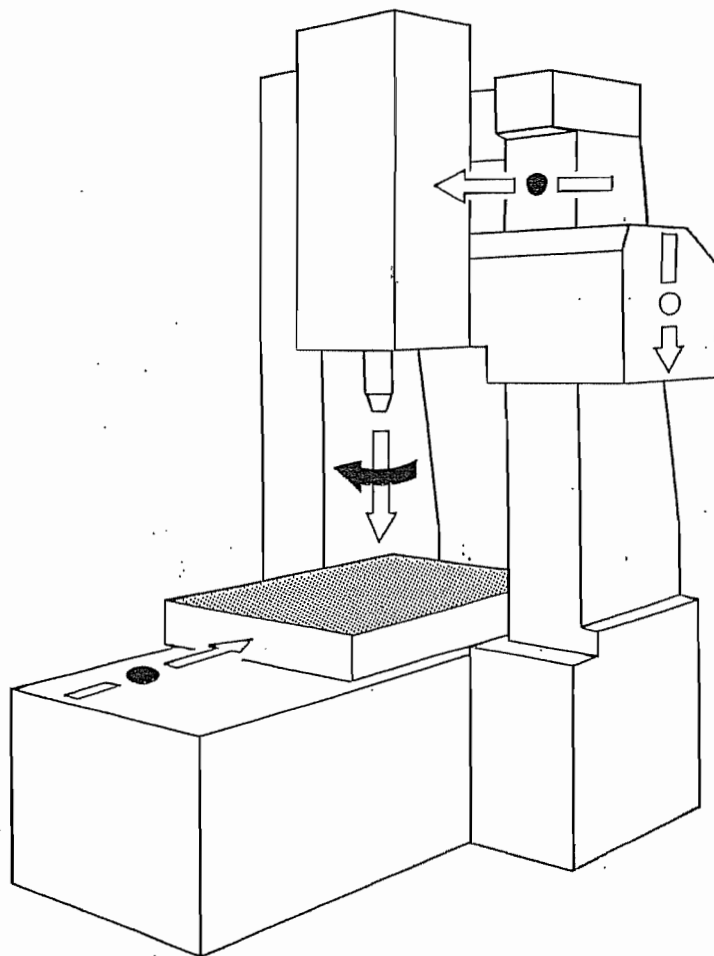


**Jean-François DEBONGNIE**

# USINAGE



Jean-François DEBONGNIE

Professeur à l'Université de Liège  
Professeur invité à l'Université Catholique de Louvain

**USINAGE**

## AVANT-PROPOS

La spécificité de l'industrie mécanique est la production de biens d'équipement. La formation de l'ingénieur mécanicien ou électromécanicien doit donc comprendre, outre l'apprentissage des disciplines de bureau d'études, une introduction à la *technologie*, science des fabrications. Le seul fait que toute conception mécanique doit inévitablement déboucher sur une réalisation est en soi une justification suffisante de cette proposition. Mais il y a plus. La prise en compte des contraintes de fabrication *dès la première ébauche d'avant-projet* est la clef de la maîtrise des coûts, c'est-à-dire, finalement, de la compétitivité. Il va en effet de soi qu'à qualité intrinsèque égale, le produit le moins cher a le plus de chances de se vendre. A l'époque actuelle, cette constatation a mené bien des entreprises à provoquer une interaction plus forte entre leur bureau d'études, qui réalise les plans, et leur bureau de méthodes, qui établit le processus de fabrication. Du reste, les bureaux de méthodes actuels, loin de se contenter de recettes éprouvées, utilisent de plus en plus des méthodes de calcul évoluées, incluant ordinateurs, éléments finis, etc... dans le but de *prévoir* la qualité du résultat en termes de dimensions et de forme.

Parmi les différents procédés de fabrication, l'*usinage*, c'est-à-dire la mise à forme par enlèvement de copeaux, occupe une place importante, puisqu'il représente environ soixante pour cent des opérations réalisées. Pratiquement tous les travaux de finition se font par usinage.

Pour l'étudiant ingénieur, le premier contact avec la technologie est souvent un peu perturbant. Alors que tous les cours reçus jusque là relèvent de la théorie, ils se trouvent tout à coup confrontés à une discipline essentiellement tournée vers le concret. De plus, l'inévitable partie descriptive introduit une foule de concepts nouveaux et un vocabulaire technique étendu, nécessaire à la description des formes de pièces et d'outils. Ce vocabulaire, il est indispensable de l'apprendre, car il est la clef de la communication orale ou écrite. Un tel apprentissage ne peut se faire qu'à l'aide de dessins commentés dans un exposé structuré et autant que possible, critique.

C'est dans cet esprit que nous avons écrit le présent livre, qui reflète le texte des leçons que nous donnons aux universités de Liège et de Louvain-la-Neuve. Nous pensons en effet

que le fait d'avoir à sa disposition un ouvrage de référence proche de l'exposé oral facilitera la compréhension et l'assimilation du cours.

Venons-en au contenu. Ce livre comporte deux parties. La première relève de la *technologie descriptive* : elle présente les principales opérations d'usinage et les machines correspondantes, classées en fonction de leurs mouvements. Le but de cette partie est de développer chez l'étudiant l'aptitude à imaginer un processus réaliste de fabrication. Cette section du cours a pour complément naturel des *travaux de laboratoire* dans lesquels les étudiants, par petits groupes, auront à réaliser des pièces en tournage et fraisage. Nous continuons en effet de penser que ce contact avec la réalité est indispensable et que le seul *copeau virtuel* ne peut le remplacer.

La deuxième partie, intitulée *théorie de la coupe*, relève de la *technologie analytique*. Le but de cette partie est une meilleure compréhension des phénomènes régissant l'usinage, de manière à permettre de faire de bons choix d'outils et de conditions de coupe. Il faut pour cela connaître les outils, savoir évaluer les forces de coupe, maîtriser la rugosité, contrôler les copeaux et choisir des conditions de coupe économiques. L'exposé, partant d'un modèle très simple et à vrai dire un peu trop idéalisé, passe progressivement à des opérations plus complexes englobant finalement le tournage, le perçage, le fraisage et la rectification.

Ce cours est un complément naturel des cours de conception des machines. En outre, il prépare aux enseignements ultérieurs de *méthodes de fabrication* ou de *fabrication assistée par ordinateur* consacrés au travail pratiqué dans les bureaux de méthodes. Il s'agit là d'un domaine où l'informatisation a ouvert la porte à de nombreuses perspectives nouvelles. Les travaux de notre équipe de recherche en cette matière, en collaboration avec l'industrie, ont du reste sensiblement influencé le texte que nous présentons aujourd'hui, et c'est un plaisir pour nous de remercier ici nos collaborateurs.

On dit qu'un dessin vaut mieux que de longs discours. C'est dans cet esprit que le présent livre est illustré de près de 250 figures. Nous tenons à ce stade à rendre hommage au regretté professeur Leroy qui nous a gracieusement fourni un grand nombre de figures remarquables, avec la permission de nous en servir.

Notre but sera atteint si nous avons pu amener les futurs ingénieurs à prendre conscience de l'importance et de l'intérêt des études de fabrication et, qui sait, susciter quelques vocations dans ce domaine.

Juin 2006

J.F. Debongnie

# TABLE DES MATIÈRES

## PREMIÈRE PARTIE : ÉTUDE DESCRIPTIVE DE L'USINAGE

<b>1. Généralités</b> .....	3
1.1. Définition .....	3
1.2. Copeau coupé ou copeau gratté .....	3
1.3. Outil de forme ou outil d'enveloppe .....	3
1.4. Agencement des mouvements de coupe, d'avance et de positionnement .....	5
1.4.1. A la pièce ou à l'outil .....	5
1.4.2. Possibilités multiples d'avance .....	5
1.4.3. Rugosité principale .....	5
1.5. Le taillage .....	7
<b>2. Classification des machines-outils</b> .....	7
2.1. Généralités .....	7
2.2. Tableau des différentes espèces de machines-outils .....	9
<b>3. Tournage</b> .....	9
3.1. Le tour parallèle : généralités .....	9
3.2. Description plus précise du tour parallèle .....	11
3.3. Les trois montages classiques d'une pièce sur un tour .....	11
3.3.1. Le montage en l'air .....	11
3.3.2. Le montage entre pointes .....	13
3.3.3. Le montage mixte .....	13
3.4. Cônes réversibles et irréversibles .....	13
3.4.1. Théorie du coin .....	13

3.4.2. Application aux cônes .....	15
3.5. Perçage au tour .....	17
3.6. Tourner un cône .....	17
3.6.1. A l'aide du chariot orientable .....	17
3.6.2. Par excentrement de la contre-pointe .....	19
3.6.3. A l'aide du reproducteur .....	19
3.7. Le tour en l'air .....	19
3.8. Le tour vertical .....	21
3.9. Revue des principales opérations de tournage .....	21
<b>4. Rabotage .....</b>	<b>21</b>
4.1. La raboteuse .....	23
4.2. L'étiau-limeur .....	23
4.3. La mortaiseuse .....	23
<b>5. Perçage et opérations associées .....</b>	<b>25</b>
5.1. Perceuses (ou foreuses) .....	25
5.2. Le foret hélicoïdal .....	25
5.3. Foret à centrer .....	27
5.4. Pointage .....	27
5.4.1. Pointage manuel .....	27
5.4.2. Pointage à la machine .....	27
5.5. Masque et canon de perçage .....	27
5.6. Trépanage .....	29
5.7. Taraudage .....	29
5.8. Filetage extérieur à la filière .....	29
5.9. Brochage .....	29
5.10. Alésage à l'alésoir .....	31
5.11. Fraise à lamer .....	31
5.12. Fraisure .....	31
<b>6. Alésage .....</b>	<b>33</b>
6.1. Généralités .....	33
6.2. Aléseuse verticale; son outil .....	33
6.3. Aléseuse-fraiseuse horizontale .....	33
<b>7. Fraisage .....</b>	<b>35</b>
7.1. Fraiseuse verticale .....	35
7.2. Fraisage en bout et fraisage en roulant .....	35
7.3. Fraiseuse horizontale .....	35
7.4. Fraisage en opposition et fraisage en avalant .....	37
7.4.1. Influence sur le mouvement d'avance .....	37
7.4.2. Influence sur la déformation de la pièce .....	37
7.4.3. Influence sur les conditions de coupe et sur la précision dimensionnelle .....	37
7.4.4. Conclusion .....	37
7.5. Quelques types de fraises .....	39

<b>8. Sur la constitution des outils .....</b>	<b>39</b>
<b>9. Rectification .....</b>	<b>41</b>
9.1. Généralités .....	41
9.2. Les meules .....	41
9.3. Formes des meules; leur montage .....	43
9.4. Usure des meules; leur retaillage .....	43
9.5. Rectifieuse cylindrique .....	45
9.6. Rectification cylindrique en intérieur .....	45
9.7. Rectification d'un cône extérieur .....	47
9.8. Rectification plane .....	47
9.9. Dégagements ou sorties d'outils .....	47
9.10. Rectification sans centres (centerless) .....	49
9.11. Rectification en enfilade .....	51
9.12. Rectification plane sur plateau tournant .....	51
9.13. Rectification en sabot .....	51
9.14. Rectification dans la masse .....	51
<b>10. Grattage .....</b>	<b>53</b>
<b>11. Honage ou rodage à la pierre .....</b>	<b>55</b>
<b>12. Rodage proprement dit .....</b>	<b>55</b>
<b>13. Polissage .....</b>	<b>57</b>
<b>14. Comparaison des états de surface obtenus par divers procédés d'usinage ....</b>	<b>57</b>
<b>15. Procédés particuliers de finition .....</b>	<b>57</b>
15.1. Le rasage (shaving) .....	57
15.2. Le tonnelage .....	57
15.3. Le sablage .....	59
15.4. Le grenailage .....	59
<b>16. Bibliographie .....</b>	<b>59</b>

