures ;
- [Kalh_00] : (Ti,Al)N améliore la tenue des forets en perçage par rapport au TiN ;
- [Kust_97] [Kloc_99b] [Duba_98] : Application de revêtements à base de (Ti,Al)N associés à des couches autolubrifiantes (MoS_2, WC/C), notamment en perçage à sec au foret carbure .

Fontes :

- Application de revêtements base (Ti,Al)N sur des substrats carbures et acier rapide [Kloc_99b].

Superalliages et aciers inoxydables austénitiques :

- [Kust_97] [Kloc_99b] : Application de revêtements à base de (Ti,Al)N associés à des couches autolubrifiantes (MoS_2, WC/C), notamment en perçage à sec au foret carbure ;
- Application de revêtements TiB_2 en fraisage des alliages Inconel.

Moules et Matrices

- [Dewe_98] [Kloc_99b] : Applications de revêtements bases (Ti,Al)N sur des fraises monoblocs à carbure micrograin pour l'usinage d'empreintes en H13 traitées à 50 HRC ou en X 40 Cr Mo V 5-1 à 52 HRC à des vitesses allant jusqu'à 600 m/min. Les revêtements à base TiN s'écroulent dès des vitesses de coupe de 200 m/min.

Aciers de construction

- [Lahre_99] [Bouz_99h] [Kalh_00] [Kloc_98] ont montré l'intérêt d'utiliser des revêtements à base de (Ti,Al)N en fraisage à sec d'aciers (42 Cr Mo 4, 22 Mn 6, etc.) à des vitesses de coupe allant jusqu' à V_c = 600 m/min. Il semble mieux résister à la fissuration et aux hautes températures que les revêtements bases TiN ou Ti(C,N). L'ajout de lubrifiant fait chuter les performances de tous les revêtements dans ces applications (chocs thermiques). Des remarques similaires ont été réalisées en perçage ;
- [Bouz_99h] a montré l'intérêt des revêtements à gradient de composition (Ti,Al)N/Al_2O_3 qui se comportent mieux que le (Ti,Al)N monocouche en fraisage carbure à sec des aciers de construction ;
- [Lahre_99] [Duba_98] présentent l'intérêt des revêtements bi-couches (Ti,Al)N+MoS_2 en fraisage carbure monobloc 2 tailles – matière usinée : 22 Mn 6 à 200 HB – conditions de coupe : V_c ~ 400 m/min – f_z = 0.15 mm/tr.dt. Il présente des performances supérieures à des variantes du type (Ti,Al)N+Al_2O_3 > Multicouche TiN/(Ti,Al)N > (Ti,Al)N monocouche ;
- [Derf_99] [Tons_99] introduisent l'intérêt des couches WC/C en association avec des revêtements bases (Ti,Al)N en fraisage et perçage à sec des aciers ;
- [Goll_99] a montré l'intérêt d'utiliser des revêtements composites incluant du MoS_2 dans une matrice TiN ;
- [Sava_99] a montré l'intérêt des revêtements à gradient de composition (Ti,Al)N/MoS_2 dans l'usinage à sec des aciers ;

- [Koni_92] [Imbe_01] indiquent que le (Ti,Al)N a un comportement catastrophique en fraisage sous émulsion à basse vitesse de coupe (~ 50 à 70 m/min) avec des fraises monoblocs en acier rapide. Les revêtements bases TiN et Ti(C,N) donnent de meilleures performances (plus ou moins semblables selon les cas).

Si on revient au cadre de l'étude (taillage à grande vitesse de coupe et à sec), il semble se dégager de ces éléments une aptitude des revêtements de la famille des (Ti,Al)N à améliorer les performances des opérations de fraisage à grande vitesse de coupe et à sec. Leurs comportements en fraisage à basse vitesse de coupe et sous émulsion semblent catastrophiques, alors que les revêtements bases Ti(C,N) semblent y être très à l'aise.
Les revêtements de la famille MoS_2 paraissent être très intéressants pour augmenter les performances, en association avec le (Ti,Al)N en usinage à sec, via une diminution des contraintes mécaniques et thermiques induites sur l'outil.

3.5. COMMENT CARACTERISER UN REVETEMENT POUR OUTIL-COUPANT ?

Remarque préalable : La caractérisation du revêtement est entendue dans ce paragraphe comme la quantification de ses propriétés physiques et de la tenue en service dans son application industrielle. Il ne sera pas développé les méthodes de caractérisations chimiques et structurelles des revêtements comme : la profilométrie, la rugosimétrie 2D et 3D, la microscopie optique, la microscopie électronique à balayage ou à transmission ou à effet tunnel, la diffraction aux rayons X, les spectrométries, les sondes EDS ou WDS, etc. Le lecteur intéressé pour approfondir ces techniques pourra lire la thèse de Corinne Nouveau pour développer ce sujet [Nouv_01].

Le titre du paragraphe est en soit une mauvaise question. On conçoit en effet mal que l'on exige les mêmes propriétés pour un revêtement destiné au perçage d'une matière plastique et pour un revêtement destiné à une fraise-mère taillant des dentures en acier. De même, comment peut-on comparer le taillage ébauche d'une denture dans un acier recuit avec le taillage finition d'une denture cémentée trempée ? Ces applications sont extrêmement différentes et donc elles sollicitent les outils revêtus différemment. On ne peut dès lors pas envisager de leur appliquer les mêmes revêtements, ou plutôt pas le même quadruplet géométrie-substrat-revêtement-conditions d'utilisation (NB : pour alléger la rédaction avenir, on préfèrera parler du **système revêtu**). Ainsi, si on poursuit l'exemple de circonstance sur le taillage à la fraise-mère, on est obligé de constater qu'une fraise d'ébauche aura un substrat acier rapide et un angle de coupe nul, alors qu'une fraise-

mère de finition aura un substrat carbure et un angle de coupe négatif. Ces quelques constatations, qui semblent évidentes à chaque usineur, conduisent inévitablement à dire qu'il n'existe pas de revêtements 'bons' en usinage, mais qu'il existe des revêtements adaptés à un contexte donné par la géométrie de l'outil (macro et micro-géométrie), le substrat (dureté, ténacité, etc.) et les conditions d'utilisation envisagées (vitesses de coupe, avance, fluide de coupe, etc.).

A partir de là, le concepteur d'un outil pour une application donnée (dans le cas de ce mémoire : le taillage ébauche de dentures de module 1 à 3 en acier 27 Mn Cr 5 recuit à des vitesses de coupe de l'ordre de 160 m/min et à sec avec des fraises-mères en acier rapide fritté) doit se poser la question des méthodes de choix, dont il dispose, pour prédéterminer les performances d'un revêtement. *NB : la performance s'entend comme la durée de vie de l'outil pour un critère d'usure donné – ex : quantité de pièces taillées avant d'atteindre une usure max. en dépouille de 0.3 mm).*

Si on reprend les éléments précédemment cités dans le chapitre sur le procédé de taillage à la fraise-mère, on peut rappeler que les arêtes sont fortement sollicitées lors de leurs contacts avec les dentures usinées et les copeaux enlevés :

- Vitesse relative : 80 à 200 m/min
- Pression de contact jusqu'à 8000 N/mm²
- Température de contact : 0 à 800 °C
- Charge alternée avec une fréquence pouvant aller jusqu'à 400 Hz
- Environnement : air ambiant sec

Il paraît dès lors clair que la sélection à priori d'un revêtement parmi l'ensemble des revêtements disponibles sur le marché (des centaines) devra se faire sur la base d'essais prenant en compte ces conditions de sollicitation. Il devra ainsi reproduire les mêmes modes d'usure que ceux mis en évidence au **paragraphe 3.1** (abrasion, adhésion, diffusion, fatigue, oxydation) avec en plus les contraintes technico-économiques suivantes :

- Essais faciles d'accès
- Essais peu onéreux
- Essais rapides
- Essais faciles à contrôler et instrumenter
- Essais flexibles (variation facile des paramètres pour d'autres applications d'usinage ou autres)

Le cahier des charges étant posé, il importe de faire l'état des lieux des techniques permettant d'évaluer les revêtements en vue de leurs applications en taillage à la fraise-mère.

Il est possible de classer les essais disponibles en 2 grandes catégories **: les essais fondamentaux et les essais appliqués.**

Les essais fondamentaux sont très nombreux et ont tous pour objectifs d'isoler et de quantifier un nombre limité de propriétés du système revêtu. Seuls seront cités les essais les plus utilisés par la profession des revêtements :

- Le 'scratch test' ➔ Caractérisation de l'adhésion
- Le test d'indentation ➔ Caractérisation de l'adhésion
- Les mesures de dureté ➔ Mesure de la dureté et du module d'Young
- Les essais pion-disque ➔ Mesure des conditions de frottement et de l'usure
- Le 'calotest' ➔ Quantification de la résistance à l'abrasion
- Les essais de fatigue ➔ Quantification de la résistance à la fatigue

Ces essais seront décrits dans la suite du paragraphe.

Les essais appliqués sont quant à eux tous liés à la mise en œuvre d'une opération d'usinage à l'aide du même couple substrat+revêtement. Parmi l'ensemble des essais possibles, il est nécessaire de distinguer deux familles d'essais : les essais de qualification et les essais de quantification. Les essais de qualification ont pour objectifs de comprendre les mécanismes d'action et de dégradation des revêtements durant l'usinage, alors que les essais de quantification auront pour objectifs de quantifier les performances du système revêtu au plus près des conditions industrielles.

Les essais appliqués de qualification n'ont rien de normalisé et sont toujours issus des contraintes matérielles et instrumentales des laboratoires associés. Dans le cas de ce mémoire, il est possible de citer les essais de qualification qui ont été réalisés et qui seront présentés dans les **chapitres 5 et 6** :

- *Des essais de tournage en coupe orthogonale* : Ces essais de configuration cinématique très simple permettent d'évaluer de nombreux paramètres : les efforts de coupe, les températures locales [LeCa_95] et les flux de chaleur transmis au substrat [Batt_00].

- *Des essais de coupe brusquement interrompue* : Ces essais permettent de qualifier les modes de formation des copeaux et notamment les conditions tribologiques à l'interface outil-copeau [Poul_99].

Ces deux essais ne sont pas aptes à quantifier les performances en service du système revêtu, mais servent uniquement à éclairer les écarts de résultats des essais d'usure par une meilleure compréhension des phénomènes.

- *Des essais d'usure de fraisage* permettent de reproduire des sollicitations proches de celles subies par une fraise-mère (macro et micro-géométrie voisine, substrat identique, conditions d'utilisation voisines : vitesses de coupe, épaisseurs locales de copeaux, etc.). On peut ainsi envisager de réaliser des essais de fraisage dans de l'acier 27 Mn Cr 5 avec une fraise 2 ou 3 tailles en acier rapide fritté (voir **chapitre 6**). Ces essais sont simples, rapides et peu onéreux à mettre en œuvre comparativement à un essai de taillage fraise-mère en grandeur réelle.

Ces essais ne permettent que de classer les performances des systèmes revêtus dans des conditions avoisinantes de l'application finale, mais ne permettent pas de quantifier les performances en conditions industrielles.

Les essais appliqués de quantification quant à eux sont forcément des essais qui mettent en œuvre les systèmes revêtus dans des conditions quasiment identiques à celles des conditions industrielles. Dans le cas du taillage qui intéresse ce mémoire, il est possible de citer :

- *Les essais 'Fly Hobbing'* : Ces essais mettent en œuvre une opération de taillage avec une fraise-mère à une seule goujure et une seule dent (**figure 3-22**). L'ensemble des conditions de mise en œuvre sont strictement identiques au cas du taillage réel avec en plus l'avantage de pouvoir démonter l'outil pour l'analyser grâce à une loupe binoculaire ou un microscope à balayage. Ils sont relativement aisés et peu coûteux comparativement à une opération de taillage avec une fraise-mère complète. Ces essais ont été développés initialement par les équipes du WZL d'Aachen (RFA) [Kloc_99].

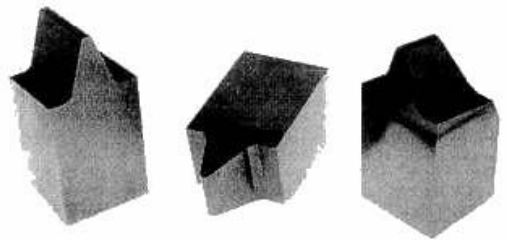


Fig. 3-22 : *Exemple de dents utilisées lors d'un essai 'Fly Hobbing' [Kloc_99].*

- *Les essais de taillage 'stationnaire'* : Ces essais mettent en œuvre une opération de taillage avec une fraise-mère de longueur réduite et ne subissant aucun shifting d'une pièce à l'autre [Rech_02b]. Ces essais permettent d'isoler le comportement de chaque dent de la fraise-mère (dents d'ébauche et dents de finition) afin d'analyser les modes de dégradation associés. Ces fraises-mères d'encombrement réduit (et de coût réduit) permettent une analyse partielle à la loupe binoculaire et au microscope à balayage. Enfin ces essais sont réalisables sur un centre d'usinage 5 axes classiques, dont la disponibilité et le coût horaire est nettement plus avantageux qu'une tailleuse.

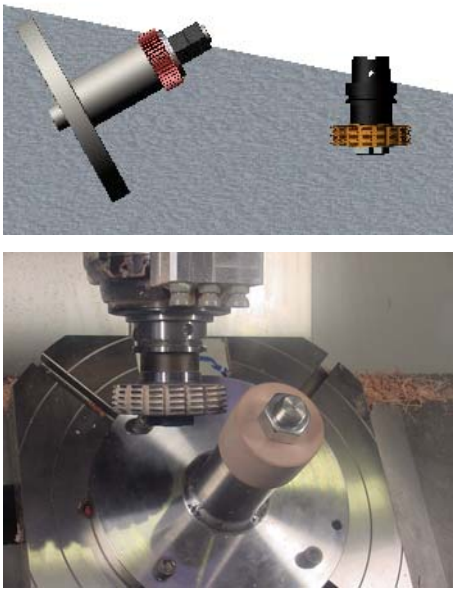


Fig. 3-23 : *Mise en situation d'un essai de taillage stationnaire [Rech_02b].*

- *Les essais de taillage industriel* : Ces essais réalisés avec l'outil complet et sur une tailleuse de production sont les essais les plus fiables et les plus intéressants pour les industriels utilisateurs ou les fabricants d'outils. Ils présentent néanmoins un coût exorbitant dès lors qu'ils sont réalisés en dehors d'une unité de production réelle. L'accès à des essais sur site industriel ne peut s'envisager que dans le cadre d'actions de partenariat avec des grands producteurs (automobiles). Quoiqu'il en soit ces essais industriels sont extrêmement longs, coûteux et mobilisateurs en hommes (analyse des outils après démontage). De plus, les contraintes de flux de production interdisent la plupart du temps le démontage intermédiaire, ce qui pénalise dans la compréhension des mécanismes d'usure du système revêtu. Enfin, les conditions de coupe sont très difficilement modifiables car les cadences doivent être respectées et les responsables de ligne ne veulent pas prendre de risques d'une casse ou d'une non-qualité sur les pièces. On doit le plus souvent se contenter de remplacer une fraise A par une fraise B sans rien changer des conditions d'utilisation ou des fréquences de démontage. Ces contraintes rendent très limitées les informations que l'on tire de ce type d'essais. Les possibilités les plus intéressantes en terme de développement sont offertes lors des phases de mise en production de nouveaux produits ou de nouvelles gammes et lignes de production, car les contraintes précédentes sont temporairement absentes. En définitif, les essais de taillage industriels ne peuvent être envisagés que comme la validation de sélections techniques précédentes.

La suite du chapître va consister à décrire les essais fondamentaux. Les résultats associés seront décrits dans le **paragraphe 3.6**. Les essais appliqués seront décrits dans les **chapitres 5 et 6**.

3.5.1. ESSAIS 'SCRATCH TEST'

La méthode du scratch-test (ou test de rayure monopasse à charge croissante) est couramment utilisée afin de caractériser l'adhésion des couches étudiées [Darb_89] [Frey_83]. Le test de rayure standard fait intervenir un glissement relatif de l'indenteur (cône d'angle 120° et de rayon 0.2 mm) sur la surface de l'échantillon (**figure 3-24**). La charge normale appliquée durant le glissement à vitesse constante est linéairement croissante. Le dispositif est équipé d'un capteur piezoélectrique pour la mesure de la force de frottement et d'un capteur d'émission acoustique dont le signal rend compte de l'énergie élastique libérée à cause de l'initiation et de la propagation d'un endommagement fragile dans la couche. La **figure 3-24** représente la courbe type de l'évolution de la force tangentielle et du signal intégré de l'émission acoustique.

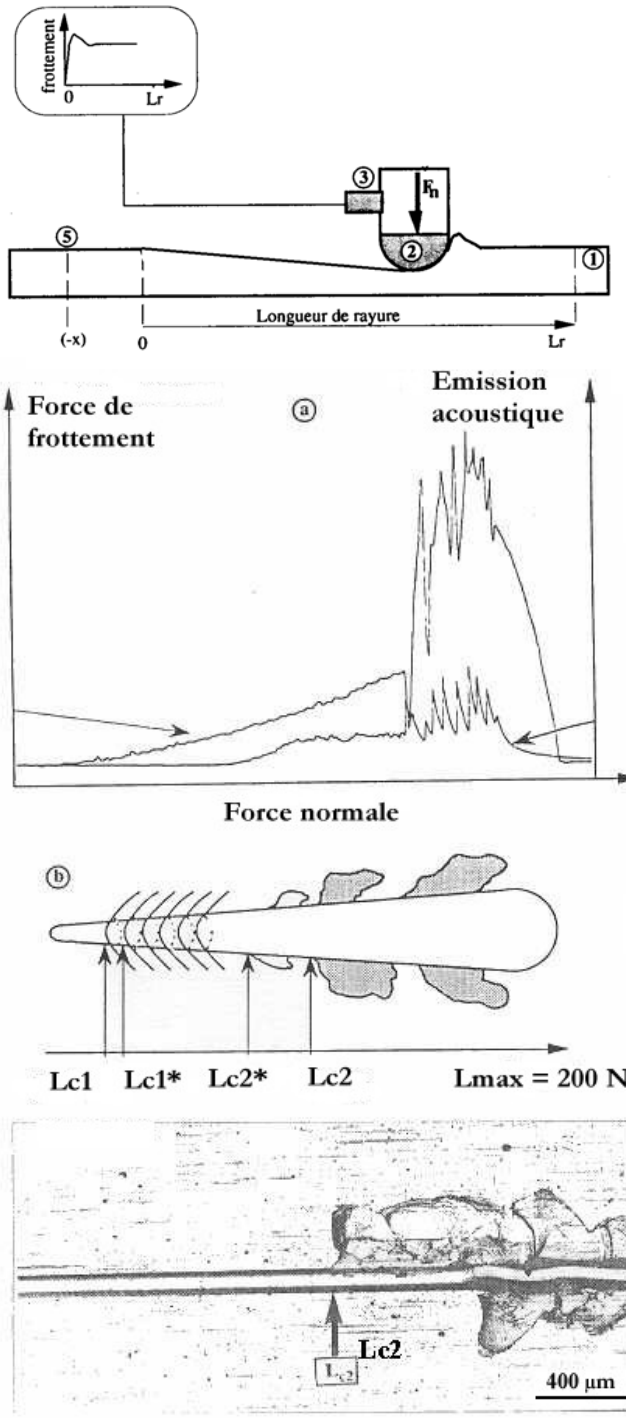


Fig. 3-24 : *Exemple caractéristique d'une courbe de chargement, ainsi que la réponse en effort tangentiel et émission acoustique (a) – Schématisation et observation des défauts engendrés sur la couche (b) [Darb_89].*

Les premières fissures amorcées à la charge normale critique *Lc1* sont initiées à l'arrière de l'indenteur sous l'effet de la contrainte de traction qu'exerce l'indenteur sur la surface (valeur maxi à l'arrière de l'indenteur). Devant l'indenteur, la couche se trouve en compression ce qui provoque la formation d'un bourrelet frontal au sommet duquel le dépôt se trouve également en traction. Par conséquent, des fissures peuvent également s'amorcer à la charge critique *Lc1** dans la zone de compression en amont de l'indenteur. Ces deux modes d'endommagement correspondent à des craquelures en volume de la couche et n'interviennent pas à l'interface.

Quand la charge normale appliquée augmente, la couche subit une déformation globale de plus en plus importante occasionnant un endommagement de plus en plus sévère. Cette déformation est d'autant plus importante que l'épaisseur du film est faible. Des écailles cohésives se forment à partir de la charge critique *Lc2** si la fragilité intrinsèque du revêtement est importante (l'arrachement est dit cohésif car le substrat n'est pas encore visible). A la charge *Lc2*, l'écaillage devient adhésif. A cause de contraintes compressives devant le stylet, les écailles se détachent alors à partir de l'interface entre le revêtement et le substrat. Cet endommagement est plus précoce dans les revêtements de faible épaisseur si on compare deux revêtements de mêmes propriétés physico-chimiques et rugosimétriques à l'interface.

Le test de rayure permet donc une sélection en terme de charge critique d'initiation des différents endommagements fragiles observés. Les charges critiques précitées sont des critères de comparaison de la fragilité intrinsèque du revêtement. *Lc2* est le seul paramètre susceptible de receler une information liée à l'adhésion entre le revêtement et le substrat.

Elle dépend de nombreux facteurs tels que [Dema_95] :

- Les propriétés du substrat : dureté, ténacité, ductilité, module d'élasticité, rugosité ;
- Les propriétés du dépôt : dureté, ténacité, ductilité, module d'élasticité et contraintes résiduelles ;
- Le coefficient de frottement ;
- L'état de surface et l'environnement ;
- La vitesse de montée en charge et de déplacement de l'indenteur.

Malgré le fait que le scratch test soit l'un des plus utilisé pour caractériser l'adhérence des couches, sa modélisation nécessite de prendre en compte un grand nombre de paramètres et il ne peut donc être utilisé que dans un but comparatif sur un même dispositif et un même substrat. Quoiqu'il en soit, le scratch test ne permet pas de renseigner sur les phénomènes physiques mis en jeu lors de l'adhésion de deux corps. Par ailleurs, il n'est pas applicable aux couches ductiles comme le MoS_2 [Zamb_98].

On considère généralement qu'un revêtement qui donne une valeur de *Lc2* supérieure à 80 N est adhérent. Il faut cependant se garder de conclure à la qualité d'adhésion du revêtement sur l'outil final car les conditions de sollicitations sont complètement différentes.

3.5.2. ESSAIS D'INDENTATION

Les essais d'indentation sont des essais cherchant à évaluer l'adhésion des revêtements au substrat. Il est basé sur l'indentation d'une pointe conique de 120° et de rayon 0.2 mm sous une charge de 150 kg. Ce test initié par [Mehr_85] a ensuite été normalisé par la norme VDI3198/1991. Le résultat de l'essai est qualitatif puisqu'il consiste à comparer le résultat obtenu avec des figures étalons (**figure 3-25**). On déclarera par exemple qu'un revêtement est très adhérent s'il est *HF1* ou *HF2* (fissures cohésives) et au contraire très peu adhérent s'il est classé *HF5* ou *HF6* (rupture adhésive). Ce type d'essais est très simple à mettre en œuvre, mais très complexe à interpréter. Cela nécessite d'avoir une grande expérience. Dans la pratique ce type d'essais ne peut qu'indiquer une mauvaise adhésion mais pas forcément une bonne adhésion.

Remarque : Des chercheurs ont développé des mesures par indentation de pointes vickers sous une charge inférieure à 200 N [Chia_81].

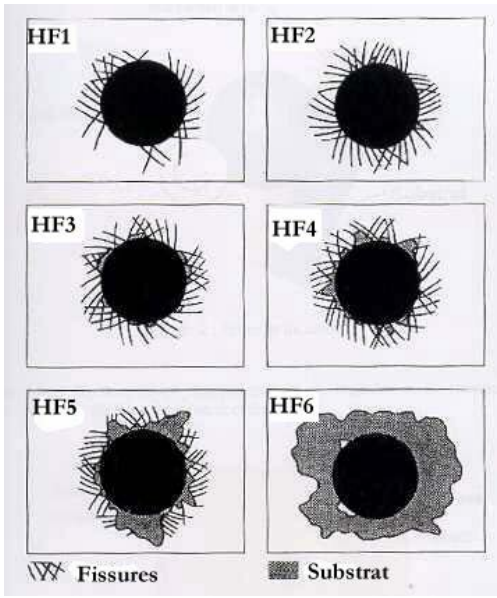


Fig. 3-25 : *Classification des défauts observés à l'issu d'un essai d'indentation [Norme VDI 3198].*

Remarque : Certains auteurs ont montré que les essais d'indentation et de scratch test peuvent conduire à des résultats contradictoires [Ronk_99]. Cela doit nous rendre très prudents quant à l'interprétation de ces résultats. On peut donc considérer ces méthodes comme complémentaires. Quoi qu'il en soit, elles ne sont que révélatrices de revêtements peu adhérents.

3.5.3. ESSAIS DE FROTTEMENT

Les essais de frottement sont tous basés sur le principe d'application d'une charge (inférieure à Lc1) sur un pion cylindrique ou sphérique (revêtu) sur un support cylindrique, plan ou annulaire (disque) composé du matériau usiné (acier) comme l'illustre la **figure 3-24**. La configuration pion-disque est la plus largement diffusée.

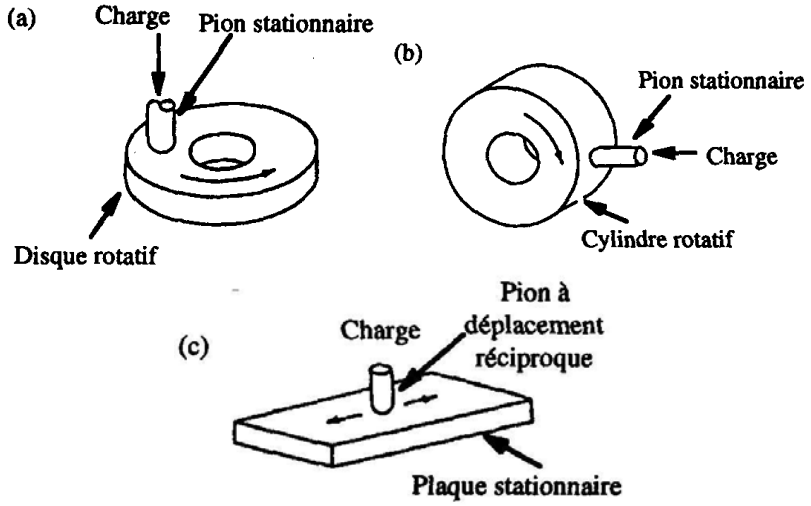


Fig. 3-26 : *Quatre types de configurations d'essais tribologiques classiques : (a) pion stationnaire sur disque rotatif ; (b) bloc stationnaire sur cylindre rotatif ; (c) pion à déplacement réciproque sur plaque stationnaire [Zamb_98].*

Les essais pions-disques sont conduits sous des charges allant jusqu'à 100 N et avec des diamètres de billes de 4 à 14 mm pendant 1h à des vitesses de 500 mm/s.

Il est possible de réaliser ces essais à des températures de plusieurs centaines de degrés (dispositif assez rare) ou à température ambiante sous atmosphère contrôlée (le plus courant). L'effort tangentiel est relevé au cours du temps afin d'évaluer le coefficient de frottement sur les premiers cycles de rotation.

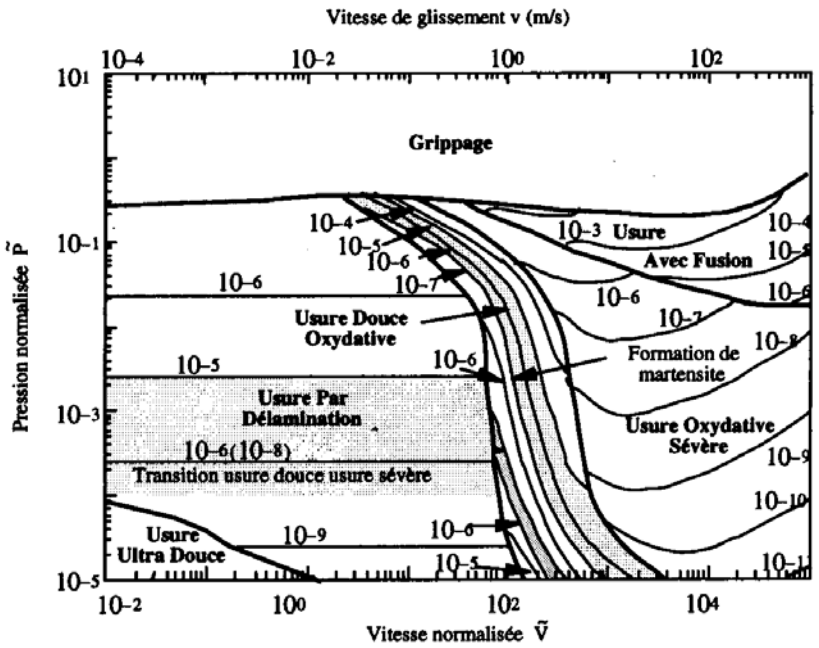


Fig. 3-27 : *Conditions d'apparition du grippage dans un contact acier/acier (essais pion-disque) [Lim_87].*

On peut voir que les vitesses relatives de frottement sont assez proches des conditions d'usinage. Par contre, les conditions de pression sont très éloignées de nos besoins, puisque le dispositif ne permet de dépasser quelques centaines de N/mm², alors que nos besoins se situent à 8000 N/mm². La **figure 3-27** illustre qu'à ce niveau de pression, on aboutit à un grippage tel, qu'aucune modélisation tribologique n'existe [Lim_87]. De

plus, les systèmes pion-disque sont des tribo-systèmes fermés qui recyclent les surfaces de contact et les débris issus de l'usure, entraînant la formation d'un troisième corps (mélange des deux matériaux en présence) sans aucune relation avec l'usinage qui est un tribo-système ouvert.

Remarque : Le coefficient de frottement est le rapport entre la force de frottement et l'effort normal. Le coefficient de frottement n'est certainement pas une propriété du matériau ; c'est une propriété du tribosystème. Or, dans la pratique quotidienne des revêtements de surface, on ose souvent représenter les choses différemment. Le producteur de revêtement fournit des tableaux avec toutes les propriétés et caractéristiques de leurs revêtements en incluant même des valeurs des coefficients de frottement et ce, sans aucune forme de procès. Dans le meilleur des cas, ils indiquent bien la nature du contrecorps mais ils omettent à chaque fois de fournir une description détaillée du tribosystème. Les valeurs ainsi fournies sont donc fort aléatoires et méritent l'attention critique des utilisateurs. Le tribosystème d'un tel montage n'a en général aucune ressemblance avec le tribosystème réel durant l'usinage, de telle sorte qu'on peut douter à juste titre de la pertinence des valeurs mesurées.

Les essais pion-disque sont également utilisés afin d'évaluer la résistance à l'usure d'un revêtement en contact avec la matière usinée (acier de construction dans le cadre de ce travail). Ce type d'approche n'a aucune relation avec les mécanismes d'usure décrits dans le début de ce chapitre, car les sollicitations sont sans rapport (faible pression, faible température, pas de sollicitations alternées, tribo-système fermé). Ces essais ont plutôt vocation à simuler un certains nombre d'applications décrites sur la **figure 3-28**, mais pas des applications d'usinage.

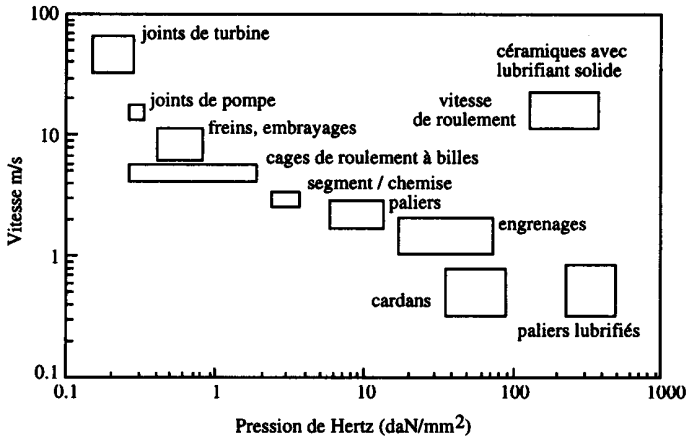


Fig. 3-28 : *Pression de Hertz et vitesse relative des principales applications en mécanique [Gard_86].*

Partant de la constatation de la faible représentativité des essais pion-disque conventionnels, des auteurs ont développé des méthodes supprimant certains défauts. Ainsi, Hedenqvist a proposé une configuration de frottement cylindre (revêtu) sur cylindre acier à des vitesses de 90 m/min et des pressions plus élevées afin d'aboutir à un tribo-système ouvert [Hede_97] (**figure 3-29**). Ce dispositif ne permet pas cependant, dans la configuration développée, de réaliser les essais à haute

température, ni sous des pressions locales suffisantes. Ce dispositif présente également des limites liées à la longueur des cylindres. Enfin, la régénération par usinage des cylindres pose des problèmes d'écarts d'états de surface avec la réalité du contact en usinage.

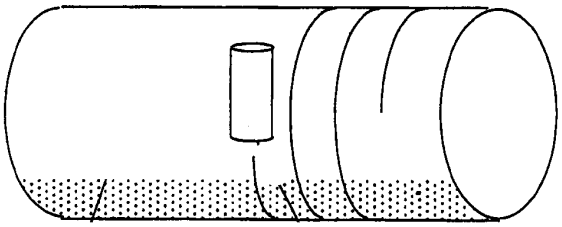


Fig. 3-29 : *Principe du tribomètre d'Hedenqvist [Hede_97].*

Un autre dispositif créé par [Olss_89] (**figure 3-30**) repose sur une configuration pion (A)- disque (D) à laquelle a été ajouté un outil coupant (C) afin de régénérer la surface de frottement en amont du pion. Cette configuration limite le risque d'oxydation de la surface créée du fait de la proximité du pion. Les pressions locales sont de l'ordre 15 N/mm² ce qui reste faible par rapport aux pressions en usinage (plusieurs milliers de MPa). Ce dispositif est cependant sans doute le plus prometteur des dispositifs connus et mérite des améliorations afin de se rapprocher des sollicitations de l'usinage. Il a d'ailleurs fait l'objet d'une thèse de doctorat à l'ENSAM de Cluny en 2002 (Marianne Meiller) [Meil_02].

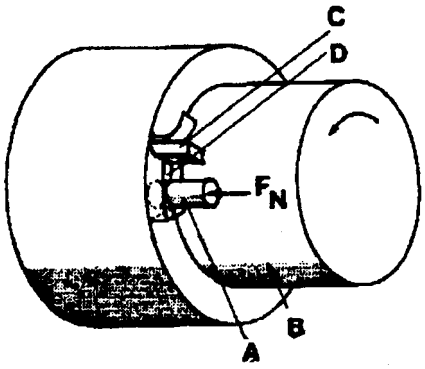


Fig. 3-30 : *Principe du tribomètre d'Olssen [Olss_89].*

3.5.4. MESURES DES CARACTERISTIQUES MECANIQUES

Les caractéristiques mécaniques s'entendent au sens de la dureté et du module d'Young des revêtements. Celles-ci sont accessibles malgré la très faible épaisseur des revêtements, via des essais d'indentation. Ces méthodes consistent à enfoncer un indenteur dans le matériau à tester. La dureté est définie comme sa résistance à la déformation plastique et s'exprime par le rapport de la force maximale appliquée P_{max} et de la surface de contact projetée A mesurée après pénétration :

$$H = \frac{P_{\max}}{A} \qquad (3\text{-}1)$$

Ces mesures peuvent notamment être réalisées avec des indenteurs Vickers formant une pyramide de 136° d'angle au sommet (**figure 3-31**). Les charges habituelles (de 1 à

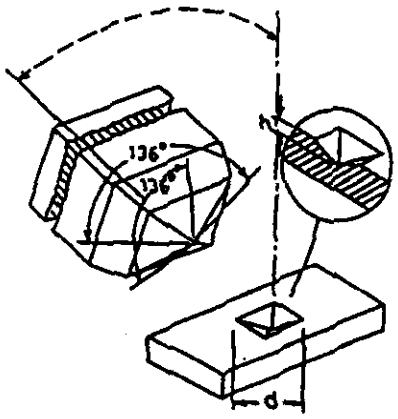


Fig. 3-31 : *Dessin d'indentateur Vickers [Zamb_98].*

120 kg) sont trop importantes pour isoler la dureté du revêtement sans être trop influencé par celle du substrat. En effet, lors d'un essai d'indentation classique, la déformation plastique s'étend bien au-delà de l'épaisseur des revêtements. Or, la profondeur d'une indentation ne devrait pas dépasser 10 % de l'épaisseur de la couche. Des appareils de nanodureté permettent l'application de charges de l'ordre de 10^{-6} à 10^{-3} N. La mesure de dureté se fait lors du déplacement du pénétrateur lors d'un cycle chargement-déchargement (**figure 3-32**) selon la méthode développée par [Oliv_92]. Après un cycle de charge jusqu'à P_{max} puis de décharge jusqu'à P = 0 N, la déformation plastique résiduelle a une profondeur h_f. La raideur S du matériau indenté est égale à la pente de la courbe de décharge à la profondeur maximale h_{max} et permet le calcul du module d'élasticité réduit E_r :

$$E_r = \frac{S.\sqrt{\pi}}{2.\sqrt{A}} \qquad (3\text{-}2)$$

La surface projetée est calculée à la hauteur h_c ; profondeur réelle de pénétration de l'indenteur à charge maximale (voir **figure 3-32**).

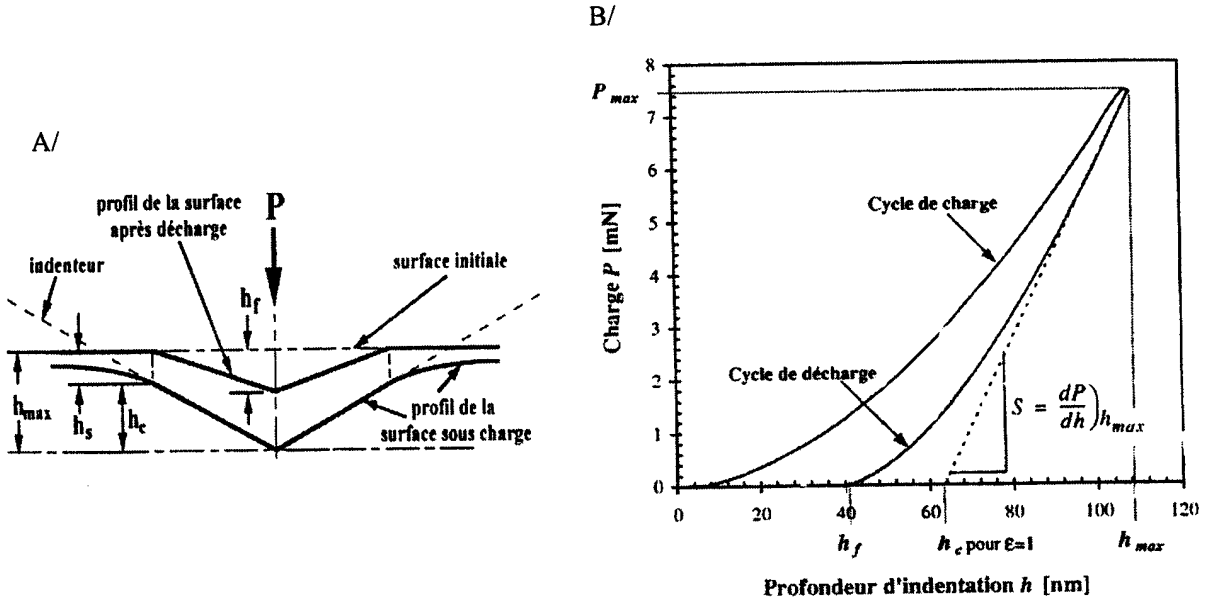


Fig. 3-32 : *Exemple de section d'une indentation [Oliv_92] et d'une courbe de charge-décharge [Dise_00].*

Les essais d'indentation permettent d'avoir une information macroscopique de la couche vue de l'extérieur. En utilisant cette méthode dans le sens de l'épaisseur de la couche, [Navi_02] a ainsi montré que la dureté n'est pas homogène au sein d'une couche. A l'échelle nano, on a des disparités importantes (**figure 3-33**).

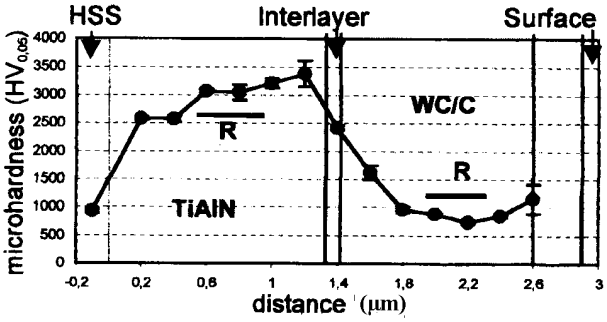
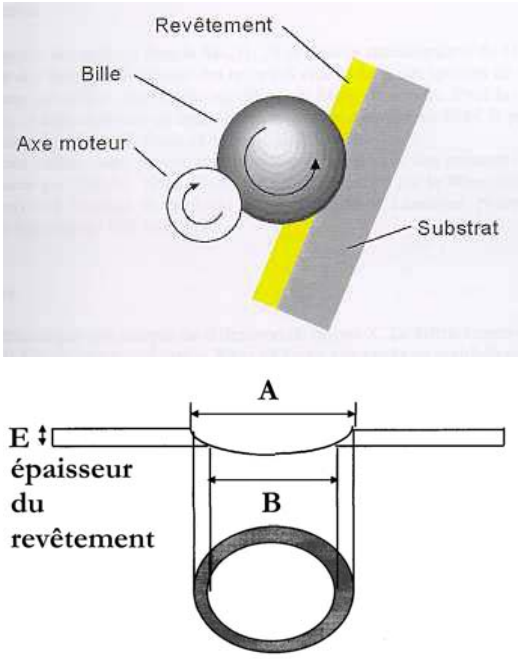


Fig. 3-33 : *Gradient de dureté d'un revêtement composé d'une couche de (Ti,Al)N et d'une couche superlattice WC/C. [Navi_02].*

Les résultats obtenus avec ce type d'essais dépendent fortement du dispositif (très sensible) et des conditions de réalisation de l'essai ainsi que de la texture de la ou des couches déposées. Il faut être très prudent et éviter de faire des comparaisons de résultats issus de diverses sources.

3.5.5. ESSAIS CALOTEST

Les essais Calotest rentrent dans la catégorie des essais abrasifs. L'objectif est de réaliser une usure par abrasion du revêtement (d'épaisseur calibré) avec une pâte diamant de granulométrie calibrée (~ 6 µm) et pendant une durée déterminée. A l'issue de la phase d'abrasion, le diamètre de l'empreinte doit être mesuré sous une loupe binoculaire. Un revêtement sera considéré comme plus résistant à l'abrasion si le diamètre de l'empreinte est plus réduit que les autres. Le résultat obtenu ne peut être transposé au cas de l'usinage que très prudemment car ces dispositifs travaillent à température ambiante et non à de fortes températures comme en usinage. De plus, les pressions de contact et les vitesses relatives sont très inférieures également au cas de l'usinage.



$$E(\mu m) = \frac{A(mm)^2 - B(mm)^2}{800} \quad (3\text{-}3)$$

Fig. 3-34 : *Principe de l'essai calotest.*

Remarque : Le calotest est également un moyen très rapide de vérifier l'épaisseur d'une couche déposée sur une surface plane. En effet, connaissant le rayon de la bille et le diamètre de l'empreinte laissée (ou des empreintes si on a un revêtement multicouche), on peut déterminer l'épaisseur des couches par la relation géométrique très simple de la **figure 3-34** :

Remarque : D'autres familles d'essais abrasifs existent dans la littérature. Le lecteur pourra se reporter à [Zamb_98] ou [Hede_97] pour les approfondir.

3.5.6. ESSAIS DE FATIGUE

[Bouz_99c], [Bouz_99d] [Bouz_99f] a développé un dispositif d'évaluation de la résistance à la fatigue des systèmes (substrat+revêtement) à différentes températures. Il utilise pour cela l'impact provoqué par une bille en carbure sur un échantillon plan revêtu (**figure 3-35**). L'énergie fournie par la bille après chaque impact est contrôlée par le champ magnétique impulsant le déplacement de la bille. L'échantillon est analysé au microscope à période régulière afin d'observer l'apparition de fissures (rupture cohésive), ou bien l'écaillage du revêtement jusqu'au substrat (rupture adhésive). Le dispositif permet de faire varier l'énergie d'impact et d'en déduire la nombre de cycles avant fissuration. De là, le dispositif permet de déterminer le diagramme de Wöhler de l'échantillon.

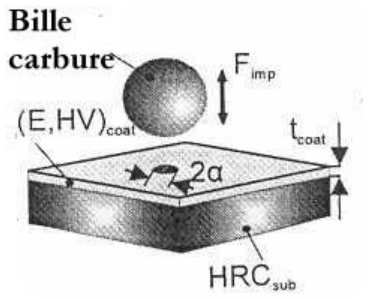


Fig. 3-35 : *Dispositif d'évaluation de la résistance à la fatigue des revêtements [Bouz_99c].*

La limite de contrainte acceptable par le revêtement est déterminée par l'association de la partie expérimentale avec une simulation par élément fini du champ de contrainte induit par l'impact de la balle. Cela implique de connaître par ailleurs le module d'Young et de Poisson du revêtement et du substrat.

3.5.7. SYNTHESE SUR LES ESSAIS FONDAMENTAUX

Les paragraphes précédents viennent de présenter les différentes méthodes d'essais pratiqués par les spécialistes en revêtement afin de caractériser en amont les dépôts réalisés. Ces méthodes ont toutes pour fonction d'isoler, de quantifier ou de qualifier un nombre restreint de propriétés de ces systèmes revêtement+substrat. Il a clairement été mis en évidence qu'ils ne sont pas adaptés à prédire les performances en usinage du fait des sollicitations très éloignées qu'ils induisent. Les résultats peuvent même être contradictoires [Imbe_01]. Ces méthodes d'essais sont néanmoins relativement faciles d'accès et de mise en œuvre et permettent d'apporter des éléments d'expertise complémentaires aux essais appliqués, qui, seuls restent aptes à prédire les performances des outils revêtus.

3.6. CARACTERISATION FONDAMENTALE DES PRINCIPAUX REVETEMENTS UTILISES EN VUE DE LEURS APPLICATIONS EN COUPE DISCONTINUE A GRANDE VITESSE DE COUPE ET A SEC

Le **paragraphe 3.4** a mis en évidence que si les revêtements à base de nitrure de titane TiN sont de loin les plus largement utilisés en fraisage des aciers de construction, les revêtements de la famille des Ti(C,N) ou des (Ti,Al)N font l'objet d'applications et d'études de plus en plus importantes. Ceci est notamment vrai dans le domaine du fraisage à grande vitesse de coupe et à sec. De plus, on peut constater qu'une tendance générale se dégage vers l'emploi de surcouches possédant des propriétés lubrifiantes, comme les revêtements des familles MoS_2 et WC/C, en association avec des couches dures [Mori_97] [Stac_93].

L'objet de ce paragraphe va être de faire une synthèse bibliographique des connaissances sur les propriétés de ces couches ; propriétés obtenues à l'aide des essais fondamentaux présentés précédemment. Certaines propriétés ont également été étudiées par nos soins sur la base des moyens d'essais auxquels il a été possible d'avoir accès.

Remarque : La synthèse réalisée a porté sur des revêtements portant la même désignation de famille, mais possédant des compositions et des structures différentes (ex : la stoechiométrie des différents revêtements dénommés (Ti,Al)N sera différente). Il s'agira donc de dégager des tendances globales d'écarts entre les 4 familles étudiées et non pas de s'attarder sur des écarts minimes non significatifs ou aléatoires.

Les propriétés suivantes seront plus particulièrement abordées :

- Structure des revêtements ;
- Dureté ;
- Résistance à l'abrasion ;
- Résistance à l'usure ;
- Aptitude au frottement ;
- Résistance à la fatigue ;
- Inertie chimique ;
- Diffusion chimique ;
- Conductivité thermique.

Remarque : L'adhésion ne sera pas abordée, car ces revêtements sont des revêtements standards issus des catalogues fabricants. Ils possèdent donc tous des contraintes Lc2 très importantes (> 80 N). Les écarts observés au delà ne sont pas significatifs d'écarts de performance en usinage. Une série d'essais scratch test jusqu'à 30 N (limite maxi du dispositif) réalisés à l'ENSAM d'Angers n'a d'ailleurs pas permis de révéler leurs limites d'adhésion.

Remarque : Dans la suite du mémoire, l'expression 'le TiN' sera fréquemment employée pour désigner en fait 'les revêtements de la famille TiN', et cela, afin d'alléger la forme rédactionnelle du mémoire. Il en va de même pour les autres revêtements.

3.6.1. STRUCTURE DES REVETEMENTS

Les revêtements TiN, Ti(C,N), (Ti,Al)N possèdent tous des structures cubiques face centrée, ce qui facilite leur adhésion sur les substrats en acier rapide [Cutt_93].

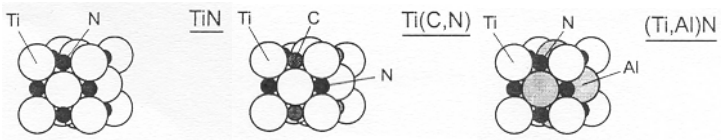


Fig. 3-36 : *Structure cristalline de plusieurs revêtements [Tons_99].*

Les revêtements MoS_2 ont une structure lamellaire, dont chaque lamelle possède une structure hexagonale plane très rigide (**figure 3-37**). Ces lamelles sont reliées entre elles par des liaisons à faible énergie : liaisons de Van der Waals [Stac_93] [Zamb_98] [Bhus_01]. Ces lamelles ont ainsi une très bonne aptitude à supporter les efforts normaux, mais n'offrent que très peu de résistance aux contraintes de cisaillement. Cette structure est donc la cause majeure du très faible coefficient de frottement de ce revêtement. L'usinage étant un tribosystème ouvert, on peut penser que ce revêtement jouera le rôle d'une interface pelable au fur et à mesure du déroulement, du ou des copeaux successifs. Il se pose la question de savoir combien de lamelles doivent être déposées et quelle longueur de copeau va pouvoir s'écouler avant de rejoindre la couche inférieure ? Cette question n'a pas de réponse à notre connaissance.

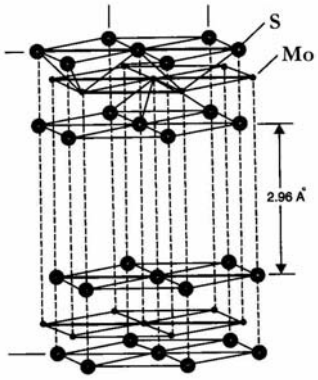


Fig. 3-37 : *Structure cristallographique hexagonal plane du MoS_2 [Bhus_01].*

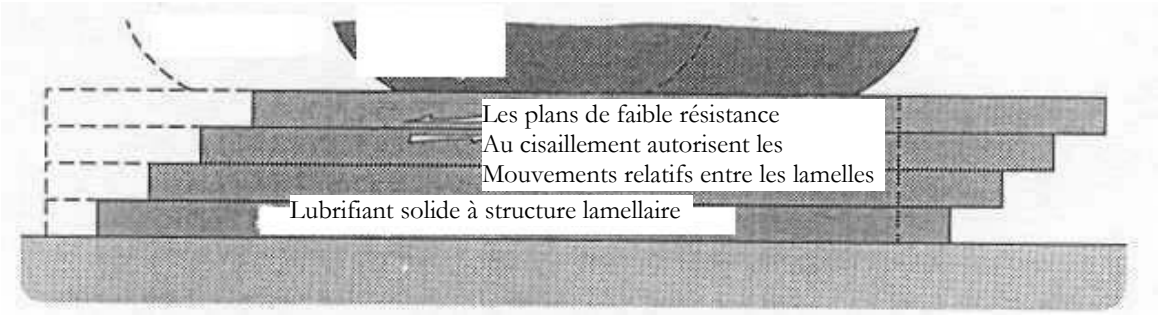


Fig. 3-38 : *Principe de glissement des lamelles de MoS_2 [Stac_93].*

Les propriétés du MoS_2 sont très perturbées par la présence d'eau, du fait de sa solubilité [Zamb_98] [Fusa_98]. Il ne peut donc en aucun cas jouer son rôle en présence de lubrification à l'émulsion. L'interférence ou la redondance éventuelle lors des processus d'usinage utilisant des huiles entières n'a pas été abordée par la littérature.

Lors de la phase de déposition dans le four de pulvérisation magnétron (unique méthode de déposition de ce revêtement) et malgré la très faible température de dépôt ~ 120 °C, il semble que la projection des atomes entraîne une diffusion par effet mécanique de MoS_2 dans la couche dure inférieure [Schm_99]. Cela est un élément favorable pour l'adhésion de la couche, mais aussi pour prolonger la fonction de lubrification après le pelage de l'ensemble des couches déposées à l'extérieur.

3.6.2. DURETE

La dureté des couches étudiées est une donnée extrêmement variable. Elle est la plupart du temps issue de mesures faites dans des conditions rigoureuses. Ces conditions sont malheureusement le plus souvent absentes. Il est ainsi fréquent de ne pas connaître le substrat, ni l'épaisseur du revêtement et encore moins sa composition et sa structure. Dans tous les cas (à une exception prêt) ne figure aucune dispersion de mesure, si bien que l'on ne sait pas si ces valeurs relèvent d'un calcul de moyenne (approche technique) ou s'il s'agit uniquement de valeurs extrêmes (maxi ou mini en fonction de l'objectif commercial visé). Les résultats qui suivent sont donc à observer avec discernement.

La plupart du temps les valeurs spécifiées sont des valeurs à la température ambiante (**Tab. 3-4**). Or ce qui intéresse l'usineur, c'est l'évolution de la dureté jusqu'à 1000 °C, ainsi que l'influence des cycles d'oxydation sur la dureté. Seuls deux auteurs ont présenté, à notre connaissance, des résultats comparatifs des ces revêtements en fonction de la température (**figure 3-39**) [Kloc_99b] [Kahl_00], mais aucun ne sait encore intéressé à l'influence de l'oxydation.

Source	TiN	(Ti,Al)N	Ti(C,N)	(Ti,Al)N+MoS_2
[Imbe_01]	1600	2500	2200	
[Bars_99]	2000		2600	
[Balz_01]	2300	3500 *	3000	
[Plat_99]	2500 $^{\Delta}$	3700 $^{\Delta}$	3500 $^{\Delta}$	
[Csel_98]	2200	3300	3000	30
[Ton_99]	2500 ± 400	3100 ± 400	2900 ± 400	

($^{\Delta}$) : dureté $HV_{0.01}$ - (*) : Revêtement TiAlCrN

Tab. 2-4 : *Duretés $HV_{0.05}$ de certains revêtements déposés sur substrat carbure à température ambiante.*

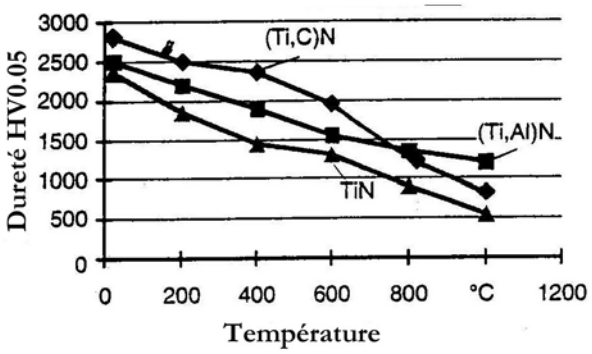


Fig. 3-39 : *Evolution de la dureté $HV_{0.05}$ de certains revêtements déposés sur substrat carbure en fonction de la température [Kloc_99b].*

L'ensemble de ces résultats amène à penser que le TiN a globalement une dureté plus faible que les autres revêtements. Le Ti(C,N) semble avoir une dureté plus importante que le (Ti,Al)N. Seul [Kloc_99b] indique le contraire. Par contre, ce dernier indique que la dureté du Ti(C,N) chute bien plus vite à haute température que celle du (Ti,Al)N. Sur toute la plage de température, le TiN a une dureté plus basse, qui laisse penser que ce revêtement résisterait moins bien à l'abrasion pendant l'usinage.

3.6.3. ABRASION

La résistance à l'abrasion se mesure souvent par un essai calotest du fait de sa facilité de mise en oeuvre. Les résultats, trouvés dans diverses sources de la littérature, ne pouvant pas être comparés directement, on se contentera de dire que le Ti(C,N) semble mieux résister à l'abrasion que le (Ti,Al)N à température ambiante. Ces deux revêtements considérés ensemble ont en revanche une résistance très supérieure à celle du TiN [Kloc_01] [Imbe_01]. Ces constatations semblent abonder dans le même sens que le relevé de dureté.
Des résultats d'abrasion réalisés après une période d'oxydation à 800 °C conduisent à dire que le (Ti,Al)N possède une résistance nettement supérieure à celle du TiN. (pas de résultats avec le Ti(C,N)). L'oxydation de ces 2 revêtements ne semblent donc pas perturber la hiérarchie.
NB : L'influence du MoS_2 ne peut pas être évaluée du fait de sa solubilité dans l'eau [Zamb_98].

Des essais de calotest ont été réalisés à l'aide du dispositif de la société Balzers à Saint Quentin-Fallavier. Les conditions d'essais étaient : bille de diamètre 20 mm, solution de diamant de 6 µm, durée d'abrasion : 20 s, vitesse de rotation 600 tr/min. Les revêtements étudiés étaient des revêtements monocouches TiN et (Ti,Al)N d'une épaisseur de 2 µm et issus de la société Platit (Grenchen, Suisse). Ils étaient déposés sur des plaquettes carbures TPKN 1603 SM30 de Sandvik (rugosité de la face plane R_a ~ 0.1 µm). Les résultats obtenus permettent de retrouver la hiérarchie précédente mais avec de faibles différences absolues. Les valeurs moyennes des diamètres d'empreinte mesurées après 5 répétitions sont :

- TiN : 0.67 ± 0.02 mm
- (Ti,Al)N : 0.72 ± 0.02 mm.

3.6.4. USURE

Peu de résultats existent sur la comparaison des revêtements considérés à la résistance à l'usure par friction, car les auteurs savent que ces essais ne sont que très peu représentatifs de l'usinage.

[Imbe_01] indique, dans le cadre d'un essai cylindre/cylindre sous atmosphère ambiante [Hede_97], que le (Ti,Al)N résiste mieux à l'usure que les revêtements TiN et Ti(C,N) qui ont un comportement assez équivalent.

[Hint_84] semble montrer que le TiC et le MoS_2 donnent des vitesses d'usure bien plus faibles lors d'un essai pion-disque sur de l'acier, comparativement au TiN.

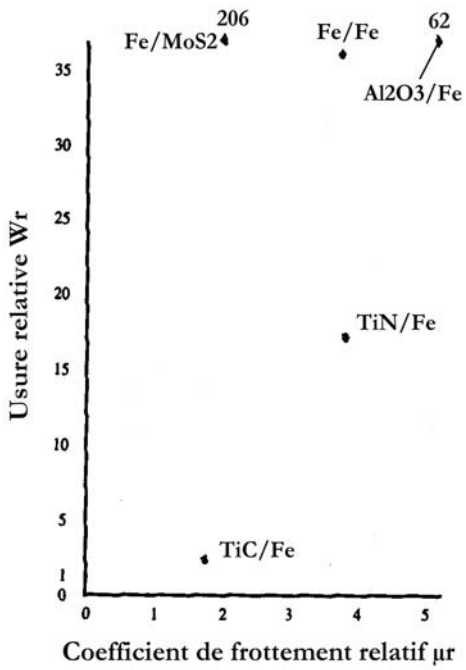


Fig. 3-40 : *Diagramme d'usure relative Wr / frottement relatif µr pour différentes combinaisons de couches en contact dans un essai pion-disque. Contact de référence TiC/TiN (Wr = 1 µm - µr = 1 µm) [Hint_84].*

Ces résultats semblent cohérents avec les propriétés de dureté du TiC face au TiN et avec les propriétés lubrifiantes du MoS_2.

3.6.5. FROTTEMENT

Les résultats sur les coefficients de frottement des revêtements sur un acier sont à prendre avec beaucoup de recul, car peu d'informations sont données quant à leurs conditions de réalisation (sauf exception). Ces derniers sont dans tous les cas issus d'essais à température ambiante et sous des pressions très faibles ; conditions sans rapport avec l'usinage.

Source	TiN	(Ti,Al)N	Ti(C,N)	(Ti,Al)N+MoS_2	Acier rapide M2
[Ceti_98]	0.53 – 0.69	0.54 – 0.75	0.46		0.77
[Balz_01]	0.4	0.4 *	0.4		
[Plat_99]	0.4 – 0.5	0.4 – 0.5	0.3 – 0.4		
[Csel_98]	0.4	0.3	0.25	0.05 - 0.1	
[Ton_99]	0.4	0.3	0.25		

(*) : Revêtement TiAlCrN

Tab. 2-5 : *Coefficient de frottement donné pour certains revêtements via des essais pion-disque contre de l'acier.*

De plus, l'analyse de la **figure 3-40** indique également des coefficients de frottement relatifs. [Hint_84] indique que le TiC et le MoS_2 conduisent aux frottements les plus réduits, alors que le TiN conduit à un frottement plus important. (Pas de résultats sur le (Ti,Al)N).

Des essais pion-disque ont également été mis en œuvre à l'aide du dispositif de l'ENSAM d'Angers sur les revêtements étudiés avec un disque en 100 Cr 6. Les conditions suivantes ont été appliquées : charge 1 N, sphère diamètre 4 mm, vitesse relative 100 mm/s. Le coefficient de frottement a été relevé au début afin de ne pas être perturbé par des phénomènes d'usure ou de formation d'un troisième corps. Les résultats suivants ont été obtenus après trois répétitions :

- TiN : 0.18 ± 0.05 mm
- (Ti,Al)N : 0.34 ± 0.05
- MoS_2 : 0.05 ± 0.02
- Acier rapide M35 non revêtu : 0.85 ± 0.07

De l'analyse globale de ces résultats, il semble se dégager que le revêtement TiN aurait une meilleure aptitude au frottement que le (Ti,Al)N (ou au pire équivalente). Dans tous les cas, ces revêtements améliorent significativement la tribologie du contact comparativement au cas d'un frottement acier rapide / acier. D'après la littérature, il semblerait que le Ti(C,N) ait une bonne aptitude au frottement, même si cela n'a pas pu être quantifié lors des essais.

Certains auteurs abordent l'influence des revêtements sur les efforts de coupe en tournage afin de conclure sur leurs influences lors du frottement outil/copeau [Csel_95] [Jawa_93] [Tren_91] [Kloc_98]. Ceux-ci arrivent tous à la conclusion que les revêtements (au sens large) diminuent les efforts de coupe, grâce notamment à une réduction de la zone de contact outil-copeau et à une plus faible conductivité thermique (effet bilame qui incurverait davantage le copeau). Aucun d'eux en revanche n'a étudié les écarts entre différents revêtements Seul [Plat_01] relate une baisse de 30 % du couple mesuré lors d'une opération de perçage d'un alliage de titane avec un revêtement (Ti,Al)N+MoS_2 par rapport à un revêtement (Ti,Al)N. Il ne précise cependant pas si ces écarts sont attribuables à des différences d'évacuation de copeaux dans les goujures (fait courant dans le perçage des alliages titane) ou uniquement à des phénomènes tribologiques à l'interface outil/copeau.

3.6.6. FATIGUE

La fatigue des revêtements est un sujet difficile pour lequel peu d'auteurs ont trouvé une démarche d'investigation. [Bouz_99d] a apporté une méthode de quantification via un système à impact sous énergie mécanique et température contrôlée. Celui-ci indique que la fatigue est la principale cause qui déclenche l'usure des outils en fraisage à grande vitesse et à sec, en interrelation avec les phénomènes d'oxydation. Malheureusement, cet auteur n'a jamais mené d'investigations sur des revêtements qui s'apparentent aux nôtres. Il n'a mené que des essais sur des revêtements à gradient de composition (Ti,Al)N/Al_2O_3 ou des revêtements multicouches de TiN avec différentes stoechiométries. Dans ce cadre, il a montré la nette supériorité du revêtement (Ti,Al)N/Al_2O_3.
Dans le cadre d'essais de fraisage à sec dans de l'acier 42 Cr Mo 4, [Kloc_98] a mis en évidence que le revêtement (Ti,Al)N présentait nettement moins de fissures que le TiN. Cet essai de fraisage est évidemment fortement influencé par les écarts tribologiques des deux revêtements pendant l'usinage, ce qui modifie les conditions de sollicitations de deux revêtements. Néanmoins, l'auteur conclut à une meilleure résistance à la fatigue du (Ti,Al)N.

3.6.7. INERTIE CHIMIQUE

L'inertie chimique d'un revêtement révèle sa capacité à rester stable à hautes températures et à ne pas réagir avec les éléments chimiques environnants. Dans le cas de l'usinage à sec, cette propriété prend d'autant plus d'importance que les températures atteintes sont plus grandes et que les revêtements sont en contact avec un milieu oxydant : l'air.
Un moyen d'évaluer l'inertie chimique d'un revêtement est d'analyser son enthalpie de formation. Plus cette dernière est négative et plus le composé sera stable.
La littérature fait état des réactions d'oxydation des revêtements étudiés [Bhus_01], [Van_92], [Munz_97] :

- TiN => $TiO_2 + N_2$
- (Ti,Al)N => Al_2O_3
- Ti(C,N) => $TiO_2 + N_2 + CO_2$
- MoS_2 => $MoO_3 + SO_2$

Si on compare les enthalpies de formation des composés en présence, on aboutit aux éléments suivants [Van_92] :

- TiN : -306 kJ/mol
- AlN : -242 kJ/mol

- (Ti,Al)N inconnu
- TiC : -226 kJ/mol
- Ti(C,N) inconnu
- Al_2O_3 : -1672 kJ/mol
- TiO_2 : -913 kJ/mol

L'analyse de ces enthalpies de formation permet de comprendre que les oxydes formés sont nettement plus stables que les revêtements de base. Les enthalpies du Ti(C,N) et du (Ti,Al)N n'ont pas été trouvées ni dans la littérature, ni auprès des fabricants de revêtements. On peut cependant voir que les trois composés de base : TiC, TiN, AlN ont des enthalpies voisines.
La littérature s'accorde à dire que le (Ti,Al)N possède une résistance à l'oxydation très supérieure aux trois autres revêtements, grâce à la formation d'une pellicule d'alumine qui freine la progression de l'oxydation vers l'intérieur du revêtement [Ton_99] [Bouz_99f] [Erke_99] [Munz_97]. De plus, [Bouz_99f] indique que l'oxydation conditionne, avec la tenue en fatigue, la résistance à l'usure des outils revêtus en fraisage à grande vitesse de coupe et à sec. Il semble donc que, de ce point de vue, le (Ti,Al)N soit un revêtement possèdant des aptitudes intéressantes à ce type d'opérations d'usinage voisines du taillage à grande vitesse de coupe et à sec.

Les auteurs ont des valeurs différentes quant à la température d'initiation des phénomènes d'oxydation en atmosphère ambiante. Ces écarts sont notamment dûs au fait qu'ils n'utilisent pas les méthodes d'investigation ou les mêmes sources d'information. La plupart du temps, aucun élément n'est indiqué à ce sujet. On prendra donc les valeurs suivantes avec discernement :

Sources	TiN	(Ti,Al)N	Ti(C,N)	MoS_2
[Plat_99]	650	800	450	
[Dono_97]	700			
[Spro_97]	500	700		
[Csel_98]	600	800	450	
[Balz_01]	600	800 *	400	
[Ton_99]	500 ± 50	800 ± 50	450 ± 50	
[Bhus_01]				500
[Stac_93]				400
[Kust_97]				375 ± 25

(*) : Revêtement TiAlCrN

Tab. 3-6 : *Température (°C) d'oxydation de différents revêtements.*

De ce **tableau 3-6**, il semble se dégager que le (Ti,Al)N a une résistance à l'oxydation très supérieure aux autres revêtements étudiés. Le TiN semble avoir un comportement intermédiaire, alors que le Ti(C,N) semble s'oxyder très rapidement. On peut donc s'interroger sur l'aptitude du Ti(C,N) à réaliser des opérations de taillage à grande vitesse de coupe et à sec.

On peut également noter que MoS_2 possède une température d'oxydation assez basse qui semble débuter vers 400 °C [Stac_93] [Slin_69], comme le confirme la courbe d'évolution du coefficient de frottement en fonction de la température (**figure 3-41**). A partir de cette température, le MoS_2 perd ses facultés de lubrification. Partant de cette constatation, on est en droit de s'interroger sur son aptitude à assurer une fonction de lubrification à haute vitesse de coupe et à sec si la température de coupe dépasse 400 °C (donnée inconnue à ce jour en taillage). La question reste à discuter dans les chapitres suivants et notamment le chapitre 5 portant sur la quantification des températures d'interface outil-copeau-pièce avec ces différents revêtements.

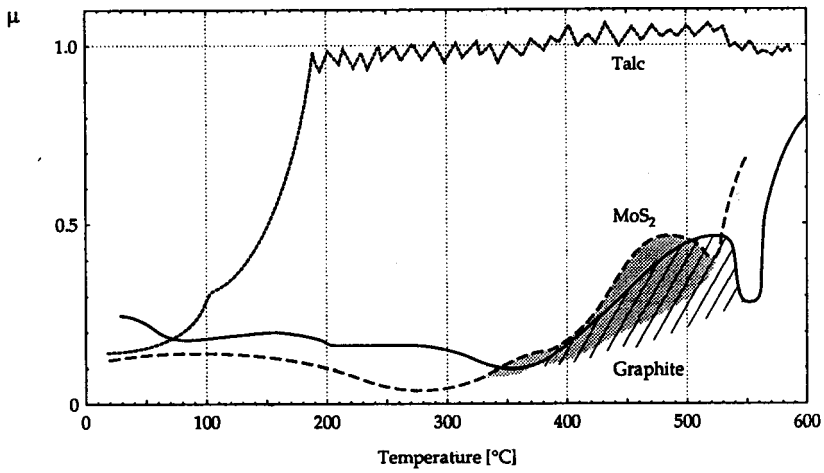


Fig. 3-41 : *Evolution du coefficient de frottement de trois lubrifiants solides sur l'acier en fonction de la température (Evaluation par essais pion-disque sous atmosphère ambiante) [Stac_93].*

Remarque : Certains auteurs font état des bonnes propriétés lubrifiantes du composé TiO_2 [Van_93] [Zamb_98] [Bhus_01], que l'on peut trouver à l'issue de l'oxydation du TiN et du Ti(C,N). On est en droit de s'interroger sur le rôle que peut avoir un composé à bas coefficient de frottement entre l'outil et le copeau en coupe interrompue. En effet, il est possible que ce composé soit enlevé par l'écoulement du copeau, mais une nouvelle pellicule se reformera entre deux périodes de coupe au contact de l'air. La question est de savoir si le TiO_2 peut permettre de limiter l'échauffement à l'interface outil/copeau (zone de cisaillement secondaire). La question n'a jamais été traitée dans la littérature.

Remarque : D'autres auteurs font état d'une grande affinité du TiN avec le silicium de l'acier. Ces deux composés ont tendance à former un eutectique à très bas point de fusion : TiO_2 + SiO_2, susceptible d'autolubrifier la zone de cisaillement secondaire. Cet élément n'a jamais été approfondi dans la littérature des experts en usinage ou en revêtements. On pourrait cependant

trouver là une explication aux très bonnes propriétés anti-adhésives constatées par l'ensemble des chercheurs en usinage depuis les 20 ans d'existence du revêtement TiN [Tren_91] [Cutt_93] [Jawa_93] [Koni_86].

