

Modélisation de la coupe en Usinage à Grande Vitesse

1. Etude des phénomènes thermo-mécaniques (Système Copeau-Pièce)

1.1. Intérêt du contrôle de la formation du copeau [1]

Le respect des trois critères Coût, Qualité, et Délai impose l'utilisation de moyens de production plus performants et plus flexibles. La formation du copeau en usinage à grande vitesse est un phénomène micro-géométrique influant sur plusieurs grandeurs macro-géométriques à surveiller sur un centre d'usinage. Sa maîtrise contribue à :

- fiabiliser le processus d'usinage,
- garantir la qualité géométrique des surfaces usinées (état de surface et précision dimensionnelle),
- assurer la productivité,
- renforcer la sécurité des opérateurs et de la cellule d'usinage.

L'optimisation du choix des conditions de coupe est de plus en plus assistée, grâce au développement des logiciels de CFAO et de CAPP (Computer-Aided Process Planning ; assistance à la génération de gammes d'usinage). Leur élaboration et leur utilisation imposent aussi de pouvoir prévoir les configurations de la coupe, pour un couple outil/matière désiré, donc de la modéliser au plus près des situations expérimentales rencontrées.

Nous allons dans un premier temps, au travers de constatations expérimentales, faire le bilan des phénomènes entrant en jeu lors de la formation du copeau en UGV. Cela passe par une analyse du mode de formation du copeau, par une analyse thermique de la coupe, des efforts de coupe et de l'usure des outils. La synthèse, sous forme d'étude bibliographique peut nous permettre de trouver des caractéristiques propres à l'usinage à grande vitesse.

1.2. Types de copeaux rencontrés

Pour les métaux, le processus de formation du copeau est principalement basé sur des déformations plastiques. Selon les conditions de coupe, on rencontre trois familles de copeaux :

- *Le copeau continu* : la continuité du matériau y est préservée, et les déformations plastiques dans les zones de cisaillement sont quasi stationnaires.
- *Le copeau segmenté* : il est composé d'éléments plus ou moins connectés entre eux, résultant de variations périodiques de la couche superficielle ; ce qui conduit à des zones alternées de déformations locales très peu cisillées.
- *Le copeau dentelé* : il est en majorité formé d'éléments séparés, dus plutôt à une rupture du matériau qu'à un cisaillement de celui-ci.

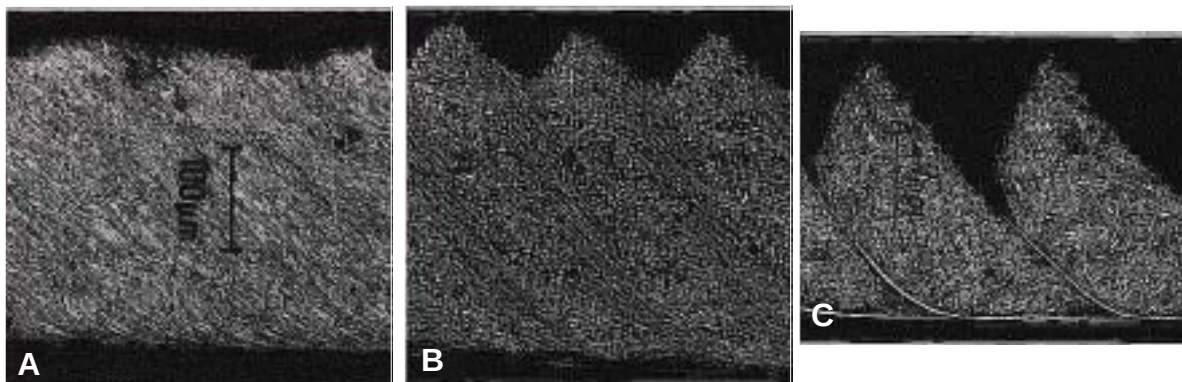


Figure 1 : A : copeau continu ; B : copeau segmenté ; C : copeau dentelé [3]

En pratique, des obstacles tels que la pièce produite, le brise-copeau de l'outil ou des éléments de la machine-outil gênent l'écoulement du copeau. Ces obstacles exercent des actions mécaniques qui astreignent la forme du copeau et son mode de formation. Ainsi, tous les copeaux "industriellement produits" sont appelés *copeaux contraints*.

1.3. Ecoulement du métal : les zones de cisaillement

1.3.1. Conditions générales de la coupe

Lors de cette étude, nous nous plaçons dans le cas de la coupe orthogonale. Dans ce cas, l'arête de coupe est rectiligne, perpendiculaire au mouvement d'avance de l'outil (et les angles de direction d'arête κ_r et d'inclinaison λ_s valent 90° et 0°) (figure 2). Cette configuration de coupe n'a quasiment pas d'applications industrielles. Mais celle-ci est intéressante, par les simplifications géométriques et cinématiques qu'elle induit, pour l'étude des phénomènes apparaissant lors de la coupe [2] [4].

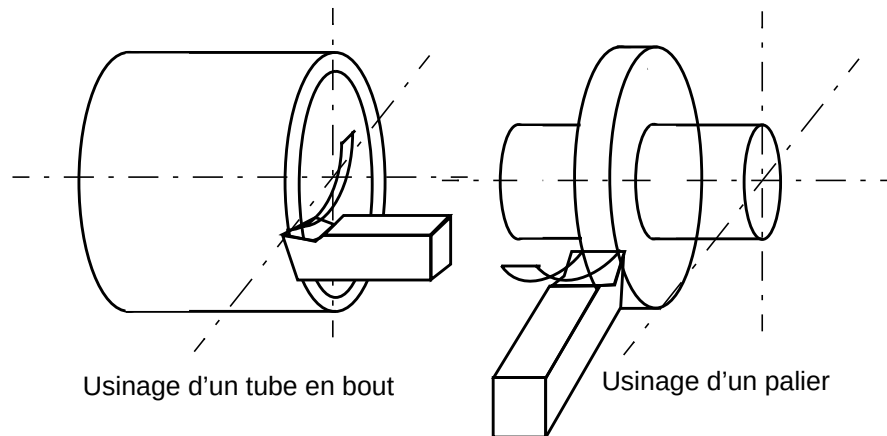


Figure 2 : Configurations de la coupe orthogonale [3]

Les conditions de coupe se limitent à la vitesse de coupe et à l'avance par tour. L'épaisseur du copeau restant faible par rapport à sa largeur, et en exceptant les effets de bord, la coupe se modélise par un problème de déformations planes (les phénomènes entrant en jeu dans des plans perpendiculaires à l'arête de coupe sont identiques). En régime stationnaire et à vitesse de coupe constante, il est donc possible de tracer une représentation plane de la coupe [3].

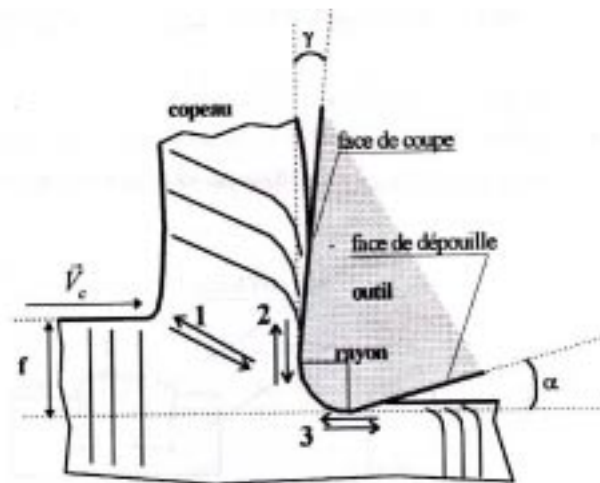


Figure 3 : Définition des cisaillements primaire (1), secondaire (2) et tertiaire (3) [2]

L'outil en avançant, appuie sur le copeau en formation et provoque un cisaillement entre la pointe de l'outil et la surface brute de la pièce (figure 3). Cette zone est le siège du cisaillement primaire qui assure la formation du copeau. Les cisaillements secondaire et tertiaire prennent place aux interfaces entre le copeau et la face de coupe et entre la pièce et l'outil. Ils sont dus à l'écoulement de la matière contre les faces de coupe et de dépouille de l'outil.

1.3.2. Zones de cisaillement primaire et secondaire en coupe classique

Le but de cette courte présentation est de permettre la comparaison entre les deux modes d'enlèvement de matière (UGV et conventionnel), de manière à placer les bases d'une séparation, si elle existe. Le terme de coupe classique caractérise des conditions de coupe utilisées pour étudier la formation du

copeau sur des machines conventionnelles (outils carbure, faibles vitesses de coupe...). L'existence de ces zones a été révélée par l'étude géométrique des copeaux.

Cette étude est facilitée par la mise au point des essais en coupe brusquement interrompue (chasser l'outil hors de la pièce le plus rapidement possible, le plus souvent au moyen d'explosifs), qui fournissent des copeaux courts, n'ayant qu'un seul plan de courbure [4].

Elle nécessite une observation microscopique suivant le plan de symétrie longitudinale du copeau, ayant pour normale la direction de l'arête de coupe. La surface obtenue est polie et attaquée chimiquement, de façon à pouvoir visualiser l'alignement des défauts (métallurgiquement parlant) au sein du copeau, et donc les différentes zones de plastification.

La première zone de cisaillement (shear zone) est la première zone de déformation plastique mise en évidence dans le processus de la coupe. Elle succède à la zone morte où s'effectue le changement de direction de l'écoulement de la matière usinée, la séparation du métal en deux parties, dont l'une constituera le copeau, l'autre formant la pièce finie. La seconde zone est caractérisée par une plastification du métal due au frottement de glissement entre la face de coupe et le copeau [5].

Globalement, les grandes déformations se font par des glissements plans unidirectionnels, faisant donc un angle constant avec la vitesse de coupe. De plus, en se rapprochant des zones d'interface, les bandes montrant les alignements dans la texture du copeau se resserrent ; le cisaillement s'intensifie, comme si l'outil s'opposait à l'écoulement du métal. A cette interface le matériau subit une forte élévation de température. Pour un acier, on assiste à la formation d'austénite, à l'intérieur de cette zone.

En conclusion, le phénomène fondamental, en coupe classique, est un glissement plan unidirectionnel pseudo-périodique. Le résultat est un copeau entièrement plastifié et peu fragmenté. La zone morte ne peut être supprimée, dans le but d'améliorer la qualité de la surface usinée, que par un choix judicieux des conditions de coupe.

1.3.3. Discontinuités au sein du copeau lors de sa formation en UGV

Cette étude se base essentiellement sur les résultats expérimentaux de Komanduri et de Le Calvez, provenant de leurs recherches sur la formation du copeau à haute vitesse de coupe dans l'usinage des aciers. Elle ne s'intéresse qu'au mode de formation des copeaux dentelés et discontinus, apparaissant dans des gammes de vitesses de coupe relativement élevées (entre 250 m/min et 1000 m/min). La formation des copeaux continus (obtenus entre 30 et 100 m/min) ayant été abordée dans le paragraphe précédent.

Le Calvez choisit le couple outil-matière suivant pour ses travaux d'analyse des phénomènes microstructuraux : il usine un acier faiblement allié 32 CrMoV 13 (acier de nitruration utilisé dans l'aéronautique), trempé et revenu à différentes duretés (170, 270, 370 Hv). Son outil est en CERMET, de nuance ISO HT-P10, qui est un mélange de carbures de titane (TiC), de nitrure de titane (TiN), et carbure de molybdène (Mo_2C), avec un liant à base de cobalt et de nickel. Ce couple a été choisi parce qu'il donne lieu à des transformations métallurgiques significatives et stables dans une large gamme de variations des paramètres de coupe.

Il obtient des micrographies longitudinales des copeaux dentelés (figure 4).

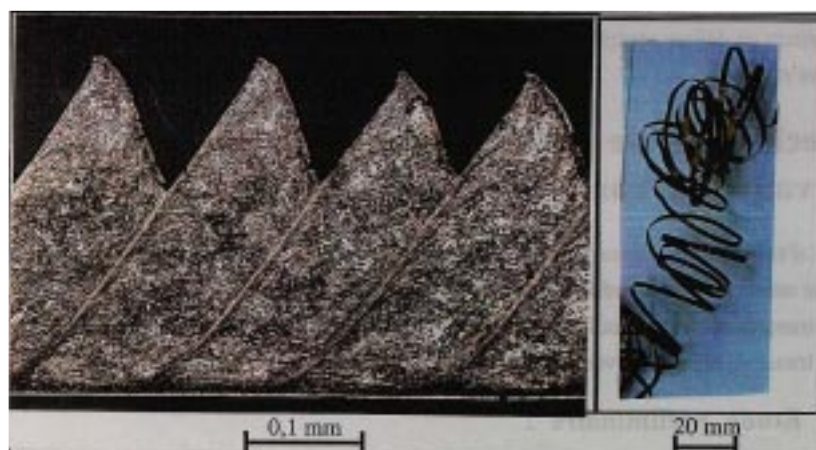


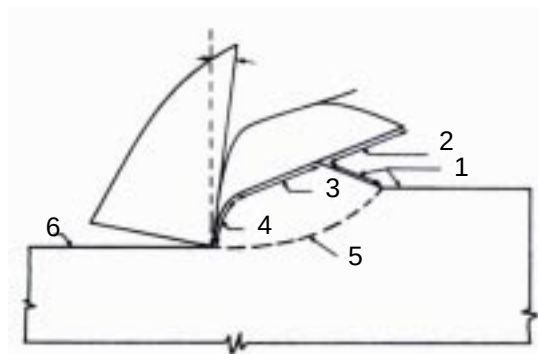
Figure 4 : Copeau 32 CrMoV13, outil CERMET, $V_c=700\text{m/min}$, $f=0,2\text{ mm/tr}$ [3]

Analysons la structure de ce fragment. On distingue sur la zone de frottement entre l'outil et la face de coupe, une bande blanche. Juste au-dessus, une zone sombre fortement écrouie. La partie du copeau ainsi décrite forme la zone secondaire de cisaillement. De cette zone partent des lignes d'alignement de défauts qui s'incurvent pour devenir parallèles à celles issues du cisaillement primaire. Cette zone, originellement introduite par Merchant avec la notion de plans de cisaillement, fait un angle Φ avec la vitesse de coupe. Au-dessus de la zone secondaire de cisaillement, on trouve des discontinuités de coupe, des zones de cisaillement plus ou moins fort.

Quantitativement, des mesures ont été faites en faisant varier des paramètres tels que la vitesse de coupe, l'avance par tour, la dureté du matériau. On constate que l'épaisseur de la zone secondaire garde une proportion constante de la largeur du copeau. Soit 4 à 10% de celui-ci. En ce qui concerne la périodicité des discontinuités, on peut les caractériser par la distance entre deux crêtes successives du copeau. Les coefficients de la relation empirique, qui se trouve être linéaire, reliant cette distance à la vitesse de coupe (elle ne varie pratiquement pas avec l'avance) dépendent des propriétés du matériau de la pièce et de l'outil.

Les créneaux sont les marques de changements de régime de cisaillement qui mènent à un copeau discontinu. Il s'accompagne d'une variation de la direction du plan de cisaillement. Dans la zone géométrique de cisaillement primaire se succèdent des zones de cisaillement fort, alternées avec des zones où il est plus faible. Ces dernières, peu sollicitées gardent une microstructure relativement peu déformée, par rapport à leur configuration initiale ; contrairement à l'autre zone qui est fortement écrouie. Les dimensions relatives de ces deux zones varient, pour un matériau de dureté donnée et pour un outil connu, avec la vitesse de coupe. Plus la vitesse de coupe augmente, plus la zone de cisaillement fort devient étroite.