## **DEUXIÈME PARTIE : ÉLÉMENTS DE THÉORIE DE LA COUPE**

<b>INTRODUCTION – OBJET DE LA THÉORIE DE LA COUPE ...</b>	<b>63</b>
<b>CHAPITRE 1 – COUPE ORTHOGONALE OUVERTE .....</b>	<b>65</b>
<b>1. Généralités .....</b>	<b>65</b>
<b>2. Formation du copeau .....</b>	<b>65</b>
<b>3. Les angles de l'outil en coupe orthogonale .....</b>	<b>67</b>
<b>4. Les efforts en coupe orthogonale .....</b>	<b>67</b>
<b>5. Notion d'énergie spécifique de coupe .....</b>	<b>68</b>
<b>6. Formation effective du copeau .....</b>	<b>69</b>
<b>7. Le modèle de Piispanen .....</b>	<b>71</b>
7.1. Introduction .....	71
7.2. Relations cinématiques .....	71
7.3. Relations statiques .....	73
7.3.1. Décomposition dans les axes de la face de coupe .....	73
7.3.2. Décomposition dans les axes de la section de cisaillement ...	73
7.3.3. Décomposition dans les axes de coupe .....	75
7.3.4. Mesure indirecte du coefficient de frottement .....	75
7.4. Contrainte apparente de cisaillement .....	75
7.5. Bilan des puissances .....	77
7.6. La théorie d'Ernst et Merchant (1941) .....	80
7.7. Confrontation avec l'expérience .....	81
7.8. Théorie faisant intervenir un frottement à la Tresca .....	81
7.9. Discussion générale .....	83
<b>8. Etude sommaire de l'accroissement de température .....</b>	<b>84</b>
8.1. Introduction .....	84
8.2. Notion de température adiabatique .....	84
8.3. Analyse dimensionnelle du problème .....	85
8.4. Relation avec l'usinabilité des métaux .....	87
<b>9. Bibliographie .....</b>	<b>89</b>



<b>CHAPITRE 2 – TOURNAGE</b> .....	93
<b>1. Introduction</b> .....	93
<b>2. Mouvements de coupe, d'avance et de réglage</b> .....	93
<b>3. La géométrie de coupe</b> .....	95
<b>4. Les angles d'outils</b> .....	97
4.1. Les principaux plans de définition de l'outil .....	97
4.2. Les angles normaux .....	97
4.3. L'angle $\lambda_s$ défini dans le plan de l'arête de l'outil et son importance ..	99
4.4. Les angles dans le plan de travail .....	99
4.5. Les angles dans le plan vers l'arrière .....	101
4.6. Système d'angles ISO et système d'angles américain .....	103
4.6.1. Passage du système américain au système ISO .....	103
4.6.2. Passage du système ISO au système américain .....	103
<b>5. Force de coupe</b> .....	103
5.1. Composantes de la force de coupe .....	103
5.2. Les modèles à la Kienzle .....	105
5.3. Les modèles de forces affines .....	107
5.4. Bases d'un modèle cohérent pour la coupe ouverte .....	109
5.5. Cas de la coupe fermée .....	111
5.5.1. Analyse de la géométrie de la figure 18 .....	112
5.5.2. Les angles de coupe et d'inclinaison équivalents .....	113
5.5.3. Exemple .....	114
5.6. Coefficients des lois affines de forces de coupe pour quelques matériaux	116
5.7. Calcul simplifié des forces de coupe .....	117
5.7.1. Justification .....	117
5.7.2. Calcul sur le copeau nominal .....	117
5.7.3. Calcul faisant intervenir la largeur conventionnelle de coupe .....	118
<b>6. Usure des outils</b> .....	119
6.1. Mesures de l'usure des outils .....	119
6.2. Notion de durée de vie .....	121
6.3. Loi de Taylor .....	121
6.4. Loi de Shallbroch .....	122
6.5. Influence de l'angle de coupe .....	123
6.6. Influence de l'angle de dépouille .....	123
6.7. Influence du matériau d'outil .....	123
6.7.1. Les aciers à outils .....	126
6.7.2. Les aciers rapides .....	126
6.7.3. Les stellites .....	128
6.7.4. Les carbures .....	128

6.7.5. Outils revêtus .....	129
6.7.6. Cermets .....	129
6.7.7. Céramiques .....	130
6.7.8. Les matériaux de coupe extra durs .....	130
<b>7. Etat de surface .....</b>	<b>130</b>
7.1. Etat de surface théorique .....	131
7.2. Influence de la vitesse de coupe .....	133
7.3. Influence de l'usure de l'outil .....	133
7.4. Coût de l'état de surface .....	133
<b>8. Sur le temps d'usinage en général .....</b>	<b>136</b>
<b>9. Contrôle du copeau .....</b>	<b>138</b>
<b>10. Domaine de coupe admissible .....</b>	<b>141</b>
10.1. Valeurs extrêmes de la largeur de coupe .....	141
10.2. Valeurs extrêmes de l'épaisseur de coupe .....	141
10.3. Puissance .....	141
10.4. Forme des copeaux .....	142
<b>11. Considérations économiques .....</b>	<b>142</b>
11.1. La production maximale .....	142
11.2. Le coût unitaire minimal .....	143
11.3. Où faut-il se placer ? .....	145
11.4. Valeurs de $T_{cm}$ et $T_{PM}$ pour les différents types d'outils .....	148
<b>12. Bibliographie .....</b>	<b>148</b>
 <b>CHAPITRE 3 – PERÇAGE .....</b>	 <b>151</b>
<b>1. Géométrie du foret hélicoïdal .....</b>	<b>151</b>
<b>2. Forces de coupe .....</b>	<b>151</b>
2.1. Moment de coupe .....	151
2.2. Force d'avance .....	152
2.3. Valeurs de $k_c$ et $k_f$ .....	152
<b>3. Vitesses de coupe et avances prescrites .....</b>	<b>153</b>
<b>4. Débourrages .....</b>	<b>155</b>

<b>5. Bibliographie</b> .....	155
<b>CHAPITRE 4 – FRAISAGE</b> .....	157
<b>1. Fraisage en roulant</b> .....	157
1.1. Relations géométriques .....	157
1.2. Epaisseur de coupe pour les dents droites .....	157
1.3. Les forces instantanées de coupe avec les dents droites .....	161
1.4. Dents en hélice .....	165
1.5. Effort de coupe moyen .....	166
1.5.1. Intégration des relations instantanées .....	165
1.5.2. A partir du débit .....	167
1.5.3. Expression simplifiée .....	168
1.6. Rugosité obtenue en fraisage en roulant .....	168
<b>2. Fraisage en bout</b> .....	170
2.1. Introduction .....	170
2.2. Géométrie .....	170
2.2.1. Angles de coupe .....	170
2.2.2. Trajectoire d'une dent de la fraise .....	172
2.2.3. Epaisseur de coupe .....	172
2.3. Forces de coupe instantanées .....	176
2.4. Calcul de la puissance moyenne .....	176
2.5. Etat de surface théorique .....	177
<b>3. Durée de vie des outils de fraisage</b> .....	178
3.1. Principe du dommage cumulatif .....	178
3.2. Application aux outils tayloriens .....	178
3.3. Cas du fraisage .....	179
3.4. Fraisage en roulant : cas général .....	180
3.5. Fraisage en roulant : faibles angles de prise .....	181
3.6. Fraisage en bout : cas général .....	182
3.7. Fraisage en bout : effet du décentrement de la coupe .....	183
3.8. Fraisage en bout : faibles angles de prise .....	184
<b>4. Talonnement des fraises travaillant en bout</b> .....	188
<b>5. Bibliographie</b> .....	190
<b>CHAPITRE 5 – RECTIFICATION</b> .....	191
<b>1. Introduction</b> .....	191

<b>2. Constitution des meules .....</b>	<b>191</b>
<b>3. Autoaffûtage. Dureté des meules .....</b>	<b>191</b>
<b>4. Grains abrasifs .....</b>	<b>192</b>
4.1. Espèces d'abrasifs .....	192
4.2. Granulométrie .....	194
<b>5. Liants .....</b>	<b>194</b>
5.1. Liants céramiques ou vitrifiés .....	194
5.2. Liants résinoïdes .....	195
5.3. Liants métalliques .....	195
5.4. Liants caoutchouteux .....	195
<b>6. Désignation des meules .....</b>	<b>195</b>
<b>7. Rectification cylindrique en plongée.....</b>	<b>197</b>
7.1. Généralités .....	197
7.2. Longueur de contact. Diamètre équivalent .....	197
7.2.1. Rectification extérieure .....	197
7.2.2. Rectification intérieure .....	199
7.3. Force de coupe .....	201
7.3.1. Relation entre les deux composantes de la force .....	201
7.3.2. Epaisseur équivalente .....	201
7.3.3. Variation de l'énergie spécifique de coupe avec l'épaisseur ..	202
7.3.4. Expression de la force principale de coupe .....	203
7.4. Rugosité .....	205
7.5. Rapport de rectification (grinding ratio) .....	205
7.6. Vie de la meule .....	207
7.7. Fiches de rectification .....	207
<b>8. Rectification cylindrique longitudinale .....</b>	<b>207</b>
8.1. Définition du mouvement et débit .....	207
8.2. Usure différentielle de la meule. Epaisseur équivalente .....	208
8.3. Expression de la force principale de coupe .....	208
8.4. Force normale et force d'avance longitudinale .....	211
8.5. Rugosité .....	211
8.6. Rapport de rectification .....	211
8.7. Durée de vie de la meule .....	211
8.8. Fiches de rectification .....	211
<b>9. Sécurité du travail à la meule.....</b>	<b>212</b>
<b>10. Bibliographie .....</b>	<b>212</b>