3.6.8. DIFFUSION CHIMIQUE

En dehors des phénomènes d'oxydation précédemment évoqués, les phénomènes de diffusion conditionnent également une partie importante de l'usure en cratère fréquemment observée en usinage à grande vitesse de coupe et à sec. La littérature fait fréquemment appel aux propriétés anti-diffusante des revêtements pour expliquer qu'un outil revêtu s'use notablement moins en cratère qu'un outil non-revêtu [Tren_91]. Cette affirmation, même si elle existe certainement, est un peu hâtive du fait de la non prise en compte de la variation des conditions tribologiques à cet interface ; conditions qui influent grandement sur les sollicitations thermomécaniques de l'outil.
Par ailleurs, rares sont les auteurs qui s'avancent à donner des valeurs quant aux vitesses de diffusion de ces revêtements (dans l'acier notamment). [Spro_96] donne quelques valeurs du rapport entre la vitesse de diffusion du matériau considéré dans l'acier et la vitesse du TiC dans l'acier à 700 °C (TiC est pris comme référence). Ces valeurs sans dimensions sont le suivantes :

- Al_2O_3 : 0.0000
- TiO_2 : 0.0000
- TiN : 0.018
- TiC : 1
- WC : 5200

Ces chiffres semblent indiquer que les oxydes TiO_2, Al_2O_3 formés sur les revêtements TiN, (Ti,Al)N et Ti(C,N) ont tendance à limiter les phénomènes de diffusion lors des phases d'usinage. Ils indiquent également que le TiN a dans tous les cas un comportement nettement meilleur que le TiC. Si on intègre le fait que le Ti(C,N) a la plupart du temps un comportement intermédiaire entre les deux composés TiN et TiC (cas de la dureté, de la conductivité thermique, etc.), on peut émettre l'hypothèse que sa vitesse de diffusion doit être intermédiaire aux deux. Sous cette hypothèse, il semblerait alors que le Ti(C,N) ait une vitesse de diffusion supérieure à celle du TiN, ce qui le disposerait moins à des applications en usinage à haute température (hautes vitesses).

Remarque : Le composé WC est naturellement très présent dans les outils en carbure fritté (jusqu'à 95 %). Il est aussi très présent dans les nouveaux aciers rapides frittés fortement alliés comme l'ASP 2052 ou l'ASP 2080 à des teneurs de l'ordre de 10 à 11 %. Ce composé conditionne notamment la dureté du substrat et donc sa résistance à l'abrasion. Ainsi, la valeur de la vitesse de diffusion du WC est révélatrice de la nécessité d'ajouter des

revêtements lors d'opérations d'usinage à haute température, et cela, afin d'éviter une formation accélérée de cratère sur la face de coupe des outils.

3.6.9. CONDUCTIVITE THERMIQUE

La conductivité thermique et la diffusivité thermique ne sont pas des propriétés qui sont sensées influencer la résistance à l'usure du revêtement en usinage. L'influence de ces paramètres est plus indirecte. En effet, la littérature reprend fréquemment à son compte l'argument selon lequel un revêtement, présentant une conductivité thermique inférieure à celle du substrat, permettrait de limiter le flux de chaleur transmis au substrat. Sous cette hypothèse, on comprend alors aisément que la température globale du substrat s'en trouve amoindrie, ce qui préserve les propriétés mécaniques du substrat (dureté, module d'Young, etc.) soutenant le revêtement [Tren_91] [Jawa_93] [Bala_99] [Koni_91] [Csel_95] [Kloc_97] [Van_92] [Msao_98b] [Grze_99].

Cete hypothèse paraît incontestable à toutes personnes ayant fait des analyses de thermique. Cependant, ce raisonnement pêche par deux aspects :

- Tout d'abord, il n'est pas tenu compte du fait que les revêtements étudiés ne dépassent pas 5 µm d'épaisseur. Il faut dès lors s'interroger sur la capacité d'un revêtement aussi mince à modifier la répartition des flux de chaleur ?
- Ensuite, ce raisonnement n'est valable que dans la mesure où la quantité de chaleur en amont est identique. Or il paraît clair à chacun que la tribologie du contact outil/copeau/pièce n'est pas du tout semblable entre un outil revêtu et un outil non-revêtu, ni même entre les revêtements. La quantité de chaleur générée à ces interfaces n'est donc pas identique.

Ces constatations étant faites, il devient difficile de distinguer la part d'influence relative que l'on peut attribuer à une baisse du flux de chaleur amont et à une baisse du pourcentage de flux de chaleur transmis au substrat.

Il importe dès lors important de rester prudent quant à l'interprétation que l'on peut faire des valeurs de conductivité thermique. Il est à noter que seul [Kloc_99] a commencé à s'interroger sur le rôle de 'barrière thermique' des revêtements en usinage (sans le démontrer). Cette question délicate fera l'objet d'une étude approfondie dans le **chapitre 5**.

Indépendamment des remarques précédentes, les valeurs de conductivité thermique que l'on peut trouver dans la littérature sont fréquemment données à la température ambiante alors que ce sont les valeurs entre 20 et 1000 °C qui intéressent les applications d'usinage.

Sources	TiN	(Ti,Al)N	Ti(C,N)	Acier C48
[Tons_99]	70	50	100	
[Bars_99]	20		26	
[Csel_98]	70	50	100	
[Jawa_93]	20		26	
[Kloc_98]				48

Tab. 3-7 : *Conductivité thermique (W/m.K) de différents revêtements à température ambiante.*

Ces informations, quoique disparates, semblent issues de deux sources distinctes différentes (non référencées). Elles indiquent que l'alumine a une conductivité thermique bien plus faible que celle du TiN à hautes températures, elle même étant notablement plus basse que celle du Ti(C,N). Les chiffres du (Ti,Al)N ne sont pas connus à haute température. Néanmoins, si on constate que les valeurs de départ sont plus faibles que celles du TiN, et si on intègre la formation d'une fine couche d'alumine, on peut émettre l'hypothèse que la conductivité thermique du (Ti,Al)N devrait rester inférieure à celle du TiN à haute température.

La **figure 3-42** présente l'évolution des conductivités thermiques de certains revêtements et des substrats en acier rapide fritté ASP 2052 et en carbure SM30. Il apparaît que les revêtements TiN et Ti(C,N) ont des conductivités thermiques très proches de l'ASP 2052 ce qui est favorable à l'adhésion des revêtements, mais ce qui ne laisse pas espérer un quelconque effet d'isolation thermique. Par contre, ces revêtements sont significativement plus isolants par rapport aux substrats carbure SM30

Remarque : aucune valeur de diffusivité thermique n'a pu être trouvée pour les revêtements étudiés (ni dans la littérature, ni auprès des fabricants de revêtements).

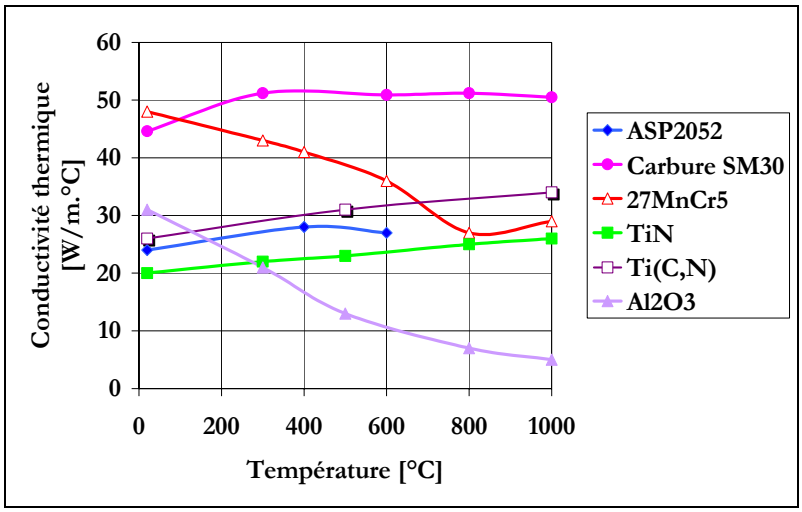


Fig. 3-42 : *Evolution de la conductivité thermique des matériaux étudiés en fonction de la température [Jawa_93] [Grze_00] [Asco_02].*

3.6.10. SYNTHESE

On peut tenter de faire une synthèse des informations issues des caractérisations fondamentales présentées sous les réserves de transposabilité entre les conditions d'essais et les conditions en usinage.

De là, il semble se dégager que le (Ti,Al)N aurait des aptitudes intéressantes à l'usinage à grande vitesse de coupe et à sec, du fait notamment de sa grande dureté à chaud, de sa bonne tenue à la fatigue, de sa faible vitesse d'oxydation, de sa faible conductivité thermique, ainsi que de sa faible vitesse de diffusion (effet de l'alumine). Par contre, son aptitude au frottement reste incertaine, étant donné son important coefficient de frottement en essai pion-disque. Le MoS_2 est un revêtement, qui, de ce point de vue, présente une très bonne aptitude au frottement qui le dispose à être complémentaire du précédent. Sa faible température d'oxydation rend cependant incertain la réalité de ses performances à l'interface outil-copeau.

En ce qui concerne le Ti(C,N), sa grande dureté à basse température et sa bonne aptitude au frottement font de lui un candidat intéressant pour les opérations à basse température (fraisage à basse vitesse de coupe et sous émulsion). Son intérêt en fraisage à grande vitesse et à sec reste suspendu à sa capacité à maintenir ses performances à haute température, alors qu'il présente une faible température d'oxydation.

3.7. QUELS REVETEMENTS POUR LE TAILLAGE FRAISE-MERE A GRANDE VITESSE ET A SEC ?

Partant du bilan de l'état de l'art du taillage à la fraise-mère et du besoin industriel en revêtements permettant d'atteindre des vitesses de coupe de l'ordre de V_c = 160 m/min, ainsi que de supprimer la lubrification, une vaste recherche bibliographique a été entreprise. Le constat doit être fait qu'à la période à laquelle a débuté ce travail (1998), il n'existait aucune publication dans des revues internationales faisant état de recherches sur l'application de nouveaux revêtements en taillage à la fraise-mère, aussi bien en taillage sous huile, qu'en taillage à sec. Seul un unique chercheur a publié des résultats quant à l'optimisation des épaisseurs de revêtement TiN déposés sur des fraises-mères en acier rapide M35 [Kauv_87].

Le travail a dès lors dû s'orienter sur l'unique base de résultats issus de caractérisations fondamentales de laboratoires et de divers résultats d'usinage.

Le comportement des nouveaux revêtements à base de (Ti,Al)N a été étudié du fait de leurs performances intéressantes dans les procédés à coupe interrompue à grande vitesse de coupe et à sec sur des matières usinées voisines de celles des dentures (aciers de construction). Leurs propriétés intéressantes à haute température font de cette famille de revêtement de bons candidats au taillage à grande vitesse de coupe et à sec.

Il a également été retenu un revêtement autolubrifiant : le MoS_2 afin d'observer sa capacité à combler l'absence de lubrifiant : baisse des énergies de frottement dans la ZCS et réduction des contraintes de cisaillement dans l'outil. Ce revêtement ne sera jamais utilisé seul, mais toujours en association avec une base dure comme l'ont montré les paragraphes précédents.

Enfin les performances des revêtements à base Ti(C,N) seront également étudiées du fait de leurs très grandes résistances à l'abrasion et cela, malgré leurs pertes importantes de caractéristiques tribologiques et mécaniques à haute température.

Le revêtement à base TiN, standard dans l'industrie du taillage à faible vitesse et sous huile entière, sera conservé en tant que revêtement de référence pour cette étude.

Les autres revêtements disponibles alors sur le marché présentaient des risques importants de manque de reproductibilité dans le temps, car ils étaient en plein développement. Compte-tenu du souci d'apporter des solutions fiables et quantifiées à l'industrie automobile, ces derniers n'ont pas été retenus. Les revêtements multicouches, superlattice ou à gradient de composition ne seront donc pas étudiés.

Par ailleurs, la démarche retenue a été de ne travailler que sur des revêtements monocouches (ou sur des revêtements bicouches dans le cas d'une surcouche de MoS_2)), et cela, afin d'isoler les caractéristiques, les modes d'action et les performances individuelles de chacun d'eux.

La sélection des familles de revêtements étant faite, il est important de s'arrêter sur des références précises issues de fabricants déterminés, reconnus par l'industrie du taillage pour la qualité et la reproductibilité de leurs revêtements. La société Platit à Grenchen (Suisse), fabricant de machine de déposition et concepteur de revêtements, a apporté les garanties quant à la maîtrise complète de la chaîne de réalisation des revêtements (Ti,Al)N et MoS_2. Le revêtement Ti(C,N), ainsi que le revêtement TiN standard chez PSA, ont été fournis par la société Saazor, founisseur principal de fraise-mère du groupe PSA. Les revêtements sélectionnés et déposés sur les supports nécessaires à cette étude sont tous issus de fours identifiés avec des réglages figés pour chacun d'eux.

Les modes de déposition retenus et les épaisseurs obtenues pour cette étude ont donc été les suivants :

- TiN (Saazor) : Evaporation par faisceau d'électrons 3.6 µm

- (Ti,Al)N (Platit) : Evaporation par arc électrique 2.9 µm
- MoS_2 (Platit) : Pulvérisation magnétron 3.2 µm
- Ti(C,N) : Evaporation par faisceau d'électrons 2.5 µm

La suite du présent mémoire va consister tout d'abord à présenter les conditions générales dont il faut s'entourer pour réaliser des caractérisations appliquées en usinage, puis, partant sur des bases saines, les résultats des caractérisations tribologiques et thermiques des différents revêtements en usinage seront présentés. Ces résultats permettront notamment d'éclairer les performances constatées de ces revêtements en fraisage, puis en taillage à grande vitesse de coupe et à sec.

4. CONDITIONS D'EVALUATION DES PERFORMANCES DES REVETEMENTS EN USINAGE – APPLICATION AUX OPERATIONS DE COUPE DISCONTINUE

Le chapitre précédent a montré les limites de la transposition pouvant exister entre les essais de caractérisation fondamentale et les sollicitations réelles des outils de coupe lors de l'usinage. Il est ainsi apparu que seuls les essais applicatifs étaient aptes à produire les sollicitations recherchées afin de quantifier les écarts de performance entre plusieurs revêtements. L'objectif de ce chapitre est de montrer les conditions dont il est nécessaire de s'entourer pour évaluer correctement les performances d'un revêtement lors d'un essai applicatif. Ce chapitre s'attachera notamment à montrer l'influence des éléments de la chaîne de fabrication de l'outil, ainsi que de son reconditionnement (cycle de vie de l'outil), i.e. : la rectification, le nettoyage, le traitement thermique, etc.

Un point sur l'état des connaissances de l'influence des paramètres suivants sur la tenue des revêtements sera fait :

- L'intégrité de surface des substrats (contraintes résiduelles, microstructure, micro-géométrie, etc.) ;
- Les cycles thermiques imposés au substrat lors des dépôts successifs ;
- Le déplaquage chimique des revêtements usagés.

Ces points avaient déjà été discutés du point de vue général de l'adhésion d'un revêtement sur un substrat (toutes applications confondues). Ce chapitre se focalisera sur l'influence de ces paramètres sur les performances des outils de coupe.

Enfin, le résultat de nos investigations dans le domaine de la micro-géométrie des arêtes de coupe (préparation des arêtes) sera fait ; domaine d'étude récent et d'actualité qui semble une des bases fondamentales à approfondir pour fiabiliser l'évaluation des revêtements en usinage, et notamment en coupe discontinue (fraisage, taillage, etc.).

Le cas de la fabrication d'outils en acier rapide (ex : fraises-mères monoblocs) sera pris comme support de ce chapître, mais une très large part des remarques qui seront faites pourraient se transposer à de nombreuses productions d'outils de coupe et à d'autres substrats.

4.1. PRISE EN COMPTE DU CYCLE DE VIE DES FRAISES-MERES

Les fraises-mères à lames rapportées en acier rapide sont aujourd'hui les fraises les plus utilisées dans l'industrie automobile. Comme l'a montré le **chapitre 2**, il est nécessaire de distinguer les outils neufs (revêtus) et les outils réaffûtés qui ne possèdent plus de revêtement sur les faces de coupe. Le cycle de vie d'une telle fraise est décrit sur la **figure 4-1**. Chacune des étapes influence la tenue en service des outils de coupe. Les perturbations induites sont identifiées pour une large part, et ont été évoquées dans leurs principes dans le **chapitre 3**.

Aujourd'hui, le situation est en cours d'évolution importante, puisque, comme l'a montré le **chapitre 2**, l'industrie tend vers l'emploi de fraises-mères monoblocs en acier rapide fritté associées à des conditions de coupe très sévères (grande vitesse de coupe, usinage à sec). Cette évolution impose l'utilisation systématique d'outils revêtus afin de conserver une durée de vie acceptable et une constance des performances (lignes de production automatisées). Le cycle de vie des fraises-mères devient donc celui de la **figure 4-2**.

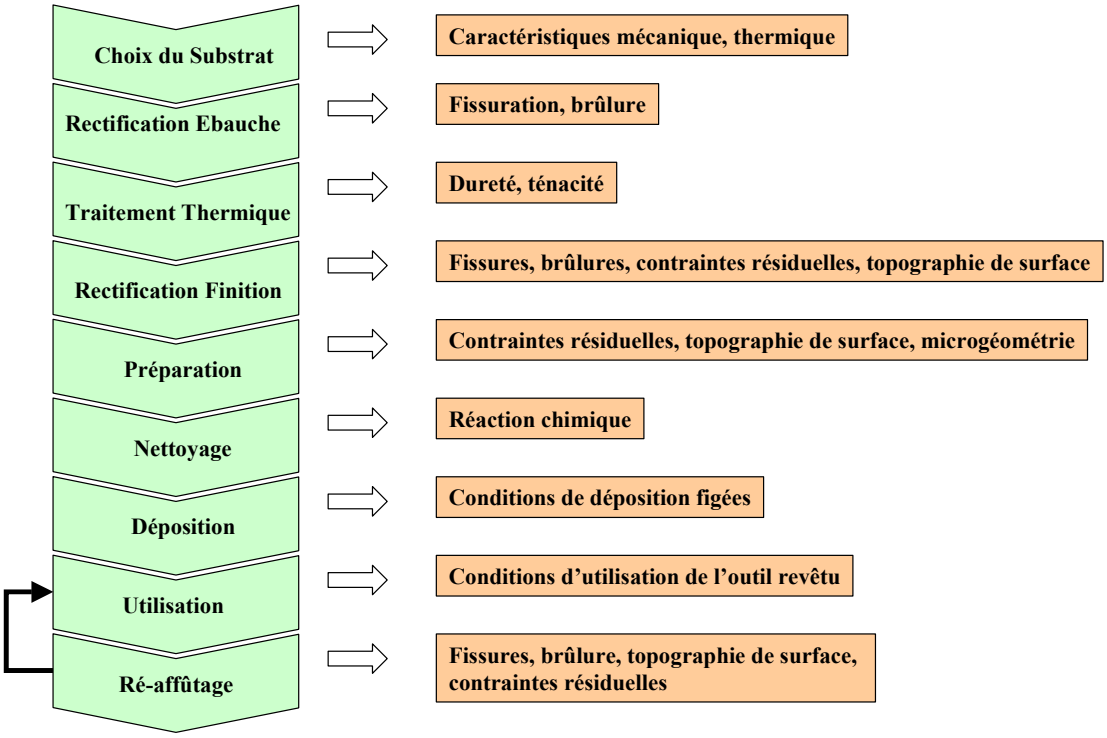


Fig. 4-1 : *Cycle de vie d'une fraise-mère à lames rapportées en acier rapide.*

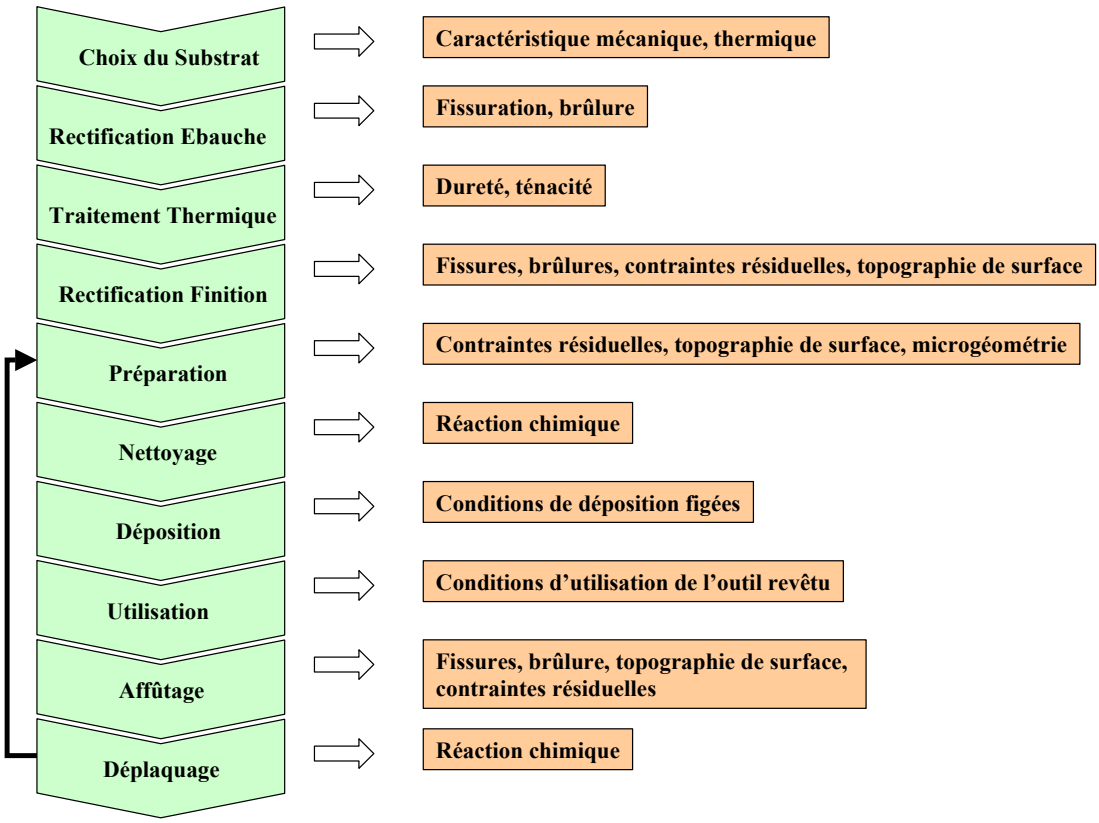


Fig. 4-2 : *Cycle de vie d'une fraise-mère monobloc en acier rapide fritté.*

Cette évolution perturbe les références des fabricants d'outils, de revêtements ainsi que des utilisateurs. Un certain nombre de questions se posent et de nouveaux problèmes aléatoires apparaissent dans les ateliers :

- Quelle est l'influence du déplaquage sur la tenue des revêtements ?
- Quelle est l'influence du ré-affûtage sur la tenue des revêtements ?
- Les revêtements successifs ne risquent-ils pas de provoquer un revenu des substrats ou une relaxation des contraintes résiduelles ?
- Les casses aléatoires d'outils ne sont-elles pas dues à des problèmes de microgéométrie des arêtes de coupe ?

Ces questionnements ne se posaient pas auparavant, car l'absence de revêtements en face de coupe dès la deuxième utilisation de la fraise-mère faisait que la performance des outils était liée principalement aux performances du substrat. La littérature scientifique commence à s'intéresser à ces questions. Les paragraphes suivants présenteront l'état de l'art des connaissances dans ce domaine, ainsi que le résultat de nos investigations sur l'optimisation de la microgéométrie des arêtes de coupe.

4.1.1. INTEGRITE DE SURFACE DES OUTILS

L'intégrité de surface est une notion qui réunit l'état microstructural et mécanique des substrats (contraintes résiduelles), ainsi que la topographie des surfaces. Un résumé de l'état des connaissances sur ce sujet aboutit aux remarques suivantes :

- [Koni_96] a montré que la topographie des surfaces (évaluée par les paramètres normalisés de rugosité) a une influence importante sur la tenue des outils. Ainsi, il semble que plus la rugosité est faible, meilleure est la tenue de l'outil. Il faut donc choisir des paramètres de rectification (meules, débit, etc.) permettant d'aboutir à une topographie de surface assez fine tout en respectant des contraintes économiques réalistes. Les valeurs critiques à ne pas dépasser sont néanmoins très variables d'une application à une autre puisque certains fabricants réalisent au quotidien leurs outils avec des rugosités $R_a \sim 0.3$ µm (valeurs mesurées sur des fraises-mères neuves), alors que d'autres préconisent des valeurs de R_a jusqu'à 2 µm [Ceti_92] ;

- En dehors du fait que la rugosité de surface doit être la plus faible possible, [Chan_98] [Wise_98] [Wein_99] ont montré que l'orientation des stries de rectification avait une influence importante sur les micro-écaillages des arêtes de coupe. Il apparaît ainsi qu'il faut orienter les stries de rectification dans le sens d'évacuation des copeaux. A défaut d'y parvenir, il faut dans tous les cas éviter que les stries soient parallèles aux arêtes de coupe. Dans le cas des fraises-mères, ces recommandations ne peuvent être respectées du fait des contraintes d'accessibilité des outils. Les stries de rectification de la face de coupe sont inévitablement orientées parallèlement à l'orientation de la goujure. Celles-ci sont donc forcément parallèles à la tangente à l'arête de coupe en sommet de dent comme l'illustre la **figure 4-3** ;

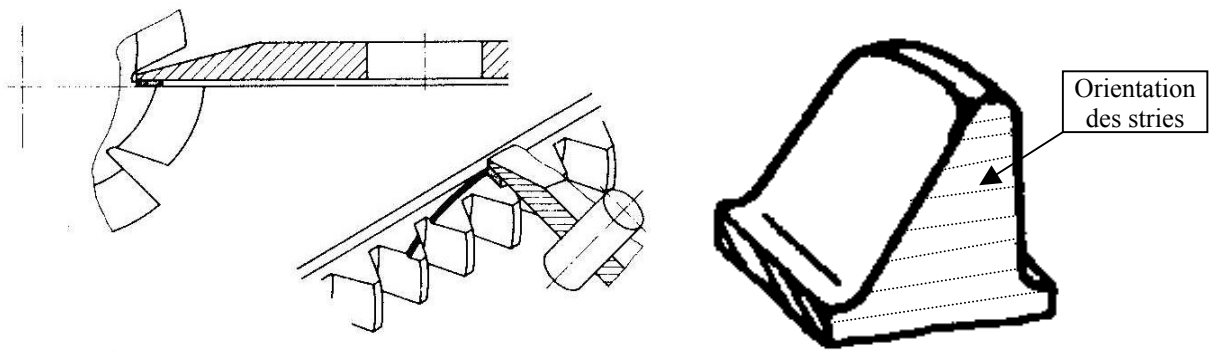


Fig. 4-3 : *Orientation des stries de rectification sur une dent de fraise-mère [Henr_83].*

- La rectification doit également proscrire la présence de bavures sur les arêtes de coupe. Ces bavures sont soit issues de la rectification de la face de coupe, soit de la face en dépouille selon la dernière opération effectuée. Elles provoquent des écaillages du revêtement comme l'illustre la **figure 4-4** observée sur une face de coupe de fraise-mère ;

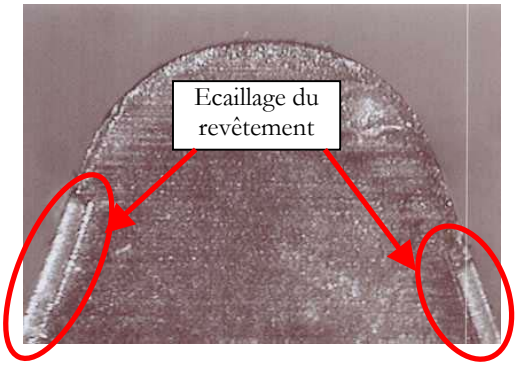


Fig. 4-4 : *Ecaillage du revêtement sur la face de coupe de l'outil du à la présence de bavures sur les arêtes de coupe.*

- La rectification ébauche ou finition des outils doit systématiquement proscrire la génération de fissures [Klei_01] et/ou de modifications microstructurales dans la surface des outils (brûlures d'oxydation, recuit d'adoucissement, couches blanches, etc., **figure 4-5**). De plus, la rectification doit tendre vers l'optimisation du niveau des contraintes résiduelles (contraintes proches de celles du revêtement déposé – voir **chapitre 3**). Cette condition ne posait pas de problèmes jusqu'à l'apparition de certains substrats en acier rapide fritté et fortement alliés, rendant plus difficile leurs rectifications. Le faible savoir-faire des fabricants d'outils sur ces nouveaux substrats permet de constater industriellement des problèmes de ce type.

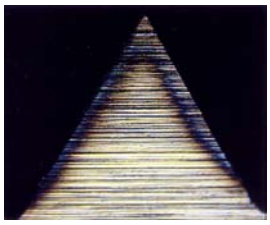


Fig. 4-5 : *Exemple de brûlure observée sur un taraud rectifié [Eras_01].*

Remarque : il n'existe aucune étude quantitative sur l'influence des contraintes résiduelles sur la tenue des outils, car les modes de fabrications des outils ne permettent pas de dissocier les contraintes résiduelles induites et la microgéométrie réalisées. De plus, la complexité de quantification des contraintes résiduelles et le coût très élevé de ce moyen de mesure a freiné les développements scientifiques dans ce domaine.

4.1.2. INFLUENCE DU NETTOYAGE

Le nettoyage est réalisé sur les outils à l'aide d'une série de produits (trichloréthylène, acétone, éthanol). Cette opération n'est pas sans effet sur les caractéristiques des substrats carbures [Kauv_87]. Des études récentes ont montré que, plus cette opération est prolongée, et plus les performances des outils de coupe s'en trouvent affectées [Tons_01]. A l'opposé de ce

raisonnement, il est évident qu'un nettoyage insuffisant entraînerait une mauvaise adhésion des revêtements (**figure 4-6**). Chaque cycle de dépôt doit donc trouver un compromis entre ces deux contraintes. NB : Ces études ayant principalement concerné des substrats carbures, la littérature n'a pas fait état du cas des aciers rapides.

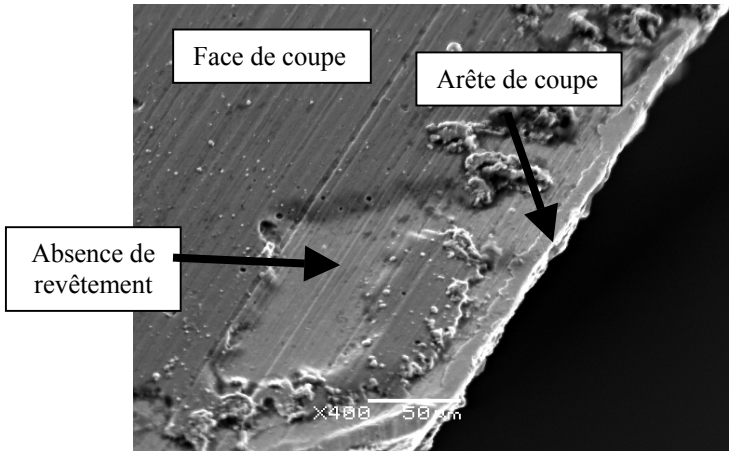


Fig. 4-6 : *Influence d'un mauvais nettoyage d'outil sur la qualité du dépôt - Exemple d'une arête d'une plaquette SENM en acier rapide.*

4.1.3. INFLUENCE DU REAFFUTAGE

Le raffûtage des fraises-mères constitue la première étape du cycle de reconditionnement après utilisation. Divers cas existent :

- Le réaffûtage est réalisé par le fournisseur d'outil ;
- Le réaffûtage est réalisé chez un sous-traitant spécialisé ;
- Le réaffûtage est réalisé en interne.

La politique technique des sociétés a longtemps fait que l'on cherchait à intégrer le maximum de techniques au sein des sociétés de production. Cette politique a été remise en cause dans beaucoup de domaines, mais a perduré dans le domaine des outils de taillage. En effet, le re-revêtement des fraises-mères à lames rapportées n'étant pas possible, ces sociétés trouvaient un avantage important à cette situation via une diminution des outils en cours et à une plus grande réactivité de reconditionnement des outils.

Avec l'évolution vers des re-revêtements systématiques, l'industrie se situe aujourd'hui dans une période intermédiaire où les sociétés de production tendent à s'accrocher à leurs services d'affûtage, alors que les sous-traitants en affûtage se présentent avec des prix très attractifs ; leurs objectifs communs étant dans tous les cas de court-circuiter le fournisseur d'outils, afin de réduire les coûts et les délais de reconditionnement.

Cette situation conduit aujourd'hui à constater que les outils ainsi reconditionnés subissent des chutes de performances très importantes, mais surtout une inconstance des résultats [Klei_02]

[Ceti_92]. Cette situation vient notamment des phénomènes présentés dans le paragraphe précédent. Ainsi les ateliers d'affûtage intégrés et les sous-traitants ont des contraintes de productivité qui les obligent à affûter les outils avec des débits bien plus importants que le fabricant initial, car ils n'ont pas la valeur ajoutée de la conception du produit. De plus, ces entités ne possèdent pas non plus de recul sur les conditions de rectification des nouveaux substrats très alliés. Il est fréquent de constater que les outils ainsi ré-affûtées ont dans le meilleur des cas des irrégularités de surface très importantes (rugosité), et dans le pire des cas des brûlures ou des fissures. Pour illustrer ce propos, la **figure 4-7** présente le résultat d'une expertise faite sur une fraise-mère neuve et sur cette même fraise-mère ré-affûtée par un service interne à une grande société de production d'engrenages (référence de la société tenue confidentielle).

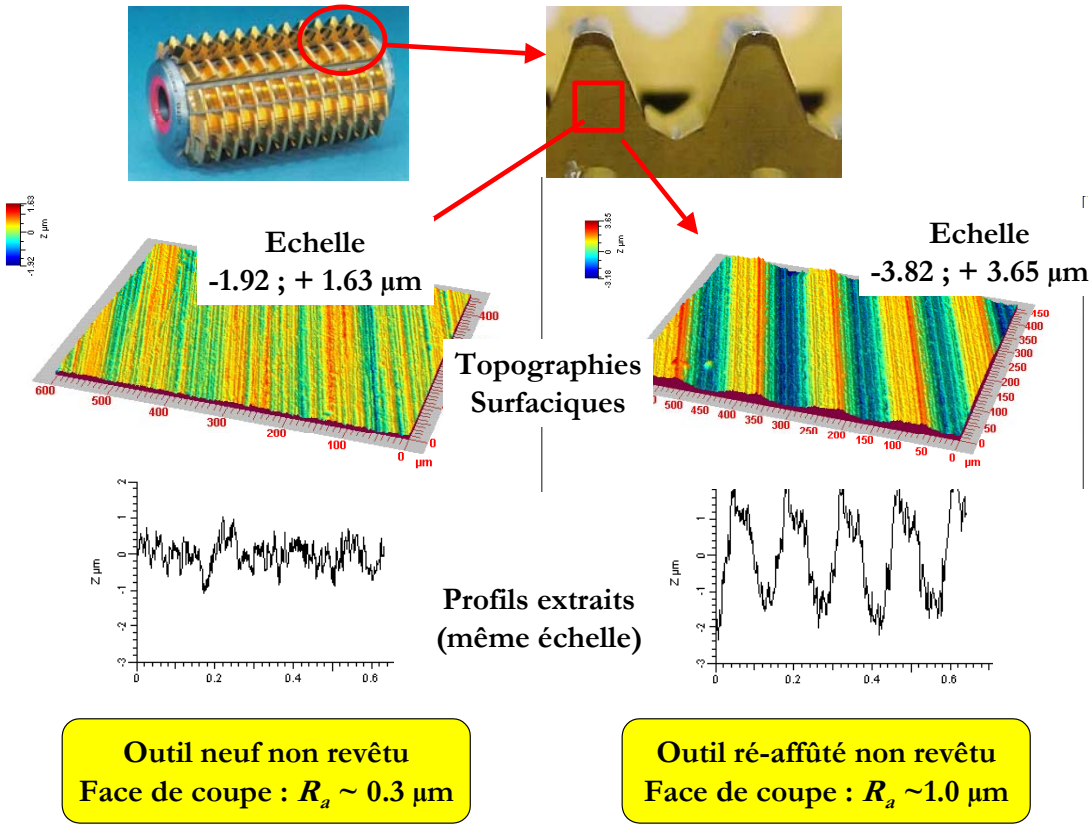


Fig. 4-7 : *Comparaison des topographies de surface de la face de coupe d'un même outil à son état neuf (à gauche) et après réaffûtage par un service d'affûtage extérieur (à droite).*

Des écarts importants de topographie de surface sont observés (mesures par interférométrie laser sur appareil WYKO du Laboratoire LTDS de Lyon). La quantification de ces écarts conduit à voir que le paramètre de rugosité R_a passe de 0.3 µm à plus de 1.0 µm. Les chutes de performances observées après le reconditionnement ne sont dès lors pas étonnants : chute de 50 % du nombre de dentures taillées dans le cas présent.

Des analyses identiques ont également été réalisées sur une dizaine de fraises-mères neuves issues de fabricants différents. Des écarts très importants existent également. Les rugosités R_a relevées vont de 0.2 à 0.8 µm pour une même famille de fraise-mère.

Il apparaît dès lors indispensable de repenser intégralement les opérations de ré-affûtage avec un objectif visant à optimiser le coût de l'opération tout en bornant des critères de qualités de surface aujourd'hui absents. Il faut dans tous les cas viser à obtenir un outil avec des surfaces identiques à celles originellement existantes afin d'assurer une bonne reproductibilité aux opérations de taillage tout au long du cycle de vie d'une fraise-mère.

4.1.4. INFLUENCE DU DEPLAQUAGE

A l'issue de l'affûtage des faces de coupe des outils, une attaque chimique du revêtement permet d'enlever le revêtement demeurant sur la face de dépouille des outils. Cette opération permet de retrouver un substrat vierge dans l'ensemble de la partie active des outils. Des produits de compositions variables sont utilisés en fonction du type de revêtement déposé (H_2O_2 pour les revêtements (Ti,Al)N, HCl pour le CrN, H_2SO_4 pour le Cr_2N, etc.). Ces déplaquages peuvent être pratiqués de façon très variables d'une société à une autre et des risques importants de réactions chimiques existent entre le produit utilisé et le substrat. Ainsi, [Klei_02] a montré que le déplaquage entraînait une chute des performances des fraises en carbure par réaction avec la phase liante en cobalt. Cet état de fait interdit aujourd'hui le re-revêtement sur ce type de substrat. Dans le cas des aciers rapides, les réactions chimiques existantes sont beaucoup moins bien connues, mais une dérive existe. Il est cependant difficile de faire la part des choses entre l'influence du déplaquage et l'influence du re-revêtement qui sera évoqué dans le paragraphe suivant.

4.1.5. INFLUENCE DU RE-REVETEMENT

Le re-revêtement entraîne des cycles thermiques prolongés et à haute température (~ 500 °C) pour les outils de coupe. Le risque est multiple. Il est possible de constater une chute des contraintes résiduelles du substrat (évolution vers l'équilibre). [Klei_02] a montré que les cycles thermiques entraînaient une chute des performances liées à une relaxation des contraintes résiduelles dans le cas des substrats en carbure (**figure 4-8**). Cette chute des contraintes résiduelles se traduit notamment par une chute de l'adhésion du revêtement. Dans le cas des aciers rapides, aucune étude n'a été réalisée à notre connaissance. Il paraît cependant probable que des tendances similaires seraient observées.

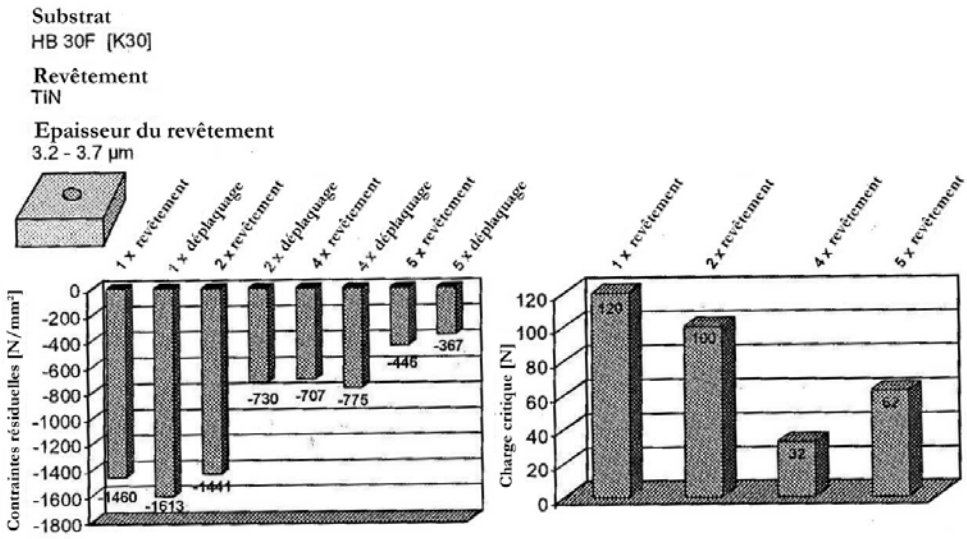


Fig. 4-8 : *Evolution du niveau de contraintes résiduelles du substrat et de la charge critique lors d'un essai de rayage avec le nombre de cycle de re-revêtement [Klei_02].*

Cette constatation doit inciter les fabricants de revêtements à trouver des méthodes permettant de maintenir un niveau constant de contraintes résiduelles aux interfaces substrat/revêtement afin de maintenir les qualités d'adhésion.

4.1.6. CONDITIONS D'UTILISATION DES OUTILS

Les études dans le monde des revêtements sont parfois réalisées sans se soucier des conditions dans lesquelles vont se faire les essais applicatifs concernés, et notamment les essais de quantification sensés évaluer les gains du revêtement étudié. Ainsi, certains spécialistes en revêtement mettent en œuvre des essais de perçage à basse vitesse de coupe dans de l'acier inoxydable pour qualifier des revêtements qui serviront à des applications de taillage à fraise-mère à grande vitesse dans de l'acier de construction. Il paraît évident que notre objectif n'est pas de porter un jugement sur tels ou tels travaux, mais de faire prendre conscience que les conditions de réalisation d'un essai applicatif sont d'une importance fondamentale. Ces conditions doivent respecter les contraintes suivantes :

- Mettre en œuvre des sollicitations se rapprochant ce celles de l'outil en utilisation industrielle (conditions de coupe voisines). Dans le cas du taillage ces conditions doivent prendre en compte les éléments suivants : vitesse de coupe, épaisseur de copeau, module, mode de lubrification, shifting, etc. ;
- Utiliser les mêmes substrats et les mêmes matières usinées que l'application industrielle ;

- Utiliser un mode d'élaboration et de reconditionnement des outils similaires à celui de l'application industrielle.

La lecture de la norme française NFE 66-520 est une bonne illustration de ce principe. Elle propose une démarche à suivre pour cerner le domaine d'utilisation réaliste d'un outil de coupe, à savoir : le domaine de fonctionnement. Elle précise notamment que deux outils ayant des domaines de fonctionnement disjoints ne peuvent en aucun cas être comparés, de même qu'un outil ne présentant pas un mode d'usure stable et reproductible (ex : usure en dépouille ou en cratère dominante) n'a aucun intérêt industriel et donc, à ce titre, ne peut être comparé à un autre outil valide.
La pratique de l'analyse des articles scientifiques dans le domaine des revêtements pour outils de coupe font souvent état de résultats d'outils écaillés ou cassés, qui n'ont aucun intérêt industriel. De même, il est fréquent de trouver des résultats d'essais faisant état de durée de vie de 5 minutes ou moins en fraisage d'aciers de construction (par exemple), alors qu'une pratique industrielle raisonnable révèle qu'une fraise doit au moins présenter une durée de vie de 30 à 40 min pour espérer trouver une application concrète. La plupart du temps, les auteurs de ces travaux n'ont pas pris en compte la notion de domaine de fonctionnement d'un outil dans une opération industrielle donnée.

De plus, la pratique de l'usinage à sec rend le problème encore plus complexe. En effet, l'usinage à sec fait apparaître des réactions d'oxydation qui peuvent améliorer ou au contraire détériorer les performances d'un revêtement. Ainsi, il a clairement été montré dans le chapitre précédent que les revêtements base (Ti,Al)N présentaient de bonnes performances à partir d'une vitesse de coupe minimum (activation thermique) [Quin_96] [Vaz_98]. Cette remarque conduit à cibler encore d'avantage les domaines de fonctionnement en fonction des sollicitations thermo-mécaniques imposées par l'usinage et de la réaction des revêtements étudiés.

Il importe donc de bien garder à l'esprit que la quantification des performances d'un revêtement pour outils de coupe doit se faire dans des conditions adaptées à l'application industrielle visée, et susceptibles d'exacerber les propriétés bénéfiques des revêtements étudiés.

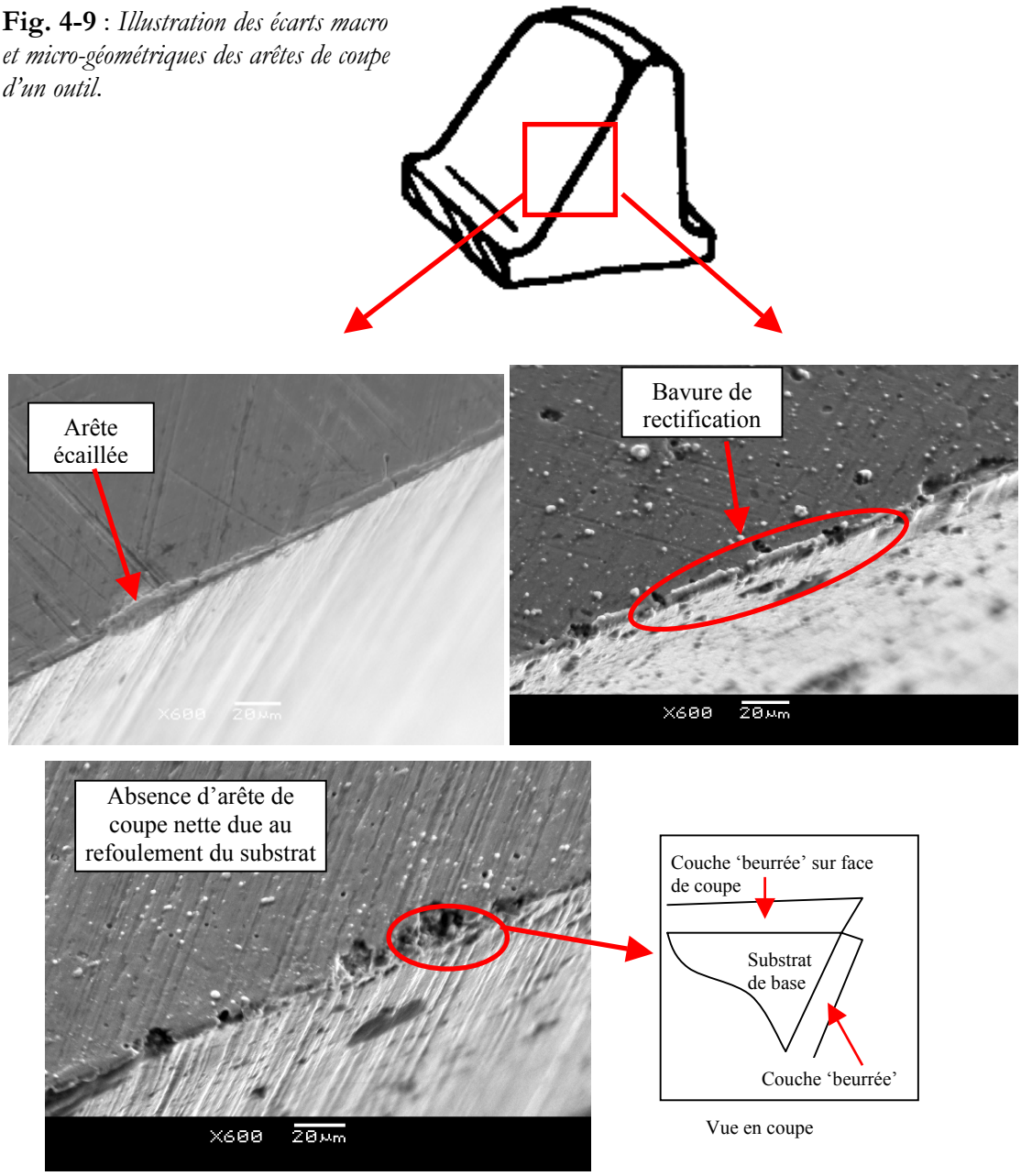
4.2. INFLUENCE DU MODE DE PREPARATION DES OUTILS EN COUPE DISCONTINUE

4.2.1. MISE EN EVIDENCE DES PROBLEMES D'UTILISATION D'OUTILS RECTIFIES ET NON PREPARES

Quoiqu'il en soit des précautions précitées et même si l'on décide de ne travailler qu'avec des outils neufs, un problème demeurera toujours. Il s'agit de la microgéométrie des arêtes de coupe. En effet, à l'intersection entre la face de coupe et de la face de dépouille se forme une arête qui est une ligne théoriquement parfaite à l'échelle macroscopique de l'outil (**figure 4-9**), mais qui, à l'échelle microscopique, révèle des irrégularités très importantes. Il paraît clair que ces irrégularités sont d'autant plus faibles que la rugosité de chacune des deux faces est faible. Cela explique en partie l'intérêt de rectifier finement les outils. Néanmoins, les problèmes de bavures (ou morfils), de micro-écaillage et de refoulement de la matière (beurrage) liés à la rectification demeureront toujours, voire même peuvent s'accentuer lorsque l'on cherche à obtenir des rugosités fines ou lorsque l'on introduit de nouveaux substrats fortement alliés.
Ces défauts entraînent des usures aléatoires des outils, ainsi que des performances très médiocres et cela d'autant plus que l'on cherche à accroître les sollicitations subies par les outils de coupe (haute vitesse de coupe et usinage à sec). L'utilisation d'outils revêtus présentant intialement des arêtes aussi disparates ne permet pas d'évaluer les performances des revêtements, mais plutôt celles des micro-géométries d'arête.
Il apparaît dès lors nécessaire d'ajouter une opération de finition des arêtes de coupe permettant de calibrer leurs géométries en vue de les renforcer et de rendre leurs usures progressives et reproductibles. A cette seule condition, il pourra s'envisager de comparer les performances de différents revêtements.

[Tren_91] avait, dès 1991, indiqué que le mode de préparation était un sujet d'avenir. Depuis cette date, un certain nombre de méthodes a été développé, mais seul le micro-sablage (aussi appelé sablage) et le brossage ont réellement trouvé un écho industriel. Néanmoins, certains fabricants d'outils font de la préparation d'arête sans en avoir forcément conscience, via l'utilisation de gommes abrasives ou des brosses rotatives que les opérateurs passent manuellement sur les arêtes affûtées. Ces méthodes présentent un avantage certain en terme de coût, mais sont très hasardeuses du point de vue de la reproductibilité d'un opérateur à un autre (oubli de certaines zones dans les outils complexes comme les fraises-mères, orientation et pression différentes de l'abrasif, etc.). Elles ne peuvent donc pas être considérées comme des modes de préparation à vocation industrielle pour l'industrie de grande série qui exige une grande reproductibilité.

Fig. 4-9 : *Illustration des écarts macro et micro-géométriques des arêtes de coupe d'un outil.*



Le principe du procédé de micro-sablage sera décrit ci-après. Le procédé de brossage ne sera pas décrit car il n'est pas applicable aux fraises-mères du fait d'une hauteur de dents trop importantes (problème d'accessibilité des poils des brosses). Cette méthode s'applique plutôt aux plaquettes et aux petits outils rotatifs monoblocs.

Une nouvelle méthode de superfinition sera également présentée ; méthode qui semble intéressante pour la préparation des outils complexes comme les fraises-mères.

Le micro-sablage des outils de coupe

Il s'agit d'une méthode très ancienne consistant à projeter à grande vitesse des grains d'abrasifs sur l'outil (SiC ou Al_2O_3 de quelques micromètres de diamètres). Les paramètres variables sur ce procédé sont la nature des abrasifs et la taille de grains, la vitesse et le débit de sortie des grains (pression ~ 6 bars), l'orientation du jet par rapport aux surfaces à traiter, ainsi que le temps d'exposition sous le jet. A partir de ces données, le procédé peut être manuel ou automatique. Les modifications induites dans la surface traitée dépendent essentiellement de l'énergie cinétique transmise par les grains et de la quantité de grains ayant impactés une région donnée.
Nul n'est besoin d'insister sur le fait qu'un processus automatique dans un dispositif dédié est hautement plus reproductible. La **figure 4-10** illustre les supports utilisés pour le micro-sablage automatique des plaquettes sans trou de fixation.

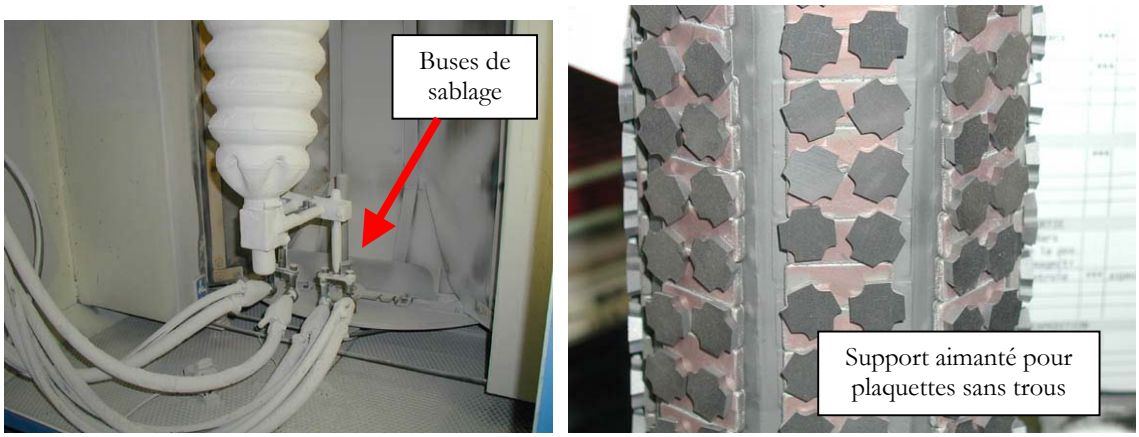


Fig. 4-10 : *Photo d'un dispositif de micro-sablage automatique.*

Le rodage des outils de coupe

Le procédé de rodage par extrusion de pâte abrasive est une méthode de superfinition très utilisée pour l'ébavurage de surfaces inaccessibles par des procédés externes comme le micro-sablage, mais aussi dans des applications nécessitant une rugosité très fine (filière d'extrusion de profilés en plastique, prothèses médicales, pièces aéronautiques, etc.).
Le principe du procédé est décrit sur la **figure 4-11**. Il se présente sous la forme de deux pistons qui maintiennent de la pâte abrasive en pression de part et d'autre de la pièce à traiter. Les pistons font ensuite un mouvement de va et vient afin de déplacer la pâte par rapport aux surfaces à traiter.

Les variables de ce procédé sont : la nature de la pâte (nature, taille et concentration des abrasifs), nature de la matrice polymère (viscosité, etc.), pression, volume de pâte extrudée.

Chaque pièce nécessite un outillage spécifique qui a pour but de maintenir la pièce en position pendant l'extrusion, mais aussi de guider le flux de pâte dans la zone à traiter.

L'avantage majeur de procédé réside dans sa très grande reproductibilité, ainsi que dans la très grande souplesse des réglages permettant d'obtenir une très grande variété de formes. Il permet de roder toutes les formes d'outils (mêmes les plus complexes) du fait du haut pouvoir de pénétration de la pâte dans les interstices.

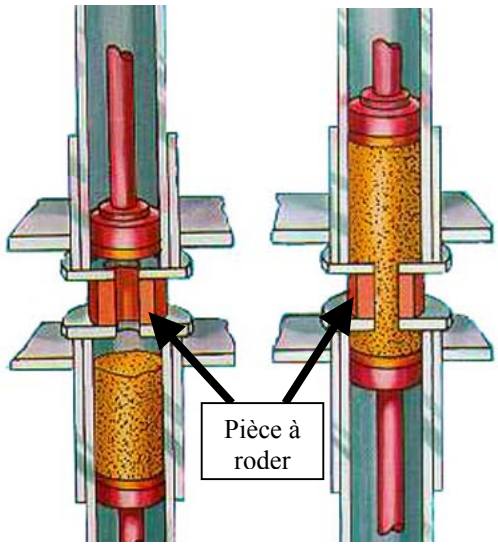


Fig. 4-11 : *Principe du rodage par extrusion de pâte abrasive [Extr_02].*

Géométrie des arêtes préparées

A l'issue de l'opération de préparation, la géométrie des arêtes de coupe est modifiée. Trois formes différentes de préparation d'arête référencées sont considérées ci-dessous (**figure 4-12**).

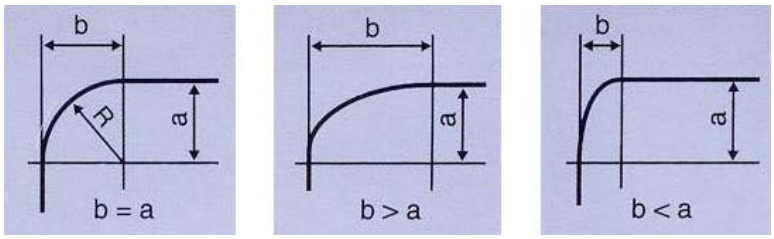


Fig. 4-12 : *Les 3 familles de géométrie d'arête de coupe [Gerb_01] (à gauche : arête circulaire, à droite : arête en chute d'eau).*

4.2.2. INFLUENCE DES PREPARATIONS SUR LA TENUE DES OUTILS EN FRAISAGE (ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE)

Parmi l'ensemble des modes de préparation des outils, seul le micro-sablage a largement été discuté dans la littérature scientifique ou technique. Ces études ont majoritairement porté sur des outils en substrat en carbure du fait des grandes difficultés de rectification de ce substrat. Très peu d'études ont porté sur les substrats en acier rapide, et encore moins sur les nouveaux aciers rapides frittés fortement alliés.

Deux types d'analyses ont été faites : des analyses portant sur la tenue à l'adhésion des revêtements (évalués par indentation selon la norme VDI 3198) et des analyses portant sur la tenue dans différentes opérations d'usinage.

Influence du micro-sablage sur l'état des outils

- Le micro-sablage permet d'améliorer l'adhésion des revêtements [Kloc_99b] ;
- Il améliore la rugosité moyenne et supprime les pics [Tons_99] [Bouz_00b] ;
- Le micro-sablage modifie le champ de contraintes résiduelles dans le substrat par rapport à la rectification [Kloc_99b]. L'énergie cinétique transmise à chaque grain de sable vient écrouir la surface de l'outil. Le micro-sablage permet également d'homogénéiser le champ de contraintes résiduelles entre les directions parallèles et perpendiculaires aux stries de rectification ;
- Le micro-sablage enlève une grande partie des bavures de rectification par effet mécanique [Brad_00] [Tons_97] ;
- Le micro-sablage permet d'arrondir les arêtes des outils ce qui les rend plus résistantes aux efforts et surtout aux chocs. [Bouz_00b] a montré qu'un outil possédant un rayon d'arête plus important subit un champ de contrainte notablement plus faible en compression pour un effort résultant donné. Cet auteur n'a cependant pas traité l'influence du rayon sur le niveau de l'effort appliqué.

Influence du micro-sablage sur la performance des outils en usinage

- [Knot_92] a montré que le micro-sablage permettait d'améliorer la tenue des revêtements en tournage par rapport à des outils rectifiés ou polis ;
- [Kloc_97] indique que le micro-sablage améliore la tenue des forets carbure dans l'acier. Il semble empêcher les micro-écaillages et les fissurations ;
- [Plat_00] [Bouz_02] [Bouz_01] a montré que le micro-sablage permettait d'améliorer la tenue en fraisage des revêtements (et cela d'autant plus que le rayon est important à condition de considérer un faible critère d'usure en dépouille (VB_{max} < 0.05 mm). Il retarde l'apparition des premiers signes d'usure ;
- D'après [Klei_02], le micro-sablage après ré-affûtage permet de retrouver les performances d'un outil déjà sablé à l'état neuf. Il semble ainsi éliminer les risques demeurant à l'issue des opérations de ré-affûtage et de déplaquage : bavures, élimination des contraintes résiduelles, attaque chimique du substrat, modification de la topographie de surface, etc. Il semble aussi éliminer les risques de relaxation de contraintes liés aux

multiples cycles thermiques lors des dépôts successifs (maintien des contraintes en compression par effet mécanique).

Les limites du micro-sablage

Le micro-sablage présente des limitations sur deux aspects.

- Tout d'abord, l'effet bénéfique du rayon d'arête présente évidemment une limite supérieure correspondant à une incapacité de l'outil à couper la matière de façon satisfaisante (**figure 4-13**). En effet, lorsque celui-ci devient du même ordre de grandeur que l'épaisseur de matière à couper, la résultante de l'effort de coupe va croître de façon considérable. De plus, la zone d'application de cet effort va se limiter à l'extrémité du rayon ce qui va faire croître énormément les contraintes de cisaillement sur la face en dépouille de l'outil, d'où un risque d'écaillage élevé. Ainsi [Bouz_00b] a montré par des essais de fraisage qu'un copeau d'épaisseur trop faible par rapport au rayon de l'arête pouvait entraîner une dégradation accélérée de l'outil. Il est donc important de bien proportionner le rapport entre l'épaisseur de copeau que l'on cherche à enlever et le rayon d'arête de l'outil. Cette remarque justifie notamment l'étude de l'évolution de l'énergie spécifique lors de la recherche du domaine de fonctionnement de l'outil en fonction de son avance (Norme du Couple Outil-Matière – NFE66-520), car l'avance conditionne l'épaisseur de copeau maximale d'après **l'équation 4-1**.

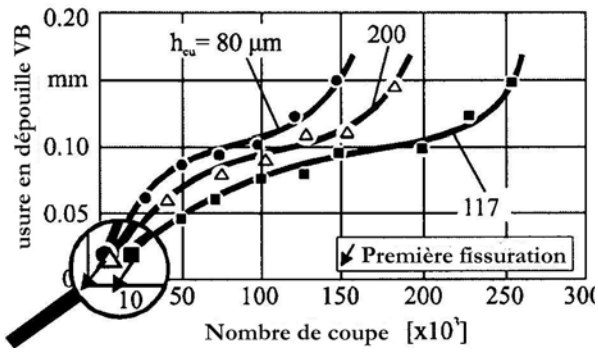


Fig. 4-13 : *Influence du rayon d'arête sur l'évolution de l'usure en dépouille des outils en fraisage.*

$$h_{\max} = 2.f_z.\sqrt{\frac{a_e}{D}(1-\frac{a_e}{D})} \qquad \text{Epaisseur maximale de copeau} \qquad \textbf{(4-1)}$$

avec : a_e : engagement axial (mm), D : diamètre de la fraise (mm), f_z : avance par dent (mm)

- La deuxième limitation du micro-sablage porte sur les paramètres de réglage de cette opération. Ainsi [Meie_96] a montré que le micro-sablage apportait une amélioration significative de la durée de vie des outils dans tous les domaines de l'usinage. Il montre également que ces gains peuvent être très divers d'une application à une autre et qu'il est indispensable de choisir des réglages adaptés à chaque application (rayon d'arête adapté).

[Bouz_02c] et [Tons_99] ont également montré que de mauvais réglages du micro-sablage pouvaient détériorer le substrat carbure par déchaussement des grains de carbure en dehors de la matrice cobalt. Les conditions de micro-sablage doivent être choisies judicieusement afin de trouver un compromis permettant de préserver les grains de carbure tout en les laissant saillant. Le micro-sablage doit améliorer la topographie de surface et non la détériorer. Il doit également induire des contraintes résiduelles qui ne soient pas trop supérieures à celle du revêtement qui sera déposé.

De plus [Bouz_02c] a montré que les paramètres de micro-sablage doivent veiller à ne pas laisser adhérer des éléments abrasifs (SiC ou Al_2O_3), ce qui risquerait de faire chuter les qualités d'adhésion des revêtements.

4.2.3. LA MICRO-GEOMETRIE DES ARETES DE COUPE EN ACIER RAPIDE FRITTE

L'ensemble des observations faites dans la synthèse bibliographique précédente montre l'intérêt du sablage pour calibrer la micro-géométrie des arêtes de coupe des outils en carbure. Par contre, aucune de ces études n'a développé des études équivalentes dans le cas des nouveaux outils en substrat acier rapide fritté fortement allié ; substrat présentant des comportements se rapprochant de plus en plus de ceux de carbures.

Pour palier à cette absence d'informations fondamentales pour notre développement de nouveaux revêtements en taillage, une série de plaquettes en acier rapide fritté ASP 2052 ont été fabriquées puis préparées avec différentes méthodes.

La géométrie des plaquettes a été choisie afin d'évaluer les préparations d'arête lors d'une opération de coupe discontinue (fraisage de surfaçage). Les faces ont été rectifiées avec 3 gammes de rugosité R_a ~ 0.1, 0.3 et 0.7 µm. Les stries des faces de dépouilles ont été orientées perpendiculairement aux arêtes de coupe. Les stries sur les faces de coupe ont été rectifiées selon une diagonale, afin de respecter les consignes évoquées précédemment (pas de stries parallèles aux arêtes de coupe pour deux d'entre elles).

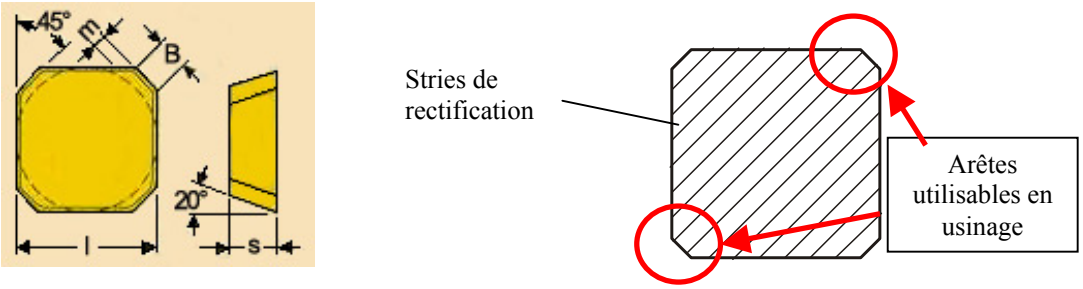


Fig. 4-14 : *Géométrie des plaquettes SENM en acier rapide fritté (l = 12 mm, s = 3.18 mm, B = 1.6 mm).*

4.2.4. INFLUENCE DU MICRO-SABLAGE SUR L'ETAT DES OUTILS

Les plaquettes ont été préparées par micro-sablage. Le résultat de ces préparations sur l'état des outils est présenté ci-après.

Influence du micro-sablage sur la géométrie des arêtes de coupe

L'observation des arêtes fait apparaître que le micro-sablage conduit à un arrondi d'arête significatif et qui rend les arêtes de coupe plus homogènes (**figure 4-15**). Les irrégularités et les bavures de rectification sont supprimées la plupart du temps. L'angle saillant entre l'arête principale de coupe et l'arête secondaire est arrondi ce qui renforce sa résistance aux chocs. L'arrondi des arêtes sablées est de l'ordre de r_β = 10 µm en les assimilant à un cercle à l'aide d'un profilomètre à contact.

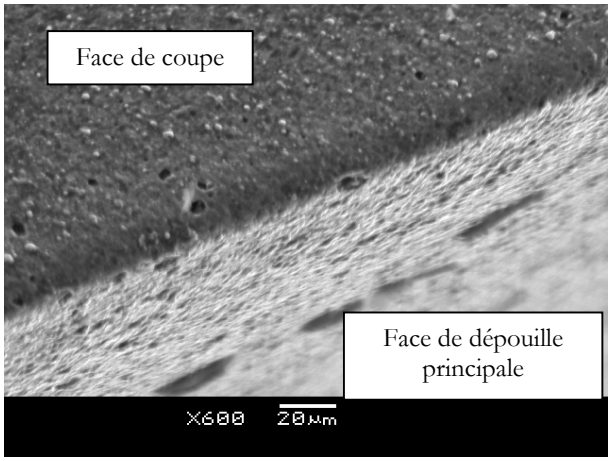


Fig. 4-15 : *Plaquette en ASP 2052 sablée puis revêtue (rugosité initiale* R_a *~ 0.1 µm).*

Influence du micro-sablage sur la topographie de surface des plaquettes non revêtues

Des analyses topographiques ont été réalisées sur les plaquettes initiales afin de qualifier et de quantifier l'évolution de la topographie pour les 3 gammes de rugosité initiale (relevés obtenus par interférométrie laser au LTDS de l'E.C.Lyon). L'analyse des **figures 4-16 et 4-17** montre que le micro-sablage détériore le paramètre de rugosité R_a pour la plaquette initialement rectifiée à R_a ~ 0.1 µm, alors qu'elle n'influence quasiment pas les plaquettes à partir de R_a ~ 0.3 µm. La rugosité moyenne est par contre améliorée pour les plaquettes initialement rectifiées à R_a ~ 0.7 µm. Il apparaît ainsi que le micro-sablage améliore la rugosité moyenne des plaquettes rectifiées grossièrement, mais au contraire détériore la rugosité des plaquettes rectifiées finement. De plus il apparaît que les réglages de micro-sablage choisis ne permettent pas d'obtenir des rugosités finales inférieures à R_a ~ 0.25 µm.

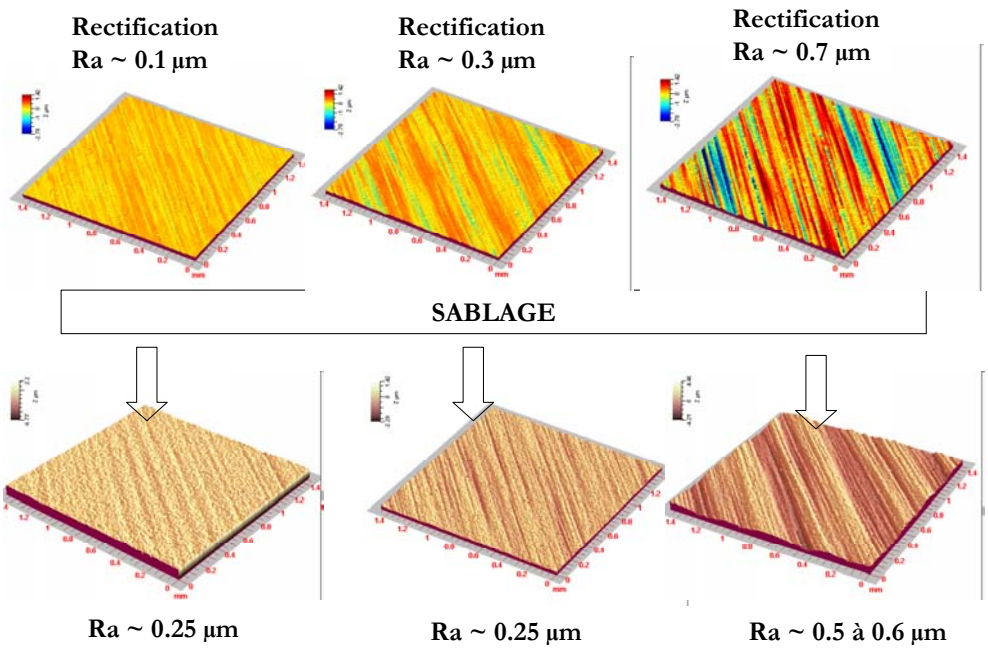


Fig. 4-16 : *Influence du micro-sablage sur la topographie de surface des outils en ASP 2052 non revêtus.*

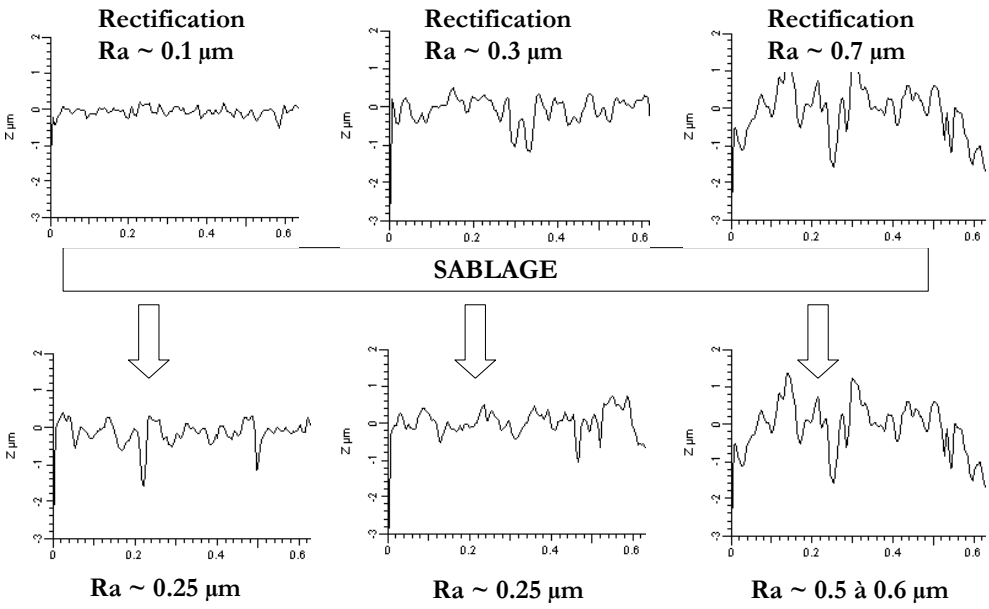


Fig. 4-17 : *Influence du micro-sablage sur le profil de rugosité des outils en ASP 2052 non revêtus.*

Cependant, le paramètre de rugosité R_a n'est pas l'unique paramètre à prendre en considération. Il faut aussi s'intéresser à la topographie qualitative de la surface. Ainsi, il apparaît qu'une opération de micro-sablage sur une surface rectifiée initialement à $R_a \sim 0.1$ µm fait quasiment disparaître toutes traces des stries de rectification. L'analyse spectrale faite sur le relevé topographique de ces plaquettes ne permet pas de distinguer d'orientation privilégiée, alors que la plaquette rectifiée avant micro-sablage en indiquait une (**figure 4-18**).

