

Département de Génie Mécanique

LA COUPE DES MÉTAUX

Pierre BOURDET (version V5 - octobre 2004)

=====

ECOLE NORMALE SUPERIEURE DE CACHAN
61 avenue du Président Wilson
94235 CACHAN CEDEX

LA COUPE DES MÉTAUX

=====

Ce polycopié est relatif au cours de l'option "Science de la production" de la maîtrise de technologie mécanique de Paris VI. Il s'adresse à des étudiants n'ayant aucun pré-requis sur la production par enlèvement de matière. Il a pour but d'apporter les connaissances minimales pour comprendre les phénomènes mis en jeu, et pour donner les connaissances méthodologiques et technologiques minimales nécessaires aux choix d'un outil et des conditions de coupe en usinage classique et UGV. (6h de cours et 6h de TD)

=====

Table des matières	page
CHAP. 1 : Analyse de la formation du copeau	
11 Observations sur les zones de formation du copeau	2
12 Explication du phénomène de formation du copeau.....	14
13 Formation de la surface usinée (lisse ou rugueuse).....	16
14 Formes du copeau (diagramme brise-copeau).....	18
CHAP. 2 : Géométrie des outils	
21 Parties actives d'un outil :.....	21
22 Constitution d'un outil à plaquette(s) rapportée(s).....	22
23 Formes réalisées.....	25
25 Désignation des outils en carbure métallique.....	26
CHAP. 3 : L'usure des outils	
31 Les phénomènes d'usure.....	27
32 Evolution de l'usure en fonction de la température	27
33 Les différentes formes d'usure	28
34 Mesure de l'usure de l'outil.....	30
35 Les essais d'usure	31
36 Courbes expérimentales	32
37 lois de durée de vie.....	33
38 Modèles mathématiques de la loi de durée de vie.....	35
CHAP. 4 : Actions mécaniques	
41 Prédiction Mathématique des efforts : Théorie de E. Merchant,	36
42 Approche expérimentale.....	41
CHAP. 5 : Choix des conditions de coupe	
51 Les données techniques et financières	43
52 Définition de l'optimisation en usinage.....	43
53 Expression du coût d'une opération d'usinage.....	44
54 Application à une passe en chariotage.....	44
55 Application au fraisage	52
Documents 1 à 3.....	56
CHAP. 6 : Particularités de l'Usinage à Grande Vitesse (UGV).....	59

Chap. 1 : ANALYSE DE LA FORMATION DU COPEAU

=====

L'analyse de la formation du copeau a suivi la démarche scientifique classique basée sur l'observation, l'établissement de modèles et leur vérification expérimentale.

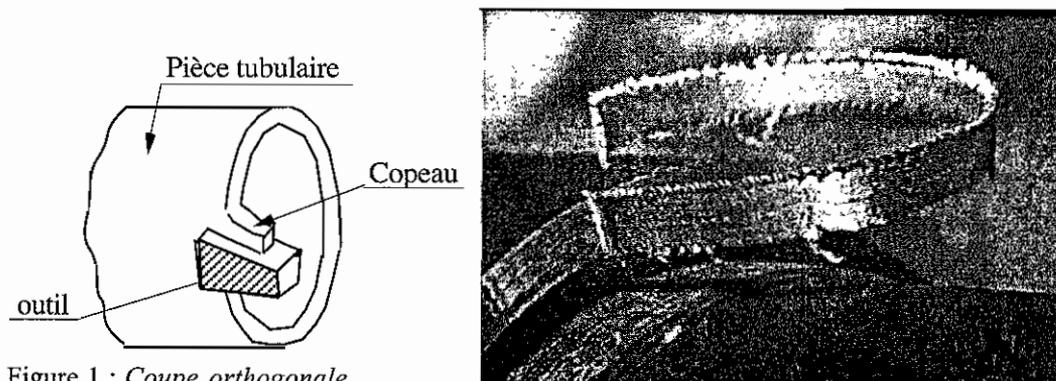
1. OBSERVATION SUR LA FORMATION DU COPEAU

L'observation du copeau et de la surface usinée peut-être faite en continue par l'utilisation d'une caméra à prise de vue ultra rapide qui permet de faire une observation continue de la formation du copeau en coupe orthogonale, cette technique permet une observation externe à la matière et permet de juger de la stabilité du phénomène. Le procédé de la coupe brusquement interrompue (quick-stop-test) permet de faire à un instant donné, une observation plus fine, interne à la matière.

11. LES ESSAIS DE COUPE BRUSQUEMENT INTERROMPUS (quick-stop-test).

111. La coupe orthogonale.

Un outil classique travaille en 3 directions. Afin de simplifier le phénomène à observer, on se ramène à un problème à 2 directions dans un plan perpendiculaire à l'arête de coupe. L'observation est par hypothèse identique dans tout plan perpendiculaire à l'arête de coupe, sans déformation latérale. La coupe orthogonale est réalisée dans le cas d'un rabotage à l'outil de planage, ou dans le cas du tournage d'un tube à l'outil couteau.



112. Technique de la coupe brusquement interrompue.

Un porte-outil spécial permet de chasser le plus rapidement possible l'outil de la pièce en cours d'usinage. Le copeau de l'essai est alors séparé de la pièce avec sa racine et ses environs, puis coupé en deux selon le plan longitudinal médian. Cette dernière surface est ensuite dégauchie, polie, puis attaquée pour mettre en évidence la texture macro et microcristalline du matériau.

113. Zones du champ de déformation plastique.

L'observation des différentes coupes ainsi obtenues permet de mettre en évidence quatre zones du champ de déformation plastique, conformes à la nomenclature adoptée par Pomey (figure 2).

Zone 1. Zone de séparation du métal en deux. Cette zone entoure de manière étroite l'arête de l'outil en se développant légèrement en amont (l'arête de l'outil exerce un effort de

compression et il existe un point singulier où le métal est séparé en deux parties, l'une constituera la face usinée de la pièce, l'autre le copeau.

Zone 2. Zone de glissement plastique dite de formation du copeau. Appelée également zone de *cisaillement primaire*, cette zone engendre le copeau, elle est limitée par deux lignes: une ligne amont où la limite élastique est atteinte, et une ligne aval marquant la fin de la déformation plastique au cours de l'écoulement.

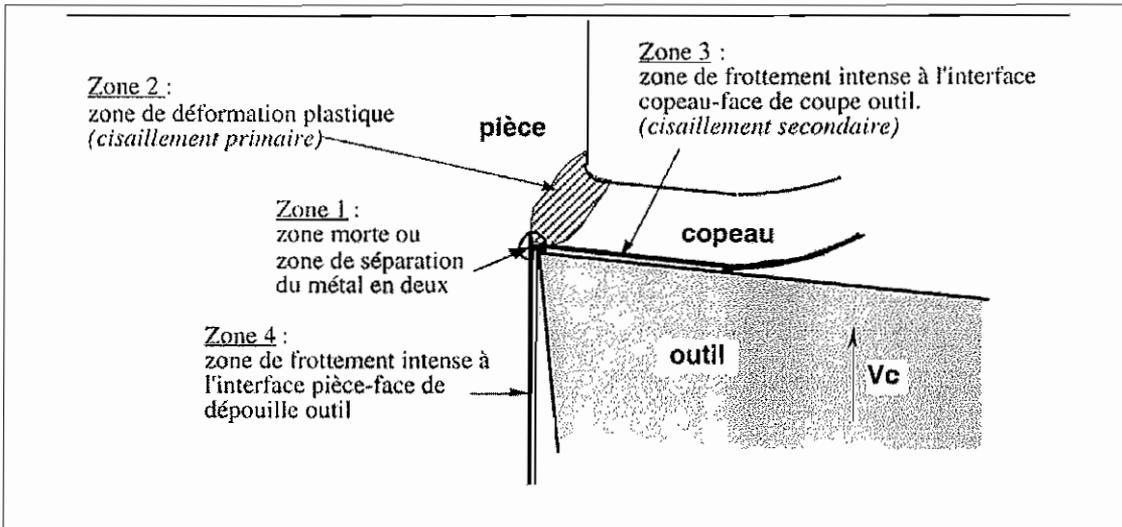


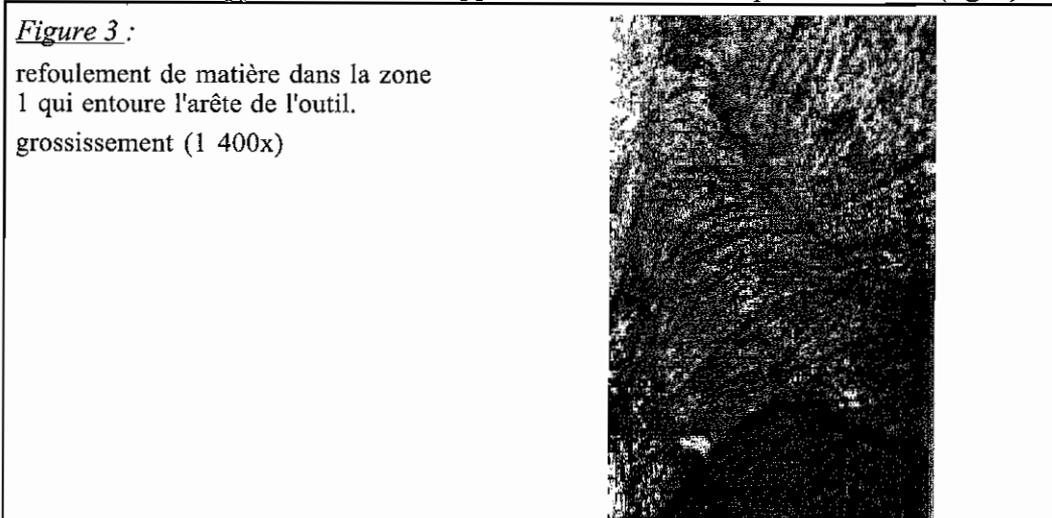
Figure 2 : zones caractéristiques de la formation du copeau.

Zone 3. Frottement de glissement intense à l'interface copeau face de coupe de l'outil.

Zone 4. Frottement de glissement à l'interface surface usinée - face de dépouille. Ce frottement de glissement est moins énergétique.

114. Illustration et commentaires sur les 4 zones à partir des travaux de G. GARRO CAO.

Dans la zone 1, il y a une déformation intense par refoulement du métal de cette zone qui constitue l'arête rapportée ou encore appelée zone morte ou copeau adhérent. (fig. 3).



Dans la zone 2 les méthodes de visualisation permettent de tracer les filets d'écoulement du métal, ils sont parallèles entre eux et à la surface libre. Ce sont des droites J I en amont et K R en aval. De I à K, la courbure est croissante, les raccordements sont progressifs en I avec la droite amont et en K avec la droite avale. La ligne M N présente une courbure accusée, tournée vers l'aval, la ligne E H présente une très faible courbure tournée vers l'amont. On peut arbitrairement définir une ligne de transition B G en amont de laquelle les déformations sont faibles et en aval de laquelle elles sont intenses.

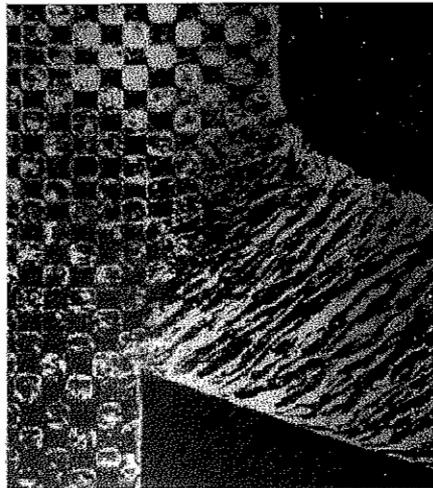


Figure 4

Zone de déformation plastique dans la formation du copeau : déformation d'une grille carrée (Stevenson et Oxley)

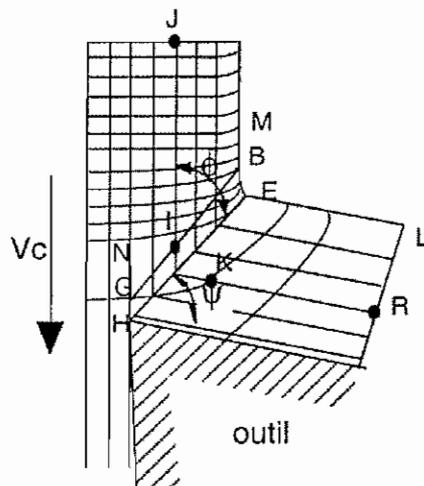


Figure 5

Zone de déformation plastique dans la formation du copeau (schéma relatif à la figure 4)

Plus la vitesse de coupe V_c est grande, plus les lignes frontales BG et EH tendent à devenir rectilignes, parallèles et plus rapprochées l'un de l'autre, et plus inclinées sur la direction de V.

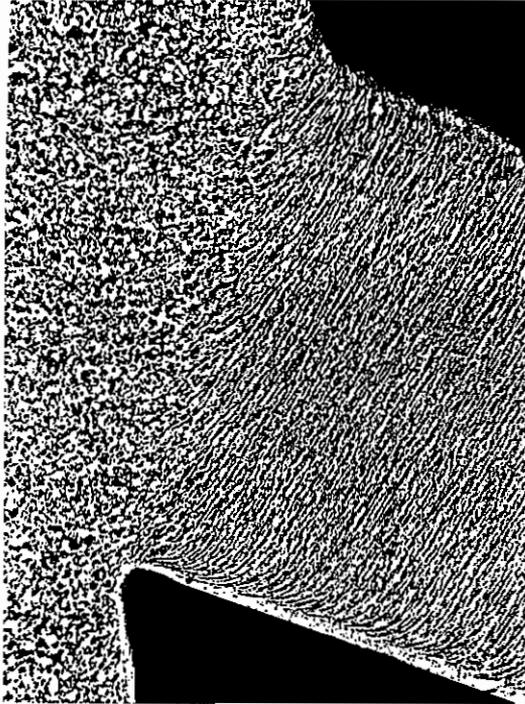
Si nous négligeons les faibles déformations dans le domaine M N B G, le parallélisme des filets nous permet de dire que la déformation s'est faite par glissement plan unidirectionnel, donc faisant un angle constant avec la direction de la vitesse V.

Si en amont de M N et dans le plan de la figure, nous avons tracé un cercle, en aval de E H, celui-ci est transformé en ellipse et le grand axe de celle-ci fait un angle ψ avec la direction commune des glissements.

Enfin, il convient de préciser qu'en pratique, les essais montrent un festonnement très fin de la surface libre EL du copeau : on n'en tiendra pas compte, car on ne sait pas dans quelle

mesure la surface initiale DM était vierge, exempte de défauts microscopiques, et la couche superficielle exempte de contraintes ou d'écrouissage.

Dans les zones 3 et 4 (fig. 6) la structure à fines bandes met en évidence le champ de glissement, d'autant plus intense que l'on s'approche de l'interface avec l'outil, comme si l'outil s'opposait à l'écoulement du métal.



Outil : ARS
 $s=0,4\text{mm/tr}$
 $a=3\text{mm}$
 $\gamma=20^\circ$
 $v=20\text{m/mn}$

Figure 6 : zones 3 et 4

Dans le cas des aciers au carbure, on décèle dans la zone 3 la plus énergique sollicitation par la présence de carbure hexagonal, ce qui montre que le métal a été porté à haute température et a subi la transformation. Ces températures très élevées sont confirmées par mesures de pyrométrie optique.

115. L'existence d'une zone 5 d'ondulations de la surface libre du copeau est-elle une caractéristique de la formation du copeau ? (essais menés à 1' I.T.M. de Pise)

L'étude de la formation du copeau a été menée en comparant :

- les ondulations de la surface libre du copeau
- la coupe longitudinale du copeau
- les diagrammes des composantes normale et tangentielle de l'effort de coupe
- le diagramme de la température de coupe.

On observe que :

La formation du copeau n'est pas régulière, qu'elle est composée d'éléments géométriques qui correspondent aux vagues de la surface externe du copeau numéroté ici de 1 à 15 (figure 7)

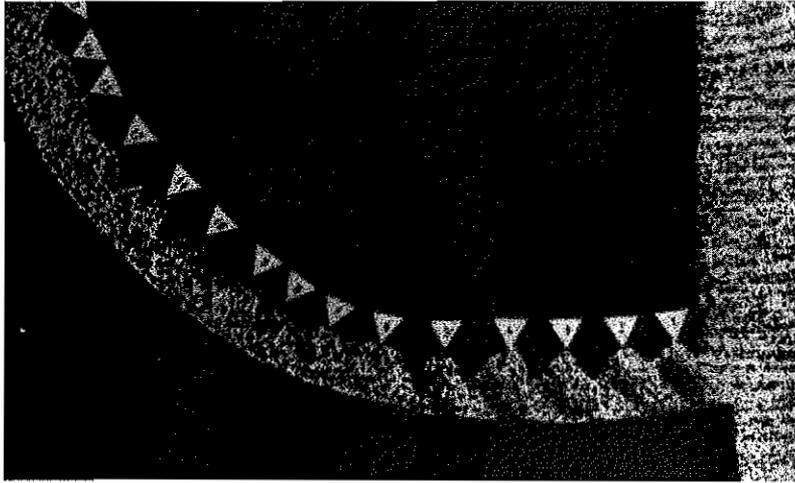


Figure 7 : Copeau fortement festonné

A chaque élément de copeau correspond une hausse suivie d'une baisse des composants de l'effort de coupe et cela aussi pour la température Θ de coupe.

Les oscillations de la composante F_z de l'effort de coupe reflètent idéalement l'allure des vagues du copeau (Figure : 8).

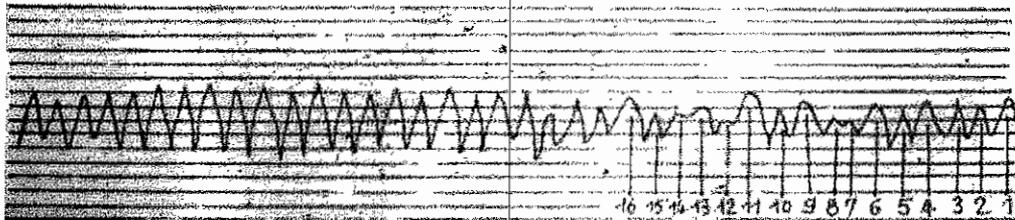


Figure 8 : enregistrement de l'effort de coupe d'un copeau fortement festonné

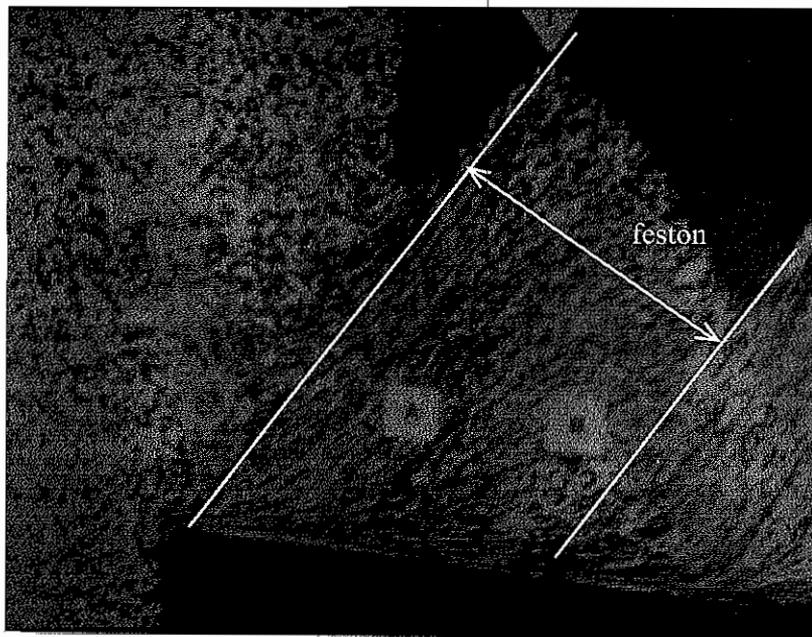


Figure 9 : grossissement d'un feston.

Dans chaque élément géométrique du copeau, on peut distinguer, (fig. 9) deux phases A et B qui ne paraissent pas être déformées de la même manière. La phase A est fortement déformée, la phase B est moins déformée, les orientations des glissements des phases A et B sont différentes.

Ces différentes observations permettent l'interprétation suivante, confirmée par l'expérimentation : le festonnage du copeau est formé par un phénomène pseudo périodique, à chaque période correspond un élément géométrique caractérisé par une vague.

116. Causes de la formation irrégulière du copeau.

Les causes sont très nombreuses, mais on juge que les catégories suivantes sont surtout à prendre en considération :

- a) manque de constance des éléments géométriques de la coupe : épaisseur du métal à couper, qui n'est pas constamment égale à la profondeur de coupe théorique, variation de l'angle d'attaque consécutive à l'usure de la face d'attaque de l'outil, émoussement de l'arête d'outil etc...
- b) manque d'homogénéité du métal coupé et du matériau de l'outil.
- c) manque de stabilité de la pièce, du dispositif porte-pièce, de l'outil, du dispositif porte-outil et de la machine-outil (système machine-pièce-outil).

En changeant uniquement les conditions vibratoires du système machine-pièce-outil, par exemple en éliminant l'influence du dynamomètre et en conservant les mêmes conditions de coupe, on passe, d'un copeau fortement festonné (figure 10) à un copeau très faiblement festonné (figure 11).

Ces observations permettent de conclure pour la majorité des scientifiques que la formation irrégulière du copeau est fonction des conditions vibratoire du système machine-pièce-outil. L'accroissement de la rigidité du système diminue sans les supprimer l'amplitude des vagues.

En conclusion la formation du copeau sera donc caractérisée par 4 zones. La formation irrégulière du copeau n'est pas un phénomène intrinsèque fondamental de la formation du copeau, mais un phénomène qui dépend du régime vibratoire du système machine-pièce-outil qui se compose avec le phénomène fondamental pseudo-périodique de glissement en plan unidirectionnel (zone 2).

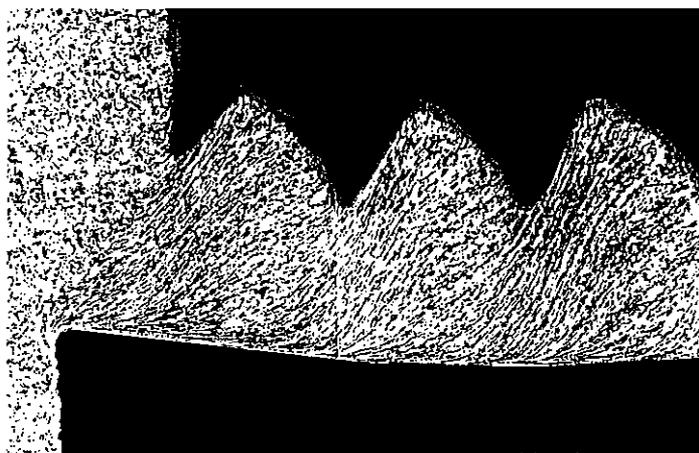


Figure 10 : formation du copeau avec dynamomètre

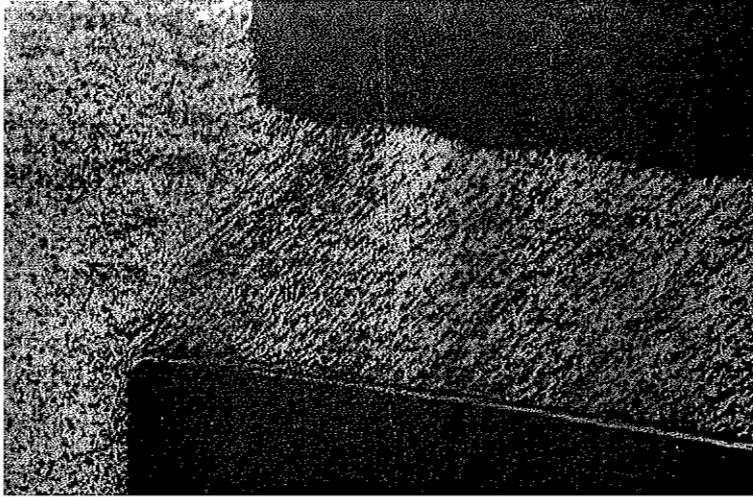


Figure 11 : formation du copeau sans dynamomètre

117. Observation sur la formation du copeau, en fonction de la vitesse de coupe.

L'étude est faite avec le même système machine-pièce-outil-dynamomètre.

Outil en acier en ARS ; $f = 0,4 \text{ mm/tr}$; $a = 3 \text{ mm}$, coupe orthogonale à sec, $\gamma = 20^\circ$

A - Vitesse de coupe 6 m/mn



Figure 12 : forte arête rapportée à 6m/mn

On observe une arête rapportée qui s'enfonce comme un coin entre la pièce et le copeau. Cette arête rapportée provoque une variation de la forme, des dimensions et de la position de la zone de glissement plastique ainsi que la variation de la géométrie de l'outil.

Le copeau est festonné à la surface externe.

B - Vitesse de coupe 10 m/mn



Figure 13 : Observation à 10 m/mn

L'arête rapportée à une position et une configuration différentes de la précédente ($V_c = 6$ m/mn)

Le copeau est plus faiblement festonné.