Pour interpréter ces variations de contraintes à l'intérieur du copeau, nous devons maintenant nous intéresser aux travaux de Komanduri. Il s'occupe principalement des copeaux dentelés, ou copeaux à zone de cisaillement localisé. La formation de ce type de copeau se divise en deux phases ; lors de la première, la matière est aplatie à l'avant de l'outil, sur une très faible surface réellement en contact avec la face de coupe ; la déformation est alors très localisée dans la première zone de cisaillement. La deuxième étape est marquée par une instabilité plastique, provoquant le cisaillement qualifié de catastrophique [6].



- 1 : surfaces non déformées,
- 2 : zone de la surface rompue par cisaillement catastrophique, séparée du segment suivant,
- 3 : bande de cisaillement intense due au cisaillement catastrophique pendant l'étape précédente,
- 4 : surface fortement cisailée.
- 5 : situation de la prochaine bande de cisaillement intense
- 6 : surface finie

Figure 5 : Schéma du copeau à zone de cisaillement localisée, détaillant les surfaces significatives entrant en jeu [6]

Par exemple, pour un acier AISI 4340 (35 NiCrMo 6, équivalent français), de dureté 325 HB, ce phénomène apparaît au-dessus de 275 m/min. Cette valeur dépend surtout de la dureté du matériau et de la géométrie de l'outil. Les essais ayant été réalisés sur des centres d'usinage de cinématiques différentes, pour des résultats similaires, ces phénomènes semblent être indépendants de la structure de la machine (ce dernier paramètre est négligé dans le cas de la coupe classique). Car la fréquence de formation du copeau aux vitesses élevées est beaucoup plus grande (de l'ordre de plusieurs kHz) que la fréquence de résonance de n'importe quel élément de la cellule d'usinage (généralement très inférieure à 1 kHz).

L'instabilité plastique impose une grande accumulation d'énergie calorifique, qui dépend des propriétés thermo-mécaniques du matériau (conductivité thermique, chaleur spécifique, masse volumique...). Elle est possible parce qu'aux grandes vitesses de déformation, la chaleur emmagasinée, principalement due au taux de déformation élevé dans ces bandes très étroites, n'a pas le temps de se dissiper. On se rapproche ainsi des conditions adiabatiques (pas de transfert thermique entre la pièce ou l'outil).

C'est pourquoi le phénomène, qui caractérise la formation du copeau aux vitesses de coupe élevées, est un **cisaillement adiabatique irréversible** [7] [8]. Komanduri a attribué son origine à une instabilité plastique. Ce dernier point ne fait pas l'unanimité. Par exemple, Herbert Schulz attribue plus d'importance au frottement outil/copeau [8]. Suite à la chute par glissement d'une lamelle de copeau, le matériau en contact avec la face de coupe est refoulé. Les contraintes thermiques sur la face de coupe sont alors importantes. Ce refoulement de la matière donne naissance à une nouvelle zone de cisaillement et la décohésion locale du matériau provoque une élévation localisée de la température. Les propriétés mécaniques dans cette zone s'en trouvent diminuées et le cisaillement a lieu. La naissance de la fissure permet le glissement de la lamelle, puis sa chute.

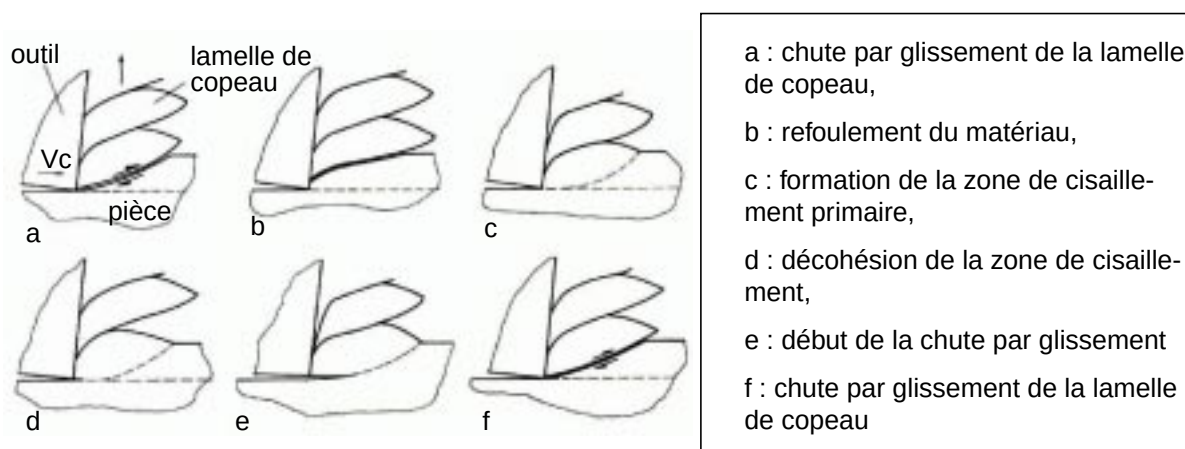


Figure 6 : Représentation schématique de la formation d'une lamelle de copeau [8]

Quelques remarques supplémentaires propres à chaque catégorie de matériau :

- *Les alliages légers* : le mode de formation de copeau pour les alliages d'aluminium est globalement le même que pour les aciers (matériaux ductiles). Le copeau peut être qualifié d'écoulant. Le cas des alliages de magnésium s'apparente à celui des fontes.
- *Les fontes* : il ne peut pas se former de copeau continu, mais uniquement un copeau de "cisaillement". Sa formation se base sur la propagation d'une fissure née de l'hétérogénéité de la structure. Avant la chute par glissement sur la surface de coupe, les segments sont complètement séparés les uns des autres. Ils se soudent ensuite compte tenu de l'élévation de température. Avec l'élévation de la vitesse de coupe (au-delà de 1000 m/min), les copeaux se brisent sur des longueurs plus courtes. Les segments de copeaux ne présentent plus qu'une faible cohésion entre eux.
- *Les alliages spéciaux* : pour les alliages de titane, les vitesses de coupe élevées provoquent une tendance à la séparation des lamelles de copeaux et à une décohésion plus forte. La formation de bavures peut être favorisée par suite de la montée en température de la matière pratiquement jusqu'à la fusion.

1.3.4. Analyse thermique

La formation du copeau dans des conditions d'UGV, met en jeu de très grandes vitesses de déformation et les matériaux sont fortement sollicités. Pour faire le lien avec l'usure des outils, les sollicitations thermiques doivent être étudiées. Elles sont générées lors de la coupe, par les auto-échauffements au sein du matériau de la pièce, et par le frottement à l'interface outil-pièce, en négligeant le frottement sur la face de dépouille. La montée en température modifie les caractéristiques aussi bien du matériau usiné que du matériau outil.

La connaissance du champ thermique permet de remonter à l'énergie thermique dissipée lors de la coupe et de connaître les sollicitations imposées à l'outil. Le Calvez, dans sa thèse, fait une analyse expérimentale poussée du champ de températures au sein de l'outil. La détermination de ce champ est faite à partir de trois moyens de mesure : thermocouple, pyromètre et caméra infrarouge CCD.

La grande difficulté de ces études est que les vitesses de chauffage et de refroidissement calculées en UGV sont en dehors de la zone de détermination des diagrammes TRC. Ainsi des changements de phase ne peuvent être expliqués simplement par l'interprétation de diagrammes. L'usinage est un phénomène exceptionnellement violent par les vitesses de variation des grandeurs physiques qu'il impose.

Un des résultats les plus importants est l'existence d'un point chaud, situé à une distance moyenne comprise entre 0.2 et 0.25 mm de la pointe de l'outil. Sa température est la plus élevée de tout le champ. Elle varie avec la vitesse de coupe, l'avance, la dureté de la pièce et le matériau de l'outil. En configuration de coupe conventionnelle (conditions, outils et machine), elle oscille autour de 550°C. En UGV, elle peut atteindre près de 1000°C (exemple : pour un 32CrMoV 13, de dureté 270 Hv, à $V_c=400$ m/min, pour $f=0.2$ mm/tr, elle vaut 960°C).

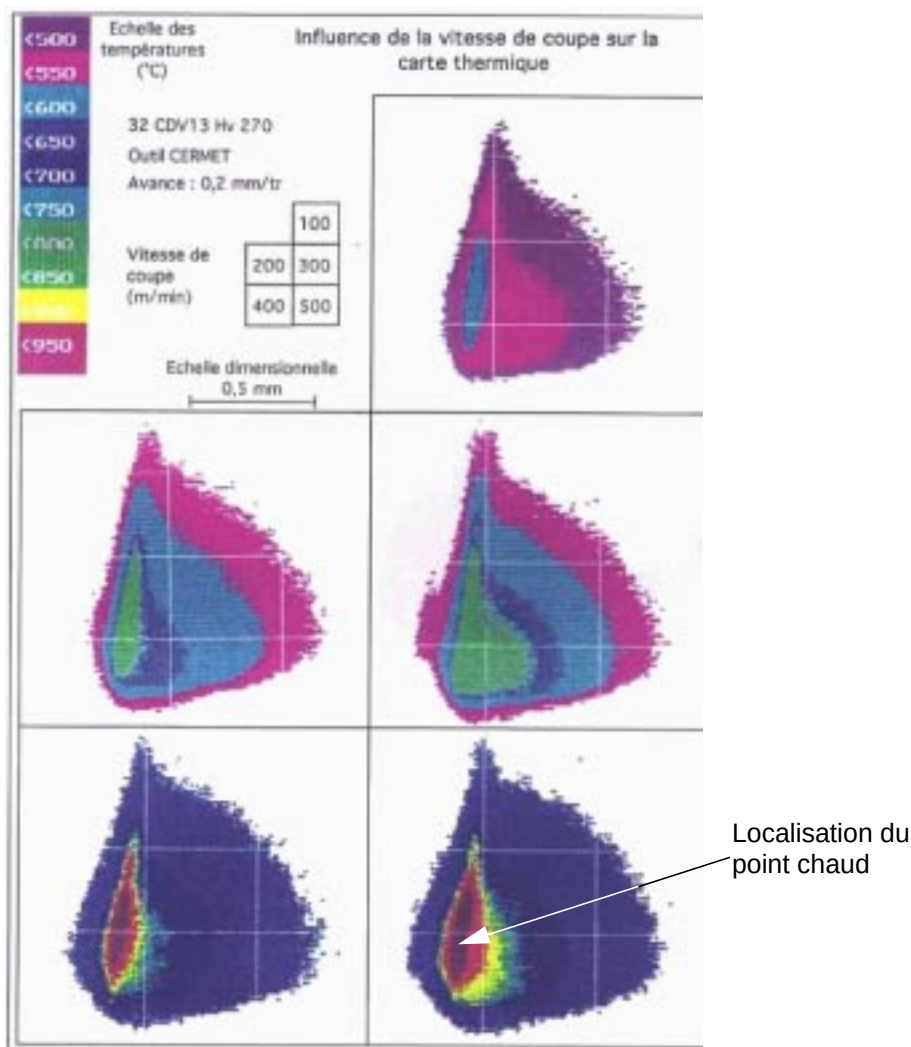


Figure 7 : Influence de la vitesse de coupe sur la carte thermique d'usinage [3]

- Les thermocouples permettent d'établir une carte thermique dans le corps de l'outil (à plus de 5 mm des faces de coupe et de dépouille). Ils montrent que loin du point chaud la température est faiblement sensible aux variations d'avance et de température.
- Le pyromètre a permis d'évaluer la variation de la température de la face de coupe avec l'avance (100°C pour une variation de l'avance de 0.15 mm/tr) et la vitesse de coupe (150°C pour une variation de la vitesse de coupe de 100 m/min).
- Les images infrarouges montrent que le point chaud ne bouge pas avec une variation de la vitesse de coupe, mais monte le long de la face de coupe avec une variation de l'avance. De plus le changement de matériau de l'outil influe énormément sur le champ de température. Ce sont les outils carbure qui chauffent le plus, pour des conditions de coupe données.

Ces résultats ont été obtenus pour un procédé de coupe continue (en tournage). Ils se basent sur le fait que le système étudié arrive à un état thermique, stable dans le temps. L'outil atteint des tempéra-

tures maximales autour de 1000°C, mais la température de la pièce ne varie presque pas aux grandes vitesses de coupe. Pour des vitesses plus faibles, il se produit un échauffement de la pièce. La chaleur produite lors de l'usinage à grande vitesse est évacuée par le copeau. Les échanges thermiques entre le copeau et la pièce n'ont plus lieu. Le temps de contact entre ces deux éléments est trop faible, pour que la diffusion de la chaleur ait le temps de se faire. Cette justification doit être complétée, selon Schulz, par le fait que, pour des vitesses de coupe croissantes, le travail de "façonnage" à effectuer dans la zone de cisaillement primaire diminue et qu'en même temps, la vitesse d'écoulement du copeau augmente (voir paragraphe 1.3.3, p. 11).

D'autres phénomènes sont à prendre en compte lors de l'usinage à grande vitesse des alliages d'aluminium, qui n'ont pas les mêmes propriétés calorifiques que les aciers. Ainsi, l'énergie calorifique d'un copeau, issu d'une pièce en aluminium corroyé, peut être telle que celui-ci peut se souder à nouveau à la pièce directement après sa formation. Si l'avance par dent n'atteint pas la valeur du rayon d'arête, il ne se produit plus aucun enlèvement de matière et la température de la surface de la pièce atteint presque la température de fusion du matériau. L'échauffement de la pièce est faible et l'écoulement du copeau est rétabli, pour une vitesse d'avance supérieure à 0.05 mm/dent.

Les faibles épaisseurs de coupe utilisées pour les alliages de métaux légers (alliages d'aluminium et de magnésium), pour des vitesses de coupe proches de 5000 m/min, imposent des contraintes thermiques paradoxales. Pour des épaisseurs de coupe inférieures à la valeur moyenne (de l'ordre de 100 μm) seules de faibles quantités de chaleur peuvent être évacuées, du fait du faible volume de copeaux. Cela engendre une augmentation très forte de la température de la pièce. Pour des vitesses d'avance croissantes, une quantité de chaleur plus grande peut être évacuée par les copeaux plus épais. Néanmoins, en utilisant des conditions de coupe adaptées, la pièce atteint son état d'équilibre en 8 à 10 secondes (pièce en MgAl 8 Zn 1, fraisée avec $V_c=1500$ m/min et $V_f=1$ m/min).