A contrario, la plaquette initialement rectifiée à R_a ~ 0.3 µm montre toujours après micro-sablage une orientation privilégiée des irrégularités (stries de rectification). Cela permet de voir que, bien que les deux plaquettes aient une valeur finale voisine de R_a, les stries de rectification demeurent dans le cas de l'outil avec un R_a initial voisin de 0.3 µm. Dans ce cas, les risques d'écaillage demeurent lorsque les stries sont parallèles à l'arête de coupe. Dès lors, il n'est pas dit que les plaquettes issues de ces 2 gammes de fabrication donnent des résultats similaires.

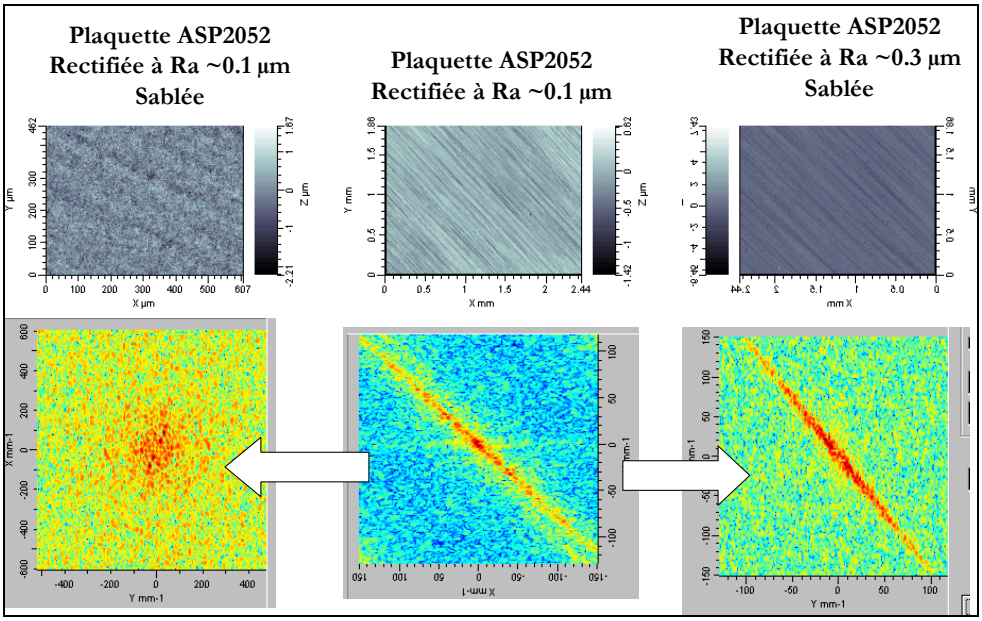


Fig. 4-18 : *Analyse spectrale des surfaces préparées et non revêtues.*

Influence du micro-sablage sur le niveau des contraintes résiduelles

L'influence du micro-sablage sur le niveau des contraintes résiduelles a été quantifiée au centre de la face de coupe des différentes plaquettes en faisant l'hypothèse que des résultats similaires pourraient se trouver au niveau de l'arête (zone non mesurable). Ces mesures ont été réalisées par le laboratoire LM3 de l'ENSAM de Paris. Les résultats de mesure sont présentés sur le **tableau 4-2**.

	σ⊥ (MPa)	σ// (MPa)
ASP 2052 – Rectifiée R_a ~ 0.1 µm	-1300 ± 75	-1050 ± 40
ASP 2052 – Rectifiée R_a ~ 0.1 µm + Sablée	-855 ± 55	-850 ± 45
ASP 2052 – Rectifiée R_a ~ 0.7 µm	-570 ± 50	-390 ± 30
ASP 2052 – Rectifiée R_a ~ 0.7 µm + Sablée	-890 ± 50	-900 ± 45

Tab. 4-2 : *Contraintes résiduelles surfaciques parallèles ou perpendiculaires aux stries de rectification sur des plaquettes en ASP 2052.*

L'analyse de ces chiffres montre que l'opération de micro-sablage ne permet pas d'améliorer le niveau des contraintes résiduelles des surfaces rectifiées, puisque leurs niveaux absolus remontent de 200 ou 450 MPa en fonction de la direction de mesure. Par contre, il apparaît que le micro-sablage rend le champ de contrainte isotrope car le niveau atteint est identique quelle que soit la direction de mesure.

Les conditions de rectification semblent avoir une influence importante sur le niveau des contraintes résiduelles obtenues. Dans le cas de la surface rectifiée avec une rugosité $R_a \sim 0.7$ µm, le niveau des contraintes est nettement plus proche de l'équilibre (-570 et –390 MPa). Le micro-sablage réalisé permet d'améliorer le niveau de contrainte et de le ramener à un niveau quasiment identique à celui de l'outil rectifié avec une rugosité $R_a \sim 0.1$ µm.

Les deux éléments précédents permettent de dire qu'il ne faut pas conclure que le micro-sablage permet de faire baisser systématiquement le niveau de contrainte résiduelle. Il apparaît plutôt que le micro-sablage permet d'atteindre un niveau de contrainte fonction des réglages choisis (taille et énergie cinétique des grains d'abrasifs) et du niveau initial des contraintes de la surface traitée. Par contre, le micro-sablage permet d'aboutir dans tous les cas à un niveau de contraintes résiduelles intéressantes pour l'adhésion des revêtements. En effet, le **chapitre 3** a bien fait ressortir que le niveau des contraintes du substrat doit être homogène et proche de celui du revêtement afin d'optimiser l'adhésion de ce dernier. Le niveau de contrainte résiduelle des revêtements utilisés n'est pas connu. Néanmoins, si l'on compare les résultats de mesure faites par [Ton_99] sur un revêtement PVD (Ti,Al)N différent, celui-ci indique des niveaux de contraintes résiduelles compris entre –600 et –800 MPa. Si on fait l'hypothèse grossière que les revêtements étudiés sont du même ordre de grandeur, alors le niveau de contrainte issu du micro-sablage est favorable à l'adhésion (pour les paramètres de micro-sablage adoptés).

Par ailleurs, le **paragraphe 4-1-5** a fait ressortir l'évolution du niveau des contraintes résiduelles vers l'équilibre au fur et à mesure des cycles de déposition. Les analyses précédentes tendent à montrer que le micro-sablage permet de faire converger le niveau des contraintes résiduelles vers un niveau à la fois constant et intéressant (compression). Il semble donc que ce procédé permet de compenser les effets des relaxations de contraintes et donc de maintenir le niveau de performance des outils.

Problèmes liés au dispositif de micro-sablage

A l'issue de cette opération de micro-sablage, des problèmes demeurent. Il est possible de voir que certaines arêtes n'ont quasiment subi aucun micro-sablage sur les arêtes de coupe et sur les

faces de dépouille (**figure 4-19**). Cela conduit à des arêtes vives, qui demeurent irrégulières et qui conservent parfois leurs bavures.

Cette situation peut s'expliquer par plusieurs facteurs. Tout d'abord la difficulté de rectification de ce substrat qui a engendré des refoulements tellement importants que le micro-sablage ne peut pas compenser ces défauts.

D'autre part, le mode micro-sablage automatique illustré sur la **figure 4-10** présente une faiblesse majeure. En effet, les plaquettes sont posées sur le support aimanté sans tenir compte de l'orientation des arêtes de coupe par rapport au jet de sable. Ainsi, du fait de la rotation de la colonne sur elle-même, les arêtes disposées verticalement seront sablées correctement (face de coupe + arête + face de dépouille), alors que les arêtes orientées horizontalement ne seront sablées que sur leurs faces de coupe. L'arête et la face de dépouille ne seront quasiment pas sablées. Cela explique que, même pour des plaquettes présentant des irrégularités initiales mineurs, celles-ci demeurent après traitement.

Ces analyses permettent donc de souligner le fait que les installations de micro-sablage utilisées aujourd'hui chez les fabricants de revêtements peuvent présenter des écarts de traitement très importants. Ces écarts peuvent conduire à des tenues en service très différentes comme cela sera vu plus loin, alors que l'histoire de préparation des outils semble identique. Dès lors que l'on cherche à évaluer les performances d'un revêtement sans être influencé par le cycle de fabrication des outils, il faut donc veiller à fiabiliser davantage les cycles de micro-sablage.

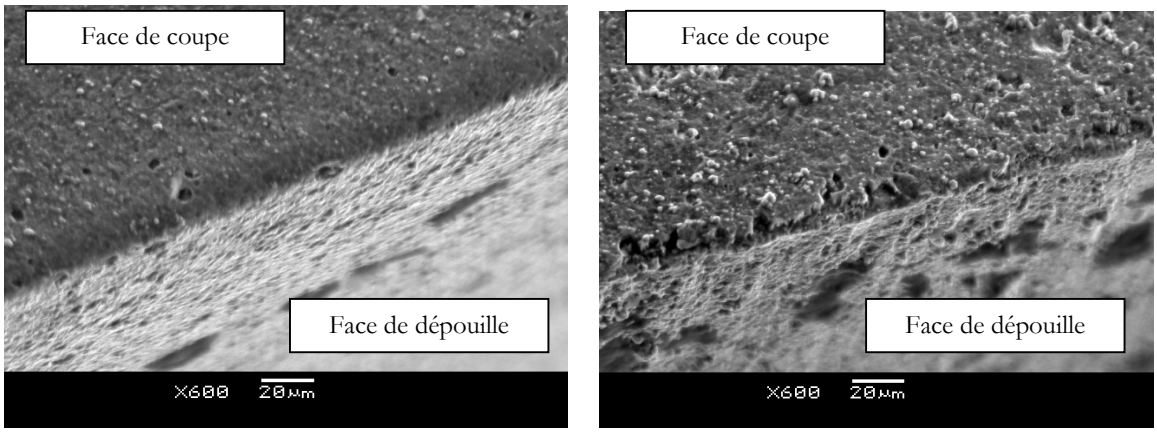


Fig. 4-19 : *Plaquettes rectifiées + sablées en ASP 2052*
(à gauche : micro-sablage efficace ; à droite : micro-sablage peu efficace).

4.2.5. INFLUENCE DU RODAGE SUR L'ETAT DES OUTILS

Comme cela a été présenté précédemment, le rodage consiste à faire passer de la pâte abrasive autour des arêtes de l'outil. Le rayon obtenu sera d'autant plus important que la quantité de pâte

extrudée sera grande. Dans la configuration retenue, la pâte abrasive utilisée était une pâte au carbure de silicium avec une taille de grain de 30 à 40 μm. La pâte a été extrudée à l'aller et au retour avec une pression de 60 bars. Trois volumes de pâte ont été sélectionnés : 100, 300 et 500 inch^3. Seules les deux arêtes opposées sélectionnées ont été rodées comme l'a déjà montré la **figure 4-14**. L'ensemble de ces préparations a été réalisé sur les moyens de la société Extrudhone.

Influence du rodage sur la microgéométrie des arêtes de coupe

Les arêtes obtenues ont été analysées au microscope à balayage afin de voir l'évolution de la microgéométrie. Dans tous les cas, les arêtes sont rayonnées de façon très homogène et ne présentent aucune irrégularité. Cette homogénéité est vraie quel que soit le volume de pâte extrudée. La **figure 4-20** illustre un exemple caractéristique de la microgéométrie locale observée.

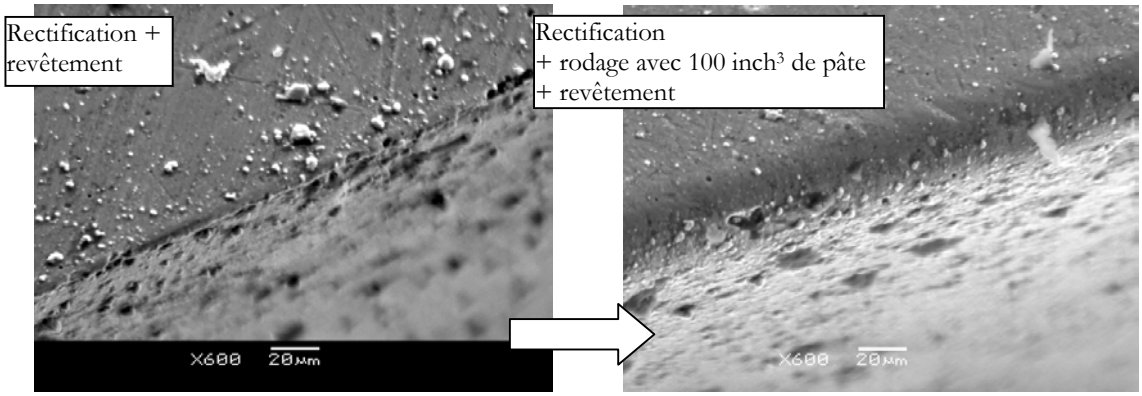


Fig. 4-20 : *Evolution de la microgéométrie d'arête après rodage sur une plaquette en ASP 2052 avec une rugosité initiale* R_a *~ 0.1 μm.*

L'analyse des arêtes rayonnées avec différents volumes de pâte (**figure 4-21**) fait ressortir que les deux premières arêtes rodées avec 100 et 300 inch^3 sont très différentes l'une de l'autre alors que la plaquette rodée avec 500 inch^3 de pâte est peu différente de celle avec 300 inch^3. Cela indique que l'on atteint une asymptote à partir d'une certaine quantité de pâte.

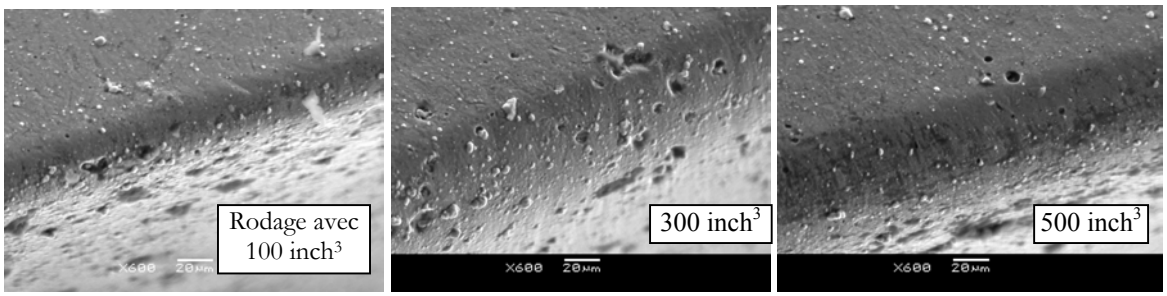


Fig. 4-21 : *Influence du volume de pâte extrudée sur la microgéométrie d'arête.*

L'observation des photos montre qu'à partir de 300 inch^3, le profil d'arête est un profil en chute d'eau (voir **figure 4-12**).

On peut essayer de quantifier l'arrondi des arêtes en les assimilant à un cercle à l'aide d'un profilomètre à contact. Les résultats sont les suivants :

- Plaquette rodée avec 100 inch^3 : 10 µm ;
- Plaquette rodée avec 300 inch^3 : 50 µm ;
- Plaquette rodée avec 500 inch^3 : 60 µm.

Influence du rodage sur la topographie des surfaces rodées

Le rodage des arêtes de coupe a également une influence importante sur la topographie des surfaces dans la zone rodée. Ainsi les **figures 4-23 et 4-24** montrent que le rodage détériore le paramètre de rugosité R_a, initialement à 0.1 µm, jusqu'à des valeurs de 0.2 µm. Les stries de rectification disparaissent complètement pour laisser place aux stries créées par les grains d'abrasif de la pâte extrudée. Ces stries sont orientées perpendiculairement à l'arête de coupe de l'outil et cela, quelle que soit l'orientation de l'arête (arête de coupe principale ou arête de coupe secondaire – **figure 4-21**). Les stries sont donc parallèles au sens d'écoulement des copeaux, ce qui constitue la situation la plus favorable par rapport à la tenue des outils comme l'a rappelé le **paragraphe 4-1-1.**

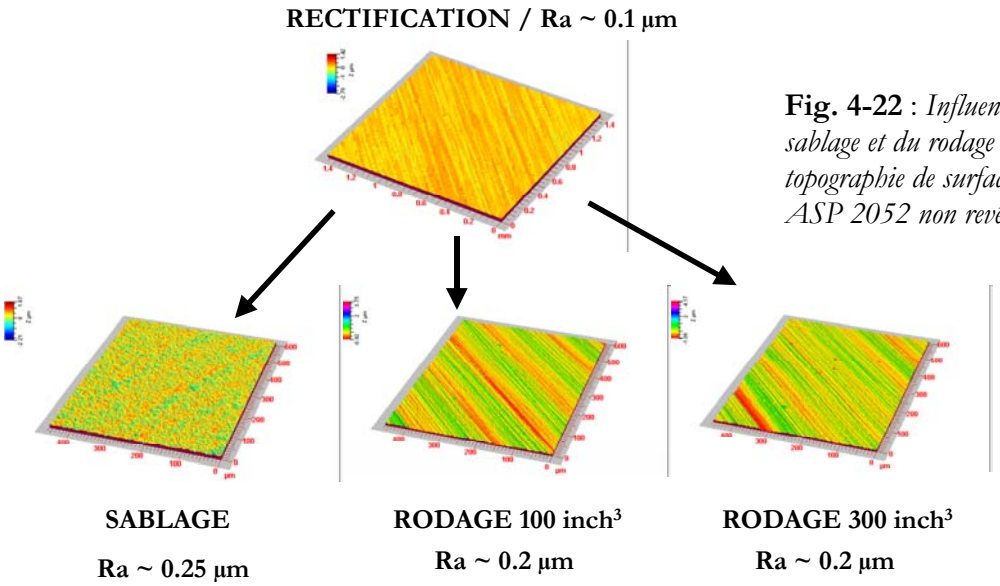


Fig. 4-22 : *Influence du micro-sablage et du rodage sur la topographie de surface des outils en ASP 2052 non revêtus.*

En plus, compte tenu de la grande quantité de matière enlevée par ce procédé au niveau de l'arête de coupe, ces résultats sont identiques quelle que soit la rugosité initiale. C'est-à-dire que les outils

initialement rectifiés avec une rugosité R_a de 0.7 µm ont la même micro-géométrie finale (rayon d'arête et rugosité dans la zone extrudée).

Il apparaît ainsi que le rodage ne permet pas d'obtenir des outils dont la rugosité est inférieure à R_a ~ 0.2 µm, mais par contre il permet d'élargir les tolérances de rectification, ce qui peut constituer une source de gain dans une gamme de fabrication.

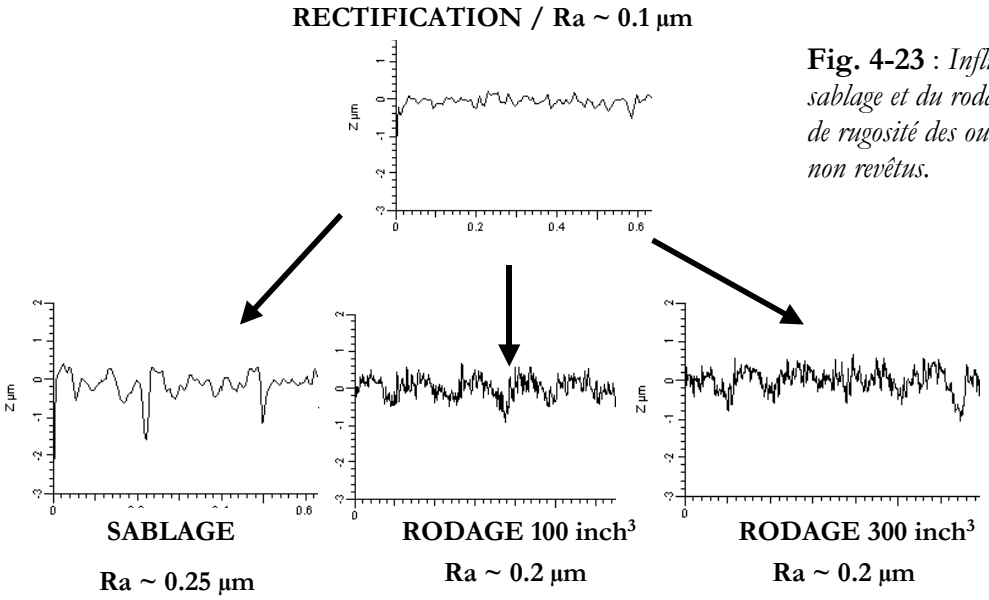


Fig. 4-23 : *Influence du micro-sablage et du rodage sur les profils de rugosité des outils en ASP 2052 non revêtus.*

Remarque : Il n'a pas été possible de quantifier l'influence du rodage sur le niveau des contraintes résiduelles, car la zone de mesure est trop étroite et trop courbe pour pouvoir être mesurée de façon fiable.

4.2.6. QUANTIFICATION DES PERFORMANCES OBTENUES EN USINAGE

Afin de quantifier les performances des 2 modes de préparation d'arête retenus comparativement à des plaquettes rectifiées, des essais de surfaçage ont été réalisés.

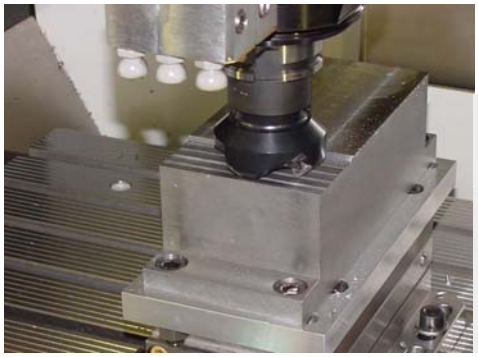
Matière usinée

Acier 27 Mn Cr 5 recuit à HB 200 avec une structure ferrito-perlitique d'une taille de grains de 30 à 50 µm. Des détails sur la composition et la microstructure de ce matériau sont présentés en **annexe 4**.

Outil de coupe

Les plaquettes fabriquées ont été montées sur une fraise à surfacer (ISCAR, référence F45E D50-22) avec un diamètre de 50 mm (**figure 4-24**). Une plaquette unique a été montée pour chaque

essai. Sur les 4 arêtes de coupes disponibles, seules les 2 arêtes entourées sur la **figure 4-14** ont été retenues ; arêtes présentant des stries inclinées par rapport aux arêtes actives.



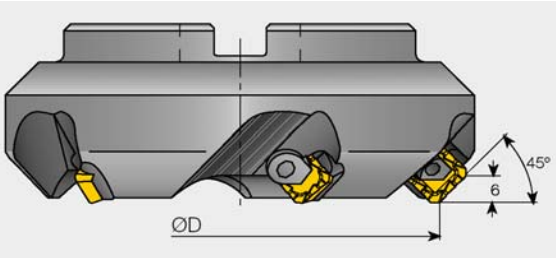


Fig. 4-24 : *Configuration des essais de fraisage et porte-fraise utilisé (D = 50 mm).*

Machine et instrumentation utilisée

Les essais ont été réalisés sur un centre d'usinage C800V de l'ENISE. La machine était munie d'un chaîne d'acquisition de puissance.

Détermination des conditions d'essais

Les conditions d'essais ont été déterminées sur la base d'une démarche appropriée du couple outil-matière (NFE 66-520). Ainsi, la profondeur de passe axiale a_p = 2.5 mm et l'engagement radial a_e = 10 mm ont été figés. L'ensemble des essais ont été réalisés à sec. Le détail de la détermination du domaine de fonctionnement des différents outils est présenté en **annexe 6**. Les conditions de coupe retenues correspondent au cas d'une opération d'ébauche afin de se rapprocher des conditions de sollicitations d'une fraise-mère : V_c = 100 m/min – f_z = 0.3 mm/tr.

Suivi des essais d'usure

Le suivi des essais d'usure a été réalisé par l'analyse de la fraise montée sur un montage spécifique et placé sous une loupe binoculaire LEICA MZ12.5. Les modes d'usure observés ont toujours été de l'usure en dépouille maximale, relevée sur l'arête latérale ou inférieure. La valeur relevée sur les courbes était mesurée comme illustré dans le **figure 4-25**.

Les outils ont été considérés comme usés lorsque la valeur maximale de l'usure en dépouille atteignait la valeur de VB_{max} = 0.15 mm. En effet, une analyse statistique de l'ensemble des courbes d'usure tracées a permis de voir qu'au delà de cette valeur, la vitesse d'usure avait tendance à croître rapidement, ce qui laisse présager des casses aléatoires inadmissibles industriellement.

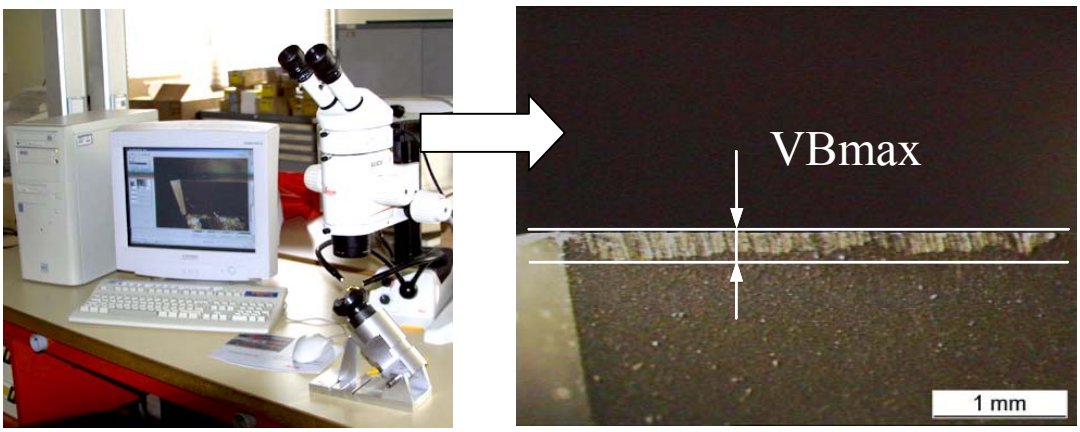


Fig. 4-25 : *Vue de gauche : Photo de la loupe binoculaire / Vue de droite : Exemple de relevé de l'usure en dépouille maximale sur l'arête latérale.*

L'analyse des résultats de la **figure 4-26** permet de voir que les outils les plus performants sont les plaquettes qui ont subi une opération de rodage 'léger' (100 inch^3 de pâte extrudée). Ces plaquettes conduisent à un mode d'usure en dépouille homogène et progressif ; signe d'un mode d'usure stable et reproductible. Il est d'ailleurs remarquable de voir que les bonnes performances de ces plaquettes ont été reproduites de façon assez constante. Ce type de préparation d'arête semble donc adapté à l'évaluation des performances des revêtements.

Les plaquettes ayant subi un rodage plus important avec respectivement 300 et 500 inch^3 de pâte abrasive ont conduit à des résultats en retrait par rapport au cas précédent. Les rayons d'arête obtenus sont vraisemblablement trop importants par rapport à l'épaisseur de copeau enlevé.

Les plaquettes sablées ont montré qu'elles étaient capables d'obtenir de bonnes performances, notamment dans le cas des opérations à forte épaisseur de copeau et cela pour toutes les rugosités initiales. Elles ont cependant une très grande instabilité de résultat, car une même famille de plaquette est capable du meilleur comme du pire. L'analyse statistique des arêtes de coupe sablées, et présentant des bonnes performances montre que celles-ci ont été sablées correctement (**figure 4-28**) aussi bien sur la face de coupe que sur les deux faces de dépouilles (donc aussi dans le coin), alors que les plaquettes présentant des résultats catastrophiques ne l'ont pas été (**figure 4-29**). Il apparaît dès lors nécessaire d'optimiser et de fiabiliser davantage l'opération de micro-sablage sur ce type d'outil en vue de l'utiliser comme support d'évaluation de la tenue des revêtements en coupe interrompue.

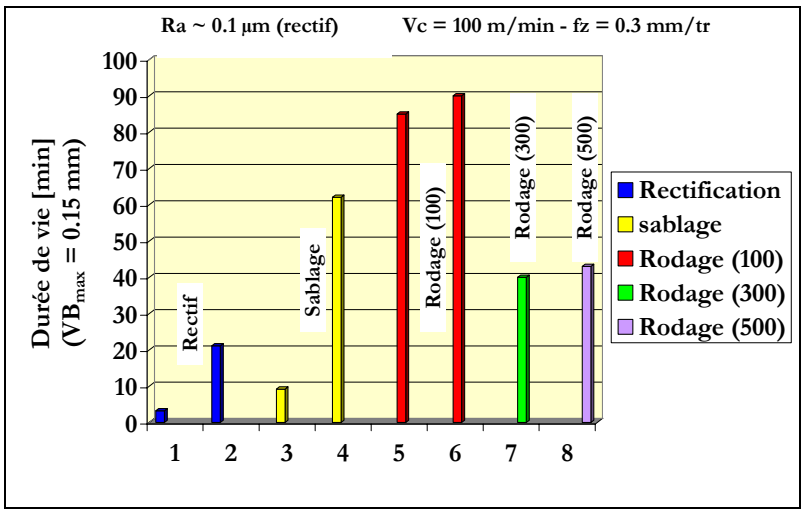


Fig. 4-26 : *Durées de vie obtenus lors des essais de fraisage.*

Matière usinée
27 Mn Cr 5 – HB 200
Outil
Fraise à surfacer
Plaquettes SENM en ASP 2052
Revêtement (Ti,Al)N
Conditions de coupe
V_c = 100 m/min
f_z = 0.3 mm/tr
a_p = 2.5 mm, a_e = 10 mm, à sec

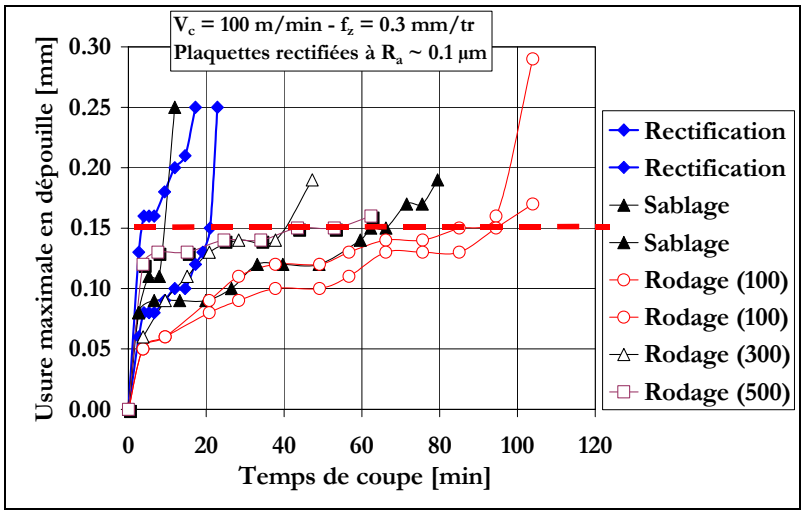


Fig. 4-27 : *Courbes d'évolution de l'usure au cours du temps lors des essais de fraisage.*

Matière usinée
27 Mn Cr 5 – HB 200
Outil
Fraise à surfacer
Plaquettes SENM en ASP 2052
Revêtement (Ti,Al)N
Conditions de coupe
V_c = 100 m/min
f_z = 0.3 mm/tr
a_p = 2.5 mm, a_e = 10 mm, à sec

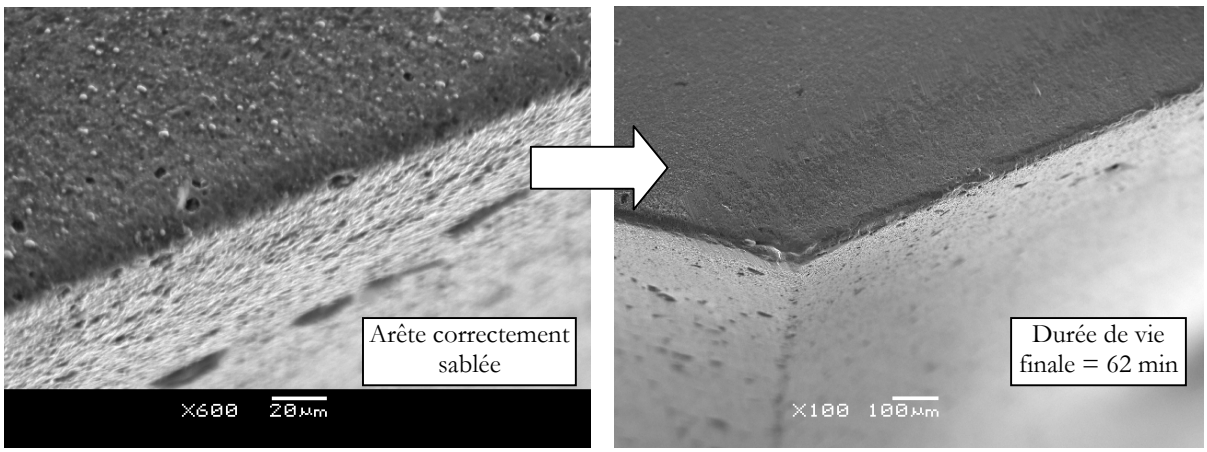


Fig. 4-28 : *Observation d'une plaquette rectifiée à R_a ~ 0.1 µm et sablée (correctement) après 2.6 min de fraisage (V_c = 100 m/min – f_z = 0.3 mm/tr).*

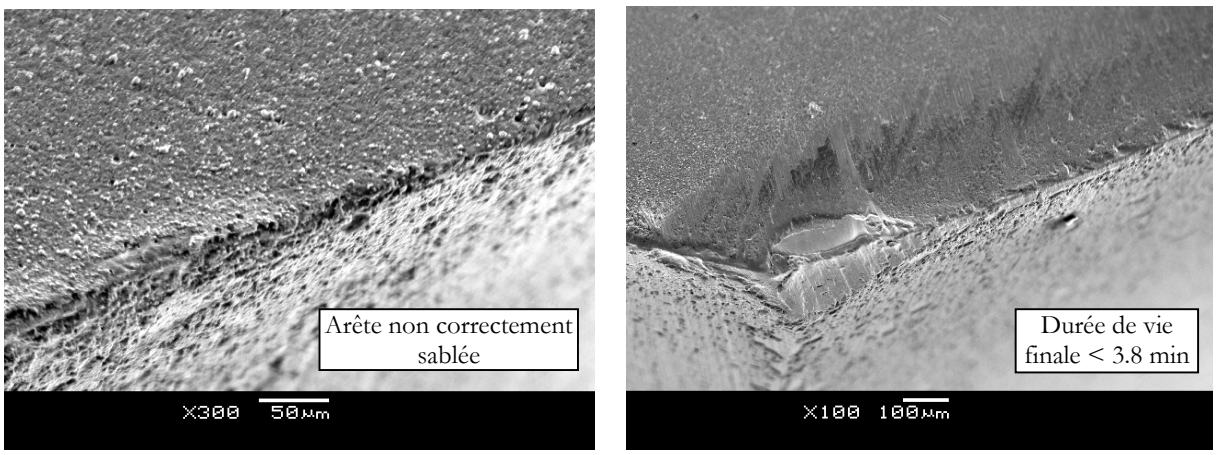


Fig. 4-29 : *Observation d'une plaquette rectifiée à* R_a *~ 0.1 µm et non correctement sablée après 2.6 min de fraisage (*V_c *= 100 m/min –* f_z *= 0.3 mm/tr).*

Enfin l'observation des résultats obtenus avec les plaquettes rectifiées et non préparées montrent des résultats catastrophiques illustrant les conséquences des irrégularités d'arête observées précédemment. La **figure 4-30** montre une arête observée après 3 minutes d'usinage. Il apparaît que l'arête s'est ébréchée ce qui a entrainé un décollage du revêtement.

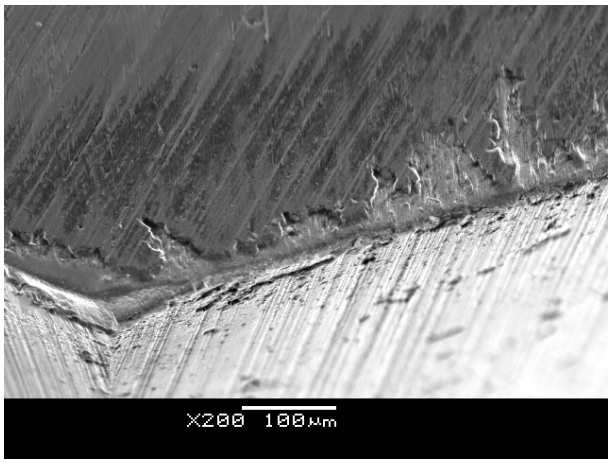


Fig. 4-30 : *Observation de l'état de l'arête d'une plaquette en ASP 2052 rectifiée à* R_a *~ 0.1 µm après 3.8 min d'usinage (*V_c *= 100 m/min –* f_z *= 0.3 mm/tr).*

4.3. SYNTHESE SUR LES CONDITIONS NECESSAIRES A L'EVALUATION DES REVETEMENTS EN USINAGE EN COUPE DISCONTINUE

L'analyse de la gamme de fabrication des outils en acier rapide fritté a ainsi fait ressortir que l'évaluation des performances d'un revêtement par rapport à un revêtement de référence, pour une application d'usinage en coupe interrompue, devait prendre en compte les moindres détails de cette gamme. Il a ainsi été montré que les éléments suivants devaient être considérés avec la plus grande attention, soit en terme qualitatif, ou quantitatif, mais surtout en terme de reproductibilité :

- Intégrité des surfaces après rectification et ré-affûtage : contraintes résiduelles, microstructure, rugosité des faces de coupe et de dépouille ;
- Limitation du temps de nettoyage ;
- Limitation de l'effet des réactions chimiques du liquide de déplaquage des revêtements ;
- Choix judicieux des conditions de coupe pendant les essais (Domaine de fonctionnement – Couple Outil Matière) ;
- Nécessité de prévoir une opération de préparation des arêtes de coupe aussi bien pour les outils neufs que pour les outils ré-affûtés :
    - Création d'un rayon d'arête optimum pour l'application considérée (épaisseur de coupe, matière usinée, etc.) : $r_{\beta\,min} < r_{\beta} < r_{\beta\,\max}$;
    - Création d'un état de contraintes résiduelles en compression
    - Suppression des stries de rectification ou orientation des stries parallèlement au sens d'écoulement des copeaux
    - Choix d'une méthode de préparation reproductible.

Parmi les 2 procédés de finition des arêtes de coupe, il est ainsi apparu que le rodage permettait d'obtenir les résultats les plus performants et les plus constants à condition de réaliser un rayon d'arête de l'ordre de 10 µm.

Le micro-sablage permet également d'obtenir un niveau intéressant de performance lorsque les rayons d'arête sont de l'ordre de 10 µm. Par contre un système de micro-sablage automatisé et optimisé est obligatoire afin de s'assurer que le jet de sable atteint aussi bien les faces de dépouille et de coupe.

La suite du mémoire portera sur l'évaluation des performances des nouveaux revêtements sélectionnés en fraisage et taillage à grande vitesse de coupe et à sec, il apparaît que les essais applicatifs devront suivre avec rigueur et constance l'ensemble des opérations de fabrication des outils. Il sera aussi nécessaire de mettre en œuvre un procédé de préparation des arêtes de coupe. Le micro-sablage a été retenu, car c'est aujourd'hui le seul procédé utilisable industriellement pour les fraises-mères ; le rodage étant une solution prometteuse à approfondir dans l'avenir.

5. COMPORTEMENT THERMIQUE ET TRIBOLOGIQUE DES REVETEMENTS

5.1. MISE EN SITUATION

Le chapitre 3 a rappelé les phénomènes qui pouvaient se produire à l'interface pièce/outil/copeau. Parmi les 4 zones de formation du copeau, le revêtement est concerné par les zones 1, 3 et 4 (**figure 3-1**). Les phénomènes mécaniques, chimiques, thermiques et tribologiques se produisant à ces interfaces ont fait depuis longtemps l'objet d'études importantes : [Tren_91], [Zore_63], [Zehu_87], [Oxle_80] comptent parmi les contributions les plus significatives. Or, ces auteurs ont des opinions divergentes quant aux mécanismes à ces interfaces. Certains pensent que les pressions locales sont si élevées qu'il y a adhésion intime sans aucun mouvement possible (couche limite) [Tren_91], alors que d'autres estiment qu'il n'y a jamais adhésion à vitesse nulle, mais plutôt un écoulement très lent à l'interface par rapport au reste du copeau en mouvement [Oxle_80].

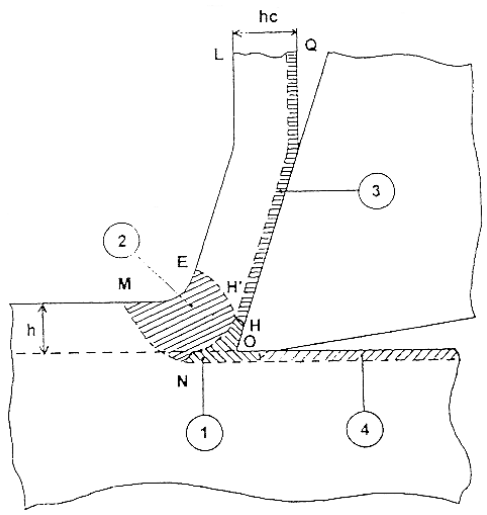


Fig. 5-1 : *Mise en situation des 4 zones caractérisant le contact du triplet pièce-outil-copeau*

D'autres encore proposent des interprétations intermédiaires indiquant qu'il y aurait adhésion parfaite à l'extrémité de la zone de contact outil-copeau, alors qu'en arrière se produirait un mouvement relatif classique [Zore_63]. Enfin une dernière pensée introduite par [Zehu_87] indique que, du fait des rugosités d'outils, l'adhésion ne se produirait qu'aux extrémités des irrégularités de surface, alors qu'à d'autres endroits plus bas en altitude se produiraient uniquement des frottements intenses. Force est de constater qu'il est difficile de trancher parmi ces interprétations du fait de la très grande difficulté d'analyse des phénomènes locaux. Le chapitre 3 a d'ailleurs pu mettre en évidence qu'il n'existait aujourd'hui aucun dispositif de laboratoire qui soit capable de simuler des phénomènes similaires en vue de les comprendre et de les modéliser.

Le problème devient encore plus complexe lorsqu'un revêtement intervient à ces interfaces. En effet, la très large majorité des études passées se sont réalisées avec des outils en acier rapide ou en carbure non revêtus. Or les revêtements sont aujourd'hui une réalité industrielle. [Tren_91] a été un des premiers à souligner la nécessité de mener des études plus approfondies sur la question

de l'influence des revêtements sur le comportement thermique et tribologique des revêtements à l'interface pièce/outil/copeau et cela en dehors de toutes considérations d'usure. L'objectif de ce chapitre va ainsi consister à faire le point sur les mécanismes d'actions possibles d'un revêtement.

Le chapitre 3 a montré qu'un revêtement idéal devrait avoir les propriétés suivantes :

- Limiter les contraintes d'écoulement des copeaux : adhésion et/ou frottement ;
- Limiter la quantité de chaleur induite dans le cœur de l'outil (barrière thermique en vue du maintien des caractéristiques mécaniques) ;
- Limiter l'abrasion ;
- Inhiber l'oxydation ;
- Inhiber la diffusion des composés de l'outil vers la matière usinée ;
- Bloquer la fissuration ;
- Rendre le mode d'usure en dépouille prépondérant afin de faciliter la maîtrise et la prédétermination des opérations d'usinage.

Parmi l'ensemble de ces spécifications, seules les propriétés d'adhésion, de frottement et de barrière thermique ont réellement un rôle sur les mécanismes de formation des copeaux (phénomènes thermiques et tribologiques aux interfaces pièce/outil/copeau). Les cinq autres spécifications jouent plutôt un rôle sur le maintien de ces mécanismes au cours du temps (dégradation de ces propriétés par des processus mécaniques ou chimiques).

Le présent chapitre a pour mission de qualifier et de quantifier les modes d'action des revêtements lors de la formation des copeaux. Partant de l'état des connaissances des mécanismes d'influence des revêtements pour outils coupants, nous avons réalisé une série d'investigations théoriques et expérimentales permettant de compléter et de clarifier ces mécanismes.
Ainsi, nous présenterons l'issue d'une étude théorique analytique et de sa validation expérimentale permettant de quantifier l'influence d'un revêtement sur le transfert de chaleur qui s'opère vers le substrat de l'outil.
Des mesures de températures d'interface outil/copeau par caméra CCD permettront également de compléter les analyses précédentes pour faire le lien entre les températures locales et les flux de chaleur.
Des mesures d'efforts de coupe et de puissance permettront de corréler les analyses locales avec ces mesures macroscopiques.
Parallèlement à cela, des analyses micrographiques des copeaux et des surfaces de contact outil/copeau permettront de compléter les informations mécaniques, thermiques et tribologiques précédentes.

5.2. ETAT DE L'ART DES CONNAISSANCES

Parmi l'ensemble des auteurs ayant travaillé sur les mécanismes d'action des revêtements lors de la formation des copeaux, une tendance générale a été de se concentrer avant tout sur le procédé de tournage et bien souvent sur le procédé de tournage orthogonal. L'objectif est de se ramener à un problème bidimensionnel plus simple à analyser. Deux méthodes simples permettent d'approcher la coupe orthogonale :

- Usiner un tube d'épaisseur faible devant le diamètre, à l'aide d'un outil à angle de direction d'arête $\kappa_r = 90°$ (**figure 5-2-a**)
- Usiner un disque par plongée radiale à l'aide d'un outil à angle $\kappa_r = 90°$ (**figure 5-2-b**).

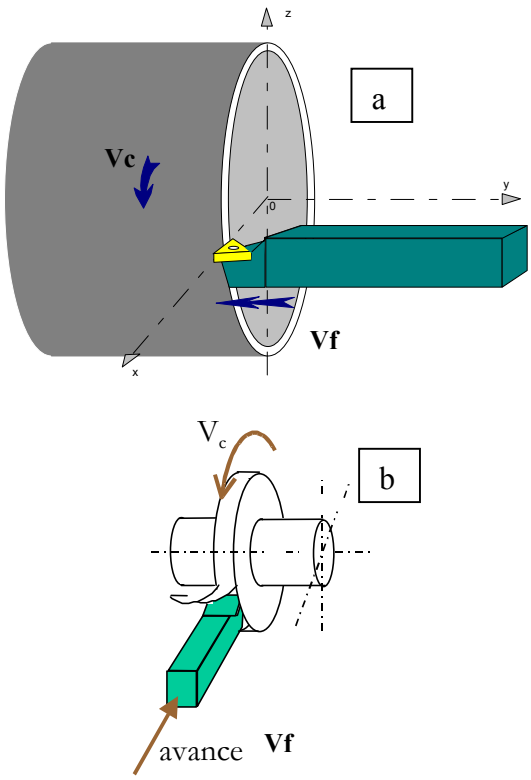


Fig. 5-2 : *Illustration d'une opération de coupe orthogonale en tournage.*

5.2.1. QUELS SONT LES PARAMETRES D'OBSERVATIONS OU DE MESURES DISPONIBLES ?

Lors d'opérations de coupe orthogonale, il est possible d'accéder à un certain nombre de paramètres, dont les principaux sont :

Mesures in situ :

- La résultante des actions outil/pièce :
  - composante dans la direction de coupe : F_c (N), dénommée aussi 'force de coupe' ;
  - composante dans la direction d'avance : F_f(N), dénommée aussi 'force d'avance'.
- La puissance consommée à la broche de la machine : P_c (W) ;
- Des relevés de températures locales (thermocouple, pyromètre, caméra thermique, etc.).

Analyses à posteriori :

- L'analyse de la zone de contact outil/copeau/pièce ;
- L'analyse micrographique des copeaux : épaisseur totale, épaisseur de la ZCS, inclinaison du plan de cisaillement par rapport au plan de défilement du copeau, etc.

Nous nous proposons de dresser le bilan des observations expérimentales, des analyses numériques et des démarches intellectuelles faites par les différents auteurs traitant de l'influence

des revêtements sur les cinq points précédents. Nous présenterons également leurs interprétations associées

Remarque : Nous restreindrons notre synthèse au cas de l'influence des revêtements lors de l'usinage d'aciers de construction. Nous n'aborderons pas le cas de l'usinage des aciers inoxydables ou des superalliages, qui, du fait de leurs propriétés mécaniques et thermiques très différentes, présentent des comportements tribologiques très différents.

5.2.2. LES ACTIONS MECANIQUES EN USINAGE

L'influence des revêtements sur les actions mécaniques en tournage est un sujet qui a été abordé avec des approches différentes et complémentaires en fonction des auteurs. Certains auteurs s'intéressent aux composantes de coupe (F_c) et d'avance (F_f), alors que d'autres transposent ces composantes dans un repère normal (F_n) et tangentiel (F_t) à la surface de coupe de l'outil. Certains auteurs s'intéressent plutôt à la contrainte normale (σ_n) et tangentielle (σ_t) moyennes dans la zone de coupe (rapport de F_n et F_t sur l'aire de contact réel outil/copeau (A)). Enfin certains auteurs ne s'intéressent qu'au ratio F_t/F_n qui sera dénommé dans la suite 'coefficient d'écoulement' μ.

Remarque : Le terme coefficient d'écoulement est préféré à celui traditionnellement employé de 'coefficient de frottement', car, comme cela a été indiqué précédemment, la zone de contact outil/copeau est à la fois le lieu de forts cisaillements très localisés à l'interface (adhésion), ainsi que de frottements intenses. Ces phénomènes n'ont aucun rapport avec le frottement traditionnel tel qu'il est modélisé dans les applications classiques de mécanique (frottement de Coulomb).

Néanmoins, quoiqu'il en soit de leurs résultats, la majorité des auteurs s'accordent à dire qu'il y a une interaction forte entre, d'une part les composantes F_t et F_n (donc avec μ) et d'autre part, avec l'aire de contact réel outil/copeau, mais aussi avec la conductivité thermique des revêtements qui « pourraient » modifier la température d'interface et donc les conditions d'écoulement (hypothèses n'ayant pas fait l'objet de démonstration) [Tren_91] [Grze_00] [Bala_99].

Les résultats présentés par les différents auteurs peuvent diverger de façon sensible, voir même se contredire. Une synthèse des résultats présentés amène à penser que les revêtements ont plutôt tendance à réduire les composantes F_n et F_t aux basses vitesses de coupe [Tren_91] [Arma_02]. Selon [Arma_02], il semblerait qu'aux grandes vitesses de coupe, les revêtements n'influent quasiment pas sur le niveau de la composante F_n, alors qu'une très légère baisse de la composante F_t est observable. Cela signifie que le coefficient d'écoulement μ diminuerait légèrement avec un revêtement aux grandes vitesses de coupe.

[Kloc_98] indique plutôt que le coefficient d'écoulement est plus faible avec un outil revêtu à basse vitesse de coupe, alors qu'il est identique à haute vitesse de coupe.

[Grze_00] indique, quant à lui, que la composante F_t et le coefficient d'écoulement sont toujours supérieurs avec un outil revêtu comparativement à un outil non revêtu et cela quelle que soit la vitesse de coupe. Par ailleurs, il a constaté que les contraintes normales σ_n et tangentielles σ_t sont plus importantes à haute vitesse avec un outil revêtu comparativement à un outil non revêtu, alors qu'elles sont plus faibles à faible vitesse de coupe.

[Bala_99] propose que le coefficient d'écoulement serait d'autant plus faible que la conductivité thermique du revêtement serait faible. En effet, selon lui, un revêtement à faible conductivité thermique conduirait à des copeaux plus courbés et donc à des surfaces de contact outil/copeau plus réduites ; d'où une baisse de la composante F_t et de μ.

Il apparaît ainsi que l'influence des revêtements sur les actions mécaniques est sujet à discussion selon les auteurs.

5.2.3. LES TEMPERATURES LOCALES ET LA REPARTITION DES FLUX DE CHALEUR

La plupart des auteurs traitant de ces questions ne font aucune mesure réelle de la température d'interface entre l'outil et le copeau. Seul [Grze_98] a mis en œuvre des campagnes de mesure de la résistivité du contact outil/copeau, dont il extrapole des valeurs de températures. Cette méthode est cependant extrêmement imprécise ce qui rend ces relevés difficilement exploitables (voir remarque ci-après). Les autres auteurs analysent la couleur des copeaux [Koni_91]. Ils extrapolent des niveaux qualitatifs de température via les couleurs des oxydes formés (travaux de [Venk_93], [Yeo_98]).

Certains auteurs apportent leurs contributions par des études numériques sur les conditions de diffusion de la chaleur dans les outils revêtus, alors que d'autres se contentent d'un raisonnement lié aux lois analytiques de la thermique. Ces derniers indiquent généralement que, plus un revêtement a une faible conductivité thermique et plus la température d'interface sera importante [Kloc_98](*) [Bacc_99] [Koni_86]. Ils ne donnent cependant aucune valeur quantitative à leurs propos. Ces auteurs ne tiennent généralement pas compte d'une variable importante dans ce problème : l'énergie surfacique de d'écoulement (E_f) définie ci-dessous (**équation 5-1**) et introduite par [Grze_01]. Cette variable indique en effet que la température d'interface dépend de l'énergie de frottement (F_t*V_{copeau}) et de l'aire de contact outil/copeau à travers laquelle cette chaleur est susceptible de diffuser dans le substrat de l'outil.

$$Ef = \frac{F_t * V_{copeau}}{A} \quad \text{Energie surfacique d'écoulement (W/m}^2\text{)} \qquad (\mathbf{5\text{-}1})$$

avec F_t : effort tangentiel à l'outil (N), V_{copeau} : Vitesse moyenne de défilement du copeau (m/s), A : aire de contact outil/copeau (m²).

Remarque : la méthode d'évaluation de la température d'interface outil/copeau par la mesure de la résistivité est très imprécise et cela pour plusieurs raisons :

- *la résistivité est fortement tributaire de la pression moyenne de contact. Or, cette méthode est étalonnée dans un four avec une interface soumise à faible pression ;*
- *la résistivité est tributaire de l'aire de contact outil/copeau, qui est fortement variable entre un outil revêtu ou non ;*
- *la résistivité est influencée par l'écoulement dynamique, alors que le système est étalonné en statique.*

(*) Le même auteur indique un an plus tard dans [Kloc_99] que les revêtements n'ont aucune influence sur le champ de température dans le substrat. Cette affirmation ne fait l'objet d'aucune démonstration. L'auteur se contente de préciser que cette conclusion se déduit d'une simple analyse par élément fini, sans donner d'éléments supplémentaires.

Ainsi [Koni_91] indique qu'un outil revêtu (Ti,Al)N donne des copeaux plus chauds (plus bleus) que le revêtement TiN ; ce dernier donnant des copeaux également plus chauds qu'un outil non revêtu.
A contrario, [Jawa_93] indique que les outils revêtus donnent des copeaux moins chauds (plus clairs) que les outils non revêtus. Un revêtement Al_2O_3 donne des copeaux plus bleus (plus chauds) qu'un revêtement TiN. Il attribue cela à la faible conductivité thermique du revêtement.
[Grze_98] [Grze_02b] indique que les revêtements font baisser la température dans la ZCS et font déplacer le point de température maxi vers la pointe de l'outil. Plus le revêtement a une faible conductivité thermique, plus la température dans la ZCS est grande et plus la chaleur évacuée par le copeau est importante. Du fait de la très faible aire de contact outil/copeau dans le cas d'un outil revêtu, il se peut que le flux de chaleur transmis au substrat soit supérieur, comparativement à un outil revêtu. Ainsi un outil revêtu (Ti,Al)N donnerait une énergie surfacique d'écoulement supérieure à un outil non revêtu ; lui-même supérieur à un outil revêtu TiC/Al_2O_3/TiN.
Il apparaît ainsi que les constatations et les interprétations dans ce domaine peuvent varier fortement d'un auteur à un autre.

[Du_01] a montré par une démarche utilisant la méthode des 'équations aux limites' (Boundary Element Method) que les revêtements PVD et CVD n'ont qu'une influence négligeable sur la

répartition des flux de chaleur entre le copeau et le substrat lors d'un processus stationnaire comme le tournage. Leurs épaisseurs sont trop faibles pour avoir une influence sur la fonction de transfert thermique, et cela même pour des revêtements à faible conductivité thermique comme les alumines vers 1000 °C (**figure 3-42**).

Les informations relatives à la conductivité des matériaux mise en œuvre dans notre étude sont regroupées sur la **figure 3-42**. Il est possible de voir qu'un outil en acier rapide fritté ASP 2052 a une conductivité thermique similaire à celle des revêtements TiN et Ti(C,N). Ces revêtements ne peuvent donc pas jouer un rôle de barrière thermique avec ce type de substrat. Parmi les revêtements abordés, seuls les revêtements du type (Ti,Al)N ou encore Al_2O_3 présentent des conductivités significativement plus basses que celle des aciers rapides.

5.2.4. LES ZONES DE CONTACT OUTIL/COPEAU

L'influence d'un revêtement sur l'aire de contact outil/copeau est une question difficile à traiter, car sa quantification est très délicate. En se ramenant à l'hypothèse de [Zore_63] selon laquelle, il est possible de distinguer vers l'arête de coupe une zone où le copeau adhère fortement, suivie d'une zone où le copeau ne fait que frotter (**figure 5-3**). Dans ce cas, faut-il considérer ces deux zones ou seulement l'une d'elles ? Si l'on considère les deux comme [Bala_99], comment déterminer la fin de la zone de frottement ? En effet tous les usineurs savent bien que le déroulement du copeau dans son environnement n'est jamais constant. Le copeau va toujours buter sur une surface qui va l'obliger à se courber davantage ou au contraire à se plaquer davantage (**figure 5-4**). La zone de frottement est dès lors fortement variable en fonction de l'instant considéré. Ainsi, la détermination de l'aire de contact outil-copeau est un problème à forte incertitude sur lequel les auteurs ne s'étendent pas. Le plus souvent, ils adoptent, sans les expliciter, leurs propres conventions. Cette situation pose un problème de taille, car, comme l'a montré [Bala_99], il se peut que d'un outil à un autre, l'aire de la zone de contact total croît, alors que l'aire de la zone d'adhésion décroît.

De plus, la détermination de l'aire de contact est fortement variable en fonction du contraste entre le revêtement initial et les traces laissées par le contact. Ainsi, une mesure issue d'une observation à la loupe binoculaire ne sera pas la même qu'une mesure issue d'une observation au microscope à balayage pouvant mettre en œuvre des analyses chimiques par sonde EDS (traces de dépôts de fer sur le revêtement).

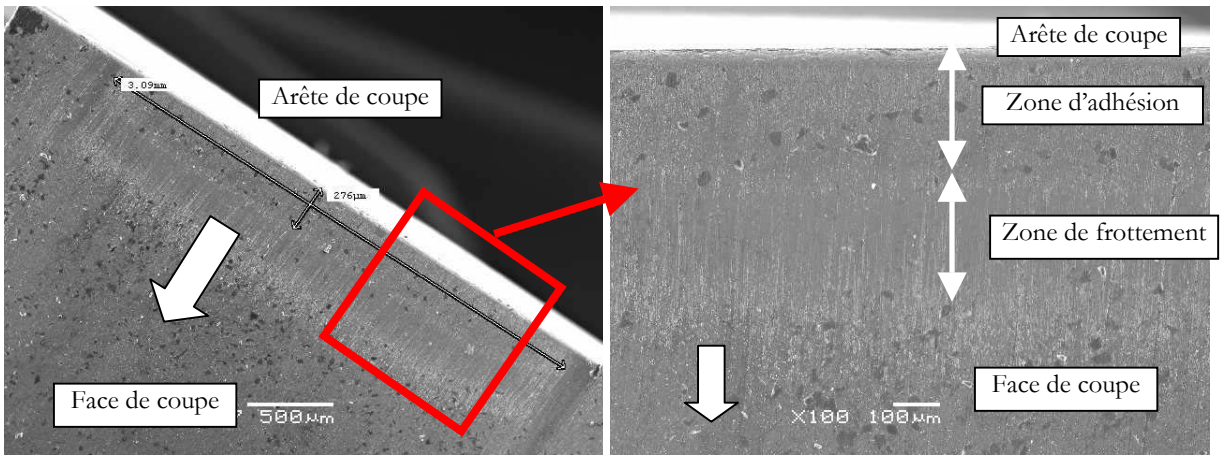


Fig. 5-3 : *Vue au MEB de la zone de contact outil/copeau d'une plaquette revêtue (Ti,Al)N - Coupe orthogonale en plongée – V_c = 200 m/min – f =0.15 mm/tr – a_p = 3 mm – 10 s d'usinage – acier 27 Mn Cr 5 -*

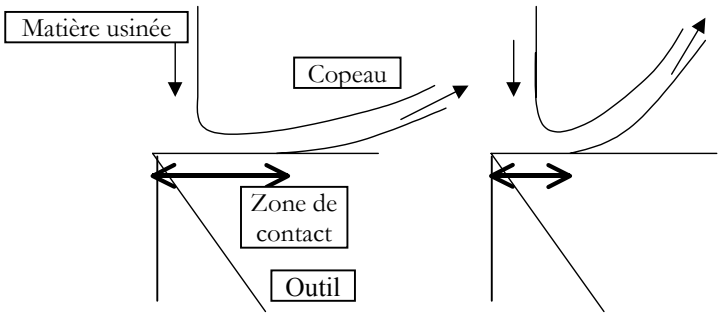


Fig. 5-4 : *Illustration du mouvement alternatif d'écoulement du copeau.*

Remarque : La zone de contact outil/copeau avec adhésion contribue-t-elle au même niveau que la zone de frottement dans le domaine des échanges thermiques copeau/outil ? La réponse est clairement non, car si dans le premier cas le contact est intime, il ne l'est pas dans le deuxième cas (contact sur les sommets des rugosités).

L'ensemble de ces remarques préparatoires doit donc inciter à la prudence dans l'analyse des résultats énoncés par les auteurs.

Néanmoins, il apparaît un consensus général pour dire que l'aire de contact outil/copeau est modifiée avec un outil revêtu, comparativement à un outil non revêtu [Tren_91] [Kloc_98] [Koni_86] [Sadi_95].

[Jawa_93] [Grze_98] font le lien entre la conductivité thermique des revêtements et leurs températures d'interface. Ainsi ils indiquent que plus le revêtement est isolant et plus la température d'interface est grande. Or les copeaux se comporteraient comme des bilames, à savoir que plus la face de contact est chaude et plus le copeau est courbé, ce qui limite la zone de contact outil-copeau. (voir **figure 5-4** ci-dessus).

A contrario, [Grze_00] a quant à lui observé que les revêtements réduisent l'aire de contact outil/copeau à basse vitesse de coupe, alors qu'ils l'augmenteraient à grande vitesse de coupe.
On remarque que les tendances et les interprétations peuvent diverger fortement d'un auteur à un autre. La seule lecture des sources correspondantes ne permet pas de discriminer les causes de tels écarts.

5.2.5. LES ANALYSES DE COPEAUX

L'influence des revêtements sur les caractéristiques des copeaux formés est le dernier média permettant d'analyser les phénomènes mis en jeu. Les auteurs tentent généralement de caractériser deux variables : l'épaisseur moyenne du copeau et l'épaisseur de la zone de cisaillement secondaire (ZCS). Le premier paramètre est fonction de la facilité d'écoulement du copeau. Ainsi, selon [Oxle_80] [Tren_91], plus un copeau s'écoulerait facilement et plus il serait mince. L'épaisseur de la zone de cisaillement secondaire serait quant à elle révélatrice de l'énergie de cisaillement à l'interface outil/copeau.

[Bala_99] indique que plus la conductivité thermique d'un revêtement est faible et plus l'épaisseur de la ZCS serait faible. A contrario, [Koni_91] a observé que les outils revêtus (Ti,Al)N donneraient des épaisseurs de ZCS supérieures à un outil revêtu TiN, alors que la conductivité thermique du (Ti,Al)N est plus faible que celle du TiN (voir **tableau 3-7**). Il indique également que les outils revêtus TiN donneraient des ZCS plus épaisses que les outils non revêtus. De là, il généralise en disant que plus un revêtement est isolant et plus il conduit à des ZCS épaisses.

Remarque : Deux phénomènes concourent à stabiliser cette zone : tout d'abord plus le copeau a du mal à s'écouler et plus l'énergie de cisaillement sera importante. Cela tend à faire croître l'épaisseur de la ZCS. Dans le même temps, plus l'énergie de cisaillement est grande et plus la température locale sera importante, car, du fait de la vitesse importante de défilement du copeau sur la face de coupe de l'outil et de la vitesse de déformation de la matière, un flux de chaleur local va se créer et ainsi conduire à faire augmenter localement la température (phénomène quasi adiabatique). Cette forte température va faire chuter les caractéristiques mécaniques du matériau usiné, ce qui a plutôt tendance à limiter l'énergie de cisaillement nécessaire. Les phénomènes de cisaillement dans la zone de contact outil/copeau sont donc gouvernés par deux mécanismes opposés. En l'absence d'informations complémentaires précises sur le niveau des températures locales dans la ZCS, ainsi que sur l'énergie surfacique d'écoulement, il est difficile de se prononcer à la seule observation des micrographies des copeaux sur les causes expliquant les écarts observés. Cela devient d'autant plus délicat lorsque les auteurs observent des résultats divergents.

Concernant l'épaisseur des copeaux formés, [Koni_86] indique que les outils non revêtus conduiraient à des copeaux plus épais, et qui défileraient moins vite sur la face de coupe (conservation du débit de matière).

5.2.6. SYNTHESE SUR L'ETAT DE L'ART DES CONNAISSANCES

L'énoncé des remarques précédentes et la présentation des observations et conclusions formulées par la littérature scientifique doit donc inciter à la prudence quant à la volonté de généraliser les mécanismes d'action des revêtements lors d'une opération d'usinage et cela, quand bien même si une unique opération (tournage orthogonale) et une unique famille de matériau (les aciers de construction) est considérée comme dans le cas présent.

Le plus petit dénominateur commun à l'ensemble de ces travaux tend à montrer que les revêtements ont une action importante sur les phénomènes à l'interface pièce/outil/copeau. Ainsi le revêtement semble influencer les conditions d'écoulement de la matière usinée sur l'outil (revêtu ou non) : contraintes normales et tangentielles locales à l'interface outil-copeau, aire de contact outil-copeau, champ de température local, conditions thermo-mécaniques de cisaillement de la matière usinée sont autant de variables d'une application à une autre.

Or, il n'est pas chose aisée que de comprendre et de quantifier ces mécanismes locaux sur la base d'observations externes à la zone de formation des copeaux ou sur la base d'observations à posteriori. Dans tous les cas, ces observations sont lourdes à mettre en œuvre. Elles sont donc en nombres limités. Quoiqu'il en soit, ces observations ne sont que le reflet indirect d'un ensemble de phénomènes. Les conclusions tirées sur une partie de ces phénomènes locaux réels ne peuvent être émises que sous un certain nombre d'hypothèses difficiles à qualifier et encore plus à quantifier.

Ainsi, il apparaît que la compréhension des mécanismes d'action d'un revêtement ne peut se faire que dans le cas d'une application déterminée. Cette quête doit dans tous les cas mettre en œuvre le plus de méthodes d'investigations possibles (expérimentales, analytiques et numériques) afin de multiplier et de recouper les sources d'informations. La suite de ce chapître va donc présenter le résultat de nos investigations relatives à l'influence des revêtements étudiés (TiN, (Ti,Al)N et MoS_2) lors d'opérations de tournage orthogonal à grande vitesse de coupe et à sec sur des éprouvettes en acier 27 Mn Cr 5 recuit.

5.3. DESCRIPTION DE LA DEMARCHE D'INVESTIGATION

La démarche a consisté à multiplier les approches visant à quantifier ou qualifier l'influence des revêtements, et cela en se basant sur des nouveaux moyens ou méthodes développées par des laboratoires partenaires au LaBoMaP, tout en continuant d'utiliser les moyens classiquement cités par la littérature scientifique (moyens de référence). Ainsi, il a été entrepris plusieurs séries d'investigations différentes :

- Des études analytiques et expérimentales sur le transfert des flux de chaleur dans un outil revêtu ont été entreprises avec J.L. Battaglia du laboratoire LEPT (ENSAM Bordeaux) ;
- Des mesures de températures locales à l'interface pièce/outil/copeau via le dispositif développé par le laboratoire LM3 (ENSAM Paris) par J.L. Lebrun, C. Le Calvez et R. M'Saoubi [LeCa_95] [Msao_98] ;
- Quantification de l'influence des revêtements sur les actions mécaniques en tournage orthogonal et en fraisage orthogonal ;
- Des analyses au microscope à balayage et des analyses chimiques EDS ont été réalisées sur les zones de contact pièce/outil/copeau ;
- Des analyses sur les modes de formation des copeaux avec différents revêtements via la réalisation d'essais de coupe brusquement interrompus.

La suite du chapître va consister à décrire les conditions de réalisation de ces investigations, ainsi que les observations associées. A l'issue de chaque série d'essais, peu de discussions des résultats seront entreprises. Une synthèse de l'ensemble de ces investigations sera réalisée à l'issue afin de proposer une interprétation des mécanismes d'action des revêtements sur la formation des copeaux en tournage.

5.4. ETUDE ANALYTIQUE DE L'INFLUENCE DES REVETEMENTS SUR LES MODES DE TRANSFERT DE CHALEUR DANS LES OUTILS

En première approximation, la modélisation de la conduction de la chaleur dans un substrat revêtu a été réalisée tel que présentée sur la **figure 5-5-a**. L'étude considère un revêtement mince d'épaisseur e_d, de conductivité thermique λ_d et de diffusivité α_d. Celui-ci est déposé sur un substrat d'épaisseur e_s, de conductivité thermique λ_s et de diffusivité α_s. La face supérieure (face de coupe) est soumise à un flux de chaleur $\phi_o(t)$. La résistance thermique de l'interface revêtement/substrat est noté R_c. Elle provient d'éventuels problèmes locaux d'adhésion du revêtement sur le substrat.

Remarque : Un modèle plus réaliste tridimensionnel est présenté sur la ***figure 5-5-b****.*

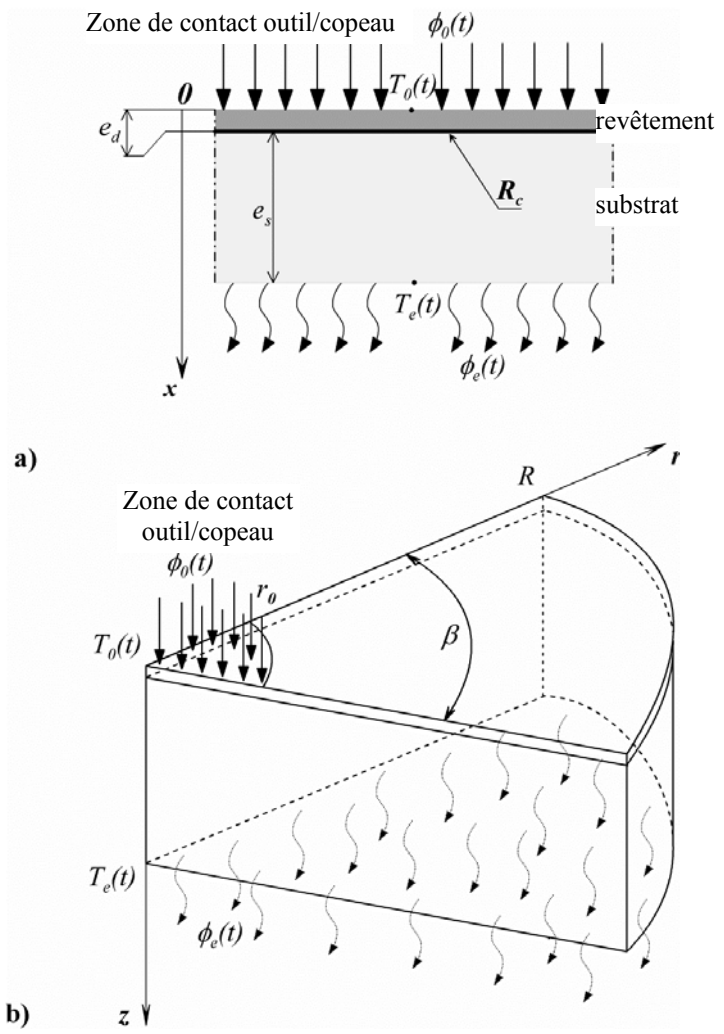


Fig. 5-5 : *Modélisation unidimensionnelle (a) et tri-dimensionnelle (b) du transfert de chaleur dans un outil revêtu.*

Il est important de noter que la température $T_o(t)$ est considérée comme une température moyenne dans la zone de contact outil/copeau. Cette modélisation est en décalage avec la littérature qui a fait état qu'il existait un important gradient dans cette zone [LeCa_95]. Ce gradient dépendant fortement des cas étudiés, nous avons préféré raisonner sur la température moyenne.