C - Vitesse de coupe 20 m/mn

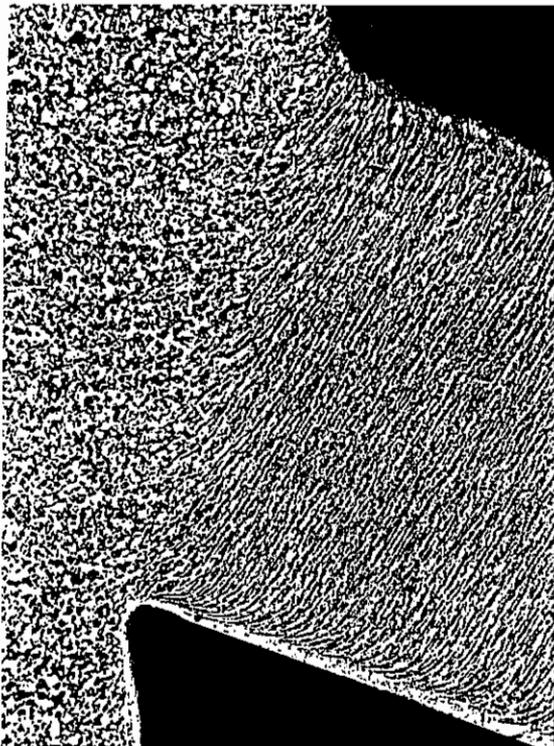


Figure 14 : observation à 20m/mn

Il n'y a plus d'arête rapportée, il y a formation de la couche mince de frottement de glissement en correspondance de l'interface copeau-face de coupe de l'outil.

Le copeau est très faiblement festonné.

D - Vitesse de coupe 65 m/mn

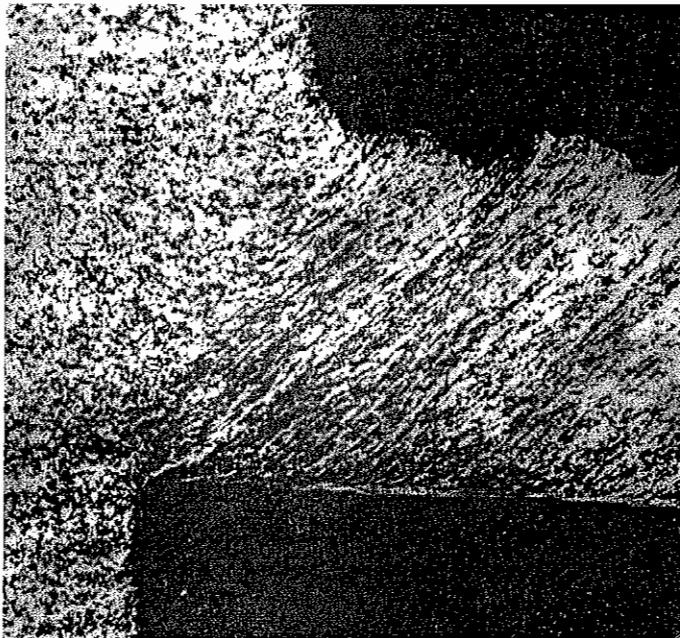


On observe une couche mince de frottement de glissement en correspondance de l'interface copeau-face de coupe de l'outil

Le copeau est fortement festonné.

Figure 15 : Observation à 65 m/mn

E - Vitesse de coupe 200 m/mn



On observe une couche mince de frottement de glissement en correspondance de l'interface copeau-face de coupe de l'outil

Le festonnage de la surface est moins marqué que les deux cas précédents.

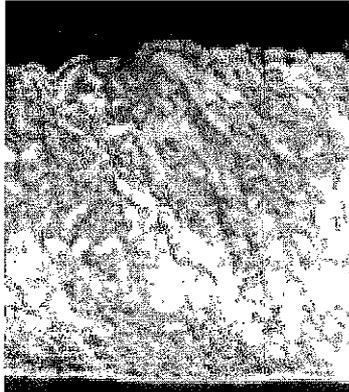
Figure 16 : Observation à 200 m/mn

118. Phénomènes thermo mécaniques dans la formation du copeau

L'utilisation de matériaux modèle (Iovane et Backofen Massachusset's Institute of Technologie de Boston) a pour but de visualiser des phénomènes thermo mécaniques dans la formation du copeau.

Un alliage Fe-Ni-C (Ni = 18, 5 %) rapidement chauffé au-dessus de la température de transformation martensite austénite, ne donne pas lieu à un revenu, mais à la transformation de la martensite en austénite. L'austénite est stabilisée de sorte qu'elle constitue un indicateur de zones où s'est manifestée une hausse rapide de température.

Les figures 18 et 19 montrent un copeau à petites rides et un copeau à grandes vagues. Les parties noires correspondent à la martensite, les parties blanches à l'austénite (partie ayant subi une hausse rapide de la température).



Outil : ARS
 $V=3,65\text{m/mn}$
 $a=0,127\text{mn}$
 $g=30^\circ$

Figure 18 : grossissement x 250

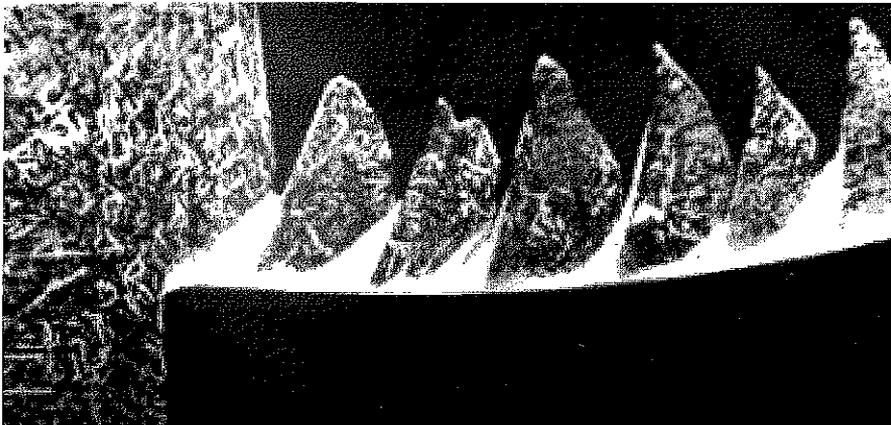


Figure 19 : Outil carbure P25, $V=5\text{m/mn}$, $f=0,275$, $a=2,5\text{mn}$, $\gamma=6^\circ$

L'examen du copeau à petites rides, met en évidence que (voir la représentation schématique (fig. 20).

a - les lames d'austénite sont minces presque rectilignes parallèles et d'épaisseur presque constante sur la plus grande partie de l'épaisseur du copeau.

Elles s'amincissent vers la face extérieure du copeau, s'épaississent et s'incurvent par suite à l'approche de la couche limite à l'interface avec l'outil

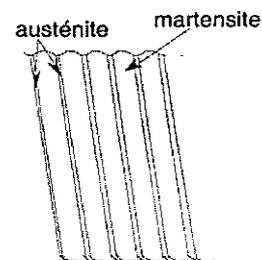


Figure 20

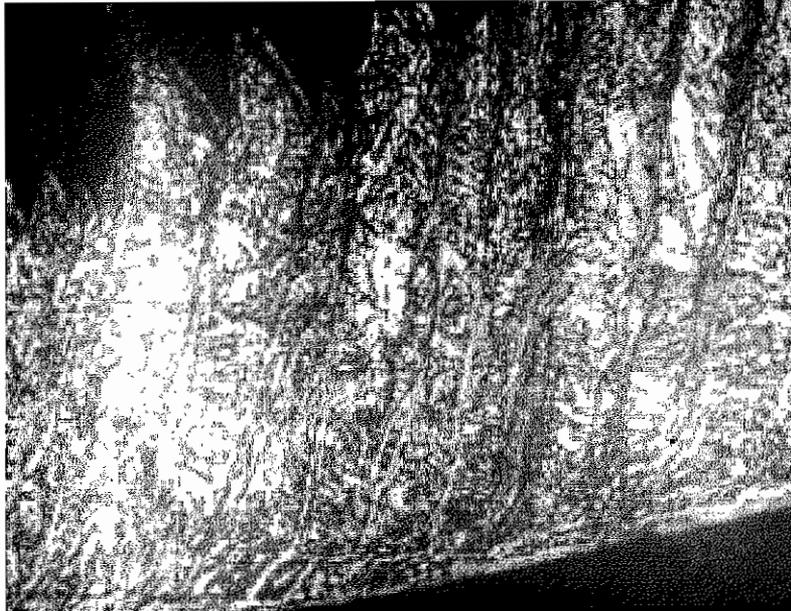


Figure 21 :grossissement x 500

b - la martensite C entre deux lames d'austénite a conservé son caractère articulaire grossier ; elle paraît peu déformée, mais, soit à la partie de l'interface avec l'outil, soit vers la face extérieure du copeau montre que la structure articulaire est pliée en V très ouvert (fig. 22).

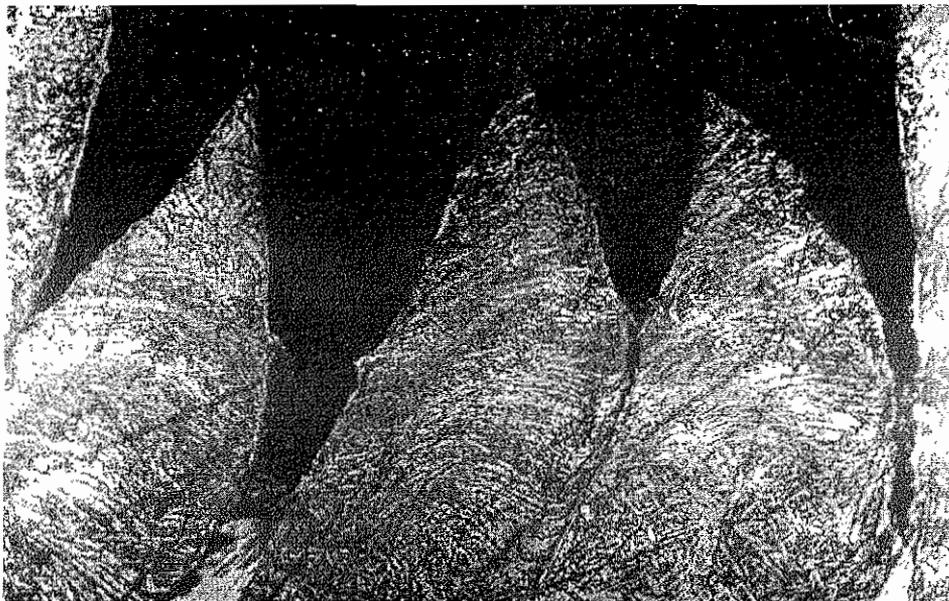


Figure 22 :grossissement x 1 000

L'examen du copeau à grande vague de la figure 19, schématisé sur la figure 23 permet les remarques suivantes :

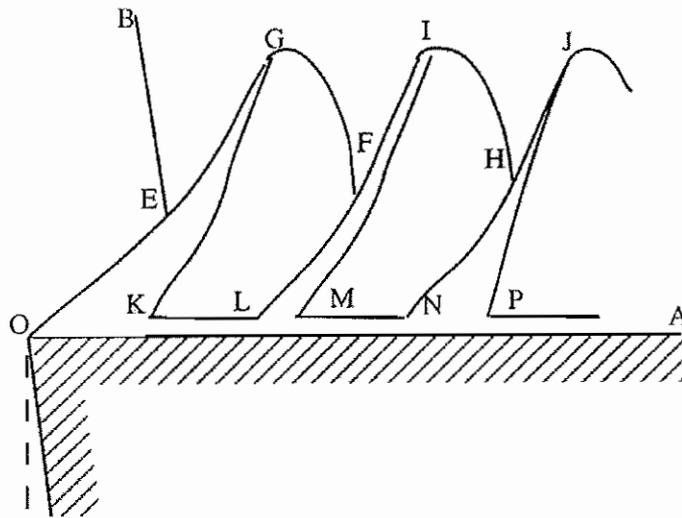


Figure 23 : Schématisation du copeau à grandes vagues de la figure 19

- le long de la face d'attaque OA de l'outil, on trouve une couche limite austénitique d'épaisseur constante (en K L, M N etc...) qui s'étend à partir de l'arête coupante en O.
- les faces en aval G F, I H etc... des vagues, paraissent provenir de la face extérieure de la pièce telle qu'en B E : elles sont incurvées et inclinées par rapport à B E la face vierge de la pièce.
- les faces en amont GE, IF, JH de chaque vague sont recouvertes d'une très mince couche d'austénite d'épaisseur nulle à la crête de vagues en G, I, J : c'est certainement une surface de glissement.
- les faces en aval des bandes d'austénite sont planes (les traces GK, IM, JP sur le plan de figure sont des droites, et définissent certainement la direction de glissement) et parallèles entre elles.
- l'épaisseur de chaque bande austénitique de glissement augmente en allant du creux d'une vague vers la face d'attaque de l'outil, en formant des triangles semi curvilignes EKO, FML, HPN, on ne peut pas invoquer pour cet épaissement une diffusion de chaleur venant de la couche limite OA qui est à très haute température, car cette diffusion jouerait aussi pour la face amont qui se raccorde avec un angle vif et aigu (GKL, IMN, etc) : cette non-diffusion thermique implique a fortiori l'absence de diffusion chimique.
- l'examen de la martensite du copeau en GKLF, IMNHI, etc, montre que sa structure reste articulaire et peu déformée, comme elle est très dure et entourée d'austénite douce et plastique, la martensite doit se déplacer rigidement et en bloc dès qu'elle est entourée d'austénite en amont et en aval.

L'étude du copeau à grandes vagues de la fig. 19 rappelle la formation du copeau fragmenté par rupture fragile qui se forme dans la coupe des matériaux fragiles avec profondeur de passe élevée, angle de coupe petit et basse vitesse de coupe. Le copeau fragmenté, que l'on voit à la fig. 24 dans une phase de sa formation, montre une ressemblance remarquable avec le schéma de la fig.23. À la ressemblance de forme correspond une différence de phénoménologie, c'est-à-dire que la formation de l'élément du copeau fragmenté se manifeste par rupture de décohérence, pendant que la formation de l'élément du copeau par déformation plastique se manifeste par glissements.

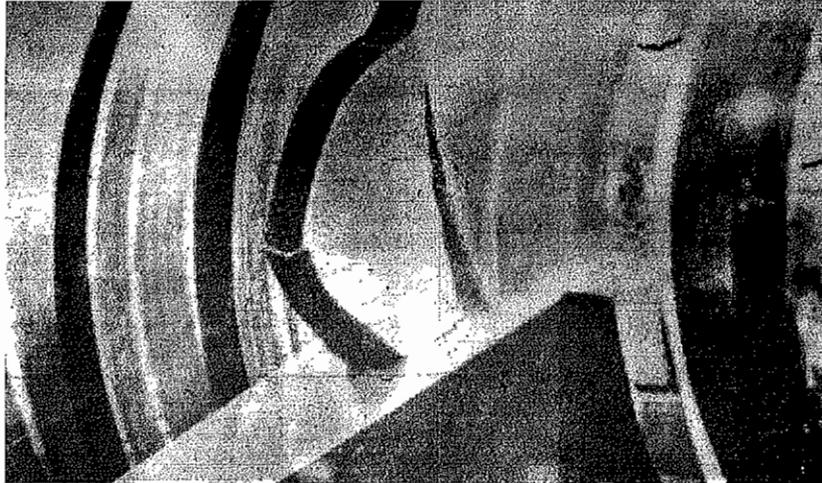


Figure 24 : Formation du copeau dans la coupe de matériaux fragiles

12. MODELE D'EXPLICATION DE LA FORMATION DU COPEAU, ET PAR SUITE DE LA SURFACE USINEE.

Étude du processus de la séparation de la matière et de la formation de la surface.

En coupe orthogonale, la surface de coupe coïncide avec la surface usinée. La zone morte (ou zone stagnante ou arête rapportée) joue un rôle très important, car elle frotte souvent sur la surface usinée à la place du bec de l'outil.

W Form a donné un modèle de formation de la zone morte.

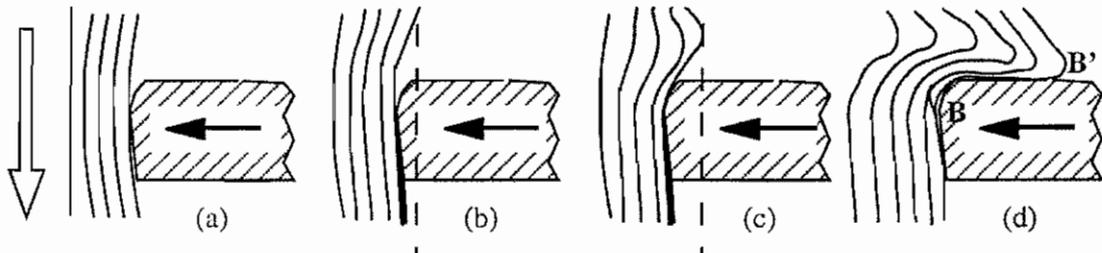


Figure 25 : modèle de formation du copeau et de la zone morte (d'après W.Form)

La figure 25 - a - b - c - montre qu'à l'interface, surface usinée-face en dépouille de l'outil, il y a refoulement du métal (zone 4) par frottement intense jusqu'à l'apparition d'une fente (fig. 25 d), cette fente B B' apparaît à l'endroit où le matériau est le plus écroui et donne naissance à une "poche" de matériau entre le copeau en formation et la pièce, l'allongement de la poche permet au copeau, un petit mouvement dans la direction d'évacuation (fig. 26).

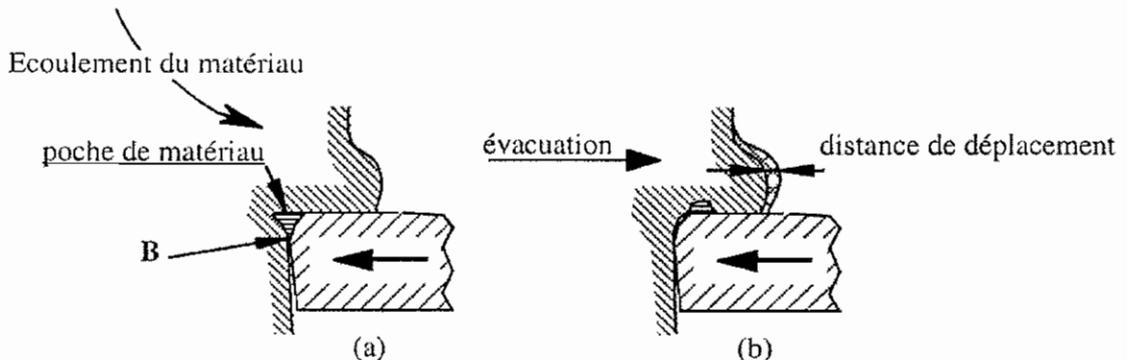
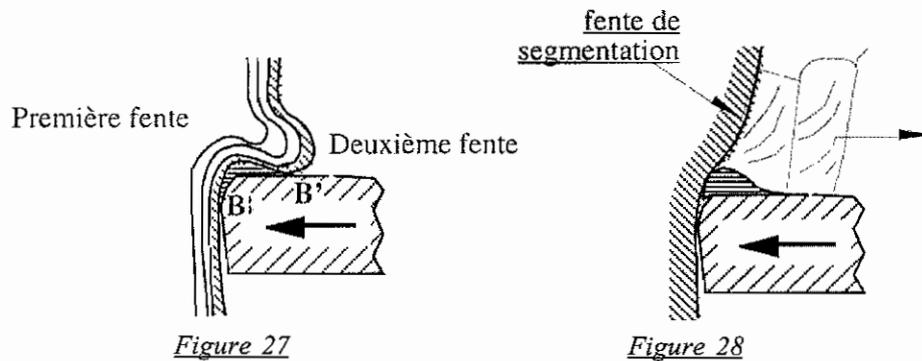


Figure 26 : petit mouvement du copeau

Si l'écoulement sur la face de coupe de l'outil n'est pas possible à cause du frottement trop élevé ou de soudure à l'interface matériau de la poche outil, l'évacuation du copeau est alors possible selon deux possibilités.

Première possibilité :

- La formation d'une deuxième fente vers B' (fig. 27) à l'interface avec l'outil puis la progression de la première fente jusqu'à la surface libre du copeau en formation (fig. 28) par une fente de segmentation.



Deuxième possibilité :

L'avancement du matériau sur la pointe de l'outil accroît l'épaisseur de la "zone morte", tandis que les points des fentes B et B' se déplacent vers le point Z ou la tangente à la direction de l'écoulement de la pièce et du copeau devient unique. Si le point Z est atteint, la formation et l'évacuation du copeau se passe de manière continue (fig. 29).

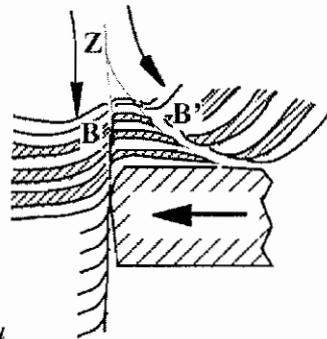


Figure 29 : copeau continu

13 SURFACES USINÉES LISSES ET RUGUEUSES, INFLUENCE DE L'ARÊTE RAPPORTÉE

Betz a étudié la zone morte de Form et a observé qu'aux petites vitesses de coupe, des écailles bien distinctes se forment sur la surface usinée dans la direction de coupe.

Ces écailles ont leur origine dans l'arrachement périodique de fragments de la zone morte comme le montre la fig. 30

L'augmentation de la vitesse de coupe pour l'acier XC 45 N jusqu'à 80 m/mn ne produit pas une surface lisse, seule l'augmentation de la vitesse de coupe à 200 m/mn donne une surface lisse

Betz donne une schématisation des différents étapes de la formation des surfaces de coupe en accord avec le modèle de Form.

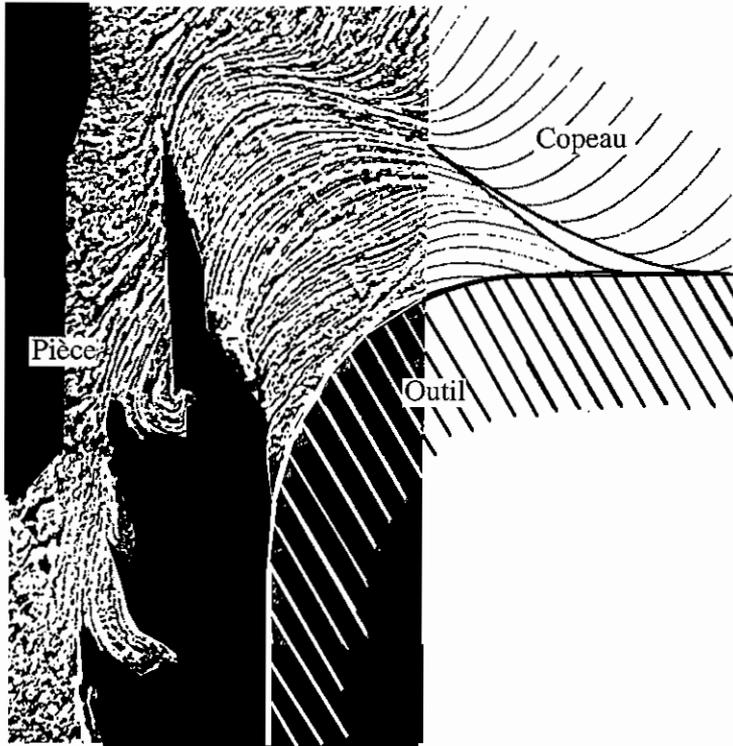


Figure 30 : acier XC45, $V=20\text{m/mn}$ grossissement [x660] (Betz).

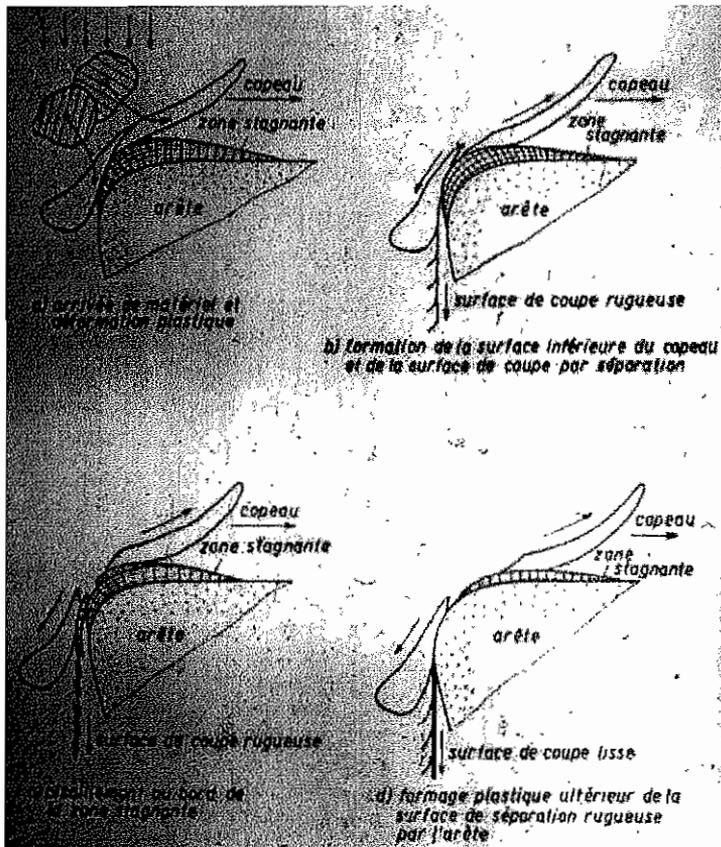


Figure 31 (Betz)

Lorsque la zone morte précède l'arête de coupe, la séparation de la matière se crée à une certaine distance devant elle, au bord de la zone morte, la surface de séparation fraîchement obtenue peut alors être modifiée par des processus de cisaillement supplémentaires (fig. 31 c). Des surfaces rugueuses se forment dans les deux cas (fig. 31 b et c).