PREMIERE PARTIE

ETUDE DESCRIPTIVE

DE L'USINAGE

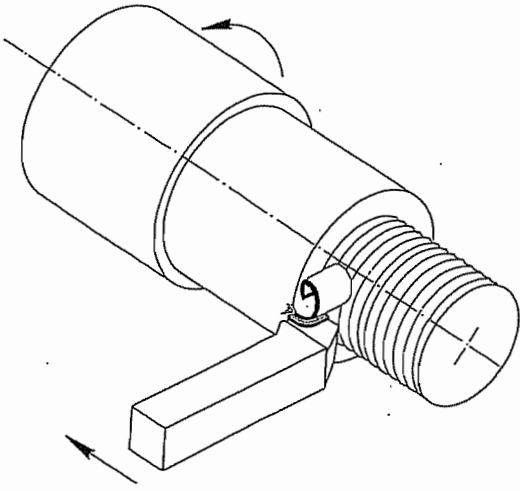


FIG. 1

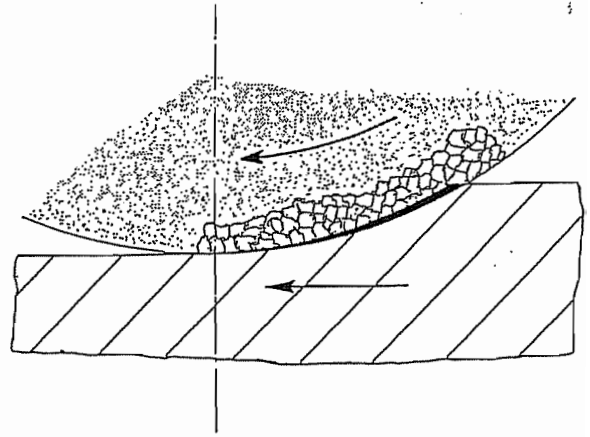


FIG. 2

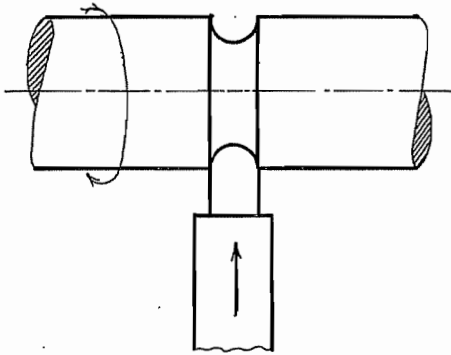


FIG. 3

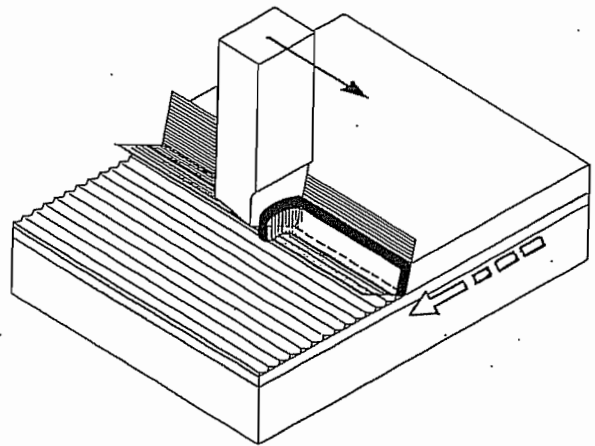


FIG. 4

# 1 – Généralités

## 1.1 – Définition

L'*usinage* consiste à donner à une pièce brute sa forme finale par enlèvement de matière, de la même manière que l'on peut obtenir un cube à partir d'une pomme de terre en la coupant. Selon le type d'outils et la manière de travailler, on peut faire diverses classifications.

## 1.2 – Copeau coupé ou copeau gratté

Dans un certain nombre de cas, l'outil a un ou plusieurs tranchants bien déterminés, et il dégage un copeau bien visible. Dans ce cas, on parle de copeau *coupé* (*fig. 1*). C'est le cas en tournage, fraisage, perçage, alésage, rabotage, toutes opérations que nous décrirons en détail dans ce qui suit.

Dans d'autres cas, l'outil comporte un très grand nombre de tranchants, de géométrie éventuellement incertaine, chacun engendrant un microcopeau. On parle alors de copeau *gratté* (*fig. 2*). C'est le cas du travail à la meule ou à la lime.

## 1.3 – Outil de forme ou outil d'enveloppe

Une opération d'usinage est toujours destinée à engendrer une surface. Celle-ci possède généralement une génératrice et une directrice.

- Dans un certain nombre de cas, la *génératrice* est directement définie par la forme de l'arête de l'outil. Le mouvement principal de coupe, transversal à l'arête de l'outil, a pour enveloppe la *directrice* de la surface. Ceci ne convient que pour les surfaces de faibles dimensions le long de l'arête de l'outil, car les efforts de coupe sont à peu près proportionnels à la grandeur de celle-ci. On parle alors d'usinage à l'*outil de forme*. C'est par exemple le cas de l'usinage d'une saignée à fond circulaire (*fig. 3*).

- Bien plus souvent, l'outil n'est en prise que sur une faible largeur de la génératrice et creuse un sillon. Il faut alors, en plus du mouvement de coupe qui définit la *directrice* de la surface, un second mouvement pour passer d'un sillon à l'autre, appelé *mouvement d'avance*, si bien que la génératrice de la surface est *virtuelle*, c'est-à-dire formée de la succession des profils des sillons successifs. On parle dans ce cas d'*outil d'enveloppe*.

a) Un mouvement de coupe rectiligne suivi, en fin de course par un mouvement de retour, outil relevé, et d'un incrément d'avance (avance discontinue) pour passer au sillon suivant, définit un plan (rabotage, *fig. 4*).

b) Pour faire un cylindre, il est plus simple et plus efficace de combiner au mouvement de coupe circulaire un mouvement d'avance continu selon l'axe. Le sillon est alors unique, il s'agit d'une hélice. C'est ainsi que l'on obtient un cylindre en tournage (*fig. 1*).

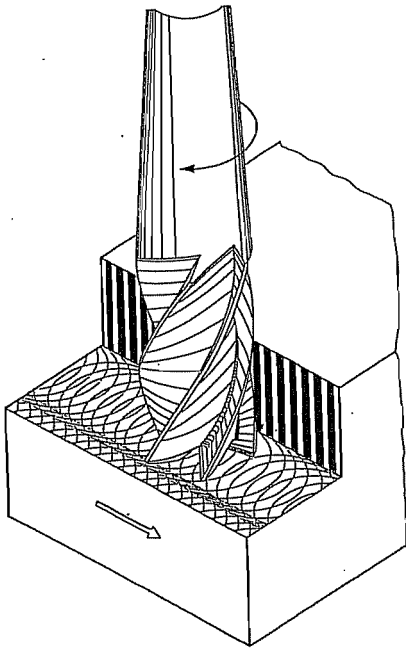


FIG. 5

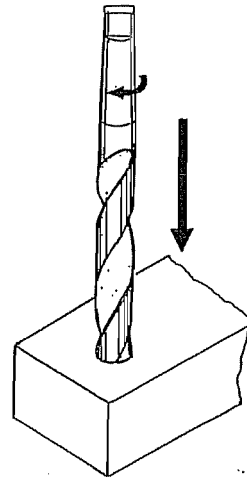


FIG. 6

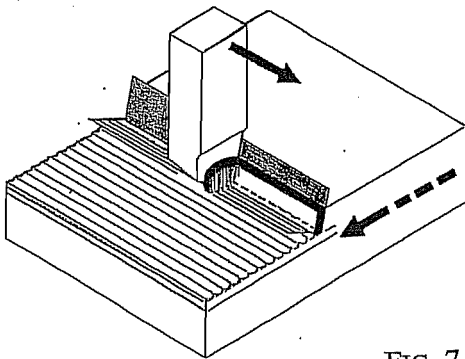


FIG. 7

FIG. 8

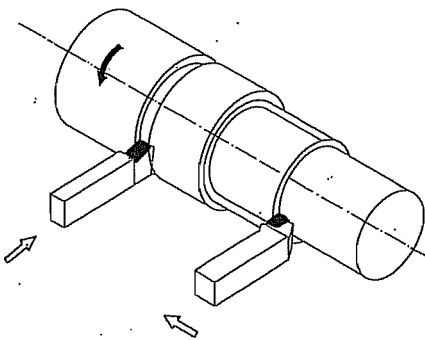
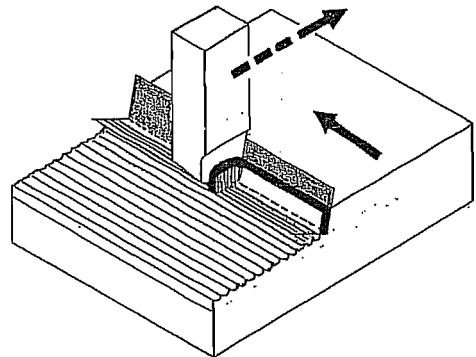


FIG. 9

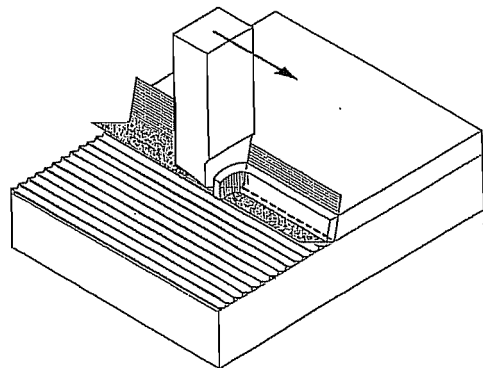


FIG. 10



c) En fraisage en bout, le mouvement de coupe circulaire est combiné à un mouvement d'avance rectiligne dans le même plan que le mouvement de coupe. On obtient ainsi un plan (*fig. 5*).

d) En perçage, le mouvement de coupe est la rotation de l'extrémité en pointe du foret. Le mouvement d'avance, continu, est selon l'axe du foret (*fig. 6*).

## **1.4 – Agencement des mouvements de coupe, d'avance et de positionnement**

### **1.4.1 – A la pièce ou à l'outil**

Considérons pour fixer les idées une opération de rabotage (*fig. 7*). La surface engendrée résulte de la combinaison du mouvement de coupe et du mouvement d'avance. La *position* de cette surface est quant à elle définie par l'*engagement* de l'outil dans la matière, longueur mesurée perpendiculairement à la surface. Cet engagement doit être réglable sur la machine : c'est la raison d'être d'un troisième mouvement, dit mouvement *de positionnement*.

Les trois mouvements définis ci-dessus sont des mouvements *relatifs* de l'outil par rapport à la pièce. On peut donc indifféremment les donner à l'outil ou à la pièce. Ainsi, dans l'opération de rabotage, on peut imaginer que le mouvement de coupe soit donné à l'outil, le mouvement d'avance à la pièce et le mouvement de positionnement à la pièce. Ceci définit une première machine faisant du rabotage, que l'on appelle étau-limeur (*fig. 7*). Mais on pourrait tout aussi bien donner le mouvement de coupe à la pièce, le mouvement d'avance à l'outil et le mouvement de positionnement à l'outil (*fig. 8*). On obtient ainsi une autre machine, donnant en principe le même résultat, mais construite différemment. Cette machine s'appelle raboteuse.

### **1.4.2 – Possibilités multiples d'avance**

Il n'est pas rare qu'une machine-outil permette plusieurs mouvements d'avance différents. Ainsi, sur un tour, c'est la rotation de la pièce qui constitue le mouvement de coupe (*fig. 9*). On peut réaliser un mouvement d'avance axial de l'outil, ce qui engendrera un cylindre. On peut également réaliser un mouvement radial, ce qui dans le cas de la figure 9, provoque la *plongée* de l'outil dans la pièce, avec comme résultat une gorge ou, si l'on coupe jusqu'au rayon nul, le tronçonnage de la pièce.

### **1.4.3 – Rugosité principale**

Le travail à l'outil d'enveloppe qui, nous l'avons dit, est le plus fréquent, consiste à tracer des sillons successifs dont l'enveloppe extérieure définira la surface. Mais à y regarder de près, la surface ressemble à un champ labouré, succession de sillons (*fig. 10*). Ces sillons forment ce que l'on appelle la partie principale de la *rugosité*. La rugosité totale correspondante, différence de hauteur entre les points les plus hauts et les points les plus bas, est d'autant plus faible que la distance entre deux sillons (avance par course en rabotage, avance par tour en tournage) est plus faible. C'est donc un paramètre parfaitement maîtrisable dans le processus.