On peut obtenir une expression reliant le flux de chaleur et la température sur la face de coupe du revêtement, grâce à l'application des transformées intégrales de Laplace et Hankel, respectivement par rapport au temps et à l'espace :

$$\overline{T_0}(\alpha_n, s) = H_{3D}(s)\,\overline{\phi_0}(s) \qquad (\mathbf{5\text{-}2})$$

avec s : variable de Laplace, α_n : variable de Hankel.

L'obtention de la fonction de transfert thermique H_{3D} *(s)* est décrite dans **l'annexe 2**. Le lecteur intéressé par ce développement théorique pourra s'y reporter.

5.4.1. COMPARAISON DES DEUX FONCTIONS DE TRANSFERT

Sur la **figure 5-6**, il est possible d'observer les réponses impulsionnelles $H_{1D}(s)$ et $H_{3D}(S)$ d'un outil revêtu pour un ensemble de propriétés physiques données. Comme cela a été démontré, les 2 courbes sont superposées pour les petites périodes de temps. Des différences apparaissent durant la diffusion de la chaleur dans le substrat. Le temps de réponse de chaque révêtement dépend beaucoup du rapport e_d/e_s. La réponse impulsionnelle a été représentée en échelle logarithmique.

Trois phases du transfert de chaleur sont observables. Le premier domaine de 10^{-5} à 10^{-3} seconde concerne la diffusion de la chaleur dans le revêtement. De 10^{-3} à 10^{-1} seconde, la diffusion de chaleur atteint le substrat. Pour les longues périodes, la perte de chaleur dans l'air ambiant (usinage à sec) est caractérisée par un coefficient d'échange thermique *h*.

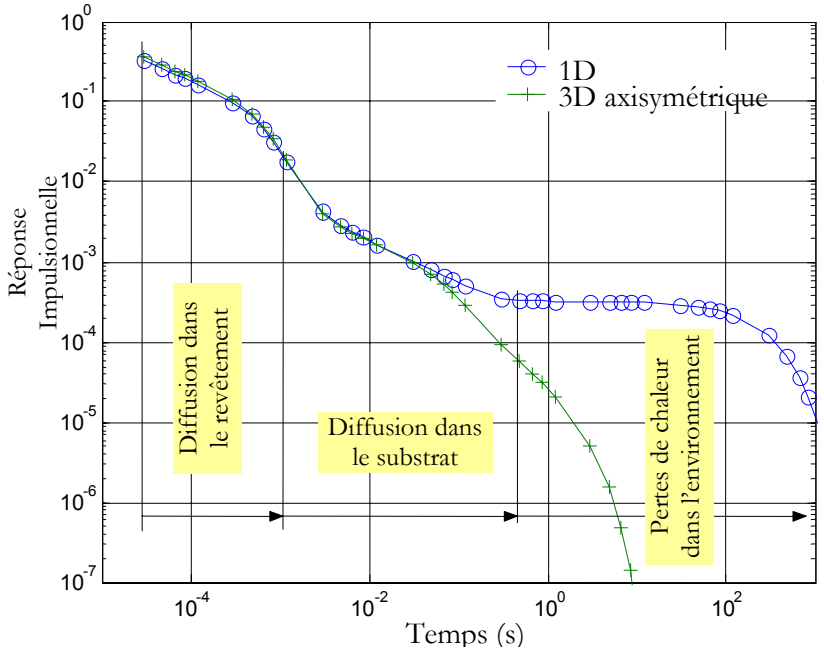


Fig. 5-6 : *Réponse impulsionnelle calculée à partir des fonctions de transfert $H_{1D}(s)$ et $H_{3D}(s)$ ($r = 0$, $z = 0$, s) pour un outil revêtu sans résistance thermique à l'interface.*

Paramètres de détermination de la réponse impulsionnelle

e_d = 10 µm
λ_d = 20 Wm.K
α_d = 10^{-7} m²/s
e_s = 3 mm
λ_s = 20 W/m.K
α_s = 10^{-5} m²/s
h = 10 W/m².K

5.4.2. INFLUENCE DE LA DIFFUSIVITE THERMIQUE

En considérant différentes valeurs de diffusivité thermique du dépôt, le ratio α_d / α_s évolue dans un rapport important. La **figure 5-7** permet de voir que les réponses impulsionnelles sont identiques dans tous les cas après quelques millisecondes. Cela montre que la diffusivité du revêtement n'a aucune influence sur le transfert de chaleur que pour les petites périodes de temps (et par conséquent la conductivité thermique également). Après quelques millisecondes, le comportement de l'outil revêtu reste inchangé. Il apparaît donc que les propriétés thermiques des revêtements n'ont aucune influence sur le transfert de chaleur vers les substrats pour des processus à coupe continue (durée de l'usinage de plusieurs secondes), alors qu'elles peuvent influencer significativement les processus à coupe discontinue (fraisage, taillage) et cela d'autant plus que la période d'exposition à la chaleur est faible. Ces propriétés d'isolation thermique auront donc d'autant plus d'importance pour les opérations en usinage discontinu à grande vitesse de coupe.

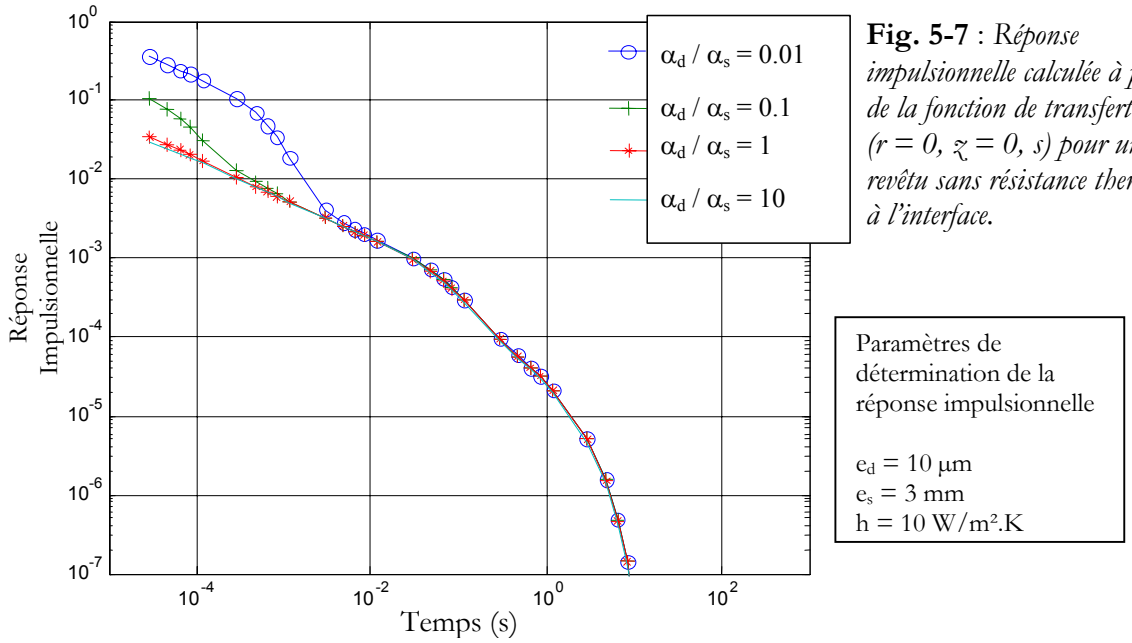


Fig. 5-7 : *Réponse impulsionnelle calculée à partir de la fonction de transfert $H_{3D}(s)$ ($r = 0$, $z = 0$, s) pour un outil revêtu sans résistance thermique à l'interface.*

5.4.3. INFLUENCE DE L'EPAISSEUR D'UN REVETEMENT

En considérant maintenant la sensibilité du transfert de chaleur à l'épaisseur du revêtement, la réponse impulsionnelle a été représentée pour différentes valeurs du rapport e_d/e_s (**figure 5-8**). Il apparaît que, dans le domaine des revêtements PVD et CVD (épaisseur jusqu'à 10 µm), l'épaisseur du revêtement n'affecte la transmission de chaleur que pour des périodes de sollicitations inférieures à 0.01 s. Il apparaît donc que les faibles épaisseurs mises en œuvre sur les outils de coupe ne sont pas de nature à modifier le transfert de chaleur dans les processus à coupe

continue. Par contre, l'épaisseur des revêtements est un élément à prendre en considération dans les opérations à coupe discontinue à grande vitesse de coupe.

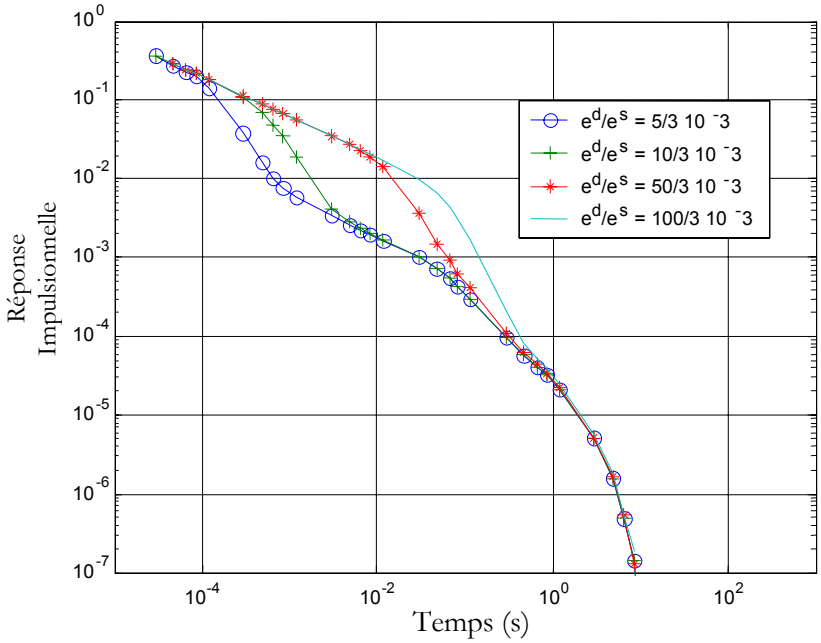


Fig. 5-8 : *Réponse impulsionnelle calculée à partir de la fonction de transfert $H_{3D}(s)$ ($r = 0$, $z = 0$,s) pour un outil revêtu sans résistance thermique à l'interface.*

Paramètres de détermination de la réponse impulsionnelle

λ_d = 20 Wm.K
$\alpha_d = 10^{-7}$ m²/s
e_s = 3 mm
λ_s = 20 W/m.K
$\alpha_s = 10^{-5}$ m²/s
h = 10 W/m².K

5.4.4. INFLUENCE DE LA RESISTANCE THERMIQUE A L'INTERFACE REVETEMENT/SUBSTRAT

Enfin, la **figure 5-9** montre que la résistance thermique à l'interface revêtement/outil n'influence la réponse impulsionnelle que pour des périodes inférieures à la centième de seconde.

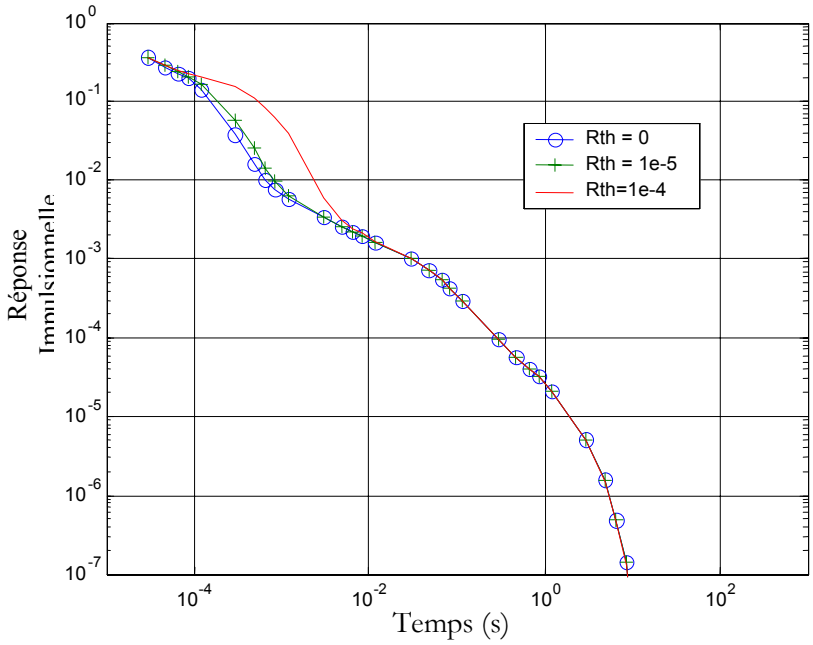


Fig. 5-9 : *Réponse impulsionnelle calculée à partir des fonctions de transfert $H_{1D}(s)$ et $H_{3D}(s)$ ($r = 0$, $z = 0$, s) pour un outil revêtu avec différentes résistances thermiques à l'interface.*

Paramètres de détermination de la réponse impulsionnelle

e_d = 10 µm
λ_d = 20 Wm.K
$\alpha_d = 10^{-7}$ m²/s
e_s = 3 mm
λ_s = 20 W/m.K
$\alpha_s = 10^{-5}$ m²/s
h = 10 W/m².K

5.4.5. RESUME

Cette analyse confirme bien les travaux de [Du_01] qui, par une analyse BEM, avait montré qu'un revêtement ne pouvait pas modifier le transfert de chaleur lors d'une opération d'usinage stationnaire (ex : tournage), et cela quelle que soit l'épaisseur du revêtement et sa conductivité thermique. L'originalité de ce travail réside dans la prise en compte de la résistance thermique de l'interface revêtement/substrat et de la diffusivité des matériaux en présence.
Dès lors, il apparaît que des écarts de température dans le substrat ne peuvent venir que d'écarts du flux de chaleur à l'interface outil/copeau (énergie surfacique d'écoulement) lors du régime stationnaire (temps de coupe > 1 s).
De plus, il a été montré que le revêtement joue un rôle important pour les opérations à coupe discontinue et cela d'autant plus que la période de sollicitation thermique sera brève (usinage à grande vitesse). Dans ce cas, le revêtement permet de faire décroître le flux de chaleur transmis au substrat et donc permet de limiter le niveau moyen de température dans le substrat (maintien des caractéristiques mécaniques). Cette tendance est d'autant plus affirmée que le revêtement sera isolant et épais.

Remarque : Cette analyse conforte le fait que la variation des épaisseurs des revêtements utilisés (voir ***paragraphe 3-7****) n'influencera pas le résultat de nos investigations sur l'influence thermique et tribologique des revêtements en tournage orthogonal.*

Remarque : La corrélation de ces analyses avec les autres séries d'investigations sera réalisée à la fin de ce chapitre.

5.5. ETUDE EXPERIMENTALE DE L'INFLUENCE DES REVETEMENTS SUR LES FLUX DE CHALEUR TRANSMIS AU SUBSTRAT

5.5.1. PRINCIPE DE L'ESTIMATION DU FLUX DE CHALEUR

Au vu des éléments précédents, il apparaît nécessaire de quantifier les variations éventuelles de flux de chaleur transmis au substrat en fonction du type de revêtement utilisé ; ces variations étant uniquement le fait de l'énergie d'écoulement à la surface outil/copeau.
Une démarche expérimentale basée sur l'instrumentation d'un porte-outil de tournage orthogonal à l'aide d'un thermocouple est utilisée (**figure 5-10**). Le thermocouple permet de déterminer la température locale durant une opération d'usinage. Afin de remonter au flux de chaleur transmis

au substrat, il est nécessaire de connaître la relation entre le flux de chaleur dans la zone de contact et cette mesure locale de température : la fonction de transfert thermique. La formulation de cette relation est classique en thermique [Ljun_87] [Sode_89] :

$$\sum_{i=0}^{M+1} \alpha_i \, \mathrm{D}^{n_i} T_M(t) = \sum_{i=0}^{M} \beta_i \, \mathrm{D}^{n_i} \phi_0(t) \qquad \textbf{(5-3)}$$

avec $T_M(t)$: température du thermocouple, $\phi_o(t)$: flux de chaleur dans la zone de coupe.

Les valeurs de n_i s'expriment par des valeurs non entières $n_i = i / 2$ afin d'améliorer la précision du modèle comme l'a montré [Batt_00]. La valeur de M dépend essentiellement de la distance entre le capteur et la zone de coupe. Le symbol D^n indique la dérivée n^{ième}.

Cette fonction de transfert est identifiée grâce à un dispositif permettant d'appliquer un flux de chaleur calibré et important dans la future zone de coupe. La mesure de la réponse du thermocouple en lien avec les flux de chaleur calibrés permet de déterminer cette fonction de transfert. Les traitements mathématiques permettant d'aboutir à l'identification de cette fonction transfert ne seront pas décrits içi, car ils ont déjà fait l'objet de plusieurs publications [Batt_00].

Durant une opération d'usinage, l'inversion de la relation entre le flux de chaleur et la température locale du thermocouple permet d'évaluer le flux de chaleur transmis au substrat. L'application de cette démarche pour différentes plaquettes revêtues permet de quantifier les écarts de flux de chaleur transmis au substrat.

Cette démarche permet de faire abstraction des méthodes directes de détermination de la fonction de transfert thermique, car celles-ci nécessitent des hypothèses qui grèvent la précision des estimations. La démarche permet d'identifier le système plaquette revêtue/porte-plaquette dans sa complexité réelle et cela quel que soit le revêtement utilisé.

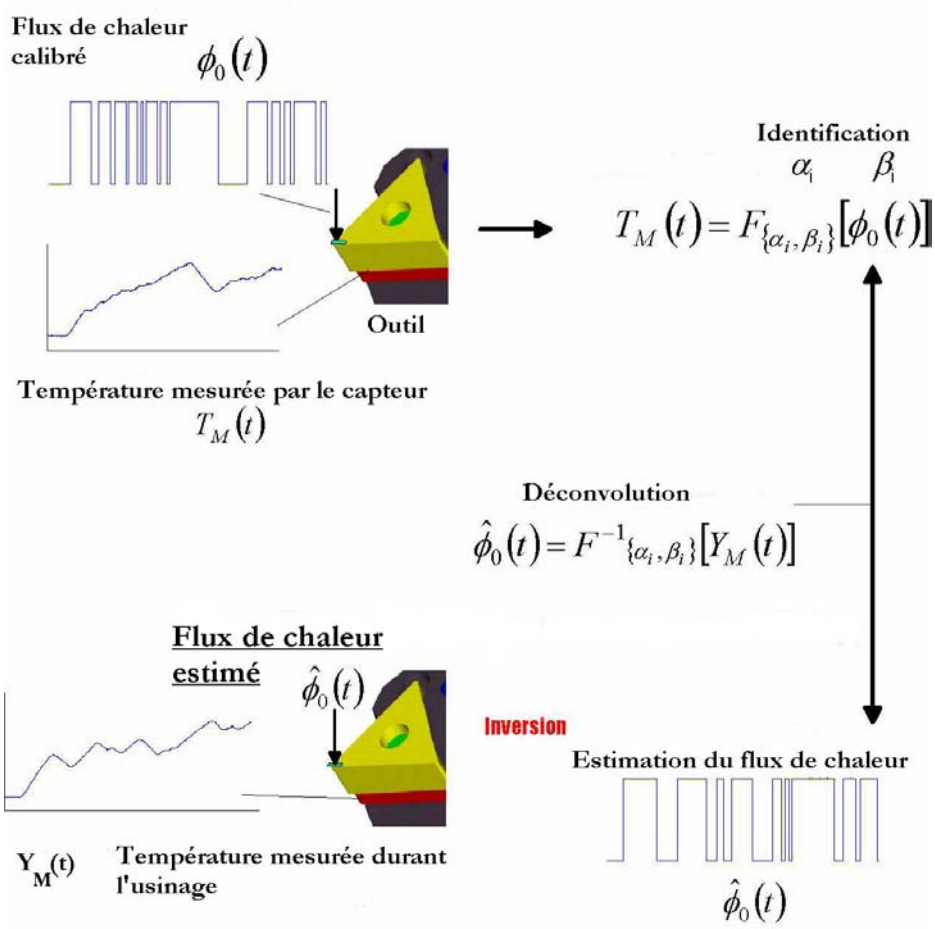


Fig. 5-10 : *Principe de l'identification de la fonction de transfert thermique et de l'évaluation du flux de chaleur durant l'usinage.*

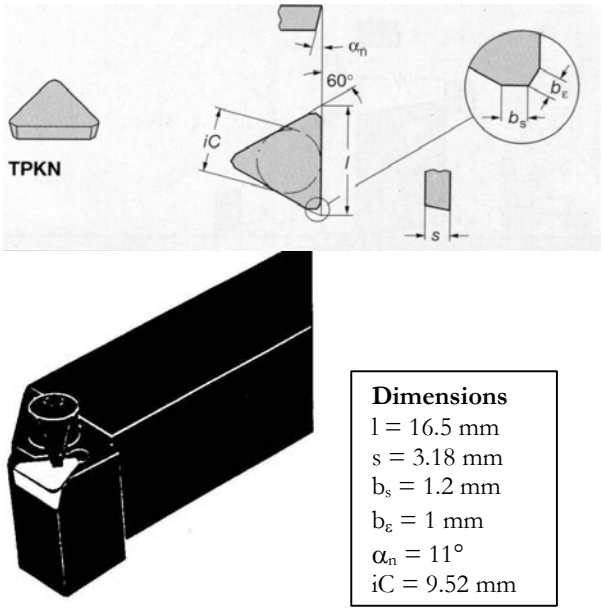


Fig. 5-11 : *Caractéristiques des plaquettes utilisées : TPKN 16 03 PP R.*

5.5.2. OUTILS DE COUPE UTILISES

Les essais ont été réalisés avec des plaquettes triangulaires en carbure TPKN 16 03 de la société Sandvik (**figure 5-11**). L'acier rapide n'a pas été retenu comme substrat dans ce cadre d'essai, car de telles plaquettes n'existent pas dans le commerce et leurs coûts de réalisation étaient exorbitants.

Le cahier des charges de choix de la géométrie de la plaquette a été d'avoir une plaquette non revêtue, rectifiée finement sur toutes ses faces (R_a ~ 0.1 µm). Elle devait posséder une dépouille de plus de 6° pour pouvoir réaliser des plongées obliques sans risque de talonnage entre la surface usinée et la face en dépouille. La plaquette ne devait posséder que des faces planes (pas de vagues dites 'brise-

copeaux'). Enfin les propriétés mécaniques, chimiques et thermiques du substrat devaient être accessibles. Le choix s'est porté sur une plaquette issue des applications de fraisage : TPKN PP R SM30.

Remarque : Les caractéristiques géométriques, thermiques, chimiques de la nuance carbure SM30 sont décrites en ***annexe 3****, ainsi qu'au* ***paragraphe 3-6-9****.*

Le porte-plaquette est de fabrication spéciale (**figure 5-11**), car cette plaquette étant initialement une plaquette de fraisage, aucun porte-plaquette n'existe pour l'orienter et la maintenir selon le cahier des charges suivants : angle normal de coupe $\gamma_n = 0°$, angle d'inclinaison d'arête $\lambda_s = 0°$ et angle de direction d'arête $\kappa_r = 90°$, attachement de type section carrée 20 x 20 mm. Ce porte-outil a donc été spécialement conçu par nos soins et sous-traité pour sa réalisation.

Le thermocouple est constitué d'une feuille de cuivre d'épaisseur 0.3 mm, découpée selon la forme du logement de plaquette, sur laquelle est soudé un fil de constantan de 0.35 mm de diamètre (**figure 5-12**). Les deux fils de ce thermocouple sont reliés à des bornes en laiton maintenues à température ambiante. La mesure est amplifiée puis le signal est enregistré sur un oscilloscope numérique. Le thermocouple cuivre/constantan (type T) a une sensibilité moyenne de 50 µV/°C et est linéaire jusqu'à 300 °C. Le cuivre présente l'avantage d'être ductile afin d'optimiser le contact thermocouple/plaquette.

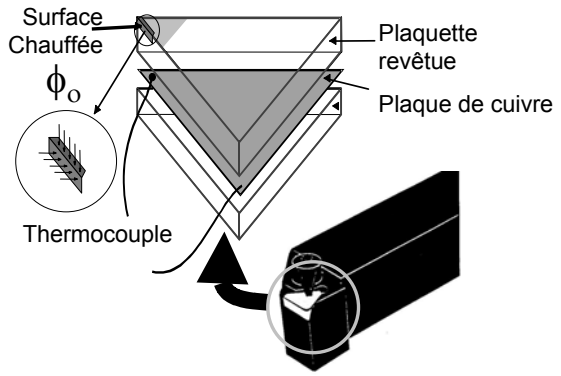


Fig. 5-12 : *Illustration de la position du thermocouple sur le porte-outil.*

Remarque : le thermocouple est attaché au porte-plaquette et non à la plaquette, il ne subit pas de variations de positionnement d'une plaquette à une autre

Remarque : le thermocouple est localisé suffisamment loin de la zone de coupe pour ne pas être influencé par des variations de la zone de contact outil/copeau. Il doit cependant être placé suffisamment près pour avoir le maximum de précision dans l'estimation du flux de chaleur.

5.5.3. DISPOSITIF D'IDENTIFICATION DE LA FONCTION DE TRANSFERT THERMIQUE

Un micro-four a été développé de façon à soumettre la zone de contact outil-copeau à un flux de chaleur calibré. Ce micro-four illustré sur la **figure 5-13** est une micro-résistance formée d'un fil de platine déposé sur une plaque en alumine de 250 µm d'épaisseur et 3 x 2 mm de surface. Ces faibles dimensions permettent de produire un chauffage localisé de la future zone de coupe durant l'usinage. Cela permet aussi d'avoir un faible temps de réponse de l'ordre de 100 ms. Le micro-four est alimenté par un générateur de courant. En faisant l'hypothèse qu'il n'y a pas de perte dans le milieu ambiant, la mesure de la puissance électrique correspond au flux de chaleur dissipé par le micro-four dans l'outil. Le micro-four est maintenu en contact étroit avec l'outil en utilisant une colle à l'argent. La surface de contact outil/micro-four correspond à peu près à la surface de contact outil/copeau. Quoiqu'il en soit, [Puig_02] a montré qu'une variation de 50 % de la surface de contact lors de l'identification par rapport à l'usinage n'entraîne qu'une erreur de 5 % sur l'estimation du flux en usinage.

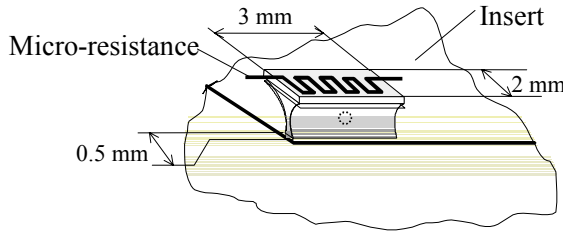


Fig. 5-13 : *Schéma de l'installation de chauffage de la zone de contact outil/copeau lors de la calibration.*

Lors de la phase d'identification, le chauffage du micro-four est réalisé selon des périodes de chauffage et de refroidissement aléatoire, et cela afin d'améliorer la précision de l'identification. Un exemple de courbe de chauffage et la réponse associée du thermocouple est donné dans la **figure 5-14**.

5.5.4. CONDITIONS DE REALISATION DES ESSAIS

Matière usinée

Les essais ont été mis en œuvre en coupe orthogonale sur des tubes en 27 Mn Cr 5 à HB 200, issus du même lot de matière que les essais de fraisage décrits dans le **chapitre 4** (voir description en **annexe 4**).

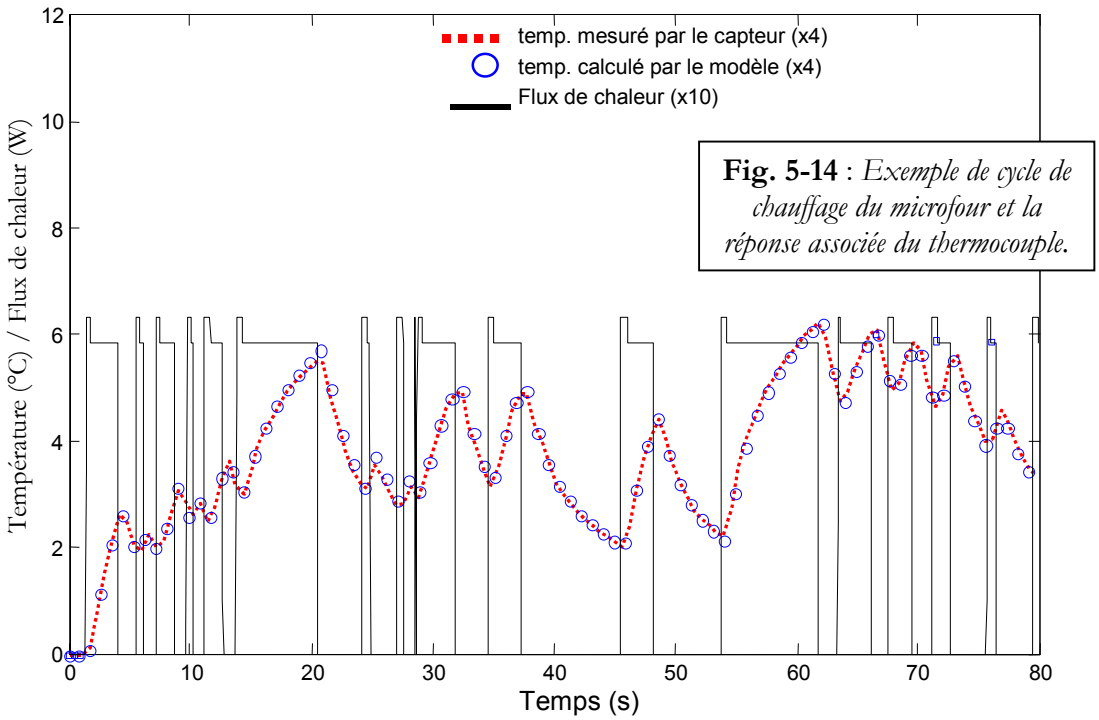


Fig. 5-14 : *Exemple de cycle de chauffage du microfour et la réponse associée du thermocouple.*

Conditions de coupe

Les essais d'usinage ont été réalisés à l'Université de Bordeaux 1. Les conditions de coupe du tube étaient les suivantes : V_c = 236 m/min - f = 0.1 mm/tr - a_p = 3 mm - Usinage à sec (**figure 5-15**). Chaque essai a duré 10 secondes environ afin d'atteindre une relative stabilité du gradient thermique dans la zone de coupe.

Remarque : Les conditions de coupe ont été choisies de façon à s'assurer qu'il n'y a pas d'arête rapportée et qu'il n'y a pas de vibrations qui pourraient perturber le mode de formation des copeaux. Pour cela, la détermination du domaine de fonctionnement de ce système tube/outil/matière a été réalisé sur une large plage de vitesses de coupe et d'avance. Les résultats seront présentés dans le ***paragraphe 5-6-1*** *de ce chapitre.*

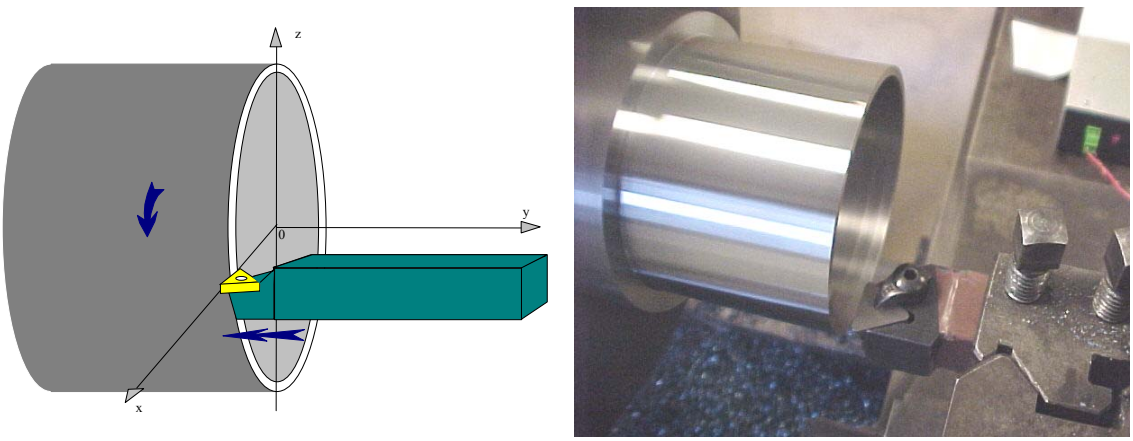


Fig. 5-15 : *Configuration des essais de tournage orthogonal.*

5.5.5. RESULTATS DE L'IDENTIFICATION DES REPONSES IMPULSIONNELLES

L'identification de la fonction de transfert thermique a été réalisée pour chaque type de plaquettes : non revêtues, revêtues TiN, (Ti,Al)N et (Ti,Al)N+MoS_2. (**figure 5-16**) Il a été constaté, après avoir dupliqué 3 fois chaque identification, que la réponse impulsionnelle de ces fonctions de transfert est identique. Cela confirme bien les résultats de l'étude analytique présentés précédemment. Il est ainsi confirmé que, dans le cadre de chargements thermiques à faible dynamique, les revêtements ne sont pas en mesure d'isoler thermiquement le substrat.

Remarque : En dehors du cadre de cette étude, des plaquettes identiques ont été revêtues par CVD d'une couche de 7 µm d'alumine Al_2O_3. Il a également été constaté que l'alumine ne permettait pas de modifier la fonction de transfert thermique.

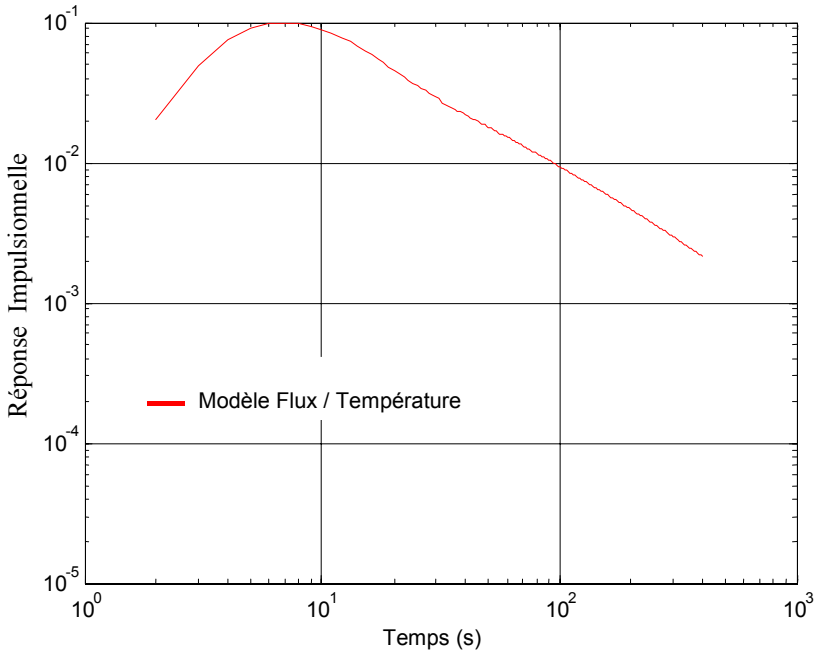


Fig. 5-16 : *Réponse impulsionnelle des outils revêtus et non revêtus (idem pour tous les revêtements).*

5.5.6. RESULTATS DES MESURES DE TEMPERATURE ET DES EVALUATIONS DES FLUX DE CHALEUR DURANT L'USINAGE

La mise en œuvre des essais d'usinage a été systématiquement dupliquée de façon à fiabiliser les résultats obtenus. Un jeu de courbes d'évolution de la température du thermocouple durant l'usinage, ainsi que les courbes d'évolution des flux de chaleur estimés sont présentées en **figure 5-17 et 5-18**.

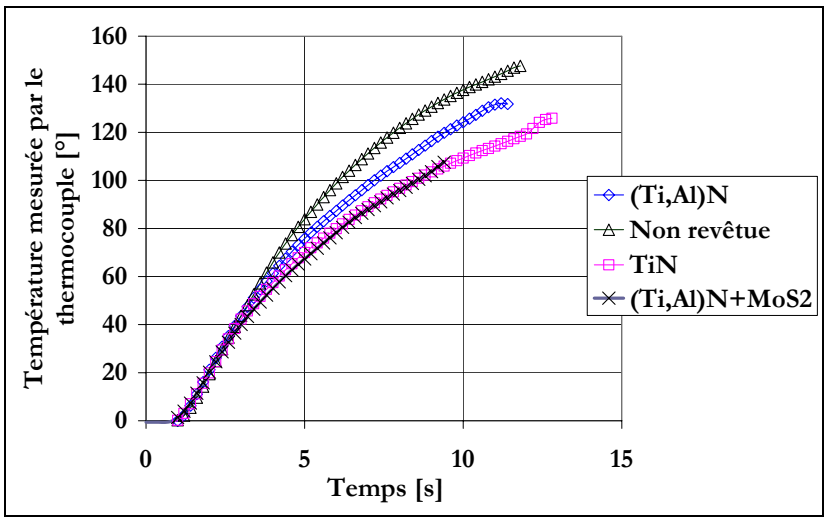


Fig. 5-17 : *Température mesurée par le thermocouple avec différentes plaquettes revêtues ou non.*

Matière usinée
27 Mn Cr 5 – HB 200
Outil de coupe
TPKN 16 03, Carbure SM30,
$\gamma_n = 0° - \lambda_s = 0°$
Conditions de coupe
$V_c = 236$ m/min, f = 0.1 mm/tr,
$a_p = 3$ mm, à sec
Mode d'usinage
Avance axiale

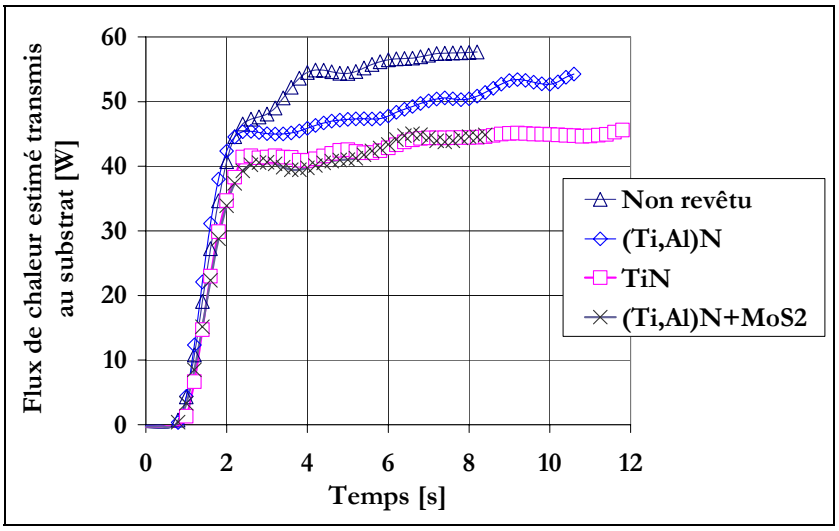


Fig. 5-18 : *Evolution du flux de chaleur généré par la coupe avec différentes plaquettes.*

Matière usinée
27 Mn Cr 5 – HB 200
Outil de coupe
TPKN 16, Carbure SM30,
$\gamma_n = 0° - \lambda_s = 0°$
Conditions de coupe
$V_c = 236$ m/min, f = 0.1 mm/tr
$a_p = 3$ mm, à sec
Mode d'usinage
Avance axiale

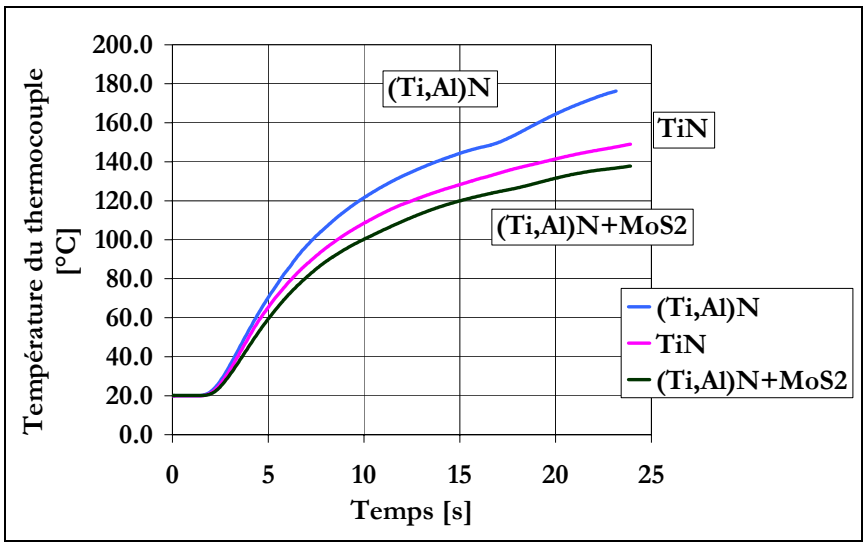
Il est tout d'abord important de voir que le niveau de flux calculé pendant l'usinage est notablement supérieur au niveau de flux ayant servi à l'identification (60 W contre 10 W). Ce point constitue une faiblesse de la méthode, car le domaine d'application de la fonction de transfert est extrapolé au delà de son domaine d'identification. Néanmoins, ces résultats seront exploités, car, même si les valeurs absolues calculées de flux de chaleur peuvent être erronées, leurs écarts relatifs demeurent significatifs (> 15 %).

L'observation de ces courbes permet de voir que les plaquettes non revêtues induisent un flux de chaleur plus important dans le substrat, alors que les plaquettes revêtues TiN et (Ti,Al)N+MoS_2 induisent le flux de chaleur le plus faible. Le revêtement (Ti,Al)N a un comportement intermédiaire. Le revêtement MoS_2 confirme sa faculté à faire baisser le flux de chaleur transmis à l'outil, via une amélioration des conditions d'écoulement des copeaux (faible résistance au cisaillement – vue au **chapître 3**).

Des essais complémentaires ont été réalisés à l'ENSAM Cluny avec un outil identique mais instrumenté avec un thermocouple différent, afin de balayer différentes conditions de vitesse et d'avance. Ne possédant pas les fonctions de transfert thermique associées, seules les courbes d'évolution de la température du thermocouple sont présentées. Or, étant donné que les plaquettes ont toutes la même fonction de transfert de chaleur, il est malgré tout possible de conclure qualitativement sur le niveau relatif de flux de chaleur transmis au substrat dans chaque cas en analysant la pente des courbes.

Ces essais complémentaires ont systématiquement montré un résultat identique et cela malgré des vitesses de coupe nettement plus basses (mais supérieures à la vitesse minimale de disparition de l'arête rapportée) et/ou des avances deux fois plus élevées (**figure 5-19**). Ainsi, il apparaît que les plaquettes revêtues TiN et (Ti,Al)N+MoS_2 conduisent à limiter le flux de chaleur transmis au substrat par rapport à des plaquettes revêtues (Ti,Al)N. Par contre, il semble que, dans certains cas que la courbe d'évolution de la température correspondant au cas des plaquettes revêtues, (Ti,Al)N+MoS_2 subit un point d'inflexion. L'analyse des zones de contact outil/copeau qui sera présentée, au **paragraphe 5-8**, a permis d'observer la disparition de la couche de MoS_2 dans ces cas. Il est donc normal que la courbe tende à rejoindre celle des plaquettes revêtues (Ti,Al)N.
Dans le cas de l'usinage à basse vitesse de coupe et forte avance, le revêtement (Ti,Al)N+MoS_2 a un meilleur comportement que le revêtement TiN. En effet, étant donné la faible valeur cumulée de la vitesse de coupe et de l'avance, des problèmes d'adhésion apparaissent de façon plus importantes sur la face de coupe des outils. Dans ce cadre, le fort pouvoir lubrifiant du revêtement MoS_2 semble se distinguer davantage que celui du revêtement TiN. Cette proposition d'interprétation est soutenue par les analyses chimiques réalisées sur les plaquettes après essais (analyses EDS au **paragraphe 5-8**).

Remarque : La corrélation de ces observations avec les autres séries d'investigations sera réalisée à la fin de ce chapître.

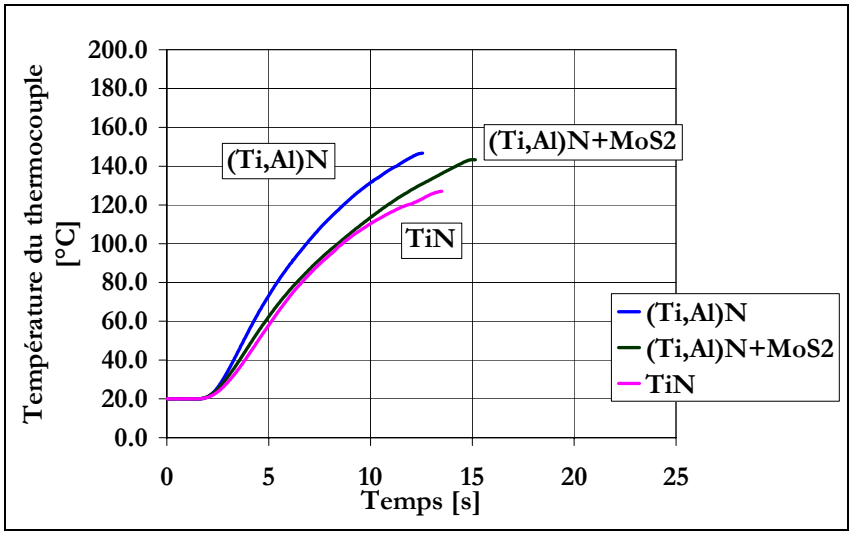


Matière usinée
27 Mn Cr 5 – HB 200

Outil de coupe
TPKN 16 03
Carbure SM30
$\gamma_n = 0° - \lambda_s = 0°$

Conditions de coupe
$V_c = 107$ m/min
f = 0.1 mm/tr
$a_p = 3$ mm
à sec

Mode d'usinage
Plongée radiale

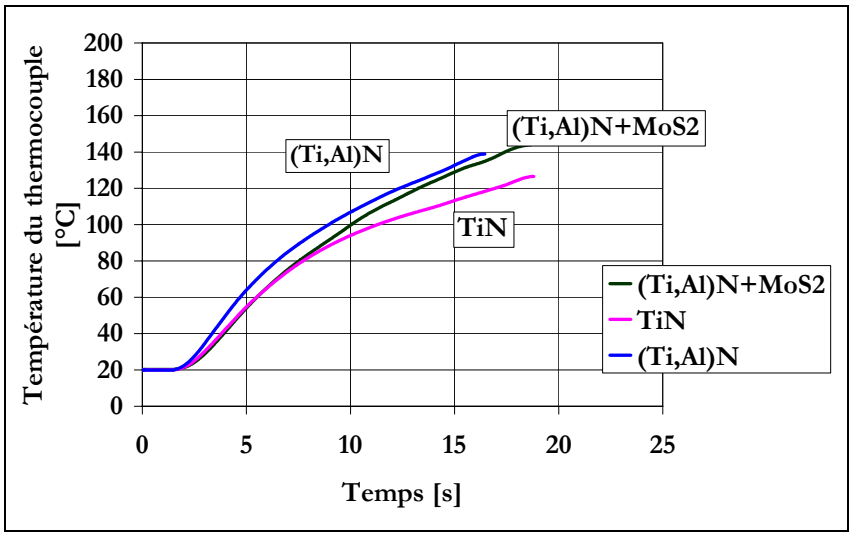


Matière usinée
27 Mn Cr 5 – HB 200

Outil de coupe
TPKN 16 03
Carbure SM30
$\gamma_n = 0° - \lambda_s = 0°$

Conditions de coupe
$V_c = 107$ m/min
f = 0.2 mm/tr
$a_p = 3$ mm
à sec

Mode d'usinage
Plongée radiale



Matière usinée
27 Mn Cr 5 – HB 200

Outil de coupe
TPKN 16 03
Carbure SM30
$\gamma_n = 0° - \lambda_s = 0°$

Conditions de coupe
$V_c = 214$ m/min
f = 0.1 mm/tr
$a_p = 3$ mm
à sec

Mode d'usinage
Plongée radiale

Fig. 5-19 : *Température mesurée par le thermocouple avec différentes plaquettes revêtues et différentes conditions de coupe.*

5.6. INFLUENCE DES REVETEMENTS SUR LES ACTIONS MECANIQUES

Afin d'évaluer l'influence des revêtements sur les actions mécaniques, deux séries d'essais ont été entrepris :

- Des essais de tournage orthogonal en plongée radiale ;
- Des essais de fraisage orthogonal.

La suite du paragraphe décrira les essais réalisés et les résultats obtenus.

5.6.1. CAS DES ACTIONS MECANIQUES EN TOURNAGE

Le dessin de la **figure 5-20** reprend le principe des essais réalisés, et situe les composantes d'efforts mesurées.

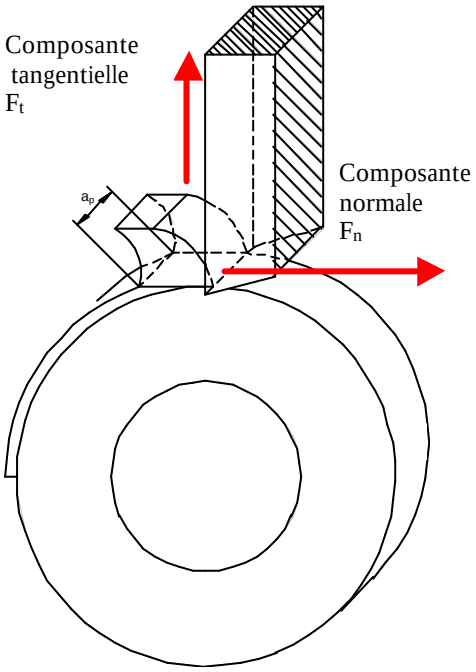


Fig. 5-20 : *Principe des essais de coupe en plongée radiale*

Les outils de coupe
Les essais ont mis en œuvre les mêmes plaquettes TPKN et le même porte-plaquette que pour les essais précédents.

Matière usinée
Les essais ont été réalisés sur des disques en 27 Mn Cr 5 à HB 200, issus du même lot de matière que les essais de fraisage décrits dans le **chapitre 4.**

Conditions de coupe
Une large plage de vitesse de coupe a été évaluée, afin de voir des écarts éventuels de comportement à basse et grande vitesse de coupe, comme l'a parfois relaté la littérature. L'avance a été conservée constante f = 0.1 mm/tr et les essais ont été réalisés à sec.
Ces mesures d'efforts n'ayant pas de vocation industrielle, la fragmentation du copeau n'a pas été considérée. Les copeaux obtenus ont été systématiquement longs et continus. Il a seulement été vérifié que les copeaux ne venaient pas s'enrouler autour de la pièce ou de l'outil, ce qui risquait de perturber les mesures.

Moyens d'essais et de mesure

Les essais ont été réalisés sur le tour TRANSMAB 400 de l'ENSAM de Cluny. Ce dernier était équipé d'une table de mesure dynamométrique Kistler.

Chaque essai et chaque mesure ont été dupliqués 3 fois. La valeur moyenne est présentée dans les résultats. La dispersion des valeurs moyennes stabilisées relevées a été inférieure à 2 %, aussi ne figurent pas les dispersions sur les **figures 5-21 à 5-23**.

Résultats

Les valeurs des composantes d'efforts ont été relevées après 3 secondes d'usinage ce qui correspond à la stabilisation de l'usinage et de la mesure.

Les courbes permettent de conclure que, dans le cas étudié, les revêtements ont une influence significative sur les actions mécaniques en tournage. Si on suit la logique de la norme du Couple Outil-Matière (C.O.M. - NFE 66-520), il est nécessaire de suivre l'évolution de la composante normale F_n afin d'observer la vitesse minimale en dessous de laquelle l'adhésion devient si importante que l'on constate l'apparition d'une arête rapportée. Celle-ci se manifeste par une cassure dans la courbe d'évolution de F_n en fonction de la vitesse de coupe V_c. Dans notre cas, il apparaît que les outils revêtus TiN et (Ti,Al)N présentent une rupture de pente à partir de 100 m/min, alors que les outils non revêtus présentent cette rupture à partir de 150 m/min. La première proposition de conclusion consiste donc à dire que les revêtements permettent de limiter l'adhésion dans cette plage de vitesse de coupe (100 – 150 m/min). L'observation du comportement des outils revêtus (Ti,Al)N+MoS_2 indique que sur de brèves périodes d'usinage, les efforts de coupe ne permettent pas de déceler d'importants phénomènes d'adhésion. On peut penser que les bonnes propriétés lubrifiantes du revêtement sont une explication à ce phénomène, et cela d'autant plus que les basses vitesses sont généralement synonymes de basses températures ; températures pouvant être inférieures à la température d'oxydation du MoS_2.

Enfin, la **figure 5-21** permet de voir qu'au-delà de la vitesse de coupe minimale (Vc_{min} au sens du COM), il n'existe pas de différences importantes entre les revêtements. On peut uniquement noter une légère baisse de 3 à 4 % de F_n.

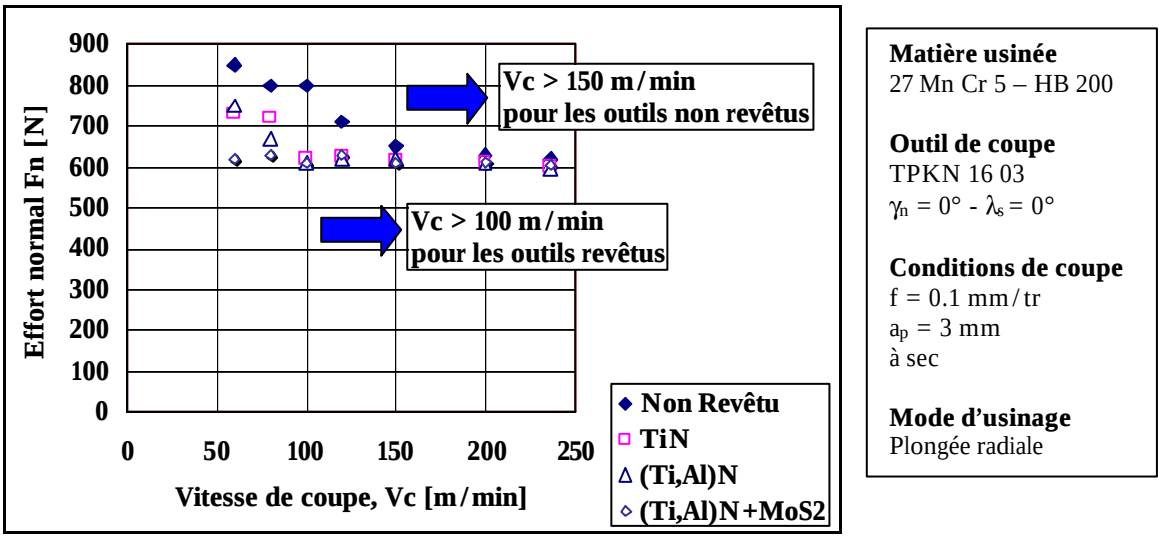


Fig. 5-21 : *Evolution de la composante normale à la face de coupe en fonction de la vitesse de coupe.*

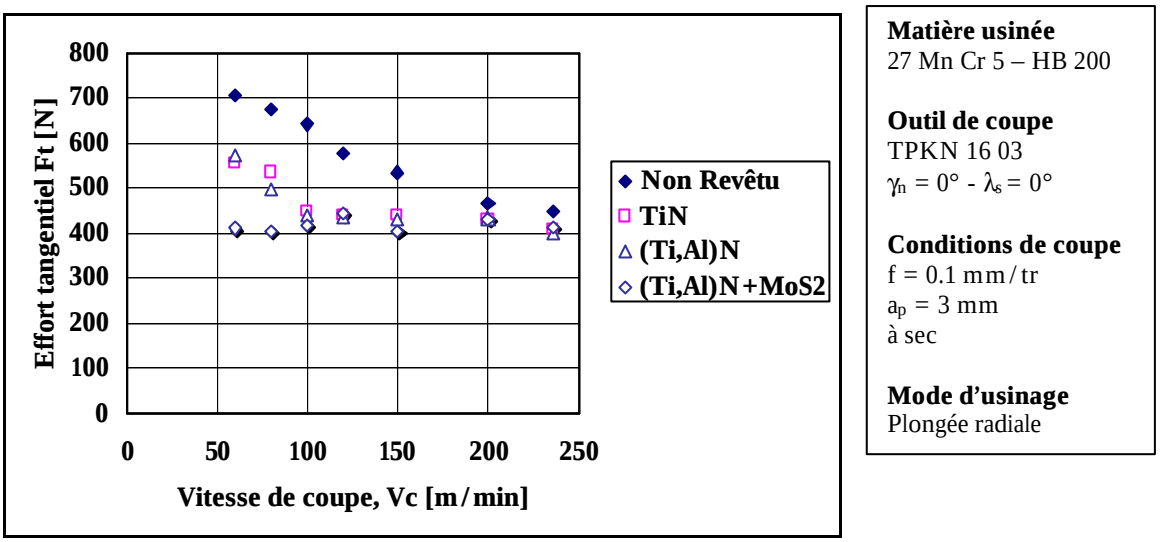


Fig. 5-22 : *Evolution de la composante tangentielle à la face de coupe en fonction de la vitesse de coupe.*

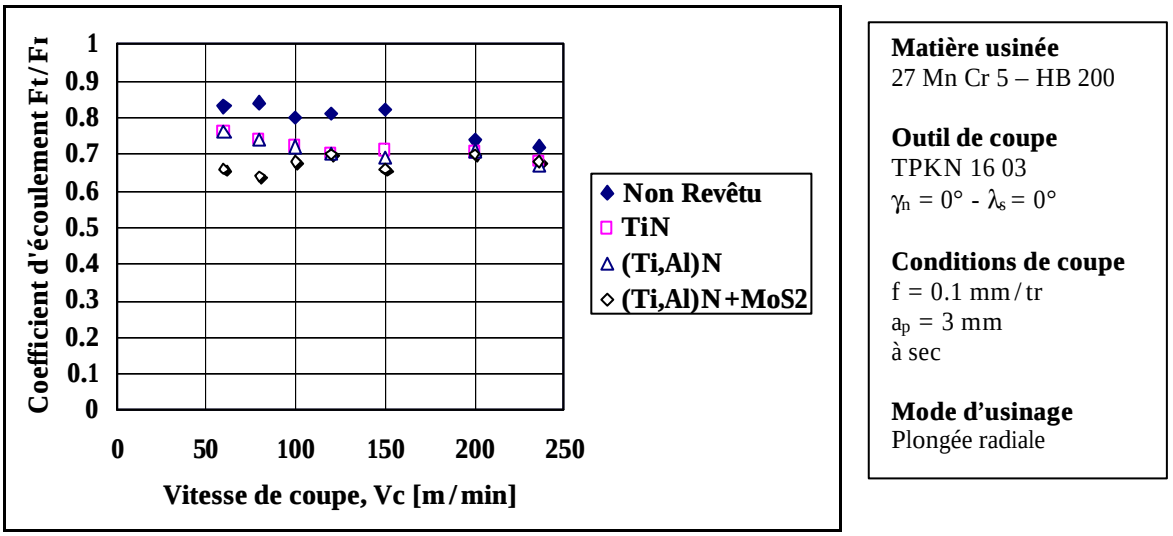


Fig. 5-23 : *Evolution du coefficient d'écoulement en fonction de la vitesse de coupe.*

L'analyse de la composante tangentielle F_t permet d'observer des phénomènes similaires. La baisse de F_t entre des outils revêtus et non revêtus est cependant supérieure ~ 10 %.

L'analyse de l'évolution du coefficient d'écoulement permet de voir que l'écoulement se fait d'autant mieux que la vitesse de coupe augmente, sauf dans le cas du revêtement (Ti,Al)N+MoS_2. La hausse des températures et la dégradation accélérée du MoS_2 pourrait en être la cause, même si les mesures ont été réalisées après une période assez brève d'usinage (~ 3 s). Il apparaît également que l'écoulement est plus facile aux basses vitesses de coupe avec des outils revêtus.

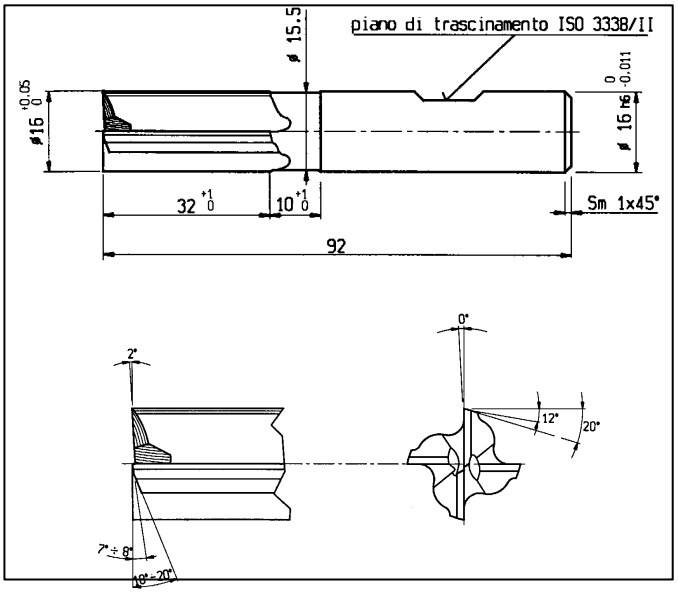
Globalement, sur l'ensemble de ces relevés, et compte tenu de notre champ d'investigation qui privilégie les hautes vitesses de coupe, il apparaît qu'au delà de la vitesse de coupe minimum, les 3

revêtements étudiés ne présentent pas de différences d'efforts de coupe, mais permettent une très légère diminution du coefficient d'écoulement par rapport au cas d'outils non revêtus. Par contre, dans la plage de vitesse de coupe intermédiaire (100 – 150 m/min), une réductive très significative des actions mécaniques est observée en lien avec une baisse de l'adhésion.

Remarque : La corrélation de ces observations avec les autres séries d'investigations sera réalisée à la fin de ce chapitre.

5.6.2. CAS DES ACTIONS MECANIQUES EN FRAISAGE

Afin de vérifier les observations faites en tournage orthogonal, des essais de fraisage ont été entrepris avec comme cahier des charges de se rapprocher le plus possible de la coupe orthogonale (**figure 5-24**). Pour cela, une fraise 2 tailles en ASP 2052 a été conçue avec un angle normal de coupe g_n = 0° et une angle d'inclinaison de goujure l_s = 0° (hélice droite). La fabrication des fraises a été sous-traitée à la société Vergnano (Italie). Les fraises ont ensuite été sablées et revêtues dans les mêmes conditions que les autres outils utilisés (plaquettes, fraises-mères, etc.).



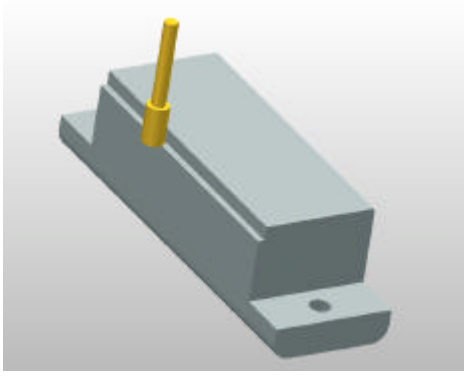


Fig. 5-24 : *Description de la fraise 2 tailles ayant servie aux mesures d'efforts de coupe.*

Matière usinée

Les essais ont été réalisés sur des blocs en 27 Mn Cr 5 à HB 200, issus du même lot de matière que les essais de fraisage décrits dans le **chapitre 4**.

Machine utilisée

Les essais ont été réalisés sur le centre d'usinage Gambin 120CR de l'ENSAM de Cluny.

Mesures d'efforts

Les efforts ont été mesurés à l'aide d'une table dynamométrique Kistler à 3 composantes. Celle-ci a été bridée sur la table de la machine afin d'obtenir les composantes *X*, *Y* et *Z* des efforts (**Figure 5-25**).

Les composantes radiales F_n et tangentielles F_t sont calculées par rapport aux composantes F_x, F_y mesurées :

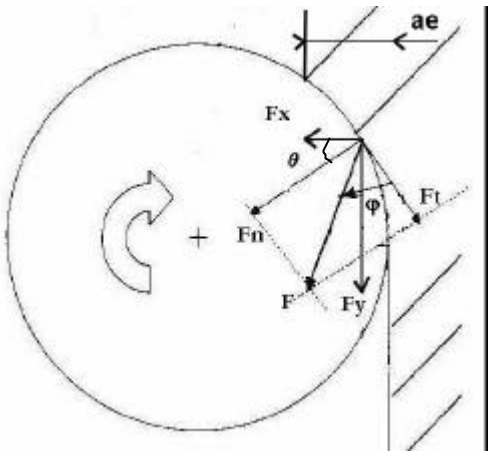


Fig. 5-25 : *Répartition des composantes d'efforts lors d'une opération de fraisage 2 tailles.*

$$F_t = F_y*\cos\theta - F_x*\sin\theta \quad (\mathbf{5\text{-}3})$$

$$F_n = F_x*\cos\theta + F_y*\sin\theta \quad (\mathbf{5\text{-}4})$$

avec $\theta = (1000 * V_c * t) / (30*D)$ en radian (**5-5**)

t = temps d'usinage en seconde, *D* : diamètre de fraise en mm

Conditions d'essai

Les conditions de coupe retenues pour ces essais doivent permettre de se situer dans le domaine de fonctionnement (au sens de la norme du Coupe Outil-Matière). Cela signifie que les conditions de coupe choisies se situent dans un domaine stable de fonctionnement et conduisent à une usure maîtrisée en dépouille.

L'engagement radial a_p = 4 mm, et l'engagement axial a_e = 4 mm ont été figés. Cela permet de s'assurer qu'il n'y a jamais plus d'une dent en prise, sans quoi il ne serait pas possible de dissocier les composantes relatives à chacune des dents.

Une plage de vitesse de coupe et d'avance seront balayées pour évaluer le comportement des différents revêtements à diverses conditions de coupe.

Résultats obtenus

Les mesures d'efforts ont été converties en énergie spécifique de coupe W_c, correspondant à la quantité d'énergie nécessaire pour enlever 1 mm^3 de matière (**équation 5-6**). Cette grandeur est caractéristique de la difficulté d'écoulement de la matière sur la face de coupe de l'outil. Elle se détermine par le calcul de la force tangentielle moyenne Ft_{moy} comme suit :

$$W_c = \frac{1000.Ft_{moy}.V_c}{V_f.a_p.a_e} \quad (\mathrm{W.min/cm^3}) \quad \textbf{(5-6)}$$

avec : Ft_{moy} : effort tangentiel moyen (N)

V_c : vitesse de coupe (m/s)

V_f : vitesse d'avance (mm/min) = $1000.V_c.f_z/\pi D$

a_p : engagement radial (mm)

a_e : engagement axial (mm)

Les **figures 5-26 et 5-27** présentent les valeurs moyennes de W_c (sur 3 essais) en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance (attention aux échelles verticales).

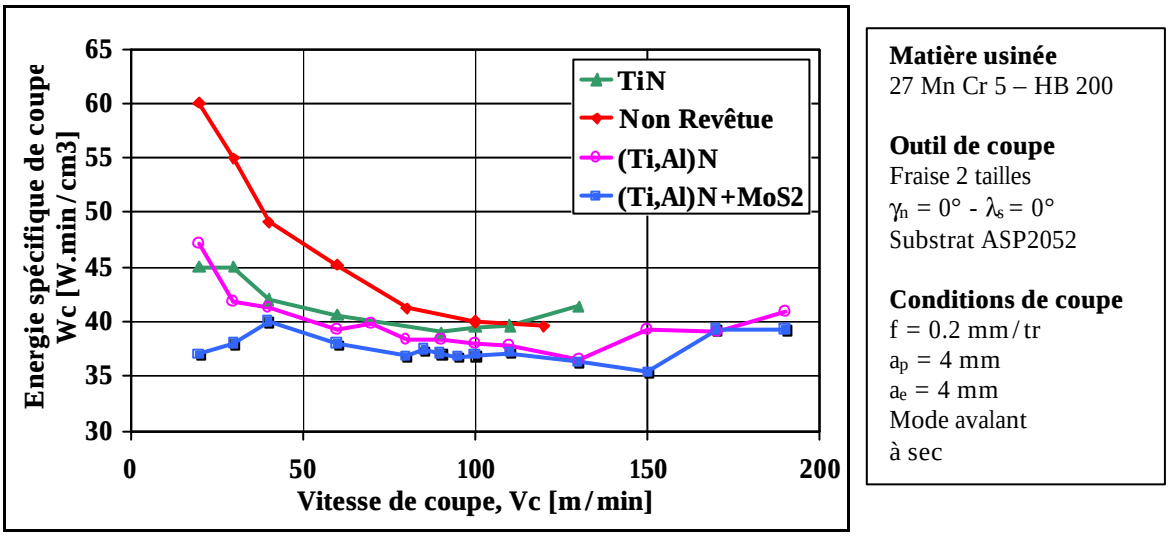


Fig. 5-26 : *Evolution de l'énergie spécifique de coupe avec la vitesse de coupe.*

L'observation de la **figure 5-26** permet de voir que les outils présentent une augmentation rapide de l'énergie spécifique de coupe en dessous de 100 m/min. Cette vitesse correspond à la vitesse de coupe minimum conduisant à d'importants phénomènes d'adhésion. Dans le cas des outils revêtus TiN et (Ti,Al)N, cette rupture de pente de la courbe n'est pas très nette. On observe plutôt une croissance lente en allant vers les basses vitesses de coupe. Dans le cas de (Ti,Al)N+MoS_2, les valeurs reportées ont été réalisées avec des outils neufs. Dans ce cas, on observe une nette différence de l'énergie spécifique aux basses vitesses de coupe. Par contre, dès lors que l'on utilise des outils ayant usiné quelques centaines de secondes ou si l'on se rapproche des grandes vitesses de coupe, il n'est plus possible de discerner de différences de comportement avec les autres outils revêtus.

Au delà de la vitesse de coupe minimum, les fraises non revêtues ne présentent pas de différences très significatives par rapport aux autres outils revêtus. Par contre, les essais n'ont pu être menés au delà de $V_c = 120$ m/min avec les fraises non revêtues et revêtues TiN, car ces dernières s'usaient instantanément.

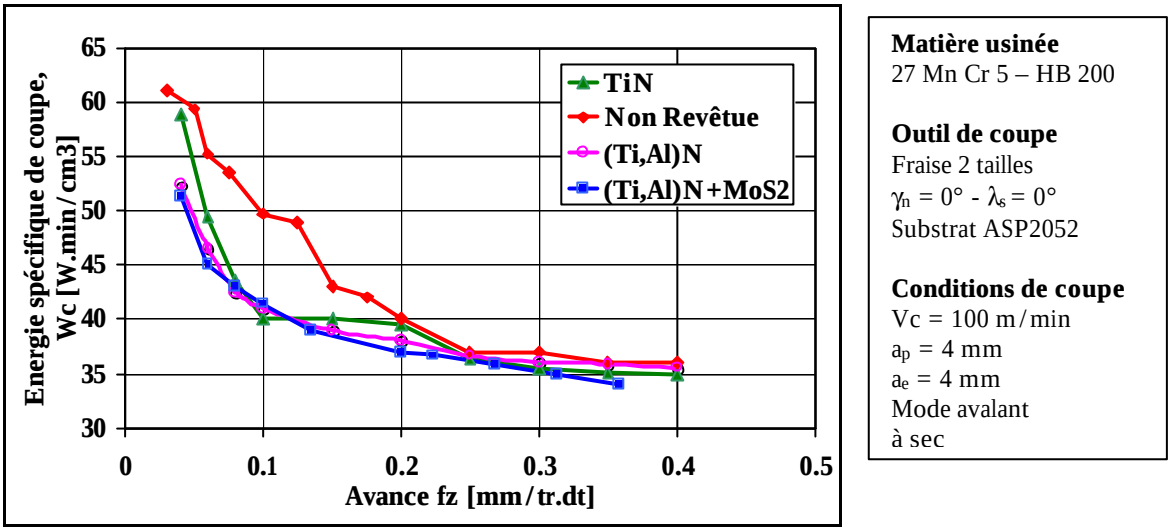


Fig. 5-27 : *Evolution de l'énergie spécifique de coupe en fonction de l'avance.*

Pour ce qui concerne l'analyse de la **figure 5-27** en fonction de l'avance, on observe une décroissance classique de l'énergie spécifique de coupe en fonction de l'avance. Les fraises non revêtues présentent une énergie spécifique identique aux outils revêtus pour les fortes avances (fortes épaisseurs de coupe). Par contre, il existe une avance minimale entraînant une hausse importante de l'énergie spécifique (épaisseur de copeau minimum) due à des adhésions importantes. Dans le cas des outils revêtus, aucune différence notable n'a pu être détectée entre les revêtements.