Si la zone morte libère une partie de l'arrondi d'arête (grande vitesse ou grands rayons d'arête), la surface usinée obtenue entre ultérieurement en contact direct avec l'arrondi de l'arête de l'outil et subi un formage plastique supplémentaire si celui-ci est suffisant. La surface de coupe devient lisse sinon elle reste rugueuse.

Betz donne également la forme des zones de formation du copeau pour l'acier XC 45 N à différentes vitesses de coupe et pour différents rayon de l'arrondi d'arête (fi g. 32).

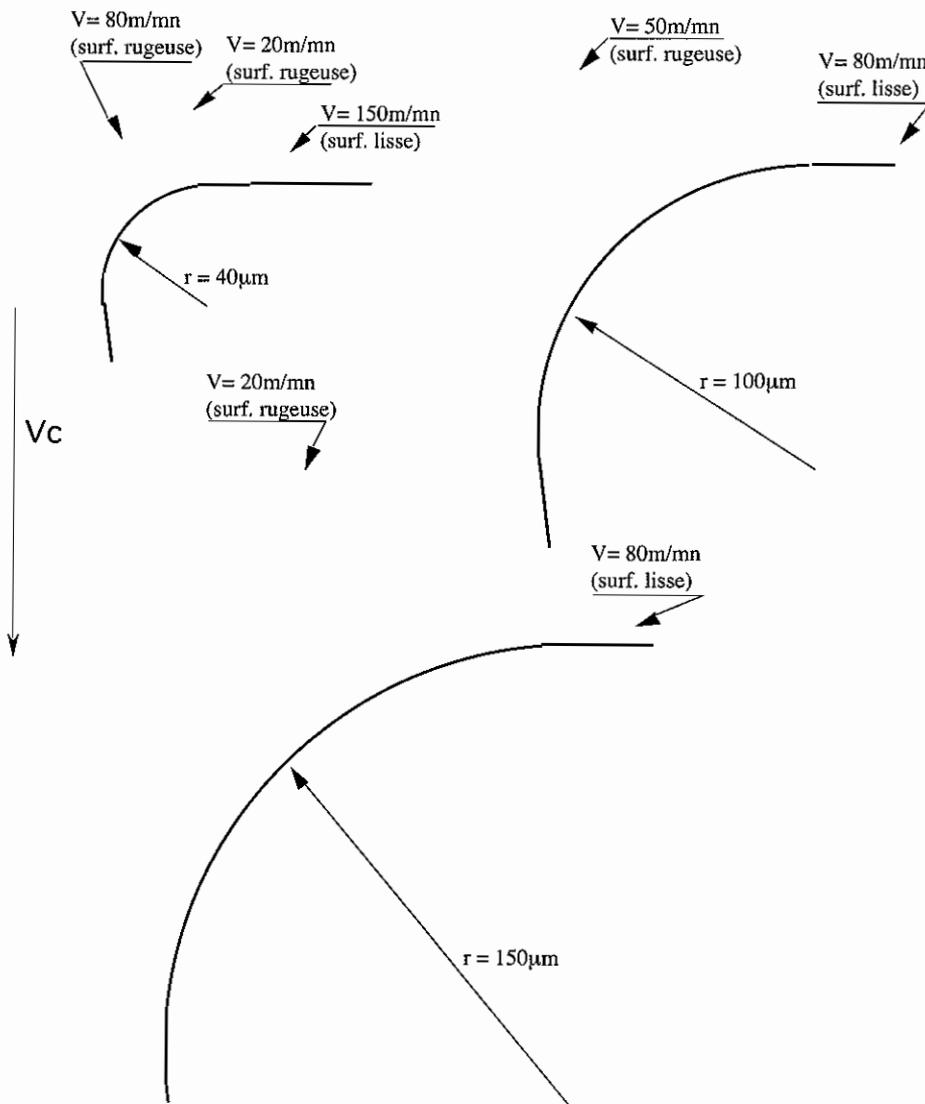


Figure 32 : Forme de l'arête rapportée en fonction de l'arrondi d'arête et de la vitesse de coupe

Betz a rassemblé sur un graphique, ses différents résultats et donne l'influence de l'arrondi de l'arête sur la vitesse de coupe limite de l'acier XC 45 N pour laquelle les surfaces deviennent lisses (fig. 33).

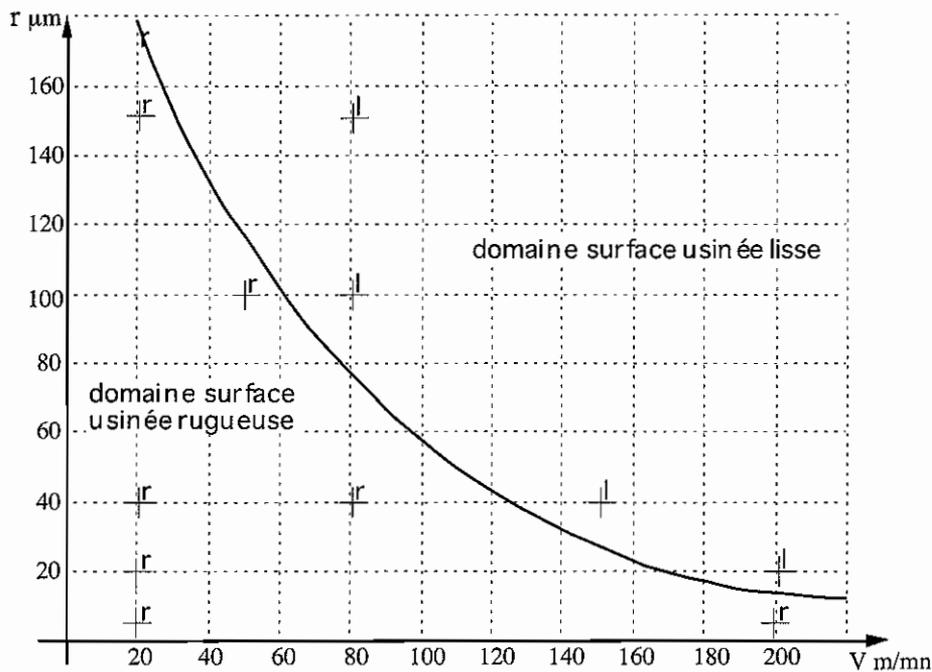


Figure 33 : Domaines de surfaces usinées lisses et rugueuses

14. FORMES DES COPEAUX (DIAGRAMME BRISE COPEAUX).

121 Observation vis-à-vis de l'état de surface obtenu et de la fragmentation du copeau.

Cette observation est facilitée par l'étude précédente en coupe brusquement interrompue.

On constate pour les outils sans brise copeau : 3 familles de copeaux.

- les copeaux discontinus, fragmentés, brisés, cisailés, surtout rencontrés dans l'usinage des fontes ou avec d'autres matériaux à vitesse faible, c'est-à-dire avec un frottement intense sur la face d'attaque de l'outil (mode de Form).
- les copeaux continus : écoulement sans cisaillement se rencontre dans les matériaux ductiles (grand allongement) ou avec d'autres matériaux, mais à grande vitesse avec lubrifiant.
- le copeau dit avec arête rapportée, lorsque la surface de coupe est obtenue par ce copeau adhérent, c'est-à-dire sans contact avec l'arête de l'outil. On obtient souvent dans ce cas une surface usinée rugueuse.

Les outils modernes sont conçus avec un brise-copeaux qui fragmente le copeau dans une plage d'utilisation définie par la vitesse de coupe, la profondeur de passe et l'avance. La fragmentation du copeau est nécessaire pour des conditions de sécurité et pour une bonne évacuation des copeaux de la pièce et du poste de travail.

122 Exemple de diagramme Brise-copeaux

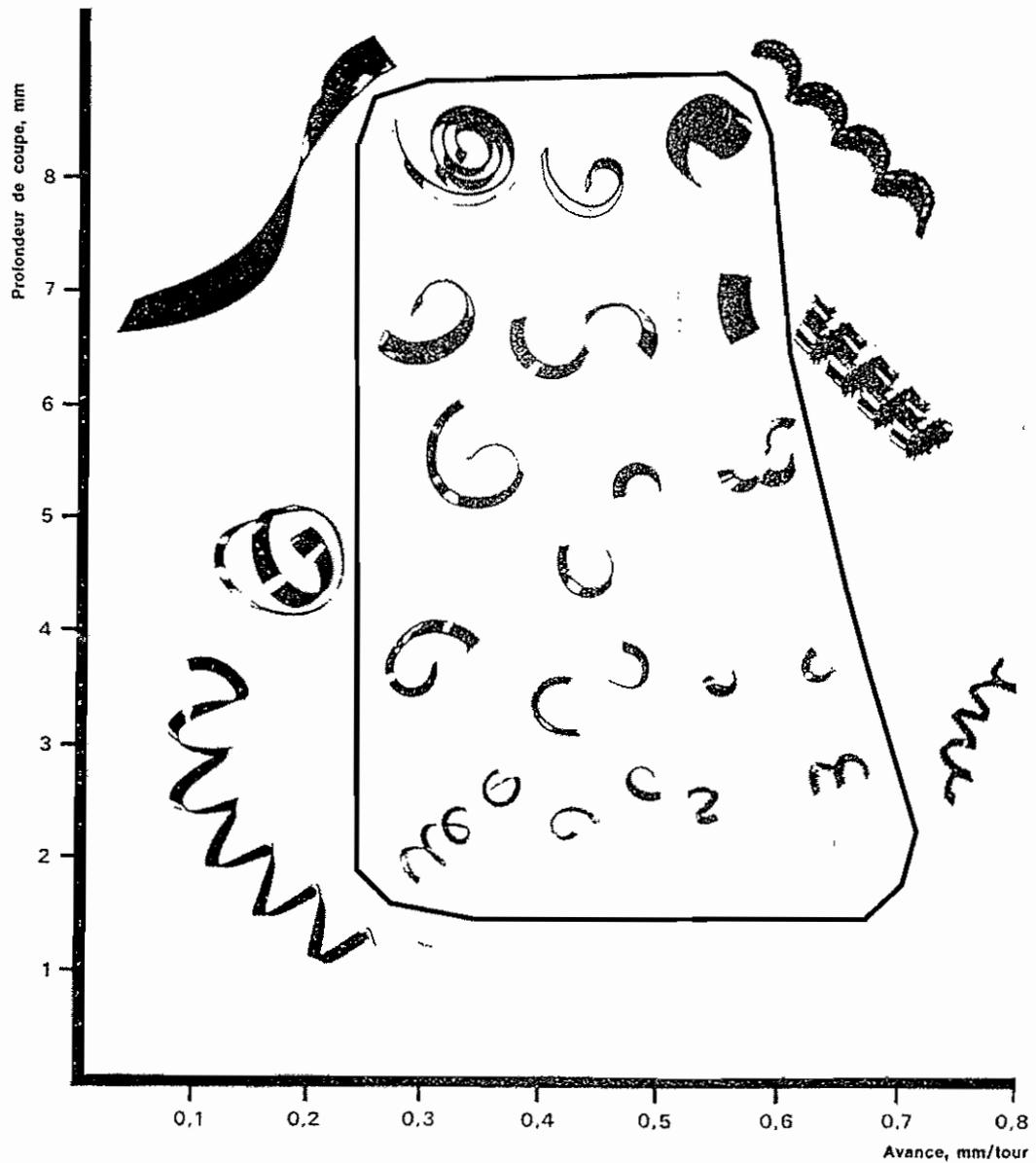
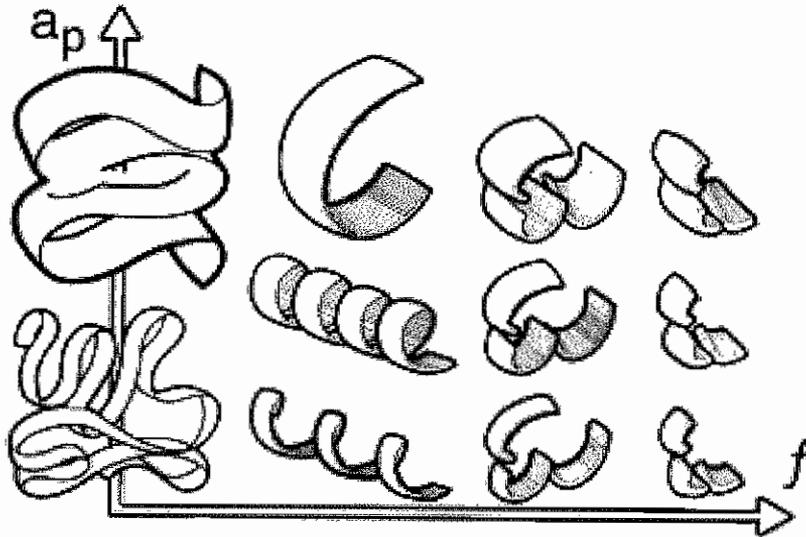
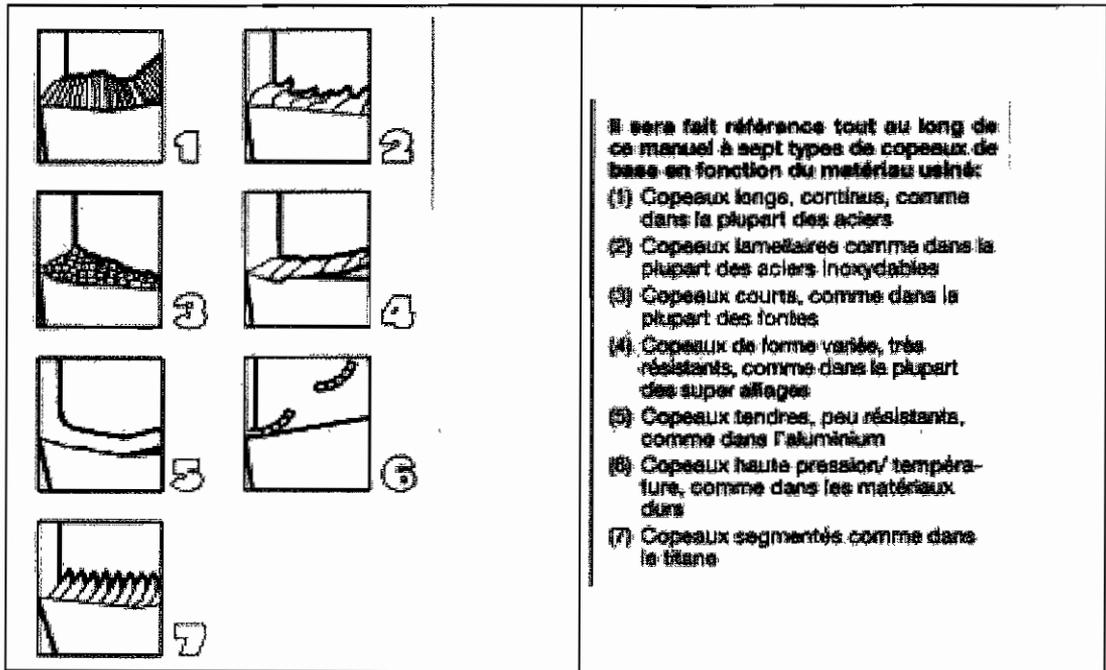


Figure 34 Exemple de diagramme brise copeau.

L'illustration ci-dessus donne les diverses formes de copeaux obtenues avec différentes combinaisons d'avances et de profondeurs de passe. Le matériau usiné est un acier de dureté HB de 240 avec une vitesse de coupe de 90m/mn.

La zone centrale marque la plage dans laquelle la formation des copeaux peut être jugée comme normal.

123 Autre classification de types de copeaux

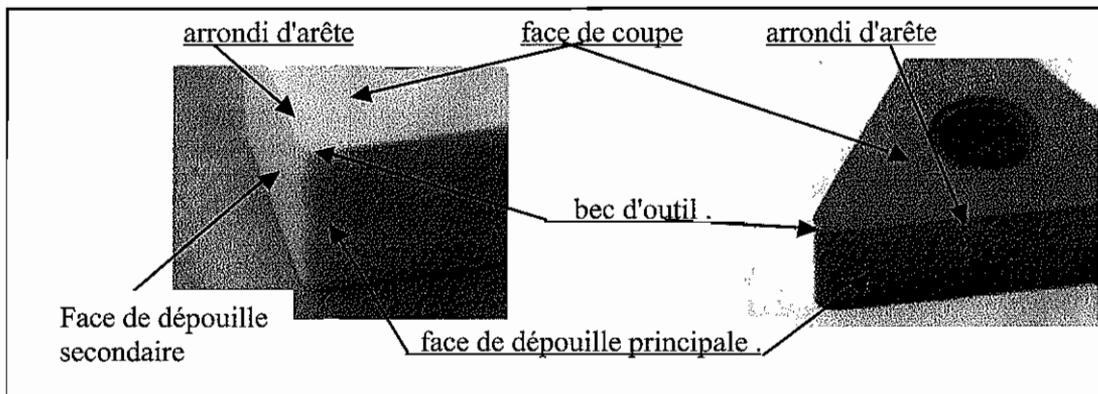


Chap. 2 : GÉOMÉTRIE DES OUTILS

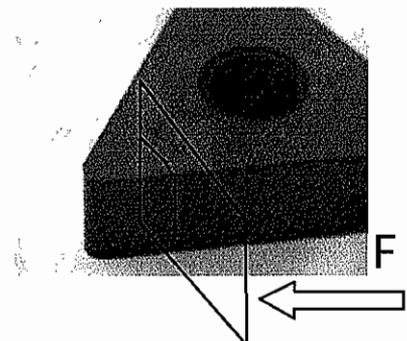
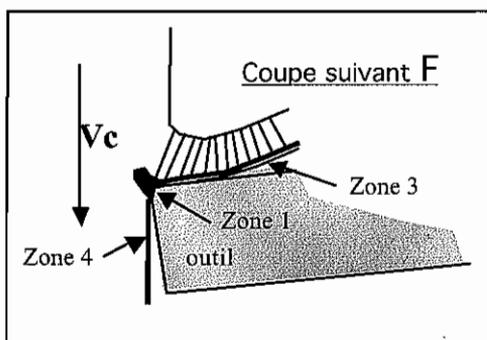
21. PARTIE ACTIVE D'UN OUTIL

La partie active d'un outil est essentiellement constituée :

- d'une face de coupe
- d'une face de dépouille principale
- d'une face de dépouille secondaire
- de 2 arêtes :
 - une arête principale : intersection de la face de coupe et de la face de dépouille principale,
 - une arête de coupe secondaire : intersection de la face de coupe et de la face de dépouille secondaire
- d'un bec d'outil obtenu par l'intersection de la face de coupe et de l'arrondi de raccordement (rayon r_c), entre les deux faces de dépouille.
- d'un arrondi d'arête (de rayon r_n) sur les 2 arêtes et le bec d'outil.

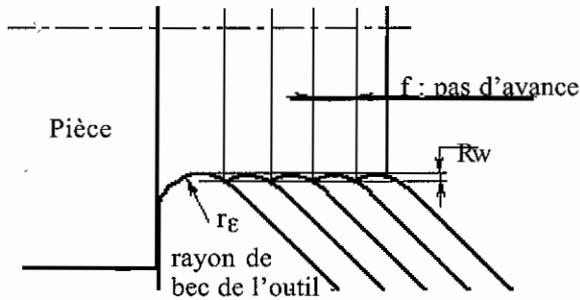


Le copeau se "déroule" sur la face de coupe (zone 3 du copeau), l'arrondi d'arête principale "frotte et comprime" la surface usinée (zone 4 de la surface usinée), il est "porteur" de la zone de séparation du métal en deux (zone 1 ou zone morte).



Le bec d'outil laisse son empreinte sur la surface usinée, il contribue à la qualité géométrique de la surface usinée (état de surface).

Exemple de surface obtenue en tournage (l'outil avance d'un pas à chaque tour de rotation) :



La hauteur de crête théorique est

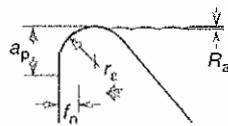
$$R_w = \frac{f^2}{8 r_e}$$

Données Sandvik Coromant sur les états de surface :

Tables d'état de surface

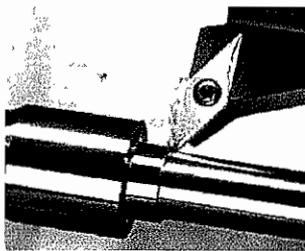
Valeurs (théoriques) pour plaquettes à rayon de bec standard

Rayon de bec standard

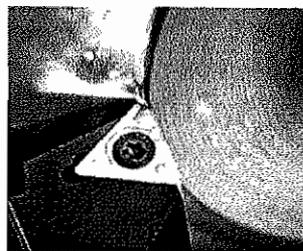


Etat de surface μm		T-MAX P - CoroTurn 107 - T-MAX U - T-MAX				
		Rayon de bec nominal, mm				
Ra	Rt	0,2	0,4	0,8	1,2	1,6
		Avance mm/tr				
0,6	1,6	0,05	0,07	0,1	0,12	0,14
1	4	0,08	0,11	0,15	0,19	0,22
3,2	9	0,12	0,17	0,24	0,29	0,34
6,3	14	0,15	0,22	0,3	0,37	0,43

La forme de l'outil et le positionnement de l'arête principale permettent, par un déplacement relatif de l'outil par rapport à la pièce, de réaliser de très nombreuses formes géométriques. Par exemple en tournage lorsque les déplacements d'avance de l'outil sont rectilignes, on réalise des cylindres, des cônes et des plans. Classiquement on distingue des opérations de chariotage (déplacement // à l'axe de rotation) de dressage (déplacement perpendiculaire à l'axe de rotation) d'alésage (déplacement // à l'axe de rotation). Dans tous les cas seules les parties actives de l'outil (face de coupe, bec d'outil et arrondis d'arêtes) doivent être en contact avec la pièce.



Chiarotage
Réalisation d'un cylindre



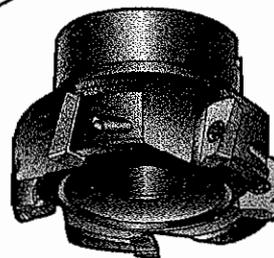
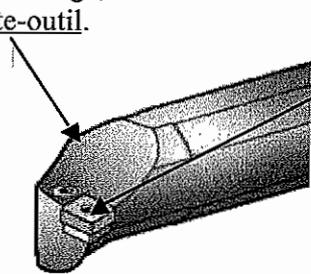
Dressage
Réalisation d'une face plane



Alésage
Réalisation d'un cylindre

22. CONSTITUTION D'UN OUTIL A PLAQUETTE(S) RAPPORTEE(S) :

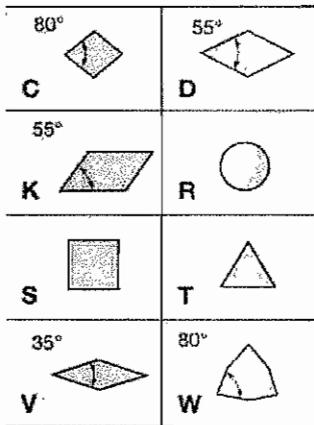
En tournage, un outil est constitué d'une plaquette (partie active de l'outil) fixée sur un Porte-outil.



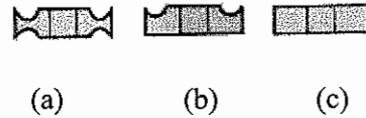
En fraisage, la fraise peut comporter plusieurs plaquettes

221. Géométrie d'une plaquette.

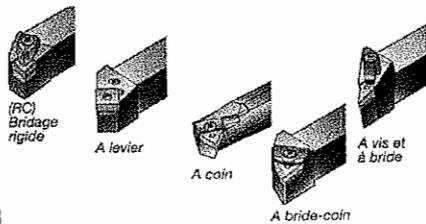
La géométrie d'une plaquette peut prendre l'une des 8 formes définie ci-dessous



Chaque plaquette possède ainsi par face, plusieurs arêtes de coupe principales possibles, elles sont obtenues par les propriétés de symétrie de leur géométrie : 4 jeux d'arêtes pour les plaquettes S et R, 3 jeux pour les modèles T et W, 2 jeux pour les plaquettes C, D, K, V.