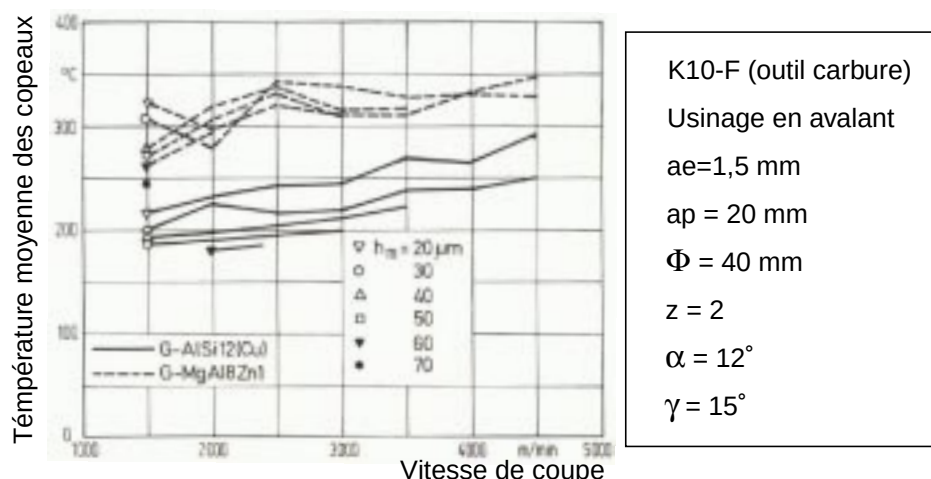


Figure 8 : Température des copeaux [8]

Le sens d'usinage est un dernier facteur influant sur les températures de coupe, en particulier pour les alliages légers. Si la température du copeau n'est pas assez élevée, la résistance mécanique au cisaillement du matériau usiné restera trop élevée pour que le copeau se forme facilement. Lors d'un usinage en avalant, les températures des pièces sont toujours légèrement supérieures à celles enregistrées lors d'un usinage en opposition. Il faut donc trouver un compromis entre ces différentes contraintes pour garantir la qualité géométrique de la pièce finale.

Maintenant que l'on contrôle la carte thermique des composants de la coupe, on peut s'intéresser à l'influence de celle-ci sur les caractéristiques de la pièce, sur les mécanismes d'usure des outils, etc....

1.4. Usure des outils : résultats expérimentaux

1.4.1. Les critères de durée de vie

Les critères considérés pour l'étude de la durée de vie des outils utilisés en UGV sont les mêmes que ceux pris en compte lors de l'usinage selon des conditions de coupe conventionnelles. A savoir, les grandeurs qui caractérisent l'usure en dépouille et l'usure frontale (ou en cratère) de l'outil de coupe.

D'autres critères moins facilement quantifiables sont utilisés dans les essais de validation de matériaux et de géométries de coupe. Par exemple, on peut chercher à usiner jusqu'à un effondrement de l'arête de coupe, ou jusqu'à une dégradation significative de l'état de surface.

Le choix du critère va dépendre du type d'usure observé sur l'outil. En effet, les températures de l'interface entre l'outil et le copeau ont tendance à favoriser davantage une usure par diffusion qu'une usure par abrasion.

Les paramètres qui vont influencer sur la durée de vie des outils sont liés à la géométrie de la partie active de l'outil (choix des différents angles), aux conditions de coupe (vitesses de coupe et d'avance et profondeur de passe), au matériau usiné, et au matériau de coupe. Le choix des matériaux de coupe, en fonction du matériau usiné, est présenté ultérieurement. S'y ajoutent obligatoirement les influences de la géométrie et des conditions de coupe, pour chaque catégorie de matériau usiné.

1.4.2. Usure des outils lors de l'usinage des métaux durs

L'usure du matériau de coupe est déterminée, entre autre, par les caractéristiques mécaniques du matériau à usiner. Ainsi, la durée de vie diminue à mesure que la résistance à la rupture croît. La figure suivante illustre pour différents aciers. En raison de la forte pression sur la zone de contact, le frottement sur la face d'attaque est très intense pour les matériaux les plus durs, et les températures sont les plus contraignantes.

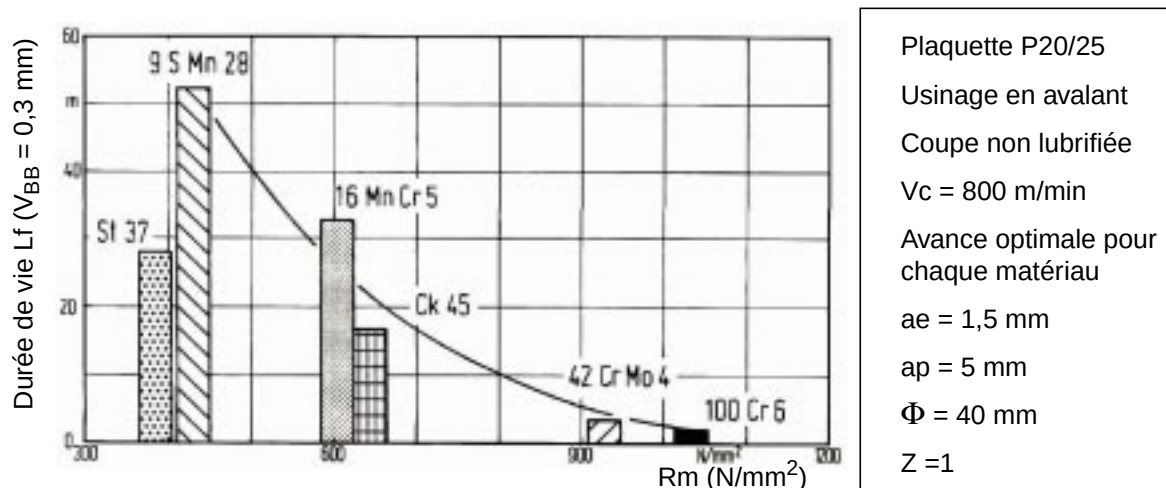


Figure 9 : Relation entre durée de vie et résistance à la rupture de l'acier de la pièce usinée [8].

Pour un matériau donné, il faut encore étudier la géométrie de l'outil et l'influence des conditions de coupe. Pour les aciers, l'outil doit présenter une grande résistance à la flexion, compte tenu des vibrations générées par l'usinage d'un métal très dur. La stabilité de l'arête de coupe impose alors un angle de taillant conséquent (autour de 78°). La limitation du frottement sur la face de dépouille et le risque important de cassure de l'arête (due à une usure en cratère trop profonde) imposent par suite les valeurs des angles de coupe et de dépouille. En général, l'angle de coupe est choisi positif et la dépouille, la plus grande possible. Il en est de même pour les fontes, pour lesquelles l'angle de coupe ne joue pas un rôle significatif, alors que l'angle de dépouille peut aller jusqu'à 20° .

Les courbes donnant la valeur de l'usure en dépouille gardent le même profil que pour les courbes classiques de Taylor (progression linéaire après rodage, puis exponentielle). En raison de l'importance du cratère aux très hautes vitesses de coupe on observe des cassures d'arêtes. Les études expérimentales montrent l'existence de deux domaines vis-à-vis de la vitesse de coupe.

- Pour les vitesses de coupe "conventionnelles" ($< 400 \text{ m/min}$ pour un C 45), le copeau colle à la face de coupe (soudage par compression). Les vitesses de glissement ne sont pas très élevées, tout comme les forces centrifuges. La durée de vie ne change presque pas et la cratérisation diminue.
- Au-delà de 500 m/min pour ce matériau, la zone de contact atteint de très hautes températures. La limite élastique du matériau de l'outil augmente et des phénomènes de diffusion avec le copeau interviennent. L'usure s'accélère avec l'augmentation de la vitesse de coupe. La durée de vie n'est plus que de quelques centimètres pour un outil carbure, à 5000 m/min .

Une étude menée sur un acier AISI 1020 (équivalent français C 22), à 300 m/min avec un outil en carbure non revêtu, montre que la profondeur maximale du cratère coïncide avec la température de changement de phase (soit 840°C) et non pas avec le maximum observé (soit 990°C) [9]. Le maximum de diffusion (de l'outil vers le copeau) est couplé avec le changement de phase et de structure cristalline qui est source de dislocations (dans le copeau). Il y a donc interaction entre changement de phase et déformation plastique. Le grand nombre de dislocations générées fournit des chemins de diffusion très forte, ce qui justifie l'importance de l'usure par diffusion, et la fragilisation des arêtes de coupe.

L'usure de la face en dépouille est aussi favorisée par un usinage en avalant (écrasement du copeau avant sa formation). La valeur de l'avance, outre son sens, influe. Pour les valeurs élevées de l'avance, la zone de contact entre le copeau et l'arête de coupe augmente, ainsi que sa température. On passe d'une usure en dépouille à une usure en cratère qui peut conduire à une rupture de la lèvre de cavité d'usure.

Les profondeurs de passe radiales sont liées à l'avance de l'outil. Elles engendrent des sollicitations thermiques similaires. Les chocs thermiques dus au fort gradient de température (échauffement à cœur et refroidissement rapide de la surface) peuvent provoquer des fêlures en peigne. La profondeur de passe axiale n'influe pas autant. Une augmentation de la largeur de coupe d'un facteur 10 ne diminue la durée de vie que de 20 à 25%.

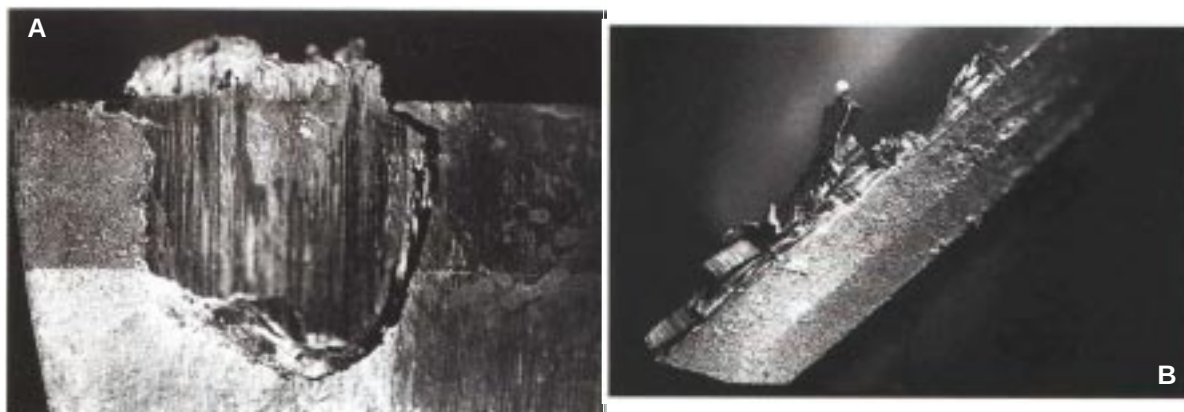


Figure 10 : [8]

A : Collage des copeaux sur l'arête de coupe (TiAl6V4, $V_c=300\text{m/min}$ et $f_z=0,05\text{mm}$)

B : Collage de la matière en dépouille pour le fraisage du TiAl6V4 ($\alpha=8^\circ$, $V_c=1000\text{m/min}$, $f_z=0,1\text{mm}$).

On retrouve les mêmes problèmes lors de l'usinage d'alliages spéciaux à base de titane ou de nickel. Ils sont caractérisés par leur ténacité élevée jusqu'aux hautes températures et la tendance de leurs copeaux à coller sur l'arête de coupe. Des taillants chauffés au rouge sont obtenus très rapidement. C'est pourquoi, pour ces alliages, l'usure en dépouille est plus significative que la cratérisation.

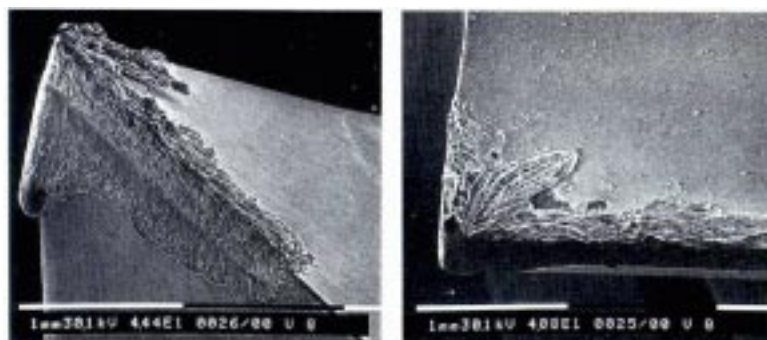
Au niveau géométrique, l'angle de dépouille doit rester inférieur à 20° , pour garantir la stabilité de l'arête, mais supérieur à 4° pour éviter les collages sur la face de dépouille. La diminution de l'angle de coupe, provoque un écrasement plus fort de la matière, qui contraint l'arête de coupe et en augmente donc l'usure. Enfin, des angles d'inclinaison λ positifs croissants provoquent une élévation de la charge et de l'usure, par la rotation du copeau contre le bord de sortie de la pièce.

Les conditions de coupe influent sur l'usure dans le même sens que pour les aciers à dureté élevée. Par contre, l'usinage en opposition dégrade plus l'outil qu'en usinant en avalant. Cela s'explique par le fait qu'en opposition, l'écrasement de la matière est plus fort, et que sa grande élasticité (forte tendance à l'érouissage) augmente les contraintes imposées à l'outil. La durée de vie est le critère prépondérant dans le choix des conditions de coupe

1.4.3. Usure des outils lors de l'usinage des alliages légers

On regroupe dans ce paragraphe les alliages d'aluminium corroyés et les alliages d'aluminium ou de magnésium de fonderie. Ce sont des métaux "tendres". Néanmoins, l'abrasion est le principal mécanisme de formation de l'usure, qui s'explique en partie par l'action de certains composants des alliages, tels que le silicium. L'usure par diffusion est négligeable ainsi que les déformations plastiques. Pour les vitesses de coupe élevées, en coupe à sec, le copeau a tendance à coller à la face de coupe

(fusion du matériau), et on note une formation de faux copeaux (passage de métal entre la face de dépouille et la surface usinée).



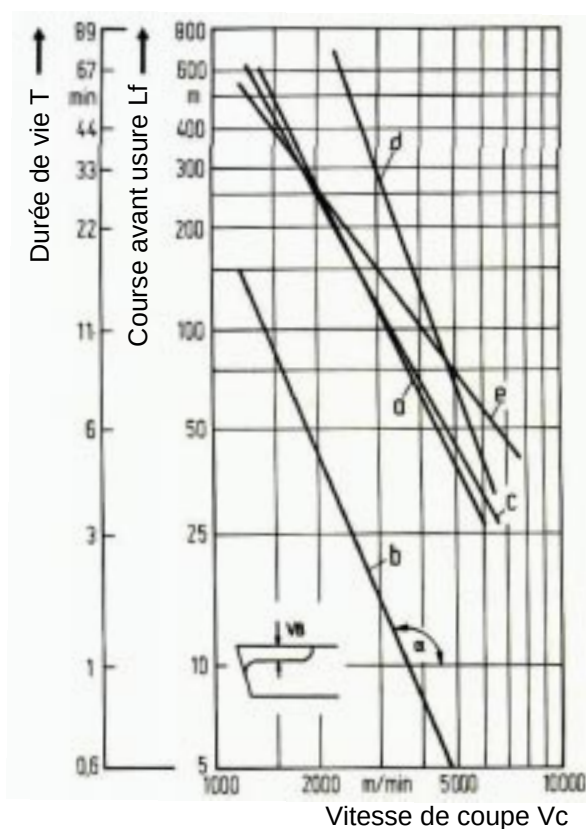
face de dépouille et face de coupe

face de coupe

Figure 11 : Formation de faux copeaux et collages (usinage en avalant et coupe à sec)

Les déformations élastiques auxquelles le matériau est soumis en dessous de la surface de coupe provoquent des pressions sur la face de dépouille et une augmentation de la surface de contact. L'angle de dépouille ne doit donc pas être trop faible. Sa valeur optimale pour l'usinage de ces alliages se trouve entre 10° et 12° . Quant à l'angle de coupe, s'il est inférieur à 5° , le copeau a tendance à se souder à la pièce ce qui augmente l'adhérence. 15° est le meilleur compromis entre stabilité et longue durée de vie.

Pour ces matériaux, l'usure des outils n'est pas un critère décisif, à cause des faibles chaleurs de fusion et de leur bonne usinabilité.