Il apparaît ainsi que des écarts de comportement peuvent être observés aux basses vitesses de coupe entre d'un côté les outils non revêtus et de l'autre les outils revêtus. A hautes vitesses de coupe, ces différences disparaissent. Dans ce domaine, les méthodes de mesure des efforts en fraisage ne permettent pas de discerner les faibles écarts observés en tournage.

*Remarque : L'équivalent du coefficient d'écoulement en tournage se dénomme l'Angle Equivalent Radiant (AER) représenté sur la **figure 5-25**. Cette valeur est délicate à évaluer car elle varie au cours d'un passage de dent. De faibles variations ne sont pas aisément détectables par ce biais. Il n'a donc pas été possible d'utiliser cette grandeur.*

Remarque : la corrélation de ces observations avec les autres séries d'investigations sera réalisée à la fin de ce chapitre.

5.7. INFLUENCE DES REVETEMENTS SUR LE CHAMP DE TEMPERATURE AUX INTERFACES PIECE / OUTIL / COPEAU

L'objectif de ces essais est de quantifier des écarts de température aux interfaces pièce / outil / copeau et cela afin de compléter l'analyse précédente sur les flux de chaleur transmis au substrat. Ces essais ont mis en œuvre le dispositif de mesure par caméra CCD, développé par le laboratoire LM3 (ENSAM Paris) [LeCa_95] [Msao_98]. Ce paragraphe va faire la description technique du dispositif expérimental mis en œuvre et présentera les observations associées à l'usinage avec des plaquettes non revêtues et revêtues : TiN, (Ti,Al)N, (Ti,Al)N+MoS_2.

5.7.1. LE DISPOSITIF EXPERIMENTAL

Les outils de coupe

Les essais ont mis en œuvre les mêmes plaquettes TPKN et le même porte-plaquette que pour les essais décrits au **paragraphe 5-6**. La seule différence réside dans le fait que les plaquettes ont du être découpées afin de présenter une face plane vue par la caméra CCD (**figure 5-28**).

Matière usinée

Lors de ces essais, il n'a pas été possible d'utiliser l'acier 27 Mn Cr 5, car celui-ci n'était pas disponible sous forme de barres de diamètre suffisant (> 100 mm). Le matériau usiné a été le 42 Cr Mo 4 U, avec une structure bainito-martensitique à HB 290 (caractéristiques en **annexe 5**).

Machine utilisée

Les essais ont été menés sur le tour RAMO RVS CNC526 de l'ENSAM Paris. La commande numérique permet d'asservir la vitesse de coupe à une valeur constante durant l'opération d'usinage.

Description du dispositif expérimental

L'essai est basé sur une opération de tournage orthogonal en plongée radiale. Une caméra CCD est pointée dans la direction de la broche de la machine.

La technique CCD IR présente un certain nombre d'avantages par rapport aux caméras infrarouges usuelles. Tout d'abord le fonctionnement de ce type de caméra dans le proche infrarouge permet l'utilisation d'objectifs photographiques classiques, ce qui facilite grandement l'observation de la zone de coupe. D'autre part, la faible longueur d'onde utilisée (entre 0.8 et 1.1 µm) diminue la sensibilité aux effets parasites ambiants et minimise l'erreur liée à l'émissivité.

Le composant CCD utilisé est constitué de 510 x 492 points de mesures qui voient chacun simultanément la température en chaque point de l'image. On peut donc évaluer correctement les

forts gradients de température. De plus, chaque image est l'intégration de l'image observée pendant le temps de pause (acquisition de deux trames entrelacées avec un cadencement de 20 ms, soit 25 images par secondes.

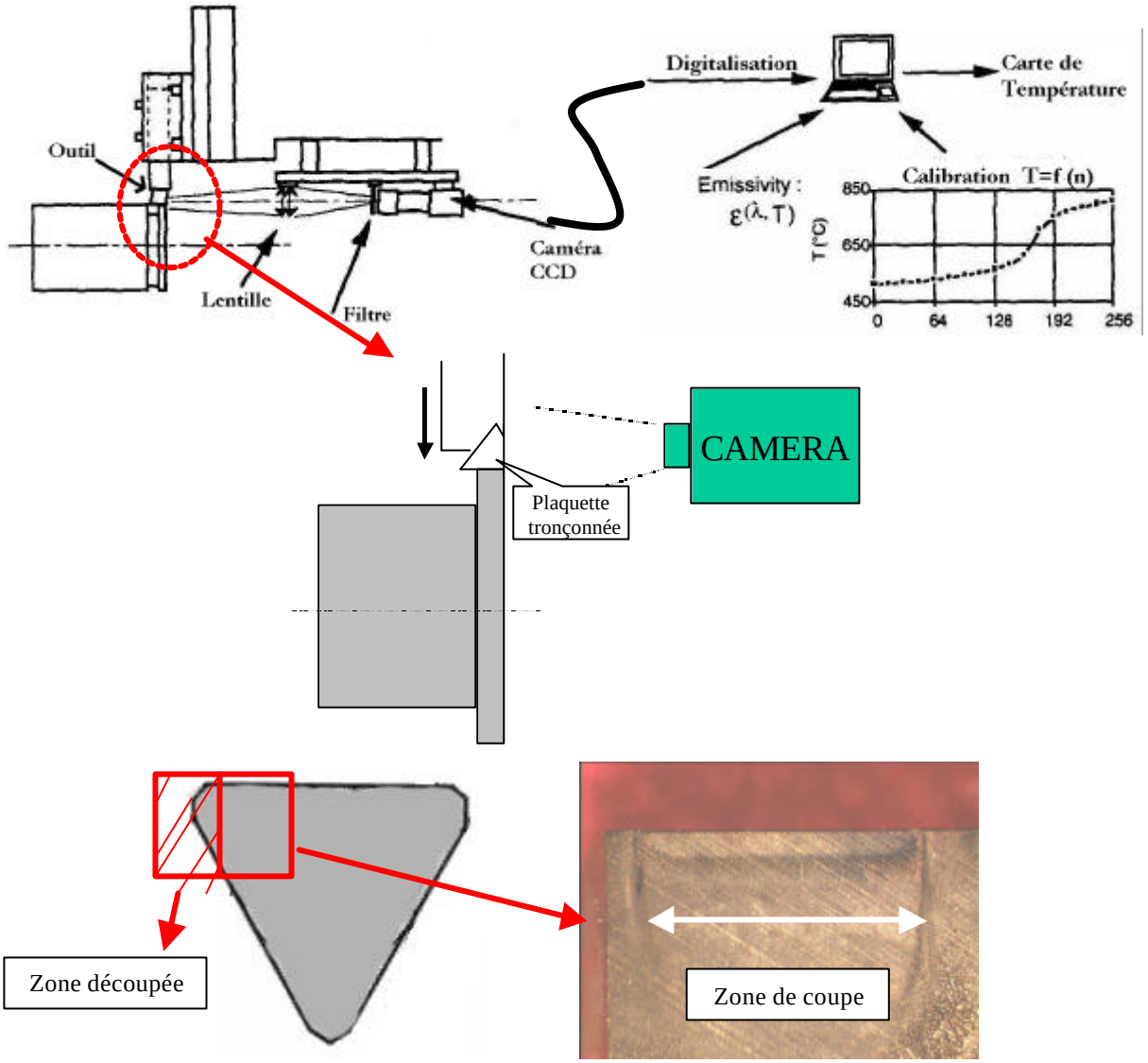


Fig. 5-28 : *Dispositif de mesure par caméra infrarouge [Msao_98].*

Par ailleurs, l'utilisation de la caméra dans le spectre du visible couplée à des observations dans le proche infrarouge, permet de localiser de manière plus précise la position des différents antagonistes (pièce, outil, copeau) sur les images IR (**figure 5-29**). De plus, il est possible de calibrer les dimensions de la zone analysée dans les longueurs d'ondes visibles à l'œil, en remplaçant l'outil observé par un réglet. Ceci permet ensuite de déterminer la taille réelle représentée par un pixel et d'établir une échelle dimensionnelle sur les images IR.

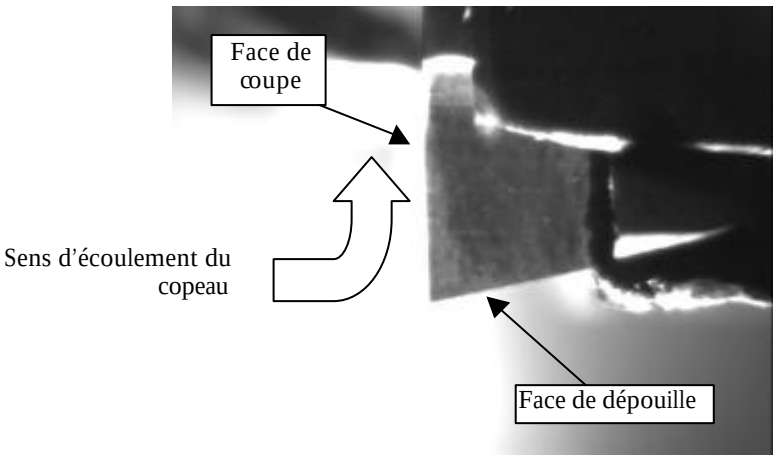


Fig. 5-29 : *Image fournie par la caméra infrarouge hors essai dans une plage de longueurs d'ondes visibles.*

Une limite de la technique CCD IR, comme dans toute technique de mesure radiative, concerne l'impossibilité de réaliser des mesures sous lubrification. Par ailleurs, l'intervalle de longueur d'onde considérée (0.8 – 1.1 µm) ne permet l'analyse des températures qu'entre 500 et 1000 °C.

La technique d'analyse CCD IR nécessite un étalonnage de la caméra. Celui-ci est réalisé devant un corps noir. [Msao_98] a montré qu'il était possible de négliger les variations d'émissivité existant entre les revêtements et le carbure considérés compte-tenu des faibles erreurs de mesure que cela entraîne (< 2 %) dans les plages de température atteinte.

Les conditions d'essais

Le choix des conditions de coupe a été basé sur les mesures de la composante normale à la face de coupe F_n présentée au paragraphe précédent. L'objectif a été de choisir des conditions permettant d'éviter les phénomènes d'arêtes rapportées, ainsi que les vibrations afin de ne pas perturber les mesures de température. La fragmentation du copeau n'a pas été prise en considération dans ce cas, car l'objectif de ces essais n'est pas de produire des pièces industrielles avec le risque associé de bourrage de copeaux. Ces essais étant de courte durée, ce risque est minime.

Les essais ont été réalisés dans les conditions de coupe suivantes : V_c = 200 m/min, f = 0.15 mm/tr, a_p = 3 mm, Usinage à sec. La durée d'un essai correspond à 6 secondes d'usinage.

La grande lourdeur de mise en œuvre de ces essais contraint à limiter le nombre à deux répétitions par configuration (plaquettes non revêtues, revêtues TiN, (Ti,Al)N, (Ti,Al)N+MoS_2, soit huit essais au total).

Lors des essais, les copeaux formés étaient continus. Ils se sont toujours bien déroulés et n'ont jamais formé d'enroulage autour de l'outil ou de la pièce. Aucun copeau n'est venu couper le champ d'observation de la caméra. Aucune vibration exceptionnelle n'a été observée. Ceci laisse

penser que des conditions stables ont pu être établies, ce qui est confirmé par la stabilité des mesures faites par la caméra.

5.7.2. UN EXEMPLE DE CARTOGRAPHIE DE TEMPERATURE

La **figure 5-30** présente un exemple de cartographie de température obtenue avec un outil non revêtu lorsque cette dernière a atteint un régime stationnaire (~ 4 secondes) (voir **figure 5-31**).
*Rappel : le **paragraphe 5-4** a montré que dès 1 seconde d'usinage, le flux de chaleur transmis au substrat est identique quel que soit le revêtement utilisé. Une mesure au bout de 4 secondes ne devrait donc pas être perturbée par la conductivité et la diffusivité thermique du revêtement.*

La première étape est avant tout de localiser l'outil dans cette figure. Cette opération est réalisée grâce à la **figure 5-29** prise dans le domaine du visible.
L'observation du champ de température et des échelles associées permet de voir que la chaîne d'acquisition donne des informations entre 533 °C et 660 °C. Il est possible de distinguer deux zones plus chaudes correspondant à la zone de cisaillement secondaire outil/copeau et à la zone de frottement outil/pièce. Ces deux zones avaient déjà été décrites par les créateurs du dispositif [LeCa_95]. La zone de cisaillement secondaire atteint une température maximale comprise entre 618 et 631 °C en retrait de la pointe de l'outil, alors que la face de dépouille atteint une température de l'ordre de 643 à 653 °C. L'important niveau de température localement atteint sur la face de dépouille est un élément qui peut expliquer que les outils ont tendance à s'user plus rapidement dans cette zone. Par contre, la très faible surface en contact en dépouille, comparativement à la surface en contact sur la face de coupe, entraîne que la majeure partie du flux de chaleur transmis dans la partie massive du substrat est issue de la face de coupe. Cette interprétation est également soutenue par [Tren_91] [LeCa_95].

Remarque : le niveau des températures atteintes dans la zone de coupe justifie les plages de températures considérées dans le chapitre 3 lors de la discussion sur les propriétés des revêtements étudiés.

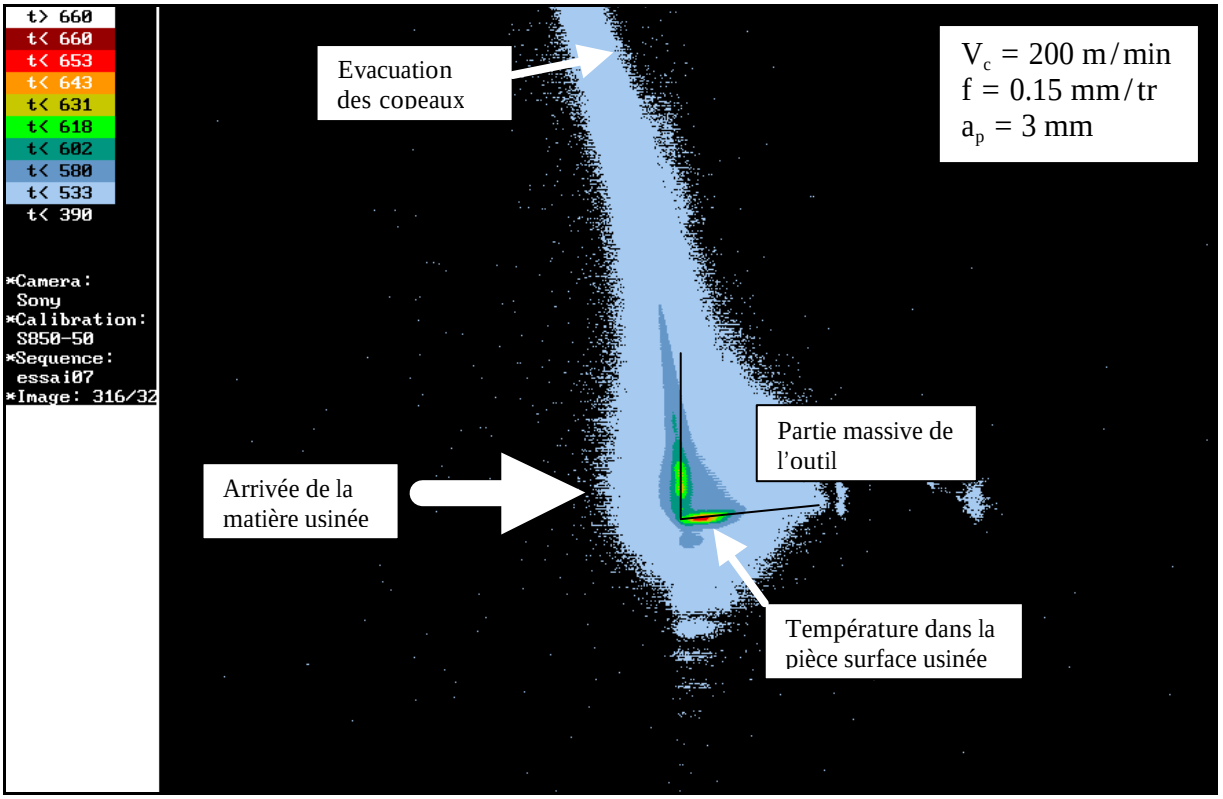


Fig. 5-30 : *Carte de température en usinage – Essai avec plaquette TPKN non revêtue sur acier 42CrMo4U.*

5.7.3. RESULTATS OBTENUS

La mise en œuvre des essais pour les 4 configurations envisagées a conduit aux cartographies présentées dans la **figure 5-32** (cartographies obtenues après stabilisation ~ 4 secondes). La **figure 5-31** justifie le temps de stabilisation nécessaire à la mesure.

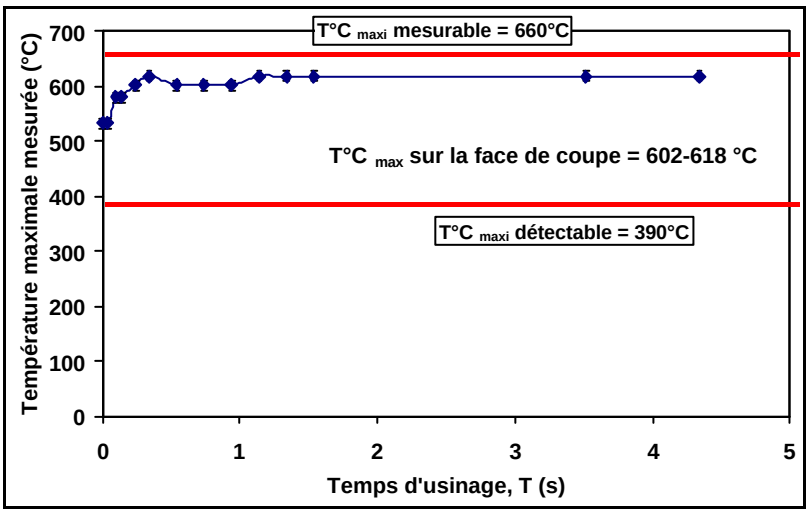


Fig. 5-31 : *Evolution de la température maximale atteinte sur la face de coupe en fonction du temps d'usinage (cas de l'outil revêtu TiN).*

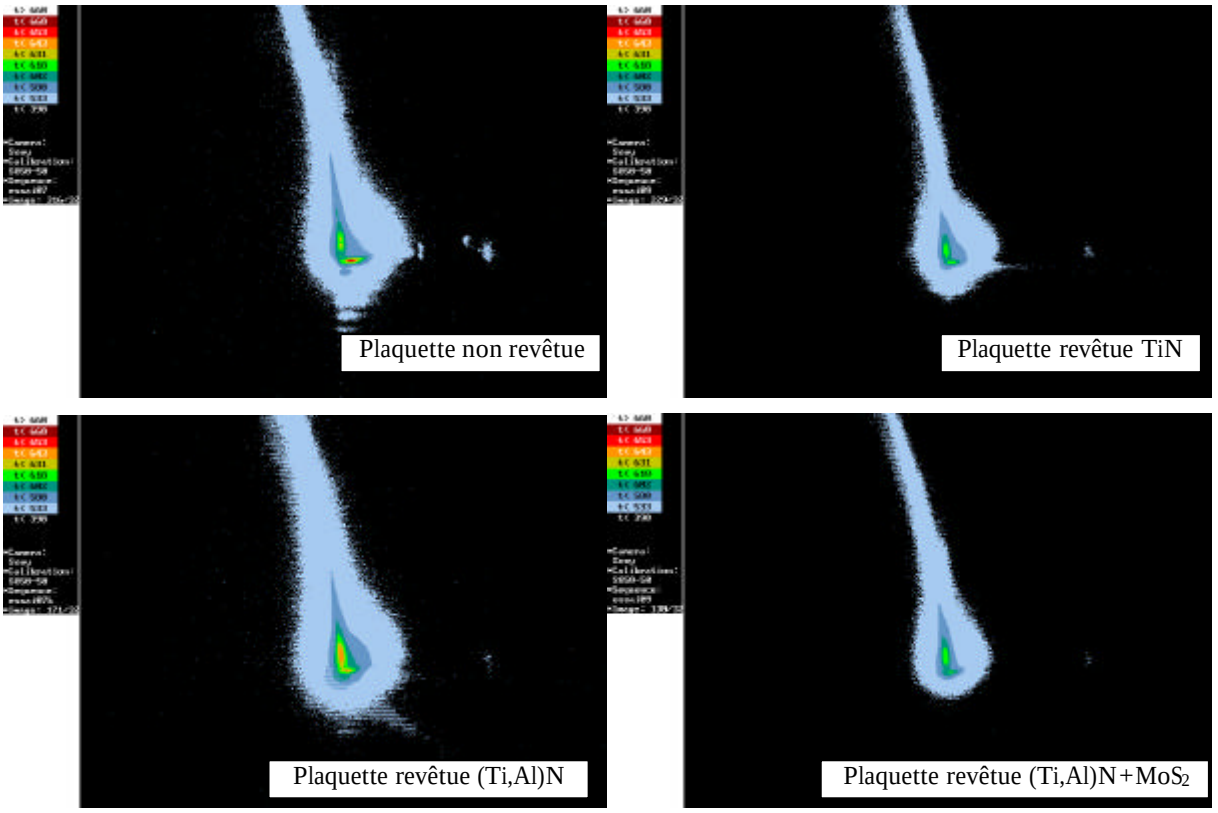


Fig. 5-32 : *Cartes thermiques obtenues par caméra infrarouge après 4 s d'usinage.*
- V_c = 200 m/min – f = 0.15 mm/tr – a_p = 3 mm – à sec – acier 42 Cr Mo 4 U -

L'analyse des champs de température permet de voir que les revêtements ont une influence significative sur le champ de température à l'interface outil/pièce/copeau. Il est notable de voir que l'on peut distinguer deux familles de comportement. Les revêtements TiN et (Ti,Al)N+MoS_2 ont des comportements assez similaires et conduisent à des températures notablement plus basses. Les outils non revêtus et revêtus (Ti,Al)N conduisent à des températures notablement supérieures. Les différences les plus importantes se font sur le niveau des températures locales sur la face de coupe et de dépouille, ainsi que sur la surface des zones iso-température. Les relevés réalisés sur la **figure 5-32** sont regroupés sur le **tableau 5-1**.

	Non revêtue	TiN	(Ti,Al)N	(Ti,Al)N+MoS_2
Température maximale sur la face de coupe (°C)	618-631	602-618	631-643	602-618
Température maximale sur la face de dépouille (°C)	643-653	602-618	631-643	602-618
Aire de la surface iso-température [533-588 °C]	+	-	+	-

Tab. 5-1 : *Extraits des températures relevées durant l'usinage.*

Ainsi il apparaît que le revêtement TiN conduit au niveau de température le plus faible, ainsi qu'à l'aire de la surface iso-température [533-588 °C] la plus réduite. Le revêtement (Ti,Al)N donne un

niveau de température maxi légèrement supérieur sur la face de coupe comparativement à celui d'un outil non revêtu, par contre il permet de réduire le niveau de température de la face de dépouille.

Le revêtement (Ti,Al)N+MoS_2 permet de réduire très sensiblement le niveau de température en face de coupe et de dépouille comparativement à un outil revêtu (Ti,Al)N. Il conduit à une cartographie très similaire à celle du revêtement TiN. Cependant, le niveau de température atteint dans la zone de coupe est toujours supérieur à 500 °C. Or, le chapitre 3 a établi que le MoS_2 se décompose à partir d'une température de 500 °C. La cinétique de cette décomposition n'est pas connue. Il paraît cependant logique que cette décomposition soit d'autant plus rapide que la température est élevée. Au vue des niveaux atteints (> 600 °C), le MoS_2 doit certainement se décomposer rapidement. Il faut dès lors garder à l'esprit que l'essai réalisé a duré moins de 10 secondes, ce qui n'a peut être pas laissé le temps de compléter la décomposition. Il n'a pas été possible de réaliser des essais plus longs permettant de voir si les résultats se rapprochent de ceux du revêtement (Ti,Al)N monocouche, comme cela a pu être observé lors des mesures de flux de chaleur dans le substrat.

Enfin, l'analyse du rayonnement lumineux des copeaux, permet de voir que les revêtements TiN et (Ti,Al)N+MoS_2 donnent des copeaux nettement plus fins que ceux des outils non revêtus et revêtus (Ti,Al)N. Or des copeaux plus fins indiquent un écoulement plus facile de la matière usinée. Cela corrèle bien le bas niveau de température observé pour les revêtements TiN et (Ti,Al)N+MoS_2.

5.8. ANALYSE DES ZONES DE CONTACT OUTIL/COPEAU

A l'issue de chacun des essais précédemment décrits (mesures de températures, de flux de chaleurs, d'efforts de coupe), les plaquettes ont fait l'objet d'analyses à la loupe binoculaire et au microscope à balayage (+ analyse chimique EDS) afin de qualifier l'influence des revêtements sur la zone de contact outil/copeau.

Seule une synthèse de l'ensemble de ces investigations sera présentée.

Analyses à la loupe binoculaire

Cette méthode rapide à mettre en œuvre permet dans une première approche qualitative d'estimer visuellement la surface de la zone de contact outil/copeau. La **figure 5-33** présente les photos prises à l'issue des mesures de température par caméra thermique. Celle-ci permet de voir une réduction très significative de la zone de contact outil/copeau entre un outil non revêtu et les

outils revêtus. Par contre, les écarts entre les différents revêtements ne semblent pas très significatifs en première approche. NB : La quantification de ces écarts sera présentée plus avant.

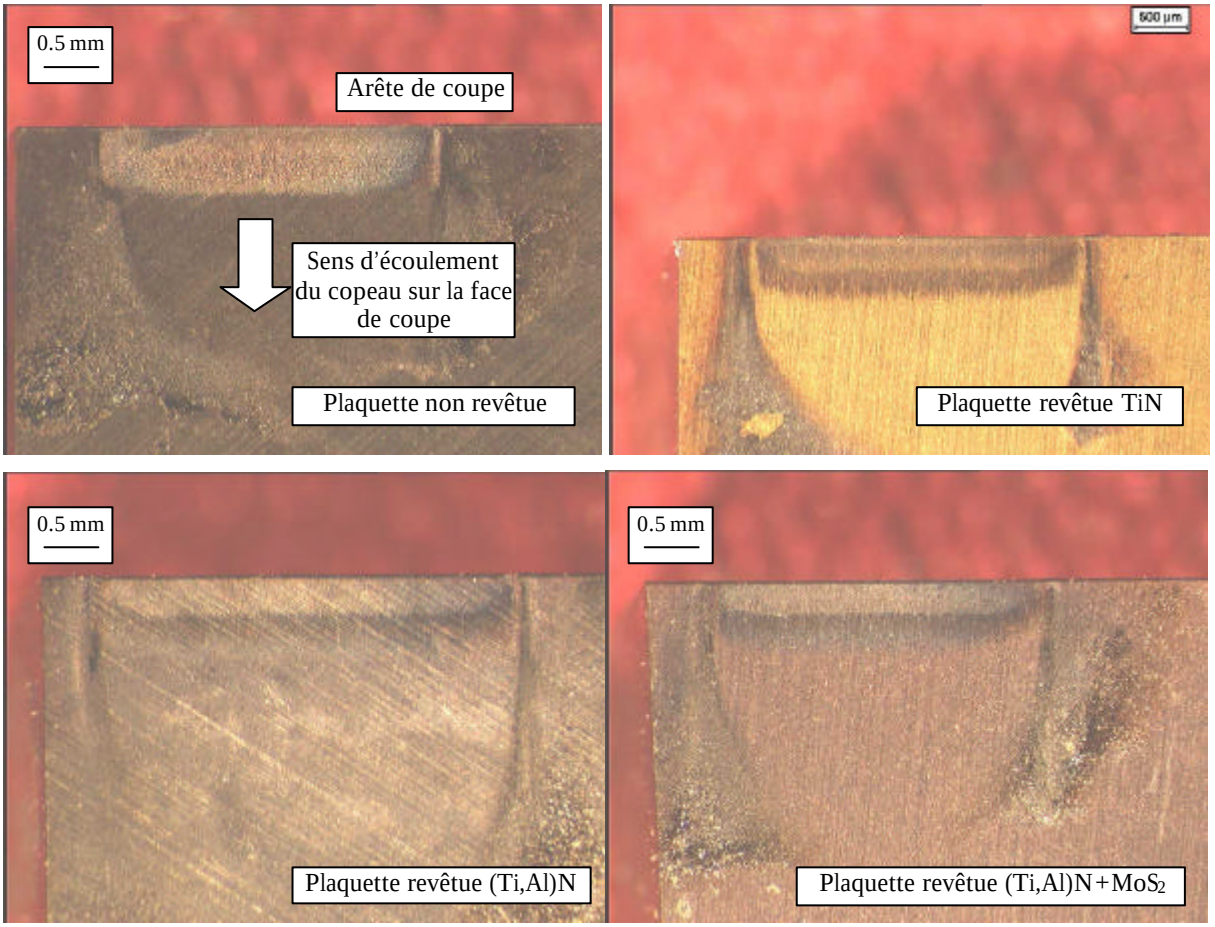


Fig. 5-33 : *Visualisation à la loupe binoculaire des plaquettes après 10 s d'usinage - V_c = 200 m/min – f = 0.15 mm/tr – a_p = 3 mm – Acier 42 Cr Mo 4 U -*

L'observation des faces de dépouille permet de voir que le contact outil/pièce est très réduit (**figure 5-34**) ~ 50 µm, comparativement à la zone de contact outil/copeau ~ 500 µm. Il existe donc un rapport de 1 à 10 entre les deux surfaces. Cette vérification permet de conforter l'hypothèse implicitement faite depuis le début de ce chapitre, à savoir que la majeure partie du flux de chaleur transmis au substrat provient de la zone de contact outil/copeau. La zone de contact pièce/outil ne contribue pas de façon significative à ce flux de chaleur.

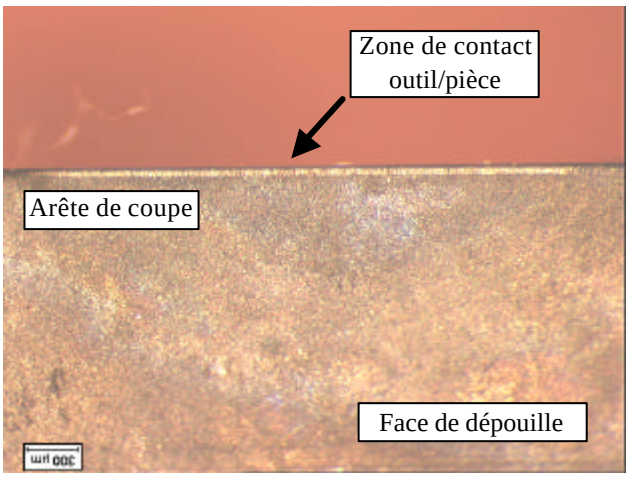


Fig. 5-34 : *Vue face de dépouille d'une plaquette non revêtue 10 s d'usinage*

Outil
Plaquette carbure TPKN
Non revêtue
Conditions de coupe
V_c = 200 m/min, f = 0.15 mm/tr
a_p = 3 mm
Matière usinée
acier 42 Cr Mo 4 U -

Analyses au microscope à balayage

L'analyse des zones de contact outil/copeau permet de distinguer une zone présentant une forte adhésion et une zone présentant un frottement avec peu d'adhésion (**figure 5-35 et 5-36**).

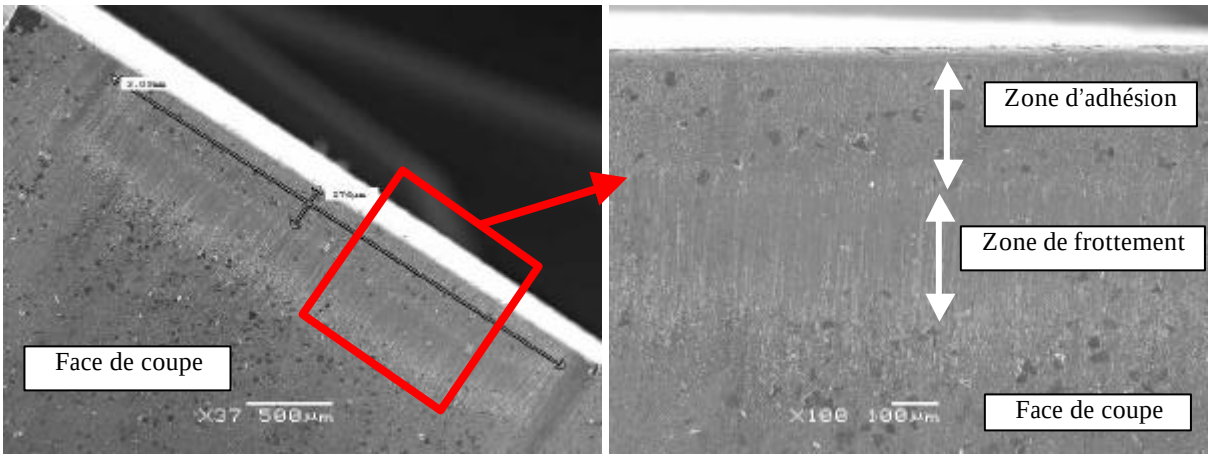


Fig. 5-35 : *Vue au MEB de la zone de contact outil/copeau d'une plaquette revêtue (Ti,Al)N après 10 s d'usinage - V_c = 200 m/min – f =0.1 mm/tr – a_p = 3 mm – acier 27 Mn Cr 5 -*

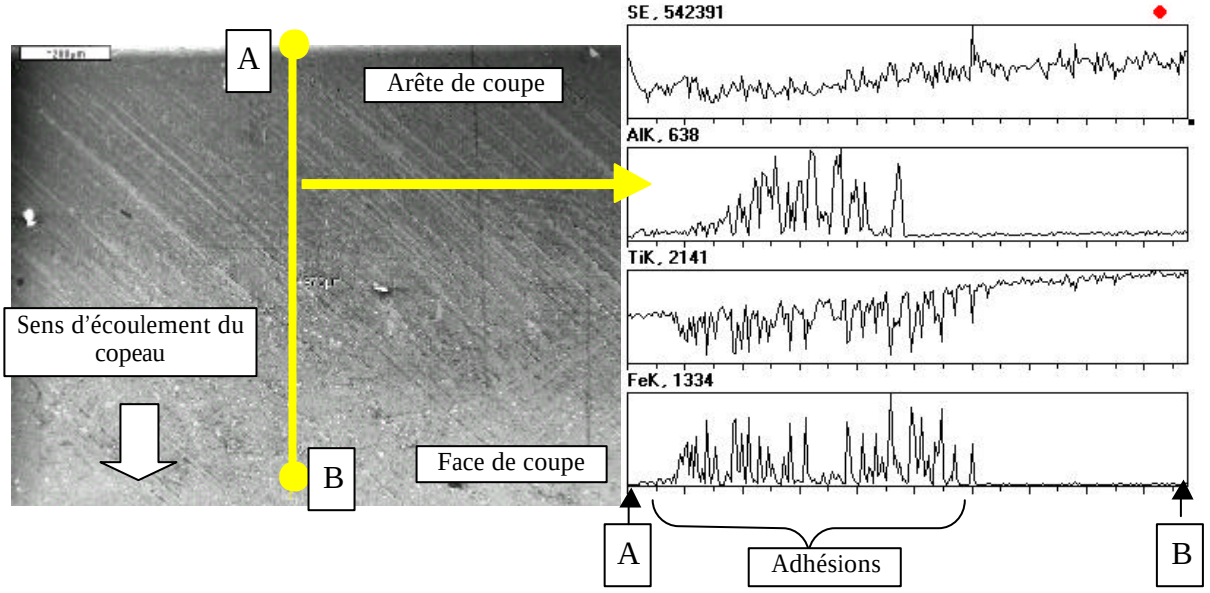


Fig. 5-36 : *Photographie de la zone de contact outil/copeau prise au MEB (vue de gauche) – Représentation de l'analyse EDS linéaire associée - Cas d'une plaquette revêtue TiN – Tournage orthogonal en plongée radiale - V_c = 150 m/min – f = 0.1 mm/tr – a_p = 3 mm – acier 27 Mn Cr 5 -*

Lors de séries d'essais identiques, la comparaison des analyses EDS linéaires et surfaciques des zones de contact outil/copeau (**figure 5-37 et 5-38**), permet de voir que l'adhésion est très supérieure dans le cas des outils non revêtus, comparativement au cas des outils revêtus. On observe ainsi une couche massive dans toute la largeur, alors que les outils revêtus présentent uniquement des adhésions dans les creux des stries de rectification. Ceci s'explique notamment par la difficulté de créer des liaisons entre un matériau céramique et un matériau métallique.

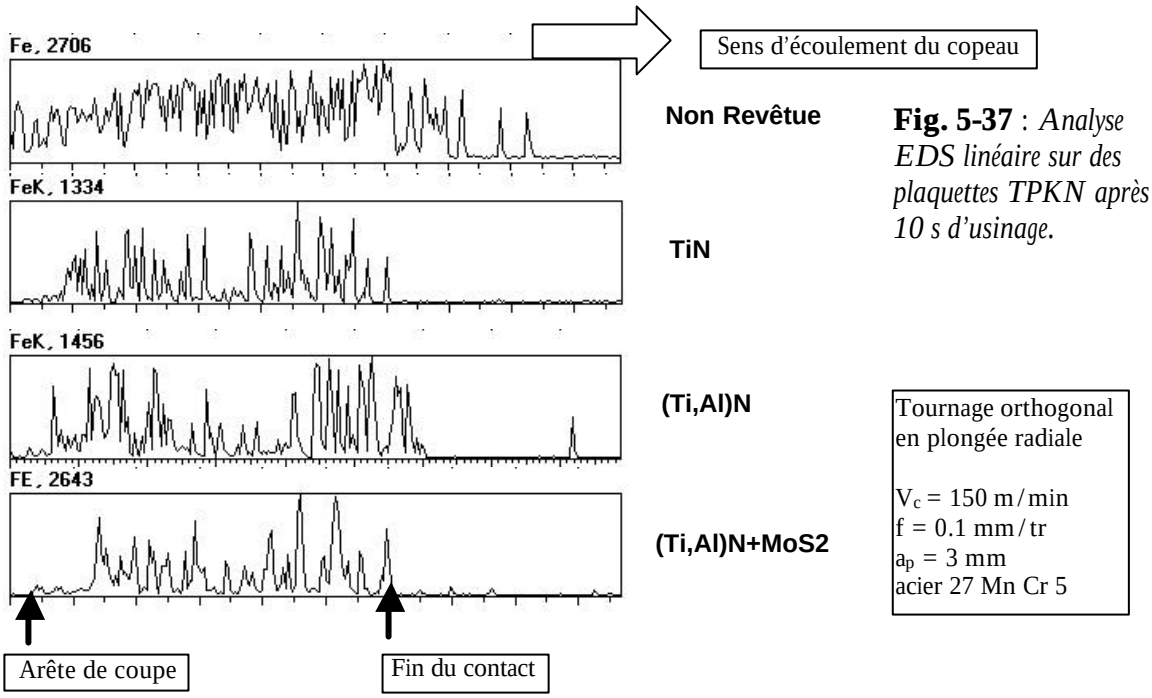


Fig. 5-37 : *Analyse EDS linéaire sur des plaquettes TPKN après 10 s d'usinage.*

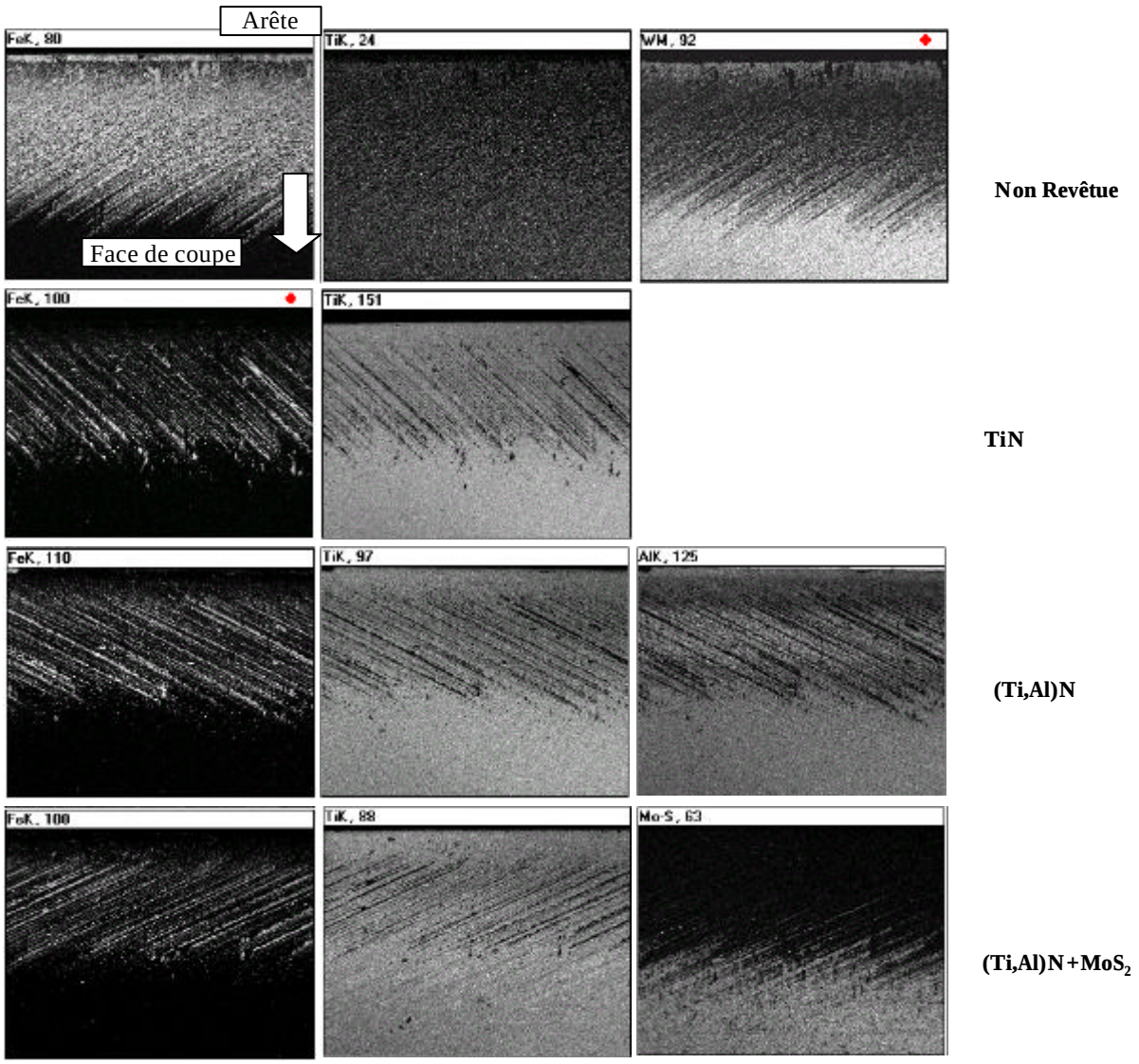


Fig. 5-38 : *Analyses EDS surfaciques dans la zone de contact outil/copeau – V_c = 236 m/min – f = 0.1 mm/tr – a_p = 3 mm – Temps de coupe : 10 s -*

L'analyse spécifique des plaquettes revêtues (Ti,Al)N+MoS_2 permet de voir que le revêtement MoS_2 a tendance à partir très rapidement de la zone de contact outil/copeau, et cela d'autant plus que les essais sont réalisés à haute vitesse de coupe. La **figure 5-38** précédente permet de voir l'absence de molybdène dans cette zone. Cela s'explique notamment par son oxydation à haute température.

A contrario, les essais à basse vitesse permettent de conserver le MoS_2 dans les stries de rectification (**figure 5-39**) et de limiter l'adhésion de fer par rapport aux autres revêtements (**figure 5-40**). Comparativement, une plaquette revêtue TiN présente une adhésion nettement supérieure dans la même zone (**figure 5-41**).

*Remarque : Le maintien du MoS_2 dans les stries de rectification pourrait être un élément à prendre en considération afin de ne pas chercher à obtenir des rugosités trop fines (voir **chapitre 4**).*

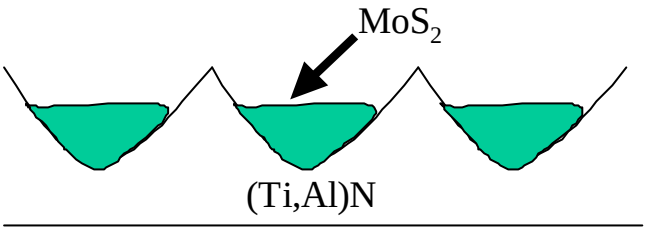


Fig. 5-39 : *Schématisation de la présence de MoS_2 dans les stries de rectification après usinage*

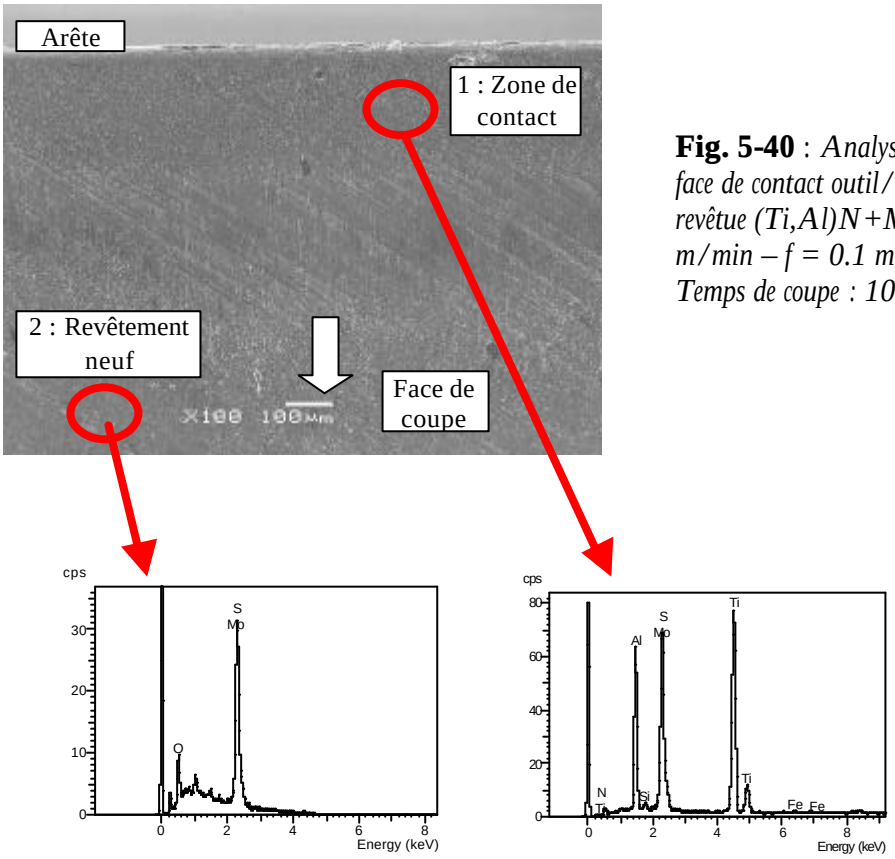


Fig. 5-40 : *Analyses EDS réalisées sur la face de contact outil/copeau sur une plaquette revêtue (Ti,Al)N+MoS_2 – Vc = 60 m/min – f = 0.1 mm/tr – a_p = 3 mm – Temps de coupe : 10 s -*

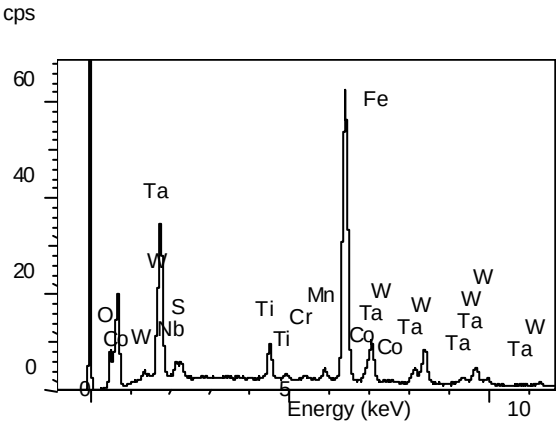


Fig. 5-41 : *Analyses EDS réalisées sur la face de contact outil/copeau sur une plaquette revêtue TiN.*
V_c = 60 m/min – f = 0.1 mm/tr – a_p = 3 mm – Temps de coupe : 10 s.

La quantification de la zone de contact outil/copeau a été faite uniquement sur la base de la zone présentant des adhésions importantes, car cette zone est plus stable à déterminer. Elle présente de

plus une liaison plus intime entre les deux éléments, ce qui permet un meilleur transfert de chaleur outil/copeau. A contrario la zone de frottement relatif ne permet qu'un contact sur les sommets des rugosités et donc un transfert de chaleur plus limité.

Dans le cas des essais de tournage orthogonal axial correspondant aux mesures de flux de chaleur (V_c = 236 m/min – f = 0.1 mm/tr – a_p = 3 mm – acier 27 Mn Cr 5 - Temps de coupe : 10 s), la largeur de contact outil/copeau mesurée vaut :

- Non revêtue : 0.69 mm+/- 0.03
- TiN : 0.53 mm+/- 0.02
- (Ti,Al)N : 0.53 mm+/- 0.02
- (Ti,Al)N+MoS_2 : 0.46 mm+/- 0.03

Il apparaît ainsi que, dans les conditions d'essais choisies, la plaquette non revêtue conduit à une zone de contact outil/copeau plus importante comparativement aux autres plaquettes revêtues. La plaquette revêtue (Ti,Al)N+MoS_2 se distingue des deux autres revêtements par une aire de contact plus réduite. On peut penser que les qualités lubrifiantes du revêtement MoS_2 sont une explication de cette observation.

5.9. INFLUENCE DES REVETEMENTS SUR LA FORMATION DES COPEAUX

L'objectif de ce paragraphe a été d'étudier l'influence des revêtements sur les modes de formation des copeaux. A cette fin, deux types d'investigation ont été menées :

- Des analyses macroscopiques des copeaux formés à l'aide d'une loupe binoculaire ;
- Des analyses micrographiques réalisées sur des copeaux issus d'essais de coupe brusquement interrompue (*).

Ces deux types d'essais seront décrits et les résultats obtenus seront présentés dans la suite.

5.9.1. LE DISPOSITIF EXPERIMENTAL

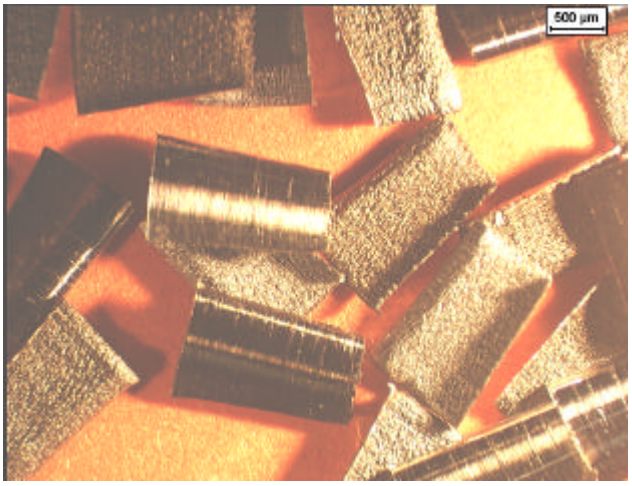
Les copeaux obtenus à l'issue des différents essais précédents (mesures de flux, mesures par caméra, mesures d'efforts) ont été analysés à la loupe binoculaire afin de voir si leurs formes étaient homogènes (pas de copeaux déchiquetés) et lisses sur la face de contact outil/copeau (un copeau mat et rugueux est généralement le signe d'importants phénomènes d'adhésion. De plus leurs couleurs ont également été observées afin de conclure quant au niveau des températures atteintes, en lien avec les oxydes de fer formés.

Des copeaux déchiquetés et mats ont été observés à basse vitesse de coupe et/ou basse avance. Ce résultat est classique en usinage à basse vitesse. Or, ces conditions n'étant pas l'objet de notre étude, seuls seront considérés les copeaux issus d'essais à grande vitesse de coupe et à sec ($150 < V_c < 250$ m/min et $0.1 < f < 0.3$ mm/tr).

Les copeaux formés en tournage ont tous eu une forme lisse, continue (jamais fragmentée) et très homogène. Les copeaux étaient très peu festonnés (peu de vagues sur la face libre du copeau). Très peu de différences notables ont pu être ainsi détectées entre les outils non revêtus et revêtus. On peut néanmoins citer :

- Une épaisseur moyenne de copeau qui semble plus importante pour les outils revêtus ;
- A des vitesses supérieures à $V_c > 150$ m/min, les copeaux issus des essais réalisés avec des outils non revêtus sont apparus plus chauds (bleu plus intense ⇔ oxydes $FeO+Fe_3O_4+Fe_2O_3$) que les copeaux issus d'outils revêtus (Ti,Al)N (bleus clairs) ; eux-mêmes plus chauds que les copeaux issus des outils revêtus (Ti,Al)N+MoS_2 ou TiN (jaunes ⇔ oxydes $FeO+Fe_3O_4$). L'échelle des couleurs évolue avec la vitesse de coupe, mais l'écart relatif demeure.

Des analyses similaires ont été menées sur les copeaux issus de fraisage. Des conclusions identiques sont apparues, mais avec des plages de conditions de coupe différentes ($V_c > 100$ m/min – $f > 0.1$ mm/tr.dt).



Matière usinée
27 Mn Cr 5 – HB 200

Outil de coupe
Fraise 2 tailles + TiN
$\gamma_n = 0° - \lambda_s = 0°$
Substrat ASP2052

Conditions de coupe
f = 0.2 mm/tr.dt
V_c = 100 m/min
a_p = 4 mm
a_e = 4 mm
mode avalant
à sec

Fig. 5-42 : *Exemple de copeaux obtenus en fraisage orthogonal.*

5.9.2. LES ESSAIS DE COUPE BRUSQUEMENT INTERROMPUE

Cette étude a nécessité l'utilisation d'un dispositif de coupe brusquement interrompue décrit par les **figure 5-43 à 5-45** et conçu par G. Poulachon au LaBoMaP. Ce dispositif a été monté sur un tour conventionnel Cazeneuve. Il nécessite l'usinage préalable d'un tube d'épaisseur calibrée (3 mm) et d'un diamètre connu (80 mm).

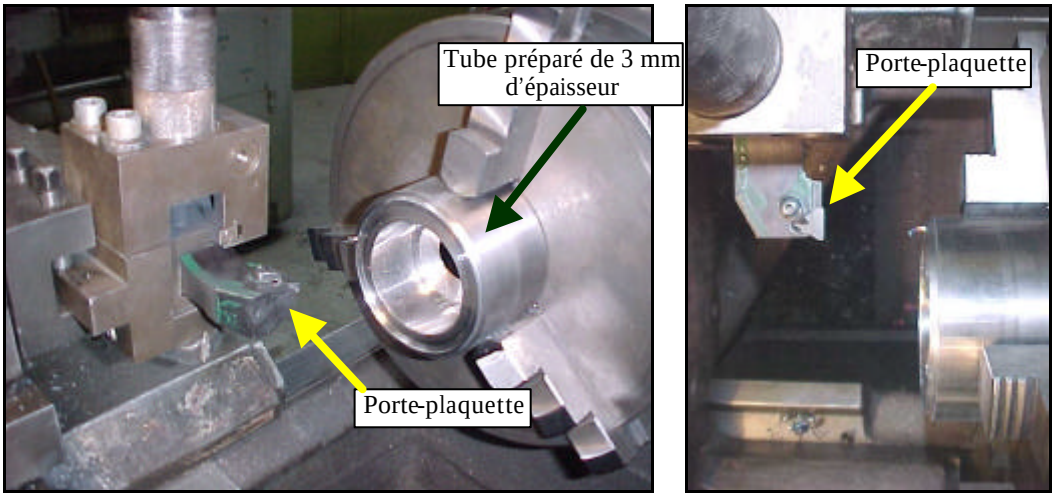


Fig. 5-43 : *Mise en situation de l'outil lors de la coupe orthogonale du tube d'acier.*

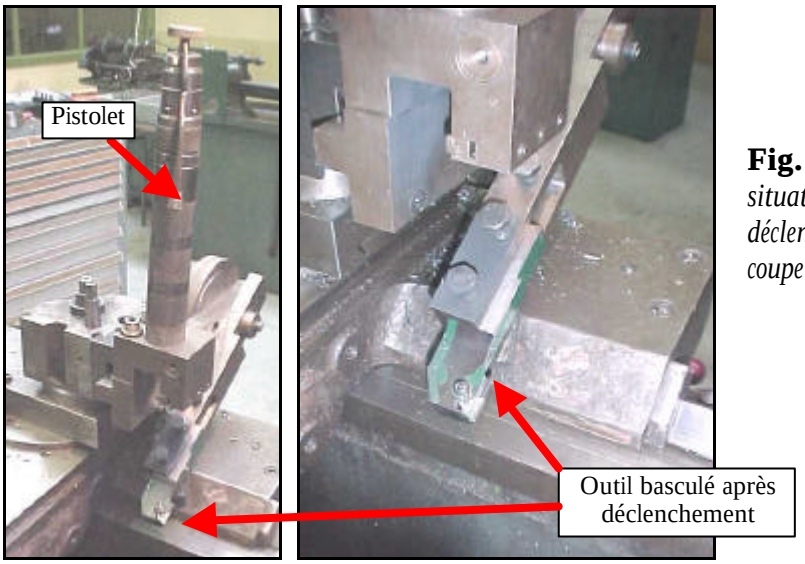


Fig. 5-44 : *Mise en situation du pistolet de déclenchement de la coupe interrompue.*

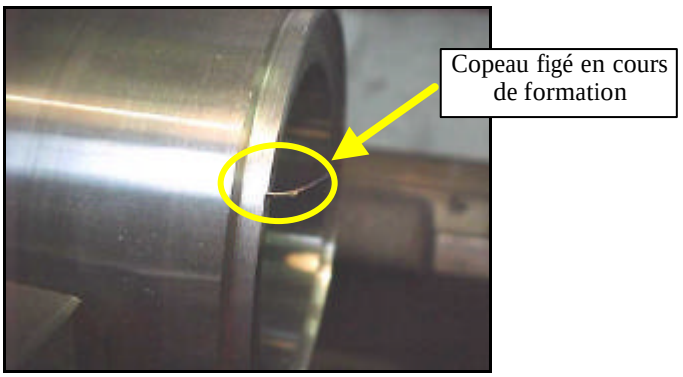


Fig. 5-45 : *Exemple d'un copeau figé en cours formation.*

Outil de coupe utilisé

Les mêmes plaquettes que précédemment ont été utilisées pour ces essais. Elles ont été montées sur un porte-plaquette spécialement conçu avec un angle de coupe g_n = 0° et un angle d'inclinaison l_s = 0°. Une photographie de l'outil mis en situation est présentée sur la **figure 5-46** précédente.

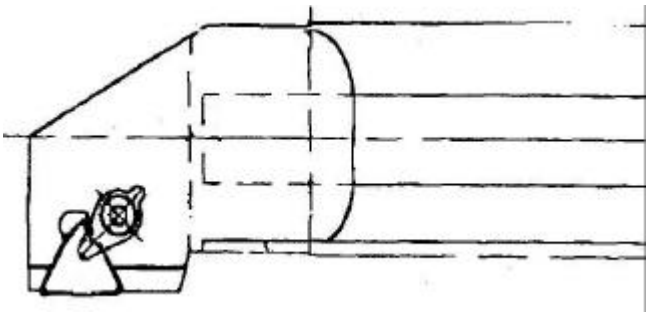


Fig. 5-46 : *Dessin du porte-plaquette spécial utilisé pour les essais de coupe brusquement interrompue.*

Conditions de coupe utilisées

Une large plage de vitesses de coupe a été balayée [50 à 250 m/min], afin de voir l'évolution du comportement des revêtements. Les essais ont été réalisés à sec sur des tubes d'épaisseurs a_p = 3 mm.

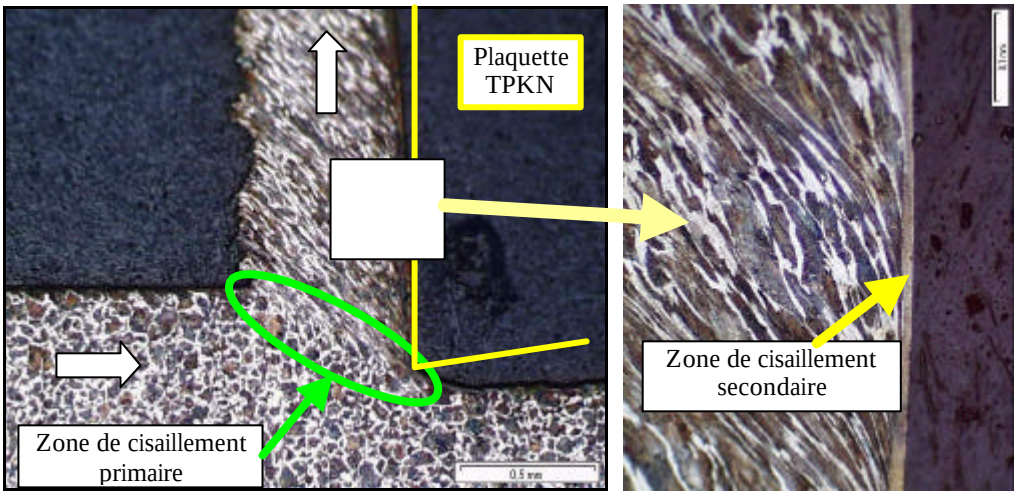
Matière usinée

Les essais ont été réalisés sur de l'acier 27 Mn Cr 5 à HB 200, dont les caractéristiques et la composition sont présentées dans **l'annexe 4**.

5.9.3. COMMENT CARACTERISER UN COPEAU ISSU D'UN ESSAI DE COUPE INTERROMPUE ?

Les essais de coupe brusquement interrompue sont des essais très lourds et très sensibles de mise en œuvre. Aussi tous les essais ont été réalisés au moins deux fois, voir trois fois lorsque les deux premiers donnaient des résultats discordants.

Après chaque essai, le copeau est enrobé, poli et attaqué avec une solution au nital à 5 % pendant 5 s. On obtient une micrographie comme celle présentée dans la **figure 5-47**. On retrouve la structure cristalline de départ dans la partie inférieure de la micrographie. On peut observer la zone de cisaillement primaire et la zone de cisaillement secondaire.



Matière usinée
27 Mn Cr 5 – HB 200

Outil de coupe
TPKN 16 03
Substrat carbure revêtu TiN
$\gamma_n = 0° - \lambda_s = 0°$

Conditions de coupe
$V_c = 174$ m/min
f = 0.3 mm/tr
a_p = 3 mm
Coupe orthogonale axiale
A sec

Fig. 5-47 : *Micrographie d'un copeau en formation issu d'un essai de coupe interrompue.*

Afin de caractériser la formation du copeau, on peut notamment s'intéresser à l'angle de cisaillement *f1* dans la ZCP, ainsi qu'à l'angle d'écoulement *f2* de la matière dans la zone d'écoulement du copeau (**figure 5-48**). On peut également s'intéresser à l'épaisseur moyenne du copeau *E1*, ainsi qu'à l'épaisseur *E2* de la ZCS.

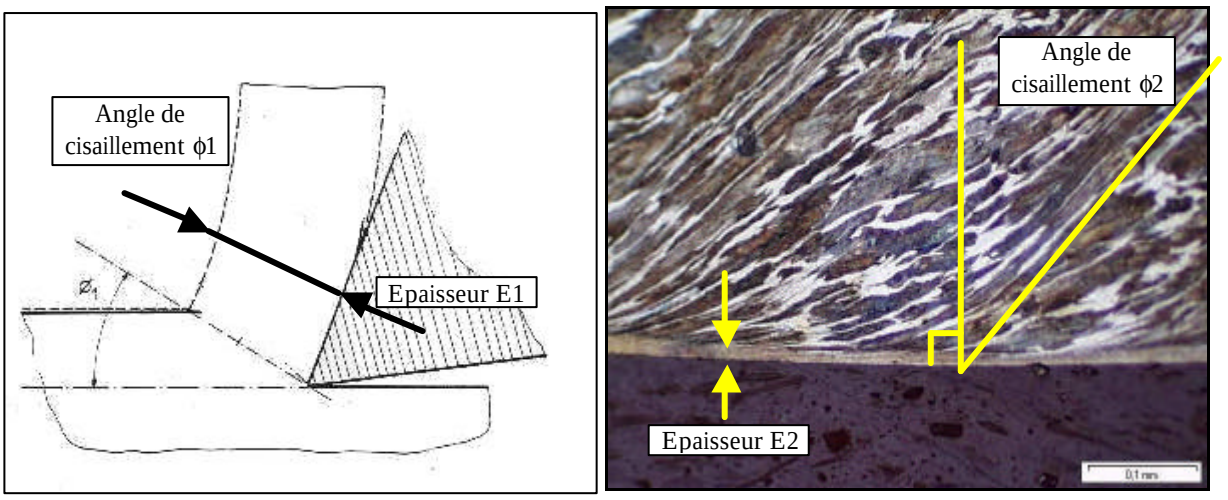
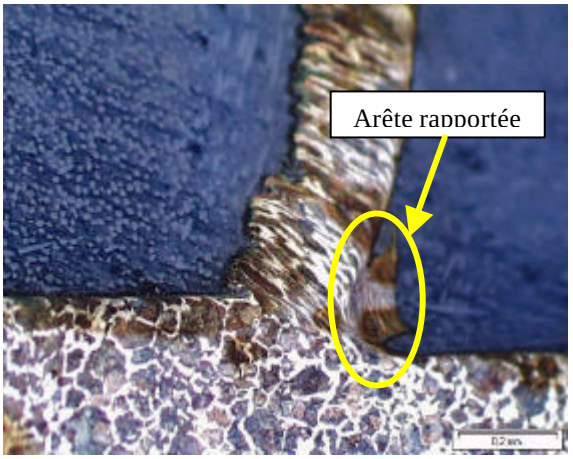


Fig. 5-48 : *Illustration des indicateurs de la formation du copeau.*

5.9.4. LES RESULTATS OBTENUS

Le premier résultat des essais de coupe interrompue a été d'observer la présence d'arêtes rapportées pour les basses vitesses de coupe et les basses valeurs d'avance, comme l'illustre **figure 5-49**. A partir de V_c > 100 m/min, les plaquettes revêtues ne conduisaient plus à cette arête rapportée, alors qu'elle demeure dans le cas des plaquettes non revêtues à cette vitesse. Il faut accéder à V_c = 150 m/min pour la voir disparaître. Cela est un élément qui tend à montrer que les revêtements utilisés limitent les phénomènes d'adhésion dans cette plage de conditions de coupe.

Fig. 5-49 : *Micrographie d'un copeau issu d'un essai de coupe interrompue et indiquant la présence d'une arête rapportée.*



Matière usinée
27 Mn Cr 5 – HB 200

Outil de coupe
TPKN 16 03
Substrat carbure revêtu
(Ti,Al)N+MoS_2
γ_n = 0° - λ_s = 0°

Conditions de coupe
V_c = 53 m/min
f = 0.1 mm/tr
a_p = 3 mm
Coupe orthogonale axiale

Les résultats des essais réalisés avec des vitesses de coupe < 100 m/min seront exclus des courbes ci-dessous, car le résultat est très aléatoire selon que l'essai a été interrompu alors que l'arête rapportée était à son apogée ou non (épaisseur de copeau variable, conditions de formation variables).

Les courbes suivantes présentent les résultats des mesures réalisées sur les plaquettes revêtues ou non revêtues étudiées.

Remarque : La quantification de l'angle de cisaillement $f1$ ou de l'angle d'écoulement $f2$ n'a pas permis d'aboutir à des résultats stables et interprétables. Ces 2 grandeurs ne seront donc pas présentées.

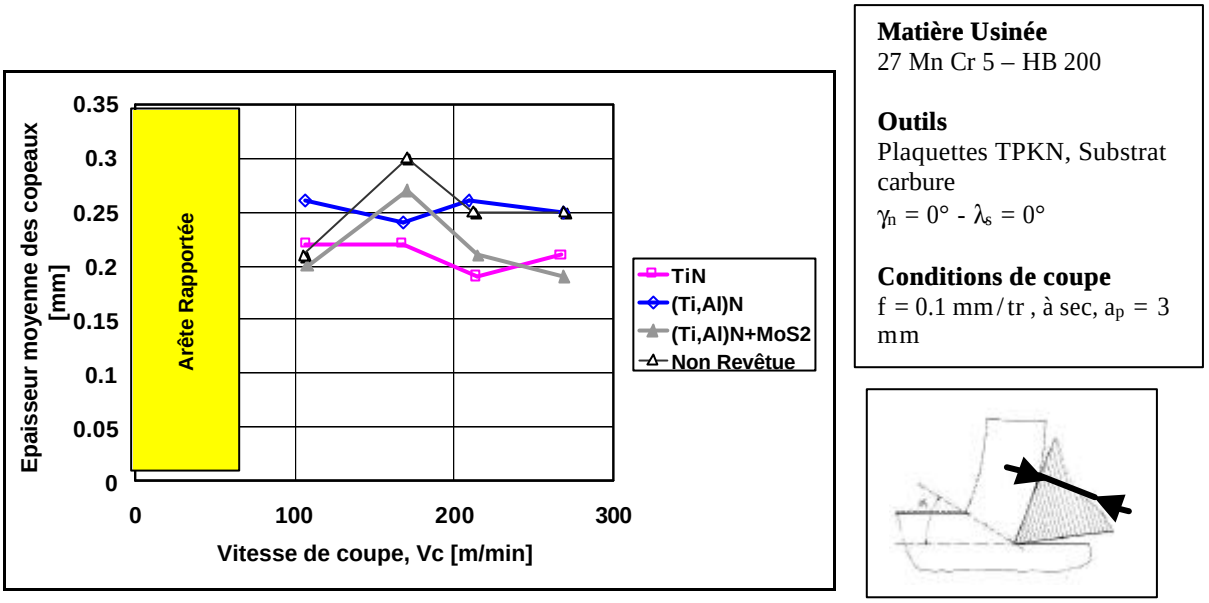


Fig. 5-50 : *Evolution de l'épaisseur moyenne E1 des copeaux en fonction de la vitesse de coupe.*

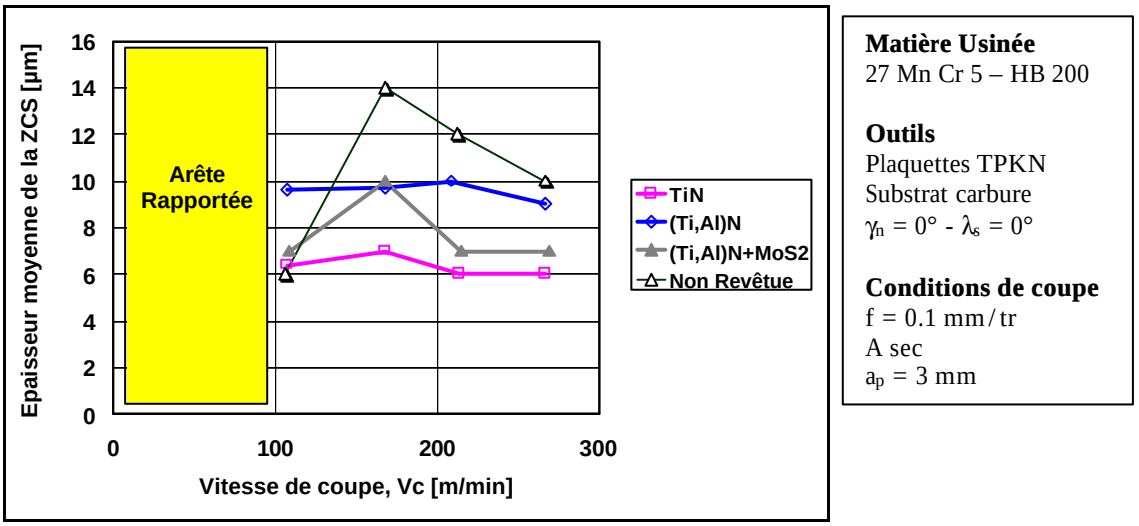


Fig. 5-51 : *Evolution de l'épaisseur E2 de la ZCS en fonction de la vitesse de coupe.*

Il est tout d'abord important de constater que les modes de formation des copeaux sont influencés par la présence d'un revêtement. Ainsi les revêtements agissent aussi bien sur l'épaisseur moyenne des copeaux, que sur l'épaisseur moyenne de la zone de cisaillement secondaire. Or, les modèles analytiques développées par [Oxle_80] [Tren_91] montrent que l'épaisseur moyenne d'un copeau est en lien direct avec sa facilité d'écoulement sur la face de

coupe. Il apparaît donc que ces revêtements modifient les modes de formation des copeaux par une modification des conditions d'écoulement.