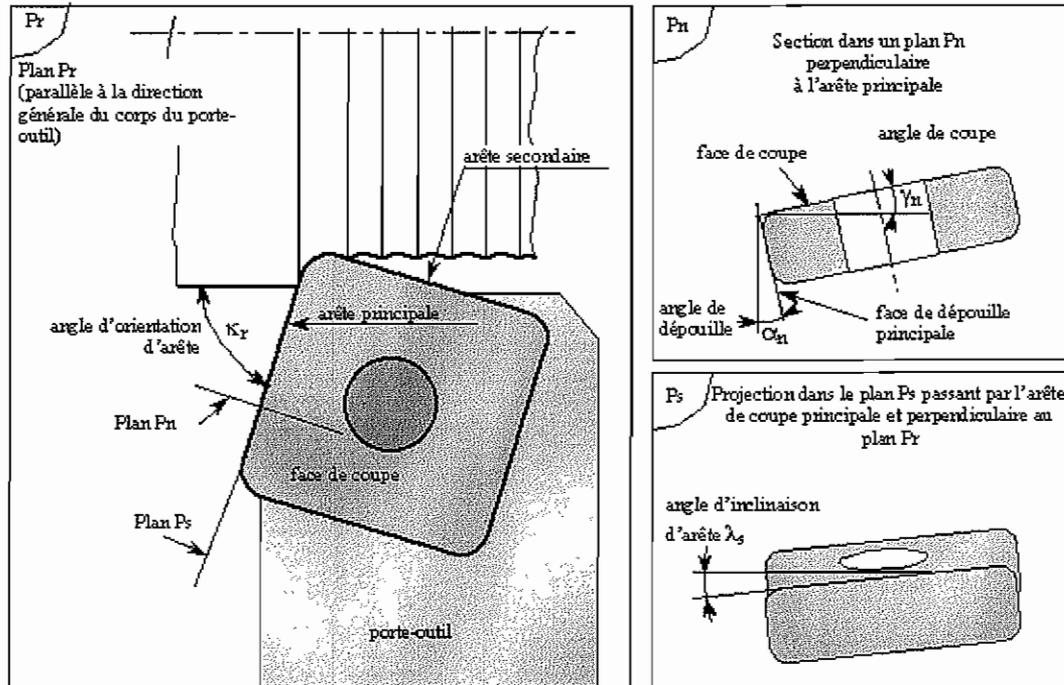
Les deux faces de la plaquette peuvent être utilisées par retournement dans les cas (a) et (c), ce qui multiplie par 2 le nombre de jeux d'arêtes principales possibles.



Le porte-outil permet de mettre en "bonne" position la partie active de l'outil par rapport à la pièce.

La plaquette se trouve ainsi orientée pour privilégier une arête de coupe principale, et donner les angles de coupe γ_n , de dépouille α_n et les angles d'orientation et d'inclinaison de l'arête principale κ_r et λ_s .

Le schéma ci-dessous donne dans le cas du tournage en chariotage : dans le plan Pn les 2 angles de coupe γ_n (face de coupe) et α_n (face de dépouille), ainsi que dans le plan Pr l'angle d'orientation κ_r de l'arête principale et dans le plan Ps l'angle d'inclinaison d'arête λ_s .



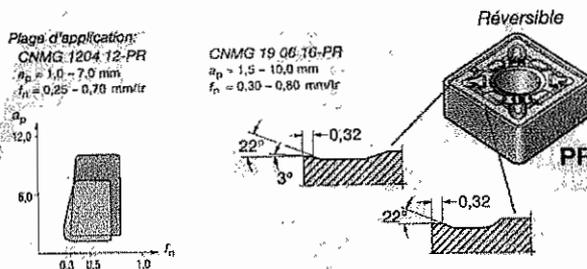
Angles de coupe γ_n , de dépouille α_n , d'inclinaison λ_s et d'orientation de l'arête principale κ_r .

La face de coupe de l'outil peut-être plane mais elle possède le plus souvent une forme "en creux" permettant de participer à la définition de l'angle de coupe γ_n et faciliter la fragmentation du copeau (brise copeaux).

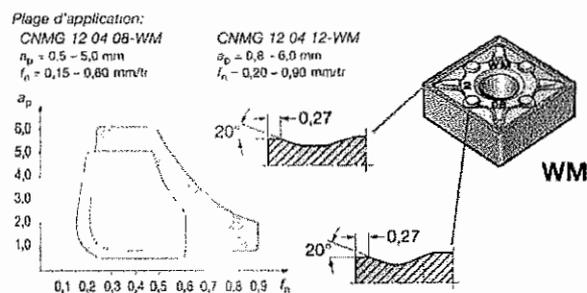


Comme cela a été montré au chapitre précédent (diagramme brise-copeaux) chaque forme de plaquette sera adaptée pour une plage d'utilisation (avance - profondeur de passe) spécifique.

Exemples en ébauche et semi-finition en tournage



Ébauche économique des aciers
 Géométrie positive réversible, pour ébauche économique et très performante, même de pièces minces.
 Brisé-copeaux universel pour élargir au maximum la plage d'utilisation.

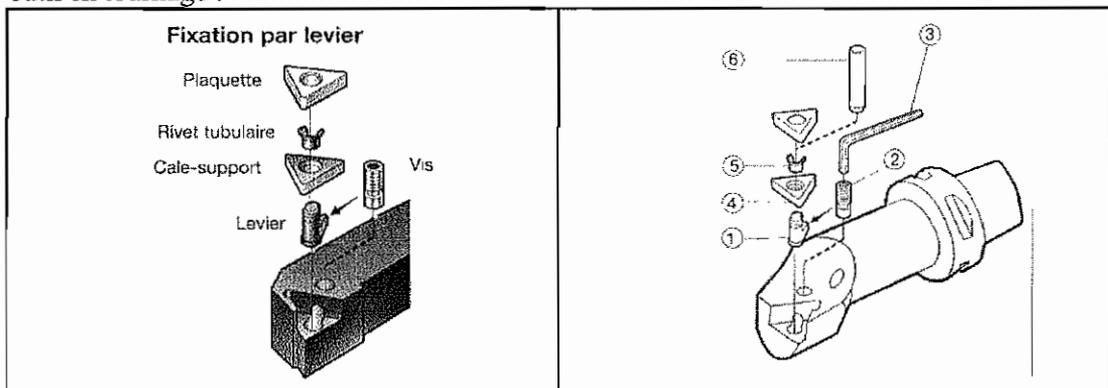


Semi-finition des aciers, aciers inoxydables et fontes
 Géométrie spécialement conçue pour la production économique d'un excellent état de surface.
 L'emploi de plaquettes de planage permet une augmentation substantielle de productivité.

222. Fixation de la plaquette sur le porte-outil :

Il existe différents modes de fixation de la plaquette sur le porte-outil, le but recherché est non seulement d'assurer le maintien de la plaquette mais également de réduire le temps de changement de plaquette. Il existe également différentes technologies de fixation des plaquettes, dont certaines sont parfaitement adaptées à un changement automatique de l'arête par robot manipulateur.

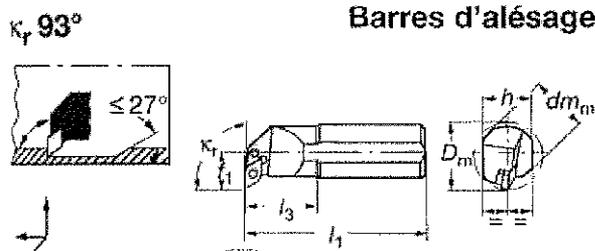
Nous montrons ci-dessous un exemple de fixation par levier d'une plaquette sur un porte-outil en tournage :



23. FORMES REALISEES :

La forme "réalisée" sur la pièce est limitée par les risques de collision entre les parties non actives de l'outil et la pièce. Il faut dans tous les cas que le mouvement d'avance de l'outil privilégie l'arête de coupe principale pour réaliser le copeau.

Les fournisseurs d'outils préconisent les directions de déplacement des outils. Par exemple les limites géométriques des formes obtenues avec une barre d'alésage équipée d'une plaquette de type V.



Le tableau ci-dessous (de Sandvik Coromant) donne les sens de déplacement des outils de tournage en fonction de la forme de la plaquette.

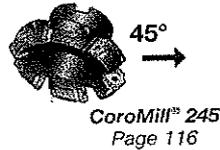
USINAGE EXTÉRIEUR (Pages 44 - 51)				T-MAX P à bride
USINAGE INTÉRIEUR (Pages 52 - 55)				
USINAGE INTÉRIEUR (Pages 80 - 91)				T-MAX U à vis
USINAGE EXTÉRIEUR (Pages 84 - 87)				

Dans le cas du fraisage, les flèches du tableau ci-dessous indiquent le ou les sens de déplacement, les angles indiquent la direction de l'arête principale.

FRAISES

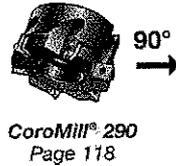
FRAISES À SURFACER

CoroMill® 245
 Ø 50 - 125 mm

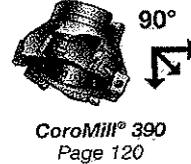


FRAISES À SURFACER-DRESSER

CoroMill® 290 (usinage général)
 Ø 50 - 160 mm



CoroMill® 390 (usinage avec forces de coupe réduites)
 Ø 40 - 80 mm



FRAISES UNIVERSELLES

CoroMill® 200
 Ø 32 - 125 mm



FRAISES À RAINURER

CoroMill® 390
 Ø 16 - 40 mm



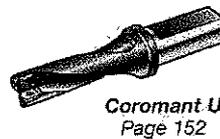
FRAISES-DISQUES (fraisage de rainures)

CoroMill® 331
 Ø 80 - 200 mm



FORETS POUR TROUS COURTS

Coromant U
 Ø 12,7 - 58 mm



Delta C
 Ø 3 - 20,0 mm



25. DESIGNATION DES OUTILS ET PORTES-OUTILS

Voir documents Sandvik Coromant <http://www.coromant.sandvik.com/fr>.

Chap. 3 : L'USURE DES OUTILS

=====

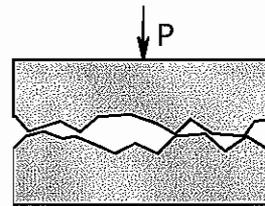
Le tranchant de l'outil constituant l'élément actif effectuant le travail de déformation, est soumis à des sollicitations mécaniques et thermiques très sévères qui provoquent son usure et sa détérioration dans un temps relativement limité. Le frottement à l'interface copeau-outil s'effectue entre un métal naissant et l'outil à des pressions très élevées et des températures élevées, ce qui peut donner naissance à des effets physico-chimiques aggravant l'usure de l'outil.

31. LES PHENOMENES D'USURE.

3.11 Par effets mécaniques

3111. Par adhésion

Soit A_r la surface réelle de contact et A_a la surface apparente de contact on peut avoir $A_r/A_a=10^{-5}$.

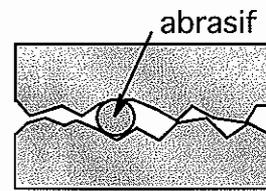


Il se produit des micro soudures entre les deux pièces frottantes puis rupture de ces microsoudures, même avec un lubrifiant.

3112. Par abrasion (érosion).

L'abrasion U est proportionnelle à la pression de contact p , au coefficient de frottement k_f et à la vitesse de glissement V_g

$$U = k p k_f V_g$$



313. Par déformation plastique de l'outil.

314. Par fissuration.

312. Par phénomènes physico-chimique

3121. Par corrosion.

Corrosion au contact de l'air ou du lubrifiant du matériau naissant

Corrosion chimique au niveau des molécules

Corrosion électro-chimique au niveau des ions

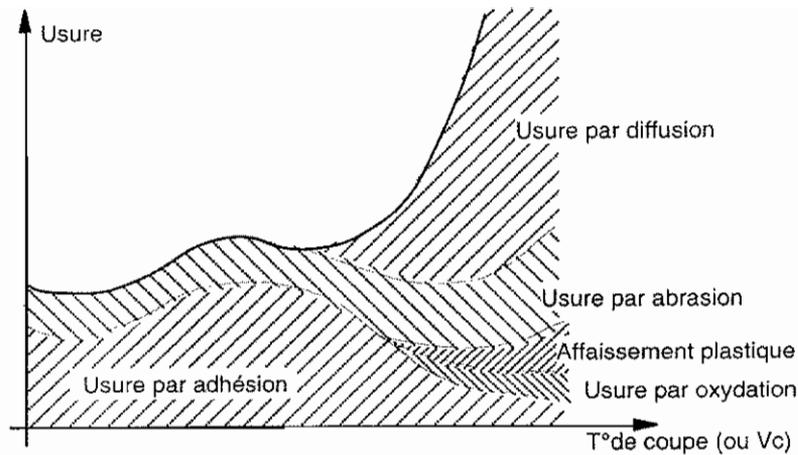
On observe un transfert des constituants de l'outil dans le copeau.

3122. Par diffusion.

Elle apparaît lorsque la vitesse et par suite la température augmente.

32. EVOLUTION DES DIVERS MECANISMES D'USURE EN FONCTION DE LA TEMPERATURE

On peut représenter sur un même graphique, l'évolution des divers mécanismes d'usure en fonction du régime de coupe (d'après Optiz, Konig et Vieregge)



On remarque qu'aux très faibles vitesses génératrices de températures modérées, il ne peut exister de couche de glissement facile, le frottement copeau-outil donne lieu à des phénomènes de grippage et d'arrachement, ce qui correspond au phénomène d'adhésion. A partir d'une certaine vitesse donc d'une certaine température correspondant à l'apparition d'une couche de glissement facile et d'une arête rapportée, l'usure par adhésion devient moins sensible et se traduit par un changement de pente positive de la courbe. Si l'on opère à vitesse de plus en plus élevée, le mécanisme d'usure par diffusion entre alors en jeu et devient rapidement prépondérant.

Avec l'intensification des effets thermiques, il peut apparaître une usure par effet d'oxydation, l'amélioration relative apportée par l'apparition de la couche de glissement facile se trouve alors neutralisée. Si l'on augmente encore la vitesse de coupe, les effets thermiques peuvent aussi provoquer une détérioration accentuée du tranchant par déformation plastique. À partir d'une certaine valeur limite de la vitesse de coupe, la détérioration de l'arête tranchante devient quasi instantanée. (En usinage à grande vitesse (UGV) on utilisera des outils spécifiques §64.)

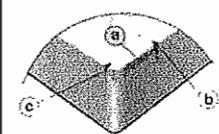
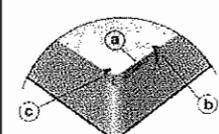
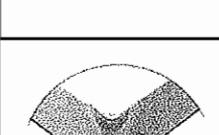
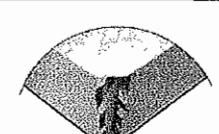
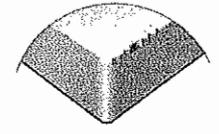
33. DIFFERENTES FORMES D'USURE.

Les manifestations macroscopiques de l'outil permettent d'apprécier objectivement l'évolution de l'usure en fonction de divers paramètres géométriques mesurables.

On peut observer 9 formes d'usure (NF E 66-505) :

- l'usure de la face en dépouille principale ou usure frontale
- l'usure en entaille
- l'usure en cratère sur la face de coupe
- la déformation du bec de l'outil (affaissement plastique du bec de l'outil)
- l'arête rapportée
- la défaillance brutale de la pointe de l'outil
- l'écaillage de l'arête
- la fissuration
- la cassure en clivage dans le cas des céramiques

Le tableau de la page suivante donne les principales causes d'usure (d'après document Sandvik Coromant)

	Type d'usure	Cause(s) et manifestation
	Usure frontale (a) ou en dépouille principale	Frottement de la face usinée de la pièce sur la face en dépouille de l'outil. Elle se manifeste par l'apparition d'une bande striée et brillante parallèle à l'arête. Elle détermine l'état de surface de la pièce usinée et la précision dimensionnelle.
	Usure frontale (a) et usure en entaille (b) et (c)	La profondeur de passe est ici constante, la surface en périphérie de la pièce est plus dure (écrouissage superficiel de la pièce, pièce brute) et donne une usure plus importante sous forme d'une entaille.
	Usure en cratère sur la face de coupe de l'outil.	Frottement du copeau sur la face de coupe de l'outil. Usure par diffusion et adhésion (vitesse de coupe trop grande entraînant une augmentation de la température). Elle se manifeste par une cuvette formée sur la face de coupe.
	déformation plastique de la pointe (ou du bec) de l'outil	Effort de coupe important entraînant un affaissement plastique de la pointe de l'outil
	arête rapportée	vitesse de coupe ou d'avance trop faible, la zone morte adhère à l'outil.
	défaillance brutale : effondrement (ou cassure) de la pointe de l'outil	Cette cassure est couramment observée dans le cas des outils en acier rapide, elle peut-être bordée de métal fondu.
	écaillage de l'arête	chocs mécaniques
	fissuration	chocs mécaniques ou thermiques, ou avec variations périodiques des efforts
	Cassure en clivage (outils en céramique)	Pression excessive sur l'outil

34. MESURE DE L'USURE DE L'OUTIL

341. Usure en dépouille principale, en entaille et par affaissement plastique.

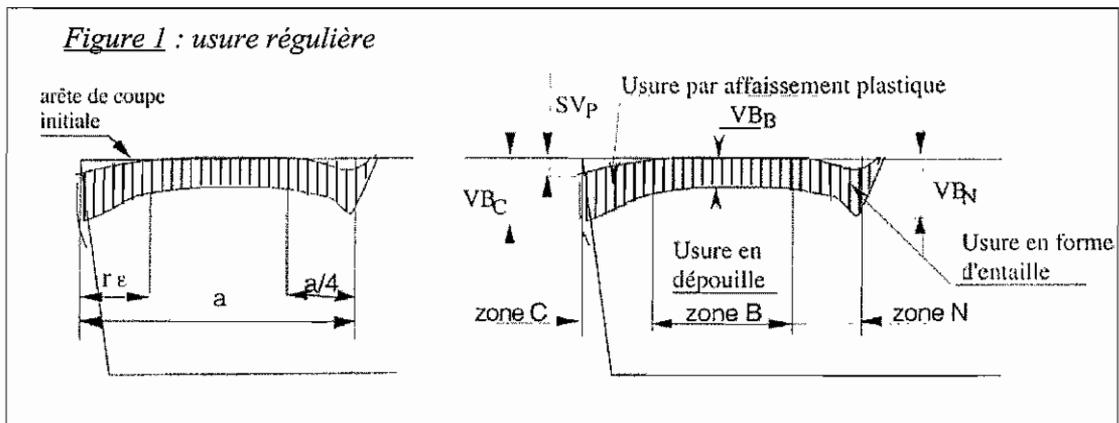
Ces trois formes d'usure sont mesurées en observant la face de dépouille principale de l'outil. Suivant les conditions d'utilisation de l'outil (matériaux, profondeur de passe, travail unitaire ou répétitif etc...) elles pourront être observées distinctement, ou se superposer pour donner une usure très irrégulière.

Étudions dans un premier temps un cas d'école où l'usure en dépouille est régulière c'est-à-dire que les trois formes d'usure apparaissent de façon distincte, figure 1.

La longueur a de la zone de coupe affectée par l'usure est divisée en trois zones :

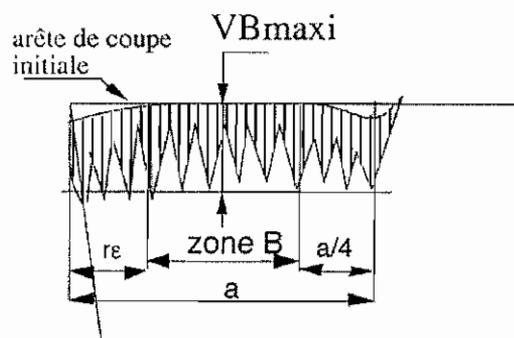
- une zone C correspondant à l'usure par affaissement plastique
- une zone B correspondant à l'usure en dépouille
- une zone N de longueur $a/4$ correspondant à l'usure d'entaille.

Dans chacune des zones, on caractérise l'usure en dépouille par les valeurs de VB_C , VB_B , VB_N , et on caractérise l'affaissement plastique par la valeur de SV_p .

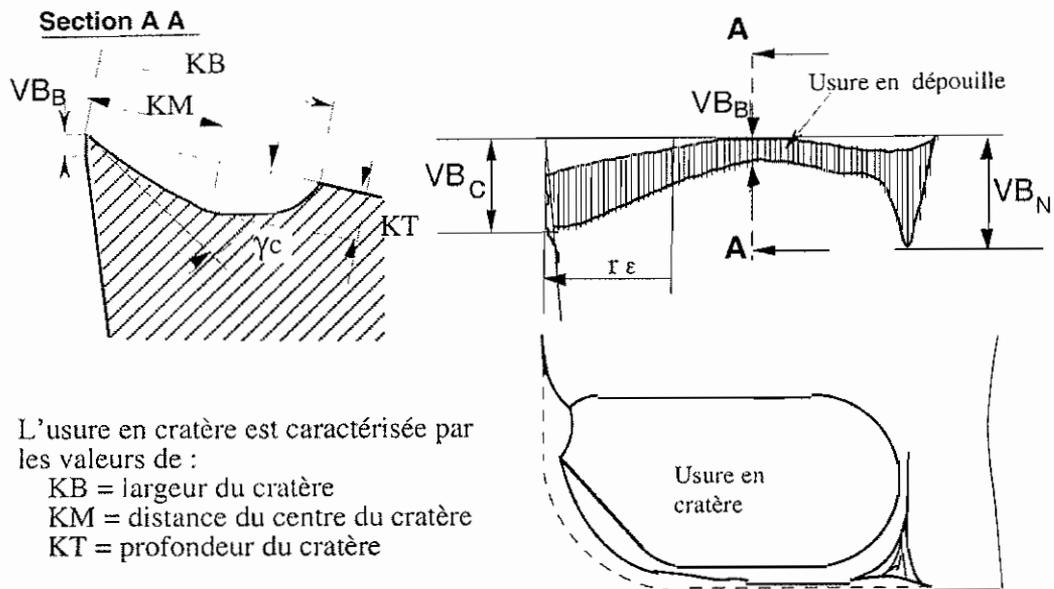


Lorsque l'usure est irrégulière (figure 2), c'est par exemple le cas de conditions d'usinage où la profondeur de passe varie d'une pièce à l'autre, on caractérise l'usure frontale par la valeur de VB_B maxi mesurée dans la zone B.

Figure 2 : Usure irrégulière



342. Usure en cratère

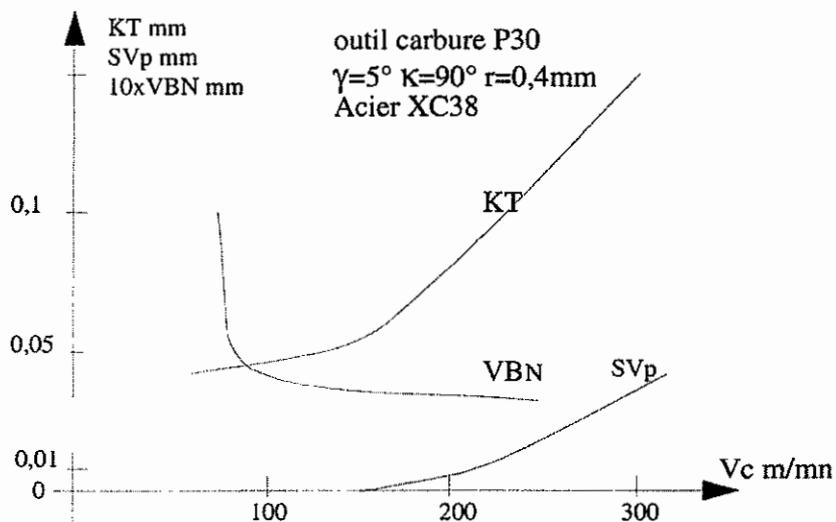


L'usure en cratère est caractérisée par les valeurs de :

- KB = largeur du cratère
- KM = distance du centre du cratère
- KT = profondeur du cratère

343. Valeurs relatives des différentes formes d'usure :

Le graphique suivant montre pour un carbure P30, l'influence de la vitesse de coupe sur les paramètres d'usure KT, VBN, SVp pour une valeur constante de VBB de 0,3mm



q

35. LES ESSAIS D'USURE

Une norme ISO DIS 3685 prévoit et propose les conditions des essais de coupe en tournage à réaliser. Ceci permet de comparer des essais effectués dans différents laboratoires.

Les essais nécessitent l'utilisation d'un tour à variation continue de vitesse, équipé d'un compte-tour de bonne précision.

La machine étant réglée à la vitesse de coupe désirée, on mesure l'évolution de l'usure de l'outil en fonction du temps.

À chaque condition de coupe, il faut utiliser au moins 4 vitesses de coupe différentes.

Pour chaque mesure, il est recommandé de faire au moins 3 essais afin d'obtenir une précision suffisante.

Pour obtenir un espacement régulier des points sur les graphes "vitesse de coupe - durée de vie", on prend des valeurs successives de la vitesse dans un rapport constant, donnant une variation de durée de vie variant du simple au double.

La limitation des dispersions dans les résultats sera obtenue en maintenant constant :

- l'état de la machine
- la qualité des outils et leur précision géométrique
- le montage des outils sur la machine
- la qualité de la pièce usinée
- le fluide de coupe et le dispositif d'arrosage
- les conditions de coupe
- la procédure de mesure de l'usure
- la fréquence et la durée des arrêts pour mesurage de l'usure.

La norme propose des conditions de coupe dont le choix favorisera les comparaisons entre les résultats des essais effectués dans différents laboratoires :

Condition de coupe	A	B	C	D
Avance f (mm/tr)	0,1	0,25	0,4	0,63
Profondeur de passe a (mm)	1	2,5	2,5	2,5
Rayon de bec (mm)	0,4	0,8	0,8	1,2

Les mesures des valeurs VB_B , VB_N , VB_C et SV_p sont obtenues à l'aide d'un microscope (grossissement de 40 fois)

VB_B est mesuré dans la zone B. On prend la largeur moyenne de cette bande si elle est régulière, sinon, on prend la valeur VB_{MAXI}

La mesure de KT nécessite un appareil plus perfectionné. Il faut une pointe fine de palpé et un comparateur. La mesure d'une empreinte du cratère donne un meilleur résultat.