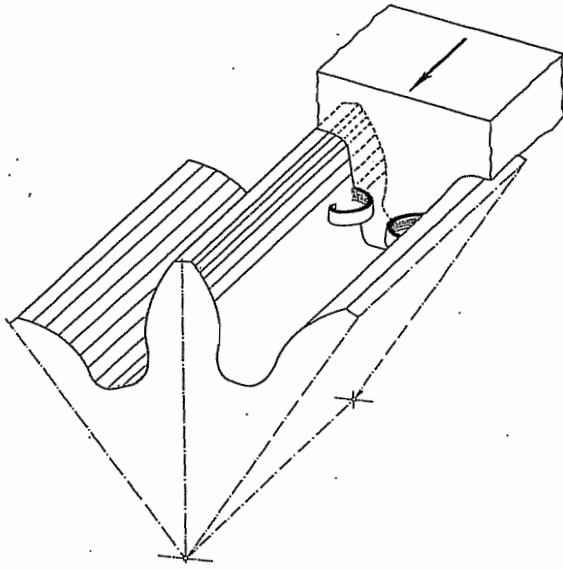


FIG. 11

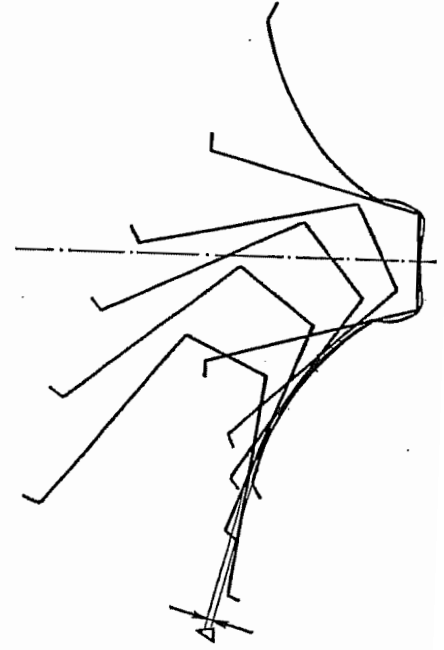


FIG. 12

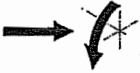




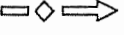
SYMBÔLE	MOUVEMENT
	COUPE
	AVANCE CONTINUE
	AVANCE DISCONTINUE
	POSITIONNEMENT
	POSITION + MESURE
	COMMANDE NUMERIQUE

FIG. 13

## 1.5 – Le taillage

La fabrication des roues dentées est un cas tout à fait particulier, car la géométrie des dents est une courbe appelée *développante de cercle*. (Pour être strict, ceci ne vaut que pour les engrenages des transmissions de puissance. En mécanique du signal, comme dans les montres, on préfère les engrenages en cycloïde dont le rendement est meilleur, mais qui requièrent un entraxe très précis.) La propriété fondamentale des roues dentées en développante de cercle est qu'elles peuvent s'engrener en parfaite conjugaison avec une *crémaillère à dents droites à 20°*. Ceci permet d'envisager un mode de *taillage* à l'aide d'un outil crémaillère qui, après une course, se déplace d'une longueur  $f$ , tandis que la roue tourne d'un angle  $f/(\pi d)$ . On obtient ainsi de proche en proche le contour facettisé de la roue, qui sera fini ultérieurement par le processus dit de rasage (shaving). La figure 11 illustre une passe de génération et la figure 12 montre les différentes positions de l'outil crémaillère par rapport à la roue. Il est également possible d'effectuer le taillage à l'aide d'un outil pignon, ce qui est d'ailleurs indispensable dans le cas d'une denture intérieure.

## 2 – Classification des machines-outils

### 2.1 – Généralités

La classification des machines-outils est essentiellement fondée sur la nature de ses mouvements, le fait qu'ils sont donnés à la pièce ou à l'outil et pour le positionnement, le fait qu'il est ou non mesuré. Dans la description précise des machines-outils qui va suivre, les mouvements sont schématisés selon les conventions de la figure 13.

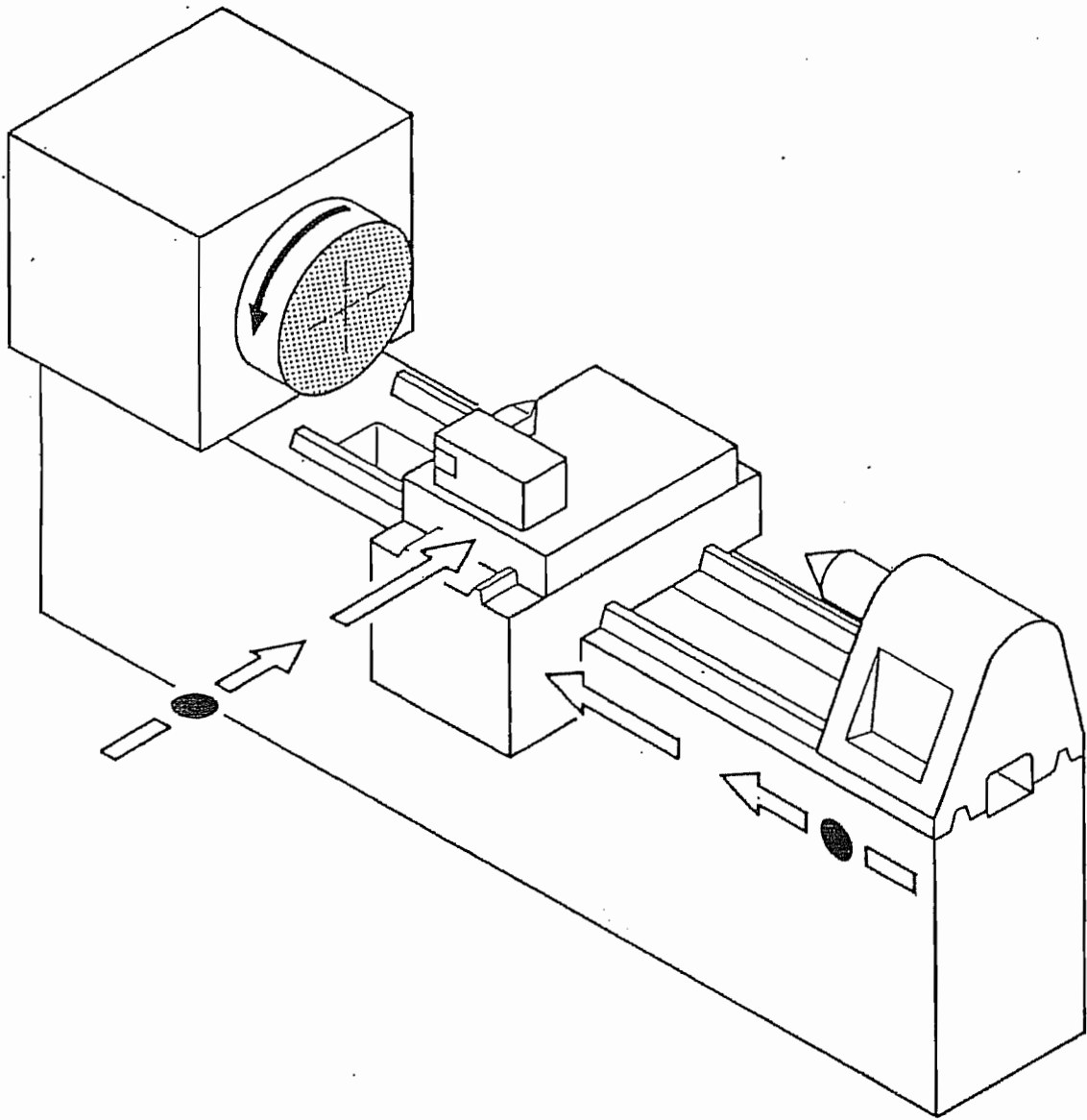


FIG. 14

## 2.2 – Tableau des différentes espèces de machines-outils

Mouvement de coupe	Mouvement d'avance	Mouvement de positionnement	Opération	Machine
circulaire à la pièce	longitudinal (Z) à l'outil	radial (X) à l'outil	cylindrage	tour
	radial (X) à l'outil	longitudinal (Z)	dressage ou plongée	
	X et Z à l'outil	X et Z à l'outil	tournage CN	
rectiligne à l'outil	rectiligne à la pièce	rectiligne à la pièce	rabotage	étau limeur (table // au mouvement de coupe)
rectiligne à l'outil	rectiligne à la pièce	rectiligne à la pièce		mortaiseuse (table $\perp$ au mouvement de coupe)
rectiligne à la pièce	rectiligne à l'outil	rectiligne à l'outil		raboteuse
circulaire à l'outil (rotation autour de Z)	rectiligne X ou Z	rectiligne Z ou X	fraisage	fraiseuse
	combinaison X et Z	combinaison X et Z	fraisage CN	
circulaire à l'outil	rectiligne Z	manuel	perçage	perceuse
circulaire à l'outil	rectiligne Z	X et Y	alésage	aléuseuse
		X et Y très précis		pointeuse

## 3. Tournage

### 3.1 – Le tour parallèle : généralités

Les opérations de *tournage* se caractérisent par *un mouvement de coupe circulaire donné à la pièce*. Le tour le plus courant est le *tour parallèle* (fig. 14).

L'axe Z d'un tour est toujours l'axe de la broche. L'axe X est radial. Dans le tour parallèle, le banc, parallèle à l'axe Z, porte des glissières sur lesquelles coulisser le chariot principal ou traînard. Ce dernier porte des glissières selon X, sur lesquelles coulisser le chariot transversal. La course de ce dernier est donc plus petite.