Si on rentre maintenant dans le détail des résultats, l'analyse des épaisseurs moyennes de copeaux montrent que les copeaux issus d'outils non revêtus sont globalement plus épais que les copeaux issus d'outils revêtus. Ce résultat est surtout vrai dans le cas des revêtements TiN et (Ti,Al)N+MoS_2. Le revêtement (Ti,Al)N a tendance à conduire à des copeaux plus épais que les autres revêtements. Il apparaît donc que le MoS_2 joue un rôle important dans les modes de formation des copeaux.

NB : Seuls les essais à V_c = 100 m/min ont montré un copeau plus mince avec un outil non revêtu, car de l'arête rapportée demeure à cette vitesse là, comme l'a montré le début du paragraphe.

Il est également notable de constater que les copeaux ont globalement tendance à diminuer en épaisseur lorsque la vitesse de coupe augmente (dans la plage considérée).

Il ressort de l'observation des épaisseurs de la zone de cisaillement secondaire des résultats similaires à ceux des épaisseurs moyennes des copeaux, à savoir que les copeaux issus d'essais réalisés avec des outils non revêtus présentent des valeurs plus importantes, alors que les revêtements TiN et (Ti,Al)N+MoS_2 présentent des épaisseurs de ZCS notablement plus réduites. Cela amène donc à penser que ces deux revêtements amèneraient une réduction des phénomènes de cisaillement, soit une densification de ces phénomènes dans une zone plus restreinte. Seule l'analyse globale de l'ensemble des phénomènes observés permettra de trancher cette question, via notamment une corrélation avec les relevés locaux de température.

Le revêtement (Ti,Al)N a quant à lui un comportement intermédiaire entre les autres revêtements et les outils non revêtus.

5.10. SYNTHESE DES ANALYSES THERMIQUES ET TRIBOLOGIQUES

L'étude de l'influence des revêtements sur la coupe des métaux en tournage orthogonal d'un acier 27 Mn Cr 5 à HB 200 a été réalisée en utilisant différentes approches :

- Une modélisation analytique de la transmission de la chaleur à travers un outil revêtu ;
- Une quantification des actions mécaniques en tournage ;
- Une estimation des flux de chaleur transmis aux outils durant l'usinage ;
- Une quantification des températures d'interface outil/copeau/pièce ;

- Une analyse des zones de contact outil/copeau/pièce ;
- Une analyse des modes de formation des copeaux.

De l'ensemble de ces analyses, il est ainsi apparu que les revêtements étudiés [TiN, (Ti,Al)N, (Ti,Al)N+MoS_2] ont une action importante sur la coupe de cet acier. Les revêtements permettent globalement de réduire de façon importante les efforts de coupe F_n et d'avance F_t à basse vitesse de coupe, alors que les baisses observées à hautes vitesses de coupe sont plutôt faibles. Cette baisse des efforts s'accompagnent d'une réduction de la surface de la zone de contact outil/copeau, mais aussi d'une réduction notable des phénomènes d'adhésion. Ces analyses macroscopiques corroborent bien l'observation de la microstructure des copeaux, qui a montré que les revêtements permettaient de réduire l'épaisseur des copeaux, ainsi que de réduire l'épaisseur de la zone de cisaillement secondaire. Ces écarts tendent à s'amenuiser aux hautes vitesses de coupe.

Par voie de conséquence, on peut imaginer que si les surfaces de contact changent et si l'énergie de cisaillement change, alors ces revêtements devraient également avoir une action sur les températures locales atteintes aux interfaces pièce/outil/copeau, ainsi que sur les flux de chaleur transmis au substrat qui conditionneront le maintien des caractéristiques mécaniques de ce dernier. Des essais menés sur ce sujet ont permis de mettre en évidence qu'effectivement les revêtements permettent une baisse globale des températures d'interface, ainsi qu'une baisse des flux de chaleur transmis aux outils. Cette constatation contredit les conclusions faites par certains auteurs indiquant que les aires de contact outil/copeau seraient d'autant plus réduites que la conductivité thermique des revêtements serait faible (échauffement local important => courbure plus grande par effet 'bilame') [Jawa_93] [Bala_99]. Il semble plutôt que l'aire de contact copeaux/outils et la courbure associée des copeaux soient en liaison avec la tribologie du contact outil/pièce et notamment avec les adhésions locales.

Néanmoins, il a été démontré analytiquement que ces revêtements ne pouvaient pas avoir un effet d'isolant thermique du substrat en tournage, compte-tenu des faibles épaisseurs des revêtements. Par contre, il semble que les revêtements à faible conductivité thermique auraient un rôle important à jouer dans les processus à coupe discontinue (fraisage, taillage) et cela d'autant plus que l'usinage se fait à grande vitesse de coupe.

En résumé, il apparaît que l'action des revêtements sur la coupe serait essentiellement une action tribologique. Les revêtements faciliteraient plus ou moins l'écoulement de la matière sur la face de coupe des outils, ce qui modifierait à la fois l'énergie nécessaire à cet écoulement, mais aussi la surface de contact outil/copeau. Les revêtements n'ont par contre aucune aptitude à modifier la répartition du flux de chaleur entre le copeau et l'outil.

Si on rentre dans le détail du comportement des revêtements, il apparaît ainsi que le revêtement TiN permet l'amélioration la plus sensible des actions mécaniques, des flux de chaleur transmis au substrat et des phénomènes d'adhésion, etc. Par contre, le revêtement (Ti,Al)N ne permet qu'une amélioration modeste comparativement à un outil non revêtu. Le comportement du (Ti,Al)N est par contre fortement amélioré par l'ajout d'une couche de MoS_2. Par contre, l'action du MoS_2 est plus importante à basse vitesse de coupe qu'à haute vitesse. Il est notamment apparu qu'aux grandes vitesses (V_c > 150 m/min), le MoS_2 part rapidement de la zone de contact outil/copeau. Sa détérioration rapide est corroborée par le haut niveau des températures locales atteintes ~ 600 °C, alors que ce matériau commence à s'oxyder et à perdre ses propriétés lubrifiantes dès 500 °C.

Ainsi, il apparaît que la principale action des revêtements à haute vitesse de coupe porte surtout sur la limitation des phénomènes d'adhésion. Par voie de conséquence, on obtient une limitation du cisaillement secondaire, ainsi que des températures d'interface et du flux de chaleur transmis aux substrats.

Remarque : Si on tente d'associer les évaluations de flux de chaleur avec les mesures de surface de contact réalisées lors des mêmes essais, on peut faire une estimation de l'énergie surfacique d'écoulement pour les différents outils. Ainsi, on aboutit aux résultats suivants (flux relevé au bout de 4 sec – V_c = 236 m/min – f = 0.1 mm/tr – a_p = 3 mm – acier 27 Mn Cr 5) :

- *TiN :* 2.5×10^7 W/m² ;
- *(Ti,Al)N :* 2.9×10^7 W/m² ;
- *(Ti,Al)N+MoS_2 :* 2.9×10^7 W/m² ;
- *Non revêtu :* 2.6×10^7 W/m².

L'analyse des chiffres permet tout d'abord de voir que la densité de flux dans la zone de coupe est très élevée en valeur absolue (> 10^7 W/m²), alors que les écarts relatifs ne sont pas très importants (maximum 13 %). Si on suppose que ces écarts sont significatifs et non le résultat d'erreurs cumulées de mesures et de calculs, on constate que la densité de flux la plus faible est atteinte pour l'outil revêtu TiN et l'outil non revêtu (écart non significatif) du fait de sa grande surface de contact. Par contre, le (Ti,Al)N et le (Ti,Al)N+MoS_2 présentent des densités de flux supérieures et quasiment identiques.

Les observations faites et les analyses proposées permettent pour partie d'expliquer les bonnes performances des revêtements TiN en coupe continue et à sec des aciers de construction, comparativement aux revêtements (Ti,Al)N [Koni_92]. Cependant nos investigations n'ont pas porté sur le maintien de ces caractéristiques dans le temps et n'ont considéré que des usinages de durée inférieure à une dizaine de secondes *(même si les plages de conditions de coupe retenues sont d'une utilisation tout à fait réaliste au vu des applications industrielles dans ce domaine : V_c jusqu'à 400 m/min avec ce*

type d'outil). En effet, comme cela a été rappelé en début de ce chapitre, l'utilisation prolongée de ces outils nécessiterait de prendre en considération les propriétés de résistance à l'abrasion, à la diffusion, à l'oxydation, à la tenue en fatigue, etc. Seuls des essais applicatifs en grandeurs réelles peuvent permettre de quantifier le gain effectif.

5.11. EXTRAPOLATION AU CAS DES OPERATIONS A COUPE DISCONTINUE

L'extrapolation des résultats au cas des opérations à coupe discontinue est délicate dans la mesure où une large partie des études menées a mis en œuvre des essais de tournage orthogonal. Il est néanmoins apparu que les revêtements devraient avoir un rôle important dans l'isolation thermique des substrats à grande vitesse de coupe, en lien avec la diffusivité thermique et la conductivité thermique du revêtement mis en œuvre. Il a également été quantifié que les revêtements ne permettent qu'une faible réduction des actions mécaniques en fraisage à grande vitesse (V_c > 100 m/min). Par contre, les premiers essais ont déjà pu mettre en évidence que les fraises non revêtues et celles revêtues TiN ne permettaient pas une mise en œuvre à des vitesses de coupe supérieures à 120 m/min, alors que les revêtements à base de (Ti,Al)N le permettaient aisément. Cela semble confirmer une meilleure tenue de ce revêtement en coupe interrompue à grande vitesse et à sec comme l'avait fait ressortir le chapitre 3.

Pour ce qui concerne les autres modes d'actions observés pour le cas du tournage, il est difficile de s'avancer à une extrapolation. En effet, du fait de l'instabilité permanente de la coupe, il est difficile de prédire si l'action sur l'adhésion est aussi sensible. Par ailleurs, étant donné que les modes de transmission de la chaleur sont dans ce cas fortement dépendants de la conductivité l et de la diffusivité du revêtement $l/r.C$, il est difficile de prédire si les températures d'interface vont respecter la même hiérarchie. Il en va de même des flux de chaleur transmis au substrat. En effet, si on considère que les revêtements plus isolants comme le (Ti,Al)N conduisent à limiter le flux de chaleur transmis au substrat, on peut penser que le niveau moyen des températures locales dans la zone de cisaillement secondaire risque de croître (hypothèse à vérifier). Cela perturbera alors considérablement le cisaillement secondaire et les conditions d'écoulement des copeaux. Par ricochet, cela modifiera aussi le cisaillement en amont dans la zone de cisaillement primaire.
Concrètement, le seul élément dont nous disposons concerne l'observation de la couleur des copeaux issus des essais de fraisage et qui avait montré que les copeaux obtenus avec un outil non revêtu étaient plus chauds que ceux obtenus avec un revêtement (Ti,Al)N ; eux-mêmes plus chauds que ceux obtenus avec un outil revêtu TiN ou (Ti,Al)N+MoS_2. Cette constatation

expérimentale pourrait confirmer que des écarts similaires de températures existeraient aux interfaces en coupe discontinue dans les domaines de conditions de coupe qui nous intéressent.

Ces investigations permettent donc d'apporter des éléments d'explications supplémentaires à la compréhension des modes d'action des revêtements en fraisage, mais ne peuvent pas permettre d'expliquer l'ensemble des tendances dans le cas des procédés à coupe discontinue. Seuls des essais d'usinage de fraisage ou taillage pourront permettre de quantifier les gains de performances.

6. PERFORMANCES DES REVETEMENTS EN FRAISAGE ET TAILLAGE A GRANDE VITESSE

6.1. CAHIER DES CHARGES DES ESSAIS

Le chapitre 3 a fait ressortir la nécessité de réaliser des essais applicatifs afin de qualifier les performances des revêtements dans des conditions aussi proches que possible du procédé de taillage à la fraise-mère. L'idéal est évidemment de réaliser des essais de taillage dans les conditions industrielles visées. Néanmoins, il est apparu que les contraintes techniques et économiques liées à ce type d'essais sont très importantes. Il semble donc nécessaire de réaliser des essais de fraisage en laboratoire permettant de simuler les conditions de sollicitations des arêtes des fraises-mères, afin de faire une première approche des tendances et des gains espérés dans l'application finale.

Par ailleurs, le chapitre 4 a montré la nécessité d'utiliser des outils possédant un mode d'élaboration conduisant à une intégrité de surface adaptée (rugosité, contraintes résiduelles, microstructure, etc.), ainsi qu'à une microgéométrie soignée (rayon d'arête calibré par sablage ou autres procédés) ; ces spécifications devant être stables et reproductibles dans le temps.

La conjonction des 2 remarques précédentes conduit à penser que l'évaluation des performances des revêtements sera d'autant plus fiable que les essais de fraisage seront réalisés directement avec des outils fraises-mères (**figure 6-1**). Cette solution conduit à des macrogéométries, des microgéométries et des intégrités de surface représentatives du taillage industriel.

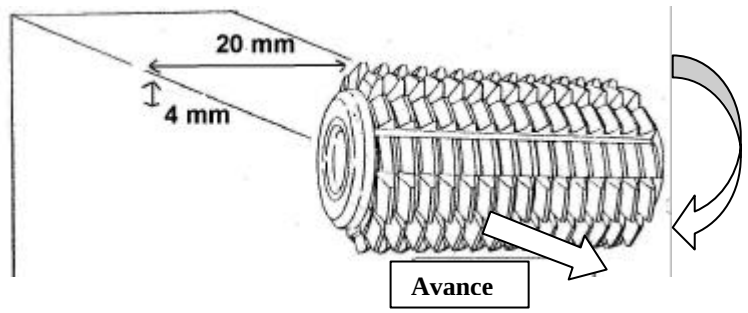


Fig. 6-1 : *Illustration de l'opération de fraisage en roulant réalisée avec une fraise-mère.*

Remarque : L'essai de fraisage en roulant à l'aide d'une fraise-mère est une méthode standard pour tester les évolutions amonts chez un grand fournisseur de fraises-mères.

En ce qui concerne les conditions de coupe choisies, celles-ci devront permettre de reproduire au mieux les sollicitations subies par les dents de la fraise-mère, notamment les sollicitations subies dans les zones présentant la vitesse d'usure la plus grande. Le **chapitre 2** a fait ressortir que les fraises-mères présentaient l'usure la plus importante lorsque les dents coupent les sections les plus épaisses (ébauche). Ces dents sont alors caractérisées par une usure en dépouille importante en sommet de denture (**figure 2-20**).
De plus, la simulation de la tenue des revêtements en taillage à la fraise-mère est d'autant plus pertinente que l'observation des sections taillées dites d'ébauche montre une forme très voisine d'une section coupée par une fraise 3 tailles (**figure 2-17**).

De plus, les conditions de coupe mises en œuvre devront être représentatives des conditions visées pour l'exploitation industrielle : débit de pièces taillées (=> vitesse de coupe minimum), contraintes écologiques (usinage à sec), etc.

Le **chapitre 3** a permis également une analyse de l'état des connaissances sur les revêtements pouvant présenter une aptitude au taillage à la fraise-mère à grande vitesse et à sec. Il en est ressorti l'intérêt des revêtements de la famille des (Ti,Al)N, ainsi que des Ti(C,N), en association ou non avec un revêtement présentant des bonnes propriétés tribologiques comme le MoS_2. Ces revêtements sont donc des revêtements intéressants à évaluer par rapport au revêtement actuel de référence : TiN.

En résumé, le cahier des charges de ce chapitre va consister à préciser les détails de la mise en œuvre d'une série d'essais de fraisage 'en roulant' réalisés à l'aide de fraises-mères en acier rapide (**figure 6-1**) dans les conditions suivantes :

- vitesses de coupe allant jusqu'à 180 m/min ;
- pas de lubrification ;
- mode de taillage en avalant ;
- engagement radial a_e permettant de solliciter le sommet des dentures ;
- épaisseurs maximales de copeaux identiques au cas du taillage.

A l'issue de ces essais de fraisage, des essais de taillage seront réalisés sur le site de production de PSA Peugeot Citroën, afin d'une part de valider (ou non) les tendances observées en fraisage, et d'autre part de quantifier les écarts de performances et de rentabilité de ces nouvelles familles de fraises-mères en conditions industrielles par rapport à des opérations de taillage conventionnel (basse vitesse de coupe, huile de coupe entière).

Remarque : Ce chapitre utilise pour partie des résultats d'investigations réalisées avec la collaboration de J.Picot, ingénieur SERAM à l'époque, dans le cadre d'un projet européen CRAFT n°BES2-5317 dénommé « Towards a new generation of coated hobs ». Ces travaux ont tous été dirigés par nos soins depuis leurs conceptions jusqu'à leurs exploitations, en passant par leurs mises en œuvre.

6.2. PERFORMANCES DES REVETEMENTS EN FRAISAGE A GRANDE VITESSE

Le présent paragraphe va faire la description de la mise en œuvre et des résultats obtenus lors des essais de fraisage à grande vitesse.

6.2.1. MISE EN ŒUVRE DES ESSAIS

Machine utilisée

Les essais ont été réalisés sur une fraiseuse conventionnelle DUFOUR GD258 équipée d'une lunette permettant de monter des fraises-mères de grandes longueurs (**figure 6-2**).

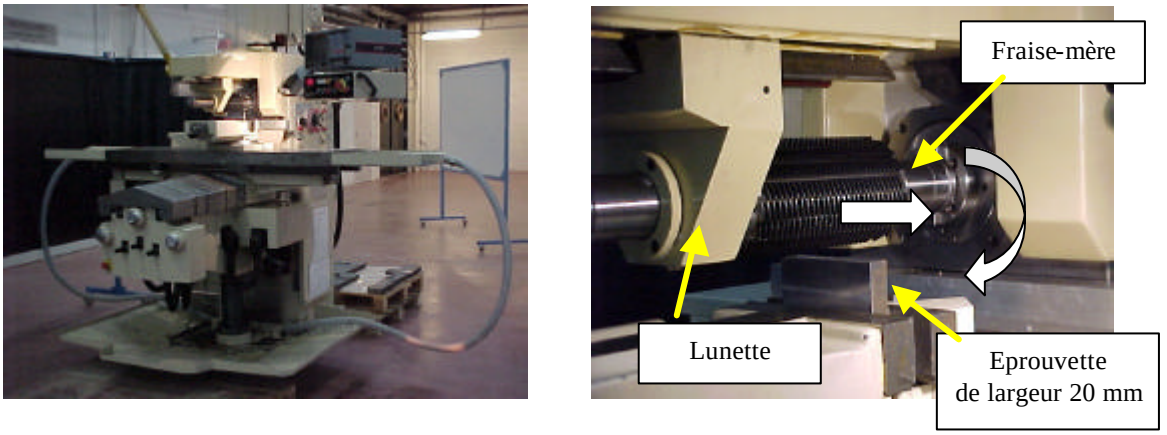


Fig. 6-2 : *Machine et prise d'outil utilisées pour les essais de fraisage.*

Outils de coupe

Les outils utilisés pour ces essais furent des fraises-mères en acier rapide de deux natures différentes :

- Fraises-mères à lames rapportées en acier rapide M35 de caractéristiques suivantes :
  - Fournisseur : Saazor ;
  - Module normal : 2.1171 mm ;
  - Nombre de goujures : 17 ;

- Nombre de filets : 4 ;
- Orientation des filets : 4° 55' – droite ;
- Diamètre extérieur D : 107 mm ;
- Longueur totale : 210 mm.

- Fraises-mères monoblocs en acier rapide fritté ASP 2030 de caractéristiques suivantes :
  - Fournisseur : Vergnano ;
  - Module normal : 2.1171 mm ;
  - Nombre de goujures : 22 ;
  - Nombre de filets : 4 ;
  - Orientation des filets : 4° 55' – droite ;
  - Diamètre extérieur : 110 mm ;
  - Longueur totale : 200 mm.

En cohérence avec l'issue des travaux du **chapitre 4** sur les modes de préparation des arêtes de coupe, les fraises-mères ont été sablées afin d'obtenir une géométrie d'arête homogène et robuste (absence de bavures, d'écaillage, etc.). Une photographie illustre l'opération de sablage automatique réalisée (**figure 6-3**). Les fraises-mères monoblocs ou bien les lames ont été positionnées verticalement afin de présenter l'orientation la plus favorable aux jets de sable. Des réglages identiques au sablage des plaquettes du **chapitre 4** (pression, type d'abrasif, temps de sablage) ont été choisis avec une orientation particulière de la buse de sablage permettant de fiabiliser la préparation des arêtes : jet horizontal tangentiel à la génératrice de la fraise-mère et en sens opposé au sens de rotation de la fraise-mère + balayage vertical.

De plus, seules des fraises neuves ont été utilisées afin d'éviter tous les problèmes de déplaquage et de revenu présentés au **chapitre 4** Ces précautions sont les garants de la pertinence des comparaisons faites entre les revêtements.

Une dent a été prélevée sur une fraise-mère monobloc en ASP 2030 afin d'observer la microgéométrie de l'arête obtenue au sommet (**figure 6-4**). Le rayon d'arête obtenu est de l'ordre de r_b = 10 µm, ce qui correspond à un ordre de grandeur ayant conduit à de bons résultats en fraisage au **chapitre 4** et pour des épaisseurs de copeaux voisines (h_{max} ~ 0.12 mm pour f_z = 0.15 mm/tr.dt). Nous ferons donc l'hypothèse que cette microgéométrie est satisfaisante pour évaluer les revêtements par la suite.

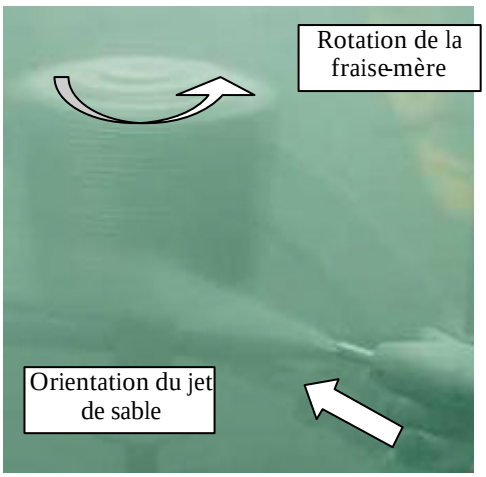


Fig. 6-3 : *Principe de l'opération de microsablage réalisée sur les fraises-mères monoblocs.*

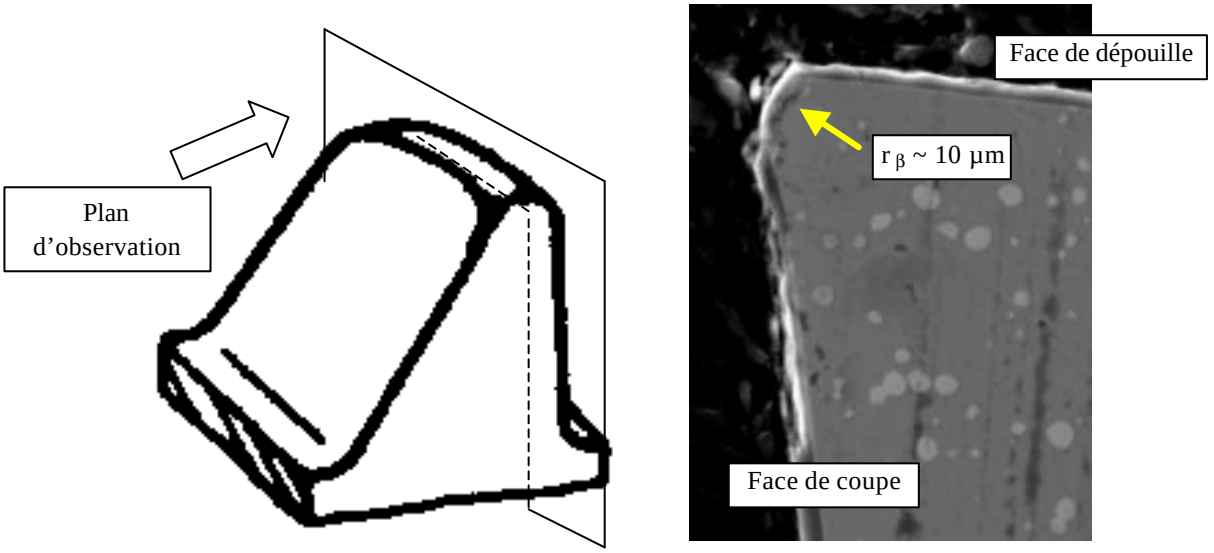


Fig. 6-4 : *Profil d'une dent vue en coupe (fraise-mère monobloc en ASP 2030 revêtue (Ti,Al)N).*

Les topographies des surfaces des outils ont été réalisées avec un cahier des charges de R_a ~ 0.3 µm. Le contrôle de l'ensemble des outils mis en œuvre a conduit à des R_a avant sablage compris entre 0.2 et 0.5 µm. Après sablage, les fraises-mères avaient une rugosité de surface R_a comprise entre à 0.3 et 0.4 µm.

Les essais de fraisage n'utilisant que deux fois 20 mm de largeur sur 200 mm de longueur utile de fraise (**figure 6-5**), celles-ci seront utilisées pour des essais de taillage présentés dans le **paragraphe 6.4**. Cette solution garantit une stabilité dans les modes de préparation des surfaces entre les essais de fraisage et les essais de taillage.

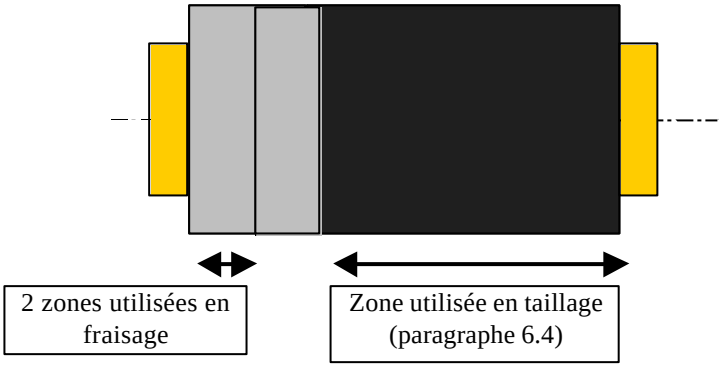


Fig. 6-5 : *Répartition des zones utilisées sur les fraises-mères.*

Conditions de coupe

Deux séries de conditions de coupe ont été retenues afin de voir d'éventuels écarts de comportement à deux vitesses de coupe différentes V_c = 135 et 180 m/min.

Les spécifications suivantes ont été retenues :

- engagement radial a_e : 4 mm ;
- aucun arrosage ;
- mode de fraisage : avalant ;
- largeur de coupe a_p : 20 mm (largeur des éprouvettes parallélépipédiques préalablement préparées).

L'épaisseur maximale des copeaux en taillage automobile est généralement située dans une fourchette allant de 0.1 à 0.3 mm. Compte-tenu de l'engagement radial retenu et des limitations d'avance de la machine, on considère l'avance par dent f_z permettant d'aboutir à une épaisseur maximale de copeau h_{max} = 0.1 mm grâce à **l'équation 4-1**. Application numérique : pour h_{max} = 0.1 mm, f_z = 0.25 mm/tr.dt.

Matériau usiné

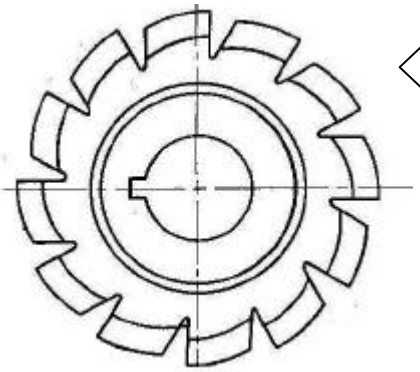
Les éprouvettes parallélépipédiques ont été réalisées en acier 27 Mn Cr 5 à HB 200. Ce matériau est issu du même lot de matière que précédemment. Les caractéristiques de cet acier sont décrites dans **l'annexe 4**.

Suivi des outils

Les outils ont été observés à l'aide d'une loupe binoculaire. Le très grand nombre de dents des fraises-mères ne permet pas d'observer précisément les outils sur les faces de coupe, du fait de la présence de la goujure précédente (**figure 6-6**). Seule une analyse qualitative est possible. Une analyse plus complète est possible à condition de casser les dents à leurs racines.

Malheureusement, compte-tenu du coût très élevé de ces outils, cette analyse ne peut être envisagée que dans des cas particuliers.

Compte-tenu de la largeur des éprouvettes et du module de la fraise-mère, on peut avoir entre 3 et 4 dents en prise sur une même goujure. Aussi, toutes les faces en dépouille (de l'ordre de 80) ont été observées à chaque arrêt intermédiaire afin de trouver la dent la plus endommagée. Seule cette dent a été mesurée, et servira de critère d'arrêt pour les essais (usure maximale en dépouille VB_{max} = 0.2 mm).



Sens d'observation de la face de coupe des fraises-mères
=> Difficulté d'observation

Fig. 6-6 : *Illustration des contraintes d'observation de l'usure des fraises-mères.*

6.2.2. MODES D'USURE OBSERVES

Avant de présenter les résultats quantitatifs, il est tout d'abord important de préciser que des modes d'usure assez différents ont pu être observés lors des essais. Ainsi, il apparaît que les essais réalisés à la vitesse de coupe V_c = 135 m/min ont conduit à un mode d'usure en dépouille (**figure 6-7**), alors que les essais réalisés à la vitesse de coupe de V_c = 180 m/min ont conduit respectivement à un mode d'usure en cratère dans le cas du substrat ASP 2030 et à un affaissement plastique dans le cas du substrat M35. Des exemples typiques des photographies prises à la loupe binoculaire sont illustrées sur la **figure 6-8**.

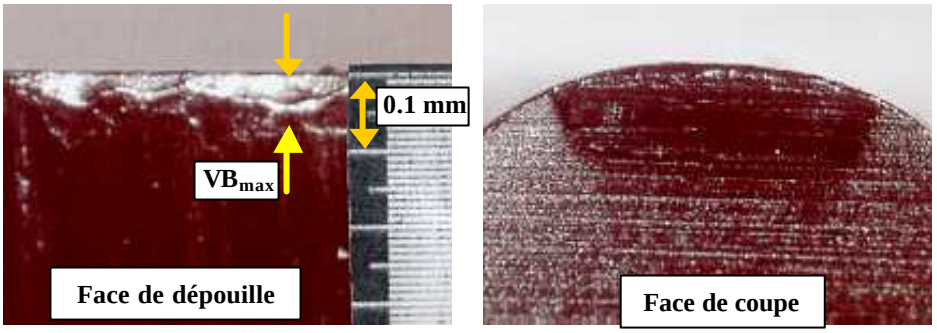


Fig. 6-7 : *Modes d'usure observés lors des essais de fraisage à V_c = 135 m/min (cas de la fraise-mère en M35 et revêtue TiN – après 4 mètres d'usinage).*

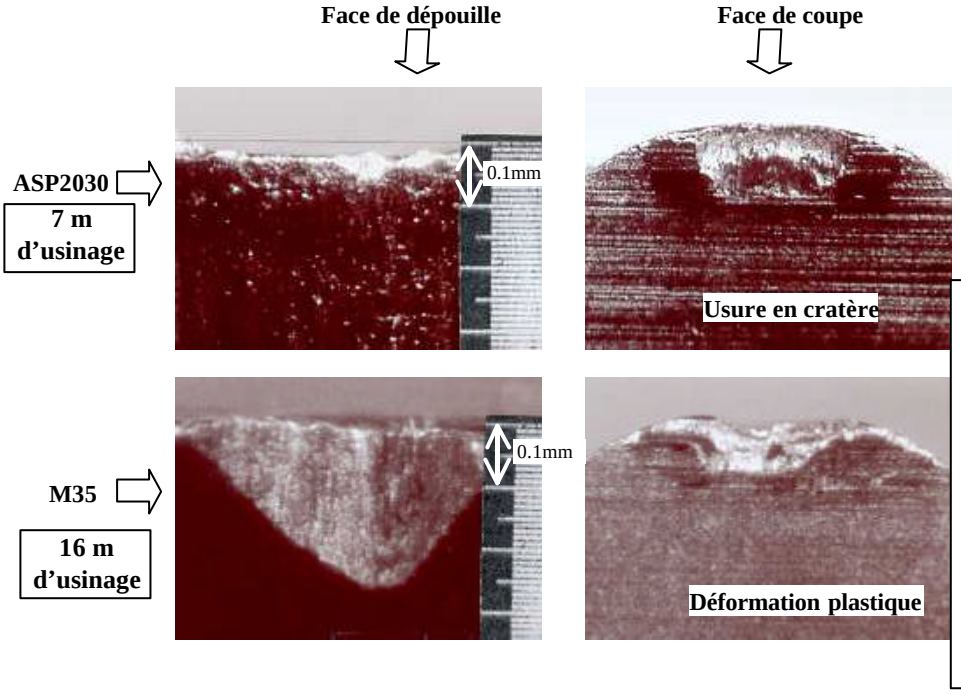


Fig. 6-8 : *Caractéristiques des modes d'usure observés en fonction du substrat utilisé à grande vitesse de coupe (V_c = 180 m/min).*

Matière usinée
27 Mn Cr 5 – HB 200
Outil
Fraise-mère revêtue TiN,
m = 2.1171
Conditions de coupe
V_c = 180 m/min,
h_{max} = 0.1 mm
a_e = 4 mm, mode avalant, à sec

La littérature a depuis longtemps fait ressortir que les températures d'interface outil/copeau/pièce sont d'autant plus élevées que la vitesse de coupe est importante [LeCa_95] [Tren_91]. Dans notre cas, le passage d'une vitesse de coupe de 135 m/min à une vitesse de 180 m/min conduit à une modification du mode d'usure dominant.

Dans le cas du substrat M35, la hausse des températures de coupe entraîne une chute des propriétés mécaniques du substrat qui n'est plus à même de maintenir le revêtement. Par conséquence, ce dernier fissure sous les contraintes de flexion. L'affaissement plastique devient alors un mode d'usure catastrophique. Une illustration du mode de rupture obtenu est présentée dans la **figure 6-9**.

Dans le cas du substrat ASP 2030, le fort taux d'éléments carburigènes et de cobalt autorise une meilleure tenue à chaud du substrat, ce qui lui permet de se maintenir un peu mieux dans la gamme haute des vitesses de coupe retenues. Par contre, la formation du cratère sur la face de coupe de l'outil est le signe que la température maximale atteinte en retrait de l'arête de coupe ne permet pas de maintenir suffisamment les caractéristiques du substrat. Aussi, le même principe de dégradation que celui du M35 apparaît mais avec une amplitude nettement moindre.

Ainsi, l'analyse qualitative des modes de dégradation des outils amène à penser que le substrat M35 ne semble pas à même de soutenir les revêtements à grande vitesse de coupe. Il ne paraît donc pas possible d'évaluer des écarts de performances entre des revêtements dans ces conditions de coupe et avec ce substrat. Le substrat ASP 2030 semble mieux adapté à cette situation.

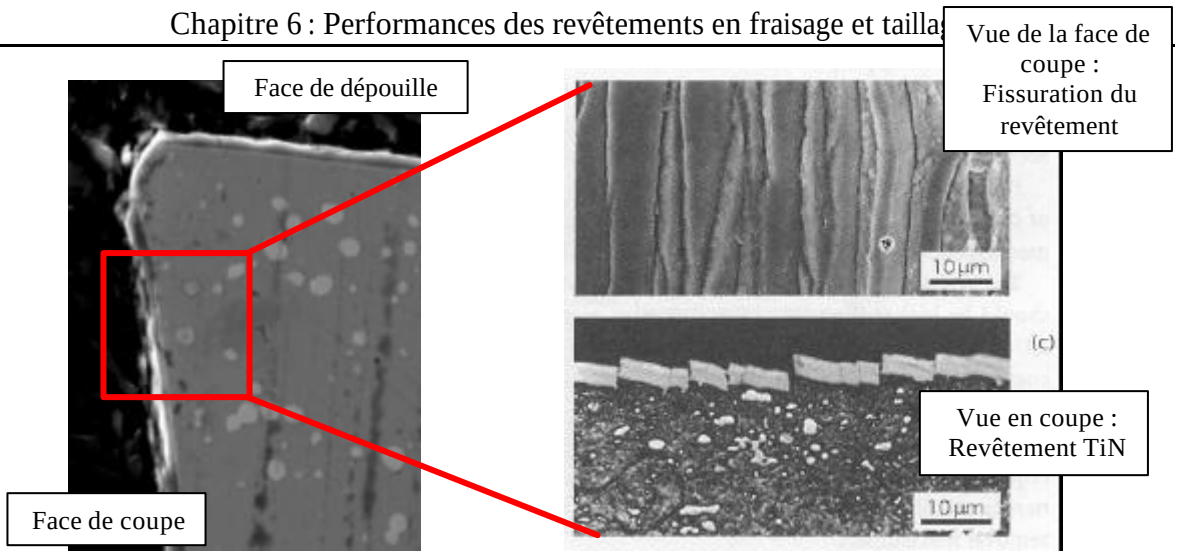


Fig. 6-9 : *Rupture cohésive d'un revêtement TiN déposé sur un substrat en acier rapide à cause de la chute des propriétés mécaniques du substrat.*

6.2.3. RESULTATS

La **figure 6-10** présente l'évolution de l'usure maximale en dépouille VB_{max} en fonction de la distance usinée pour les deux familles de fraises-mères et les deux conditions de coupe utilisées. Le choix délibéré de représenter l'évolution de l'usure en fonction de la distance usinée tient au fait que les essais ont été menés avec des conditions de coupe différentes (vitesses de coupe différentes), et avec des fraises-mères possédant un nombre de goujures différentes (vitesses d'avance différentes pour une avance par dent constante). Par conséquent, il ne semble pas judicieux de comparer des essais sur la base de 4 échelles différentes. Il semble plus opportun de comparer les distances parcourues, ce qui, d'un point de vue industriel, pourrait se ramener en quantité de pièces produites.

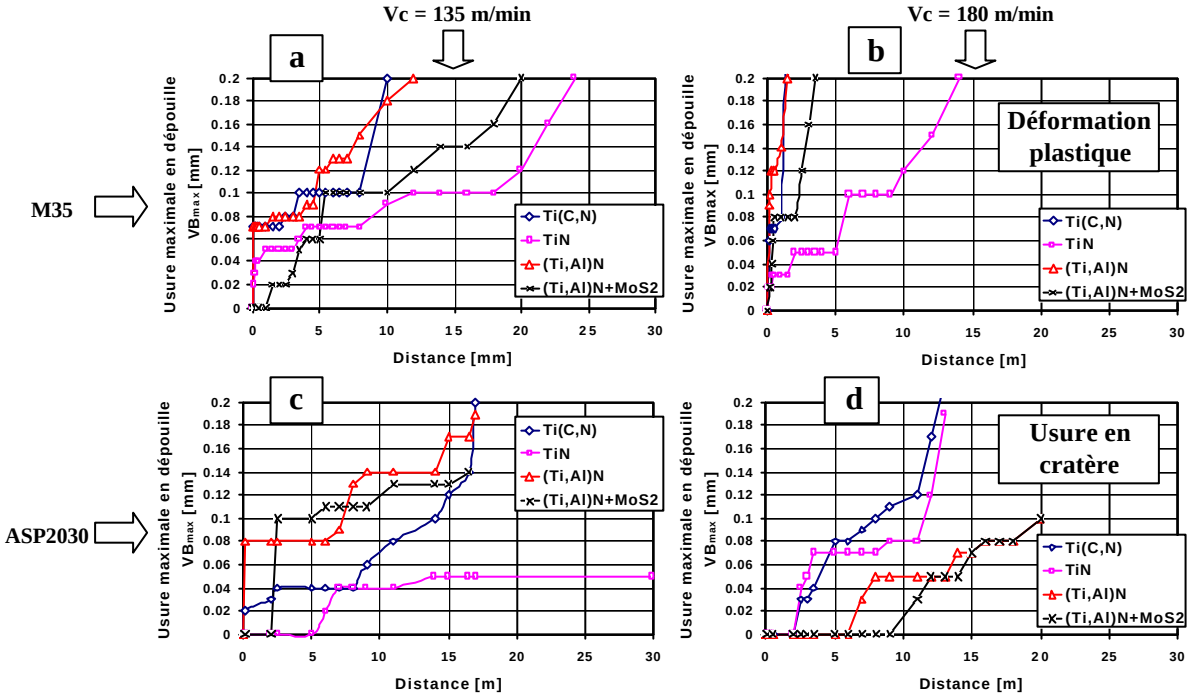
Remarques :

- *L'essai réalisé avec la fraise-mère en ASP 2030 revêtue TiN à la vitesse V_c = 135 m/min a été stoppé à 30 m car l'écart de comportement était suffisamment significatif pour caractériser sa supériorité par rapport aux autres revêtements. ;*
- *L'essai réalisé avec les fraises-mères revêtues (Ti,Al)N et (Ti,Al)N+MoS_2 à une vitesse V_c = 180 m/min ont été stoppés après 20 m d'usinage, car le cratère formé était important et risquait de casser les dents de la fraise..*

Si on observe tout d'abord les essais réalisés à la vitesse de coupe de V_c = 135 m/min (**figure 6-10-a et 6-10-c**), il apparaît que le revêtement TiN conduit au meilleur résultat indépendamment du substrat utilisé. Il apparaît également que le revêtement Ti(C,N) a, dans ces conditions, un

comportement très médiocre, au même titre que le (Ti,Al)N. Le MoS_2 semble retarder l'apparition et l'évolution de l'usure lorsqu'il est associé au (Ti,Al)N.

L'analyse des résultats obtenus à la vitesse de coupe V_c = 180 m/min avec le substrat M35 (**figure 6-10-b**), ainsi que les modes d'usure observés précédemment (affaissement plastique) conduisent à penser que c'est d'avantage la résistance du substrat qui est évaluée et non la résistance des revêtements. Il est donc difficile de se prononcer sur les écarts relatifs à cette vitesse de coupe et avec ce substrat.



Matière usinée	**Outil**
27 Mn Cr 5 – HB 200	Fraise-mère, m = 2.1171
Conditions de coupe	
h_{max} = 0.1 mm, a_p = 20 mm,	
a_e = 4 mm, mode avalant, à sec	

Fig. 6-10 : *Evolution de l'usure maximale en dépouille en fonction de la distance d'usinage.*

L'évaluation du comportement des revêtements avec le substrat ASP 2030 à la vitesse V_c = 180 m/min semble efficace (**figure 6-10-d**), car ce substrat paraît soutenir correctement les revêtements dans ces conditions de coupe. Le mode d'usure principal a été l'usure en cratère. En effet, on observe que l'usure en dépouille a été limitée jusqu'au moment où l'usure en cratère a été suffisamment importante pour conduire à la rupture de l'arête de coupe. A ce moment, l'usure en dépouille devient très importante. Cette rupture de l'arête a été anticipée dans le cas des revêtements (Ti,Al)N et (Ti,Al)N+MoS_2, ce qui explique que les essais aient été arrêtés avant d'atteindre VB_{max} = 0.2 mm. Dans le cas des revêtements TiN et Ti(C,N), la rupture d'arête

apparaît lorsque l'usure maximale en dépouille atteint environ 0.1 mm comme le montre l'accélération de la vitesse d'usure en dépouille à partir de cette valeur (**figure 6-10**).

De l'observation de la **figure 6-10-d**, il apparaît que le revêtement (Ti,Al)N conduit au meilleur résultat. Les revêtements TiN et Ti(C,N) donnent des résultats très médiocres. Le MoS_2 ne permet pas dans ce cas d'aboutir à un gain de performance significatif. Néanmoins, on remarque que l'usure en dépouille est retardée en sa présence.

Afin d'analyser les écarts de résultats, il faut s'interroger sur les paramètres influençant la formation des cratères :

- Propriétés du revêtement

  Le **chapitre 3** a fait ressortir la supériorité des revêtements de la famille des (Ti,Al)N compte-tenu de leurs aptitudes à former un fil d'oxyde d'aluminium Al_2O_3 présentant une enthalpie de formation très inférieure aux oxydes formés sur les autres revêtements (TiO_2). Il a également été montré la très faible vitesse de diffusion de ce revêtement comparée à celle des revêtements TiN et surtout TiC et Ti(C,N) qui diffusent fortement dans le fer vers 700 °C.

  De plus, il a été montré que, à des températures identiques élevées, le (Ti,Al)N présente une dureté supérieure aux autres revêtements testés.

  Ces éléments contribuent au meilleur maintien de l'outil revêtu (Ti,Al)N dans sa zone la plus chaude par rapport aux autres revêtements.

  En ce qui concerne le MoS_2, son rôle est difficile à cerner, compte-tenu de sa basse température d'oxydation. La méconnaissance des températures locales atteintes en fraisage ne permet pas de conclure quant au maintien effectif de ses propriétés lubrifiantes. Il n'a pas été possible de réaliser des analyses EDS sur les fraises-mères complètes afin de vérifier la présence de ce revêtement dans la zone de contact outil-copeau après utilisation.

- Rupture cohésive du revêtement

  Cette forme d'usure apparaît généralement sur l'arête en lien avec des phénomènes de fatigue que le **chapitre** 3 a présentés. Ce type de dégradation n'est apparu que tardivement au cours des essais et uniquement en quantité limitée. La rupture cohésive ne semble donc pas être un élément décisif dans ces essais.

- Perte des propriétés du substrat

  La chute des propriétés du substrat est généralement initiée par une hausse des températures. Le **chapitre 5** a montré que, dans le cas des opérations à coupe discontinue, la température du substrat est conditionnée par, d'une part le flux de chaleur crée à l'interface outil/copeau et d'autre part par la conductivité et la diffusivité thermique du revêtement. Pour une impulsion de chaleur identique, le substrat recevra d'autant moins de chaleur que le substrat possède une faible conductivité et diffusivité thermique. Le **paragraphe 3-6-9** a indiqué les faibles valeurs de ces paramètres dans le cas du revêtement (Ti,Al)N comparativement aux autres revêtements. Cela est un élément qui tend à expliquer le meilleur comportement de l'outil revêtu (Ti,Al)N. Cependant, le niveau réel de l'impulsion de chaleur d'un revêtement à un autre est incertain en coupe discontinue. Il n'est donc pas possible de conclure au-delà de la prise en compte des 2 éléments précédents.

Influence du substrat

La comparaison des performances des fraises-mères revêtues TiN avec les deux substrats est réalisée sur la **figure 6-11**. Le mode d'usure dominant est l'usure en dépouille dans les deux cas. L'analyse des courbes montre clairement la supériorité du substrat ASP 2030 par rapport au substrat M35 (composition et caractéristiques dans le **tableau 2-1**). Sa plus grande dureté, ainsi que sa meilleure tenue à chaud sont des éléments pouvant expliquer cet écart de comportement (données du chapitre 2).

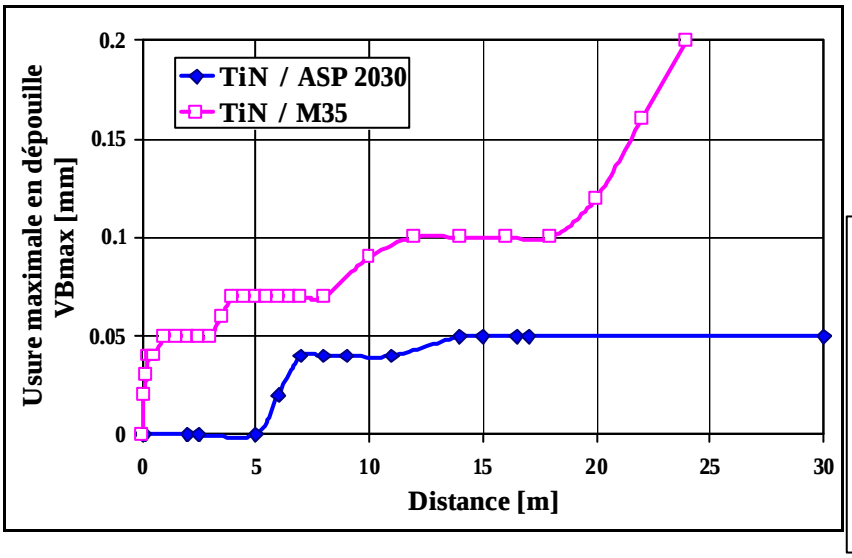


Fig. 6-11 : *Evolution de l'usure en dépouille au cours du temps en fonction du substrat utilisé (Cas des fraises-mères revêtues TiN).*

Matière usinée
27 Mn Cr 5 – HB 200
Outil
Fraise-mère, m = 2.1171
Conditions de coupe
h_{max} = 0.1 mm,
V_c = 135 m/min,
a_p = 20 mm
a_e = 4 mm, mode avalant,
à sec

Influence de la vitesse de coupe

La comparaison des courbes d'évolution de l'usure en dépouille des outils revêtus (Ti,Al)N sur substrat ASP 2030 entre l'essai réalisé à V_c = 135 m/min et l'essai réalisé à V_c = 180 m/min est présentée sur la **figure 6-12**.

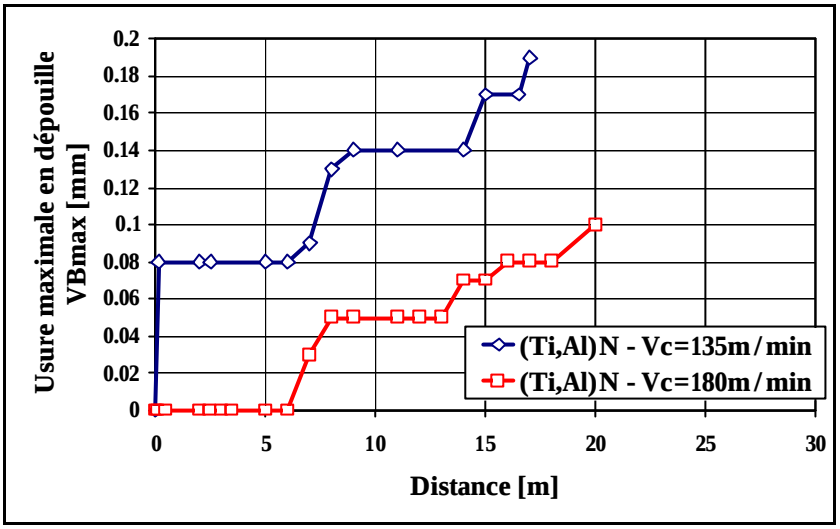


Fig. 6-12 : *Influence de la vitesse de coupe sur l'évolution de l'usure maximale en dépouille des fraises-mères monoblocs en ASP 2030 revêtues (Ti,Al)N en fonction de la distance d'usinage.*

Matière usinée
27 Mn Cr 5 – HB 200
Outil
Fraise-mère, m = 2.1171,
Substrat ASP 2030
Conditions de coupe
h_{max} = 0.1 mm, a_p = 20 mm
a_e = 4 mm, mode avalant,
à sec

Il est possible de constater que l'usure en dépouille est notablement plus élevée dans le cas de la vitesse de coupe faible. Ce résultat surprenant au premier abord s'explique cependant par la modification du mode d'usure. L'apparition d'un mode d'usure dominant en cratère s'explique par la hausse des températures locales dans la zone de cisaillement secondaire avec la vitesse de coupe [LeCa_95], ce qui entraîne une affaissement local. La nette diminution locale de l'usure en dépouille est due à la réduction de la quantité globale de chaleur transmise au substrat à haute vitesse de coupe. En effet, la hausse des vitesses de coupe entraîne une réduction de la durée des impulsions de chaleur. Or, comme l'a montré l'étude thermique réalisée au **paragraphe 5-4**, cela permet une réduction significative du flux de chaleur transmis au substrat (sous l'hypothèse de la conservation de la quantité de chaleur amont).

Remarque : Les différences des 2 modes d'usure ne permettent pas de changer de façon importante les performances de la fraise-mère dans les conditions de coupe considérées (distance usinée ~ 17 à 20 m).

Synthèse

Ces essais de fraisage laissent apparaître la nécessité d'utiliser des substrats en acier rapide fritté plus adaptés à des sollicitations thermiques et mécaniques élevées. De ce point de vue, l'ASP 2030 est mieux adapté que le M35 pour des applications jusqu'à des vitesses de 180 m/min.

L'utilisation de substrats en acier rapide encore plus alliés comme les ASP 2052 pourraient permettre de repousser encore davantage ces limites.

Dans des vitesses de coupe intermédiaires (V_c ~ 135 m/min), il semble que le TiN donne les meilleures performances comparativement aux revêtements (Ti,Al)N et (Ti,Al)N+MoS_2. Le revêtement Ti(C,N) conduit à un comportement intermédiaire.

Le fraisage à grande vitesse de coupe entraîne une modification des formes d'usure dominante. On constate ainsi la prédominance de l'usure en cratère sur l'usure en dépouille. Dans ces conditions d'essais, il apparaît que le revêtement (Ti,Al)N soit le plus résistant puisqu'il retarde l'apparition de l'usure en cratère et ralentit sa progression comparativement aux revêtements TiN et Ti(C,N). Le MoS_2 ne semble pas apporter de gains supplémentaires, même s'il retarde l'initiation de l'usure en cratère.

Des études passées, réalisées sur des substrats en carbure ont montré des tendances similaires, indiquant que les revêtements de la famille des (Ti,Al)N donnent des performances intéressantes à haute vitesse de coupe dans des aciers de construction, alors qu'ils ne permettent pas de gains supplémentaires à basse vitesse comparativement à un revêtement à base de TiN [Lahre_99] [Bouz_99] [Kalh_00] [Kloc_98].
Par contre, [Goll_99] [Sava_99] avaient montré l'intérêt d'associer une couche de MoS_2 aux revêtements à base de (Ti,Al)N, ce que nos essais n'ont pas confirmé.

Il est avancé que la faible vitesse de diffusion, la faible oxydation et la bonne dureté à chaud du (Ti,Al)N sont des éléments d'explication de cette bonne résistance de ce revêtement. L'action d'isolation thermique du revêtement (Ti,Al)N en coupe discontinue a également été évoquée sans pouvoir être vérifiée par l'absence de mesures de flux en coupe discontinue.

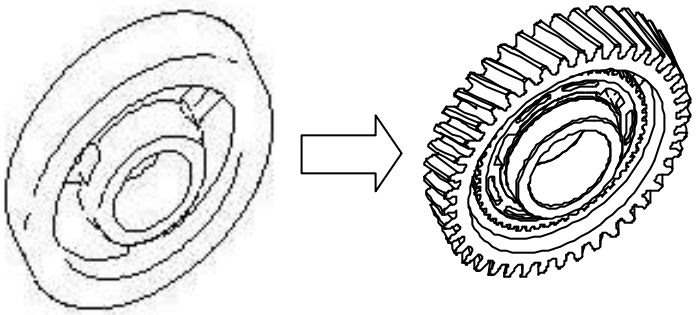
L'objectif va être maintenant de confirmer (ou non) ces tendances en taillage à grande vitesse.

6.3. PERFORMANCES DES REVETEMENTS EN TAILLAGE A GRANDE VITESSE

6.3.1. MISE EN ŒUVRE DES ESSAIS

Les essais de fraisage précédents ont permis de dégager des tendances dans les comportements des revêtements et des substrats. Afin de valider ces comportements, une série d'essais de taillage à grande vitesse a été menée. Cette série a intégré la nécessité d'utiliser un substrat résistant à haute température. Le revêtement Ti(C,N) a été exclu de ces essais du fait de ses performances médiocres dans tous les essais de fraisage.

Ces essais ont été réalisés chez PSA Peugeot Citroën (site de Metz Borny) sur une ligne de production de pignon récepteur (**figure 6-13**). Les essais ont été réalisés sur des pièces ayant déjà subi les opérations de tournage prévues par la gamme.



Caractéristiques de la denture à tailler
Module : 2.5541
Nombre de dents : 41
Angle d'hélice : 31.99° - gauche
Largeur : 18.2 mm
Déport : 0
Matière : acier 27 Mn Cr 5

Fig. 6-13 : *Caractéristiques de la denture à tailler.*

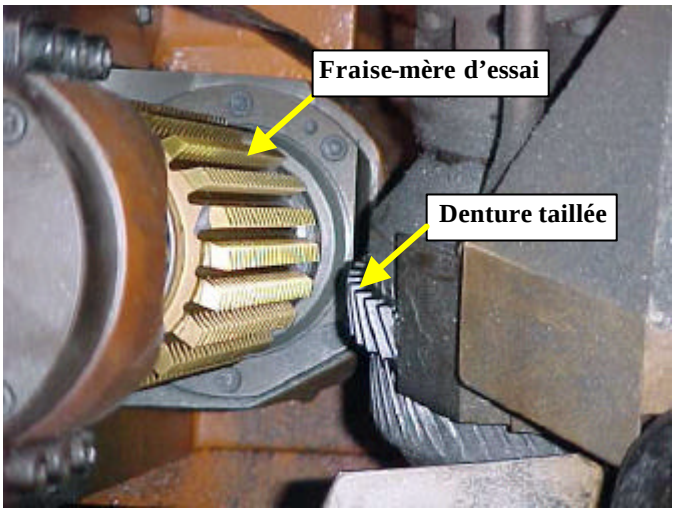


Fig. 6-14 : *Configuration de l'opération de taillage réalisée.*

Machine utilisée

Les essais de taillage à grande vitesse ont été réalisés sur une tailleuse Liebherr LC182. Cette machine est un modèle spécialement conçu pour le taillage à grande vitesse (nouvelle conception de machine) et à sec (évacuation des copeaux par gravité et contrôle thermique de la machine).

Outils de coupe

Les outils utilisés pour ces essais sont des fraises-mères monoblocs en acier rapide fritté ASP 2052 de caractéristiques suivantes :

- Fournisseur : Vergnano ;
- Substrat ASP 2052 ;
- Module normal : 2.5541 mm ;
- Nombre de goujures : 22 ;
- Nombre de filets : 2 ;
- Orientation des filets : 3° 16' – gauche ;
- Diamètre extérieur : 100 mm ;
- Profil de dents : chanfreinage sans toppping ;
- Longueur totale : 200 mm.

Selon un cahier des charges identique aux fraises-mères précédemment utilisées, celles-ci ont été rectifiées avec une rugosité de l'ordre de R_a ~ 0.3 µm. Les fraises-mères ont ensuite été sablées afin d'obtenir un rayon d'arête de l'ordre de r_b ~ 10 µm.

Conditions de coupe

Les conditions de coupe utilisées prennent en compte les exigences industrielles de qualité (erreurs d'avance E_a < 0.015 mm) et les exigences de résistance des dents (épaisseurs de copeaux ~ 0.2 mm).

La conjugaison des contraintes précédentes détermine l'avance par tour de pièce : a_x = 3 mm/tr d'après **l'équation 2-3**.

Les essais de taillage seront réalisés à sec et avec une vitesse de coupe V_c = 160 m/min afin de respecter les contraintes de flux de production et les contraintes environnementales.

Les fraises-mères ont subi un shifting très important de 10 mm entre chaque pièce afin de répartir la chaleur transmise au substrat sur toute la longueur de la fraise. A l'extrémité de la fraise-mère, le shifting recommence du début avec un décalage de 1 mm par rapport à la position initiale, et ainsi de suite jusqu'à l'arrêt de l'utilisation pour cause d'usure.

Matière usinée

La matière usinée est de l'acier 27 Mn Cr 5. Cette matière a été préalablement forgée et traitée thermiquement (recuit avec affinage de grains) afin d'obtenir une structure ferrito-perlitique globulaire avec une taille de grains de l'ordre de 10 µm et une dureté HB 185.

Suivi des outils

Les fraises-mères ont pu être suivies toutes les 100 pièces malgré la perturbation engendrée dans le flux de production. A chaque arrêt, la fraise a été analysée sous une loupe binoculaire.

Lors des analyses d'outils, seule la dent qui présentait l'usure la plus importante a été analysée, ce qui correspond à la pratique industrielle du suivi de fraise-mère. En effet, une fraise-mère de ce module présentant environ 600 dents, et chaque dent nécessitant environ 2 min pour réaliser une mesure correcte, il paraît clair à chacun qu'il n'a pas été possible de passer 20 heures à analyser toutes les dents à chaque démontage.

6.3.2. MODES D'USURE OBSERVES

Les fraises-mères et leurs conditions de coupe associées ont entraîné un mode d'usure en cratère dominant comme les essais de fraisage l'avaient laissé entrevoir. Après un certain nombre de dentures taillées, un cratère apparaît dans le coin supérieur droit, suivi quelques pièces plus tard d'un autre cratère dans le coin supérieur gauche. L'essai a généralement été arrêté lorsque les deux cratères se sont pleinement rejoints comme l'illustre la **figure 6-15**. Le nombre de dentures taillées entre l'apparition de l'usure en cratère et l'arrêt final montre qu'une fois que ce mode d'usure est apparu, la vitesse de progression du cratère est importante. Cela laisse penser que le substrat n'est plus capable de soutenir le revêtement à ce moment. En effet, [Tren_91] avait montré que, dès lors qu'une usure en cratère apparaît dans un outil en acier rapide, la zone de contact outil/copeau augmente fortement, ainsi que les phénomènes d'adhésion acier rapide/acier usiné. Cela provoque une hausse importante de la chaleur générée dans la zone de cisaillement secondaire. On observe alors une accélération brutale de l'usure en cratère. Il s'agit d'un mode d'usure auto-accéléré (instable) dès lors qu'il apparaît. L'analyse en section des substrats dans cette zone révèle des revenus importants de l'acier rapide compte tenu des températures importantes (chute des propriétés mécaniques) [Tren_91].

Remarque : Il n'a pas été possible de quantifier les caractéristiques de profondeur des cratères observés par manque de matériel adapté.

Remarque : L'usure en cratère dominante est une forme d'usure plutôt bien accepté par les fabricants de dentures, car, malgré sa difficulté de suivi, elle permet de conserver le profil de la crémaillère, et donc de tailler des dentures de qualité constante d'un bout à l'autre de l'utilisation des fraises-mères.

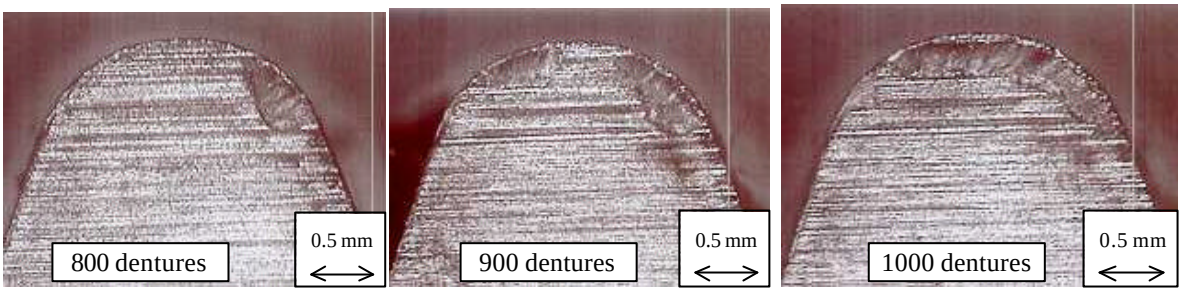


Fig. 6-15 : *Evolution de l'usure en cratère sur la face de coupe avec le nombre de dentures taillées (Cas de la fraise revêtue TiN).*

L'usure en cratère apparaît dans les coins supérieurs des faces de coupe, car c'est dans ces zones que les copeaux sont les plus épais comme le montrent les sections coupées obtenues par simulation avec le logiciel HOBBICAM dans les conditions de nos essais (voir **figure 2-17**).

En parallèle de cette usure en cratère, l'usure en dépouille est très faible comme le montre la **figure 6-16-a**. Seul l'essai réalisé avec la fraise-mère revêtue (Ti,Al)N+MoS_2 présente une usure en dépouille significative lors de l'arrêt de la fraise, comme le montre la **figure 6-16-b**. Cette forme d'usure est apparue brutalement par écaillage, ce qui témoigne d'une rupture cohésive par fatigue de la part du revêtement. Celle-ci n'a cependant pas été un mode d'usure dominant.
Cette faiblesse de l'usure en dépouille s'explique par la baisse du flux de chaleur transmis au substrat lorsque la vitesse de coupe augmente (vu au paragraphe précédent).

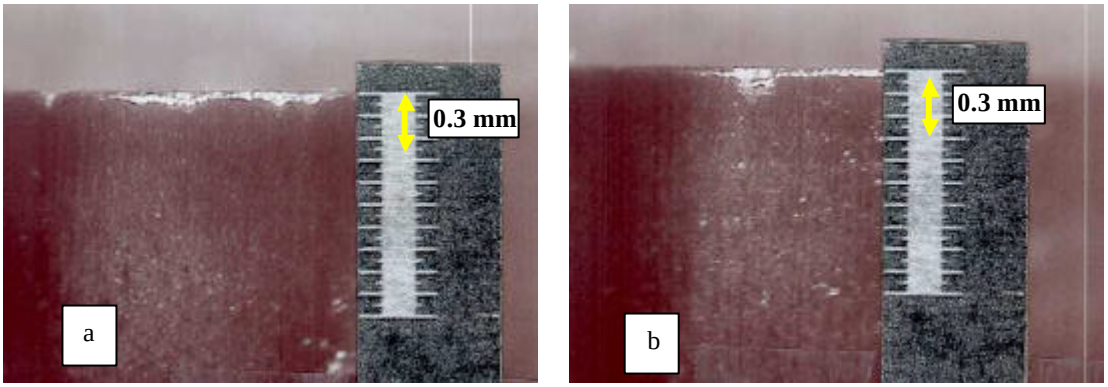


Fig. 6-16 : *Usure en dépouille observée à l'issue de l'essai de taillage avec la fraise revêtue TiN (à gauche) et usure par écaillage observée à l'issue du taillage avec la fraise revêtue (Ti,Al)N+MoS_2 (à droite).*

6.3.3. RESULTATS

Les résultats ont été présentés sous la forme d'un histogramme, du fait de l'absence de quantification des caractéristiques des cratères.

Sur chaque bâton de l'histogramme a été reporté le nombre de pièces taillées correspondant à l'apparition de l'usure en cratère, ainsi que le nombre de pièces taillées à partir de la présence d'un cratère jusqu'à l'arrêt de l'utilisation de la fraise.

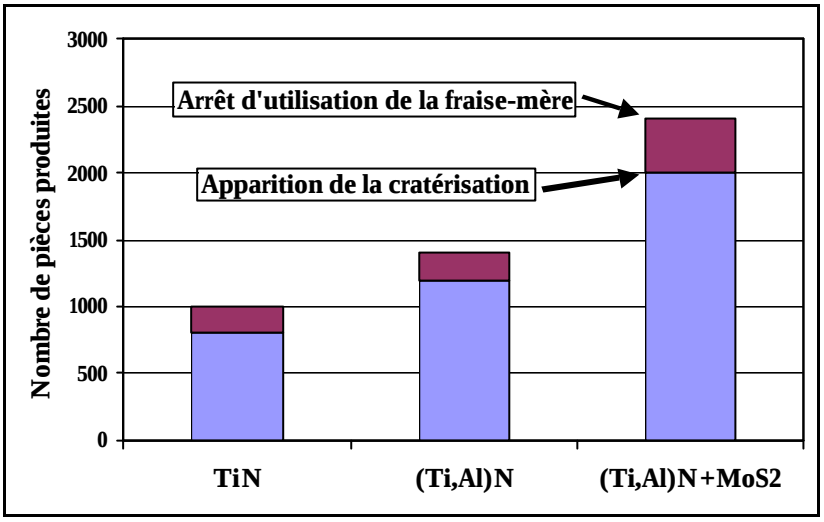


Fig. 6-17 : *Nombre de pièces produites en fonction du revêtement utilisé.*

Matière usinée
27 Mn Cr 5 – HB 185
Outil
Fraise-mère monoblocs
Substrat ASP 2052, m = 2.5541
Conditions de coupe
h_{max} = 0.15 mm,
V_c = 160 m/min,
mode avalant, à sec,
shifting (10-1) mm

Fig. 6-17 : *Nombre de pièces produites en fonction du revêtement utilisé.*

L'analyse de la **figure 6-17** montre que le revêtement (Ti,Al)N conduit à un gain de 40 % par rapport à un revêtement TiN. Ce résultat confirme la tendance observée lors des essais de fraisage. L'écart de 40 % peut être jugé comme significatif, indépendamment des dispersions naturelles des opérations de taillage.

De plus, le MoS_2 apporte dans ce cas un gain de 70 % par rapport au revêtement (Ti,Al)N seul. Ce résultat confirme des résultats de [Dura_99] lors d'essais de taillage à sec sur des aciers pré-traités 42 Cr Mo 4. Dans cette configuration d'essais, le MoS_2 semble jouer son rôle de lubrifiant solide aux interfaces, alors qu'il n'avait pas été constaté de gain lors des essais de fraisage, malgré des vitesses de coupe et des sections coupées voisines.

Ces résultats étant obtenus, il est nécessaire d'analyser le bilan économique de cette opération de taillage afin d'estimer les gains par rapport à une opération de taillage conventionnel (basse vitesse de coupe, huile entière, etc.)

6.4. PERFORMANCE DES REVETEMENTS EN TAILLAGE CONVENTIONNEL

6.4.1. MISE EN ŒUVRE DES ESSAIS

La comparaison des performances du taillage à grande vitesse par rapport à une opération de taillage classique a été réalisée sur le même site de production que les essais précédents, mais dans le cadre du taillage des dentures d'un manchon de crabotage de marche arrière. Ce paragraphe va décrire les conditions de réalisation de ces essais et les performances obtenues. Une synthèse des résultats issus des deux séries d'essais de taillage à grande vitesse et de taillage conventionnel permettront d'établir une première approche comparative des conditions économiques des 2 modes de taillage.

Caractéristiques de la denture à tailler
Module : 2.1171
Nombre de dents : 43
Angle d'hélice : 0°
Largeur : 13 mm
Déport : 0
Matière : acier 27 Mn Cr 5

Fig. 6-18 : *Caractéristiques de la denture du manchon de crabotage à tailler.*

Machine utilisée

La machine de taillage est une tailleuse PFAUTER PE150. Cette machine est d'une ancienne génération, mais est très représentative du parc machine actuel en taillage conventionnel.
L'opération de taillage réalisée est mise en situation sur la **figure 6-19**. (NB : Les pièces sont taillées deux par deux sur le même montage).

Outils de coupe

Les outils utilisés pour ces essais sont les mêmes fraises-mères à lames rapportées et monoblocs en acier rapide que celles utilisées au paragraphe 6.1

Conditions de coupe

Les conditions de coupe utilisées prennent en compte les exigences industrielles de qualité (erreurs de vague E_a < 0.015 mm) et les mêmes épaisseurs maximales de copeaux que les essais précédents (h_{max} ~ 0.2 mm).

La vitesse de coupe choisie est de V_c = 78 m/min. Les essais de taillage seront réalisés sous huile entière (Huile Castrol Ilocut 201 AM). Les fraises-mères ont subi un shifting de 0.6 mm entre chaque pièce.

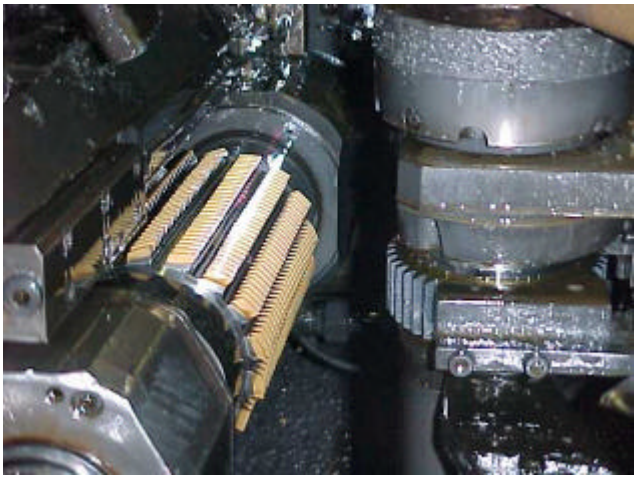


Fig. 6-19 : *Mise en situation de l'opération de taillage conventionnel.*

Matière usinée

La matière usinée est de l'acier 27 Mn Cr 5 – HB 185, présentant les mêmes caractéristiques que précédemment.