36. COURBES EXPERIMENTALES

361. Lois d'usure : (usure en fonction du temps)

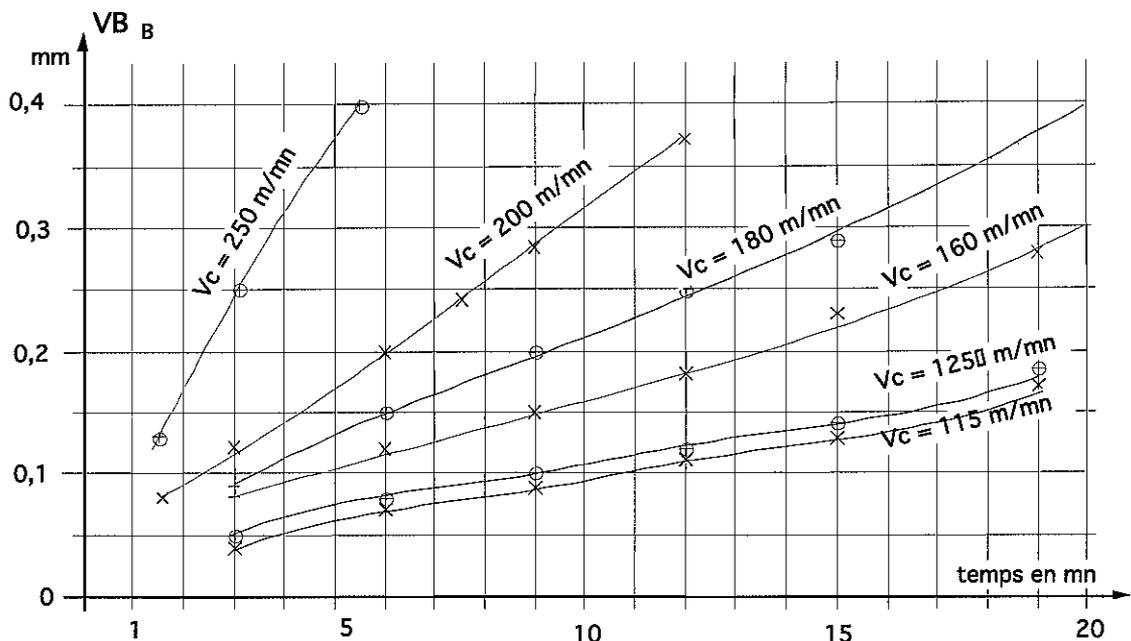
Cas d'une usure frontale : dans le chariotage d'un rondin XC 38 à l'aide d'un outil carbure P 30. L'usure frontale VB_B en fonction du temps et pour différentes vitesses de coupe est reportée sur le graphe ci-dessous.

Chaque courbe possède un point d'inflexion et vérifie le modèle de Koren et Lenz. La courbe représentative de l'usure frontale en fonction du temps peut-être lissée par le modèle mathématique :

$$VB_B = A (1 - e^{-\alpha t}) + B (e^{\beta t} - 1)$$

Abrasion + diffusion

Dans un système d'axes logarithmiques, l'évolution de l'usure frontale V_B en fonction du temps est représentée par un réseau de droites brisées parallèles. (Les points anguleux correspondent aux points d'inflexion précédents).



37. LOIS DE DUREE DE VIE

371. Critères d'usures :

Dans le cas d'une usure frontale régulière, le critère d'usure VB_B^* correspond à une valeur normalisée de $VB_B^* = 0,3\text{mm}$. Lorsque l'outil atteint ce critère, il est considéré comme "usé" et n'est plus "théoriquement" apte à usiner dans les conditions normales d'utilisation. La valeur normalisée de ce critère permet essentiellement de comparer les performances d'outils de différentes fabrication. Chaque fabricant d'outil peut donner sa propre valeur au critère d'usure VB_B^* . (par exemple 0,4 pour Sandvik Coromant)

Le tableau ci-dessous donne les différentes valeurs des critères d'usure normalisés.

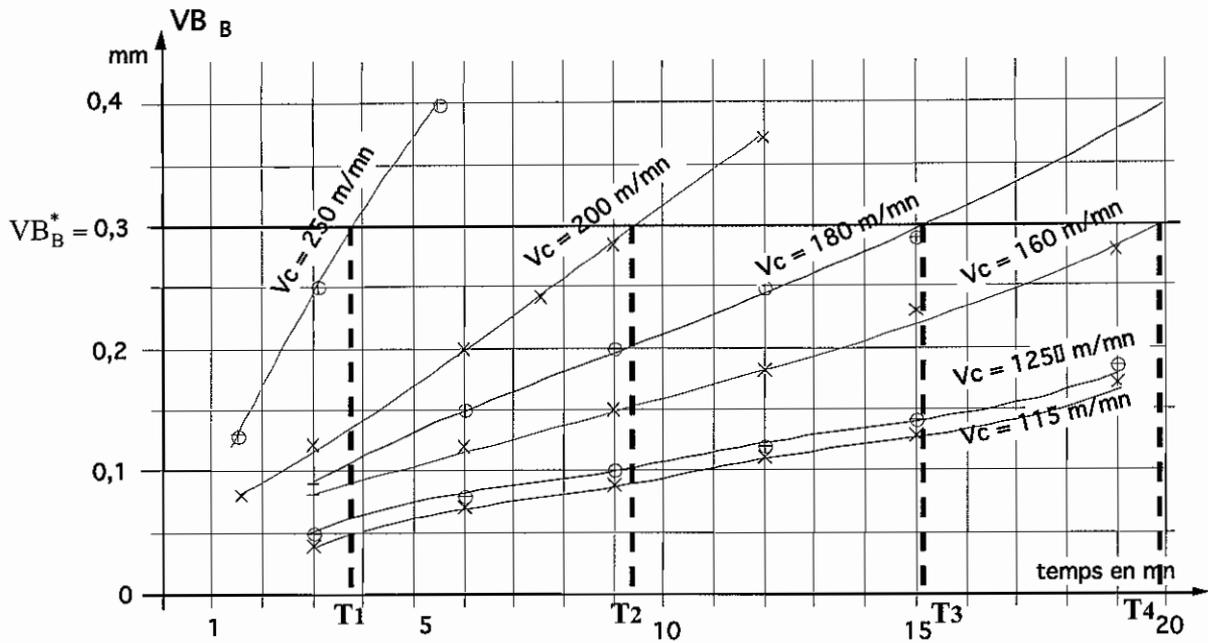
Critères de mort d'outil en ébauche				
	VB_B^* moyen dans la zone B	VB_B^* maxi dans la zone B	KT* profondeur de cratère	Défaillance brutale
Acier Rapide	0,3	0,6	NON	OUI
Carbure	0,3	0,6	OUI fonction de l'avance f [*]	NON
Céramique	0,3	0,6	NON	OUI

[*]Dans le cas des outils en carbure le critère d'usure en cratère : $KT^* = (0,1 + 0,3 f)$ en mm

372. Lois de durée de vie :

La loi de durée de vie exprime, pour un critère d'usure donné, par exemple VB_B^* , l'évolution du temps effectif de coupe T d'une arête de coupe, en fonction des conditions de coupe : vitesse de coupe V_c , avance f et profondeur de passe a . Tous les autres paramètres : matériau de l'outil, géométrie de l'outil, matériau usiné etc... sont constants.

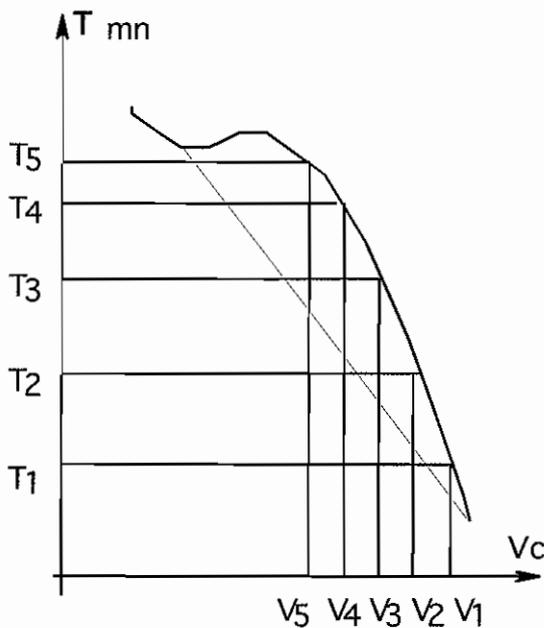
Le graphe ci-dessous illustre, pour une avance f et une profondeur de passe a données, la détermination des différentes durées de vie T_i d'une arête de l'outil en fonction de la vitesse de coupe V_{c_i} .



Vitesse de coupe en m/mn	$V_1 = 250$	$V_2 = 200$	$V_3 = 180$	$V_4 = 160$	$V_5 = 125$	$V_6 = 115$
T durée de vie en mn	$T_1 = 3,8$	$T_2 = 9,4$	$T_3 = 15,1$	$T_4 = 20$	$T_5 = 30$	$T_6 = 31$

Les durées de vie T_5 et T_6 sont obtenues par extrapolation des courbes correspondant aux vitesses de coupe de 125 et 115 m/mn

En échelle métrique, l'évolution de T en fonction de V_c est de la forme graphique suivante



Cette évolution peut-être modélisée par une courbe de lissage. Le modèle proposé par Taylor est le plus utilisé dans les bases de données de coupe et dans la recherche les conditions de coupe optimales.

38. MODELES MATHÉMATIQUES DE LA LOI DE DURÉE DE VIE

381. Modèle de Taylor (1907)

Le modèle de Taylor est appliqué dans un plan où l'avance f et la profondeur de passe a sont des constantes.

Ce modèle est représenté par une droite en coordonnées logarithmiques et est de la forme :

$$T = C_V V^n \quad (\log T = \log C_V + n \log V)$$

Cette expression peut être également mis sous la forme :

$$V = C_T T^\alpha \quad \text{avec } \alpha = 1/n \text{ et } C_T = (1/C_V)^{1/n}$$

On exprime la valeur de la vitesse de coupe V pour une durée de vie T sous la forme VT , par exemple : $V_{15} = 200$ m/mn (vitesse de coupe de 200 m/mn pour une durée de vie de 15mn)

Ordre de grandeur des paramètres de la loi de Taylor

Outil	α	n	C_T	C_V	V_{15}
Acier rapide	- 0,125	-8	70		
Carbure P30	- 0,27	-3,7	350		
Céramique	- 0,95	-1,05	8 000		

382. Modèle de Taylor généralisé ou modèle de Gilbert (1950)

Ce modèle est la généralisation du modèle de Taylor dans lequel la constante C_V est mis sous la forme $C_V = C f^x a^y$

$$\text{Soit : } T = C f^x a^y V^n \quad \text{ou encore } V = \frac{K}{f^{\alpha_1} a^{\alpha_2} T^{\alpha_3}}$$

Cette fonction en coordonnées logarithmiques ($\log T = \log C + x \log f + y \log a + n \log V$) représente un hyper plan qu'il est simple d'identifier à partir de données expérimentales :

Ordre de grandeur des différents paramètres

Outil	n	x	y	α_1	α_2	α_3
Acier rapide	- 8	- 5,2	- 2,4			
Carbure P30	- 5	-2,1	-1,25			

Bien qu'il existe d'autres modèles de durée de vie comme celui de Kronenberg (1968) et de Konig-Depiereux (1969), les modèles de Taylor et de Gilbert sont de fait les plus utilisés.

Des méthodes d'essais de coupe accélérée ont également été mis au point pour réduire les coûts des essais d'usure dans le cas où les paramètres ne sont pas disponibles dans les bases de données.

L'importance stratégique pour les entreprises d'avoir accès à des bases de données de coupe fiables et l'investissement financier que cela représente de les constituer font, que seules les grosses entreprises (comme Citroën, SNECMA, EADS), les organismes d'état (CETIM en France), les institutions (METCUT aux USA) ou les fabricants d'outils (comme Sandvik Coromant en Suède <http://www.coroguide.fr>) ont la capacité de les réaliser. C'est donc sur plusieurs dizaines d'années que les principales bases de données de coupe ont été réalisées.

Chap 4 : ACTIONS MECANIQUES

Deux approches sont abordées pour prédire les actions mécaniques mises en jeu dans la formation du copeau. Une première approche basée sur une modélisation mathématique des actions en fonction des paramètres liés à la géométrie de l'outil et aux caractéristiques du matériau, une deuxième approche basée sur des résultats d'essais systématiques.

La première approche a trouvé ces dernières années de nouveaux développements basés sur l'utilisation d'une modélisation de la formation du copeau par éléments finis. Utilisée principalement dans les laboratoires de recherche, cette modélisation ne sera pas traitée dans ce cours, il est possible de trouver dans le livre "CAO et simulation en mécanique chap.6" [édition Lavoisier] toute l'information nécessaire sur ce sujet. Nous nous limiterons à une modélisation proposée par Eugène Merchant, qui permet de mettre en évidence les facteurs influents sur l'évaluation des efforts de coupe, d'autre part elle se trouve toujours d'actualité dans les approches de l'usinage grande vitesse (UGV).

41. THEORIE DE MERCHANT

Cette théorie simple (pour un problème complexe) implique les hypothèses suivantes :

- On se place dans le cadre de la coupe orthogonale, en régime stationnaire. Le phénomène est bidimensionnel et indépendant du temps.
- Le rayon de l'arrondi d'arête de l'outil est nul.
- La formation du copeau se fait sans zone morte (ce qui expérimentalement est incompatible avec un arrondi d'arête nul sans augmenter la vitesse de coupe [Chap. 1]).
- Le système machine-pièce-outil-porte-outil est supposé parfaitement rigide sans vibration.
- L'épaisseur du copeau est constante (sans ondulation).
- La profondeur de passe est grande devant la dimension moyenne des cristaux.
- Le copeau se forme par glissement interne, suivant des "plans de glissement".

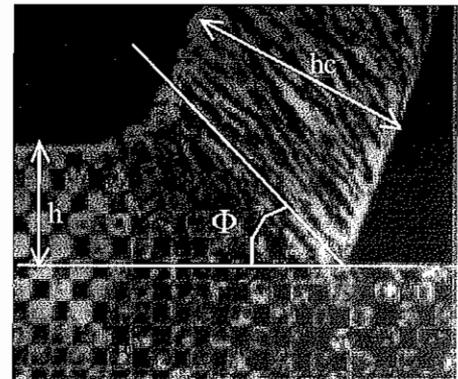
Si on observe une coupe brusquement interrompue les paramètres suivant peuvent être définis :

h : profondeur de passe en fraisage ou avance en tournage

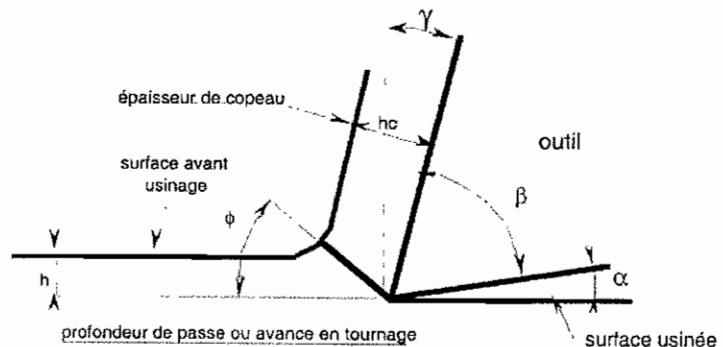
h_c : épaisseur du copeau (avec $h_c > h$ le copeau se trouvant comprimé par le frottement à l'interface copeau face de coupe)

les angles de coupe γ , de dépouille α et de tranchant β propre à l'outil

l'angle ϕ du plan de cisaillement, et Δx son épaisseur



Ces différents paramètres géométriques sont reportés sur le schéma ci contre.



411. Modèle physique de la coupe orthogonale

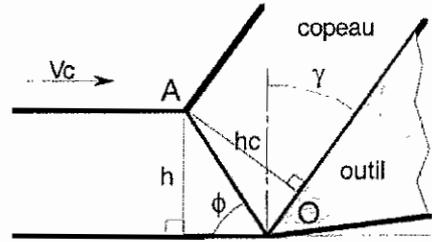
4111. Étude géométrique :

L'observation d'une micrographie permet de définir les paramètres géométriques suivants :

- Le rapport de compression Ch qui exprime le phénomène d'épaississement du copeau essentiellement dû au frottement intense à l'interface entre le copeau et la face de coupe.

$$Ch = \frac{h}{h_c} \quad \text{toujours} < 1$$

- l'angle ϕ définissant la direction du plan de cisaillement en fonction de Ch et de l'angle de coupe γ .



a_p est la longueur de l'arête effective de coupe

$$OA = \frac{h}{\sin \phi} = \frac{h_c}{\sin(\frac{\pi}{2} - \phi + \gamma)} = \frac{h_c}{\cos(\gamma - \phi)}$$

$$Ch = \frac{h}{h_c} = \frac{\sin \phi}{\cos(\gamma - \phi)} = \frac{\sin \phi}{(\cos \gamma \cos \phi + \sin \gamma \sin \phi)}$$

$$Ch = \frac{1}{\frac{\cos \gamma}{\tan \phi} + \sin \gamma}$$

$$\frac{\cos \gamma}{\tan \phi} = \frac{1 - Ch \sin \gamma}{Ch}$$

et

$$\tan \phi = \frac{Ch \cos \gamma}{1 - Ch \sin \gamma}$$

Il est donc théoriquement possible d'estimer l'angle du plan de cisaillement Φ par une simple mesure de l'épaisseur de copeau (cas d'un copeau continu sans ondulation), l'angle γ étant une donnée de l'outil et la profondeur de coupe h une donnée de l'essai.

4112. Étude cinématique

Si on fait l'hypothèse que la matière passe à l'état de copeau à volume constant, on a :

$$V_c h a_p = V_{cp} h_c a_p \quad \text{avec : } V_c \text{ vitesse de coupe/outil}$$

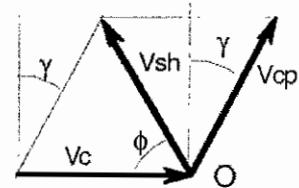
$$V_{cp} \text{ vitesse du copeau/outil}$$

$$a_p \text{ largeur de coupe}$$

Et par suite

$$V_{cp} = V_c Ch$$

$$V_{cp} = \frac{V_c \cdot \sin \phi}{\cos(\gamma - \phi)}$$



La vitesse V_{sh} dans le plan de glissement est liée par la relation $\vec{V}_{sh} = \vec{V}_{cp} - \vec{V}_c$

$$\frac{V_c}{\sin(\frac{\pi}{2} + \gamma + \phi)} = \frac{V_{sh}}{\sin(\frac{\pi}{2} - \gamma)}$$

Et par suite

$$V_{sh} = \frac{V_c \cos \gamma}{\cos(\gamma - \phi)}$$

4113. Déformation par glissement, et taux moyen de déformation :

La déformation par glissement s'exprime par

$$\epsilon_m = \frac{\Delta s}{\Delta x} = \frac{V_{sh}}{V_n} = \frac{V_c \cos \gamma}{\cos(\gamma - \Phi)} \frac{1}{V_c \sin \Phi}$$

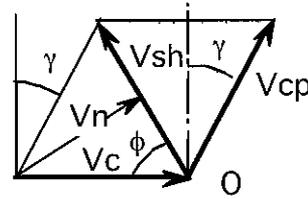
$$\epsilon_m = \frac{\cos \gamma}{\cos(\Phi - \gamma)} \frac{1}{\sin \Phi}$$

Taux moyen de déformation :

$$\dot{\epsilon}_m = \frac{\epsilon_m}{\Delta t} = \frac{\Delta s}{\Delta x} \times \frac{1}{\Delta t}$$

$$\dot{\epsilon}_m = \frac{\Delta s}{\Delta t} \cdot \frac{1}{\Delta x} = V_{sh} \cdot \frac{1}{\Delta x}$$

$$\dot{\epsilon}_m = \frac{1}{\Delta x} \frac{V_c \cos \gamma}{\cos(\gamma - \Phi)}$$



La valeur de Δx peut-être évaluée par observation micrographique d'un essai de coupe brusquement interrompu, sa valeur peut-être comprise entre 0,01 et 0,1mm. En prenant par exemple $\Delta x = 0,05$, une vitesse de coupe V_c de 100m/mn, $\gamma = -10^\circ$ et $\Phi = 12^\circ$. Le taux moyen de déformation est de $2 \cdot 10^5 \text{ s}^{-1}$, cette vitesse de déformation ne peut pas être réalisée sur une machine d'essais, par suite les caractéristiques mécaniques de la matière dans les conditions d'utilisation en coupe ne peuvent pas être déterminée autrement que par des essais de coupe.

4114. Étude des efforts

Hypothèses :

On se place dans le cas d'une coupe orthogonale, et en un point O (milieu de l'arête effective de coupe). Par hypothèse le torseur des efforts a pour expression [*]:

$$T_O \left| \begin{array}{c} \vec{F}_v \\ \vec{F}_f \\ 0 \end{array} \right| \quad \vec{C} = 0$$

ou F_v et F_f sont les efforts mesurés suivant les directions de la vitesse de coupe et de f .

On considère un régime permanent statique en tournage ou la profondeur h est l'avance f .

La surface de la section coupée est $A_o = f \cdot a_p$

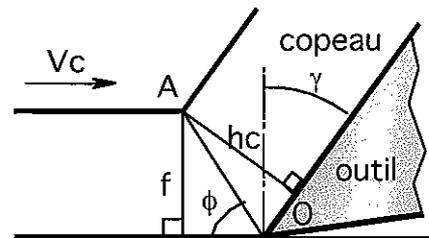
La surface de la zone de cisaillement est :

$$A_s = \frac{A_o}{\sin \Phi}$$

La contrainte de cisaillement est τ_{sh}

La contrainte de traction compression σ

Le coef. de frottement outil/copeau est $\mu = \text{tg } \tau$



a_p est la longueur de l'arête effective de coupe

F_{sh} est l'effort dans le plan de cisaillement,

F_{shn} est l'effort suivant une direction normale au plan de cisaillement

F_γ $F_{\gamma n}$ sont les efforts dans le plan et suivant la normale à la face de coupe.

[*] L'hypothèse de Merchant, d'un moment nul au point O est une hypothèse très forte. Elle permet d'être en accord avec l'utilisation d'un capteur de mesure d'efforts à trois composantes. L'utilisation récente de nouveaux capteurs d'efforts à six composantes montre que le moment jusqu'alors négligé devrait être pris en compte [Thèse de D. Toulouse]

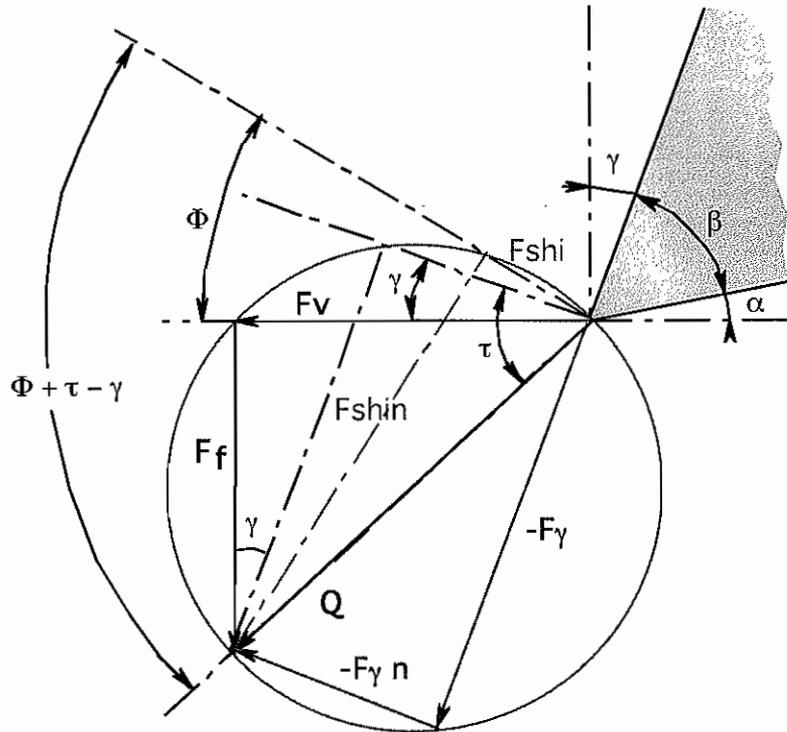
Calcul des contraintes :

$$\tau_{sh} = \frac{F_{shi}}{A_s} = \frac{F_{shi}}{A_o} \cdot \sin\Phi = \frac{F_v \sin\Phi \cos\Phi - F_f \sin^2\Phi}{A_o}$$

$$\sigma = \frac{F_{shin}}{A_s} = \tau_{sh} \tan(\Phi + \tau - \gamma)$$

Coefficient de frottement :

$$\mu = \tan \tau = \frac{F_f + F_v \tan \gamma}{F_v - F_f \tan \gamma}$$



Expression de F_v et F_f en fonction des paramètres : A_o (section coupée), τ_{sh} (contrainte de cisaillement), τ (angle de frottement), Φ (angle de plan de cisaillement), γ (angle de coupe).