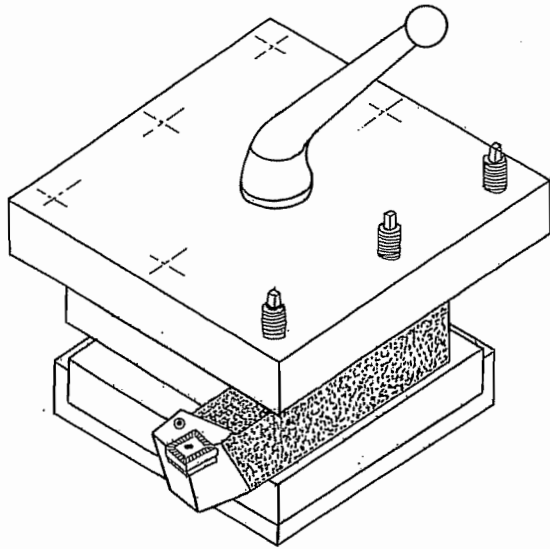


FIG. 15

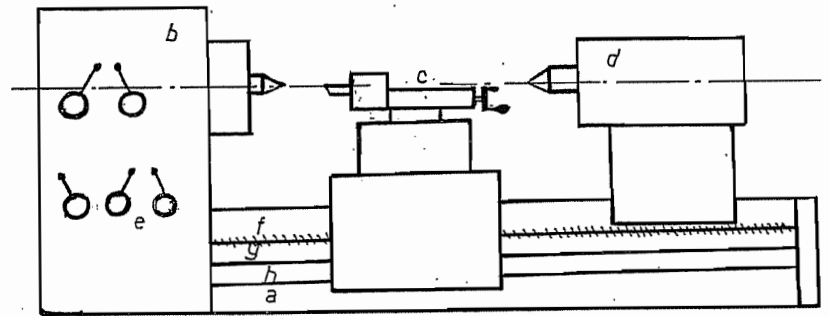


FIG. 16 : Principales parties du tour :

- a) banc du tour;
- b) poupée fixe;
- c) chariot porte-outil;
- d) poupée mobile;
- e) mécanisme de commande de l'avance;
- f) vis-mère;
- g) barre de chariotage;
- h) barre de débrayage

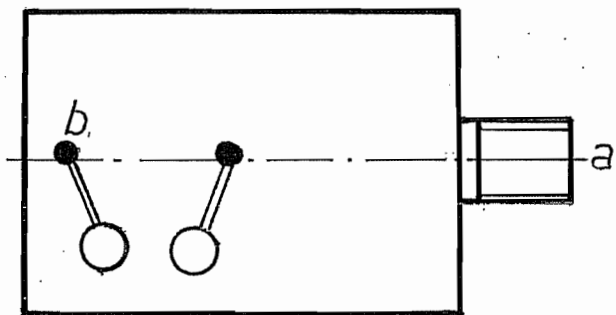


FIG. 17 : Poupée fixe :

- a) arbre de tournage
- b) levier commande  
(levier de changement de vitesse)

Dans le cas d'un tour classique (c'est-à-dire sans commande numérique), on peut imprimer une avance automatique sur un seul des axes Z ou X à la fois, l'autre étant un positionnement. On a donc les deux possibilités suivantes :

- Avance selon Z, positionnement X : on fait du *cylindrage*.
- Avance selon X, positionnement Z : on fait du *dressage*, ou bien on fait une gorge *en plongée*.

Les tours à commande numérique permettent de commander simultanément les deux axes, ce qui offre la possibilité de réaliser les formes de révolution les plus diverses, par exemple, un pion de jeu d'échecs.

L'outil est tenu sur une tourelle porte-outil, dont une des réalisations possibles est représentée en figure 15. Le porte-à-faux de l'outil doit être aussi faible que possible pour éviter les vibrations.

### 3.2 – Description plus précise du tour parallèle (fig. 16)

Le banc porte la *poupée fixe* (fig. 17) qui contient l'arbre principal du tour, appelé *broche*. Celle-ci est mise en rotation par un moteur, à travers une boîte de vitesses contenue dans la poupée. Une deuxième boîte de vitesses, dite boîte des avances, commande la barre de chariotage qui sert d'intermédiaire pour commander le mouvement d'avance d'un des deux chariots. Pour le cas particulier des filetages, il existe un second dispositif d'avance beaucoup plus précis, où la broche est directement liée par des engrenages à la *vis-mère* qui entraîne alors le chariot principal par un écrou. Lesdits engrenages sont à roues interchangeable, sur le montage appelé *tête de cheval* qui se trouve en queue de broche. Dans un certain nombre de cas, la pièce est tenue à ses deux extrémités. C'est la raison d'être de la *poupée mobile*. Enfin, le chariot transversal porte généralement un troisième chariot, le *chariot orientable* qui, nous le verrons, est bien utile pour faire des cônes notamment. Ce chariot peut avoir un mouvement d'avance, mais celui-ci est toujours commandé *manuellement*.

### 3.3 – Les trois montages classiques d'une pièce sur un tour

#### 3.3.1 – Le montage en l'air

Lorsque la pièce à tourner est très courte, on monte sur la broche un *mandrin concentrique* portant trois mors. Le système de serrage est conçu de manière à assurer la concentricité des trois mors quel que soit le diamètre. Bien que les trois mors soient à 120° l'un de l'autre, il est de tradition de dessiner le mandrin de profil comme s'il n'y avait que deux mors à 180°, ceci pour la simplicité du dessin. On dit dans ce cas que la pièce est montée *en l'air* pour signifier que son extrémité n'est tenue par rien. Ce montage est isostatique, ce qui implique qu'il n'entraîne pas de déformation de la pièce.

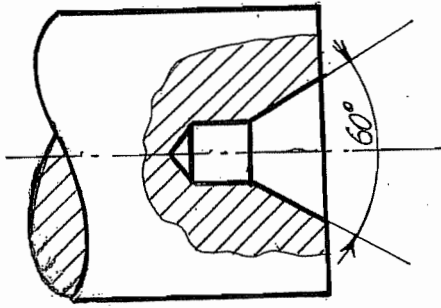


FIG. 18

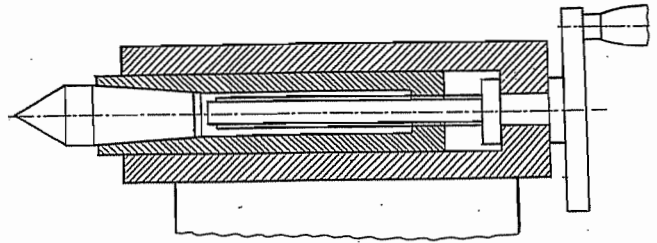


FIG. 19

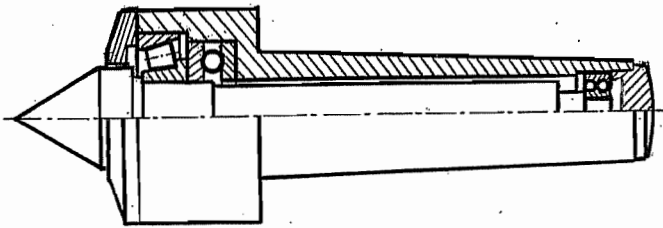


FIG. 20

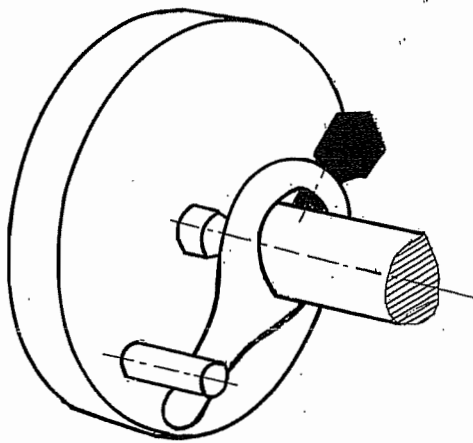


FIG. 21

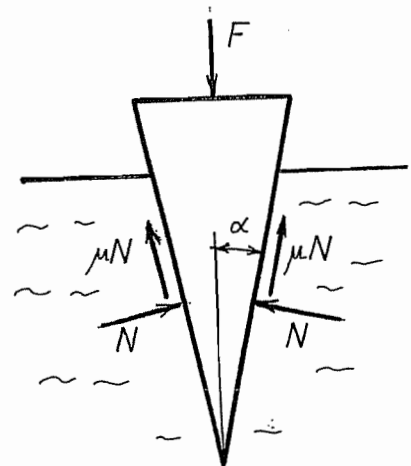


FIG. 22



### 3.3.2 – Le montage entre pointes

Les pièces un peu plus longues se travaillent *entre pointes*. A cette fin, on pratique dans les deux bouts de l'arbre des *trous de pointes*. Ces trous comportent une partie conique à 60° suivie d'un avant-trou de dégagement cylindrique qui se termine en pointe (*fig. 18*). L'arbre sera tenu par les deux parties coniques des trous sur des pointes en acier trempé coniques à 60°. Il importe de voir que le contact ne se fait pas sur le sommet des cônes mais sur leurs génératrices ! Du côté de la broche, la pointe est enfoncée dans le cône Morse (irréversible, voir section 4 ci-dessous) d'un plateau construit à cet effet. C'est la *pointe vive*, qui tourne avec le plateau et avec la pièce. De l'autre côté, la poupée mobile comporte un fourreau télescopique portant lui aussi un cône Morse dans lequel on enfonce la *contre-pointe* (*fig. 19*). Ainsi montée, la contre-pointe ne tourne pas dans le cône et il en résulte un frottement indésirable entre elle et la pièce. C'est pourquoi, à l'heure actuelle, la contre-pointe est montée sur roulements, ce qui lui permet de tourner avec la pièce (*fig. 20*). Le montage entre pointes est également isostatique

Il ne faut pas, bien entendu, compter sur la pointe vive pour entraîner la pièce. A cette fin, on serre sur la pièce un carcan appelé *toc*, qui possède une tige. Le toc est poussé par un doigt solidaire du plateau appelé *pousse-toc* (*fig. 21*).

### 3.3.3 – Le montage mixte

Pour les pièces très longues, on utilise le montage mixte où la pièce est serrée en mandrin du côté de la broche et simultanément soutenue à son autre extrémité par la contre-pointe. Ce montage, le plus rigide d'entre tous, a pour défaut d'être hyperstatique, c'est-à-dire que mal réalisé, il peut déformer la pièce.

## 3.4 – Cônes réversibles et irréversibles

Il convient de préciser ce que l'on entend par cône réversible et par cône irréversible. Tout repose sur la *théorie du coin*.

### 3.4.1 – Théorie du coin

#### a) Enfoncement

Soit un coin de demi-angle  $\alpha$  que l'on désire enfoncer dans un corps, un tronc d'arbre par exemple. On applique (*fig. 22*) une force  $F$  dans le sens de l'enfoncement, et l'arbre donne deux réactions normales  $N$ , ainsi que deux réactions de frottement  $\mu N$ , opposées au mouvement. L'équilibre s'écrit

$$F = 2N \sin \alpha + 2\mu N \cos \alpha$$

En définissant, comme il est de coutume, l'*angle de frottement*  $\phi$  tel que