Usinage en avalant

Coupe non lubrifiée

$V_f = 9 \text{ m/min}$

$a_e = 1,5 \text{ mm}$

$a_p = 3 \text{ mm}$

$\Phi = 40 \text{ mm}$

$Z = 1$

$\alpha = 12^\circ, \gamma = 15^\circ$

$\lambda = 0^\circ, \kappa = 90^\circ$

a : K10-F (outil carbure)

G - AlSi12 (Cu)

b : HSS (outil ARS)

GK - AlSi12 (Cu)

c : K10 (outil carbure)

G - AlSi12 (Cu)

lubrifié

d : K10-F (outil carbure)

G - AlSi12 (Cu)

Rondocut Al (lub. mouillant)

e : PKD (diamant)

GK-al SI 18 Cu Ni Mg

Figure 12 : Droites de durée de vie pour le fraisage d'aluminium-silicium [8].

1.5. Efforts de coupe en UGV : résultats expérimentaux

Les efforts de coupe sont à l'origine des déformations plastiques et donc des élévations de température qui se produisent au cours de la coupe. On peut donc évaluer l'énergie mécanique consommée par la coupe et comparer ces résultats avec le bilan thermique effectué précédemment.

Leur évolution, en conditions de coupe conventionnelles, est relativement bien maîtrisée. Les paramètres influant sur leur module sont la géométrie de l'outil, la dureté du matériau de la pièce et les conditions de coupe. Par quelques exemples d'études de couple outil-matière, nous allons essayer de montrer que les phénomènes entrant en compte lors d'une opération d'UGV, n'entraînent pas de baisse significative des efforts de coupe.

1.5.1. Analyse de Le Calvez : usinage d'un acier

Il étudie d'abord l'influence de la vitesse de coupe et de l'avance sur les efforts de coupe (une composante tangentielle et une normale), lors de l'usinage d'un acier 32 CrMoV 13 (Hv 270) par un outil CERMET.

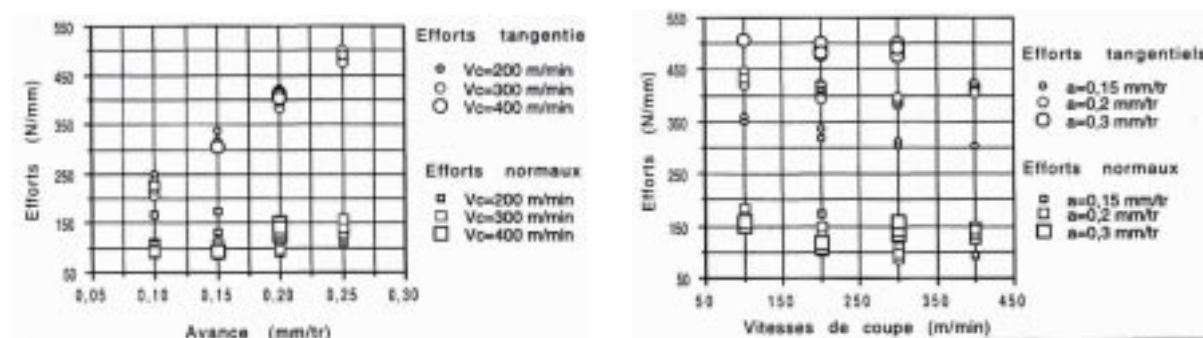


Figure 13 : Evolution des efforts de coupe en fonction de l'avance et de la vitesse de coupe [3].

Les efforts tangentiels augmentent fortement et linéairement avec l'avance et quelle que soit la vitesse de coupe. La variation de la composante normale est moins nette (moins de 50 N par mm de profondeur de passe). Les efforts tangentiels décroissent légèrement avec la vitesse de coupe, mais restent toujours supérieurs à la composante normale.

Selon la dureté du matériau usiné, les efforts sont quasiment identiques, sauf aux fortes avances où l'effort tangential est d'autant plus élevé que le matériau est dur. Enfin, trois matériaux de coupe sont comparés (toutes les conditions étant égales par ailleurs). Pour les hautes vitesses de coupe, l'outil carbure ne peut être utilisé. On s'intéresse alors aux outils en CERAMIQUE et en CERMET. Globalement, la vitesse de coupe n'apporte pas de baisse significative des efforts. Les évolutions des efforts avec l'avance sur ces deux matériaux sont parallèles, et les efforts normaux sont les plus faibles avec le CERMET.

En conclusion ; la vitesse de coupe (pour une augmentation de 120%) modifie peu les efforts (-10%), mais fait croître la puissance dissipée de l'ordre de 110%, qui se traduit par une élévation de température d'environ 30%. L'augmentation de l'avance (de 85%) s'accompagne d'une augmentation importante de l'effort tangential de 70% et de 30% de l'effort normal.

1.5.2. Analyse de Le Maître et Grolleau : usinage d'alliages de titane [10]

Cette étude est réalisée avec le couple outil/matière suivant : l'outil est soit en carbure K20, utilisé pour une vitesse de coupe inférieure à 100 m/min, soit en diamant monocristallin et la pièce en TiAl6V4. La vitesse de coupe se situe alors autour de 150 m/min.

Pour l'outil carbure, la face de coupe de l'outil est protégée du frottement avec le matériau usiné par une couche d'alliage déposée par la matière évacuée. L'usure de l'outil est uniquement une usure par diffusion. Avec ce même outil, un essai en coupe orthogonale montre l'existence d'un point d'inflexion dans l'évolution des efforts de coupe dans le plan F_v - F_f , accompagné d'une forte augmentation du coefficient de frottement entre le copeau et l'outil.

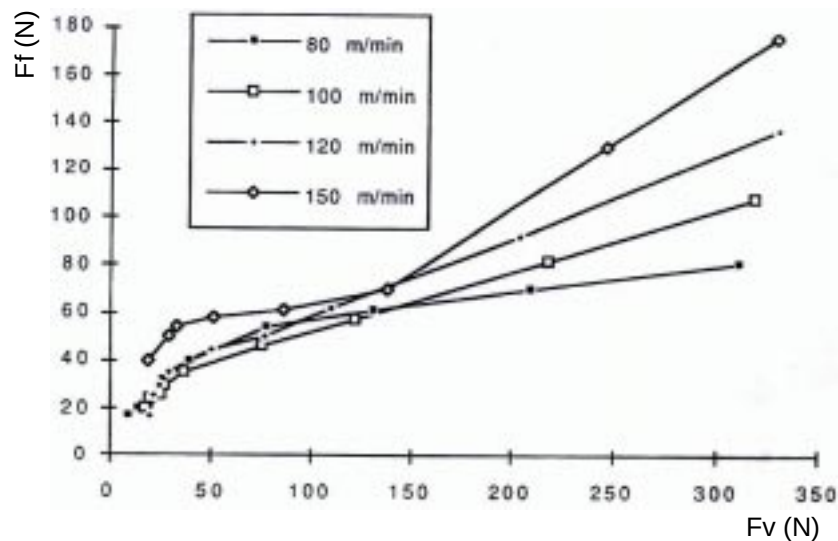


Figure 14 : Evolution des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe en coupe orthogonale du TiAl6V avec un outil K20 (de 6 μ m de rayon de bec) et une profondeur de passe de 1mm [10].

Le point d'inflexion apparaît à la vitesse de coupe qui correspond au changement de type de copeau : d'un copeau continu à un copeau fragmenté. La tendance du module des efforts est de croître d'avantage après ce point d'inflexion.

1.5.3. Conclusion

En essayant de généraliser les résultats expérimentaux précédents, on peut dire que le fait d'usiner avec une grande vitesse de coupe n'apporte pas de diminution des efforts de coupe (environ 10%). Par contre, compte tenu des vitesses de coupe élevées, la puissance dissipée augmente du même ordre de grandeur que la vitesse de coupe. Il en découle un fort dégagement de chaleur et la nécessité d'utiliser, à profondeur de passe égale, des moteurs de broche beaucoup plus puissants.

Nous verrons ultérieurement que c'est ce facteur qui va causer une baisse des efforts de coupe, la puissance des broches actuelles étant limitée.

2. Modélisation de la coupe

2.1. Modélisation classique de la coupe orthogonale

La modélisation de la formation du copeau en conditions de coupe conventionnelles n'est pas obso-
lète vis à vis de l'évolution récente vers les grandes vitesses de coupe. L'intérêt de sa présentation
dans ce contexte est que les modèles classiques sont avant tout des modèles géométriques. Ils ont
commencé à formaliser des constatations expérimentales, d'un point de vue géométrique (plans de
cisaillement, zones de cisaillement). Les approches de l'évaluation des efforts de coupe proposées
sont souvent uniquement géométriques ou empiriques.

2.2. Modèle de Merchant (1940-45)

2.2.1. Hypothèses de la théorie

- On se place dans le cadre de la coupe orthogonale (pour se ramener à un problème plan), en régime stationnaire.
- Le rayon de bec de l'outil est nul.
- Le système machine-pièce-outil-porte outil est supposé parfaitement rigide.
- L'épaisseur du copeau est constante.
- La vitesse de coupe est choisie de façon à obtenir une formation du copeau sans zone morte.
- L'avance par tour est grande devant la dimension moyenne des cristaux.
- Le copeau se forme par glissement interne, suivant des "plans de glissement".

2.2.2. Modèle physique de la coupe

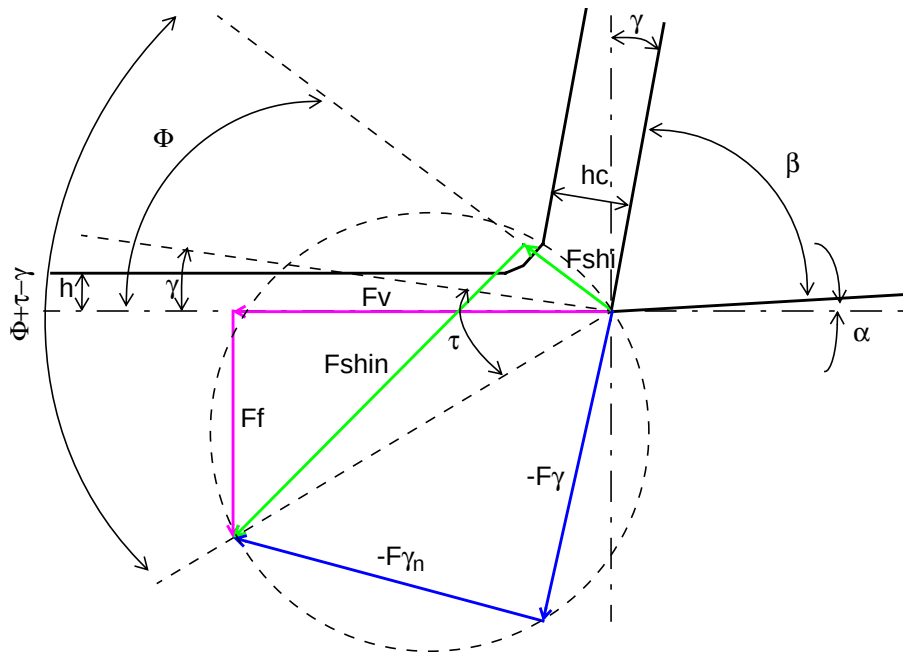


Figure 15 : Définition du cercle des efforts de Merchant [4]

Détermination de l'angle de cisaillement :

Le point de départ de ce calcul se base sur le fait qu'avec nos hypothèses, la déformation du copeau se fait à volume constant et dans un plan à section constante. En tenant compte de la géométrie décrite précédemment, on aboutit à la relation :

$$\tan \Phi = \frac{h}{hc} \cdot \frac{\cos \gamma}{1 - \frac{h}{hc} \sin \gamma} \quad (1)$$

On définit alors un rapport de compression . $Ch = \frac{h}{hc} < 1$.

$$\text{D'où, } \tan \Phi = \frac{Ch \cos \gamma}{1 - Ch \sin \gamma}. \quad (2)$$

2.2.3. Détermination des efforts de coupe

Hypothèse : l'absence de zone morte et un angle de dépouille suffisant fait que la résultante des efforts ne s'applique que sur la face d'attaque de l'outil.

Données et notations :

- Contrainte de cisaillement τ ,
- Contrainte de traction-compression σ ,
- Coefficient de frottement outil/copeau μ ,
- Profondeur de passe a_p
- Régime permanent et statique.

Calcul de F_f et F_v :

La surface de la section coupée vaut : $A_0 = h \cdot a_p$.

La surface de la zone de cisaillement vaut : $A_s = \frac{h \cdot a_p}{\sin \Phi}$.

Par définition, on a : $\tau_{sh} = \frac{F_{sh}}{A_s}$ et $\sigma = \frac{F_{shn}}{A_s}$ ainsi que $\mu = \tan \xi$.

$$\text{D'où } F_v = A_0 \cdot \tau_{sh} \cdot \frac{\cos(\xi - \gamma)}{\cos(\Phi + \xi - \gamma)} \quad (3)$$

$$\text{et } F_f = \frac{A_0}{\sin \Phi} \cdot \tau_{sh} \cdot \frac{\sin(\xi - \gamma)}{\cos(\Phi + \xi - \gamma)}. \quad (4)$$

2.2.4. Loi de Caquot-Bridgman et expression de τ_{sh}

Merchant fait l'hypothèse de travail de coupe minimal. On obtient alors une expression linéaire de τ_{sh} en fonction de σ :

$$\text{Soit } \tau_{sh} = \tau_{sh0} + \sigma \cdot \cotan(C) \quad (5)$$

$$\text{et } \sigma = \tau_{sh} \cdot \tan(\Phi + \xi - \gamma). \quad (6)$$

$$\text{donc } \tau_{sh} = \frac{\tau_{sh0}}{1 - \tan(\Phi + \xi - \gamma) \cdot \cotan(C)}. \quad (7)$$

On obtient alors les expressions des efforts uniquement en fonction des données :

$$F_v = \frac{2 \cdot A_0 \cdot \tau_{sh0} \cdot \sin(C) \cdot \cos(\xi - \gamma)}{\cos(2\Phi - C + \xi - \gamma) - \cos(C - \xi + \gamma)} \quad (8)$$

$$\text{et } F_f = \frac{2 \cdot A_0 \cdot \tau_{sh0} \cdot \sin(C) \cdot \sin(\xi - \gamma)}{\cos(2\Phi - C + \xi - \gamma) - \cos(C - \xi + \gamma)}. \quad (9)$$

De ces résultats on peut trouver une autre expression de Φ . En minimisant l'énergie mise en jeu lors de la coupe (en supposant les paramètres A_0 , τ_{sh0} , ξ , et γ constants), c'est à dire en développant

$$\frac{\partial W}{\partial \Phi} = 0, \text{ avec } W = F_v \cdot V_c, \text{ on se ramène à calculer } \left(\frac{\partial}{\partial \Phi} F_v \right) V_c = 0.$$

$$\text{On obtient : } 2\Phi - C + \xi - \gamma = 0. \quad (10)$$

En simplifiant ainsi l'expression des efforts, elles deviennent :

$$F_v = \frac{2 \cdot \tau_{sh0} \cdot \sin(C) \cdot \cos(\xi - \gamma)}{1 - \cos(2\Phi)} A_0 \quad (11)$$

$$\text{et } F_f = \frac{2 \cdot \tau_{\text{sho}} \cdot \sin(C) \cdot \sin(\xi - \gamma)}{1 - \cos(2\Phi)} A_0. \quad (12)$$

2.2.5. Remarques de conclusion

- Les efforts de coupe sont proportionnels à la section du copeau A_0 . F_v est de la forme : $F_v = K_s \cdot A_0$.
- On peut diminuer les efforts de coupe, en diminuant l'angle de frottement ou en augmentant l'angle de coupe γ .