On a :

$$\cos(\Phi + \tau - \gamma) = \frac{F_{shi}}{Q}$$

$$\cos(\tau - \gamma) = \frac{F_v}{Q}$$

d'où :

$$F_v = F_{shi} \frac{\cos(\tau - \gamma)}{\cos(\Phi + \tau - \gamma)} \quad \text{avec} \quad F_{shi} = \tau_{sh} A_s = \tau_{sh} \frac{A_o}{\sin\Phi}$$

$$F_v = \frac{A_o}{\sin\Phi} \tau_{sh} \frac{\cos(\tau - \gamma)}{\cos(\Phi + \tau - \gamma)}$$

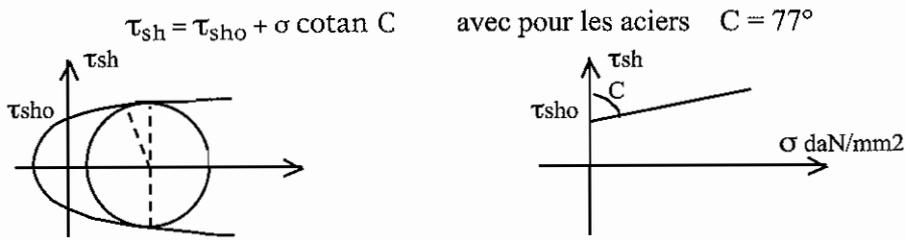
On a :

$$\sin(\tau - \gamma) = \frac{F_f}{Q}$$

$$F_f = \frac{A_o}{\sin\Phi} \tau_{sh} \frac{\sin(\tau - \gamma)}{\cos(\Phi + \tau - \gamma)}$$

4115. Loi de Caquot Bridman :

La courbe de Caquot représentative de la relation entre les contraintes de cisaillement τ_{sh} et de traction-compression σ peut-être mise sous la forme d'une droite ou loi de Caquot Bridman ayant pour équation :



Avec $\sigma = \tau_{sh} \tan(\Phi + \tau - \gamma)$

On obtient :

$$\tau_{sh} = \tau_{sho} \frac{1}{1 - \tan(\Phi + \tau - \gamma) \cotan C}$$

4116 Hypothèse d'énergie minimale :

Compte tenu que la vitesse de coupe V_c est colinéaire à l'effort F_v , la puissance absorbée par la coupe est de la forme $W = V_c \cdot F_v$

En remplaçant dans l'expression :

$$F_v = \frac{A_o}{\sin \Phi} \tau_{sh} \frac{\cos(\tau - \gamma)}{\cos(\Phi + \tau - \gamma)}$$

τ_{sh} par la loi de Caquot Bridman, on obtient :

$$F_v = \frac{A_o}{\sin \Phi} \frac{\tau_{sho}}{1 - \tan(\Phi + \tau - \gamma) \cotan C} \frac{\cos(\tau - \gamma)}{\cos(\Phi + \tau - \gamma)}$$

$$F_v = \frac{A_o \tau_{sho} \sin C \cos(\tau - \gamma)}{\sin \Phi (\cos(\Phi + \tau - \gamma) \sin C - \sin(\Phi + \tau - \gamma) \cos C)}$$

$$F_v = \frac{A_o \tau_{sho} \sin C \cos(\tau - \gamma)}{\sin \Phi \sin(C - \Phi - \tau + \gamma)}$$

$$F_v = \frac{2 A_o \tau_{sho} \sin C \cos(\tau - \gamma)}{\cos(2\Phi - C + \tau - \gamma) - \cos(C - \tau + \gamma)}$$

En prenant pour un usinage donné les paramètres V_c , A_o , τ_{sho} , C , τ , et γ constants l'expression de la puissance est de la forme

$$W = \frac{K}{\cos(2\Phi - C + \tau - \gamma) - k}$$

Elle passe par un minimum pour

$$\frac{\partial W}{\partial \Phi} = 0 \quad \text{soit} \quad \frac{2 K \sin(2\Phi - C + \tau - \gamma)}{(\cos(2\Phi - C + \tau - \gamma) - k)^2} = 0$$

soit la relation de Merchant :

$$2\Phi + \tau - \gamma = C$$

Ce qui donne en coupe orthogonale et dans les hypothèses de Merchant, les efforts Fv et Ff :

$$F_v = \frac{2 A_o \tau_{sho} \sin C \cos(\tau - \gamma)}{1 - \cos 2\Phi}$$

$$F_f = \frac{2 A_o \tau_{sho} \sin C \sin(\tau - \gamma)}{1 - \cos 2\Phi}$$

avec [§4111] :

$$\tan \Phi = \frac{Ch \cos \gamma}{1 - Ch \sin \gamma}$$

Expérimentalement en coupe orthogonale, ces expressions prédisent les efforts de coupe avec une incertitude trop importante pour être "utilisable industriellement" sans essais systématiques. En effet de nombreux facteurs influent sur les paramètres. Par exemple il est difficile de prédire le coefficient de frottement τ , la composition et la répartition des inclusions dans le matériau ayant une influence sur le "glissement facile" du copeau sur la face de coupe.

Par contre ces expressions vérifient bien les sens de variation des paramètres :

Les efforts diminuent lorsque l'angle de coupe γ augmente (plus positif)

Le rapport Fv/Ff est constant.

Les efforts augmentent avec la contrainte de cisaillement du matériau et sa section.

Etc...

D'autre part les modèles prédictifs ne sont développés que dans le cas particulier de la coupe orthogonale, modèle d'expérimentation de laboratoire mis au point pour mieux comprendre les phénomènes mis en jeu.

42. APPROCHE EXPERIMENTALE :

Industriellement la connaissance des efforts de coupe est une nécessité pour définir au mieux les conditions de coupe. En effet [Chap. 5] la puissance de coupe, la fixation des outils et des pièces, ainsi que les déformations de l'outil et des pièces seront des facteurs limitant le débit des copeaux.

Des essais systématiques, menés pendant de nombreuses années, ont permis d'élaborer des bases de données fiables.

Seul l'effort de coupe Fv (effort suivant la direction de la vitesse de coupe) est pris en compte. Pour tout couple-outil-matière (COM) il est défini la "pression spécifique de coupe" kc (N/mm²) correspondante. L'effort Fv est alors défini par la relation :

$F_v = k_c \cdot A_o$ où A_o est la section du "copeau" (par exemple $A_o = f.a$ en tournage).

Le tableau suivant donne à titre d'exemple les valeurs de kc

Pression spécifique de coupe : Kc en N/mm²

en fonction de la matière usinée, de sa résistance à la traction et de l'épaisseur de copeau h, pour des outils en carbure

(A partir de données SANDVIK)

Remarques :

- pour un angle $85^\circ < \kappa_r < 95^\circ$ on considérera que l'avance par tour est égale à h.
- Les valeurs intermédiaires de Kc peuvent être obtenues par interpolation linéaire.

Matière	Résistance Rm en N/mm ²	Force de coupe par unité de surface pour une épaisseur de copeau h de:			
		0,1	0,2	0,4	0,8
Acier d'usage général :					
A 34-2	330 à 410	3600	2600	1900	1350
A 50-2	490 à 630	4000	2900	2100	1500
A 60-2	590 à 710	4200	3000	2200	1550
A 70-2	690 à 830	4400	3150	2300	1650
Acier non allier pour TTh					
XC 38, XC 48, XC 65	500 à 600	3700	2800	2050	1500
XC 38, XC 48, XC 65	850 à 1190	4700	3400	2500	1800
XC80	630 à 850	4800	3600	2600	1900
Acier faiblement alliés	470 à 770	4100	3000	2200	1600
Acier faiblement alliés	750 à 1570	4800	3600	2600	1900
Acier fortement alliés	540 à 850	4800	3600	2600	1900
Acier fortement alliés	850 à 1750	7900	5800	4250	3100
Acier inox, ferritique	540 à 910	4700	3400	2500	1800
Acier inox, austénitique	540 à 910	4800	3600	2600	1900
Acier au manganèse coulé	690 à 1010	6000	4300	3200	2300
Fonte grise FT 10 FT 15	HB jusqu'à 200	6050		1100	800

Chap 5 : CHOIX DES CONDITIONS DE COUPE

=====

51. LES DONNEES TECHNIQUES ET FINANCIERES :

511. Données géométriques relatives à la pièce :

La géométrie à réaliser et principalement les plus petits rayons de raccordement.

Les différents états de surface à obtenir.

Surépaisseur de métal à enlever, déformation de la pièce sous les efforts de coupe.

En tournage les différents diamètres à usiner avec la même vitesse de rotation.

512. Données relatives au couple outil - matière (COM) :

Géométrie et nuance de l'outil (Document 1) : celles-ci sont fonction du type d'usinage (super finition, finition, semi-finition, ébauche légère, ébauche lourde) de la matière à usiner, de la forme à réaliser, des états de surfaces et des surépaisseurs à enlever.

Effort spécifique de coupe K_c (en N/mm^2) : il est donné en fonction de l'outil choisi, de la matière usinée et de sa dureté Brinell (Document 2)

Diagramme brise copeau : en tournage et perçage, il correspond pour le couple outil-matière en une plage de fonctionnement dépendante de l'avance f et de la profondeur de passe a (Document 3).

513. Données relatives à la machine et au porte-pièce :

Puissance admissible sur la machine.

Gamme de vitesses et d'avances.

Type de porte-pièce et caractéristiques des efforts transmissibles par le "bridage"

514. Données relatives aux temps et aux coûts :

Différents coûts dans l'entreprise : coût horaire de la main d'œuvre, coût horaire d'utilisation des machines, coût des outils, des arêtes de coupe etc...

Différents "temps machine" et "temps outil" élémentaires.

52. DEFINITION DE L'OPTIMISATION EN USINAGE:

Optimiser c'est choisir les conditions de coupe (V_c , f , a) nécessaires à l'obtention d'une pièce conforme, et de satisfaire au mieux un "critère d'optimisation" compte tenu de contraintes technologiques et économiques imposées

L'un des trois critères d'optimisation suivants est généralement utilisé :

- Coût minimal
- Production maximale
- Coût minimal pour un taux de production fixé

Ces critères sont basés sur une disponibilité immédiate et un taux d'utilisation maximal des moyens de production. L'optimisation réalisée est locale et ne prend pas en compte les facteurs plus généraux de l'entreprise liés au système de gestion des ressources.

53. EXPRESSION DU COUT D'UNE OPERATION D'USINAGE :

La durée de l'usinage, c'est-à-dire le temps machine t_m est :

$$t_m = t_a + t_c + (t_c/T) \cdot TVB$$

Avec t_a : somme du temps nécessaire à la préparation de la machine et de tous les temps morts (mouvements rapides, montage et démontage des pièces etc...) sauf les changements d'outils.

t_c : temps copeaux

TVB: temps de remplacement de l'outil (c'est-à-dire d'une arête)

T : durée de vie de l'outil

Si P_o est le coût de main d'œuvre et de frais généraux en €/mn et P_1 le coût de changement d'outil et de réaffûtage par arête en €. Le coût total CT est :

$$CT = P_o t_a + P_o t_c + P_1 (t_c/T)$$

	Exemple 1 : outil à affûter	Outil à plaquettes amovibles	
		4 arêtes	8 arêtes
Frais d'achat outil - porte-outil			
Achat de l'outil ou du porte-outil.....	25 €	40 €	40 €
Nombre d'arête de coupe possible.....	11	400	400
Frais d'achat par arête de coupe.....	2,27 €	0,1 €	0,1 €
Frais d'achat plaquettes amovibles.....		4,2 €	4,2 €
Nombre d'arête de coupe : 88%.....		3,5	7
Frais d'achat par arête de coupe.....		1,2 €	0,6 €
Frais d'achat totaux	2,27 €	1,3 €	0,7 €
Frais d'affûtage			
Frais machine à affûter et salaire horaire	30 €		
Temps d'affûtage en minutes.....	6 mn		
Frais d'affûtage.....	3 €		
Frais totaux d'affûtage (10 affûtages pour 11 arêtes)	2,72 €		
Frais de remplacement d'outil			
Frais de machine d'usinage et salaire horaire.....	45 €	45 €	45 €
Temps de remplacement en minutes.....	2 mn	1 mn	1 mn
Frais totaux de remplacement par arête de coupe.....	1,5 €	0,75	0,75
TOTAL DES FRAIS D'OUTIL PAR ARETE DE COUPE	6,5 €	2,05 €	1,45 €

Exemple type de calcul de P_1 pour le tournage

54. APPLICATION A UNE PASSE EN CHARIOTAGE

541. Critère : coût mini

Si L est la longueur usinée par passe (en m), f l'avance en mm/tour, d le diamètre (en mm) du cylindre usiné et V la vitesse de coupe en m/mn, le temps copeau pour une passe est

$$t_c = \frac{L \pi d}{f V}$$

La formule du coût total $CT = P_o t_a + P_o t_c + P_1 (t_c/T)$ devient

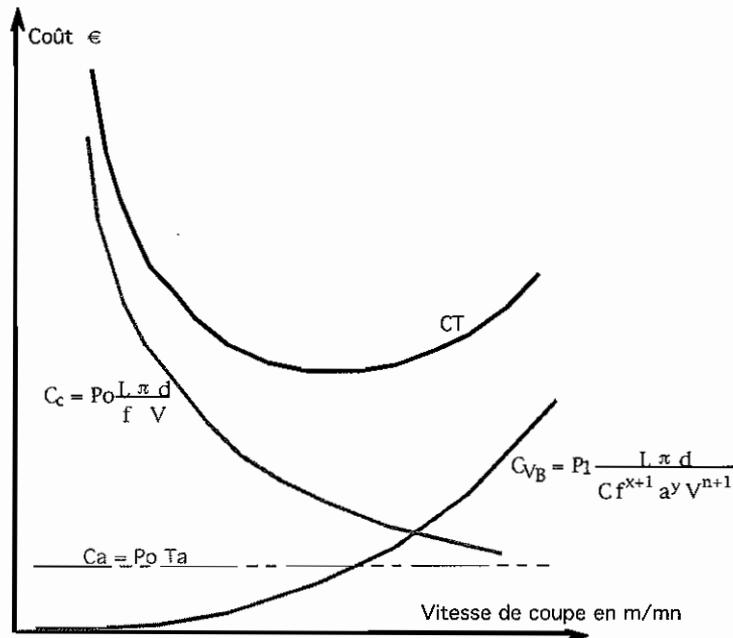
$$CT = P_o t_a + P_o \frac{L \pi d}{f V} + P_1 \frac{L \pi d}{f V T}$$

Si on fait l'hypothèse que la durée de vie de l'outil T suit le modèle de Taylor généralisé :

$$T = C f^x a^y V^n$$

$$C_T = P_0 t_a + P_0 \frac{L \pi d}{f V} + P_1 \frac{L \pi d}{C f^{x+1} a^y V^{n+1}}$$

Si on représente graphiquement dans le plan (f et $a = \text{ctes}$), les différents coûts en fonction de la vitesse de coupe, on remarque que le coût total passe par un minimum correspondant à une vitesse de coupe économique V_e :



5411. Influence de la vitesse de coupe V sur le coût mini

On cherche, en considérant f et a constant, la durée de vie économique T_e qui minimise la fonction coût total

T_e correspond à la valeur de T qui annule dC_T/dT avec f et a constant.

On écrit l'expression de C_T en fonction de f , a et T

$$C_T = P_0 t_a + P_0 \frac{L \pi d}{f V} + P_1 \frac{L \pi d}{f V T}$$

En prenant une loi de durée de vie d'outil de Taylor généralisée $T = C f^x a^y V^n$

Que l'on met sous la forme :

$$V = \frac{K}{f^{\alpha_1} a^{\alpha_2} T^{\alpha_3}}$$

Le coût total C_T est de la forme

$$C_T = P_0 t_a + P_0 \frac{L \pi d}{K} \frac{f^{(\alpha_1-1)} a^{\alpha_2} T^{\alpha_3}}{1} + P_1 \frac{L \pi d}{K} \frac{f^{(\alpha_1-1)} a^{\alpha_2} T^{(\alpha_3-1)}}{1}$$

En posant comme constante :

$$Q_{fa} = \frac{L \pi d}{K} \frac{f^{(\alpha_1-1)} a^{\alpha_2}}{1}$$

La fonction coût devient :

$$C_T = P_0 t_a + P_0 Q_{fa} T^{\alpha_3} + P_1 Q_{fa} T^{(\alpha_3-1)}$$

Elle passe par un minimum pour $dC_T / dT = 0$:

$$\frac{dC_T}{dT} = \alpha_3 P_0 Q_{fa} T^{(\alpha_3-1)} + (\alpha_3 - 1) P_1 Q_{fa} T^{(\alpha_3-2)}$$

Soit :

$$Q_{fa} T^{(\alpha_3-1)} (\alpha_3 P_0 + (\alpha_3 - 1) P_1 T^{-1}) = 0$$

La constante Q_{fa} , et la durée de vie T étant toujours $\neq 0$

La durée de vie économique T_e est

$$T_e = \frac{(1 - \alpha_3) P_1}{\alpha_3 P_0}$$

Et :

$$T_e = \left(\frac{1}{\alpha_3} - 1 \right) \frac{P_1}{P_0}$$

Cette expression est remarquable car elle montre que la durée de vie de l'outil pour un coût d'usinage minimal ne dépend que du "couple outil-matière" (exposant α_3 avec $\alpha_3 = -1/n$) et du rapport P_1/P_0

(P_1 , coût d'une arête et P_0 coût de revient par minute de la machine-outil et de son environnement)

La vitesse de coupe économique V_e se déduit de la loi de Taylor généralisée :

$$V_e = \frac{K}{f^{\alpha_1} a^{\alpha_2} T_e^{\alpha_3}}$$

La vitesse de coupe optimale dépend de l'avance, de la profondeur de passe des caractéristiques d'usure liée au COM ($K, \alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$). Elle est indépendante des temps auxiliaires et de la dimension de la pièce.

5412. Influence de l'avance f sur le coût mini

On cherche, en considérant V et a constant, la durée de vie T_s qui minimise la fonction du coût total

$$C_T = P_0 t_a + P_0 \frac{L \pi d}{f V} + P_1 \frac{L \pi d}{f V T}$$

On écrit l'expression de C_T en fonction de V , a et T

Avec :

$$V = \frac{K}{f^{\alpha_1} a^{\alpha_2} T^{\alpha_3}} \quad \text{soit : } f = \frac{K^{1/\alpha_1}}{V^{1/\alpha_1} + a^{\alpha_2/\alpha_1} + T^{\alpha_3/\alpha_1}}$$

Soit :

$$C_T = P_0 t_a + P_0 \frac{L \pi d V^{(1/\alpha_1 - 1)} a^{\alpha_2/\alpha_1} T^{\alpha_3/\alpha_1}}{K^{1/\alpha_1}} + P_1 \frac{L \pi d V^{(1/\alpha_1 - 1)} a^{\alpha_2/\alpha_1} T^{(\alpha_3/\alpha_1 - 1)}}{K^{1/\alpha_1}}$$

En posant comme constante :

$$Q_{fa} = \frac{L \pi d V^{(1/\alpha_1 - 1)} a^{\alpha_2/\alpha_1}}{K^{1/\alpha_1}}$$

La fonction coût devient :

$$C_T = P_0 t_a + P_0 Q_{fa} T^{\alpha_3/\alpha_1} + P_1 Q_{fa} T^{(\alpha_3/\alpha_1 - 1)}$$

Elle passe par un minimum pour $dC_T / dT = 0$

$$\frac{dC_T}{dT} = (\alpha_3/\alpha_1) P_0 Q_{fa} T^{(\alpha_3/\alpha_1 - 1)} + (\alpha_3/\alpha_1 - 1) P_1 Q_{fa} T^{(\alpha_3/\alpha_1 - 2)}$$

Soit

$$Q_{Va} T^{(\alpha_3/\alpha_1 - 1)} ((\alpha_3/\alpha_1) P_0 + (\alpha_3/\alpha_1 - 1) P_1 T^{-1}) = 0$$

La constante Q_{Va} , et la durée de vie T étant toujours $\neq 0$

La durée de vie T_f donnant un coût minimal est :

$$T_f = \left(\frac{\alpha_1 - 1}{\alpha_3} \right) \frac{P_1}{P_0}$$

A cette valeur T_f correspond la valeur de f_{opt}

$$f_{opt} = \frac{K^{1/\alpha_1}}{V^{1/\alpha_1} + a^{\alpha_2/\alpha_1} + T_f^{\alpha_3/\alpha_1}}$$

Cette valeur n'existe réellement que si $(\alpha_1/\alpha_3 - 1) > 0$, ce qui est généralement le cas pour l'usinage courant.

5413. Minimum minimorum du coût total en faisant varier simultanément V et f :

Le coût sera minimal si les dérivées partielles par rapport à la vitesse de coupe V et l'avance f sont annulées simultanément.

Ceci n'est possible que si $T_e = T_f$ soit :

$$\frac{1}{\alpha_3} - 1 = \frac{\alpha_1 - 1}{\alpha_3} \quad \text{soit} \quad \alpha_1 = 1$$

Dans les cas courants, physiquement α_1 est différent de 1, et par suite le minimum minimorum ne peut pas être obtenu.

Si on reprend l'expression de C_T en fonction de f , a et T_e :

$$C_T = P_0 t_a + P_0 \frac{L \pi d f^{(\alpha_1-1)} a^{\alpha_2} T_e^{\alpha_3}}{K} + P_1 \frac{L \pi d f^{(\alpha_1-1)} a^{\alpha_2} T_e^{(\alpha_3-1)}}{K}$$

Q_{aT_e} étant une constante, l'expression de C_T peut se mettre sous la forme :

$$C_T = P_0 t_a + Q_{aT_e} f^{(\alpha_1-1)}$$

α_1 étant toujours plus petit que 1, le coût diminue constamment lorsque f croît.

On a donc toujours intérêt à prendre l'avance la plus grande possible.

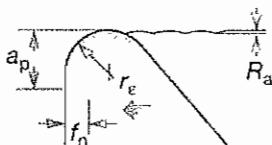
L'avance sera limitée par :

- l'état de surface à obtenir sur la surface,
- et si on connaît la profondeur de passe a :
 - La forme du copeau (diagramme brise copeau)
 - La puissance disponible
 - L'effort de coupe compatible avec la déformation de la pièce

Tableaux d'état de surface

valeurs (théoriques) pour plaquettes à rayon de bec standard

Rayon de bec standard



Etat de surface μm		T-MAX P - CoroTurn 107 - T-MAX U - T-MAX				
		Rayon de bec nominal, mm				
Ra	Rt	0,2	0,4	0,8	1,2	1,6
		Avance, mm/tr				
0,6	1,6	0,05	0,07	0,10	0,12	0,14
1,0	4	0,08	0,11	0,15	0,19	0,22
3,2	10	0,10	0,17	0,24	0,29	0,34
6,3	6	0,13	0,22	0,30	0,37	0,43

5414. Choix de la profondeur de passe a et détermination de son influence sur la variation du coût d'une passe :

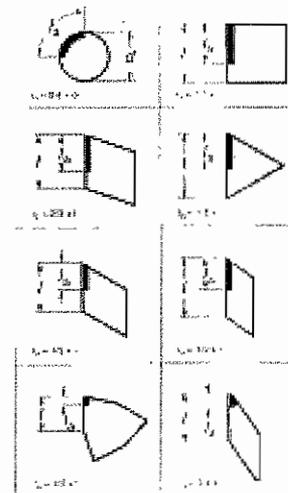
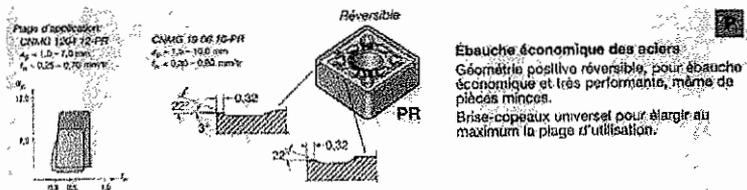
L'objectif est ici est de réaliser un cylindre de diamètre Ød, par enlèvement d'une surépaisseur d'usinage. Le diamètre Ø du cylindre "brut" (c'est-à-dire avant usinage) varie entre les deux bornes Ø_{maxi} et Ø_{mini}. Sur des pièces obtenues par fonderie ou par forgeage, la dispersion cumulée des variations géométriques du "brut" et de mise en position des pièces dans le montage d'usinage, peut être de plusieurs millimètres. Dans un projet de fabrication, l'épaisseur de copeau à enlever est définie par :

$$E_{p_{\max i}} = (\text{Ø}_{\max i} \text{ du brut} - \text{Ø}d)/2$$

$$E_{p_{\min i}} = (\text{Ø}_{\min i} \text{ du brut} - \text{Ø}d)/2$$

Le choix de la profondeur de passe a sera limité en ébauche par :

- la géométrie de la plaquette : longueur effective de l'arête de l'outil (la)
- la puissance nécessaire à la coupe
- le maintien de la pièce dans son montage
- les déformations de la pièce
- la forme du copeau (diagramme brise copeau) c'est-à-dire la plage d'utilisation (f, a) de la plaquette choisie



En finition, l'état de surface est défini par le choix de l'avance f, le choix de la profondeur de passe sera limité par :

- la forme du copeau
- la déformation de l'outil pour garantir une tolérance dimensionnelle et géométrique de la forme réalisée.

En se plaçant dans le cas de l'ébauche études le choix des conditions de coupe optimale (choix de a et f) lorsque la limitation est donnée par la puissance maxi.