$$\operatorname{tg} \phi = \mu$$

on a encore

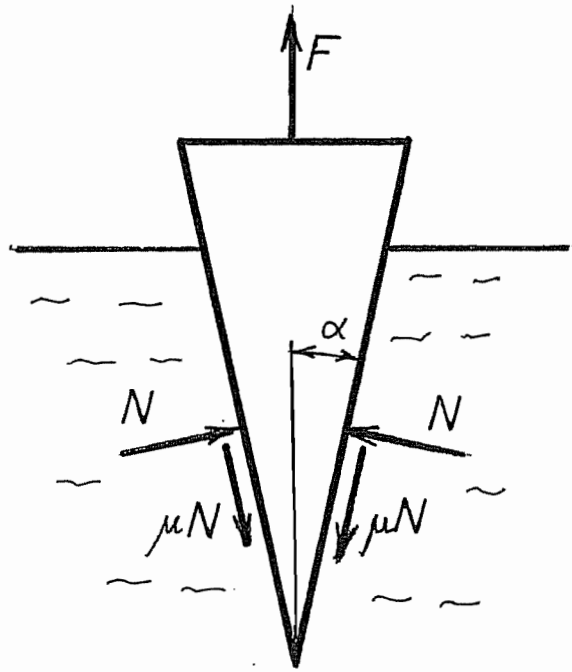


FIG. 23

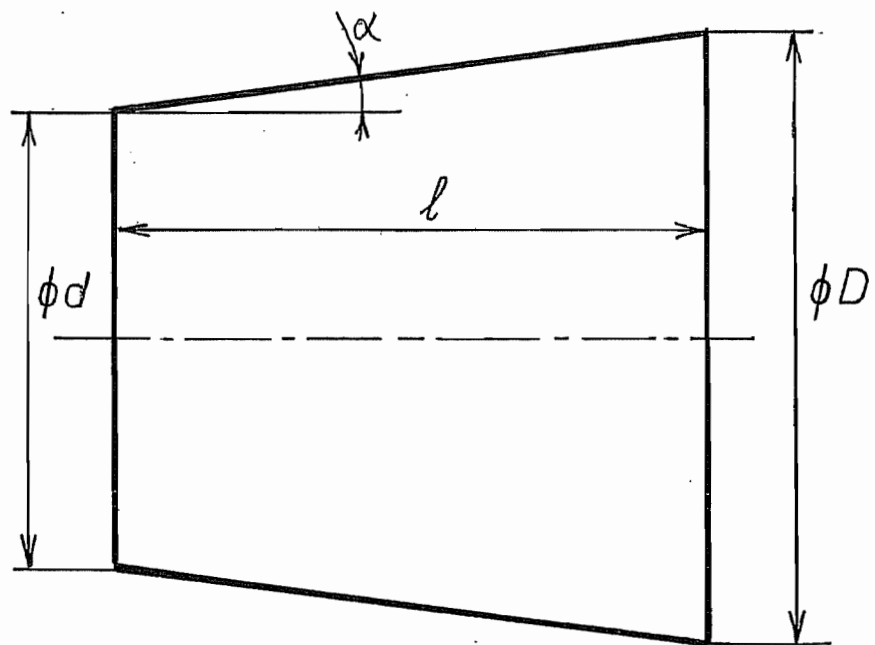


FIG. 24

$$F = 2N(\sin \alpha + \operatorname{tg} \phi \cos \alpha) = 2N \left( \frac{\sin \alpha \cos \phi + \sin \phi \cos \alpha}{\cos \phi} \right) = 2N \frac{\sin(\alpha + \phi)}{\sin \phi}$$

ce qui permet de calculer la force d'ouverture des lèvres du tronc  $N$  à partir de  $F$ .

#### b) Extraction

Mais une fois le coin enfoncé dans le tronc, va-t-il rester en cette position ou va-t-il sortir spontanément ? Dans le premier cas, on dit que le coin est *irréversible*. Dans le cas contraire, on dit qu'il est *réversible*. La caractéristique d'un coin irréversible est qu'il faut appliquer un effort pour le sortir. Il correspond donc au schéma de la figure 23, avec  $F > 0$ . A l'extraction, le sens des forces de frottement s'inverse, si bien que la condition d'équilibre s'écrit

$$F = -2N \sin \alpha + 2\mu N \cos \alpha$$

soit, en introduisant encore l'angle de frottement  $\phi$ ,

$$F = 2N(\operatorname{tg} \phi \cos \alpha - \sin \alpha) = 2N \frac{\sin \phi \cos \alpha - \sin \alpha \cos \phi}{\cos \phi} = 2N \frac{\sin(\phi - \alpha)}{\cos \phi}$$

Le coin est donc irréversible lorsque l'effort d'extraction est positif, ce qui a lieu *si le demi-angle du coin est inférieur à l'angle de frottement*. Dans le cas contraire, le coin est réversible.

### 3.4.2 – Application aux cônes

Un cône peut être considéré comme un coin de révolution. Aussi, le résultat précédent s'applique directement aux cônes. En pratique, on définit la *conicité*  $C$  d'un cône par la grandeur (fig. 24).

$$C = \frac{D - d}{l}$$

Il est facile de vérifier que si  $\alpha$  est le demi-angle du cône, on a

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{\frac{D}{2} - \frac{d}{2}}{l} = \frac{C}{2}$$

Dans les machines-outils, on utilise essentiellement deux types de cônes :

- Le cône Morse,  $C \approx 0,05$
- Le cône à 7/24,  $C = 7/24$

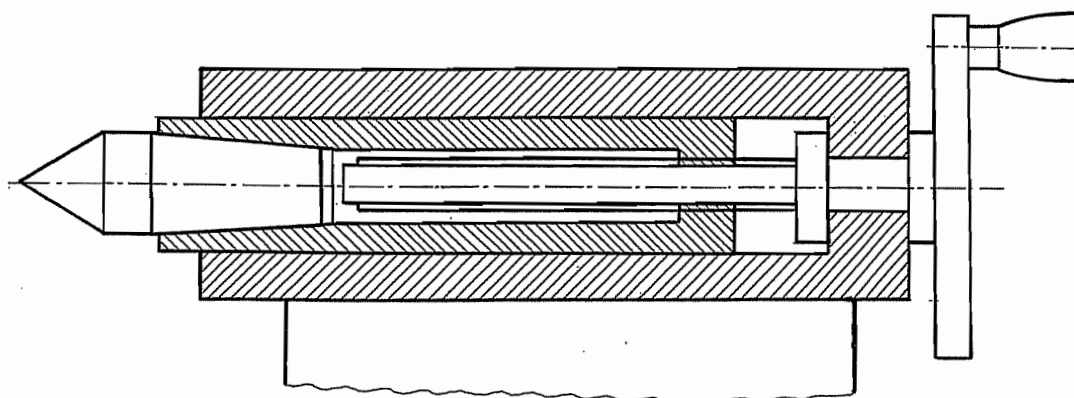


FIG. 19

Sachant qu'il s'agit de surfaces mécaniques *contaminées*, on peut tabler sur un coefficient de frottement de 0,08. Dans le cas du cône Morse, on a

$$\operatorname{tg}\alpha \approx \frac{0,05}{2} = 0,025 < \operatorname{tg}\phi = 0,08$$

ce qui signifie que le cône Morse est franchement irréversible. Dans le cas du cône à 7/24, on a

$$\operatorname{tg}\alpha = \frac{7}{48} \approx 0,14 > \operatorname{tg}\phi = 0,08$$

donc il s'agit d'un cône franchement réversible.

Un cône irréversible, une fois enfoncé dans le cône femelle conjugué, y reste coincé. Il ne peut ni sortir, ni tourner, mais il peut par contre transmettre un certain couple par frottement. Il est impératif de prévoir un dispositif pour l'*extraire*. Comment extrait-on la contrepointe ? Revenons à la figure 19. La manivelle fait avancer ou reculer le fourreau de la poupée mobile par un système vis-écrou. Lorsque le fourreau est tout à fait rentré, l'extrémité de la vis entre en collision avec la queue de la contrepointe, ce qui permet de l'extraire.

A l'inverse, un cône réversible ne reste pas en place et ne transmet aucun couple : c'est seulement un dispositif de centrage coaxial. Il faut donc un dispositif pour le maintenir en place (vis ou pince) ainsi qu'un système de clavettes pour le faire tourner. Nous rencontrerons des cônes de ce genre sur les fraiseuses et les aléseuses.

### 3.5 – Perçage au tour

Une application directe de l'irréversibilité du cône femelle du fourreau de la poupée mobile est le perçage au tour. On utilise un foret à queue conique (*voir description dans le chapitre consacré au perçage*), qui est enfiché dans le fourreau. La pièce est montée en l'air. Le mouvement d'avance (pénétration du foret) est obtenu en tournant la manivelle qui fait avancer le fourreau.

### 3.6 – Tourner un cône

Tourner un cône est une opération fort simple sur un tour à commande numérique, car il suffit de spécifier une interpolation linéaire dans le plan méridien (X, Z). Par contre, sur un tour conventionnel, il est nécessaire de faire appel à des artifices ou des appareillages spécialisés. Nous nous limiterons dans ce qui suit aux cônes extérieurs.

#### 3.6.1 – A l'aide du chariot orientable

Le principe de ce procédé est simple : on donne au chariot orientable la direction de la génératrice du cône, et on fait avancer *manuellement* ce chariot le long de ses glissières. Rappelons en effet que le chariot orientable ne possède pas de mouvement d'avance

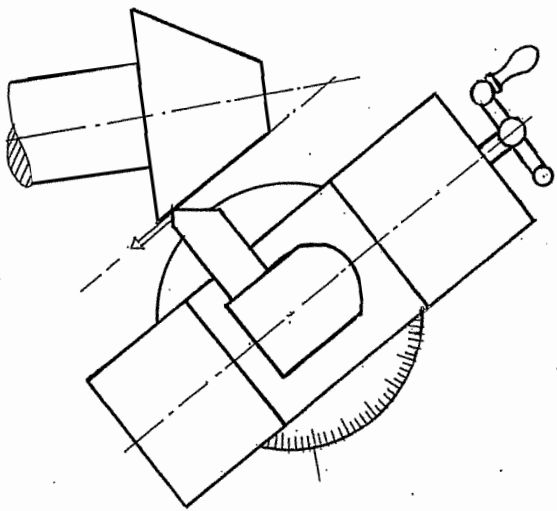


FIG. 25

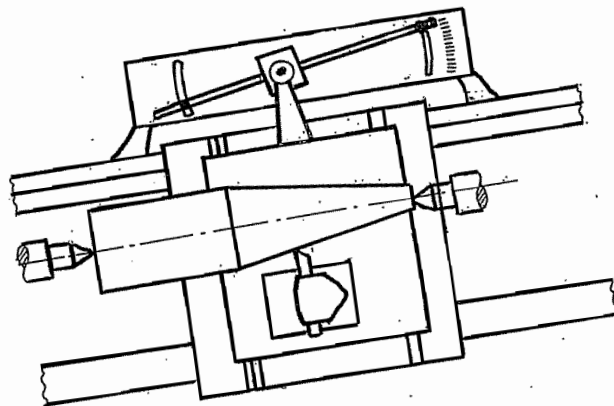


FIG. 28

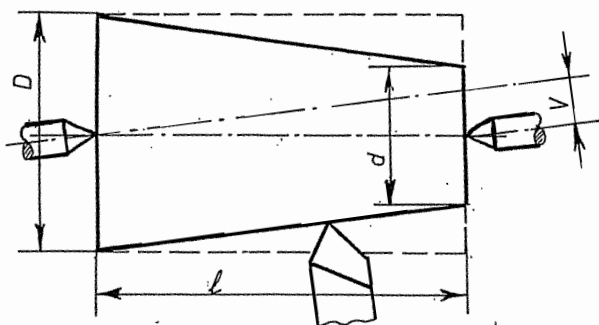


FIG. 26

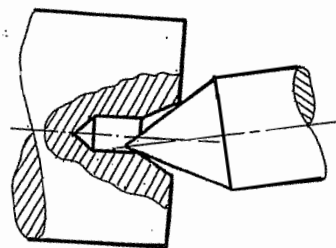
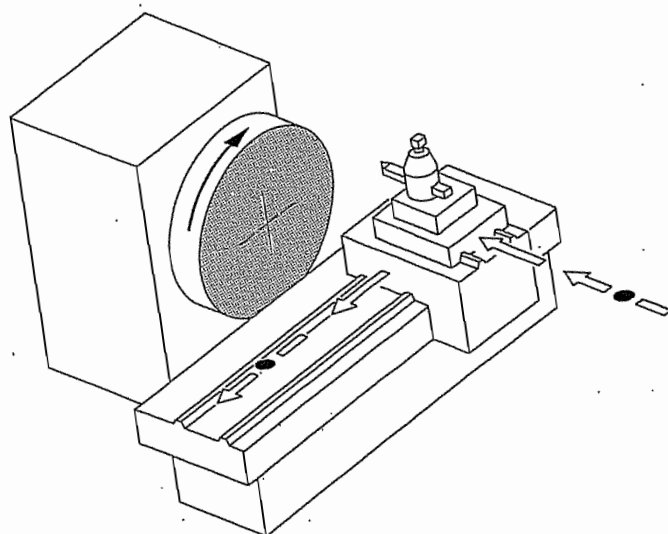


FIG. 27

FIG. 29



automatique (*fig. 25*). La difficulté essentielle est d'assurer un mouvement d'avance *régulier*, ce qui demande un peu de doigté. Si ce mouvement est irrégulier, l'état de surface et même la forme s'en ressentent.