2.3. Théorie d'Albrecht

2.3.1. Refoulement du copeau

Contrairement à Merchant, l'hypothèse de l'outil idéalement aigu est ici rejetée. Le congé de raccordement est considéré comme une surface cylindrique dont le rayon varie suivant l'angle β . Albrecht propose une loi générale qui donne r_ϵ en fonction de β : $r_\epsilon = a \cdot \tan\left(\frac{\beta}{2}\right)^n$, où a et n sont des paramètres à déterminer. Expérimentalement, on trouve $a=5.2$ et $n=2$.

Il distingue alors trois zones différentes suivant le contact outil/matériau.

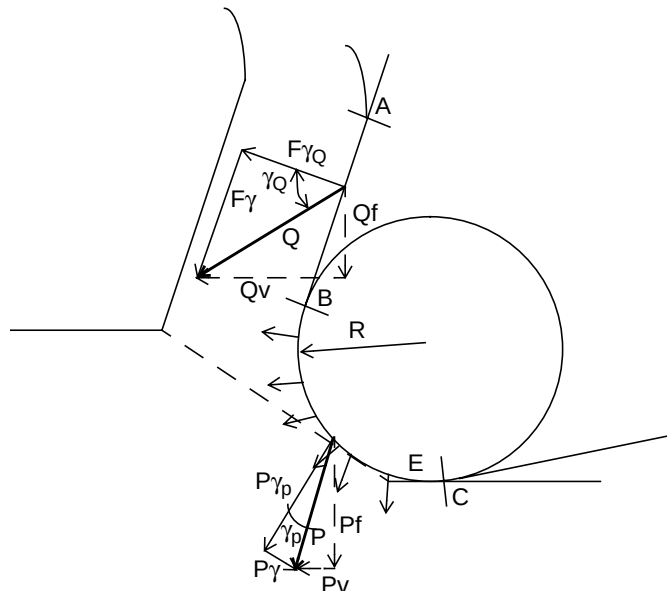


Figure 16 : Définition des efforts mis en jeu selon Albrecht [4]

- Zone (AB) : elle est constituée de la face de coupe. Il lui associe une résultante des efforts, notée $\vec{Q}$, dont l'origine se trouve au milieu de l'arc (AB).
- Zone (BC) : elle est constituée de la portion de cylindre qui forme le rayon de bec. Il la sépare encore en deux portions (BE) et (EC). La résultante des efforts sur cet arc est notée $\vec{P}$, située, elle aussi, au milieu de l'arc, en supposant que la répartition des efforts le long de (BC) est uniforme.

Chacune de ces zones a son propre coefficient de frottement, les différences étant accentuées s'il y a un copeau adhérent au cours de la coupe.

Plus l'angle de cisaillement Φ est faible, plus la quantité de métal refoulée dans le copeau est grande. Le long de (BC), en admettant que l'outil n'est pas repoussé (vérifié expérimentalement), la matière en contact doit s'écouler ! La portion qui est en contact avec (BE) est refoulée dans le copeau, et génère des contraintes qui le font s'enrouler. Celle qui est en contact avec (EC) est refoulée dans la surface usinée, ce qui explique les contraintes résiduelles en surface.

2.3.2. Détermination des efforts

Les objectifs de cette théorie sont de montrer que seul $\vec{Q}$ intervient dans le calcul du coefficient de frottement outil/pièce et montrer expérimentalement qu'on ne peut pas négliger l'influence de $\vec{P}$.

L'expression de ce coefficient de frottement est donnée par :

$$\mu_Q = \tan \tau_Q = \frac{(F_V - P_V) + (F_V - P_V) \tan \gamma}{(F_V - P_V) + (F_f - P_f) \tan \gamma} \quad (13)$$

$$\text{avec } \begin{cases} F_f = Q_f + P_f \\ F_V = Q_V + P_V \end{cases} \quad (14)$$

2.3.3. Expérimentation

Albrecht cherche d'abord à quantifier $|\vec{Q}|$. Pour cela, il fait des essais en faisant varier l'avance et l'angle γ . De la figure géométrique, on observe que :

$$\begin{cases} F_f = P_f + |\vec{Q}| \cdot \cos(\beta_q - \gamma) \\ F_V = P_V + |\vec{Q}| \cdot \cos(\beta_q - \gamma) \end{cases} \quad (15)$$

Avec les hypothèses que β_Q est constant, qui doit être vérifiée sur la courbe donnant F_f en fonction de F_V , et que $|\vec{P}|$ est indépendant de l'avance, il trace les courbes des deux composantes des efforts en fonction de l'avance. Il en déduit que pour une avance supérieure à $f_{\min}$, les courbes sont linéaires. Donc $|\vec{Q}|$ est proportionnel à l'avance.

Dans un deuxième temps, il cherche à quantifier $|\vec{P}|$, pour montrer qu'une variation de $\vec{P}$ n'influe pas sur $\vec{Q}$. Il fait alors varier le rayon de bec entre 0.0075 mm et 0.038 mm. Il mesure F_f et F_V pour les différentes valeurs de r_ϵ et f . Comme la direction de $\vec{P}$ est connue (donnée par la géométrie de l'outil) et que d'après les hypothèses $\vec{Q}$ est constant, $\vec{P}$ est entièrement connu.

2.3.4. Conclusions

- $\vec{P}$ et $\vec{Q}$ agissent simultanément et peuvent être déterminés indépendamment.
- β_Q est indépendant de l'angle γ et des variations des conditions de coupe
- Albrecht place les bases de l'étude du copeau adhérent et des problèmes de frottement à l'interface entre l'outil et le copeau, qui deviennent capitaux en UGV. Il démontre notamment que la diminution des efforts aux grandes vitesses est due à la diminution de l'arête rapportée, donc de $|\vec{P}|$ (si $\vec{Q}$ est supposé constant).

2.4. Modélisation analytique de la coupe en UGV

Les modèles présentés dans ce paragraphe se basent tous sur les configurations géométriques décrites dans les modèles, sous conditions de coupe conventionnelles, de Merchant, Albrecht ou Oxley (non présenté dans cette étude). Ils introduisent en plus une analyse approfondie du frottement sur les faces de coupe et de dépouille, afin d'obtenir une modélisation thermique de la zone de coupe complète. Les phénomènes thermiques et mécaniques sont pleinement couplés.

2.5. Modèle de Gilormoni

Ce modèle est un modèle thermomécanique. Il se compose d'une analyse cinématique de l'écoulement, d'une analyse thermique du système et d'une analyse du contact entre le copeau et l'outil. Les

hypothèses globales portent sur la formation du copeau : le cadre est la coupe orthogonale à grande vitesse. Le copeau est supposé continu, sans arête rapportée.

2.5.1. Analyse cinématique

A la sortie de la zone de cisaillement primaire le champ de vitesse au sein du copeau est partagé en deux zones. Dans la première, assimilable à la zone de cisaillement secondaire, au contact entre le copeau et l'outil, le copeau adhère. La vitesse suit alors une évolution linéaire depuis une valeur nulle. Dans la deuxième, le copeau est considéré comme un bloc rigide.

Les paramètres inconnus de cette représentation sont l'épaisseur du copeau, l'épaisseur de la zone de cisaillement secondaire, et enfin la longueur en contact entre le copeau et l'outil.

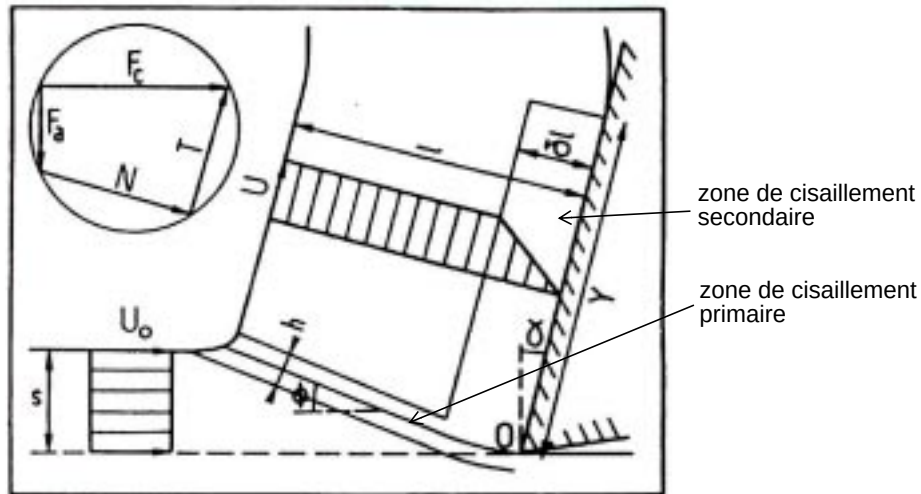


Figure 17 : Analyse cinématique de la formation du copeau [5]

Le copeau est issu de la zone de cisaillement primaire. Elle est supposée ici d'épaisseur non négligeable. La vitesse de déformation $\dot{\gamma}$ est constante et de l'ordre de une fois et demi la variation de la composante tangentielle divisée par la valeur de l'avance. La conservation du débit de matière fait que cette zone s'incurve à l'approche de la pointe de l'outil.

2.5.2. Analyse thermique

La première étape consiste à déterminer la répartition de chaleur, à la sortie de la zone de cisaillement primaire, entre le flux sortant vers la pièce usinée et celui vers le copeau. Une loi est obtenue en quantifiant le flux de matière perpendiculaire au cisaillement primaire et la conduction associée. La loi donnant la proportion de chaleur allant dans la pièce usinée est :

$$\beta = \frac{1 - e^{-\lambda}}{\lambda} \quad (16)$$

$$\text{où } \lambda = \rho_c \cdot V_c \cdot f \cdot \frac{\tan \Phi}{K} \quad (17)$$

ρ_c est la chaleur volumique, K la conductivité thermique, et Φ l'angle du cisaillement primaire.

Remarque :

- Lorsque la vitesse de coupe prend des valeurs très élevées, β tend vers zéro. On retrouve le fait que la pièce reste froide pour de hautes vitesses de coupe,
- La température au sein de la zone de cisaillement primaire peut alors en être déduite. Cela fournit les conditions aux limites pour l'étude de l'écoulement du copeau,

Cette analyse continue par l'étude des flux de chaleur au sein du copeau. Au flux de chaleur issu du cisaillement primaire se superpose celui généré par le cisaillement secondaire.

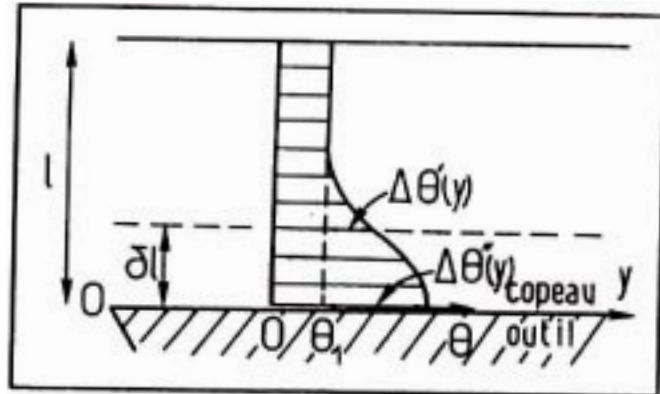


Figure 18 : Analyse thermique au sein du copeau [5]

Les hypothèses de ce modèle sont les suivantes :

- Les flux de chaleur passant du copeau vers l'outil et sortant par la surface libre sont négligeables.
- Le profil de température est constitué de sections de paraboles de concavités opposées.

L'élévation moyenne de température au sein du copeau peut alors être calculée. Elle est fonction des caractéristiques thermiques du matériau et des paramètres l , δ , et Y . Elle est obtenue comme le produit d'une fonction du nombre Cameron (grandeur caractérisant la compétition entre conduction et convection ; $C_a = \frac{4 \cdot K \cdot Y}{\rho_c \cdot V \cdot (\delta l)^2}$ et d'un échauffement de référence (qui correspond à une vitesse

uniforme au sein du copeau).

2.5.3. Analyse du contact copeau-outil

La courbure du copeau est due aux contraintes thermoélastiques générées par la répartition non homogène des températures. Le contact s'assimile alors à un contact hertzien d'un cylindre appliqué sur un plan semi-infini, avec la composante normale de l'effort de coupe. Les efforts de coupe et l'analyse thermique précédente sont ainsi reliés à la longueur en contact. Les caractéristiques mécaniques (module d'élasticité et coefficient de Poisson) des matériaux usinés et de coupe sont ici introduites.

2.5.4. Synthèse et résultats

Finalement les inconnues l , δ , et Y peuvent être déterminées par :

- l : épaisseur du copeau déduite de l'équilibre des moments qui lui sont appliqués ; en supposant une distribution uniforme des contraintes normales le long du cisaillement primaire et trapézoïdale le long de l'outil.
- Y : la longueur en contact est déduite du contact hertzien.
- δ : épaisseur de la zone de cisaillement secondaire est obtenue en minimisant l'énergie dissipée. Les efforts de coupe et le champ de température doivent donc être calculés au préalable.

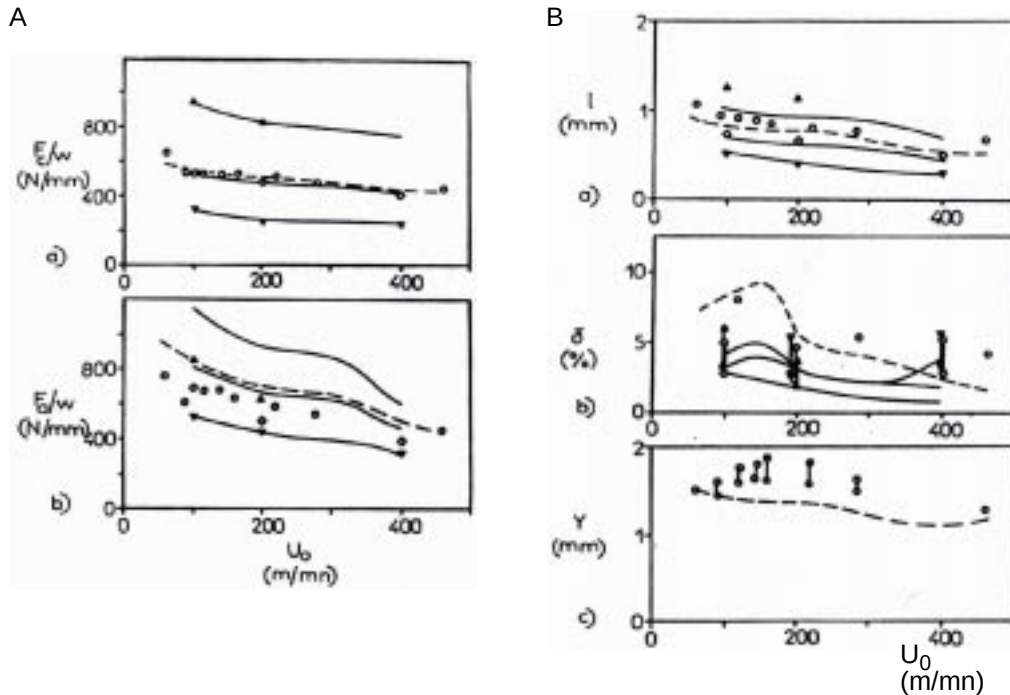


Figure 19 : Acier à 0,2% de carbone et un angle de coupe de 5° [5]

A : Comparaison entre les résultats du modèle et les mesures des efforts de coupe (a) et d'avance (b) pour une profondeur de passe de 4 mm et des avances de 0,5 0,25 et 0,125 mm/tr.