On admet en première approximation que la puissance de coupe est :

$$P = k_s a f V \frac{1}{\eta}$$

avec k_s : pression spécifique de coupe en N/mm² (exemple de données Sandvik document 2)

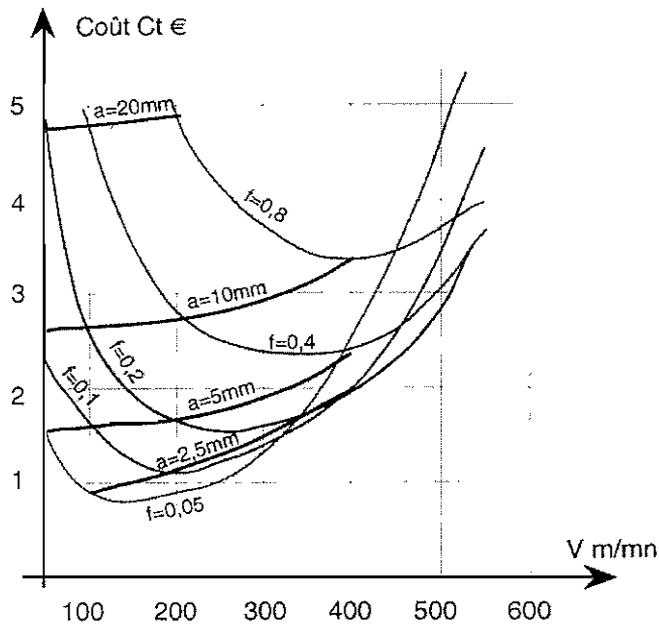
$a \times f$: section du copeau en mm² (profondeur de passe en mm, avance en mm/tr)

V vitesse de coupe m/mn

P en watt

η rendement de la machine (moteurs, frottements chaîne cinématique, etc...)

En se plaçant à une puissance limite donnée, on trace sur les différentes courbes de coût du graphe ci-dessous les courbes de puissances limites correspondant à différentes profondeurs de passe (par exemple 2,5 mm, 5 mm, 10mm et 20mm)



On remarque que le coût total C_t croît avec la profondeur de passe.

Mais on remarque que le coût d'une passe a est moins élevé que le coût de la somme de 2 passes de $a/2$.

Par exemple pour $V=200$ m/mn avec une section de copeau constante (puissance constante)

$a = 2,5$ mm	$f=0,4$	$C_t = 1,2$
$a = 5$ mm	$f = 0,2$	$C_t = 1,6$ augmentation de $1,33 < 2$
$a = 10$ mm	$f = 0,1$	$C_t = 2,8$ augmentation de $1,75 < 2$
$a = 20$ mm	$f = 0,05$	$C_t = 4,9$ augmentation de $1,75 < 2$

Dans le cas général, on peut dire a priori qu'une passe plus grande est un optimum, en effet le nombre de passes pour enlever une même surépaisseur d'usinage sera limité, et par suite le nombre total de retours et de mises en position du chariot sera moindre.

En conclusion :

$E_{p_{\max}}$ étant l'épaisseur maximale de copeau à enlever,

Si la longueur l_a de l'arête effective de l'outil le permet ($l_a \geq E_{p_{\max}}$), il est préférable de prendre une seule passe de profondeur $E_{p_{\max}}$ plutôt que plusieurs passes de profondeur plus petites.

Si plusieurs passes sont nécessaires ($l_a < E_{p_{\max}}$), il est souvent préférable de répartir de manière égale les différentes profondeur de passes.

542. Démarche de choix des conditions de coupe en ébauche en tournage

C'est une démarche itérative qui comprend quatre étapes :

1^{ère} étape : A partir du couple outil-matière "COM", de la géométrie de la surface à réaliser, de la surépaisseur d'usinage, choisir la nuance et la géométrie de l'outil (document 1). Cette étape permet de rassembler toutes les données relatives au couple outil-matière : désignation de l'outil, pression spécifique de coupe (document 2 pour critère d'usure $VB_B^*=0,4$).

2^{ème} étape : Calculer la durée de vie économique T_e de l'outil. Pour cela il est nécessaire de connaître, le paramètre $1/\alpha_3$ (ou n) de la loi de Taylor, les différents coûts relatifs à l'outil, au moyen de production (taux horaire) et aux frais généraux.

Si ces données sont inexistantes prendre $T_e = 15\text{mn}$, durée de vie économique servant de référence dans les catalogues des fabricants d'outil.

3^{ème} étape : Choisir la profondeur de passe maxi compatible avec les contraintes liées à la surépaisseur et à la longueur de l'arête effective de coupe.

4^{ème} étape : Choisir l'avance maxi compatible avec le diagramme brise copeau de l'outil, les déformations de la pièce sous les efforts de coupe, le maintien de la pièce dans son montage d'usinage, la puissance disponible. Le calcul de la puissance nécessite de calculer la vitesse de coupe économique qui elle-même nécessite de connaître l'avance que l'on cherche à déterminer.

$$V_e = \frac{K}{f^{\alpha_1} a^{\alpha_2} T_e^{\alpha_3}}$$

la détermination de l'avance se fait donc par itération.

Dans la pratique les coefficients de la loi de Taylor généralisée ($K, \alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$) ne sont pas donnés explicitement par les fabricants d'outils, leur utilisation directe étant trop complexe dans les ateliers. Les vitesses de coupe V_{15} sont données sous forme de tables (document 2). On remarque que le coef. K correspond au couple outil-matière (colonne-ligne), α_1 (3 avances sont proposées, une interpolation linéaire peut être utilisée pour les valeurs intermédiaires), $a^{\alpha_2} = \text{cte}$ (l'influence de la variation de la profondeur de passe est négligeable), la durée de vie T_e est de 15 mn pour une usure frontale VB_B^* de 0,4mm, la prise en compte de α_3 est donné par un coefficient correcteur à appliquer à la vitesse de coupe économique V_{15} , (voir table ci-dessous). Par exemple $V_{20} = 0,93 \cdot V_{15}$

Durée de vie (mn)	5	10	15	20	30	40	60
Coefficient correcteur (données Sandvik Coromant)	1,3	1,1	1	0,95	0,87	0,80	0,75

543. Critère : production maxi

Le temps d'une opération d'usinage est (voir paragraphe 52)

$$t_m = t_a + t_c + (t_c/T) \cdot t_{VB}$$

Ce qui donne pour une opération de chariotage d'un cylindre de longueur L et de diamètre d :

$$t_m = t_a + \frac{L \pi d}{f V} + \frac{L \pi d}{f V T} t_{VB}$$

On remarque que cette expression est de la même forme que celle utilisée pour la détermination de la durée de vie économique T_e , dans laquelle la constante P_0 est remplacée par 1 et la constante P_1 par t_{VB}

La durée de vie d'outil optimale T_p suivant le critère production maxi est :

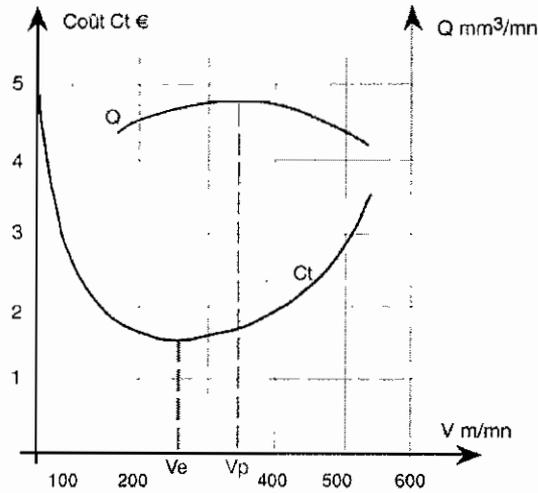
$$T_p = \left(\frac{1}{\alpha_3} - 1 \right) t_{VB}$$

Pour une même section de copeau, on remarque que $T_p > T_e$ et par suite que la vitesse de coupe à production maxi V_p est plus élevée que la vitesse économique V_e (figure ci-dessous).

La démarche dans le choix des conditions de coupe reste la même que précédemment.

Étape 1 : à partir du COM, choix de la nuance et d'une géométrie d'outil en privilégiant le débit copeaux (plutôt que son coût)

Étape 2 : calcul de la durée de vie T_p



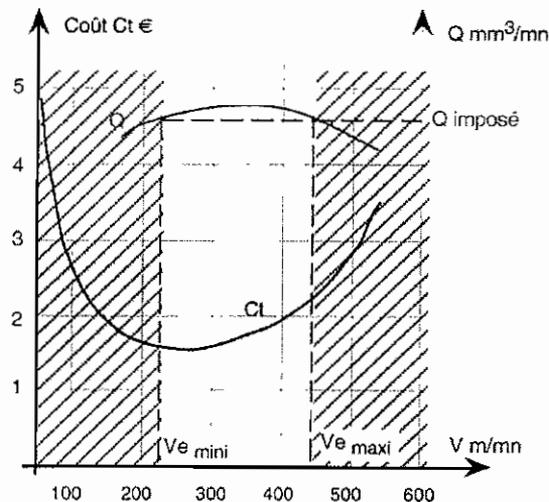
Étape 3 : choix de la profondeur de passe maxi, compatible avec la section maxi du copeau réalisable par la géométrie de l'outil

Étape 4 : choisir l'avance f maxi compatible avec la forme du copeau, les efforts de coupe (déformation de la pièce et maintien en position), l'état de surface désiré et la puissance. Le calcul de la puissance nécessite, comme dans le cas précédent de calculer la vitesse de coupe V_p qui elle-même nécessite de connaître l'avance que l'on cherche à déterminer. La détermination de l'avance se fait donc par itération.

544. Critère : Coût mini pour une production mini imposée

Ce critère revient à traiter le problème, comme pour le critère de coût minimum (paragraphe 521) en ajoutant une contrainte supplémentaire : celle du taux de production mini.

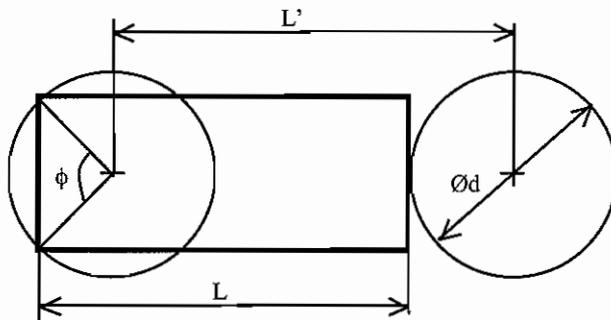
Cette contrainte représentée graphiquement ci-dessous revient à imposer une plage de variation admissible pour la vitesse de coupe : $[V_{e_{\text{mini}}} \leq V \leq V_{e_{\text{maxi}}}]$



55. APPLICATION AU FRAISAGE

551. critère coût mini :

Ce qui vient d'être développé pour le tournage peut être répété pour le fraisage. On obtient des expressions similaires. Ainsi pour une passe en surfacage :



Avec :

L' : longueur effective de la durée de coupe

L : longueur pendant laquelle chaque arête coupe sur l'angle φ .

f : avance par tour de la fraise

d : diamètre de la fraise

$\pi d / 360$: longueur de coupe à chaque rotation de la fraise

on obtient

$$CT = P_0 t_a + P_0 \frac{L' \pi d}{f V} + P_1 \frac{L \pi d}{f V T} \frac{\varphi}{360}$$

La durée de vie économique est de la forme :

$$T_e = \left(\frac{1}{\alpha_3} - 1 \right) \frac{P_1}{P_0} \frac{\varphi}{360} \frac{L}{L'}$$

Le prix d'achat d'une fraise qui comporte plusieurs arêtes de coupe est plus élevé que dans le cas des outils de tournage. Aussi si le temps T_e en tournage est de 15 mn, en fraisage, il est généralement compris entre 45 et 120 mn pour des fraiseuses dont le coût est similaire à celui du tournage.

552. Critère production maxi:

En production maxi, on obtient le temps T_p :

$$T_p = \left(\frac{1}{\alpha_3} - 1 \right) t_{VB} \frac{\varphi}{360} \frac{L}{L'}$$

Si à titre d'exemple, on prend $\alpha_3 = 0,3$, un temps de changement d'outil de 8 mn et un rapport $\varphi/360 \times L/L'$ de 0,5

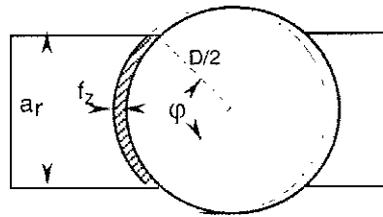
On obtient $T_p = 9,33$ mn. On constate un écart important entre les valeurs de T_e et de T_p .

553. Calcul de la puissance :

Chaque dent de la fraise réalise un copeau dont l'épaisseur n'est pas uniforme. L'effort de coupe sur chaque dent varie donc en intensité et en direction en fonction de l'angle de rotation de la fraise. La puissance calculée sera estimée à partir d'une épaisseur moyenne du copeau notée h_m .

5531. Épaisseur moyenne de copeau h_m :

On définit l'épaisseur moyenne de copeau h_m par le rapport entre la surface hachurée et la longueur de l'arc parcouru par l'outil sur la pièce, ceci aussi bien en surfacage qu'en usinage avec une fraise-disque.



Surfaçage

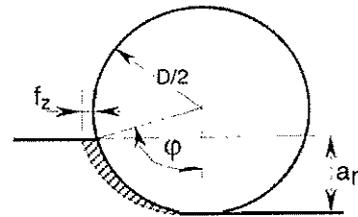
Surface hachurée : $a_r \cdot f_z$

Longueur de l'arc = $\pi D \varphi / 360$ avec φ en degré

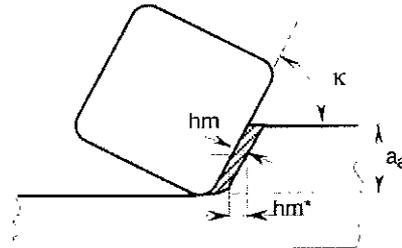
Soit
$$h_m^* = \frac{360}{\pi} \cdot \frac{f_z a_r}{\varphi D}$$

Pour un angle d'attaque κ de l'arête principale

$$hm = \sin \kappa \cdot \frac{360}{\pi} \cdot \frac{f_z a_r}{\varphi D}$$



Fraise-disque



5532. Relation entre hm et kc

Cette relation est définie pour $hm = 0,2$ mm et un angle de coupe négatif $\gamma = -7^\circ$

Types de matière		Dureté HB	K_c N/mm ² ($\gamma = -7^\circ$, $hm = 0,2$)
Acier au carbone	C 0,15%	125	2 750
	C 0,35%	150	3 000
	C 0,70%	250	3 300
Acier faiblement allié	Recuit	125-200	3 200
	Trempé	200-450	3 900
Acier fortement allié	Recuit	150-250	3 500
	Trempé	250-500	4 100
Acier inoxydable allié	ferritique	175-225	3 600
	Austénitique	150-200	3 900
Acier coulé	non- allié	225	2 600
	Faiblement allié	150-250	2 800
	Fortement allié	150-300	3 200
Acier extra dur		>50 HRC	6 750
Acier malléable	à copeaux courts	110-145	2 200
	à copeaux longs	200-250	2 000
Fonte grise	faible résistance	150-225	1 400
	Haute résistance et allié	200-300	1 800
Fonte nodulaire	ferritique	125-200	1 500
	perlitique	200-300	2 250
Fonte trempée en coquille		40-60 HRC	4 750

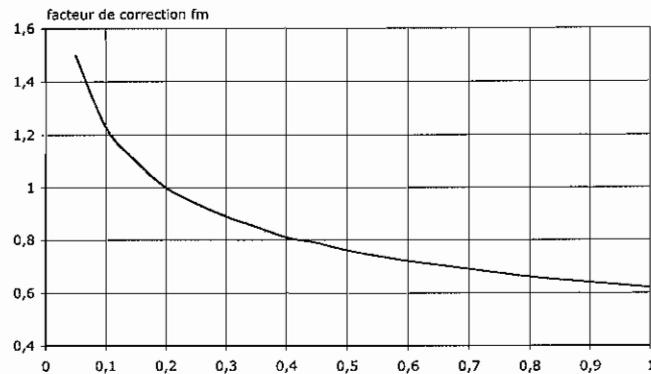
La valeur de K_c est corrigée en fonction de l'angle de coupe γ . K_c est modifié d'environ 1,5 % par degré de changement d'angle.

Un angle de coupe plus grand (plus positif) réduit la valeur de K_c et un angle de coupe plus petit (plus négatif) augmente la valeur de K_c .

Ainsi pour $\gamma = +3^\circ$, K_c sera de 15 % inférieurs à la valeur de K_c donnée par $\gamma = -7^\circ$

La valeur de K_c est corrigée en fonction de l'épaisseur moyenne h_m de copeau utilisée.
Le facteur de correction (f_m) est donné par le tableau suivant :

Épaisseur moyenne de copeau h_m mm	Facteur de correction f_m
0,05	1,5
0,1	1,23
0,15	1,1
0,2	1
0,25	0,94
0,3	0,89
0,35	0,85
0,4	0,81
0,45	0,79
0,5	0,76
0,6	0,72
0,7	0,69
0,8	0,66
0,9	0,64
1	0,62



$$\text{Formule : } k_c = f_m \cdot k_{c(hm=0,2)}$$

5534. Expression de la puissance absorbée par la coupe

La fraise est constituée de Z plaquettes qui coupent de la matière sur $\varphi/360^\circ$ tour de fraise.

Si : F_z et l'effort tangentiel en Newton développé par une plaquette,

V la vitesse de coupe en m/s,

η le rendement (0,75 en fraisage)

La puissance en Watt, absorbée par la coupe est de la forme :

$$P = F_z \cdot V \cdot \frac{Z \cdot \varphi}{360} \cdot \frac{1}{\eta}$$

Si : S_m est la section moyenne du copeau, on a :

$$S_m = h_m^* \cdot a_a \cdot k_c \quad (\text{avec } h_m^* \text{ et } a_a \text{ en mm, et } k_c \text{ en N/mm}^2)$$

L'effort moyen par arête est :

$$F_z = h_m^* \cdot a_a \cdot k_c$$

Avec
$$h_m^* = \frac{360}{\pi} \cdot \frac{f_z \cdot a_r}{\varphi D}$$

et
$$V = \frac{\pi \cdot D \cdot N}{60 \cdot 1000} \quad (\text{avec } V \text{ en m/s, } D \text{ en millimètre, } N \text{ en tr/mn})$$

Soit P en Watt :

$$P = \frac{360}{\pi} \cdot \frac{f_z \cdot a_r}{\varphi D} \cdot a_a \cdot k_c \cdot \frac{\pi \cdot D \cdot N}{60 \cdot 1000} \cdot \frac{Z \cdot \varphi}{360} \cdot \frac{1}{\eta}$$

Soit en KW

$$p = \frac{f_z \cdot N \cdot Z \cdot a_r \cdot a_a \cdot k_c}{60} \cdot \frac{1}{\eta}$$

en posant v_f l'avance de la table en mm/mn : $v_f = f_z \cdot N \cdot Z$

La puissance absorbée a pour expression :

$$P = \frac{v_f a_r a_a k_c}{60} \frac{1}{\eta} \text{ en KW}$$

542. Démarche de choix des conditions de coupe en ébauche en fraisage

La démarche à suivre est similaire à celle proposée en tournage.

Elle comprend quatre étapes "itératives":

1^{ère} étape : A partir du couple outi-matière "COM", de la géométrie de la surface à réaliser et de la surépaisseur d'usinage, choisir la nuance et la géométrie de l'outil

2^{ème} étape : Calculer la durée de vie économique T_e de l'outil, ou la durée de vie en production maxi.

3^{ème} étape : Choisir la profondeur de passe maxi compatible avec les contraintes liées à la surépaisseur et à la longueur de l'arête effective de coupe.

4^{ème} étape : Choisir l'avance maxi compatible avec la géométrie de la plaquette, les déformations de la pièce sous les efforts de coupe, le maintien de la pièce dans son montage d'usinage, la puissance absorbée par la coupe.

543. Conditions de coupe en finition

Si en ébauche le débit copeau est contraint par la puissance absorbée par la coupe et par le "diagramme brise copeau" de la plaquette, en finition le facteur limitant le choix des conditions de coupe sera essentiellement l'état de surface et la déformation de la pièce.

Document 1: (extrait du catalogue Sandvik Coromant) choix d'une nuance et d'une géométrie

Géométries et nuances recommandées en priorité															
ISO	CMC	HB	MATIÈRE	APPLICATION	Plaquettes négatives T-MAX P						Plaquettes positives CoroTurn (T-Max U) (Non réversibles)				
					Géométrie	Nuance	Types de plaquettes	Rayon de bec	ap rec, mm	fn rec, mm/tr	vc rec, m/min	Géométrie	Nuance	Rayon de bec	
	Classification Coromant des Matières	Dureté Brinell	Super-finition Finition Semi-finition Ébauche légère Ébauche Ébauche lourde	T-MAX P CoroTurn CNMG 12.. GCMT 09 CNMG 12.. GCMT 09.. CNMG 16.. GCMT 09.. CNM. 16.. CCMT 09.. CNM. 19..											
P	05.21	150	Acier au carboné non allié	Super-finition	QF	4015	G	04	0,5	0,12	430	PF (UF) PM (UM) PR (UR)	4015 4025	04 08 08	
				Finition	PF	4015	G	08	0,4	0,2	395				
				Semi-finition	PM	4025	G	08	3,0	0,3	325				
				Ébauche légère	PR	4025	G	12	4,0	0,4	290				
	05.22	190	Acier faiblement allié	Super-finition	QF	4015	G	04	0,5	0,12	465	PF (UF) PM (UM) PR (UR)	4015 4025	04 08 08	
				Finition	PF	4015	G	08	0,4	0,2	425				
				Semi-finition	PM	4025	G	08	3,0	0,3	330				
				Ébauche légère	PR	4025	G	12	4,0	0,4	290				
	05.23	200	Acier fortement allié, recuit	Super-finition	QF	4015	G	04	0,5	0,12	340	PF (UF) PM (UM) PR (UR)	4015 4025	04 08 08	
				Finition	PF	4015	G	08	0,4	0,2	295				
				Semi-finition	PM	4025	G	08	3,0	0,3	220				
				Ébauche légère	PR	4025	G	12	4,0	0,4	195				
	05.24	210	Acier coulé faiblement allié	Super-finition	QF	4015	G	04	0,5	0,12	220	PF (UF) PM (UM) PR (UR)	4015 4025	04 08 08	
				Finition	PF	4015	G	08	0,4	0,2	200				
				Semi-finition	PM	4025	G	08	3,0	0,3	150				
				Ébauche légère	PR	4025	G	12	4,0	0,4	135				
M	05.21	180	Acier inoxydable austénitique en barres/forgé	Super-finition	MF	2015	G	08	0,4	0,2	250	MF (UF) MM (UM) MR (UR)	2015 (1025) 2025	04 08 12	
				Finition	MM	2025	G	12	3,0	0,3	180				
				Semi-finition	MR	2025	G	12	3,0	0,35	165				
				Ébauche légère	QR	4035	M	16	5,0	0,5	135				
	05.52	180	Acier inoxydable austénitique/ferritique en barres/forgé (Duplex)	Super-finition	MF	2025	G	08	0,4	0,2	255	MF (UF) MM (UM) MR (UR)	2015 (1025) 2035 (235)	04 08 12	
				Finition	MM	2035	G	12	3,0	0,3	235				
				Semi-finition	MR	2035	G	12	3,0	0,35	205				
				Ébauche légère	QR	235	M	16	5,0	0,5	120				
	M-S Super alliages	23.22	R _m 1050	Alliages de titane	Finition	-23	H10A	G	08	1,0	0,2	65	UM(G) KM (UM) KR (UR)	H10A H13A H13A	04 08 08
					Semi-finition	-23	H13A	G	08	2,0	0,3	53			
					Ébauche	QM	H13A	G	12	4,0	0,4	49			
		20.22	350	Alliages réfractaires à base Ni	Finition	-23	H10A	G	08	3,0	0,2	40	UM(G) KM (UM) KR (UR)	H10A H13A H13A	04 08 08
Semi-finition	-23	H13A	G	08	3,0	0,35	20								
Ébauche	QM	H13A	G	12	4,0	0,4	20								
K	05.25	200	Fonte grise haute résistance	Finition	KF	3005	G	08	0,5	0,2	250	KF (UF) KM (UM) KR (UR)	3005 3005/3025	04 08 12	
				Semi-finition	KM	3015	G	12	3,0	0,35	210				
				Ébauche	KR	3015	A	16	4,0	0,55	180				
	05.26	250	Fonte nodulaire perlitique	Finition	KF	3005	G	08	0,5	0,2	270	KF (UF) KM (UM) KR (UR)	3005 3005/3025	04 08 12	
				Semi-finition	KM	3005	G	12	3,0	0,4	220				
				Ébauche	KR	3005	A	16	4,0	0,55	190				
	05.27	300	Acier dur	Finition	.NMA	7020	A	08	0,2	0,1	150	.CMW	CB20	08	
				Semi-finition	.NGA	670	A	12	0,2	0,15	100				
	05.28	300	Alliages d'aluminium	Finition	-23	H13A	G	12	3,0	0,35	2000	.CMW AL AL	CD10 CD1810 H10	04 08 12	
				Semi-finition	-23	H13A	G	12	3,0	0,35	2000				

Document 2: (extrait du catalogue Sandvik Coromant) "Pression spécifique de coupe Kc"

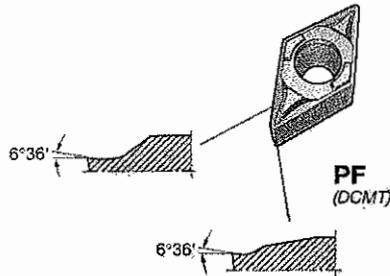
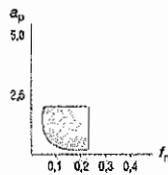
Lois de Taylor généralisées