L'avantage de ce procédé est qu'il permet d'obtenir des conicités aussi fortes que l'on veut. Par contre, la longueur de la génératrice du cône est limitée par la course du chariot orientable, qui n'est pas très grande.

### 3.6.2 – Par excentrement de la contre-pointe

Dans ce procédé, la pièce est montée entre pointes. La contre-pointe est excentrée latéralement, si bien que la pièce tourne autour d'un axe oblique par rapport à celui du tour. Comme l'avance du chariot principal se fait selon l'axe du tour, on engendre un cône (*fig. 26*). Ce procédé permet de réaliser des cônes très longs, mais la conicité réalisable est limitée à 1/25 environ, car le contact entre les pointes et les trous correspondants dans l'arbre est d'autant plus mauvais que la conicité est plus forte (*fig. 27*).

### 3.6.3 – A l'aide du reproducteur

Un certain nombre de tours possèdent un dispositif reproducteur, encore appelé règle à tourner cône. Dans ce système, l'extrémité d'un bras attaché au chariot transversal est astreinte à coulisser sur une règle oblique (dont on peut régler l'obliquité) (*fig. 28*). Ce système lie l'avance selon X à l'avance selon Z qui est motrice. La trajectoire de l'outil est donc oblique à l'axe. Contrairement à ce que l'on pourrait penser *a priori*, il n'est pas possible par ce procédé d'excéder une dizaine de degrés de demi-angle du cône, sous peine d'assister à du broutage (*stick slip*), mouvement saccadé donnant de très mauvais résultats. Cette instabilité est due à l'effet conjugué du frottement sur le reproducteur et de la flexibilité transversale inévitable du bras de conduite.

## 3.7 – Le tour en l'air

Le tour parallèle est caractérisé par le fait que son chariot principal a son mouvement selon l'axe du tour. Il est donc particulièrement adapté à la fabrication des pièces comme les arbres qui ont une longueur relativement grande par rapport à leur diamètre.

Mais on tourne aussi des pièces en forme de plateau de grand diamètre et de hauteur relativement faible. Pour ce type de travail, on peut utiliser un tour particulier dit *tour en l'air* (*fig. 29*) dans lequel le chariot principal est transversal et le chariot secondaire longitudinal. Pour permettre le dressage de plateaux dont le rayon est supérieur à la hauteur de pointe, le banc est séparé de la poupée fixe par une fosse. Le nom de tour en l'air fait référence au fait que sur ce tour, les pièces sont toujours montées en l'air. A l'heure actuelle, le tour en l'air est de plus en plus souvent remplacé par le tour vertical dont nous allons parler dans la section suivante.

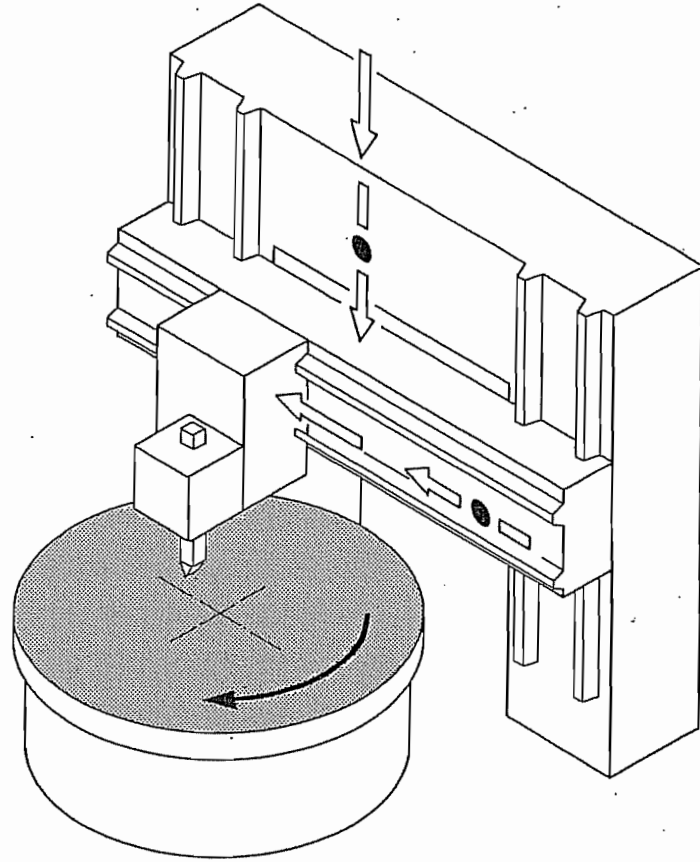


FIG. 30

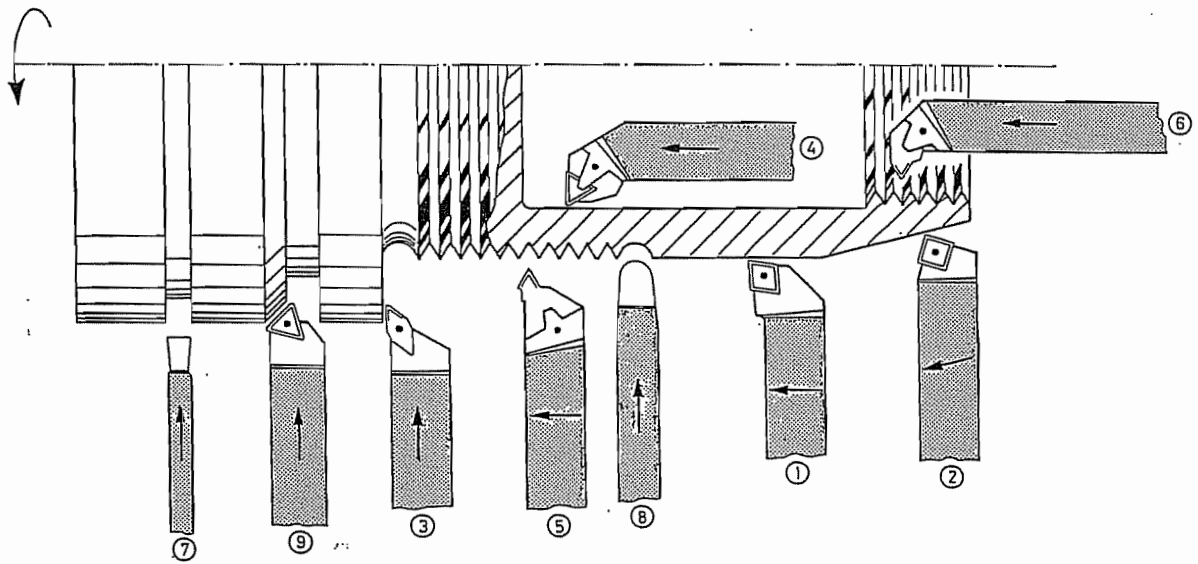


FIG. 31



### 3.8 – Le tour vertical

Le montage des pièces lourdes sur un plateau vertical est particulièrement malaisé. On utilise alors un *tour vertical*, ainsi appelé parce que son axe de rotation est vertical (*fig. 30*). Le plateau de ce tour est supporté par un roulement à galets particulièrement rigide. Souvent, l'outil est supporté par un système de portique extrêmement rigide, permettant des travaux lourds. Les plus grands tours verticaux (9 m de plateau par exemple) ont leur plateau au niveau du sol pour faciliter la manutention des pièces.

### 3.9 – Revue des principales opérations de tournage

La figure 31 illustre les principales opérations de tournage sur une pièce fictive (non fonctionnelle). En suivant les numéros indiqués sur les outils, on distingue :

1) *Cylindrage ou chariotage* : on fabrique un cylindre extérieur.

2) *Tournage d'un cône*.

3) *Dressage* (on fabrique un plan).

4) *Alésage* : on élargit un trou préexistant. Il convient de noter à ce sujet que l'outil d'alésage est au moins aussi long que l'alésage à usiner. Il résiste à l'effort passif engendré par la coupe en flexion, ce qui provoque une certaine erreur de cote. *C'est pourquoi il est plus difficile d'obtenir des cotes précises sur un alésage que sur un cylindre extérieur.*

5) *Filetage* : l'outil de filetage est un outil de forme donnant le profil du filet. Pour obtenir un pas régulier, il faut engendrer l'avance du chariot avec la vis mère. (Quand le pas est irrégulier, on parle d'*ivresse du pas*).

6) *Taraudage au tour* : un taraudage, c'est un filet intérieur. Les remarques relatives à l'alésage et au filetage s'appliquent simultanément.

7) *Saignage d'une gorge* (outil de forme pour une gorge à fond plat) ou, si l'on continue de plonger jusqu'au rayon nul, *tronçonnage de la pièce* (dernière opération en décolletage)

8) *Saignage d'une gorge à fond circulaire*, à l'outil de forme (dégagement de filet).

9) *Chanfreinage* : chanfreiner, c'est casser une arête soit pour la rendre moins coupante soit pour faciliter l'insertion de la pièce dans une autre.

## 4. Rabotage

Le *rabotage* se caractérise par un *mouvement de coupe rectiligne*. Il existe trois machines à raboter, qui sont la raboteuse, l'étau-limeur et la mortaiseuse.