B : idem pour l'épaisseur du copeau (a), la fraction de cisaillement secondaire (b), et la longueur de contact copeau-outil (c).

Les résultats théoriques obtenus sont comparés avec des résultats expérimentaux. La composante de l'effort de coupe colinéaire à la direction de la vitesse de coupe est bien estimée. Celle suivant la vitesse d'avance, est surestimée. Les ordres de grandeurs des longueurs de contact, de l'épaisseur du copeau sont cohérents.

2.6. Modèle de Molinari [11]

Ce modèle récent a pour objectif de déterminer à la fois les aspects mécaniques de la coupe orthogonale (efforts de coupe et coefficient de frottement), et les aspects thermiques (température de l'interface). Comme ces aspects sont directement liés, la résolution doit être globale. Elle est simplifiée moyennant certaines hypothèses.

2.6.1. Modélisation de la zone de cisaillement primaire

Le but de cette première partie est de fournir les conditions aux limites qui seront utilisés ultérieurement pour la modélisation des phénomènes intervenant à l'interface entre le copeau et l'outil. Il faut déterminer pour cela la température dans cette zone, ainsi que les contraintes de cisaillement.

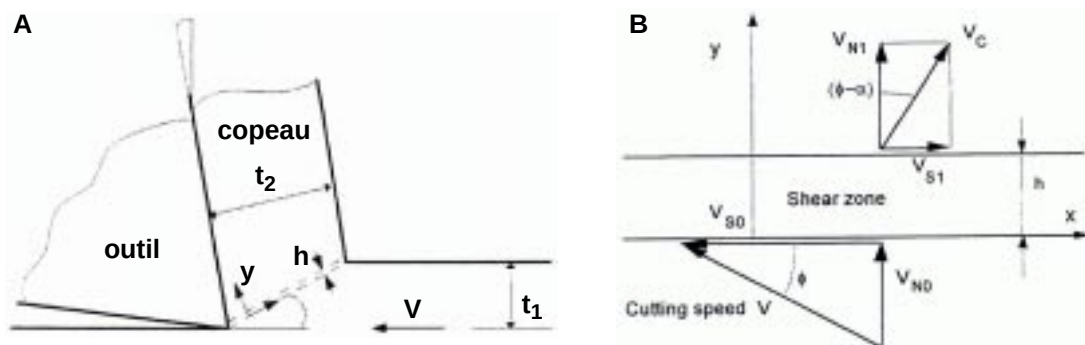


Figure 20 : [11].

A : la zone primaire est modélisée comme une bande de cisaillement d'épaisseur h constante inclinée d'un angle ϕ dans la direction de coupe.

B : *diagramme des vitesses aux limites de la bande de cisaillement.*

La zone de cisaillement primaire est assimilée à une étroite bande rectiligne. Les hypothèses du modèle proposé sont :

- L'avance est faible devant la profondeur de passe. Le problème peut donc être traité en une dimension.
- L'outil est parfaitement rigide et le rayon de bec est nul.
- L'écoulement est stationnaire (problème indépendant du temps).
- Le matériau de la pièce est isotropique, parfaitement plastique et suit la loi de comportement suivante :

$$\tau = \mu_0 (\gamma + \gamma_p)^n \dot{\gamma}^m T^\nu \quad (18)$$

Dans cette relation, τ est la contrainte de cisaillement ; γ la déformation due au cisaillement, $\dot{\gamma}$ la vitesse de déformation associée ; n , m et ν des coefficients tels que : $n \geq 1$, $0 \leq m \leq 1$, et $\nu \leq 0$.

Comme les vitesses d'écoulement sont grandes ($v \geq 1$ m/s), les transformations lors de l'usinage sont **adiabatiques**.

Les équations de conservation s'écrivent :

$$\text{Conservation du moment} \quad \tau = D \cdot C \cdot \gamma + \tau_0 \quad (19)$$

$$\text{Conservation de l'énergie} \quad T = 1 + B \left(\tau_0 \gamma + D \cdot C \cdot \frac{\gamma^2}{2} \right) : \quad (20)$$

$$\text{Equation de comportement} \quad \tau = \mu_0 (\gamma + \gamma_p)^n \dot{\gamma}^m T^\nu \quad (21)$$

$$\text{Condition de compatibilité} \quad \frac{d\gamma}{dy} = \frac{\dot{\gamma}}{C} \quad (22)$$

Dans ces relations, B , C , D sont des caractéristiques sans dimension respectives de la production de chaleur par déformation plastique, de l'écoulement à travers la bande et des effets d'inertie. τ_0 est la contrainte de cisaillement à l'entrée de la bande. Il faut ajouter à ces équations les conditions aux limites sur les températures et les déformations.

La résolution de ce système nous donne les expressions de la température dans la bande, l'état de contrainte et les déformations.

2.6.2. Modélisation des effets thermiques à l'interface copeau outil

A partir des résultats précédents et de nouvelles hypothèses, le frottement peut être étudié ; en découlent l'angle de cisaillement et les efforts de coupe.

Des hypothèses supplémentaires doivent être apportées.

- Le rayon de bec est nul.
- La chaleur générée par le frottement sur la face de dépouille est négligée.
- Les transferts de chaleur du copeau vers l'outil sont négligés.
- Il n'y a pas de conduction de chaleur dans l'écoulement.
- La bande de cisaillement primaire est perpendiculaire à la face de coupe.

L'auteur propose alors un couplage entre la thermique et les frottements. Dans le copeau, l'équation de la chaleur s'écrit :

$$\frac{k}{\rho c} \cdot \frac{\partial^2}{\partial Y^2} T(X, Y) = V_c \cdot \frac{\partial}{\partial X} T(X, Y) \quad (23)$$

Dans cette égalité, X est pris parallèle à l'interface et Y perpendiculaire. Il faut y ajouter les conditions aux limites qui sont :

$$\begin{aligned}
T(0,Y) &= T_1, \text{ si } Y > 0. \\
\lim_{y \rightarrow \infty} T(X, Y) &= T_1 \text{ si } X > 0. \\
-k \frac{\partial}{\partial Y} T(X, 0) &= Q \text{ si } X > 0
\end{aligned} \tag{24}$$

T_1 est la température à la sortie de la zone de cisaillement primaire calculée précédemment. k est la conductivité thermique et Q est la quantité de chaleur surfacique produite par le frottement.

$$Q = \bar{\mu} \cdot \bar{V} \cdot \bar{P} \tag{25}$$

comme produit des valeurs moyennes des coefficients de frottement, de la vitesse de glissement et de la pression.

De la géométrie de la figure on trouve,

$$V_{\text{copeau}} = \frac{\sin \Phi}{\cos(\Phi - \alpha)} \bar{V} \tag{26}$$

La température de l'interface peut maintenant être calculée, en intégrant la relation (5). On obtient un résultat qui est fonction de $\bar{P}$. En faisant l'hypothèse d'une répartition de pression uniforme sur le contact, on en déduit, en écrivant l'équilibre des forces, les expressions de la longueur en contact, de la pression moyenne et des efforts de coupe.

$$\begin{cases} F_p = b \cdot f \cdot \frac{\cos(\lambda - \alpha)}{\sin \Phi \cdot \cos(\Phi + \lambda - \alpha)} \cdot \tau_1 \\ F_Q = b \cdot f \cdot \frac{\sin(\lambda - \alpha)}{\sin \Phi \cdot \cos(\Phi + \lambda - \alpha)} \cdot \tau_1 \end{cases} \tag{27}$$

où f est l'avance par dent et la profondeur de passe.

Enfin l'angle de cisaillement est donné par :

$$\Phi = A + \frac{(\alpha - \lambda)}{2} \tag{28}$$

Des résultats expérimentaux donnent pour A la valeur de 35° .

2.6.3. Validation expérimentale sur un acier CRS 1018

- L'épaisseur de la zone de cisaillement primaire est de 0.025 mm. Cette valeur n'a pas d'influence sur les autres résultats compte tenu de l'hypothèse de transformations adiabatiques.
- L'augmentation de la vitesse de coupe fait augmenter la température de l'interface et fait donc baisser la valeur du coefficient de frottement et par suite celles des efforts de coupe (de moins de 20 %).

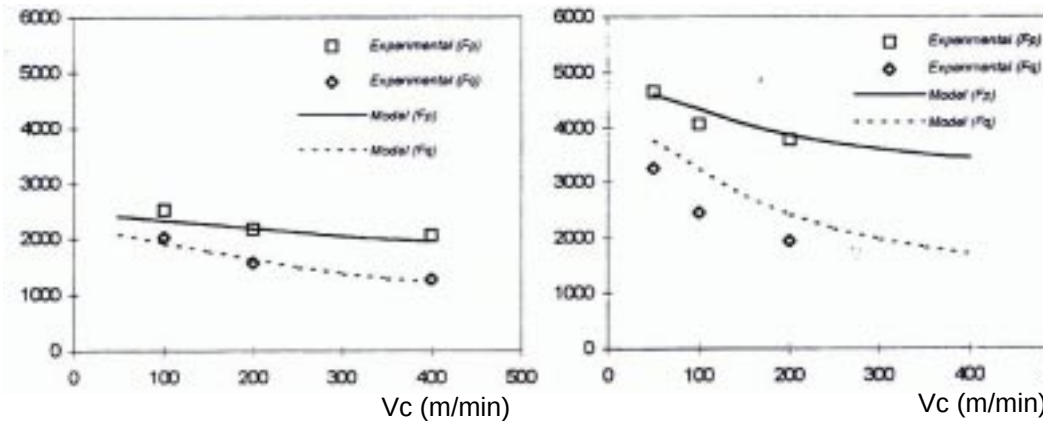


Figure 21 : Efforts de coupe calculés (pour un acier C 20) et valeurs expérimentales pour un acier à 0,20% de carbone [11]. Dans le premier cas $t_1=0,25\text{mm}$ et dans le deuxième $t_1=0,5 \text{ mm}$

- De même l'angle de cisaillement augmente avec la vitesse de coupe à cause de l'accroissement de l'angle de frottement.

- Les efforts de coupe ne sont pas proportionnels à l'avance.

2.7. Modélisation numérique de la coupe en UGV [12]

Le modèle proposé a pour but de modéliser la formation du copeau pour aboutir à une simulation de l'usure en cratère sur la face de coupe de l'outil. Il utilise le logiciel de simulation par éléments finis FORGE2. La difficulté constatée pour la mise en place de cette étude est la mauvaise connaissance du comportement du métal pour de grandes déformations et de grandes vitesses de déformations.

2.7.1. Modélisation par éléments finis

L'objectif est de calculer le tenseur des déformations au sein de la pièce usinée. Pour cela, il faut connaître l'état de contrainte au sein du matériau, qui est aussi lié au champ de températures et à l'écoulement du métal (lois de frottement).

Les équations de départ sont les lois classiques de la mécanique (équation de comportement...). Deux lois sont utilisées pour modéliser l'écoulement viscoplastique du métal. La première, classique est la loi de Norton. L'autre est peut-être plus adaptée aux taux de déformations élevés rencontrés en UGV, le déviateur des contraintes y est défini plus précisément. L'équation suivante issue de résultats expérimentaux est adoptée :

$$\text{Si } \dot{\bar{\epsilon}} \geq \dot{\bar{\epsilon}}_{tr} \text{ alors } S = A_3 \cdot (A_1 - A_2 T) \cdot (\bar{\epsilon} + \bar{\epsilon}_p)^{n(T)} \cdot \dot{\bar{\epsilon}}^{m-1} \cdot \dot{\bar{\epsilon}}_{vp} \quad (29)$$

Où A_1 , A_2 , A_3 , sont des coefficients du modèle, S est la partie déviatrice du tenseur des contraintes, $\bar{\epsilon}_p$ est la prédéformation et $\dot{\bar{\epsilon}}_{tr}$ est le taux de déformation de transition équivalent. n est une fonction linéaire de la température.

Les deux modèles classiques du frottement (Coulomb et Norton) ont été retenus afin d'être comparés.

En négligeant les forces d'inertie et de gravitation, les équations retenues sont :

- L'équation d'équilibre et sa formulation variationnelle.
- L'équation de la chaleur et sa formulation variationnelle.

Il faut y ajouter les conditions aux limites :

- Sur la face en contact avec l'outil, le flux de chaleur est la somme de la conduction thermique et du flux de chaleur dû au frottement.
- Sur la surface libre, le flux sortant est égal à la quantité de chaleur perdue par convection et par radiation.

Les équations différentielles au temps sont résolues par le schéma de Crank-Nicholson. Les formulations variationnelles sont résolues par discrétisation, en utilisant la méthode d'éléments finis de Galerkin.

Les déformations de l'outil sont négligées, mais on y détermine tout de même le champ de température, ainsi que dans la pièce. Pour cela, un algorithme incrémental est utilisé. La température de la pièce est calculée en prenant en compte celle de l'outil à l'incrément précédent, pendant que la température de l'outil est calculée en utilisant la température actuelle de la pièce. Cette méthode est satisfaisante car les incréments sont très petits (grandes vitesses de déformations).

La formulation lagrangienne est utilisée pour déduire la configuration à l'instant $t+\Delta t$.

$$X_{t+\Delta t} = X_t + V_{t+\Delta t} \cdot \Delta t \quad (30)$$

Le tout est alors résolu par la méthode des éléments finis avec des "éléments triangulaires quadratiques isoparamétriques". Lorsqu'un nœud pénètre la surface, ou que nœud de contact quitte la surface de l'outil, il est reprojété sur celle-ci. Quand les distorsions de triangles sont trop grandes ou si une frontière de la pièce pénètre trop l'outil, un nouveau maillage est généré automatiquement.

L'étape suivante consiste à modéliser l'usure qui se manifeste, comme nous l'avons déjà vu, principalement par une cratérisation de la face de coupe. Le modèle retenu se base sur des constatations expérimentales. L'usure proportionnelle à la longueur de glissement est une fonction linéaire des efforts imposés, décroît lorsque la dureté du matériau de coupe augmente et augmente si la dureté du maté-

riau usiné augmente. Physiquement, elle est caractérisée par une variation de la coordonnée des points des faces de coupe.

$$\delta y = \int_{\text{temps}} K_u \cdot \frac{\sigma_n \cdot \Delta V}{H_v \cdot (T)^{\mu_u}} \cdot \sup \left\{ 0, \left[1 - k_u \left(\frac{H_v(T)}{H_a(T)} \right)^{\mu_u} \right] \right\} dt \quad (31)$$

où δy est la profondeur de l'usure, H_v et H_a sont les duretés de l'outil et de la pièce, K_u , k_u et μ_u sont les coefficients de la loi.

2.7.2. Simulation numérique

La simulation se fait pour un acier 42 CrMo 4. La vitesse de coupe vaut 2 m/s, l'angle de coupe 5° , le rayon d'arête 0,025 mm, et l'avance 0,25 mm. Les études expérimentales ont montré que le régime stable était atteint après une à trois secondes. Vu l'incrément temporel adopté, la simulation se déroule en régime non stabilisé.