ISO		CMC No.	Matière	Force de coupe spécifique K _c 0,4	Dureté Brinell	RÉSISTANCE À L'USURE			
				N/mm ²	HB	CT6015	CT525	GC1525	
						Avance f _n mm/tr			
						0,05 - 0,1 - 0,2	0,05 - 0,1 - 0,2	0,05 - 0,1 - 0,2	
						Vitesse de coupe, v _c m/min			
P	01.1		Acier non allié	C = 0,1 - 0,25 %	2000	125	650 - 545 - 440	605 - 500 - 410	560 - 465 - 300
	01.2			C = 0,25 - 0,55 %	2100	150	575 - 480 - 385	535 - 450 - 380	500 - 420 - 335
	01.3			C = 0,55 - 0,80 %	2180	170	510 - 425 - 340	465 - 395 - 320	430 - 365 - 295
	02.1		Acier faiblement allié (éléments d'alliage ≤ 5%)	Non trempé	2100	180	480 - 400 - 320	420 - 355 - 280	375 - 320 - 255
	02.12			Acier à roulements	2775	275	285 - 235 - 190	215 - 180 - 145	200 - 165 - 135
	02.2			Tempé et revenu	2775	350	230 - 190 - 150	175 - 145 - 115	165 - 135 - 110
03.11		Acier fortement allié (éléments d'alliage > 5%)	Recuit	2500	200	395 - 330 - 250	280 - 235 - 190	260 - 215 - 175	
03.21			Acier à outils au carbone	3750	325	195 - 165 - 130	165 - 130 - 105	145 - 115 - 90	
06.1		Acier coulé	Non allié	1800	180	260 - 215 - 175	250 - 205 - 160	225 - 165 - 145	
06.2			Faiblement allié (éléments d'alliage ≤ 5%)	2100	200	270 - 225 - 170	190 - 155 - 115	175 - 145 - 105	
06.3			Fortement allié (éléments d'alliage > 5%)	2500	225	200 - 165 - 125	150 - 120 - 85	140 - 115 - 85	
06.33			Acier au manganèse, Mn 12-14%	3600	250				
ISO		CMC No.	Matière	Force de coupe spécifique K _c 0,4	Dureté Brinell	RÉSISTANCE À L'USURE			
				N/mm ²	HB	CT525	GC1525	GC1025	
						Avance f _n mm/tr			
						0,05 - 0,15	0,1 - 0,2	0,1 - 0,2 - 0,3	
						Vitesse de coupe, v _c m/min			
M	05.10		Acier inoxydable - Barres forgé	Acier de décolletage	2100	200		320 - 270	300 - 250 - 200
	05.11			Non trempé	2300	200		250 - 210	275 - 230 - 180
	05.12			Durci par précipitation	3500	330		180 - 150	155 - 125 - 100
	05.13		Ferritique/martensitique	Tempé	2800	330		180 - 150	165 - 135 - 120
	05.20		Acier inoxydable - Barres forgé	Acier de décolletage	2300	200	245 - 220	230 - 190	290 - 240 - 190
	05.21			Austénitique	2450	180	200 - 180	190 - 160	265 - 220 - 170
	05.22			Durci par précipitation	3500	330	275 - 130	140 - 120	155 - 125 - 100
	05.23		Austénitique	Super austénitique	3000	200	135 - 120	120 - 100	185 - 160 - 130
	05.51		Acier inoxydable - Barres forgé	Non soudable	2600	230			250 - 200 - 160
	05.52			Soudable	3000	260			220 - 170 - 140
			Austénitique-ferritique (duplex)	≥ 0,05%C					
				< 0,05%C					
	15.11		Acier inoxydable - Coulé	Non trempé	2100	200	245 - 185		265 - 220 - 170
	15.12			Tempé par précipitation	3200	330			135 - 110 - 80
15.13		Ferritique/martensitique	Tempé	2600	330			145 - 120 - 90	
15.21		Acier inoxydable - Coulé	Austénitique	2300	180	185 - 135		235 - 180 - 150	
15.22			Tempé par précipitation	3200	330	290 - 105		135 - 110 - 80	
15.23		Austénitique	Super austénitique	2700	200	135 - 100		175 - 150 - 125	
15.51		Acier inoxydable - Coulé	Non soudable	2300	230			220 - 170 - 140	
15.52			Soudable	2700	260			200 - 165 - 135	
		Austénitique-ferritique (duplex)	≥ 0,05%C						
			< 0,05%C						
ISO		CMC No.	Matière	Force de coupe spécifique K _c 0,4	Dureté Brinell	RÉSISTANCE À L'USURE			
				N/mm ²	HB	CB7020/CB20	CB7050/CB50	CC650	
						Avance f _n mm/tr			
						0,1 - 0,2	0,1 - 0,2	0,1 - 0,2	
						Vitesse de coupe, v _c m/min			
S	20.11		Superalliages réfractaires						
	20.12		Base fer	Recuite ou mis en solution	3000	200			
				Vieillis, ou mis en solution et vieillis	3050	280			
	20.21		Base nickel	Recuits ou mis en solution	3320	250	400 - 180	400 - 180	550 - 440
	20.22			Vieillis ou mis en solution et vieillis	3600	350	300 - 150	300 - 150	450 - 350
	20.24			Coulés ou coulés et vieillis	3700	320	200 - 100	200 - 100	220 - 160
20.31		Base cobalt	Recuits ou mis en solution	3500	200			345 - 255	
20.32			Mis en solution et vieillis	4000	300			300 - 220	
20.33			Coulés, ou coulés et vieillis	3800	320			285 - 225	
S			Alliages de titane ¹⁾		Rm ²⁾	H10A	H13A	H10F	
	23.1		Ti pur (99,5% Ti)		1530	0,1 - 0,3 - 0,5	0,1 - 0,3 - 0,5	0,1 - 0,3 - 0,5	
	23.21		Alliages α, quasi α et α+β, recuits		1675	195 - 160 - 135	180 - 150 - 125	160 - 135 - 105	
	23.22		Alliages α+β vieillis, alliages β recuits ou vieillis		1690	80 - 65 - 55	75 - 60 - 50	65 - 55 - 40	

Document 3 : (extrait du catalogue Sandvik Coromant) plage de réglage de l'avance f_n et de la profondeur de passe a_p , permettant une utilisation normale de la plaquette (copeaux fragmentés) Cette plage correspond au diagramme brise copeaux défini au chapitre 1.

COROTURN 107

Plage d'application:
CCMT 09 T3 04-PF
 $a_p = 0,1 - 2,0$ mm
 $f_n = 0,06 - 0,23$ mm/tr



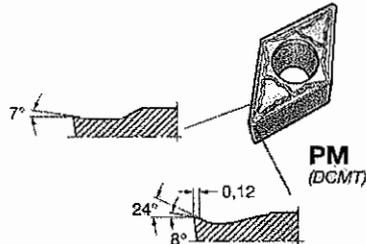
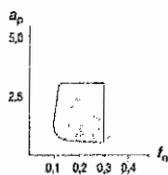
Finition des aciers

Plaquette à géométrie vive positive, avec brise-copeaux optimisé.

Contrôle des copeaux et état de surface excellents avec de faibles profondeurs de coupe et avances.



Plage d'application:
CCMT 09 T3 08-PM
 $a_p = 0,5 - 3,0$ mm
 $f_n = 0,10 - 0,30$ mm/tr



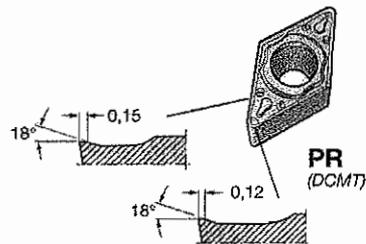
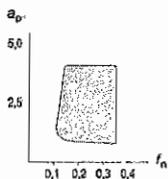
Semi-finition des aciers

Géométrie de plaquette positive, avec brise-copeaux assurant un contrôle des copeaux très sûr dans toute la plage d'application.

Pour les opérations sensibles aux vibrations.



Plage d'application:
CCMT 09 T3 08-PR
 $a_p = 1,0 - 4,0$ mm
 $f_n = 0,12 - 0,35$ mm/tr



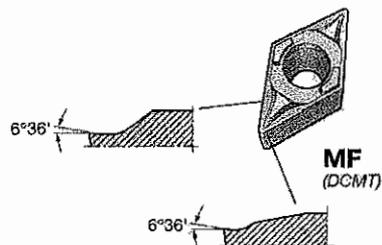
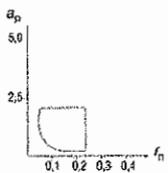
Ebauche des aciers

Géométrie de plaquette robuste et positive.

Avec son arête de coupe renforcée par un chanfrein, la plaquette convient bien pour la coupe intermittente et les opérations exigeantes en ténacité.



Plage d'application:
CCMT 09 T3 04-MF
 $a_p = 0,1 - 2,0$ mm
 $f_n = 0,06 - 0,23$ mm/tr

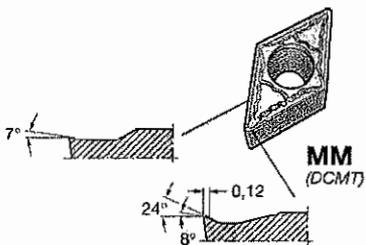
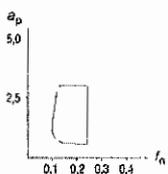


Finition des aciers inoxydables

Géométrie vive positive pour un résultat optimal dans les opérations de finition très exigeantes du point de vue du contrôle des copeaux, de l'état de surface et des tolérances.



Plage d'application:
CCMT 09 T3 08-MM
 $a_p = 0,5 - 3,0$ mm
 $f_n = 0,10 - 0,24$ mm/tr



Semi-finition des aciers inoxydables

Géométrie de plaquette positive à arête vive, générant de faibles forces de coupe.

Coupe en douceur, et très bonnes capacités de contrôle des copeaux.



Chap 6 : PARTICULARITÉS DE L'USINAGE GRANDE VITESSE

61. EN QUOI CONSISTE L'UGV ?

L'Usinage à Grande Vitesse est une opération d'enlèvement de matière mettant en jeu des vitesses de coupe, qui pour un couple outil-matière donné sont quatre à dix fois supérieures à celles qui sont utilisées en usinage traditionnel.

Deux paramètres sont à prendre en compte pour définir si l'usinage est en UGV.

- Le matériau. Par exemple une vitesse de coupe à 500 m/mn est conventionnelle pour un alliage léger, alors qu'une vitesse de coupe de 200 m/mn est en UGV pour un alliage de titane. [figure 1]
- La nature de l'opération. Pour un même matériau, par exemple un acier traité, une vitesse de coupe de 160 m/mn sera en UGV en perçage, alors qu'une vitesse de coupe de 200 m/mn sera conventionnelle en fraisage. [figure 2]

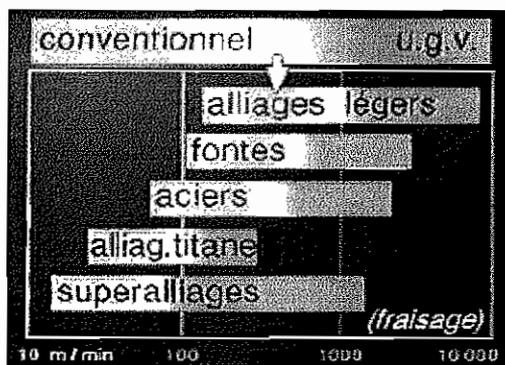


Figure 1 :

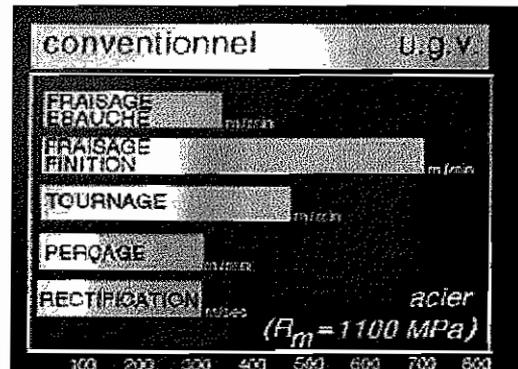


Figure 2 :

62. MECANISME DE FORMATION DU COPEAU :

La formation du copeau est modifiée. Du fait de l'augmentation de la vitesse de coupe, la température se trouve augmentée [figure 3]. Bien que la température soit plus élevée, en UGV, la chaleur se concentre essentiellement dans le copeau (80%). La figure 4 donne en % la répartition de la concentration de la chaleur entre la pièce, l'outil et le copeau, dans le cas de l'usinage conventionnel et de l'UGV.

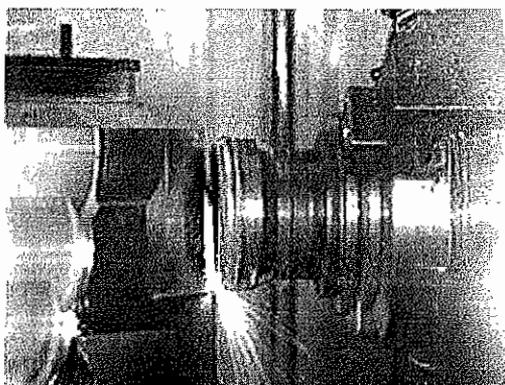


Figure 3 :

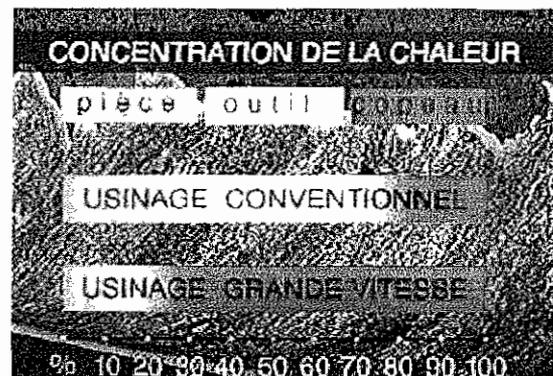


Figure 4 :

En conséquence, en UGV, la pièce reste à température ambiante et les caractéristiques mécaniques du matériau sont peu modifiées. Il n'y a pratiquement aucun écrouissage de la surface usinée.

63. FORME DES COPEAUX

Le copeau est pour tous les matériaux court et fortement fragmenté (figures 5 et 6)



Figure 5 :

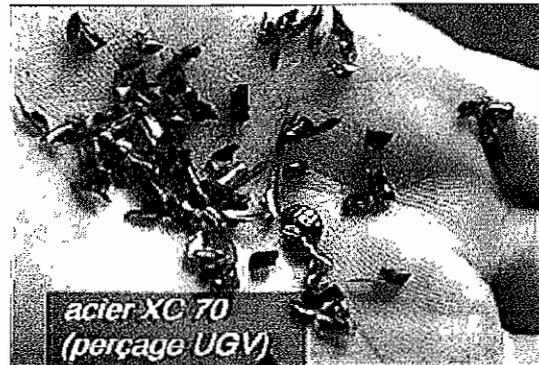


Figure 6 :

64. FORME D'USURE ET NATURE DES OUTILS

En UGV, la température de coupe élevée donne une usure prépondérante par diffusion et abrasion. La durée de vie des outils traditionnels utilisés en UGV se trouve de ce fait très réduite, il est donc nécessaire en UGV d'utiliser des outils spécifiques.

Les outils utilisés en UGV sont :

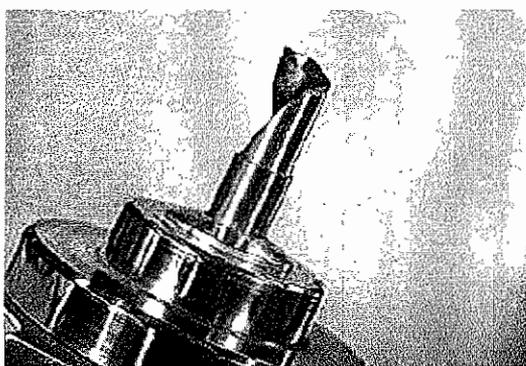
- en Nitrure de bore cubique (CBN),



- en diamant polycristalin (PCD)



- en carbure

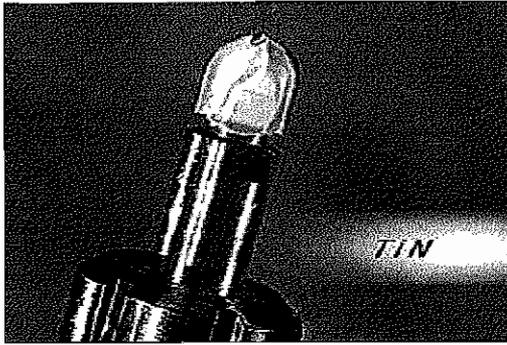


- en céramique

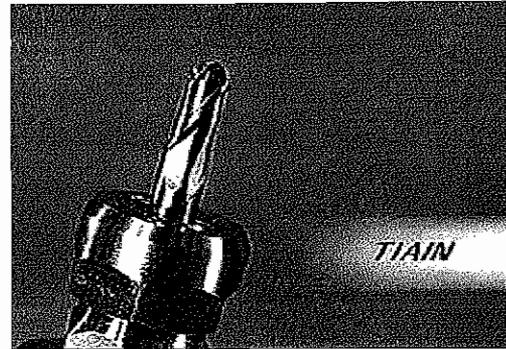


et les outils revêtus :

- revêtu TiN



- revêtu TiAlN



- revêtu TiCN



65. CHOIX DES CONDITIONS DE COUPE

En usinage conventionnel, la priorité est donnée à la profondeur de passe, on prend de grandes profondeurs de passe, une vitesse de coupe relativement peu élevée et une avance compatible avec un copeau fragmenté et une puissance disponible pour la coupe.

En usinage grande vitesse la priorité est donnée à l'avance. On prend de petites profondeurs de passe mais de grandes vitesses de coupe. L'avance par tour n'est pas très différente de celle qui est prise en usinage traditionnel, mais la broche tournant beaucoup plus vite, la puissance disponible étant plus élevée [figure 7], l'avance résultante est beaucoup plus rapide (2 à 10 fois plus élevée).

Le "débit-copeau" est amélioré d'un facteur allant de 2 à 10. L'état de surface obtenu est amélioré d'un facteur 6 ($4,5 \mu\text{m}$ à $0,8 \mu\text{m}$), ce qui limite le nombre et la durée des opérations de polissage. La figure 8 illustre les gains de temps comparatifs entre l'usinage conventionnel (450h) et l'usinage grande vitesse (150h) dans la réalisation d'un moule.

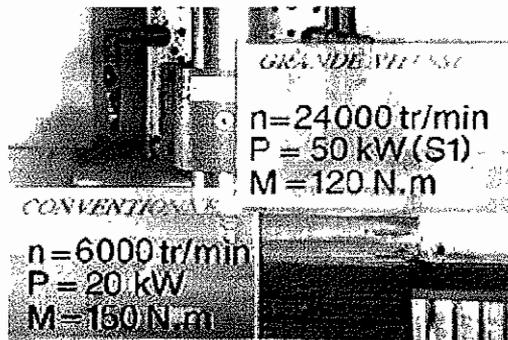


Figure 7



Figure 8

66. CONSEQUENCES DE L'UGV :

L'UGV, en raison du gain de temps apporté par ce procédé, est particulièrement adapté aux pièces taillées dans la masse où un grand volume de copeaux est à enlever. Les figures 9 et 10 montrent un cas de réalisation d'une pièce aéronautique où le gain de temps est de 5 (4h50 en UGV au lieu de 24h en usinage traditionnel).



Figure 9

<i>conventionnel</i>		<i>grande vitesse</i>
8 h	ébauche	1h40 min
16 h	finition	3h 10 min.
24 h	TOTAL	4h50 min.

Figure 10

L'amélioration des états de surface obtenus en UGV diminue le nombre d'opérations de polissage. La qualité dimensionnelle se trouve ainsi améliorée, non seulement par la suppression des opérations de polissage [figure 8], mais également par la diminution des efforts de coupe et par suite des déformations de l'outil.

Le copeau est fragmenté et immédiatement évacué loin de l'arête de coupe, 80% de la chaleur dégagée par la coupe est évacuée par les copeaux. Les contraintes superficielles introduites par la coupe sont fortement diminuées. En UGV, la coupe est plus franche ce qui permet de réduire le nombre opérations d'ébavurage. [figures 11 et 12]

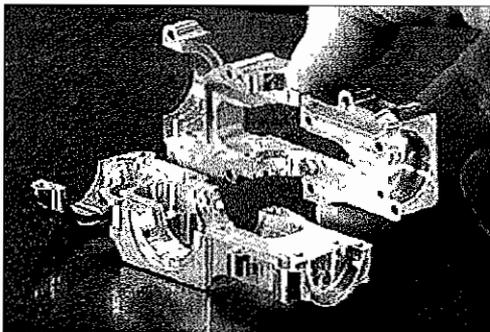


Figure 11

<i>conventionnel</i>		<i>grande vitesse</i>
5h.15 min.	usinage	57 min.
1h.10 min.	ébavurage	20 min.
6 h. 25 min.	TOTAL	1 h. 17 min.

Figure 12

Avec l'augmentation de la vitesse de coupe, la charge radiale de l'outil sur la pièce est divisée par trois. De ce fait, l'usinage de parois minces est devenu possible. Les figures 13

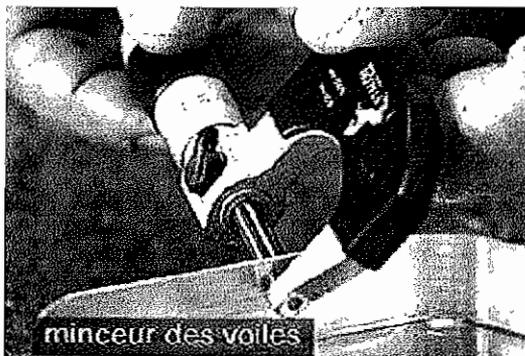


Figure 13

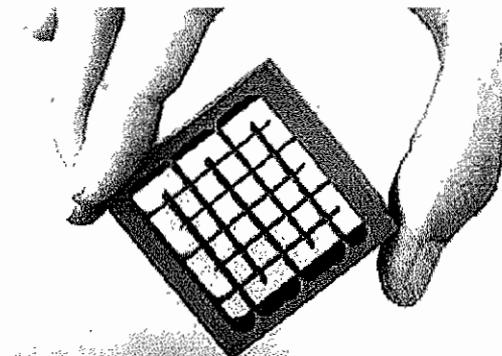


Figure 14

et 14 montrent des pièces irréalisables en usinage conventionnel. D'autre part les voiles minces ne subissent pas de déformation.

L'usinage à grande vitesse de coupe nécessite d'utiliser des machines-outils de conception nouvelle. Rapides et précises elles nécessitent

- une grande rigidité,
- des vitesses d'avance en ébauche et en finition de 4 à 10m/mn. (structure traditionnelle en série, structure parallèle comme les hexapodes, utilisation de moteurs linéaires etc...)
- des accélérations de 2 à 3 g,
- des vitesses de rotation de broche élevées (électrobroche N = 24 000 tr/mn, puissance 50 KW, couple disponible 120 Nm)
- une commande numérique adaptée
- des attachements et des outils spécifiques (équilibre dynamique)
- un système d'arrosage adapté
- une évacuation des copeaux adaptée au débit élevé des copeaux
- une sécurité renforcée.

PERSPECTIVES :

L'augmentation de la productivité et de la flexibilité, pour un coût global réduit, permet d'affirmer que les machines à usinage grande vitesse (UGV), remplaceront rapidement, aussi bien les machines à commande numérique traditionnelles utilisées en travail unitaire et en petites séries, que les machines spéciales du type transfert flexible utilisées jusqu'à présent en production grande série.

L'évolution des technologies ouvre également de nouvelles perspectives avec l'usinage à très grande vitesse (UTGV) où les fréquences de rotation de broche sont encore multipliées par un facteur de 2 à 4 par rapport à celles de l'UGV. La maîtrise de telles machines de production permet d'envisager de réaliser, par génération, toutes les formes d'une pièce avec un même outil. Le niveau d'adaptabilité sera équivalent à celui d'un travail unitaire pour une productivité et un coût égaux à ceux d'une production en grande série.

Bibliographie

P. BOURDET

"La coupe des métaux", polycopié CODEGEM, ENSET Cachan, 1977, 143 pages.

J.C. HAMANN, F. MESLIN, F. LE MAÎTRE

"Modélisation et simulation de la mise en forme par enlèvement de matière". Chap. 6 de l'ouvrage "CAO et simulation en mécaniques", sous la direction de P. Chedmail, Lavoisier 2002, ISBN 2-7462-0340-5

SANDVIK COROMANT

"Outils de tournage, produits pour l'usinage des métaux", 2000.

SANDVIK COROMANT

"Outils rotatifs, produits pour l'usinage des métaux", 2001.

D. TOULOUSE

"Contribution à la modélisation et à la métrologie de la coupe dans le cas d'un usinage tridimensionnel", Thèse de l'Université Bordeaux I, oct. 1998.

C. BEDRIN et B. ROUMESY

"Les essais d'usure, base des calculs d'optimisation", Journées d'études sur l'optimisation des techniques d'usinage traditionnelle, INSA de Lyon, 1975

A. VACHER

"Fabrication de produits en UGV", rapport de stage de maîtrise effectué au centre SAGEM de Montluçon, 2002,

B. OBERMOSSER

"L'usinage à grande vitesse" film coproduit par les sociétés et universités membres de l'association française d'usinage à grande vitesse (AUTGV), CRDP de Rouen 1997.