Suivi des outils

Les fraises-mères ont pu être suivies toutes les 750 pièces. A chaque arrêt, la fraise a été analysée sous une loupe binoculaire. Lors des analyses d'outils, seule la dent qui présentait l'usure la plus importante a été analysée. Les essais ont été arrêtés lorsque l'usure en dépouille maximale atteignait VB_{max} = 0.3 mm.

NB : Il est important de garder à l'esprit que chaque point des courbes suivantes représentent 750 dentures taillées, ce qui correspond à 8h de travail sur une tailleuse, soit un jour d'essai. Au total, ces essais ont conduit à tailler 42 000 dentures sur plus de 55 jours d'essais.

6.4.2. MODES D'USURE OBSERVES

Les fraises-mères testées sont toutes usées selon un mode d'usure dominant en dépouille (classique en taillage). L'usure présentait des valeurs maximales en sommet de dents ; là où l'épaisseur des copeaux et la vitesse de coupe étaient les plus élevées. La **figure 6-20** illustre les

observations réalisées au microscope à balayage sur une dent en cours de vie (une dent a été cassée à cet effet, ce qui constitue une pratique exceptionnelle).

Les dents des fraises-mères n'ont jamais présenté d'usure en cratère, ni d'affaissement plastique.

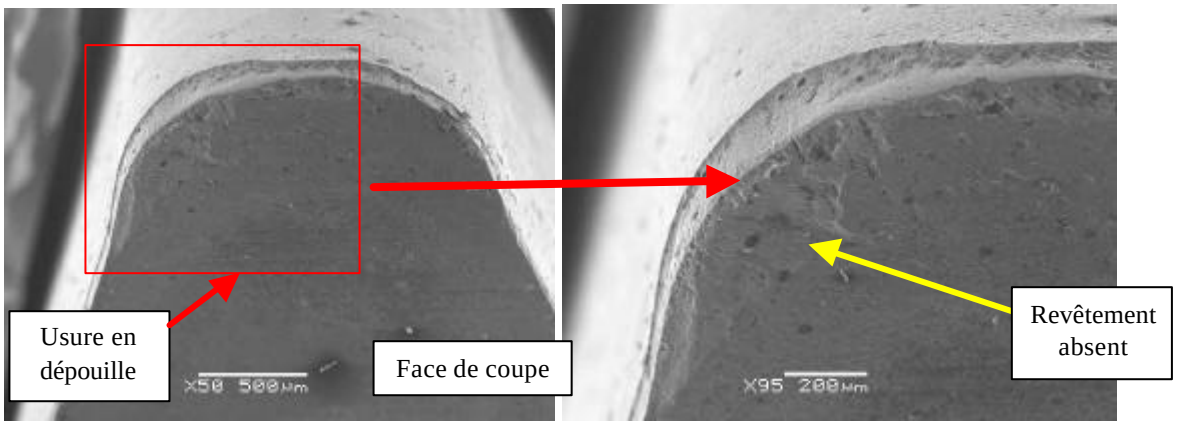


Fig. 6-20 : *Observation au MEB d'une dent de fraise-mère (à lames rapportées en M35 et revêtues TiN) en cours d'utilisation.*

6.4.3. RESULTATS

L'usure en dépouille étant dominante, sa valeur maximale relevée à chaque démontage a été reportée dans les **figures 6-21 et 6-22** en fonction du nombre de pièces taillées.

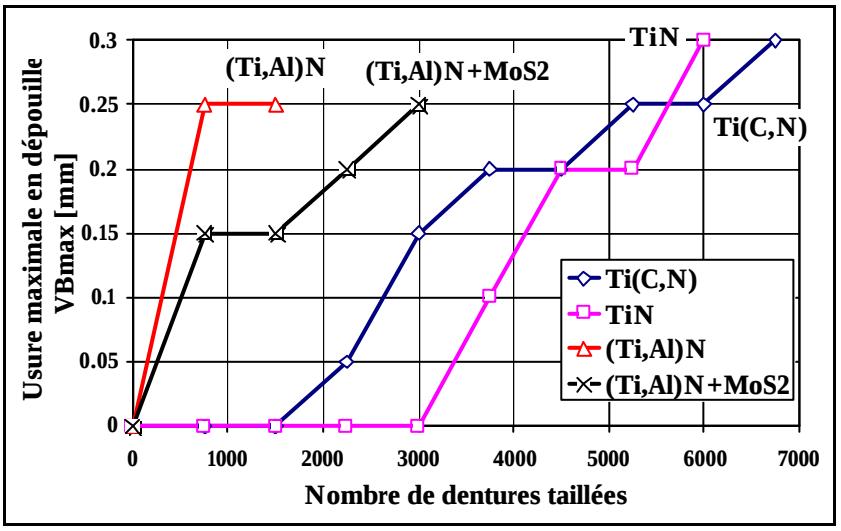


Fig. 6-21 : *Evolution de l'usure en dépouille en fonction du nombre de dentures taillées pour différents revêtements (cas des fraises-mères à lames rapportées en substrat M35).*

Matière usinée
27 Mn Cr 5 – HB 185
Outil
Fraise-mère M35,
m = 2.1171
Conditions de coupe
h_{max} = 0.2 mm,
V_c = 78 m/min,
mode avalant, huile entière,
shifting 0.6 mm

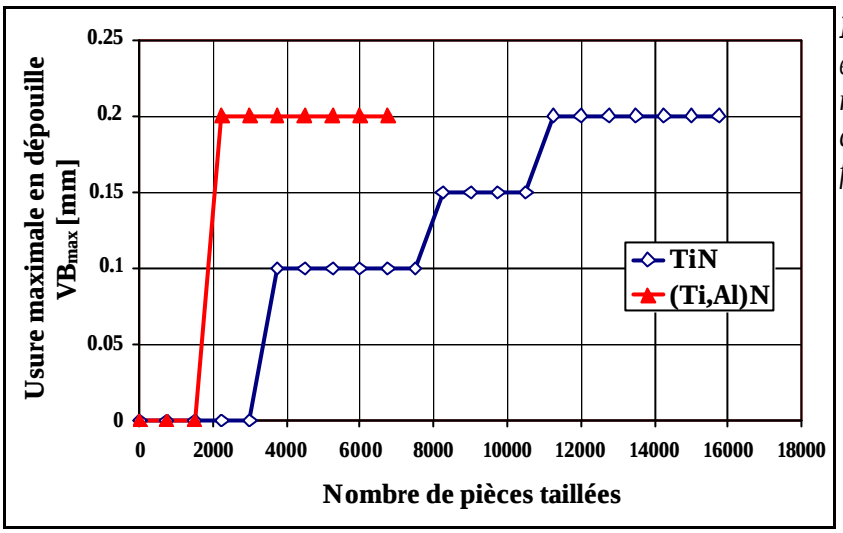


Fig. 6-22 *: Evolution de l'usure en dépouille en fonction du nombre de dentures taillées pour différents revêtements (cas des fraises-mères monoblocs en*

Matière usinée
27 Mn Cr 5 – HB 185
Outil
Fraise-mère monobloc
ASP 2030,
m = 2.1171
Conditions de coupe
h_{max} = 0.2 mm,
V_c = 78 m/min,
mode avalant, huile entière,
shifting 0.6 mm

L'analyse des courbes précédentes fait apparaître la nette supériorité du revêtement TiN sur les autres revêtements testés. Ces résultats, bien qu'obtenus dans des conditions encore moins sévères que les essais de fraisage précédents (à V_c = 135 m/min et à sec), confirment néanmoins la même tendance. On peut cependant observer que le revêtement Ti(C,N) conduit à des résultats satisfaisants, alors que les revêtements à base de (Ti,Al)N conduisent à des ruptures cohésives par fatigue après un faible nombre de pièces taillées.

Ces résultats sont bien corroborés par des essais antérieurs issus de la littérature, et indiquant que les revêtements (Ti,Al)N présentent de mauvais résultats lors d'opérations en coupe discontinue à basse vitesse de coupe et sous huile entière [Koni_92] [Imbe_01]. Ces mêmes auteurs précisent que les revêtements Ti(C,N) ne permettent pas de se distinguer significativement des revêtements TiN dans ces conditions malgrè leurs grandes duretés.

Si on cherche à approfondir les causes de ce résultat, on doit prendre en compte les spécificités de réalisation de ces essais par rapport aux essais à grande vitesse et à sec :

- Température modérée dans la zone de coupe (par rapport aux essais à sec)
- Peu de phénomènes d'oxydation (protection par l'huile entière)
- Peu de phénomènes de diffusion

Il apparaît alors que les principaux avantages du (Ti,Al)N (résistance à l'oxydation et à la diffusion) ne sont donc pas mis en avant dans ce type d'opérations. Par contre, sa grande dureté devrait lui apporter un plus par rapport aux autres revêtements, et sa tenue à la fatigue également. Les raisons de sa piètre résistance sont sans doute à chercher au niveau de la tribologie et de la thermique locale dans ses conditions de coupe. Cet aspect n'a pas été abordé dans cette étude au profit des phénomènes à haute vitesse de coupe et à sec.

En ce qui concerne, le revêtement Ti(C,N) ses performances équivalentes à celle du TiN ne sont pas le reflet de sa principale caractéristique : sa dureté. On peut supposer que ses propriétés de tenue en fatigue ne lui sont pas favorables. Des investigations seraient à mener sur ce revêtement avec des dispositifs comme l'impacteur présenté au **paragraphe 3-5-6**.

Le MoS_2 n'a été évalué que sur le substrat M35. Il a conduit à une légère amélioration des performances des fraises-mères revêtues (Ti,Al)N. Cependant, les performances globales de ce revêtement bi-couche ne sont pas satisfaisantes par rapport au revêtement TiN, compte-tenu des mauvaises performances de la sous-couche (Ti,Al)N. Ce revêtement a plutôt vocation à améliorer les conditions tribologiques à l'interface outil-copeau dans le cas d'opérations à sec. Dans notre cas, la présence d'huile entière est redondante par rapport à cela.

Si on analyse maintenant les performances obtenues sur les deux substrats dans le cas du revêtement TiN (**figure 6-23**), il apparaît que le substrat ASP 2030 conduit à des résultats très supérieurs au substrat M35. L'essai réalisé a même dû être interrompu après une usure en dépouille de 0.2 mm car, après 3 semaines d'essai, la fraise n'était toujours pas usée.

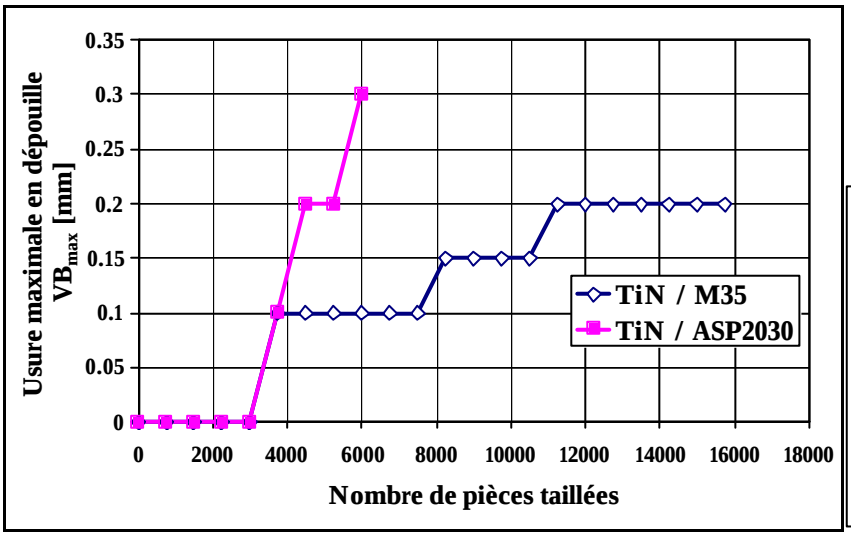


Fig. 6-23 : *Influence du substrat sur la tenue en service des fraises-mères en taillage conventionnel.*

Matière usinée
27 Mn Cr 5 – HB 185
Outil
Fraise-mère revêtue TiN,
m = 2.1171
Conditions de coupe
h_{max} = 0.2 mm,
V_c = 78 m/min,
mode avalant, huile entière,
shifting 0.6 mm

6.5. BILAN ECONOMIQUE DU TAILLAGE

La faisabilité technique du taillage à grande vitesse de coupe et à sec étant faite, il reste à quantifier son réalisme économique. Considérons le cas de l'industrialisation d'une nouvelle denture sur une tailleuse neuve et dédiée à cette fabrication. Trois options seront considérées au vue des résultats précédents :

- Taillage conventionnel avec une fraise à lame rapportée M35 et revêtue TiN – Conditions de coupe : V_c = 78 m/min – h_{max} = 0.2 mm et arrosage à l'huile entière ;
- Taillage conventionnel avec une fraise monobloc ASP 2030 et revêtue TiN – Conditions de coupe : V_c = 78 m/min – h_{max} = 0.2 mm et arrosage à l'huile entière ;
- Taillage à grande vitesse avec une fraise monobloc en ASP 2052 et revêtue (Ti,Al)N+MoS_2 – Conditions de coupe : V_c = 160 m/min – h_{max} = 0.15 mm et à sec.

La réalisation d'un bilan économique nécessite de préciser le périmètre de notre calcul. Les éléments suivants seront considérés : le coût d'achat moyen de ces fraises-mères, le coût horaire des machines de taillage sur une ligne automatisée (machine identique dans tous les cas), ainsi que leurs coûts de reconditionnement et le nombre moyen de reconditionnements qu'elles peuvent subir. Le coût de lubrification ne peut pas être estimé à notre niveau par manque d'informations. La littérature technique dans le domaine évoque des chiffres allant de 7 à 17 % selon les opérations d'usinage [Wein_95], mais aucun chiffre n'est donné sur le cas particulier du taillage sous huile entière. Nous considèrerons qu'une différence de coût inférieure à 10 % n'est pas significative compte-tenu de l'approximation de nos chiffres.

- Taillage conventionnel avec une fraise à lame rapportée M35 et revêtue TiN – Conditions de coupe : V_c = 78 m/min – h_{max} = 0.2 mm et arrosage à l'huile entière.

  Coût d'une fraise-mère neuve ~ 1000 €

  Coût horaire d'une tailleuse ~ 75 €/h (valeur estimée)

  Temps de taillage ~ 30 s =0.5 min (donnée chronométrée)

  Nombre moyen de reconditionnements ~ 30 ([Rech_01b])

  Coût d'un reconditionnement (affûtage) ~ 17 € (donnée de sous-traitants en affûtage)

  Quantité de pièces produites avec une fraise-mère neuve : 7000 (d'après les résultats précédents)

  Quantité de pièces produites entre 2 reconditionnements : 3000 ([Rech_01b])

  Le coût d'une opération de taillage peut ainsi être estimé à :

$$\frac{\frac{75}{60} * 0.5 * 7000 + 1.25 * 0.5 * 30 * 3000 + 1000 + 17 * 30}{7000 + 30 * 3000} = 0.64 \text{ €/pièce}$$

- Taillage conventionnel avec une fraise monobloc ASP 2030 et revêtue TiN – Conditions de coupe : V_c = 78 m/min – h_{max} = 0.2 mm et arrosage à l'huile entière

  Coût d'une fraise-mère neuve ~ 900 €

Coût horaire d'une tailleuse ~ 75 €/h

Temps de taillage ~ 30 s

Nombre moyen de reconditionnements ~ 10

Coût d'un reconditionnement (affûtage + déplaquage + re-revêtement) ~ 100 €

Quantité de pièces produites entre 2 reconditionnements : 16000

Le coût d'une opération de taillage peut ainsi être estimé à :

$$\frac{\frac{75}{60} * 0.5 * 11 * 16000 + 900 + 100 * 10}{11 * 16000} = 0.63 \text{ €/pièce}$$

- Taillage à grande vitesse avec une fraise monobloc en ASP 2052 et revêtue (Ti,Al)N+MoS_2 – Conditions de coupe : V_c = 160 m/min – h_{max} = 0.15 mm et à sec.

  Coût d'une fraise-mère neuve ~ 1100 €

  Coût horaire d'une tailleuse ~ 100 €/h

  Temps de taillage ~ 20 **s**

  Nombre moyen de reconditionnements ~ 10

  Coût d'un reconditionnement (affûtage + déplaquage + re-revêtement) ~ 100 €

  Quantité de pièces produites entre 2 reconditionnements : 2400

  Le coût d'une opération de taillage peut ainsi être estimé à :

$$\frac{\frac{75}{60} * 0.33 * 11 * 2400 + 1100 + 100 * 10}{11 * 2400} = 0.49 \text{ €/pièce}$$

En se basant sur les hypothèses proposées et les données trouvées, il semble se dégager que le taillage à grande vitesse de coupe et à sec est une opération rentable, même si on n'intègre pas le gain de la lubrification. Il importe évidemment d'avoir du recul par rapport aux chiffres présentés. Néanmoins, la hiérarchie relative des coûts est assez robuste indépendamment du coût horaire machine (variable la plus incertaine), car en partant sur un coût horaire de taillage de 45 € au lieu de 75 €, on aboutit aux trois valeurs : 0.39 / 0.38 / 0.31 € par dentures. La rentabilité du taillage à sec n'est pas remise en cause.

Remarque : La solution utilisant une fraise monobloc en substrat ASP 2030 ne conduit pas à des gains significatifs et ce, malgré une baisse spectaculaire de l'usure. Son coût de reconditionnement et son faible nombre de reconditionnement grèvent sa rentabilité.

CONCLUSIONS

Le travail réalisé se situe dans une démarche visant à produire les dentures présentes dans les boîtes de vitesse dans des conditions de productivité nettement supérieures, et dans des conditions écologiques soucieuses de l'abandon des huiles de coupe.

Après avoir resitué le taillage à la fraise-mère au sein d'une gamme de fabrication d'une roue dentée, ainsi que parmi les autres procédés de génération ébauche des dentures, une description technologique de l'état de l'art de ce procédé a été réalisée. Les paramètres susceptibles d'évoluer ont notamment été mis en évidence en lien avec l'objectif de productivité recherchée, tout en conservant les exigences de qualité géométrique souhaitée. Il est ainsi apparu que seul un saut technologique dans la conception et la fabrication des outils fraises-mères pouvait permettre de faire croître les vitesses de coupe de façon importante tout en supprimant la lubrification à l'huile entière.

L'accroissement des sollicitations thermiques, mécaniques et chimiques, lié aux nouvelles conditions de coupe visées, nécessite de faire évoluer ces nouvelles fraises-mères à plusieurs niveaux :

- Une nouvelle génération de revêtements (revêtement standard actuel : TiN déposé par PVD)
- Une nouvelle génération de substrats (substrat standard actuel : acier rapide coulé M35)

Le portrait robot du revêtement idéal pour le taillage à la fraise-mère à grande vitesse de coupe et à sec peut comporter différentes exigences :

- limiter l'adhésion de la matière usinée sur l'outil
- limiter les effets de l'abrasion
- ne pas s'oxyder à haute température
- limiter la diffusion entre le substrat et la matière usinée
- ne pas se fissurer (résistance à la fatigue)
- protéger thermiquement le substrat

Le mémoire a fait le point sur les principales méthodes de caractérisation utilisées par les laboratoires développant les revêtements. Il a ainsi été montré que ces méthodes ne sollicitent pas les revêtements avec des vitesses relatives de frottement, des niveaux de pression et de température aptes à révéler leurs comportements en service. Ceux-ci sont en fait utilisables pour

distinguer les revêtements non adaptés (peu adhérents par exemple). Seules des opérations d'usinage elles-mêmes peuvent atteindre l'ensemble des caractéristiques nécessaires et permettre une évaluation des performances des revêtements étudiés.

Afin de comprendre les mécanismes d'action des revêtements, 6 voies d'investigation parallèles ont été suivies :

- Une modélisation analytique de la transmission de la chaleur à travers un outil revêtu ;
- Une quantification des actions mécaniques en tournage ;
- Une estimation des flux de chaleur transmis aux outils durant l'usinage ;
- Une quantification des températures d'interface outil/copeau/pièce ;
- Une analyse des zones de contact outil/copeau/pièce ;
- Une analyse des modes de formation des copeaux.

De l'ensemble de ces analyses, il est ainsi apparu que les revêtements étudiés [TiN, (Ti,Al)N, (Ti,Al)N+MoS_2] ont une action importante sur la coupe. Leur action peut se situer à deux niveaux : une action tribologique et une action thermique.

Concernant l'effet tribologique, il a été montré que les revêtements étudiés permettent de réduire les efforts de coupe et le coefficient d'écoulement des copeaux à la surface des outils. Ils entraînent également une réduction des phénomènes d'adhésion et de la surface de contact outil/copeau ; permettant ainsi une réduction des phénomènes de cisaillement de la matière usinée à l'interface. Ces tendances sont plus marquées aux basses vitesses de coupe et tendent à s'amoindrir à hautes vitesses.

Parmi les revêtements étudiés, le MoS_2 s'est particulièrement distingué grâce à ses propriétés lubrifiantes, notamment aux basses vitesses de coupe.

Concernant l'effet thermique des revêtements, il a été montré que ceux-ci n'ont aucun effet d'isolation thermique du substrat lors des opérations à coupe continue (tournage), alors qu'ils ont un rôle très significatif dans les processus de coupe discontinue. Il apparaît ainsi que, dans le cadre d'opérations de taillage à la fraise-mère, le substrat d'un outil sera d'autant plus isolé que le revêtement a une faible conductivité et une faible diffusivité thermique.

De plus, il a été montré que le revêtement TiN permettait la réduction la plus importante de la quantité de chaleur générée dans la zone de contact outil/copeau. Le revêtement MoS_2 permet quant à lui une réduction très notable du flux de chaleur généré lorsqu'il est associé au (Ti,Al)N, grâce à ses bonnes propriétés lubrifiantes.

L'étude de l'influence tribologique et thermique des revêtements ayant été réalisée en coupe continue, il serait intéressant de compléter ces analyses lors d'opérations à coupe discontinue, et

cela afin de faire la part des choses entre les écarts de flux de chaleur générés durant la coupe et les écarts de la fonction de transfert thermique vers le substrat.

Une analyse bibliographique des pratiques des nouveaux revêtements PVD dans des opérations d'usinage à coupe discontinue dans de l'acier a montré que les revêtements (Ti,Al)N, MoS_2 et Ti(C,N) ont des aptitudes intéressantes pour ces applications présentant des modes et des niveaux de sollicitations proches de ceux du taillage à la fraise-mère.
Le revêtement (Ti,Al)N se distingue par sa grande dureté à chaud, sa bonne tenue à la fatigue, sa faible vitesse d'oxydation, sa faible conductivité thermique, ainsi que sa faible vitesse de diffusion dans l'acier.
Le MoS_2 est un revêtement, qui présente des propriétés lubrifiantes intéressantes, ce qui le dispose à compenser l'absence d'huile entière lors des opérations de taillage à sec. Par contre, sa faible température d'oxydation rend cependant incertain la réalité de ses performances à l'interface outil-copeau aux hautes vitesses de coupe.
En ce qui concerne le Ti(C,N), sa grande dureté à basse température et sa bonne aptitude au frottement font de lui un candidat intéressant pour les opérations à basse température (fraisage à basse vitesse de coupe et sous émulsion). Son intérêt en fraisage à grande vitesse et à sec reste suspendu à sa capacité à maintenir ses performances à haute température, et cela d'autant plus qu'il présente une faible température d'oxydation.

Une campagne d'essais de fraisage à grande vitesse de coupe et à sec a permis de confirmer la très bonne tenue du revêtement (Ti,Al)N, comparativement au revêtement TiN. Le MoS_2 a montré une aptitude à retarder l'apparition de l'usure lorsqu'il est associé au (Ti,Al)N, formant ainsi un revêtement bi-fonctionnel : dur et auto-lubrifiant. Le Ti(C,N) n'a pas présenté de résultats intéressants.

Par contre, le passage à de fortes vitesses de coupe entraîne une modification importante des modes d'usure des outils, puisqu'on passe d'un mode d'usure en dépouille dominant à un mode d'usure en cratère.
Il a également été montré que les aciers rapides obtenus par métallurgie conventionnelle n'étaient pas aptes à supporter le revêtement à ce niveau de température ; ceux-ci présentant une chute dramatique de leurs caractéristiques mécaniques. Les opérations de coupe discontinue à grande vitesse de coupe et à sec doivent privilégier l'emploi d'aciers rapides frittés fortement alliés afin de soutenir les revêtements à de plus hautes températures durant l'usinage.

Une campagne d'essais de taillage à grande vitesse de coupe (~ 160 m/min) à été entreprise sur un site de production de boîtes de vitesse du groupe PSA Peugeot-Citroën. Cette campagne a permis de confirmer que ce type d'opérations conduit à une usure dominante en cratère. Il a également été validé l'intérêt de l'association d'un revêtement (Ti,Al)N avec une couche auto-lubrifiante de MoS_2 afin d'obtenir un gain de performance de 250 % comparativement à un revêtement conventionnel TiN et un gain de 70 % par rapport à un revêtement (Ti,Al)N employé seul.

Parallèlement aux performances intéressantes de ces nouvelles solutions techniques, l'augmentation des cadences de production oblige ces nouvelles fraises-mères à avoir une importante fiabilité et reproductibilité. Cette exigence impose de maîtriser rigoureusement toutes les étapes de fabrication et de reconditionnement des outils (*Remarque : La maîtrise s'entend comme la capacité à atteindre un niveau donné de spécifications, ainsi que la capacité à maintenir ces spécifications d'un bout à l'autre de la vie d'un outil.).*

Il a ainsi été montré la nécessité de prendre en considération les conditions d'affûtage en lien avec l'intégrité des surfaces actives des outils (topographie de surface, microstructure, contraintes résiduelles), ainsi que les conditions de nettoyage des outils avant revêtements et les conditions de déplaquage des revêtements usagés en lien avec les dégradations chimiques des substrats porteurs.

En plus de ces considérations, il a été montré la nécessité de mettre en œuvre des opérations de tribofinition sur les arêtes de coupe des fraises-mères afin de les rendre plus robustes et plus fiables en fonctionnement. Les arrondis d'arête générés par des techniques de microsablage ou d'extrusion de pâte abrasive doivent cependant subir des étapes d'optimisation de leurs paramètres de réglage afin de trouver le meilleur compromis entre les microgéométries réalisées et les conditions de coupe utilisées (et notamment l'épaisseur locale des sections coupées).

PERSPECTIVES

Les investigations réalisées ont donc permis de jeter les bases d'une nouvelle génération de fraises-mères, permettant à la fois d'augmenter et de fiabiliser les cadences de production des dentures sur une même machine, mais aussi de supprimer l'emploi de l'huile entière, ce qui contribue à la préservation de l'environnement et à l'amélioration des conditions de travail dans les ateliers. De plus, il a été montré que cette nouvelle génération de fraise-mère avec ces conditions de coupe associées permettent une réduction d'au moins 25% du prix de revient de cette opération.

D'autres voies de progrès semblent aujourd'hui intéressantes à approfondir afin d'accroître encore davantage la productivité et la fiabilité des opérations de taillage. Il s'agit notamment des nouveaux substrats en carbure, des nouveaux revêtements à structure superlattice, composites ou à gradient de composition, mais aussi des nouvelles méthodes de tribofinition des arêtes de coupe (rodage).

L'expertise acquise depuis 1998 dans le domaine du taillage à la fraise-mère permet aujourd'hui d'occuper une place importante dans les développements de cette technologie, que ce soit au niveau français ou international. Les nombreux contrats industriels qui découlent de ce travail montrent le besoin important de recherche et développement dans cette technologie complexe et mal connue, notamment pour tous les acteurs amonts (fabricant d'outils, de revêtements, de substrats, de matière première, etc.) qui n'ont ni les moyens matériels, ni l'expertise nécessaires pour mener à bien ces recherches.

PUBLICATIONS DANS DES REVUES INTERNATIONALES A COMITE DE LECTURE

J.Rech, M.A.Djouadi, *High speed gear hobbing with HSS-PM coated hobs*, Wear, n°250, 2001, pp. 45-53.

J.Rech, M.A.Djouadi, *Assessing the performance of high speed coated tools in high speed and dry gear hobbing*, International Journal of Forming Processes, vol. 5, n° 1, 2002, pp. 109-121.

J.Rech, A.Moisan, *Surface integrity in finish hard turning of case hardened steel*, International Journal for Machine Tool and Manufacture (accepté pour publication en 2003).

OUVRAGES COLLECTIFS

J.Rech, M.Lech, J.Richon, *Surface integrity in finish hard turning of gears*, Titre de l'ouvrage « Metal Cutting and High Speed Machining », Editions Kluwer, ISBN 0-306-467-259, 2002, pp. 211-220.

J.Rech, C.Lescalier, *Surface integrity in finish hard turning*, Titre de l'ouvrage « Recent advances in integrated design and manufacturing in mechanical engineering », Editions Kluwer, (à paraître en 2003).

COMMUNICATIONS DANS DES CONFERENCES INTERNATIONALES A COMITE DE LECTURE

J.Rech, A.Kusiak, J.L.Battaglia, A.Moisan, *Tribological and thermal functions of cutting tool coatings*, International Conference THE Coatings, 28-29 Novembre 2002, Thessaloniki, Grèce.

J.Rech, A.Moisan, *Surface integrity in finish hard turning of case hardened steel*, International Conference ICMEN, 3-4 october 2002, Kassandra, Grèce.

J.Rech, A.Moisan, *Steels for plastic injection molds : machinability characterization in rough milling*, International Conference ICMEN, 3-4 october 2002, Kassandra, Grèce.

J.Rech, M.A.Djouadi, *Bifunctional Coatings : A Solution for the High Speed Gear Hobbing*, Proceeding of the International Conference IDMME, 14-16 May 2002, Clermont-Ferrand (France)

J.Rech, C.Lescalier, Surface Integrity in Hard Turning, Proceeding of the International Conference IDMME, 14-16 May 2002, Clermont-Ferrand (France)

J.Rech, M.Lech, J.Richon, *Surface Integrity in Finish Hard Turning of Gears*, Proceedings of the 3rd International Conference on High Speed Machining, Metz, France, 28-30 juin 2001.

C.Le Calvez, J.Rech, A.Moisan, *Steels for Plastic Injection Molds : Rough Milling Characterization and Optimization*, Proceedings of the 1st International Conference Machining Dies and Molds (CIRP), Kusadasi, Turkey, 21-23 june 2001.

J.Rech, M.A.Djouadi, *Wear Resistance of coatings in High Speed Gear Hobbing*, Proceedings of the 2nd International Conference THE Coatings, Hannover, Germany, 9-10 may 2001.

J.Rech, M.A.Djouadi, *High Speed Gear Hobbing with HSS-PM Coated Hobs*, Proceedings of the 13th International Conference Wear of Materials, Vancouver, Canada, 21-23 april 2001.

J.Rech, M.A.Djouadi, *Application of Hard and Selflubricating Coatings to Gear Hobbing*, Proceedings of the 2nd International Conference on Improving Machine Tool Performance, La Baule, France, 3-5 july 2000.

J.Rech, M.A.Djouadi, *Application of Hard and Selflubricating Coatings to Gear Hobbing*, Proceedings of the 20th International Conference on Metallurgical Coatings and Thin Films, San Diego, USA, 20-25 april 2000.

SEMINAIRES

J.Rech, M.Lech, J.Richon, *Superfinition par Toilage des Surfaces Tournées Dures*, Séminaire sur la Superfinition des Pièces Mécaniques, Paris, France, 28 mars 2001.

J.Rech, M.Dessoly, C.Le Calvez, *Caractérisation de l'usinabilité en fraisage – Application aux aciers resulfurés pour moules d'injection plastique*, Séminaire PPF Usinage, Chalons en Champagne, France, 10 mai 2001.

J.Rech, M.Dessoly, C.Le Calvez, *Rough Milling Characterization and Optimization of Molds Steels for Plastic Injection*, CIRP General Assembly : Workshop on Machining of Dies and Molds, Paris, France, 28 january 2001.

J.Rech, M.A.Djouadi, *Wear Resistance of Coatings in High Speed Gear Hobbing*, Séminaire PPF Usinage, Metz, France, 23 nov 2000.

J.Rech, M.Dessoly, C.Le Calvez, *Fraisage à Grande Vitesse des Aciers pour Moules*, Séminaire du Cercle d'Etudes des Métaux, Usinage à Grande Vitesse et Matériaux, Saint-Etienne, France, 25 octobre 2000.

J.Rech, *Application du concept de couple outil-matière en rectification à grande vitesse*, Séminaire Rectification à grande vitesse, Metz, juin 1999.

POSTERS

J.Rech, M.Lech, J.Richon, *Surface Integrity in Finish Hard Turning*, 13th International Conference Wear of Materials, Vancouver, Canada, 21-23 april 2001.

J.Rech, M.A.Djouadi, *High Speed Gear Hobbing with HSS-PM Coated Hobs*, 21th International Conference on Metallurgical Coatings and Thin Films, San Diego, USA, 30 april - 4 may 2001.

J.Rech, M.Dessoly, C.Le Calvez, *Usinabilité en fraisage des aciers au soufre pour moules d'injection*, Séminaire Recherche de l'ENSAM, Angers, France, 7-8 december 2000.

J.Rech, P.Martin, C.Lescalier, *Préétude pour la prédétermination des conditions de coupe en rectification*, Congrès AUM, Toulouse, Sept 1999.

BIBLIOGRAPHIE

[Almo_84] E.A.Almond, *Aspects of various processes for coating and surface hardening*, Vacuum, n° 34 (10/11), 1984, pp. 835.

[Arma_02] E.J.Armarego, S.Verezub, P.Samaranayake, *The effects of coatings on the cutting process, friction, forces and predictive cutting models in machining operations*, Journal of Engineering Manufacture, n° 216, 2002, pp. 347-356.

[Asco_02] Ascometal, Documentation technique, 2002.

[Ay_94] H.Ay, W.J.Yang, J.A.Yang, *Dynamics of cutting tool temperatures during cutting process,* Experimental Heat Transfer, n° 7, 1994, pp. 203-216.

[Ay_98] H.Ay, W.J.Yang, *Heat transfer and life of metal cutting tools in turning*, International Journal of Heat Transfer and Heat Source, Vol.41, n°3, 1998, pp. 613-623.

[Bacc_99] M.Bacci da Silva, J.Wallbank, *Cutting temperature : prediction and measurement methods – a review,* Jour. of Mater. Proces., n° 88, 1999, pp. 195-202.

[Bala_99] A.K.Balaji, G.Sreeram, I.S.Jawahir, E.Lenz, *The effects of cutting tool thermal conductivity on tool-chip contact length and cyclic formation in machining with grooved tools*, Annals of the CIRP, 1999, Vol. 48/1.

[Balz_01] Balzers, site web www.balinit.balzers.com, 21 mars 2001.

[Barr_73] G.Barrow, *A review of experimental and theorical techniques for assessing cutting temperatures,* Annals of the CIRP, vol. 22/2, 1973, pp. 203-211.

[Bars_99] A.Barsky et al. *TiCN coated cutting tools for machining application*, Actes de la conférence internationale 'THE Coatings', Thessaloniki (Grèce), octobre 1999, pp. 91-95.

[Batt_00] J.L.Battaglia, J.C.Batsale, *Estimation of heat flux and temperature in a tool during turning*, Inverse Problems in Engineering, vol. 8, 2000, pp. 435-456.

[Beck_85] J.V.Beck, B.Blackwell, C.R.Clair, *Inverse Heat Conduction*, A.Wiley Interscience Publication, 1985.

[Béra_97] G.Béranger, G.Henry, G.Labbe, P.Soulignac, *Les Aciers Spéciaux*, Editions Lavoisier, ISBN 2-7430-0222-0, 1997.

[Berl_91] E.M.Berliner, V.P.Krainov, *Analytic calculations of the temperature field and heat flows on the tool surface in metal cutting due to sliding friction,* Wear, n°143, 1991, pp. 379-395.

[Birg_92] J.Birgand, *Mesure de température en cours d'usinage et validité de ce critère pour caractériser une nuance de matériau-outil à base de carbure de tungstène*, Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Nantes, 1992.

[Bitt_93] G. Bittès, *Contribution à la connaissance des mécanismes fondamentaux liés à l'usinabilité des aciers de construction mécanique*, Thèse de doctorat, Université de Toulon et du Var, 1993.

[Boss_89] A.Bosseboeuf, Thèse de doctorat, Université de Paris-sud Centre d'Orsay, 1989.

[Bouj_02] M.Boujelbene, *Etude expérimentale de l'usinage en finition des formes complexes – Application aux moules et outillages*, Thèse de doctorat, ENSAM Cluny, 2002.

[Bouz_79] K.D. Bouzakis, *Ermittlung des zeitlichen Verlaufs der Zerspankraftkomponenten beim Wälzfräsen*, VDI-Z 121 Berichte, n°19, 1979, pp. 943-950.

[Bouz_88] K.D.Bouzakis, A.Antoniadis, *Optimal selection of machining date in gear hobbing regarding the tool mechanical stresses occuring during the cutting process*, Annals of the CIRP, Vol. 37/1, 1988, pp. 109-112.

[Bouz_95] K.D.Bouzakis, A.Antoniadis, *Optimizing of tangential tool shift in gear hobbing*, Annals of the CIRP, Vol. 44/1, 1995, pp. 75-78.

[Bouz_99a] K.D.Bouzakis, S.Kombogiannis, A.Antoniadis, N.Vidakis, *Modeling of gears hobbing – part 1 : cutting simulation and tool wear prediction models*, Manufacturing Science and Engineering, ASME, 1999, pp. 253-260.

[Bouz_99b] K.D.Bouzakis, S.Kombogiannis, A.Antoniadis, N.Vidakis, *Modeling of gears hobbing – part 2 : a computer supported experimental-analytical determination of the wear progress to optimize the tool life time*, Manufacturing Science and Engineering, ASME, 1999, pp. 261-269.

[Bouz_99c] K.D.Bouzakis, K.David, N.Vidakis, *Prediction of the fatigue performance of coated systems through an advanced impact tester and the software supported evaluation of the experimental data*, Actes de la conférence internationale 'THE Coatings', Thessaloniki (Grèce), 14-15 octobre 1999.

[Bouz_99d] K.D.Bouzakis, N.Vidakis, K.David, *The concept of an advanced impact tester supported by evaluation software for the fatigue strength characterization of hard layered media,* Thin solid Films, n° 355-356, 1999, pp. 322-329.

[Bouz_99e] K.D.Bouzakis, N.Vidakis, K.David, A.Siganos, T.Leyendecker, G.Erkens, R.Wenk, *Determination of the mechanical properties fatigue resistance of multilayer PVD coatings on various substrates*, Actes de de la conférence internationale 'THE Coatings', Thessaloniki (Grèce), 14-15 octobre 1999.

[Bouz_99f] K.D.Bouzakis, N.Vidakis, N.Michailidis, *Failure mechanisms of thin hard PVD coatings in cutting application,* Actes de la conférence internationale 'THE Coatings', Thessaloniki (Grèce), 14-15 octobre 1999.

[Bouz_99g] K.D.Bouzakis et al., *Quantification properties and cutting performance of* $(Ti_{1-x}Al_x)N$ *coatings at elevated temperatures*, Surface and Coatings Technology, n° 120-121, 1999, pp. 34-43.

[Bouz_99h] K.D.Bouzakis, N.Vidakis, N.Michailidis, K.Efstathiou, S.Sklavounos, T.Leyendecker, G.Erkens, H.G.Guss, *PVD Coatings oxidation mechanisms at high speed milling,* Actes de de la conférence internationale 'THE Coatings', Thessaloniki (Grèce), 14-15 octobre 1999.

[Bouz_00a] K.D.Bouzakis, G.Koutoupas. A.Sigapos, T .Leyendecker, G.Erkens, A.Papapanagiotou, P.Nikolakakis, *Increasing of cutting performance of PVD coated cemented carbide inserts in chipboard milling through improvement of the film adhesion, considering the coating cutting loads,* Surface and Coatings Technology, n° 133-134, 2000, pp. 548-554.

[Bouz_00b] K.D.Bouzakis, N.Michailidis, K.Efstathiou, G.Erkens, *Cutting performance optimization of PVD coated inserts in milling, considering the cutting conditions, the tools geometry and the coating material properties*, Actes de la conférence internationale 'Improving Machine Tool Performance', La Baule, juillet 2000.

[Bouz_01a] K.D.Bouzakis, N.Michailidis, S.Hadjiyiannis, K.Efstathiou, E.Pavlidou, G.Erkens, S.Rambadt, I.Wirth, *Improvement of PVD coated inserts cutting performance, through appropriate mechanical treatments of susbtrate and coating surface*, Surface and Coatings Technology, n° 146-147, 2001, pp. 443-450.

[Bouz_01b] K.D.Bouzakis, N.Michailidis, S.Hadjiyiannis, *Enhancement of PVD coated inserts milling performance, by means of tool and coating parameters optimization*, Actes de la conférence internationale 'THE Coatings', Hannover (RFA), 2001.

[Bouz_02a] K.D.Bouzakis, S.Kombogiannis, A.Antoniadis, N.Vidakis, *Gear hobbing cutting process simulation and tool wear prediction models*, Journal of manufacturing science and engineering, Vol. 124, février 2002, pp. 42-51.

[Bouz_02b] K.D.Bouzakis, M.Michailidis, J.Anatopoulos, S.Kompogiannis, G.Erkens, P.J.Roudnik, *Geometry and coating parameters effect on cemented carbide sticks cutting performance used in bevel gear manufacturing*, Surface and Coatings Technology, n°153, 2002, pp. 148-154.

[Bouz_02c] K.D.Bouzakis, N.Michailidis, G.Skordaris, S.Kombogianis, S.Hadjiyiannis, K.Efstathiou, G.Erkens, S.Rambadt, I.Wirth, *Effect of the cutting edge radius and its manufacturing procedure, on the milling performance of PVD coated cemented carbide inserts*, Annals of the CIRP, vol. 51/1, 2002, pp. 61-64.

[Brad_00] S.R.Bradbury, T.Huyanan, *Challenges facing surface engineering technologies in the cutting tool industry*, Vacuum, n° 56, 2000, pp. 173-177.

[Brad_97] S.R.Bradbury, D.B.Lewis, P.M.Archer, W.Ahmed, *Impact of surface engineering technologies on the performance and life of multi-point cutting tools,* Surface and Coatings Technology, n°91, 1997, pp. 192-199.

[Brai_67] P.M.Braiden, *The calibration of tool-work thermocouples*, Actes de la 8ème conférence internationale MTDR, 1967.

[Brio_92] J.M.Brion, *Mechanisms of built-up layer formation on turning tools : influence of tool and workpiece*, Wear, n°154, 1999, pp. 225-239.

[Buns_94] R.F.Bunshah, *Handbook of deposition technologies for films and coatings*, Noyes Publications, ISBN 0-8155-1337-2, 1994.

[Bura_91] O.Burat, Thèse de doctorat, Université Paris XI, 1991.

[Bhus_01] B.Bhushan, *Modern Tribology Handbook – Tome 2*, Editions CRC Press, ISBN 0-8493-8403-690000, 2001.

[Cail_93] G.Caillibote, *Etude expérimentale de la refusion superficielle des métaux par LASER CO2 Multikilowatts continu*, Thèse de doctorat, Université d'Orsay-Paris 11, 1993.

[Ceti_89] Cetim, *Les dépôts PVD en fraisage combiné*, CETIM Information, n° 112, Octobre 1989, pp. 47-49.

[Ceti_92] Cetim, *Influence du réaffûtage sur la tenue des forets en carbure revêtu*, Rapport d'étude N° 174110, février 1992.

[Ceti_93] Cetim, CETIM Information, n° 134, Juin 1993.

[Ceti_94] Cetim, *Les revêtements CVD et PVD appliqués aux outils de coupe*, document de formation, 1994.

[Ceti_98] Cetim, *Engrenages – Définition – Eléments pour la fabrication – Contrôle,* Ouvrage aux éditions CETIM, ISBN 2 85400 435 3, 1998.

[Chan_01] B.Changeux, *Loi de comportement pour l'usinage – localisation de la déformation et aspects microstructuraux*, Thèse de doctorat, ENSAM Paris, 2001.

[Chan_98] H.Chandrasekaran, A.Nordgren, H.Wisell, *Role of microstructure and processing conditions on the micro-toughness of HSS*, Séminaire du Cercle d'Etudes des Métaux, Saint-Etienne, 1998, pp. 2.1 à 2.8.

[Chen_97] W.C.Chen, C.C.Tsao, P.W.Liang, *Determination of temperature distributions on the rake face of cutting tools using a remote method*, Int. Jour. of Heat and Mass Transfer, vol. 24, n°2, 1997, pp. 161-170.

[Chia_81] S.S.Chiang, D.B.Marshall, A.G.Evans, *A simple method for adhesion measurements*, Proc. 17 Univ. Conf. NMRD Int. Materials Symp. Univ. Calif. Berkeley, Plenum Press, 28 July/Augu 1981.

[Chu_98] T.H.Chu, J.Wallbank, *Determination of the temperature of a machined surface*, Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol. 120, 1998, pp. 259-263.

[Cutt_93] R.Edwards, *Cutting tools*, Editions The Institute of Materials, ISBN 0-901716-48-0, 1993 .

[Csel_95] T.Cselle, A.Barimani, *Today's applications and future developments of coatings for drills and rotating cutting tools*, Surface and Coatings Technology, n° 76-77, 1995, pp. 712-718.

[Csel_98] T.Cselle, *Carbide drills : at the peak of development*, Gühring OGH, Albstadt (Germany), 1998.

[Darb_89] A.Darbeida, J.Von Stebut, *Démarche expérimentale de caractérisation tribologique des surfaces - Intérêts pratiques pour des applications de revêtements de surface*, Société Tribologique Française, 1989, pp. 79-97.

[Dema_95] P.Demarecaux, Thèse de doctorat, USTL, 1995.

[Derf_99] V.Derflinger, H.Brandle, H.Zimmermann, *New hard/lubricant coating for dry machining*, Surface and coatings technology, n° 113, 1999, pp. 286-292.

[Dewe_98] R.C.Dewes, D.K.Aspinwall, *High speed machining of hardened steels using coated tungsten carbide ball nose end mills*, Actes de la 2ème conférence on High Speed Machining, Darmstadt (RFA), 1998, pp. 165-174.

[Dise_00] M.Diserens, Thèse de doctorat, EPFL, 2000.

[Doer_88] M.F.Doerner, W.D. Nix, *CRC Critical reviews in solid state and materials sciences*, n°14 (3), 1988, pp. 225-268.

[Dono_97] L.A.Donohue, I.J.Smith, W.D.Munz, I.Petrov, J.E.Greene, Surface and Coatings Technology, 94-95, 1997, pp. 226.

[Dobr_97] L.A.Dobrzanski, M.Adamiak, G.E.D'Errico, *Relationship between erosion resistance and the phase and chemical composition of the PVD coatings deposited on high-speed steels, Actes de la conférence Advances in materials and processing*, 1997, pp. 306-312.

[Du_01] F.Du, M.R.Lovell, T.W.Wu, *Boundary element method analysis of temperature fields in coated cutting tools*, International Journal of Solids and Structures, n° 38, 2001, pp. 4557-4570.

[Duba_98] M.Dubach, *Revêtements : une nouvelle approche des dépôts pour la mécanique*, Machine et Production, 30 janvier 1998, pp. 31-33.

[Dunn_98] D.N.Dunn, L.E.Seitzman, I.L.Singer, *MoS_2 deposited by ion-beam assisted deposition*, Journal Material Reseach, n° 13, 1998, pp. 3001-3007.

[Dura_99] S.Durante, M.Comoglio, F.Rabezzana, *High performance gears hobbing*, Advanced Manufacturing Systems and Technology, CISM Courses and Lectures, n° 406, Springer Verlag, Wien New York, 1999.

[Elwa_96] T.I.El-Wardany, E.Mohammed, A.Elsbestawi, *Cutting temperature of ceramic tools in high speed machining of difficult-to-cut materials,* Journal of Machine Tool and Manufacture, vol. 36, n° 5, 1996, pp. 611-634.

[Eras_01] Erasteel, Plaquette commerciale, *Grinding of High Speed Steel,* 2001.

[Erke_99] G.Erkens et al., *Superhard coatings systems for innovative cutting applications*, Actes de la conférence internationale 'THE Coatings', Thessaloniki (Grèce), 14-15 octobre 1999, pp. 377-384.

[Extr_02] Extrudhone, Plaquette commerciale, 2002.

[Fett_84] Fette, *Bulletin technique*, n° 272, 1984.

[Fox_99] V.Fox, J.Hampshire, A.K.Rai, A.W.Cormik, A.erdemir, *High energy ion-beam modifications of sputtered : tribological properties and uses*, Surface and Coatings Technology, n° 112, 1998, pp. 110-118.

[Fusa_78] R.L.Fusaro, *Lubrication and failures mechanisms of molybdenum disulfide films – part I : effect of atmosphere*, NASA TP-1343, 1978.

[Gard_86] M.N.Gardos, *Self-lubricating composites for environmental conditions*, Ouvrage de K.Friedrich, Editions Elsevier, *Friction and wear of polymer composites*, 1986, pp. 397-447.

[Gard_90] M.N.Gardos, H.S.Hong, W.O.Winer, *The effect of anion vacancies on the tribological properties of rutile (TiO_{2-x})*. Tribol. Trans. 32, 1990, pp. 209-220.

[Gate_89] R.S.Gates, S.M.Hsu, E.E.Klaus, *Tribochemical mechanism of alumina with water*, Tribology transactions, n° 32, 1989, pp. 357-363.

[Gerb_01] Gerber, Plaquette commerciale, 2001.

[Goll_99] R.Goller, P.Torri, M.A.Baker, *The deposition of low friction TiN-MoS_2 hard coatings by a combined cathodic arc evaporation and magnetron sputter process*, Surface and Coatings Technology (en cours de publication), 1999.

[Grol_96] V.Grolleau, *Approche de la validation expérimentale des simulations numériques de la coupe avec prise en compte des phénomènes locaux à l'arête de l'outil,* Thèse de l'école doctorale sciences pour l'ingénieur de Nantes, 1996.

[Grze_98] W.Grzesik, *The role of coatings in controlling the cutting process when turning with coated indexable inserts*, Journal of Materials Processing, vol.79, 1998, pp. 133-143.

[Grze_99] W.Grzesik, *Experimental investigation of the cutting temperature when turning with coated indexable inserts*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, n°39, 1999, pp. 355-369.

[Grze_00] W.Grzesik, *The influence of thin hard coatings on frictional behaviour in the orthogonal cutting process*, Tribology international, n° 33, 2000, pp. 131-140.

[Grze_01] W.Grzesik, P.Nieslony, M.Bartoszuk, *Thermophysical-property-based selection of coatings for dry machining of carbon and stainless steels*, Transactions of NAMRI/SME, Vol. 24, 2001, pp. 343-350

[Grze_01b] W.Grzesik, *An investigation of the thermal effects in orthogonal cutting associated with multilayer coatings*, Annals of the CIRP, Vol. 50/1, 2001, pp. 53-56.

[Grze_02] W.Grzesik, Z.Zalisz, P.Nieslony, *Friction and wear testing of multilayer coatings on carbide substrates for dry machining*, Surface and Coatings Technology, n° 155, 2002, pp. 37-45.

[Hede_97] P.Hedenqvist, S.Jacobson, S.Hogmark, *Tribological laboratory evaluation of thin hard coatings*, Surface and Coatings Technology, 97, 1997, pp. 656-660.

[Helm_85] U.Helmersson, *Adhesion of titanium nitride coatings on high speed steels*, Journal of Vaccum Science Technology, A3 (2), 1985, pp. 308.

[Henr_83] G.Henriot, *Traité théorique des engrenages,* Editions Dunod, ISBN 2-04-015526-0, 1983.

[Hint_84] H.E.Hintermann, *Adhesion, friction and wera of thin hard coatings*, Wear, 100, pp. 381-397.

[Igar_96] A.Igartua, J.Laucirica, A..Aranzabe, T.Leyendecker, O.Lemmer, G.Erkens, M.Weck, G.Hanrath, Surface and Coatings technology, n° 86-86, 1996, pp. 460-466.

[Imbe_01] V.Imbeni, C.Martini ; E.Lanzoni, G.Poli, I.M.Hutchings, *Tribological behaviour of multi-layered PVD nitride coatings*, Wear, n° 251, 2001, pp. 997-1002.

[Jawa_93] I.S.Jawahir, C.A.Van Luttervelt, *Recent developments in chip control research and applications*, Annals of the CIRP, Vol. 42/2, 1993, pp. 659-693.

[Jin_00] M.Jin, S.Watanabe, S.Miyake, M.Murakawa, Surface and Coatings Technology, n°133-134, 2000, pp. 443-447.

[Jopp_73] M.Joppa, *Untersuchungen zur Leistungssteigerung beim HSS-Wälzfräsen*, Forschungsbericht, Aachen, RFA, 1973.

[Lava_93] P.Laval, E.Felder, *Caractérisation de l'adhérence des revêtements par indentation normale, Matériaux et Techniques*, n°1-2-3, 1993, pp. 93-105.

[Lim_87] S.C.Lim, M.F.Ashby, Overview n°55, *Wear – Mechanism maps*, Acta Mettalurgica, n° 35, 1987, pp. 1-24.

[Mehr_85] P.K.Mehrotra, D.T.Quinto, *Techniques for evaluating mechanical properties of hard coatings*, J.Vac.Sci.Techn., A3(6), 1985, pp. 2401-2405.

[Kalh_00] E.Kalhofer, *Dry machining – Technology and requirements to the machine tool*, Actes de la conférence internationale 'High Speed Machining', Darmstadt (RFA), 2000.

[Kauv_87] R.Kauven, *Walzfrasen mit Titannitrid-beschichteten HSS-Werkzeugen*, Thèse de doctorat, Université d'Aix la Chapelle, 1987.

[Kita_88] T.Kitagawa, K.Maekawa, T.Shirakashi. E.Usui, *Analytical prediction of flank wear of carbide tools in turning plain carbon steels (part 1) - Characteristic Equation of flank wear*, Bull. Japan Soc. of Prec. Eng, vol. 22, n°4, pp. 263-269, déc. 1988.

[Klam_84] B.Klamecki. *A system for measuring extremely localised temperatures in machining*, NSF, 11th Conference on Production Research & Technologie, Carnegie Mellon University, Pittsburgh, PA, may 1984, pp. 97-100.

[Klei_01] M.Kleinjans, *Wear mechanism in dry hobbing with coated HSS-tools*, Proc. Conference « Zahnrad und Getriebeuntersuchungen » of the WZL, 16-17 mai 2001, Aachen, RFA.

[Klei_02] M.Kleinjans, *Aufbereitung von Hartmetallwälzfräsern – Probleme, Lösungsansätze and Potentiale*, Proc. Conference « Zahnrad und Getriebeuntersuchungen » of the WZL, 24-25 avril 2002, Aachen, RFA.

[Kloc_97] F.Klocke, G.Eisenblatter, *Dry Cutting*, Annals of the CIRP, Vol. 46/2, 1997, pp. 519-526

[Kloc_98] F.Klocke, T.Krieg, K.Gerschwiler, R.Fritsch, V.Zinkmann, M.Pöhls, G.Eisenblätter, *Improved cutting processes with adapted coating systems*, Annals of the CIRP, Vol. 47/1, 1998, pp. 69-72.

[Kloc_99] F.Klocke, B.Kempa, M.Kleinjans, *Soft gear cutting with coated HSS tools- operating conditions, technical data and performance potentials*, Actes de la conférence internationale 'THE Coating', Thessaloniki (Grèce), 1999, pp. 127-137.

[Kloc_99b] F.Klocke, T.Krieg, *Coated tools for metal cutting – Features and applications*, Annals of the CIRP, Vol. 48/2, 1999, pp. 1-11.

[Kloc_01] F.Klocke, T.Krieg, E.Lugscheider, K.Bobzin, *Testing and design of tool coatings with properties adapted to the use of biodegradable cutting fluids*, Annals of the CIRP, Vol 50/1, 2001, pp. 57-60.

[Kobi_99] C.Kobialka, *Possibilities for reducing production costs in cylindrical gear hobbing and shaping*, Actes de la conférence internationale GEARS, Paris, France, 1999, pp. 1609-1618.

[Koll_00] T.Köllner, *Possibilities and perspectives in heat treatment of gears*, Conférence 'Zahnrad und Getriebeuntersuchungen' au WZL (Aachen), 24-25 May 2000, RFA.

[Koma_00] R.Komanduri, Z.B.Hou, *Thermal modeling of the metal cutting process – Part 1 : Temperature rise distribution due to shear plane heat source*, International Journal of Mechanical Sciences, n° 42, 2000, pp.1715-1752.

[Koma_01] R.Komanduri, Z.B.Hou, *Thermal modeling of the metal cutting process – Part 3 : Temperature rise distribution due to the combined effects of shear plane heat source and the tool-chip interface frictional heat source*, International Journal of Mechanical Sciences, n° 43, pp. 89-107, 2001.

[Koni_75] W.König, K.Essel, *New tools materials – wear mechanism and application*, Annals of the CIRP, n° 24, 1975, pp. 1-4.

[Koni_86] W.Konig, R.Kauven, A.Droese, *Improved machine tool performance with mechanically resistant coatings*, Annals of the CIRP, Vol. 35/1, 1986, pp. 31-35.

[Koni_91] W.Konig, R.Fristsch, *PVD coatings on tools : performance and wear phenomena*, Surface and Coatings Technology, n° 49, 1991, pp. 316-324.

[Koni_92] W.Konig, R.Fristch, D.Kammermeier, *New approaches to characterizing the performance of coated cutting tools*, Annals of the CIRP, Vol. 41/1, 1992.

[Koni_96] W.König, R.Kauven, A.Droese, *Improved HSS tool performance with mechanically resistant coatings*, Annals of the CIRP, Vol. 35/1, 1997, pp.31-35.

[Kotl_02] Y.Kotlyar, *Carbide hobbing case study*, Gear Technology, May/June 2002, pp.12-17.

[Kram_85] B.M.Kramer, P.K.Judd, *Computational design of wear coatings*, J. Vac. Sci. Technol., A3(6), Nov 1985, p. 2439.

[Kust_97] F.M.Kustas, *Nanocoatings on cutting tools for dry machining*, Annals of the CIRP, Vol 46/1, 1997, pp. 39-42.

[Lahr_99] M.Lahres, O.Doerfel, R.Neumüller, *Applicability of different hard coatings in dry machining an austenitic steel*, Surface and Coatings Technology, n° 120-121, 1999, pp. 687-691.

[Lai_96] C.H.Lai, *A parallel algorithm for the simulation of temperature distribution in metal cutting*, Engineering analysis with Boundary Elements, n°18, pp. 245-250, 1996.

[Lebr_00] J.L.Lebrun et Al, *Conception et réalisation d'une chaîne de mesure de température en coupe orthogonale et simulation*, Rapport d'études, ENSAM, 2000.

[LeCa_95] C.LeCalvez, *Etude des aspects thermiques et métallurgiques de la coupe orthogonale d'un acier au carbone*, Thèse de doctorat, ENSAM, 1995.

[Legu_98] S.Legutko, *Investigations of hobs wear in HSC conditions*, Actes de la conférence internationale GEARS, Paris, France, 1999, pp. 1821-1826.

[Lemb_00] M.I.Lembke, D.B.Lewis, W.D.Munz, *Localised oxidation defects in TiAlN/CrN supperlattice structured hard coatings grown by cathodic arc/unbalanced magnetron deposition on various substrate materials*, Surface and Coatings Technology, 125, 2000, pp. 263-268.

[Lesc_97] C.Lescalier, C.Barlier, A.Moisan, *Continuous flank wear measurement of turning tools by integrated microthermocouple,* Annals of the CIRP, n° 46, pp. 35-38, 1997.

[Lesh_97] C.E.Leshock, Y.C.Shin, *Investigation on cutting temperature in turning by a tool-work thermocouple technique*, Journal of Manufacturing Science and Technology, n° 119, pp. 502-508, 1997.

[Lima_01] F.R.S.Lima, A.R.Machado, G.Guimaraes, *Experimental heat flux and cutting temperature estimation*, Actes de Int. Conf. High Speed Machining, Metz, Juin 2001), pp. 25-34.

[Liu_97] Y.R.Liu, J.J.Liu, B.L.Zhu, H.Z.Miao, *The computer simulation of the temperature distribution on the surface of ceramic cutting tools*, Wear, n° 210, pp. 39-44, 1997.

[Ljun_87] L.Ljung, *System identification : theory for the user*, Prentice Hall, 1987.

[LoCa_89] S.Lo Casto, E.Lo Valvo, F.Micari, *Measurement of temperature distribution within tool in metal cutting experimental test and numerical analysis,* Journal of Mechanical Working Technology, vol. 20, 1989, pp. 35-46.

[Macg_01] T.MacGinley, J.Monaghan, *Modelling the orthogonal machining process using coated cemented carbide cutting tools, Journal of material processing*, n° 118, 2001, pp. 293-300.

[Mach_96] *Nouveautés de taille dans les outils coupants*, Machine et Production, 30 octobre 1996, pp. 33-35.

[Mail_00] D.Maillet, S.André, J.C.Batsale, A.Degiovanni, C.Moyne, *Thermal quadrupoles – Solving the heat equation through integral transforms*, 2000, Wiley.

[Meie_96] G.Meier zu Köcker, K.H.Habig, *Influence of different production parameters on the functional behaviour of tools and parts after coating, Surface and Coatings Technology*, n° 82, 1996, pp. 294-304.

[Meil_02] M.Meiller, Thèse de doctorat, ENSAM, Cluny, 2002.

[Mell_94] M.Mellali, *Influence de la rugosité et de la température de surface du substrat sur l'adhérence et les contraintes résiduelles au sein de dépôts d'alumine projetés par plasma*, Thèse de doctorat, Université de Limoges, 1994.

[Merc_45] E.Merchant, *Mechanics of the metal cutting process,* Journal of Applied Physics. vol. 16, 1945.

[Meta_01] Metal Powder, 2001, pp. 25-29.

[Mesl_99] F.Meslin, J.C.Hamann, S.Donyo, *Mesures de températures : cas des aciers inoxydables usinés à grande vitesse,* Actes du 14ème Congrès Français de Mécanique, Toulouse, 1999.

[Moll_89] E.Moll, *Hard wear resistant coatings*, Actes de la conférence IPAT 89, Genève (Suisse), 1989.

[Mori_97] T.Morimoto, Tribology International, n°30 (12), 1997, pp. 871-879.

[Msao_98] R.M'Saoubi, *Aspets thermiques et microstructuraux de la coupe – Application à la coupe orthogonale des aciers austénitiques*, Thèse de doctorat, ENSAM, 1998.

[Msao_98b] R.M'Saoubi, J.L.Lebrun, B.Changeux, *A new method for cutting tool temperature measurement using CCD infrared technique : influence of tool and coating*, Machining Science and Technology, n°2, pp. 369-382, 1998.

[Mull_86] K.H.Muller, Applied Physics, n° A40, 1986, pp. 209-213.

[Munz_97] W.D.Munz, I.J.Smith, L.A.Donohue, A.P.Deeming, R.Goodwin, *TiAlN based PVD coatings tailored for dry cutting operations*, Proc 40th Annu. Technical Conf. Soc. Vacuum Coaters, SVC, 1997, pp. 89-93.

[Mura_95] M.Murakawa, S.Takeuchi, Journal of Adhesion Science and Technology, n° 9 (6), 1995, pp. 695-710.

[Musi_99] J.Musil, H.Hruby, *Superhard nanocomposites $TiI_{1-\alpha}Al_{\alpha}N$ films prepared by magnetron sputtering*, Proc. 14th Int. Symp. Plasma Chemistry, Prague, Czech Republic, 2-6 August, 1999.

[Navi_02] B.Navinsek, P.Panjan, M.Cekada, D.T.Quinto, *Interface characterization of combination hard/solid lubricant coatings by specific methods, Surface and coatings technology*, 154, 2002, pp. 194-203.

[Nesl_95] M.Nesladek, K.Vandierendonck, C.Quaehaegens, M.Kerhofs, L.M.Stals, Thin Solid Films, n° 270, 1995, pp. 184-188.

[Nord_88] A.Nordgren, A.Melander, *Tool wear and inclusion behaviour during turning of a calcium-treated quenched and tempered steel using coated cemented carbide tools*, Actes de la conférence 'Behaviour of materials in machining', Stratford upon Avon (UK), 8-10 novembre 1988.

[Nord_95] A.Nordgren, H.Chandrasekaran, *Measurement of cutting tool temperature using binder phase transformation in cemented carbide tools,* Swedish Institute for Metals Research, 1995.

[Nord_99] M.Nordin, M.Larsson, S.Hogmark, *Wear resistance of multilayered PVD TiN/TaN on HSS*, Surface and Coatings Technology, n° 120-121, 1999, pp. 528-534.

[Nouv_94] C.Nouveau, Thèse de doctorat, ENSAM Cluny, 2001.

[Ng_99] E.C.Ng, D.K.Aspinwall, D.Brazil, J.Monaghan, *Modelling of temperature and forces when orthogonally machining hardened steels*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, n°39, pp. 885-903, 1999.

[Olde_89] A.Oldewurtel, *CVD beschichtung von Werzeugen und Bauteilen*, Actes de Surtec, Ed. H.Czichos, Hanser Verlag, Berlin, 1989, pp. 105.

[Olle_96] H.Ollendorf, D.Schneider, Th.Schwarz, G.Kirchhoff, A.Mucha, *A comparative study of the mechanical properties of TiN coatings using the non-destructive surface acoustic wave method scratch test and four-point bending test*, Surface and Coatings Technology, 84, 1996, pp. 458-464.

[Oliv_92] W.C.Oliver, G.M.Pharr, Journal of Materials Research, n°7 (6), 1992, pp. 1564-1583.

[Olss_89] M.Olsson, S.Soderberg, S.Jacobson, S.Hogmark, Int. J. Mach. Tools Manufact., 29(3), 1989, pp. 370-390.

[Osta_99] V.Ostafiev, A.Kharkevich, K.Weinert, S.Ostafiev, *Tool heat transfer in orthogonal metal cutting*, Journal of Manufacturing Science and Engineering, n° 121, pp. 541-549, 1999.

[Oxle_80] P.LB.Oxley, *Metallic friction under near-seizure conditions*, Wear, n° 65, 1980, pp. 227-241.

[Plat_99] Platit, Documentation commerciale, 1999.

[Plat_00] Platit, Documentation commerciale sur CD-ROM, 2000.

[Plat_01] Platit, Documentation commerciale, 2001.

[Poul_99] G.Poulachon, Thèse de doctorat, ENSAM Cluny, 1999.

[Prin_71] O.D.Prins, *The influence of wear on the temperature distribution at the rake face*, Annals of the CIRP, vol. 19, pp. 579-584, 1971.

[Puig_98] L.Puigsegur, O.Cois, J.L.Battaglia, A.Oustaloup, *Conditions thermiques de coupe en tournage : métrologie, identification, et estimation*, Actes du congrès Improving Machine Tool Performance, La Baule (France), 1998.

[Puig_02] L.Puigsegur, *Caractérisation thermique d'un procédé d'usinage par tournage – Approche analytique et par identification de systèmes non entiers*, Thèse de doctorat, Université de Bordeaux 1, 2002.

[Quin_96] D.T.Quinto, *Technology perspective of CVD and PVD coated metal-cutting tools*, Int. J. of refractory and hard materials, n° 14, 1996, pp. 7-20.

[Rame_99] M.V.Ramesh, K.N.Seetharamu, N.Ganesan, G.Kuppuswamy, *Finite element modelling of heat transfer analysis in machining of isotropic materials*, Internation Journal of Heat and Mass Transfer, n°42, pp. 1569-1583, 1999.

[Rech_00a] J.Rech, M.Dessoly, C.Le Calvez, *Fraisage à Grande Vitesse des Aciers pour Moules*, Séminaire du Cercle d'Etudes des Métaux, Usinage à Grande Vitesse et Matériaux, Saint-Etienne, France, 25 octobre 2000.

[Rech_00b] J.Rech, M.A.Djouadi, J.Picot, *Towards a new generation of coated hobs*, CRAFT project n° BES2 – 5317, Rapport final, mai 2000.

[Rech_01a] J.Rech, M.Lech, J.Richon, *Surface Integrity in Finish Hard Turning of Gears*, Livre 'Metal Cutting and High Speed Machining', Editions Kluwer, ISBN 0-306-467-259.

[Rech_01b] J.Rech, B.Malleret, B.Soudy, *Analyse méthodologique des pratiques en taillage d'engrenages par fraise-mère*, Rapport d'étude industrielle (confidentiel), Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers de Cluny, 2001.

[Rech_01c] J.Rech, B.Lahalle, *Bilan économique d'un atelier UGV de production de culasses*, Rapport d'étude industrielle (confidentiel), Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers de Cluny, 2001.

[Rech_02a] J.Rech, A.Helbringer, *Mise au point d'un module CAO d'optimisation des conditions de coupe à la fraise-mère,* Rapport d'étude industrielle (confidentiel), Ecole Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne, 2002.

[Rech_02b] J.Rech, A.Guasco, *Evaluation de l'usinabilité en taillage à la fraise-mère de deux aciers pour pignons de boîte de de vitesse automobile*, Rapport d'étude industrielle (confidentiel), Ecole Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne, 2002.

[Rech_02c] J.Rech, A.Moisan, *Steels for plastic injection molds : machinability characterization in rough milling*, Actes de la conférence internationale ICMEN, 3-4 october 2002, Kassandra (Grèce).

[Rene_00] N.M.Renevier, V.C.Fox, D.G.Teer, J.Hampshire, *Coating characteristics and tribological properties of sputeer-deposited MoS_2/ metal composite coatings deposited by closed field unbalanced magnetron sputter ion plating*, Surface and Coatinfs Technology, 127, 2000, pp. 24-37.

[Rich_94] A.Richardt, A.M.Durand, *Le vide – les couches minces – les couches dures*, Editions In Fine, ISBN 2-84046-030-0, 1994.

[Rich_95] A.Richardt, A.M.Durand, *La pratique du vide et des dépôts de couches minces*, Editions In Fine, ISBN 2-84046-038-6, 1995.

[Rick_87] R.S.Rickerby, R.B.Newbery, *Structure, properties and application of titanium nitride coatings produced by sputter ion plating*, Proc. IPAT 87, Brighton, 1987, pp. 226.

[Ronk_99] H.Ronkainen, J.Koskinen, S.Varyus, K.Holmberg, *Load carrying capacity evaluation of coating / substrat systems for hydrogen-free and hydrogeated diamond like carbon films*, Tribo. Lett., 6, 1999, pp. 63-73.

[Ross_71] S.Rossetto, U. Koch, *An investigation of temperature distribution on tool flank surface,* Annals of the CIRP, vol. 19, pp. 551-557, 1971.

[Sadi_95] M.I.Sadik, B.Lindstrom, *The effect of restricted contact length on tool performance*, J.Mater.Process.Techno., n° 48, 1995, pp. 275-282.

[Sain_90] P.Sainsot, J.M.Leroy, B.Villechaise, *Effect of surface coatings in a rough normally loaded contact*, Mechanics of coatings, Editions D.Dowson, Tribology Series Elsevier, n° 17, 1990, pp. 151-156.

[Sava_99] A.Savan, E.Pfluger, R.Goller, W.Gissler, *Use of nanoscaled multilayer and comound films to realise a soft, lubrication phase within a hard, wear-resistant matrix*, Surface and Coatings Technology, n° 126, pp. 159-165.

[Scha_00] E.Schaffer, G.Kleer, *Mechanical behavior of (Ti,Al)N coatings exposed to elevated temperatures and an oxidative environment*, Surface and Coatings Technology, n° 133-134, 2000, pp. 215-219.

[Schi_84] W.Schintlmeister, *Cutting tool materials coated by CVD*, Wear, n° 100, 1984, pp. 153.

[Schm_99] J.Schmidt, O.Doerfel, A.Huhsam, *Dry machining for gear shaping*, Actes du congrès mondial des engrenages, Paris, France, 1999, pp. 1579-1594.

[Sfv_94] Société Française du Vide, *Cours d'obtention des couches minces*, vol. 3, 1994.

[Shaw_84] M.C.Shaw, *Metal cutting principles,* Oxford University Press, Oxford, chapter 12, 1984.