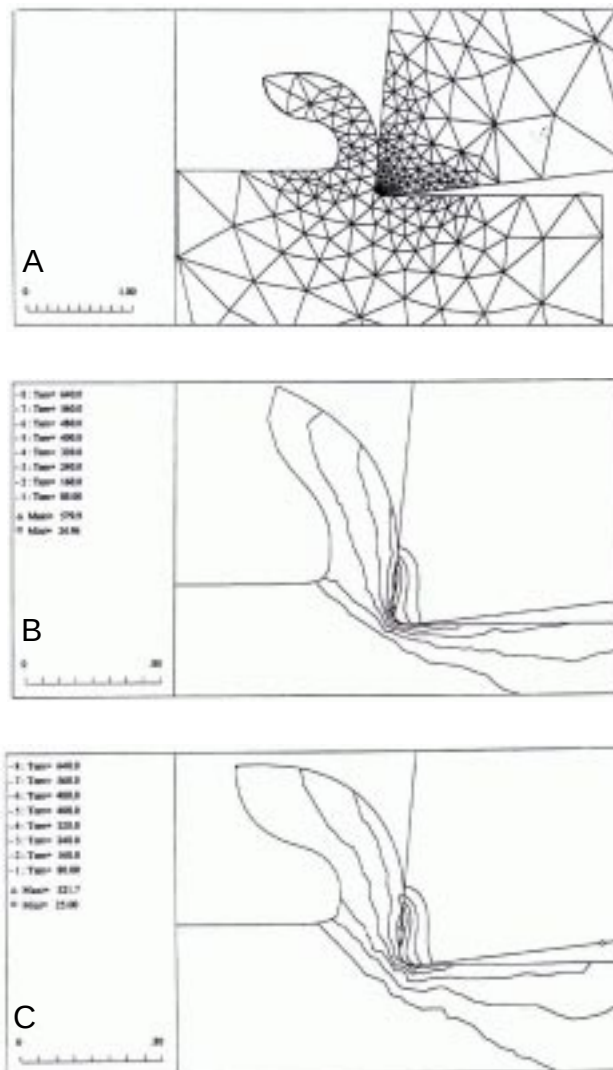


Figure 22 : Simulation numérique [12]

A : maillage de la situation quasi-stationnaire après 2,2mm (1,1 milliseconde) de coupe

B : Isothermes après 1 milliseconde de coupe.

Loi de Norton-Hoff pour les aciers en grandes déformations.

C : Isothermes après 1 ms de coupe. Loi de viscoplasticité issue de tests à haute vitesse.

Ainsi, après une milliseconde de coupe, le copeau a atteint 580°C et l'outil 330°C avec une tendance à la hausse. Le maximum de température se situe à une distance égale à l'avance de la pointe de l'outil (correspond au point chaud vu en première partie). Les deux figures nous permettent aussi de faire des comparaisons entre les différents modèles retenus. Des différences sur la longueur

en contact et dans la courbure du copeau sont observées. Elles sont dues à un mauvais ajustement des coefficients de frottement dans les lois de Norton. On retrouve néanmoins des similarités dans le champ de températures et la position des maximum, également dans l'épaisseur du copeau.

En faisant varier la valeur du coefficient de frottement (de 0.1 à 0.3) les configurations changent. La courbure du copeau diminue. La longueur de contact augmente ainsi que la valeur du maximum de température. Mais les variations du coefficient de frottement de coulomb avec la température ne sont pas encore directement prises en compte dans cette simulation. La formulation du problème est telle que cette limite devrait prochainement être dépassée.

Maintenant que le champ de température est connu, L'usure peut être déterminée aux points voulus. Elle est calculée en majorité sur l'arête de coupe. Quelques points sont pris en dépouille.

Les valeurs de l'usure sont évaluées aux instants $t=0.7\text{ms}$ et $t=2\text{ms}$. La figure II.9 nous permet de localiser l'usure. On retrouve le maximum situé à environ une distance égale à l'avance de la pointe. Les limites de la simulation numérique sont ici atteintes. En effet, la température d'équilibre de l'outil n'a pas le temps d'être atteinte en 2 millisecondes. Le mécanisme d'usure n'est donc pas encore dans sa phase stable, puisque des coefficients dépendent de la température, et l'intégration ne se fait que sur le temps. Ces résultats datent de juin 1997 et évoluent rapidement.

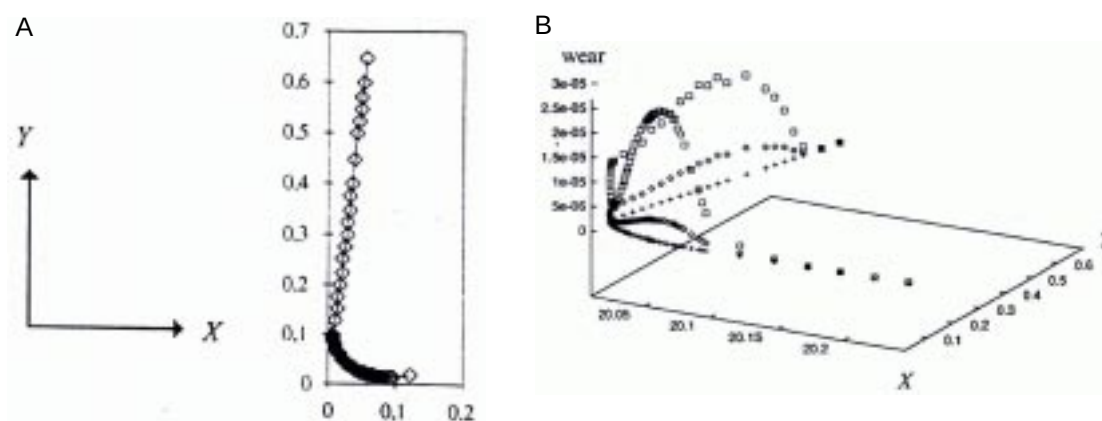


Figure 23 : [12].

A : répartition des points de calcul d'usure sur l'arête de coupe.

B : profils de l'usure sur les faces de coupe et de dépouille.

2.8. Conclusions

Les différents types de modélisation (en conditions de coupe conventionnelles ou en grandes vitesses) sont complémentaires. Malgré des ordres de grandeur très différents concernant les vitesses de déformations, les descriptions géométriques de la coupe sont souvent les mêmes : à savoir les angles de cisaillement, les zones de cisaillement et les efforts de coupe.

Les modèles de coupe en UGV affinent l'analyse du frottement, de manière à compléter l'étude thermique et de prévoir l'évolution de l'usure des outils. Cela pour insister sur le fait que le couplage thermique-mécanique est indissociable en UGV. Le fait de qualifier d'adiabatiques les transformations mises en jeu introduit des hypothèses de calcul supplémentaires, qui peuvent être prises en compte par les outils actuels de la mécanique des milieux continus. Cependant, la mauvaise connaissance du comportement des matériaux, soumis à de très grandes vitesses de déformation, limite les simulations réalistes de la coupe.

Enfin, comme nous le verrons par la suite, le degré de finesse actuelle dans la prédictibilité des grandeurs liées à la coupe est tel, que les caractéristiques vibratoires des machines aux hautes fréquences de travail doivent être connues. Le but est de déterminer les régimes optimaux de fonctionnement, qui ne sont pas forcément situés dans les vitesses maximales disponibles.

3. Etude de la surface usinée

3.1. Microstructure et contraintes résiduelles après usinage

Les changements possibles de microstructure à la surface extrême de la pièce, s'ils ont lieu, et les contraintes résiduelles sont dues à un écrouissage localisé de la couche superficielle ; la cause thermique étant écartée compte tenu de la faible température de la pièce tout au long de l'usinage. Ils sont causés par l'action mécanique du rayon de bec et de la surface de dépouille, sous la forme de talonnement de l'outil. Les contraintes résiduelles naissent aussi à partir du moment où il y a des arrachements de matière.



Figure 24 : Microstructure de la surface d'un 32 CrMoV 13 (Hv270) usiné à l'outil céramique à 300 m/min et 0,2 mm/tr [3].

Le Calvez montre que la microstructure dépend du couple outil-matière. Pour les couples acier/CERMET et acier/carbure, la surface de la pièce ne présente pas de zone de frottement comparable à la bande blanche déjà observée sur le copeau. Par contre, pour le couple acier/céramique, une fine bande blanche apparaît, d'épaisseur comprise entre un et deux microns. On observe également une légère modification de la courbure des lignes d'alignement des défauts. A moins de 20 microns de la surface, elles ont tendance à se courber et devenir tangentes à la frontière.

L'analyse micrographique montre que les directions principales des contraintes résiduelles sont les directions axiales et circonférencielles. Les cisaillements sont quasi nuls. L'extrême surface est en traction, puis en sous-couche (entre 20 et 50 µm) le matériau est en forte compression. Elle ne se stabilise pas avant 300 µm de profondeur. Les valeurs des contraintes circonférencielles restent supérieures à celles des contraintes axiales.

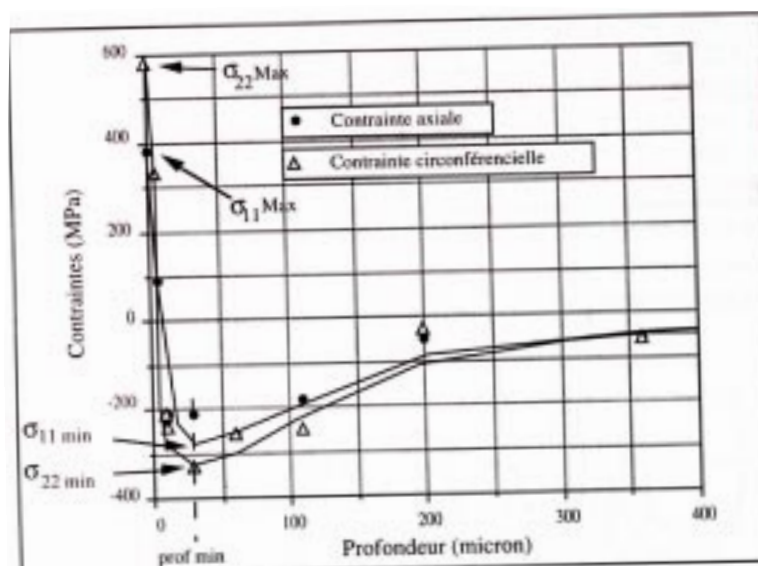


Figure 25 : Evolution du gradient de contrainte : 32 CrMoV 13 (Hv270) à 300m/min et f=0,2mm/tr [3]

Le niveau des contraintes de surface croît avec la vitesse de coupe et l'avance. La profondeur du gradient de contraintes augmente en plus avec la dureté du matériau. L'écrouissage de la surface suit

l'augmentation de l'avance et dépend de la nature du matériau de coupe. En prenant des vitesses de coupe supérieures, on diminue la profondeur écrouie. C'est pourquoi, le frottement joue un rôle fondamental pour les propriétés mécaniques finales de la pièce. Mais l'incapacité des modèles existants à le traiter rend la prévision de l'état final difficile à établir.

D'un autre côté, Nakayama propose un modèle de déformation élastique de la pièce au passage de l'outil [13]. Il permet d'approcher l'erreur dimensionnelle due au retour élastique après le passage de l'outil ou aux oscillations de l'ensemble outil – porte outil.

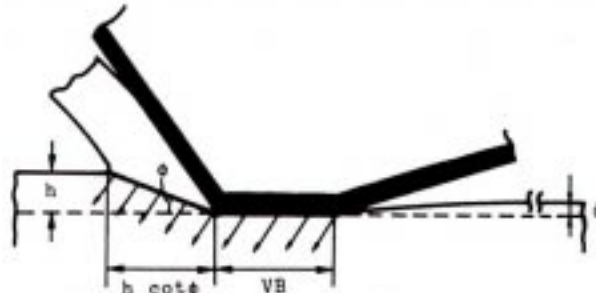


Figure 26 : Modèle de déformation élastique de la surface usinée [13]

Les métaux durs sont caractérisés par un rapport élevé entre la dureté et le module d'élasticité. Les contraintes élevées à la pointe de l'outil génèrent des retours élastiques variant entre un et dix microns. Pour minimiser cette erreur il va falloir trouver un compromis avec l'état de contraintes obtenues. En effet, elle peut être limitée en diminuant la profondeur de passe et la longueur du contact sur la dépouille, ou en augmentant l'angle de cisaillement. Les conséquences de chaque modification sont donc contradictoires.

3.2. Etat de surface final

La qualité microgéométrique des surfaces obtenues par usinage à grande vitesse est un des résultats les plus spectaculaires. Dans cette partie, nous allons étudier les causes de cette excellente qualité et donner quelques valeurs caractéristiques pour les grandes classes de matériaux.

3.2.1. Les aciers

L'état de surface s'améliore avec une augmentation de la vitesse de coupe. La meilleure qualité microgéométrique est obtenue pour des vitesses de coupe comprises entre 600 et 800 m/min. Cette qualité est liée à la formation du copeau. En effet, sous cette limite, les copeaux sont encore en partie arrachés. Le détachement se produit donc de façon irrégulière et diminue la qualité de la surface finale. Une augmentation supplémentaire de la vitesse de coupe conduit à une stagnation ou à une légère détérioration de l'état de surface.

De plus, les arrachements étant moindres, le profil de la pièce est plus proche de celui de l'outil. Donc, la qualité sera améliorée en diminuant l'avance, et ceci indépendamment de la nuance de l'acier ou du matériau de coupe.

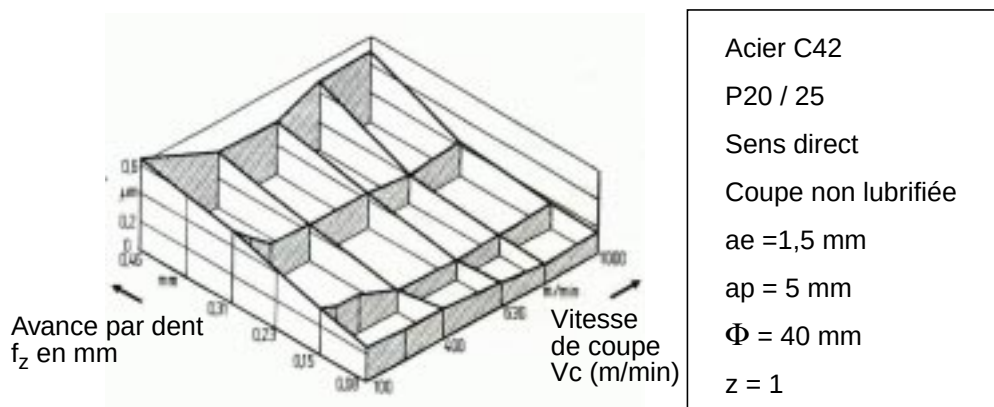


Figure 27 : Qualités d'état de surface pour différentes vitesses de coupe et avances [8]

3.2.2. Les fontes

L'étude se limite à l'analyse de la qualité de la surface des fontes à graphite lamellaire. Les surfaces des pièces, issues de cette classe de matériaux, sont caractérisées par la formation d'écailles. Elles sont dues à la présence de lamelles de graphite qui croisent la surface de coupe. Les inclusions de graphite s'étendant perpendiculairement à cette surface sont recourbées dans le sens de la coupe.

On en arrive à un déplacement de glissement de la matière le long des lamelles. Un déplacement relatif se produit au sein du matériau qui se traduit par le dépôt d'une couche de graphite à la surface de la pièce.

La formation d'écailles a pu être constatée dans toute la gamme de vitesses de coupe allant de 10 à 4000 m/min ; la fréquence des écailles augmentant avec la vitesse de coupe.

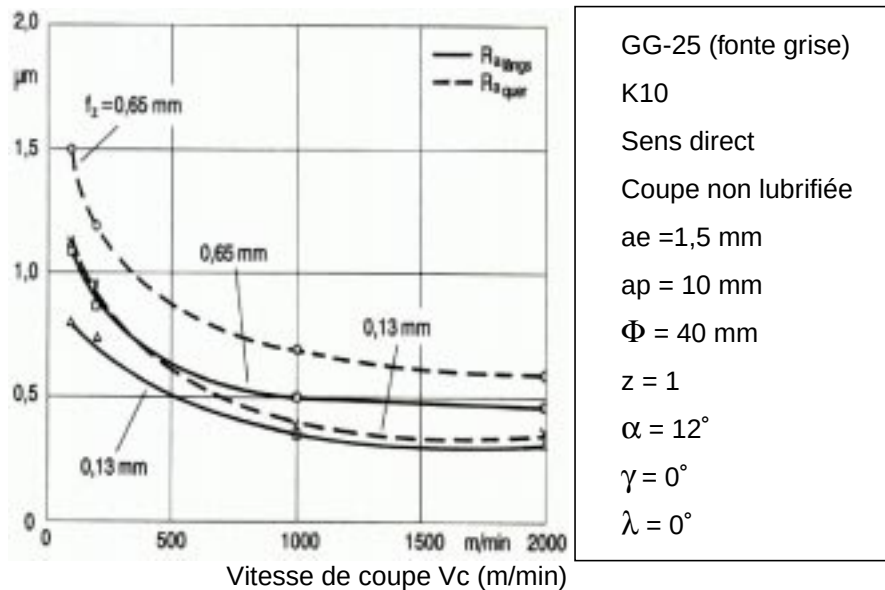


Figure 28 : Evolution de l'état de surface (R_a) en fonction de la vitesse de coupe pour une fonte [8]

Comme pour l'acier, la qualité de la surface obtenue après un usinage à grande vitesse est équivalente à celle issue d'une opération de rectification.

3.2.3. Les alliages d'aluminium

Le fraisage à haute vitesse de coupe des alliages légers permet d'obtenir des qualités de surface proches de la qualité obtenue à l'issue d'une opération de rectification. Il est possible d'obtenir des surfaces ayant pour rugosité arithmétique moyenne R_a inférieure au micron sans opération de super-finition ultérieure. La seule restriction à l'obtention d'une telle qualité est l'obligation d'usiner en avalant. En effet, lors d'un usinage en opposition, des fragments de copeaux restent collés dans la zone d'usinage. Le respect du copeau mini joue donc un rôle fondamental. Tout usinage, comportant des profondeurs de coupe inférieures à $30 \mu\text{m}$, provoque des frictions supplémentaires et des collages à la surface de la pièce.

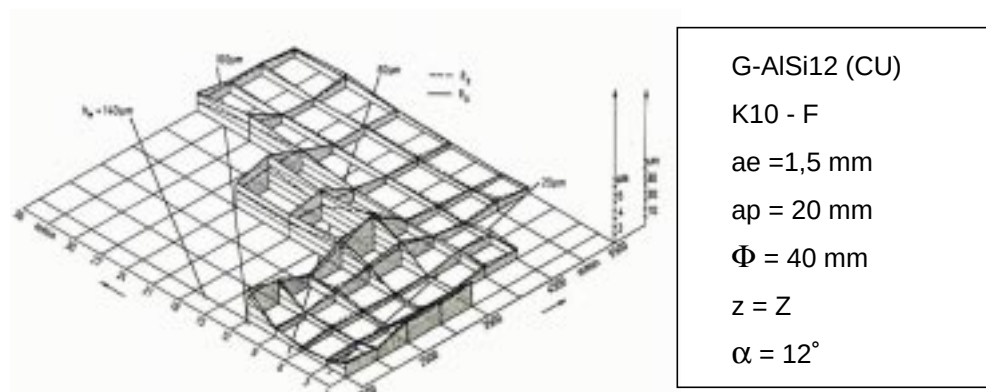


Figure 29 : Qualité de la surface d'un G-AlSi12(Cu) en usinant en avalant. [8]

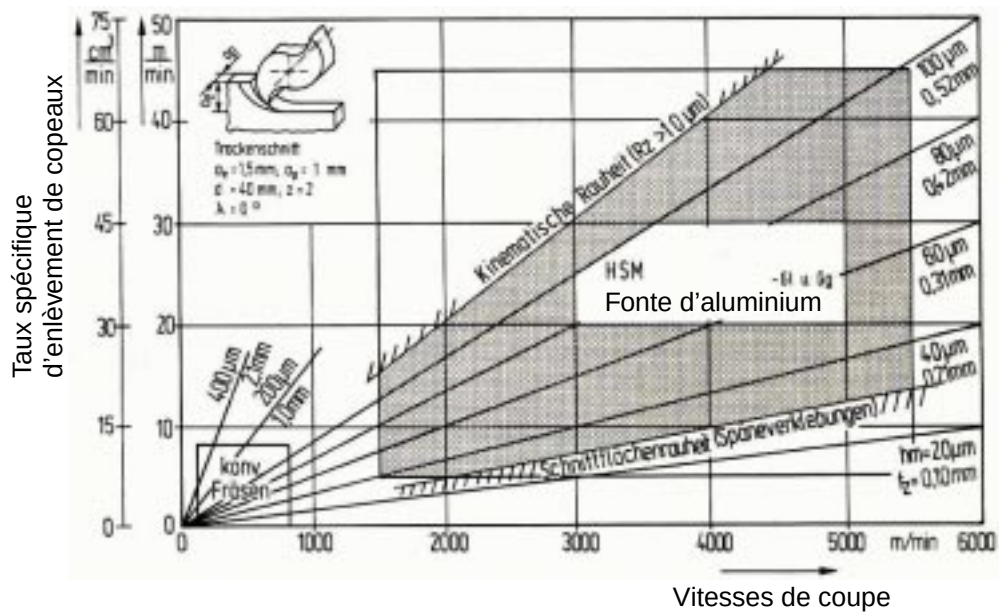


Figure 30 : Domaine d'application du travail des métaux légers à haute vitesse.

Enfin, l'utilisation de fluides de refroidissement, pour des vitesses d'avance comprises entre 3 et 6 m/min, permet de baisser la valeur de la rugosité arithmétique moyenne de la surface d'environ 20%.

4. Conclusion

Cette synthèse ne peut porter que sur une possible définition de l'Usinage Grande Vitesse. Cette définition ne se limite pas à une approche commerciale de l'usinage. Les résultats antagonistes et la multiplicité des paramètres influants compliquent l'établissement d'un partitionnement du domaine des vitesses de coupe.

L'évolution des efforts de coupe, avec la vitesse de coupe, reste constant ("proportionnels" à la section du copeau). Par contre, les cartes thermiques de la pièce, de l'outil et du copeau montrent qu'un autre mode de formation du copeau entre en jeu. Ce type de constatation est aussi valable pour la qualité de l'état de surface de la pièce après usinage.

L'extension de la plage d'utilisation des vitesses de coupe a donc introduit de nouvelles contraintes pour les concepteurs du processus de fabrication. Elle n'a pourtant pas, à la vue de cette étude, de séparation nette avec le domaine d'utilisation conventionnel. L'évolution des phénomènes micro et macroscopiques reste continue. Le seul changement significatif se situe au niveau de la formation du copeau, qui passe, peu à peu, de continu à dentelé, et des conditions de sa formation (de glissement plan à cisaillement adiabatique irréversible). Mais, le passage n'est pas brutal ; une zone de transition assure la continuité des transformations. La figure suivante illustre "les différents domaines" liés aux vitesses de coupe.

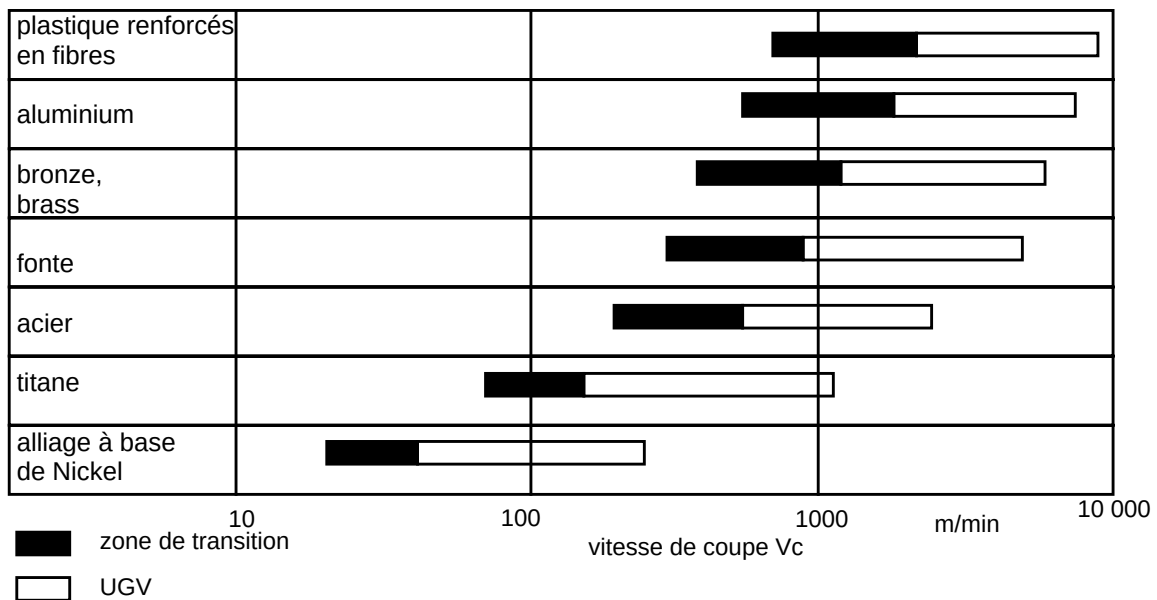


Figure 31 : Gamme de vitesses de coupe pour différents matériaux [14]

On en arrive alors à définir des caractéristiques de couples outil-matière propres à l'UGV. Pour chaque matériau à usiner correspondent plusieurs matériaux de coupe possibles. La figure III.8 illustre les domaines des couples vitesse de coupe et vitesse d'avance adaptés à chaque classe de matériau usinable (les matériaux de coupe ne sont pas détaillés).

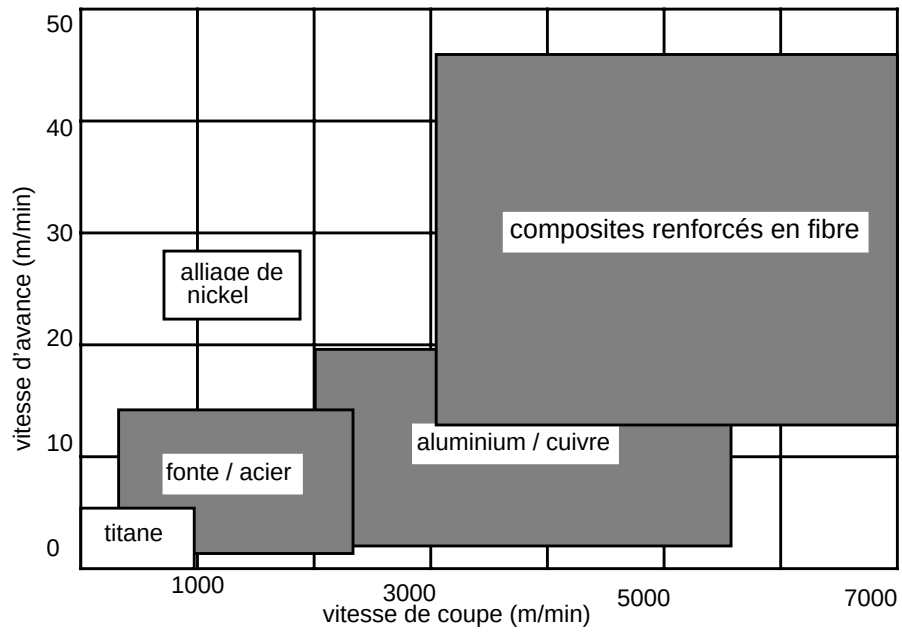


Figure 32 : Couples vitesse de coupe – vitesse d'avance en UGV.

La notion de couple outil-matière tend à s'élargir vers celle de triplet outil-matière-machine, compte tenu des nouvelles contraintes imposées par les phénomènes étudiés au travers des trois paragraphes précédents. La description de ce triplet fait l'objet des paragraphes suivants.

5. Références bibliographiques

- [1] Jawahir I.S. and Luttervelt (van) C.A. - Recent developments in Chip Control Research and Applications – Annals of the CIRP - Vol. 42/2/1993.
- [2] Grolleau V. – 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 doctorat de l'Ecole Doctorale Sciences pour l'Ingénieur de Nantes (1996).
- [3] Le Calvez C. – Etude des aspects thermiques et métallurgiques de la coupe orthogonale d'un acier au carbone – Thèse de doctorat de l'ENSAM Paris (1995).
- [4] Bourdet P.- La coupe des métaux – polycopé de la CODEGEM de l'ENS de Cachan.
- [5] Gilormini P. et Felder E. – Modélisation thermomécanique de la formation du copeau en usinage à grande vitesse – Bulletin du Cercle des Métaux - Tome 15, n°9 mars 1985.
- [6] Komanduri R., Schroeder T., Hazra J., Turkovich (von) B.F., Flom D.G. – On the catastrophic Shear Instability in High-Speed Machining of an AISI 4340 Steel – Journal of Engineering for Industry – Vol.104, p.121-131, may 1982.
- [7] Thiebaut F. – Etude de la coupe à grande vitesse des aciers – Mémoire de recherche bibliographique – DEA de Production Automatisée – LURPA – ENS de Cachan (1995).
- [8] Schulz H. – Hochgeschwindigkeitsfräsen metallischer und nichtmetallischer Werkstoffe – Ed. Hanser (1989).
- [9] Gekonde H.O. and Subramanian S.V.- Influence of phase transformation on tool crater wear – First French and German Conference on High Speed Machining – p.49-62, Juin 1997.
- [10] Hamann J.C., Fouquer R., Grolleau V., Lesourd B., Hebmman S., Le Maître F. – New tool development for the high speed milling of titanium alloys - First French and German Conference on High Speed Machining – p.356-360, Juin 1997.
- [11] Moufki A., Molinari A., Dudzinski D. – Modelling of orthogonal cutting - First French and German Conference on High Speed Machining – p.8-28, Juin 1997.
- [12] Fourment L., Oudin A., Massoni E., Mittès G., Le Calvez C. – Numerical simulation of tool wear in orthogonal cutting - First French and German Conference on High Speed Machining – p.38-48, Juin 1997.
- [13] Nakayama K., Arai M., Kanda T. – Machining Characteristics of Hard Materials – Annals of the CIRP – Vol. 37/1/1988.
- [14] Tönshoff H.K., Karpuschewski B., Lapp C., Andrae P. – New machine techniques for High-Speed Machining – Proceedings of the Int. Seminar on Improving Machine Tool Performance – vol. n°1, p.65-76, july 1998.
- [15] Weck M., Schumacher A. – Machine tools for High Speed Machining - Proceedings of the Int. Seminar on Improving Machine Tool Performance – vol. n°1, p.27-41, july 1998.