[Sing_96] I.L.Singer, S.Fayeulle, P.D.Ehni, *Wear behavior of triode-sputtered MoS2 coatings in dry sliding contcat with steel and ceramics,* Wear, 195, 1996, pp. 7-20.

[Siu_00] J.H.W.Siu, K.Y.Li, *An investigation of the effect of surface roughness and coating thickness on the friction and wear behaviour of a commercial MoS2-metal coating on AISI400C steel*, Wear, n° 237, 2000, pp. 283-287.

[Slin_69] H.E.Sliney, *Rare earth fluodies and oxides – An exploratory study of their use as solid lubricant at temperature to 1800°F*, NASA TN D-5301.

[Sode_89] T.Sorderstrom, P.Stoïca, *System identification*, Ed. Prentice Hall International, London, 1989.

[Sovi_99] B.Sovily, V.Todic, M.Mikosevic, L.Soviij-Nikic, G.I.skulic, *Influence of coatings on hob milling tool life*, Proc. International Conference THE Coatings, Thessaloniki, Grèce, 1999.

[Spat_02] D.Spath, A.Huhsam, *Skiving for high-performance machining of periodic structures*, Annals of the CIRP, vol. 51/1, 2002, pp. 91-94.

[Spro_96] B.Sproul, A.Mattews, *Short courses program*, Actes du 10 ème congrès sur les films minces, Salamanca (Espagne), 23-27 septembre 1996.

[Stac_93] G.W.Stachowiak, A.W.Batchelor, *Engineering Tribology*, Editions Elsevier, 1993.

[Stupp_81] B.C.Stupp, *Synergistic effects of metals co-sputtered with MoS2*, Thin solid films, vol. 84, 1981, pp.257-266.

[Subr_98] S.V.Subramanian, H.O.Gekonde, X.Zhang, J.Gao, *Inclusion engineering of steels for high speed machining*, CIM, June 1998, pp. 107-115.

[Sulz_73] M.Sulzer, *Leistungssteigerung bei der Zylenderradherstellung durch genaue Erfassung der Zerspankinematik*, Thèse de doctorat, Aachen, RFA, 1973.

[Sund_86] J.E.Sundgren, H.T.G.Hentzell, *A review of the present state of art in hard coatings grown from the vapor phase*, J. Vac. Sci. Technol., A4(5), sept 1986, p. 2259.

[Taka_63] H.Takayama, R.Murata, *Basic investigation of tool wear*, Transactions of the ASME, J. of Engineering for Industry, n° 85, 1963.

[Teer_97] D.G.Teer, J.Hampshire, V.C.Fox, V.Bellido-Gonzales, Surface and Coatings Technology, vol. 94-95, 1997, pp. 572-577.

[Teet_99] F.J.Teeter, *Coatings takes place of coolant*, American machinist, June 1999, pp.50-51.

[Tham_64] M.Thämer, *Untersuchungen des Schnittkraft beim Wälzfräser*, Forschungsberichte, Aachen, 1964.

[Tons_97] H ;K.Tonshoff, C.Blawit, *Influence of surface integrity on performance of coated cutting tools*, Thin Solid Films, n° 308-309, 1997, pp. 345-350

[Tons_99] H.K.Tonshoff, A.Mohlfeld, C.Spengler, C.Podolsky, *PVD coated tools for metal cutting applications*, Actes de la conférence internationale 'THE Coatings', 14-15 octobre 1999, Thessaloniki (Grèce), pp. 1-20.

[Tons_01] H.K.Tonshoff, A.Mohlfeld, C.Spengler, *Pre-treatment of coated tools for cutting applications*, Actes de la conférence internationale 'THE Coatings', Hannover, 2001.

[Tren_91] E.M.Trent, *Metal Cutting*, Butterworth Heinemann, ISBN 0-7506-1068-9, 1991.

[Trig_56] K.J.Trigger, *Progress Report N°2 on tool chip interface temperatures*, Transactions of the ASME, n° 71, 1949.

[Ueda_99] T.Ueda, M.Al Huda, K.Yamada, K.Nakayama, *Temperature measurement of c-BN tool in turning of high hardness steel*, Annals of the CIRP, vol. 48/1, 1999.

[Ueda_01] T.Ueda, A.Hosokawa, K.Oda, Y.Yamada, *Temperature on flank face of cutting tools in high speed milling*, Annals of the CIRP, vol. 50/1, 2001.

[Van_89] M.Van Stappen, et al., *Influence of a Ti intermediate layer on the properties of TiN coatings deposited on various substrates*, Surface engineering, vol. 5 (4), 1989, p. 305.

[Van_92] M.Van Stappen, B.Malliet, M.Kerkhofs, *Revêtements de surface résistant à l'usure, déposés sur des outils par des techniques de déposition sous vide*, Centre de recherches scientifiques et techniques de l'industrie des fabrications métalliques, Bruxelles (Belgique), Rapport OP02, novembre 1992.

[Van_98] C.A.Van Luttervelt et al., *Present situation and future trends in modelling of machining operations,* Annals of the CIRP, Vol. 47/2, 1998, pp. 587-626.

[Vanc_93] E.Vancoille, *A material oriented approach to the wear testing of TiN based coatings for cutting tools*, Thèse de doctorat, KUL-MTM (Belgique), 1993.

[Vaz_98] F.Vaz et al., *Oxidation resistance of (TiAlSi)N coatings in air*, Surface and Coatings Technology, n° 98, 1998, pp. 912-917.

[Vepr_99] S.Veprek, *The search for novel superhard materials*, J. Vaccum. Sci. Techn. A17(5), pp. 2401-2420.

[Venk_03] V.C.Venkatesh, D.Q.Zhou, W.Xue, *A study of chip surface characteristics duringthe machining of steel*, Annals of the CIRP, Vol. 42/1, 1993, pp. 631-636.

[Vice_01] B.Vicenzi, L.Risso, R.Calzavarini, *High performance milling and gear hobbing by means of cermet tools with a tough (Ti,W,Ta)(C,N)-Co,Ni,W composition*, International Journal of Refractory Metals and Hard Materials, n° 19, 2001, pp. 11-16.

[Vijg_95] R.O.E.Vijgen, H.Dautzenbergeg, Thin solid films, n° 270, 1995, pp. 264-269.

[Von_94] J.Von Stebut, A.Darbeida, J.Lepage, J.M.Brion, B.Sander, G.Pierson, J.Bellot, *Coating-workpiece optimization of free cutting steels : turning with TiCN, ZrO_2 and ZrN coated cemented carbide tools*, Surface and Coatings Technology, n° 68-69, pp. 762-769.

[Wang_96] L.Wang, K.Saito, I.S.Jawahir, *Infrared temperature measurement of curled chip formation in metal machining*, Transactions of NAMRI/SME, vol. 24, pp. 87-92, 1996.

[Wang_96b] Z.Y.Wang, C.Sahay, K.P.Rajurkar, *Tool temperatures and crack developpment in milling cutters*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 36, n° 1, pp. 129-140, 1996.

[Webe_01] G.Weber, *Potential of substrate materials in skive hobbing – investigations using an analogy process*, Proc. Conference « Zahnrad und Getriebeuntersuchungen » of the WZL, 16-17 mai 2001, Aachan, RFA.

[Weck_02] M.Weck, O.Hurasky-Schönwerth, W.Winter, *Manufacturing simulation for the analysis of the gear hobbing process*, VDI Berichte, n° 1665, pp. 145-158.

[Wein_95] K.Weinert, F.J.Adams, D.Thamke, *Was kostet die Kuhlschmierung ?,* Technika 7, 1995, pp. 19-23.

[Wein_99] K.Weinert, M.Schneider, *Influence of the grinding process on the process behaviour of cutting tools*, Edition Kuljanic, Advanced manufacturing systems and technology, 1999.

[Wind_87] H.Windischmann, Journal of applied physics, n° 62 (5), 1987, pp. 1800-1807.

[Wink_01] O.Winkel, *Cemented carbide tools for high speed hobbing – Process setting and tool design*, Proc. Conference « Zahnrad und Getriebeuntersuchungen » of the WZL, 16-17 mai 2001, Aachen, RFA.

[Wink_02] O.Winkel, *Hartmetallwerzeuge zum Hochleistungswälzfräsen – Technologische und wirschaftliche Prozessauslegung*, Proc. Conference « Zahnrad und Getriebeuntersuchungen » of the WZL, 24-25 avril 2001, Aachen, RFA.

[Wise_98] H.Wisell, ASP 2017, *A new tough grade for threadig taps and roughing end-mills*, Séminaire du Cercle d'Etudes des Métaux, Saint-Etienne, 1998, pp. 3.1 à 3.10.

[Wint_00] W.Winter, *Analysis of the hobbing process of gears by pervasion calculation,* Proc. Conference 'Zahnrad und Getriebeuntersuchungen' au WZL, 24-25 May 2000, Aachen, RFA.

[Yeo_98] S.H.Yeo, S.H.Ong, *Assessment of the thermal effects on chip surfaces,* Journal of Materials Processing Technology, pp. 317-321, 1998.

[Youn_96] H.T.Young, *Cutting temperature reponses to flank wear*, Wear, n° 201, pp. 117-120, 1996.

[Zamb_98] G.Zambelli, L.Vincent, *Matériaux et Contact – Une approche tribologique*, Editions Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, 1998, ISBN 9-782880-743383.

[Zehu_87] Z.Zhua, C.Ping, *Study of cold welding caused by friction in metal cutting*, Wear, n°2, vol. 121, 1987, pp. 173-182.

[Zhen_95] L.Zheng, S.Ramalingan, *Stresses in a coated solid due to shear and normaly boundary tractions*, J. Vac. Sci. Tech., A13, 1995, pp. 2390-2398.

[Zieg_67] M.Ziegler, *Untersuchungen des Hauptschniitkraft beim Wälzfräsen von Strinrädern*, Thèse de doctorat, Aachen, 1967.

[Zore_63] N.N.Zorev, *Inter-relationship between shear processes along tool face and shear plane in metal cutting*, International Research in Production Engineering ASME, New York, 1963, pp. 42-49.

ANNEXE 1

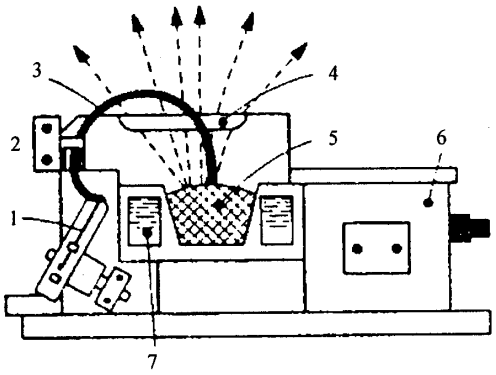
Description des modes de dépôts PVD et CVD

1/ LES TECHNIQUES PVD DE DEPOT PAR EVAPORATION SOUS VIDE

Cette technique consiste à chauffer sous vide le matériau que l'on veut déposer. Les atomes du matériau à évaporer reçoivent de l'énergie calorifique, c'est-à-dire que leur énergie vibratoire dépasse l'énergie de liaison et provoque l'évaporation. Le matériau évaporé est alors recueilli par condensation sur le substrat à recouvrir. Les principales techniques se différencient par le mode de chauffage du matériau.

Evaporation par bombardement d'électrons

Le matériau à évaporer est placé dans un creuset en cuivre refroidi par eau et bombardé par un faisceau d'électrons de 1 à 10 keV (**figure A1-1**). Les sources d'évaporation par bombardement électronique les plus couramment utilisées comportent : un filament en tungstène chauffé à haute température (de 2500 °C à 2800 °C) et qui de ce fait, émet des électrons. Ces électrons sont accélérés par un champ électrique de quelques kV/cm crée par une anode placée devant et percée d'un trou pour laisser échapper le faisceau d'éléctrons. La déflexion du faisceau est contrôlée grâce à des bobines magnétiques qui permettent un balayage de toute la surface du creuset.



1- filament
2- aimant
3- faisceau d'électrons
4- pôle magnétique
5- matériau à évaporer
6- électro-aimant
7- circuit de refroidissement du creuset

Fig. A1-1 : *Principe de fonctionnement d'une source d'évaporation par bombardement d'électrons [Sfv_94].*

Evaporation par effet joule (résistance)

L'élément chauffant peut être un filament, une nacelle ou un creuset plus ou moins compliqué.

Evaporation par arc électrique

L'évaporation est réalisée par une décharge électrique entre le creuset (cathode) et une anode.

Evaporation par induction

Dans ce cas, le matériau à évaporer est placé dans un creuset en matériau diélectrique. Ce creuset est entouré d'une bobine alimentée en courant alternatif haute fréquence qui induit des courants électriques dans le matériau provoquant ainsi son échauffement.

Evaporation assistée par faisceau d'ions (I.B.A.D)

L'évaporation assistée par faisceau d'ions (Ion Beam Assited Deposition – **figure A1-2**) est un système relativement récent, conçu pour pallier la qualité souvent médiocre des dépôts (mauvais vieillissement, compacité médiocre…) obtenus par simple évaporation. L'évaporation assistée par faisceau d'ions met en jeu des éléments principaux :

- Une source d'ions ;
- Un évaporateur.

Les dépôts réalisés par IBAD s'effectuent sous un vide de 10^{-5} à 10^{-6} Pa.

La technique de dépôt consiste à évaporer le matériau présent dans le creuset à l'intérieur. En même temps, le film en cours de croissance est bombardé par le faisceau d'ions énergétiques issu d'une source plasma.

L'énergie apportée par les ions est transférée aux atomes issus de l'évaporation et qui s'adsorbent à la surface de la couche [Bura_91]. En fonction de la nature des atomes évaporés et des ions plasma du bombardement, des réactions chimiques peuvent être observées donnant naissance à des composés définis.

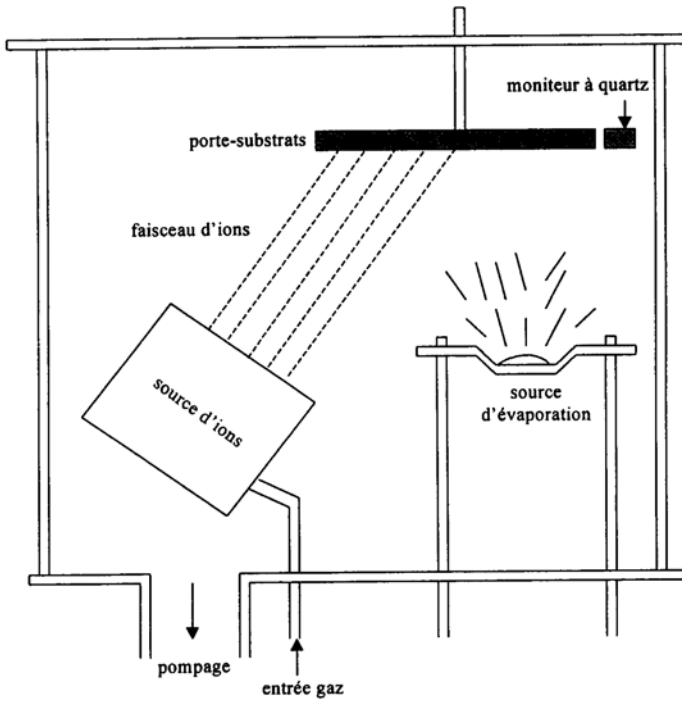


Fig. A1-2 : *Schéma de principe de l'IBAD [Sfv_94].*

L'avantage de cette technique est que le dépôt peut s'effectuer à température ambiante ou à toute température si l'on inclut un dispositif de chauffage ou de refroidissement de l'échantillon. Cette technique permet donc de synthétiser une multitude

de matériaux ; des structures multicouches peuvent être obtenues par évaporation simultanée et localisée de plusieurs matériaux et par mouvement du substrat. Il n'y a pas de plasma en contact avec la couche en croissance, d'où une pollution minimale.

Un bâti d'évaporation peut facilement être transformé en bâti d'évaporation assistée par insertion d'une source d'ions ; il sera toujours possible d'y réaliser des dépôts par évaporation classique [Bura_91].

Par ailleurs, les films déposés par évaporation peuvent parfois adopter une structure colonnaire, induisant des contraintes internes en tension [Bura_91]. Les propriétés optiques, mécaniques et électriques des films minces sont donc affectées par cette structure colonnaire des dépôts. Un des buts de l'assistance du dépôt par un bombardement ionique est d'éliminer cette structure colonnaire [Mull_86]. Le bombardement ionique influence de façon importante l'arrangement des atomes de la couche en formation. De nombreuses caractéristiques du fil dépendent de ce paramètre :

- L'adhérence au substrat ;
- Les contraintes internes ;
- La composition (impuretés) ;
- Les caractéristiques optiques ;
- La résistivité électrique.

2/ LES TECHNIQUES PVD DE DEPOT PAR PULVERISATION CATHODIQUE SOUS VIDE

Cette technique consiste à éjecter des particules de la surface d'un solide par le bombardement de cette surface avec des particules énergétiques, en général des ions argon. En première approximation, ce processus mécanique ne dépend donc que de la quantité de mouvement, cédée au moment du choc, de l'ion incident avec l'atome du solide bombardé (**figure A1-3**).

L'effet de pulvérisation est dû essentiellement au transfert de moment des ions incidents aux atomes de la surface du matériau bombardé. L'arrachage d'atomes superficiels se produira lorsque l'énergie effectivement transférée dépassera l'énergie de liaison des atomes.

Les paramètres gouvernant le dépôt de couches minces par pulvérisation sont :

- Les pressions résiduelles et de travail de l'enceinte ;
- La composition des gaz résiduels ;
- La puissance appliquée sur la cible ;
- La tension de polarisation du porte-substrats ;

- La densité de courant ;
- La géométrie de l'ensemble ;
- La présence ou non des champs magnétiques.

Les ions peuvent provenir soit d'un plasma, soit directement d'une source d'ions. La caractéristique la plus intéressante du procédé de dépôt par pulvérisation est son universalité. Comme le matériau à déposer passe en phase vapeur à la suite d'un processus mécanique (transfert d'énergie de l'ion incident vers l'atome de surface au moment de la collision), on peut déposer pratiquement tous les matériaux inorganiques.

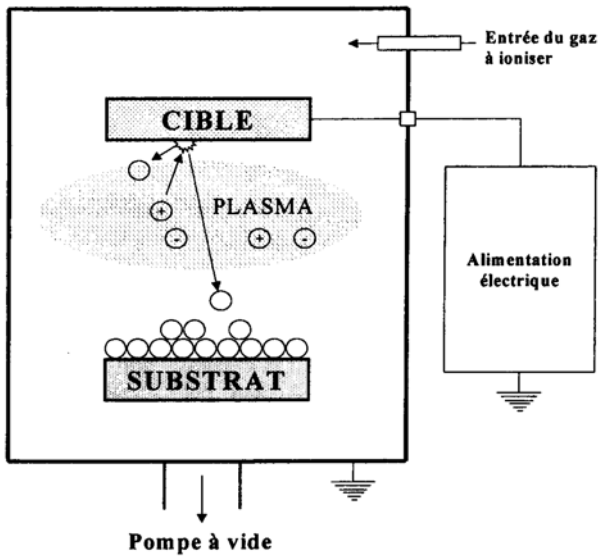


Fig. A1-3 : *Principe d'une installation de dépôt par pulvérisation [Sfv_94].*

La vitesse de dépôt dépend de nombreux facteurs comme la masse atomique du matériau cible ou celle des ions incidents, ou bien encore de l'énergie de ces mêmes ions.

Procédé diode

Le plasma est créé par une décharge électrique dans un gaz (l'argon par exemple) maintenu à une pression pouvant aller de $1{,}3.10^2$ à 0,13 Pa, au moyen de deux électrodes : une cathode appelée la cible car c'est elle qui attire les ions positifs, une anode, qui peut être le porte-substrats, placée en face de la cible ou tout autre accessoire au potentiel de la masse (**figure A1-4**). La tension appliquée est de l'ordre de 1 à 5 keV.

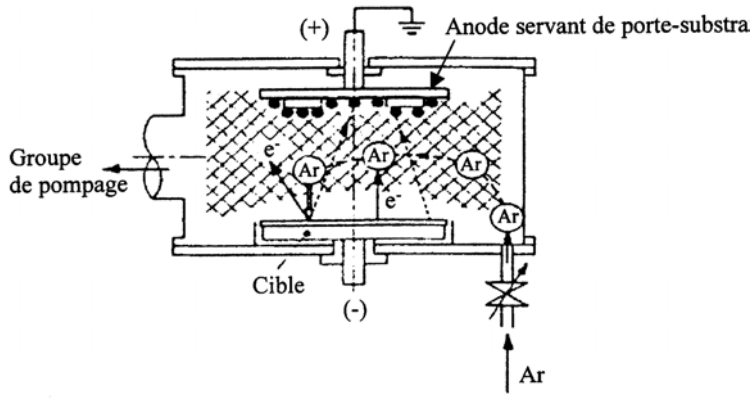


Fig. A1-4 : *Enceinte de pulvérisation diode [Rich_95].*

<u>Le procédé diode D.C</u> : la tension d'attraction des ions est continue et, par conséquent, le procédé ne permet pas de pulvériser des matériaux conducteurs.

Le procédé diode RF : la tension d'attraction des ions est alternative c'est-à-dire qu'on attire alternativement des ions (qui pulvérisent) ou des électrons qui neutralisent les charges apportées par les ions : on peut donc pulvériser des matériaux conducteurs ou diélectriques.

Procédé Triode

Alors que dans le procédé diode, le plasma se faisait entre la cible et le porte-substrats, dans le procédé triode, le plasma est créé puis entretenu indépendamment de la cible.

Le système triode comporte deux parties :

- Un générateur de plasma ;
- Une cible avec le porte-substrats placé devant.

Le générateur de plasma comprend :

- Un filament chaud en tungstène qui émet des électrons ;
- Une anode polarisée qui attire et capte les électrons ;
- Une bobine extérieure dont le champ magnétique a pour effet de spiraler les trajectoires des électrons, retardant ainsi leurs captures par l'anode et augmentant par là même leurs chances de collisions ionisantes avec les atomes du gaz résiduel. Ce système engendre un faisceau de plasma luminescent.

Procédé Magnétron

La cathode magnétron est un perfectionnement de la cathode utilisée en pulvérisation diode classique, qui permet de s'affranchir du filament chaud. Ce perfectionnement résulte de la combinaison d'un champ magnétique intense, perpendiculaire au champ électrique crée par la cathode, c'est-à-dire parallèle à la cible (**figure A1-5**).

L'effet magnétron consiste en une décharge diode RC ou RF entretenue par des électrons secondaires éjectés de la cathode sous l'effet du bombardement ionique. Dans ce cas, les électrons qui ne rencontrent pas de molécules de gaz, s'éloignent perpendiculairement à la cathode et sont captés par l'anode.

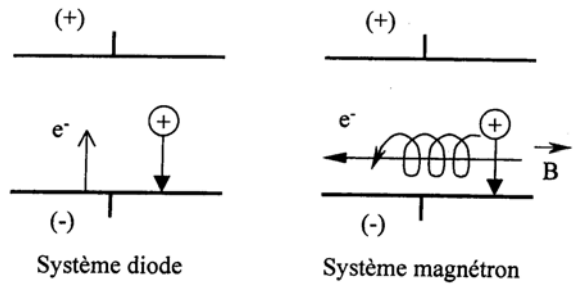


Fig. A1-5 : *Trajectoires électroniques [Nouv_01].*

Si on superpose au champ électrique E un champ magnétique B, perpendiculaire à celui-ci, c'est-à-dire parallèle à la cathode et

très près de celle-ci, les trajectoires électroniques s'enroulent autour des lignes de champ magnétiques, augmentant considérablement les chances d'ioniser une molécule de gaz au voisinage de la cathode.

Le pouvoir d'ionisation des électrons émis par la cathode est augmenté du fait de l'allongement de leur trajectoire. Il s'ensuit une ionisation plus importante des gaz contenus dans l'enceinte.

Il en résulte une augmentation de la vitesse de dépôt et un abaissement de la pression de maintien du plasma.

Bien entendu, ce dispositif n'ajoute rien à l'énergie des ions arrivant sur la cible, il ne fait qu'augmenter leur nombre pour une tension de polarisation de la cible donnée.

La pulvérisation magnétron peut être effectuée en utilisant une seule cathode ou bien plusieurs cathodes (par exemple une cible de titane et une cible d'aluminium) permet de réaliser des multicouches de composés biphasés (TiN/AlN) et est appelé « dual magnétron ». Actuellement ces techniques de pulvérisation à plusieurs cathodes permettent la synthèse de couches 'superlattices' ou de couches triphasés (Ti,Al)N.

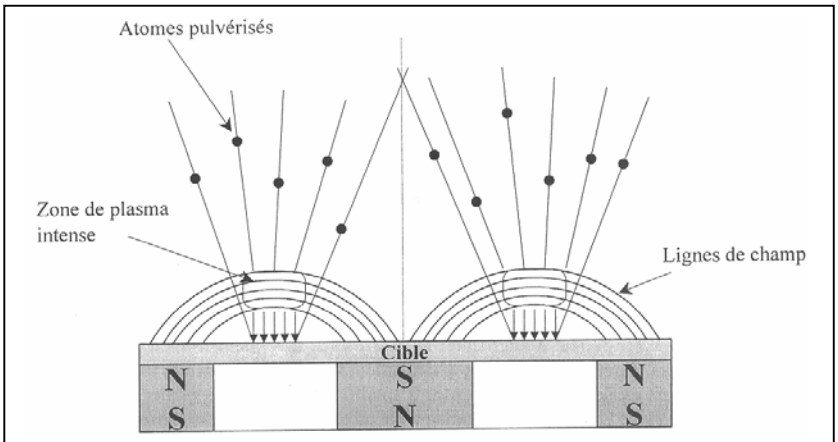


Fig. A1-6 : *Magnétron plan circulaire conventionnel [Nouv_01].*

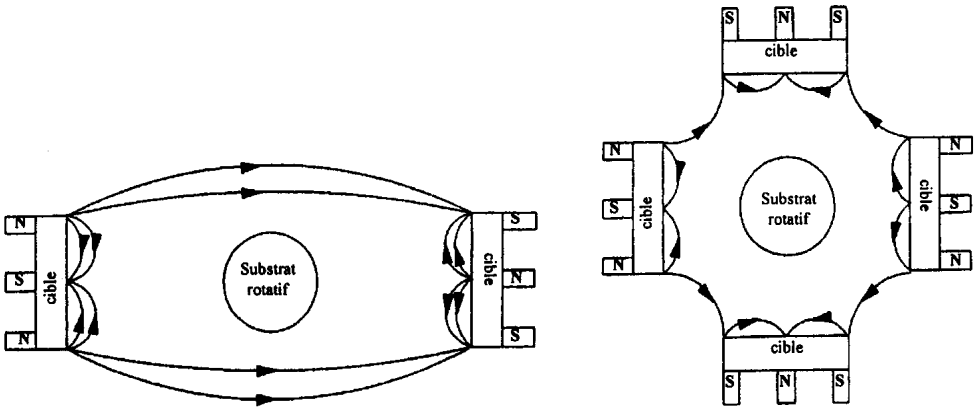


Fig. A1-7 : *Exemples d'arrangements de cathodes magnétron (à gauche : dual magnétron – à droite : arrangement à 4 cathodes pour multicouches ou alliages) [Nouv_01].*

Pulvérisation par faisceau d'ions

Dans le procédé diode, la cible créait elle-même son plasma et attirait les ions qu'elle avait engendrés. Dans le système de pulvérisation triode, on séparait les fonctions de création et d'utilisation des ions. Mais les ions engendrés par le générateur de plasma étaient diffus, la cible devait être polarisée pour les attirer. Ici on va créer des ions dont on pourra fixer le flux et l'énergie puis les accélérer sous forme d'un faisceau que l'on enverra sur la cible à pulvériser.

Le canon à ions comporte :

- Une chambre d'ionisation, dans laquelle on introduit le gaz qui sera ionisé par un ensemble cathode chaude plus anode ;
- Une (ou plusieurs) électrode extractrice d'ions destinée à les attirer et les accélérer. Afin d'avoir une neutralisation du faisceau, on associe un compensateur. Ce système peut être soit un filament chauffant, soit une source d'électrons.

Ce canon est généralement indépendant de l'enceinte dans laquelle il envoie ses ions et où on place la cible. La conductance entre le canon à ions et l'enceinte est telle qu'elle permet d'avoir des pressions de travail de l'ordre de 10^{-3} Pa.

3/ LES TECHNIQUES PVD DE DEPOT IONIQUE OU ION PLATING

Le procédé de dépôts ioniques est une sorte de technique hybride entre l'évaporation et la pulvérisation. Il consiste à évaporer le matériau dans une enceinte dans laquelle on entretient une pression résiduelle de 13 à 1,3 Pa en introduisant de l'argon par exemple.

Pendant le dépôt, on provoque et on entretient une décharge électrique luminescente de manière à créer un plasma. Cette décharge est obtenue généralement en appliquant une tension négative de quelques kV au porte-substrats, ce qui a pour effet d'attirer les ions sur ce dernier.

Remarque : Un plasma, dénommé également gaz ionisé, est un gaz auquel on a fourni une énergie suffisante afin d'arracher des électrons des couches externes.

La pression de gaz résiduel élevée diminuant considérablement le libre parcours moyen des atomes évaporés, ceux-ci s'agglomèrent au sein de la vapeur et forment un nuage diffus autour du substrat qui uniformise le flux de particules et, par conséquent, améliore l'uniformité de l'épaisseur. Par ailleurs, le bombardement ionique du substrat améliore l'adhérence de la couche. Ce procédé n'a d'intérêt que si la vitesse d'évaporation est grande. Cela oblige à utiliser des sources d'évaporation par bombardement électronique mais, celles-ci ne peuvent fonctionner qu'en-dessous de $1{,}3.10^{-2}$ Pa.

Dans la pratique, l'enceinte comprend deux parties :

- La partie inférieure pompée à $1,3.10^{-2}$ Pa ou en dessous, et qui est occupée par le canon à électrons ;
- La partie supérieure où l'on entretient une pression de 13 à 1.3 Pa et est occupée par le substrat.

La paroi qui sépare ces deux parties comporte :

- L'orifice de passage du faisceau d'électrons ;
- L'orifice d'échappement des vapeurs du creuset ;
- Un orifice de pompage généralement de faible diamètre pour ne pas perturber le fonctionnement du canon à électrons.

D'utilisation relativement compliquée, cette technique est surtout considérée comme un procédé de revêtement permettant de recouvrir des pièces de formes compliquées (outils-coupants du type fraises-mères par exemple).

4/ COMPARAISON DES MODES DE DEPOSITION PVD

Comme les paragraphes précédents l'ont illustré, les procédés PVD offrent de loin la plus large variété comparativement aux procédés PVD. Il est dès lors très difficile de faire un choix optimum a priori. L'analyse de la littérature montre qu'il n'existe pas de procédés universels et que tous offrent leurs avantages et leurs inconvénients. On peut néanmoins tenter de faire un comparatif des 4 procédés les plus largement répandus (**Tab. A1-1**).

	Avantages	Inconvénients
Evaporation sous vide	♦ vitesse de dépôt élevée ♦ matériel simple ♦ investissement faible ♦ faible température du substrat (dépôt sur plastique) ♦ bien adapté aux applications électriques et optiques	♦ mal adapté aux dépôts réfractaires ♦ difficultés de déposer des alliages ♦ faible pouvoir de recouvrement ♦ adhérence faible ♦ dépôts poreux et non uniformes
Pulvérisation cathodique (diode)	♦ possibilité de déposer de nombreux métaux, alliages, composés réfractaires, conducteurs ou diélectriques ♦ maîtrise de la stoechiométrie ♦ bonne adhérence des dépôts ♦ bon pouvoir de recouvrement	♦ faible vitesse de dépôt ♦ investissement élevé ♦ dépôts non uniformes
Pulvérisation	♦ idem système diode	♦ dépôts non uniformes en épaisseur

magnétron	♦ vitesse de dépôt élevée ♦ faible température de dépôt (plastiques)	♦ investissement élevé ♦ cibles sensibles à la fissuration ♦ réaction possible de la cible avec l'atmosphère gazeuse
Dépôts ioniques	♦ vitesse de dépôt élevée ♦ bonne adhérence ♦ bon pouvoir de recouvrement ♦ possibilités de déposer de nombreux métaux, alliages, etc. ♦ bien adapté aux applications mécaniques	♦ investissement matériel élevé ♦ contrôle de la stoechiométrie parfois délicat ♦ dépôts non uniformes en épaisseur

Tab. A1-1 : *Comparaison des 4 principaux procédés de déposition PVD [Nouv_01].*

5/ LES TECHNIQUES CVD

Mis au point vers 1968, le CVD est un procédé fondamentalement différent des procédés précédents puisqu'il est basé sur une série de réactions chimiques dans une enceinte placée à haute température de l'ordre de 950 à 1000 °C. Le dispositif se compose de la façon suivante :

- un générateur de gaz porteurs (**Fig. A1-8-1**), une centrale de régulation des gaz comprenant un mélangeur (**Fig. A1-8-2**), des débimètres volumiques ou massiques, et un système de purification des gaz, forme de tamis moléculaires et d'assécheurs chimiques ;
- Un enceinte de dépôt à parois chaudes en acier réfractaire inoxydable (**Fig. A1-8-3**) ;
- Un dispositif de chauffage régulé en plusieurs zones afin d'obtenir un contrôle et une homogénéité parfaite en température dans le réacteur de traitement (**Fig. A1-8-4**) ;
- Un ensemble de distribution des gaz qui permet un écoulement laminaire sur la totalité des surfaces à revêtir (**Fig. A1-8-5**) ;
- Un système de neutralisation des gaz corrosifs, ces produits pour la plupart chlorés sont issus des réactions chimiques. Ces gaz polluants sont piégés par des absorbants se trouvant à la sortie de l'installation (**Fig. A1-8-6**).

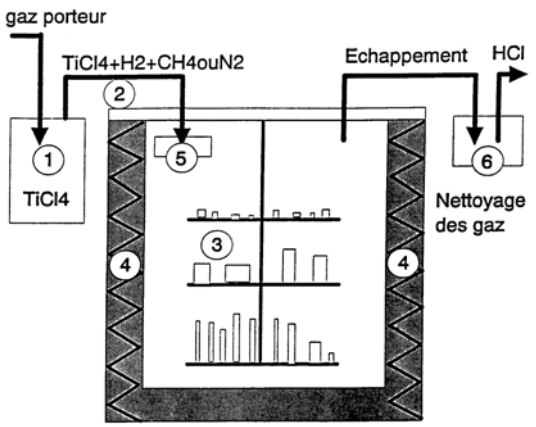


Fig. A1-8 : *Principe d'une installation CVD [Ceti_94].*

A titre d'exemple, les revêtements de la famille des TiC, TiN, Ti(C,N) sont crées par une même famille de gaz mais en proportion variable : H_2, $TiCl_4$, CH_4, N_2. Les dépôts d'alumine sont quant à eux issus de la réaction des gaz suivants : H_2, $AlCl_3$, CO_2.

Ce procédé permet de réaliser une très grande variété de couches, ainsi que des couches à gradient de composition (passage continu d'une couche de TiC à une couche de Ti(C,N) et enfin une couche de TiN), et des revêtements multicouches en faisant varier dans le temps la composition des gaz (**figure A1-9** : TiC, TiCN, Al_2O_3, TiN). Le contrôle de la stoechiométrie est très simple comparativement au PVD.

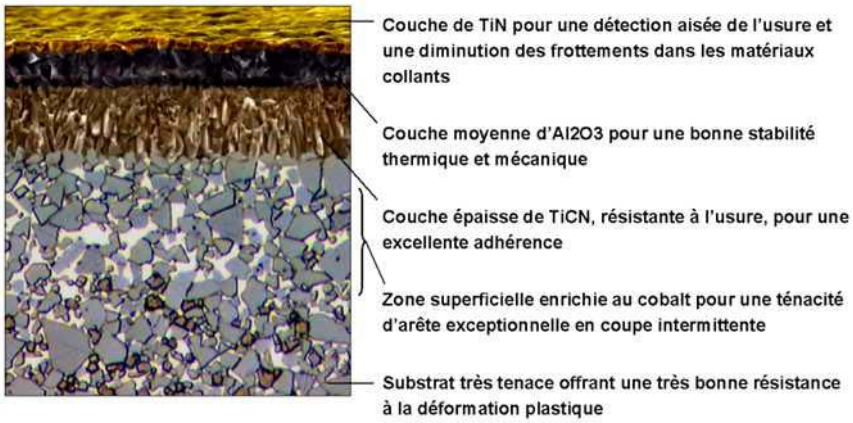


Fig. A1-9 : *Exemple de couche déposée par CVD sur un substrat carbure (Nuance GC4035 de Sandvik).*

La première couche déposée sur les substrats carbures est souvent du TiC, car il possède une très grande affinité avec le carbure (même nature chimique que les composés du substrat fritté).

Ce procédé est extrêmement utilisé pour le dépôt sur des outils en carbure, mais n'est quasiment pas utilisé pour le revêtement d'outils en acier rapide. En effet, les très hautes températures provoquent un revenu de l'acier rapide, ce qui lui fait perdre ses propriétés mécaniques.

Les hautes températures sont également dommageables à la fragilité de la couche externe des outils carbures, ainsi qu'à l'adhésion des couches. Ceci est du à la formation d'un composé externe $Co_xW_yC_z$ [Kloc_99b]. Cela est compensé partiellement en dopant la couche externe du substrat en cobalt (**figure A1-9**).

Fig. A1-10 : *Exemple de revêtement à structure colonnaire obtenu par CVD [Balz_01].*

En CVD, on peut obtenir des couches de structures granulaires colonnaires (**fig. A1-10**) lorsque l'on dépose à haute température, alors que l'on obtiendra des couches granulaires à basse température. La structure colonnaire est plus fragile car elle a tendance à se décohésionner lors du travail aux chocs. On privilégie les structures granulaires plus fiables.

Les dépôts CVD ont généralement des épaisseurs de 5 à 12 μm, alors que les dépôts PVD n'excédent pas les 6 μm. Un des problèmes majeurs du CVD est le manque d'acuité d'arête du fait de l'importante épaisseur de la couche déposée. Cela explique que, dans certaines applications spécifiques, on réalise des revêtements PVD sur des outils carbures. Un exemple d'application est le fraisage de matériaux thermoplastiques (ex : ABS pour tableau de bord de voiture) avec des fraises monoblocs carbures ayant une très grande acuité d'arête. On dépose alors des revêtements à très basse adhésion comme des WC/C, des DLC (diamond like carbon), etc.

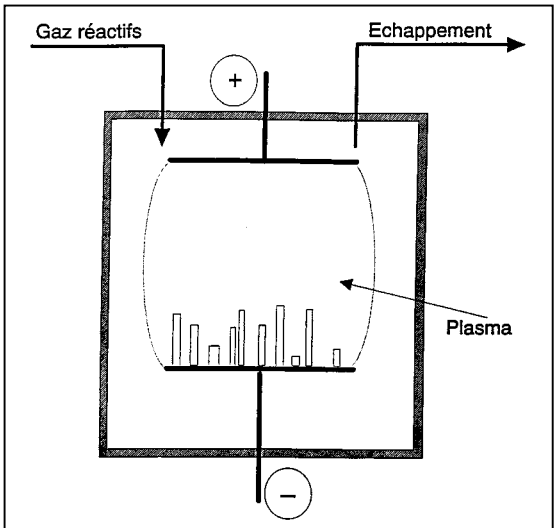


Fig. A1-11 : *Principe d'une installation PACVD [Ceti_94].*

Les films déposés par CVD possèdent fréquemment un état de contraintes résiduelles en tension, ce qui les rend sensibles à la fissuration. Cela explique que ces revêtements aient tout d'abord été employés dans des applications à coupe continue (tournage).

Il existe également une variante permettant d'abaisser la température des dépôts vers 850 °C. Il s'agit du PACVD ou MTCVD (**figure A1-11**). Celui-ci-permet d'activer les réactions chimiques via un plasma crée par décharge électrique. Cette méthode de déposition tend à développer de plus en plus, car elle évite la fragilisation des substrats carbures. De nombreux développements sont en cours afin d'abaisser la température vers 500 °C et ainsi de réaliser des dépôts sur des aciers rapides.

ANNEXE 2

Fonction de transfert thermique d'un outil revêtu

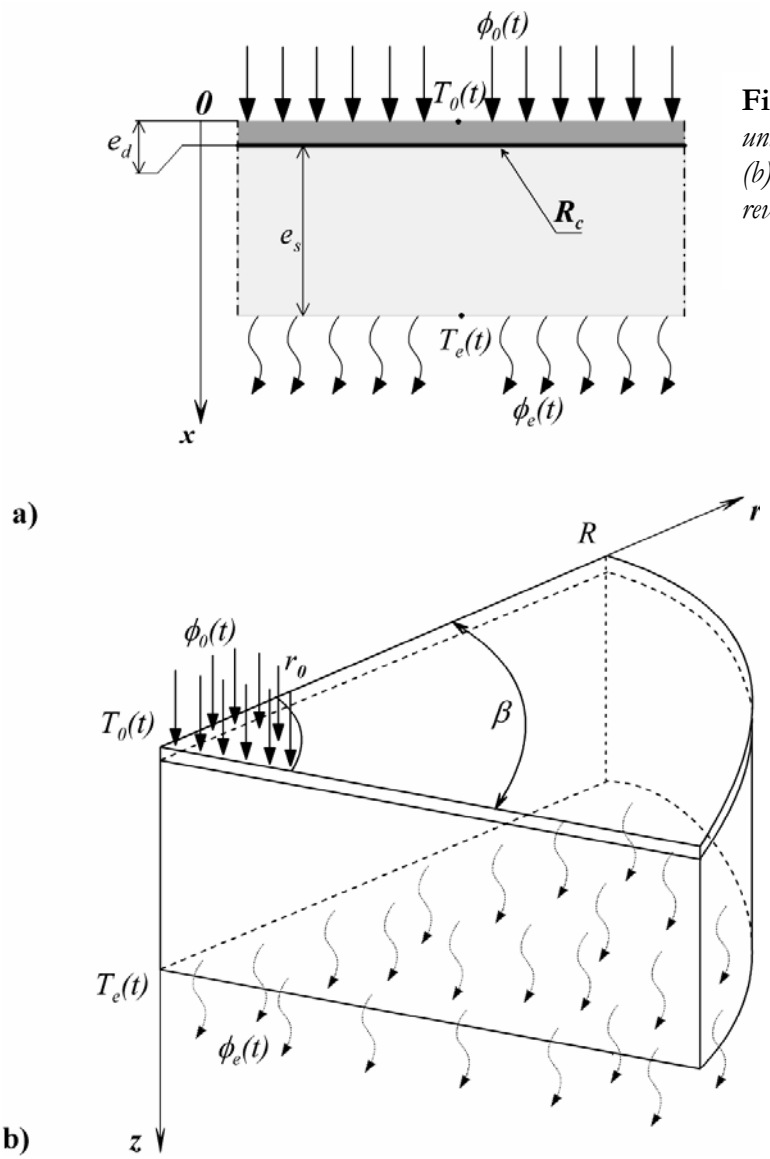


Fig. A2-1 : *Modélisation unidimensionnelle (a) et tri-dimensionnelle (b) du transfert de chaleur dans un outil revêtu*

Considérons une paroi d'épaisseur e, de conductivité thermique λ et de diffusivité thermique α. Le flux de chaleur appliquée sur la surface à $x = 0$ est noté $\phi_0(t)$, alors que le flux de chaleur sur la face opposée à $x = e$ est noté $\phi_e(t)$. La fonction de transfert unidimensionnelle par conduction à travers la paroi est décrite par les équations suivantes :

$$\frac{\partial^2 T(x,t)}{\partial x^2} - \frac{1}{\alpha}\frac{\partial T(x,t)}{\partial t} = 0,\ 0 < x < e,\ t > 0, \qquad (\mathbf{A2\text{-}1})$$

$$-\lambda \frac{\partial T(x,t)}{\partial x} = \phi_0(t),\ x = 0,\ t > 0 \qquad (\mathbf{A2\text{-}2})$$

$$-\lambda \frac{\partial T(x,t)}{\partial x} = \phi_e(t),\ x = e,\ t > 0 \qquad \textbf{(A2-3)}$$

$$T(x,t) = 0,\ 0 \le x \le e,\ t = 0 \qquad \textbf{(A2-4)}$$

En appliquant la transformée de Laplace par rapport au temps t aux équations précédentes, on obtient une formulation en quadrupole exprimant le flux de chaleur et la température sur la face de coupe [Mail_00] :

$$\begin{bmatrix} \overline{T_0}(s) = \overline{T}(x=0,s) \\ \overline{\phi_0}(s) = \overline{\phi}(x=0,s) \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} A & B \\ C & A \end{bmatrix}}_{\mathbf{X}} \begin{bmatrix} \overline{T_e}(s) = \overline{T}(x=e,s) \\ \overline{\phi_e}(s) = \overline{\phi}(x=e,s) \end{bmatrix} \qquad \textbf{(A2-5)}$$

$\overline{T}(s)$ et $\overline{\phi}(s)$ expriment respectivement les transformées de Laplace de $T(t)$ et $\phi(t)$ définies par :

$$\overline{T}(x,s) = \int_0^\infty T(x,t) e^{-st}\, dt \quad \text{et} \quad \overline{\phi}(s) = \int_0^\infty \phi(t) e^{-st}\, dt \qquad \textbf{(A2-6)}$$

Les composantes de la matrice X s'expriment par :

$$A = \cosh(k\,e),\ B = \sinh(k\,e)/\lambda\,k,\ C = \sinh(k\,e)\lambda\,k \qquad \textbf{(A2-7)}$$

avec :

$$k = \sqrt{\frac{s}{\alpha}} \qquad \textbf{(A2-8)}$$

En considérant le système substrat+revêtement de la **figure A2-1**, la méthode des quadrupoles permet une formulation très compacte comme suit :

$$\begin{bmatrix} \overline{T_0}(p) \\ \overline{\phi_0}(p) \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} A_d & B_d \\ C_d & A_d \end{bmatrix}}_{\mathbf{X}_d} \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & R_c \\ 0 & 1 \end{bmatrix}}_{\text{interface}} \underbrace{\begin{bmatrix} A_s & B_s \\ C_s & A_s \end{bmatrix}}_{\mathbf{X}_s} \begin{bmatrix} \overline{T_e}(p) \\ \overline{\phi_e}(p) = h\overline{T_e}(p) \end{bmatrix} \qquad \textbf{(A2-9)}$$

Les indices d et s sont respectivement attribués au dépôt (revêtement) et au substrat. La résistance thermique à l'interface entre le revêtement et le substrat est noté R_c et nous considérons qu'il y a un échange de chaleur avec le milieu ambiant sur la face arrière $\overline{\phi_e} = h\overline{T_e}$, où h est le coefficient d'échange thermique. A partir de la relation (**A2-9**), nous obtenons la relation exprimant la température sur la face de coupe par rapport au flux de chaleur à la même position :

$$\overline{T_0}(s) = H_{1D}(s)\overline{\phi_0}(s) \qquad \textbf{(A2-10)}$$

avec :

$$H_{1D}(s)=\frac{G_0+G_1+G_2}{G_3+G_4+G_5} \qquad \textbf{(A2-11)}$$

et :

$$G_0=\cosh(k_s\,e_s)\cosh(k_d\,e_d)+R_c\lambda_s k_s\,\sinh(k_s e_s)\cosh(k_d e_d)$$

$$G_1=\frac{\lambda_s\,k_s}{\lambda_d\,k_d}\sinh(k_s\,e_s)\sinh(k_d\,e_d)$$

$$G_2=h\left(\frac{1}{\lambda_s k_s}\sinh(k_s e_s)\cosh(k_d e_d)+R_c\,\cosh(k_d e_d)\cosh(k_s e_s)+\frac{1}{\lambda_d k_d}\sinh(k_d e_d)\cosh(k_s e_s)\right)$$

$$G_3=\lambda_d\,k_d\,\cosh(k_s\,e_s)\sinh(k_d\,e_d)$$

$$G_4=R_c\lambda_s k_s\,\sinh(k_s e_s)\lambda_d k_d\,\sinh(k_d e_d)+\lambda_s\,k_s\,\sinh(k_s\,e_s)\cosh(k_d\,e_d)$$

$$G_5=h\left(\frac{\lambda_d k_d}{\lambda_s k_s}\sinh(k_d e_d)\sinh(k_s e_s)+R_c\lambda_d k_d\,\sinh(k_d e_d)\cosh(k_s e_s)+\cosh(k_d e_d)\cosh(k_s e_s)\right)$$

Dans le cas de la configuration tridimensionnelle axisymétrique, nous utilisons également la formulation en quadrupole. Considérons le flux de chaleur pour $\beta=0$ et $\beta=\pi/4$, la matrice élémentaire X de l'équation (**équation A2-5**) est maintenant gouvernée par les équations de transfert de chaleur dans un cylindre, avec ϕ_0 le flux de chaleur appliqué sur la face supérieure d'un disque de rayon r_0 :

$$\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(r\frac{\partial T(r,z,t)}{\partial r}\right)+\frac{\partial^2 T(r,z,t)}{\partial z^2}-\frac{1}{\alpha}\frac{\partial T(r,z,t)}{\partial t}=0,\ 0<r<R, 0<z<e,\ t>0, \qquad \textbf{(A2-12)}$$

$$\frac{\partial T(r,z,t)}{\partial r}=0,\ r=0, r=R, 0<z<e,\ t>0 \qquad \textbf{(A2-13)}$$

$$-\lambda\frac{\partial T(r,z,t)}{\partial z}=\begin{cases}\phi_0(t) & r\le r_0\\ 0 & r>r_0\end{cases}, z=0,\ t>0 \qquad \textbf{(A2-14)}$$

$$-\lambda\frac{\partial T(r,z,t)}{\partial z}=\phi_a(t),\ 0<r<R, z=e,\ t>0 \qquad \textbf{(A2-15)}$$

$$T(r,z,t)=0,\ 0\le z\le e, 0\le r\le R\ \ t=0 \qquad \textbf{(A2-16)}$$

La transformée de Laplace est appliquée comme précédemment par rapport au temps, et la transformée de Hankel est appliquée par rapport à la variable d'espace r :

$$\overline{T}_h(\alpha_n,z,s)=\int_0^R \overline{T}(r,z,s)J_0(\alpha_n\,r)dr \qquad \textbf{(A2-17)}$$

J_0 est la fonction de Bessel du second type et d'ordre 0. La température et le flux de chaleur sur la face de coupe sont exprimés en relation avec la face arrière comme dans la relation (**équation A2-5**), à ceci près que k doit être remplacé par :

$$k = \sqrt{\frac{s}{\alpha} + \alpha_n^{\ 2}} \quad \textbf{(A2-18)}$$

avec :

$$\alpha_n R \approx \pi\left(n + \frac{1}{4}\right) - \frac{3}{8\pi}\frac{1}{\left(n + \frac{1}{4}\right)} \qquad \textbf{(A2-19)}$$

Comme dans la configuration unidimensionnelle, on peut établir la relation exprimant la température sur la face de coupe par rapport au flux $\overline{\phi_0}(s)$:

$$\overline{T_0}(\alpha_n, s) = \underbrace{H_{1D}(s, \alpha_n)\frac{r_0}{\alpha_n} J_1(\alpha_n r_0)}_{H_{3D}(\alpha_n, s)}\overline{\phi_0}(s) \qquad \textbf{(A2-20)}$$

Dans la pratique, la transformée inverse de Laplace est réalisée en utilisant un algorithme de Stefest et la transformée inverse de Haakel est obtenu par :

$$\overline{T}(r, z, s) = \sum_{n=1}^{\infty} \overline{T}_h(\alpha_n, z, s)\frac{J_0(\alpha_n r)}{\frac{R^2}{2} J_0(\alpha_n R)^2} \qquad \textbf{(A2-21)}$$

La fonction de transfert asymptotique pour les petites périodes de temps est identique pour les configurations uni- et tridimensionnelles :

$$\lim_{s\to\infty} H_{1D}(s) = \lim_{s\to\infty} H_{3D}(\alpha_n, s) = \frac{1}{\sqrt{\lambda_d (\rho C_p)_d}}\frac{1}{\sqrt{s}} \qquad \textbf{(A2-22)}$$

Ces fonctions diffèrent pour les longues périodes ($t \to \infty \Leftrightarrow s \to 0$) :

Pour la configuration 1D : $\lim_{s\to} H_{1D}(s) = \frac{1}{h} + \frac{e_s}{\lambda_s} + \frac{e_d}{\lambda_d} + R_c$ **(A2-23)**

Pour le 3D : $\lim_{s\to} H_{3D}(\alpha_n, s) = \dfrac{\frac{1}{\alpha_n} + R_c\lambda_s e_d e_s \alpha_n^2 + \frac{e_d e_s}{\lambda_d}(\lambda_s \alpha_n + hR_c) + \frac{he_s}{\lambda_s \alpha_n}}{\alpha_n\left(\lambda_d e_d + \lambda_s e_s + R_c\lambda_d\lambda_s e_d e_s \alpha_n^2 + \frac{h\lambda_d}{\lambda_s} e_d e_s + hR_c\lambda_d e_d + \frac{h}{\alpha_n^2}\right)}$

(A2-24)

ANNEXE 3

Caractéristiques de la nuance de carbure SM30

taille de grains	1-2 µm
densité	12,9 g/cm ^{3}
dureté HV10	1550
Module d'Young	520 kN/mm²
coefficient de poisson	0,22
module de rigidité	215 kN/mm²
coefficient de dilatation	20-400 °C = 6.3 10^{-6} 400-800 °C =7.0 10^{-6}

Tab. A3-1 : *Propriétés mécaniques de la nuance SM30 à 20°C (Source Sandvik).*

Co	WC	TaC	NbC	TiC
14.5	57.3	10.8	6.2	11.2

Tab. A3-2 : *Composition volumique de la nuance SM30 (données Sandvik).*

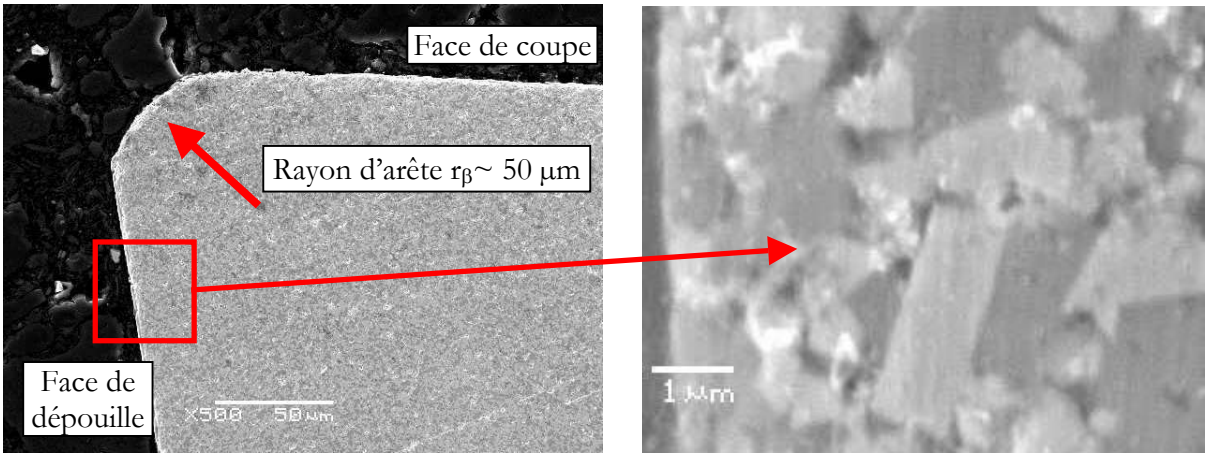


Fig. A3-1 : *Vue en section d'une plaquette TPKN (à gauche) et du substrat SM30 (à droite).*

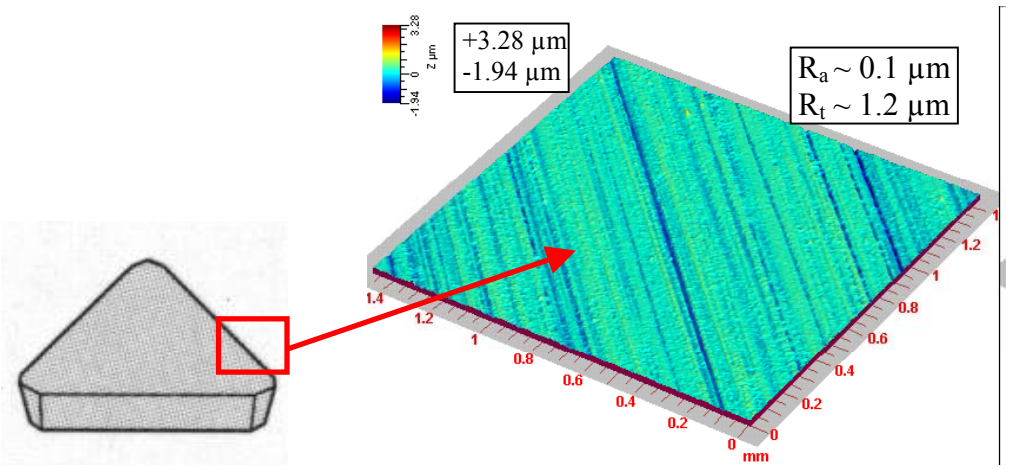


Fig. XX : *Visualisation de la topographie des surfaces rectifiées des plaquettes TPKN.*

ANNEXE 4

Caractéristiques de l'acier 27 Mn Cr 5 à HB 200

Les éprouvettes d' essais étaient issues de barres de sections parallélépipédiques spécialement laminées pour cette étude. En effet, le 27 Mn Cr 5 étant un acier à pignonnerie, il est commercialisé en barres laminées rondes. Les éprouvettes ont été entièrement écroutées afin d'éviter tous les phénomènes connus de couches oxydées ou décarburées qui perturbent les essais.

L'homogénéité de la barre dans sa section a été vérifiée par une cartographie de dureté qui a révélé une dispersion des mesures de l'ordre de 10 points Brinell (ordre de grandeur de la précision de la mesure).

Elément	C	Si	Mn	Ni	Cr	Mo	Cu	S	P	Al	Ti
M %	0,242	0,24	1,239	0,195	1,161	0,034	0,213	0,033	0,011	0,023	0,0016

Tab. A4-1 : *Composition massique de l'acier 27 Mn Cr 5 usiné.*

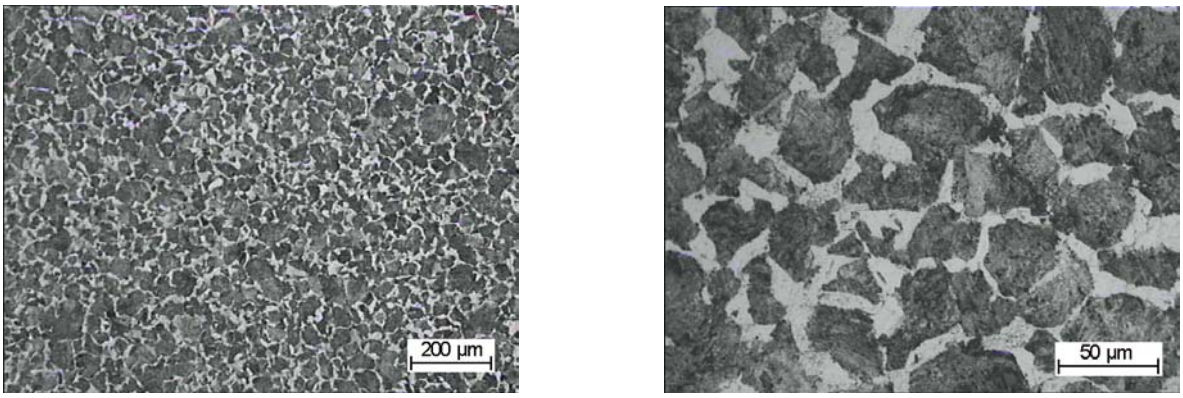


Fig. A4-1 : *Micrographie de l'acier 27 Mn Cr 5 usiné (taille de grains de 30 à 50 µm).*

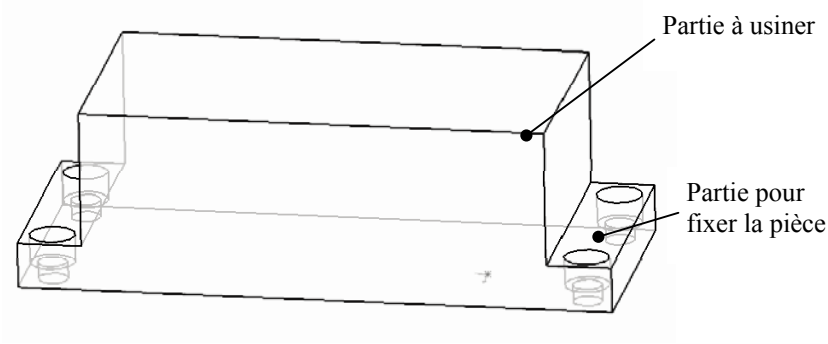


Fig. A4-2 : *Eprouvettes utilisées pour les essais de fraisage.*

ANNEXE 5

Caractéristiques de l'acier 42 Cr Mo 4 U à HB 290

L'acier 42 Cr Mo 4 U a été usiné sous la forme de barres de diamètre 200 mm.

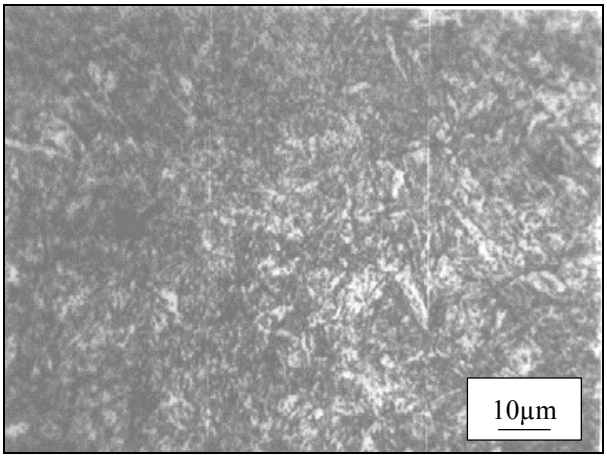


Fig. A5-1 : *Micrographie du 42 Cr Mo 4 U*

C	Mn	Si	S	P	Cr	Mo	Cu	Al
415	883	174	25	15	1021	202	210	16

Tab. A5-1 : *Composition massique de l'acier 42 Cr Mo 4 U (en 10^{-3}% - (*) en ppm).*

ANNEXE 6

Détermination des conditions de coupe des essais de fraisage avec différentes préparations d'arête

Les domaines de vitesses de coupe et d'avance acceptables ont été déterminés par un balayage des valeurs potentielles avec un suivi parallèle :

- de l'énergie spécifique de coupe W_c (**éq. A6-1**). Un changement de pente brutal dans l'évolution de l'énergie spécifique est révélateur de problèmes liés à la formation des copeaux : adhésion de la matière usinée, copeaux trop fins, outils ébréchés, etc.

$$W_c = \frac{P_c}{Q} \qquad (\text{W.min/cm}^3) \qquad \textbf{(A6-1)}$$

avec P_c : puissance de coupe consommée pendant l'usinage (hors puissance consommée à vide) en W , et Q : Débit de matière enlevée (cm^3/min)

- de la forme des copeaux. Les copeaux doivent avoir une forme homogène et lisse, ainsi qu'une couleur (liée à l'oxydation) indiquant une température limitée. Du moins chaud au plus chaud, on trouve les couleurs suivantes : argent < jaune < marron < bleu clair < bleu foncé < violet [Yeo_98] ;

- des phénomènes vibratoires. Les essais doivent se faire en l'absence de vibrations (approche auditive et observation des rugosités de surface) ;

- de l'usure de l'outil. Cette étape doit se faire en l'absence d'usure.

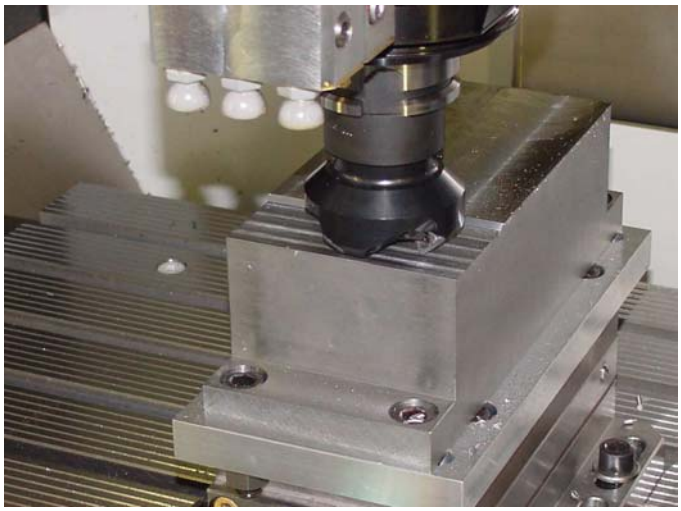


Fig. A6-1 : *Configuration des essais de détermination du domaine de fonctionnement.*

La mise en œuvre de ces essais a permis de tracer l'évolution de l'énergie spécifique de coupe en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance par tour (**figure A6-2 et A6-3**).

Remarque : les plaquettes rectifiées à R_a ~ 0.7 µm n'ont pas fait l'objet d'essais de fraisage compte-tenu des résultats obtenus sur les plaquettes avec R_a ~ 0.1 et 0.3 µm (voir les analyses suivantes).

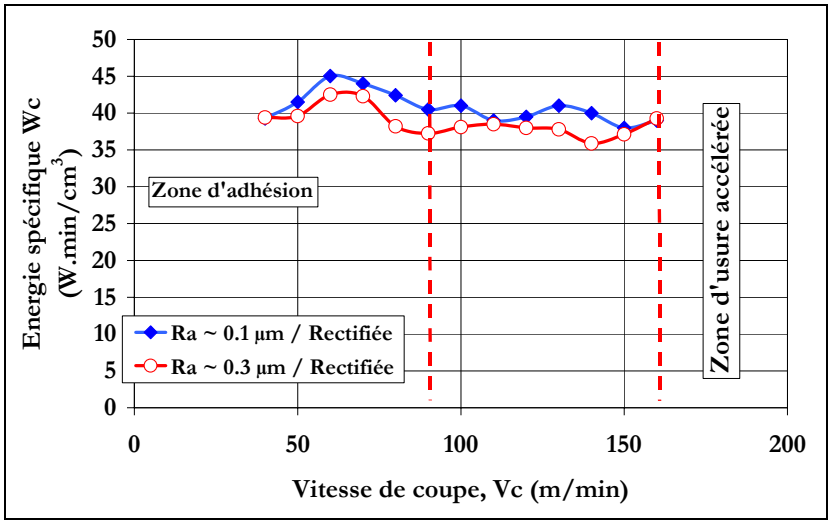


Fig. A6-2 : *Evolution de l'énergie spécifique de coupe en fonction de la vitesse de coupe.*

Matière usinée
27 Mn Cr 5 – HB 200
Outil
Fraise à surfacer à 45°
Plaquette SENM 12
Substrat ASP 2052
Conditions de coupe
a_e = 10 mm
a_p = 2.5 mm
à sec

L'analyse de ces courbes permet de voir qu'il existe une vitesse de coupe minimum V_c = 90 m/min en dessous de laquelle l'énergie spécifique de coupe remonte de façon significative. Ce phénomène est bien connu et correspond à la présence d'adhésion de la matière usinée sur les outils. La vitesse de coupe minimale pour les essais sera fixée à V_c = 100 m/min afin de garder une marge de sécurité par rapport à ces phénomènes d'adhésion.

La vitesse de coupe maximale a été fixée à V_c = 160 m/min du fait d'une importante vitesse d'usure observée durant ces essais. La vitesse maximale retenue pour nos essais sera donc fixée à V_c = 140 m/min afin de garder une marge de sécurité et ainsi obtenir des durées de vie acceptables pour une application industrielle.

En ce qui concerne l'avance, il apparaît clairement qu'en dessous de f_z = 0.15 mm/tr, l'énergie spécifique croît de façon importante. Cela correspond à une épaisseur de copeau h_{max} trop faible (**éq. 4-1**). La limite supérieure a été fixée à f_z = 0.3 mm/tr de façon approximative. L'outil pouvait accepter davantage, mais nous avons choisi de limiter l'épaisseur maximale de copeaux afin de ne pas risquer de casses imprévisibles et catastrophiques qui pourraient endommager le porte-outil.

Partant de ce domaine de fonctionnement, nous avons choisi de tester les plaquettes dans deux configurations différentes. Une configuration qui privilégiait une grande vitesse de coupe et une faible épaisseur de copeau et une deuxième configuration qui privilégiait une grande épaisseur de copeau et une faible vitesse de coupe. Ces deux configurations permettent de balayer des

applications à profil plutôt 'ébauche' et des applications à profil 'semi-finition ou finition'. Les deux jeux de conditions de coupe suivants ont donc été retenus :

- V_c = 140 m/min – f_z = 0.15 mm/tr – Débit de matière = 3300 mm^3/min ;
- V_c = 100 m/min – f_z = 0.3 mm/tr – Débit de matière = 4700 mm^3/min.

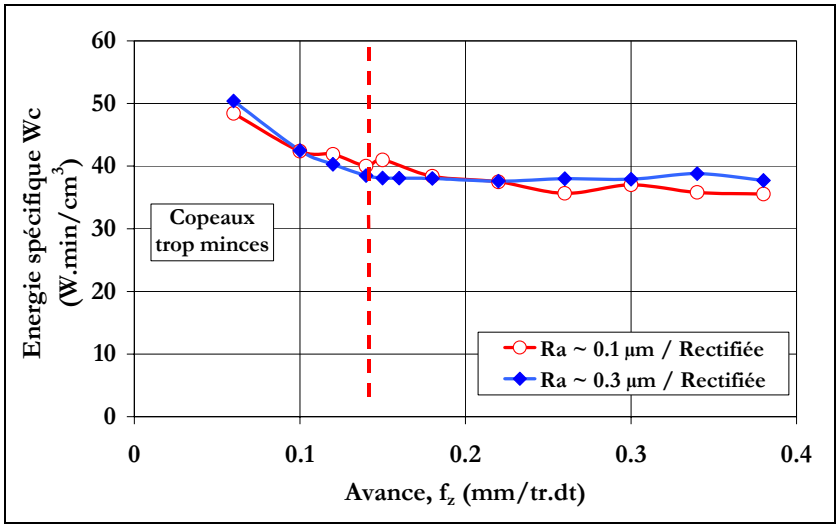


Fig. A6-3 : *Evolution de l'énergie spécifique de coupe en fonction de l'avance.*

Matière usinée
27 Mn Cr 5 – HB 200
Outil
Fraise à surfacer à 45°
Plaquette SENM 12
Substrat ASP 2052
Conditions de coupe
a_e = 10 mm
a_p = 2.5 mm
à sec

RESUME

Le taillage d'engrenages par fraise-mère est le procédé le plus utilisé pour la génération de dentures, notamment dans l'industrie automobile.

Les exigences de productivité obligent les fabricants à augmenter considérablement les vitesses de coupe utilisées, ainsi qu'à supprimer la lubrification à l'huile entière traditionnellement employée.

Une nouvelle génération de fraises-mères a été développée sur la base de l'utilisation de substrats en acier rapide fritté fortement allié, associés à de nouvelles familles de revêtements, ainsi qu'à des méthodes optimisées de tribofinition des fraises-mères.

Issu de la famille des dépôts PVD, le revêtement dur et réfractaire (Ti,Al)N, en association avec le revêtement auto-lubrifiant MoS_2 a montré leurs performances techniques et économiques dans ce type d'opération.

Une revue des méthodes de caractérisation des revêtements a également permis de resituer l'intérêt de chacune d'elles aux différents stades de développement d'une nouvelle couche.

Une étude, mettant en œuvre diverses méthodes complémentaires d'investigations, a permis de caractériser l'influence thermique et tribologique des revêtements sur les modes de formation des copeaux.

ABSTRACT

The gear hobbing process is the main process used for the gear manufacturing, especially in the automotive industry.

The increasing productivity specifications tend to increase the cutting speed used, and to avoid the lubrication with plain oil.

A new generation of hobs has been developped using new powder metal high speed steels with a high carbide content, in association with new coatings, and with new tribofinition processes of hobs.

The hard and refractory (Ti,Al)N PVD coating, combined with the self-lubricating coating MoS_2 has shown a great technical and economical performance in these kind of cutting operations.

A review of the characterization methods of coatings has also been realized so as to evaluate the interest of each one at the various stages of a coating development.

A study of the tribological and thermal functions of a cutting tool coating on the chip formation has been investigated with various experimental and analytical methods.

ENSAM