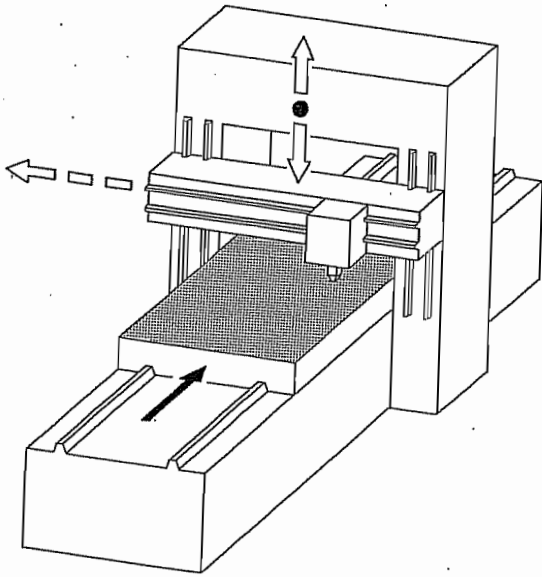


FIG. 32

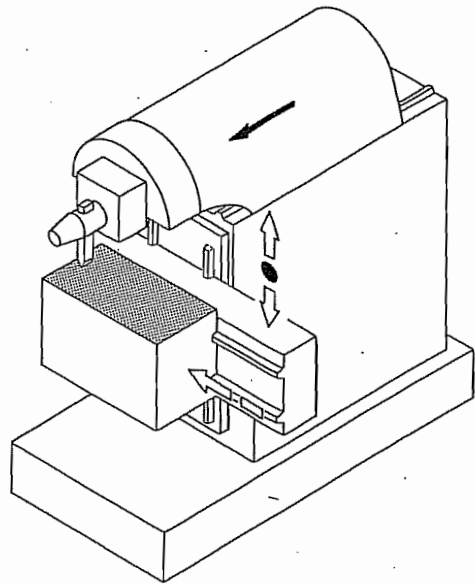


FIG. 33

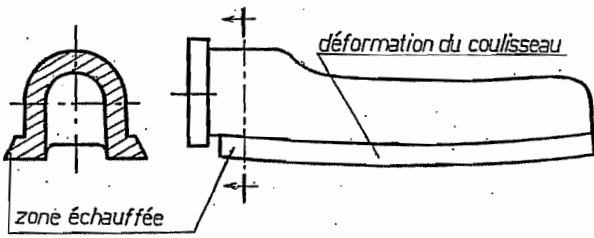


FIG. 34

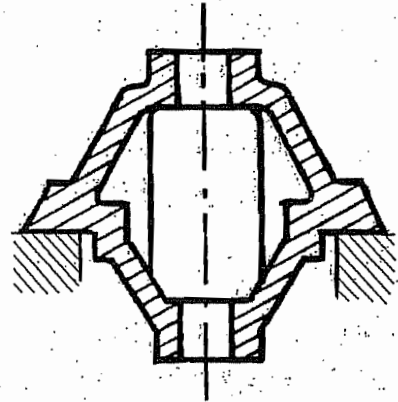


FIG. 35

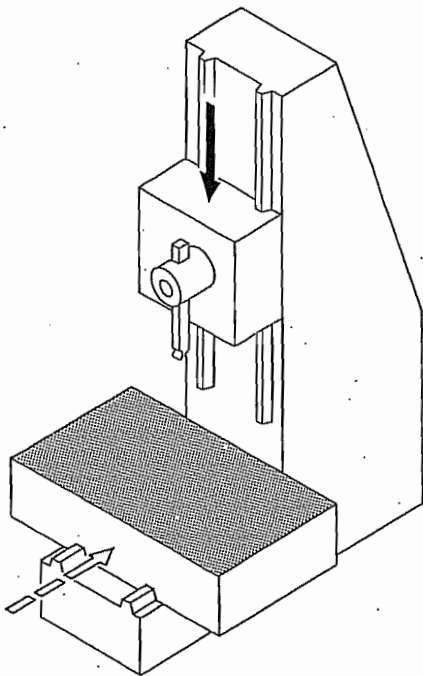


FIG. 36

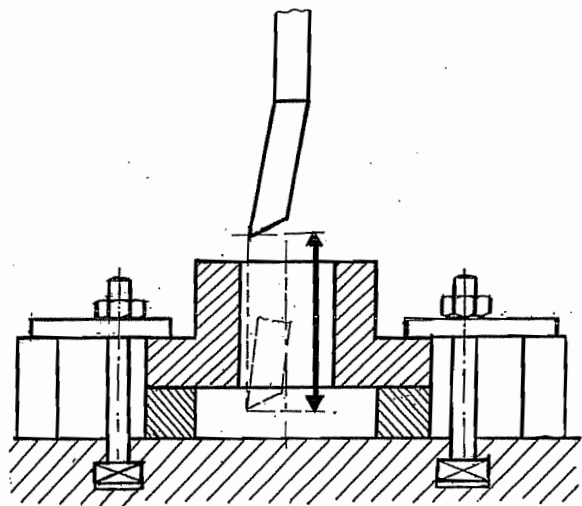


FIG. 37

## 4.1 – La raboteuse

Dans la raboteuse (*fig. 32*), le mouvement de coupe est donné à *la pièce*. Le mouvement d'avance, discontinu et parallèle au plateau, est donné à l'outil. Le mouvement de positionnement, perpendiculaire au plateau, est également donné à l'outil. Les raboteuses sont de grosses machines très rigides. La pièce, fixée au chariot qui coulisse sur le banc très rigide, a un mouvement très rectiligne. La fixation de l'outil, assurée par un portique, est également très rigide. Il en résulte que les pièces produites ont une excellente planéité, avec des traits d'outil rectilignes, ce qui est parfois recherché. Aussi, bien qu'un peu détrônée par la fraiseuse, la raboteuse conserve encore nombre d'applications préférentielles, comme l'usinage des glissières de machines-outils.

## 4.2 – L'étau-limeur

L'étau-limeur a les caractéristiques inverses de la raboteuse (*fig. 33*) : le mouvement de coupe est donné à l'outil par un coulisseau appelé *bélier*, dont le mouvement est *parallèle à la table supportant la pièce*. C'est à la pièce que sont donnés le mouvement d'avance discontinu et le mouvement de positionnement.

Toujours plus petit que la raboteuse, l'étau-limeur est aussi intrinsèquement moins précis pour les raisons suivantes :

a) La table, en porte-à-faux, a tendance à s'incliner sous l'effet de l'effort de coupe, ce qui crée une erreur de forme et une erreur d'orientation de la surface engendrée. C'est effet est en partie corrigé par la présence d'une béquille.

b) Le bélier s'échauffe au niveau des glissières, ce qui provoque sa flexion (*fig. 34*). Une notable exception est le bélier GSP (*fig. 35*), qui s'appuie sur les glissières non pas par-dessous mais au niveau de son axe neutre.

Pour fixer les idées, la précision du mouvement relatif table/outil d'une raboteuse est de l'ordre de 0,01 mm par mètre de longueur de la table. Pour un étau-limeur, il faut se contenter de 0,03 mm pour 300 mm. Aussi, l'étau-limeur tend à disparaître.

## 4.3 – La mortaiseuse

A la différence de l'étau-limeur, la mortaiseuse a son mouvement de coupe *perpendiculaire à la table supportant la pièce* (*fig. 36*). Cette machine est quasiment indispensable pour usiner les rainures de clavettes dans les alésages (*fig. 37*) (les deux seuls autres procédés sont le brochage, réservé aux grandes séries, et le découpage par électroérosion à fil, fort lent et nécessitant une machine coûteuse). Il est à noter qu'un certain nombre de fraiseuses universelles possèdent un montage permettant de les transformer momentanément en mortaiseuses, ce qui évite l'achat d'une mortaiseuse proprement dite dont l'emploi est extrêmement spécialisé.

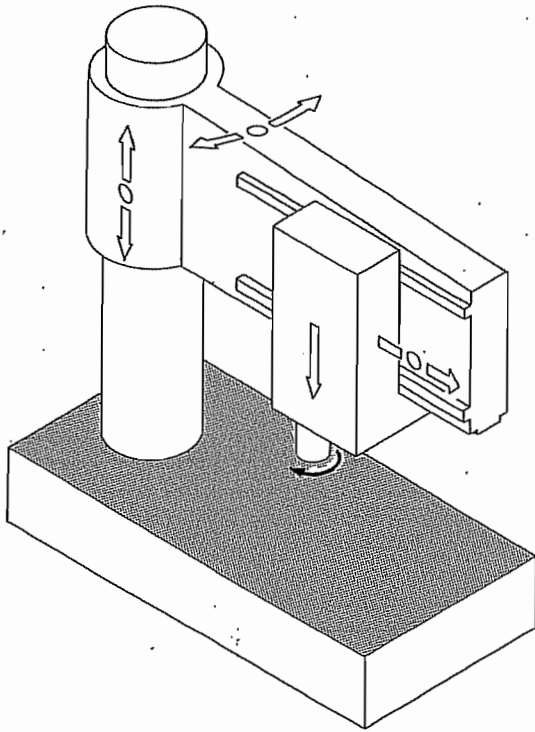


FIG. 38A

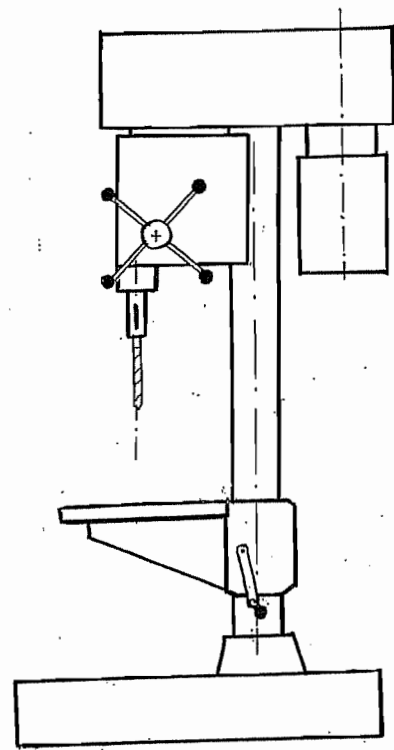


FIG. 38B

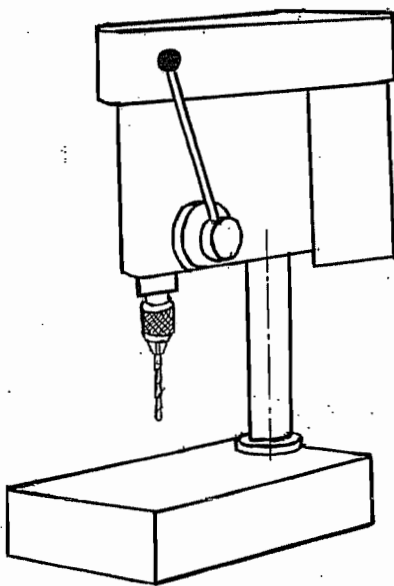


FIG. 38C

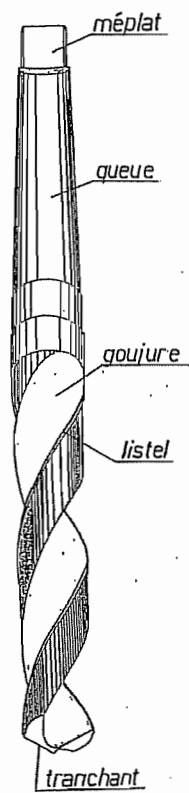


FIG. 39

## 5. Perçage et opérations associées

### 5.1 – Perceuses (ou foreuses)

Le perçage (encore appelé forage) consiste à pratiquer un trou dans une pièce pleine. A cette fin, on utilise un outil appelé *foret*, dont le mouvement de coupe est circulaire et dont la progression est obtenue par un mouvement d'avance selon Z.

La figure 38a représente le principe d'une *perceuse (ou foreuse) radiale*. Sur ce type de machine, destinée aux pièces lourdes, la pièce est posée sur la table, et il existe des mouvements de positionnement *non mesurés* pour placer le foret à l'endroit repéré sur la pièce. Ces mouvements sont : selon le rayon, selon l'azimut, selon la verticale (coordonnées cylindriques). C'est pourquoi on parle de perceuse *radiale*.

Cependant, dans le cas fréquent de petites pièces, on utilise des machines plus simples, comme la perceuse à colonne de la figure 38b ou, pour des pièces encore plus petites, la perceuse d'établi de la figure 38c. Ces machines n'ont tout simplement pas de positionnement en X et Y, et c'est en déplaçant *manuellement* la pièce sur la table que l'on place son repère de perçage en face du foret.

### 5.2 – Le foret hélicoïdal

Le foret le plus courant est le *foret hélicoïdal*, représenté en figure 39. Fondamentalement, cet outil coupe par ses deux *tranchants d'extrémité*. Comme on est dans un trou, il faut un dispositif d'évacuation des copeaux. C'est pourquoi, le foret présente des rainures hélicoïdales, appelées *goujures*. Le reste du corps du foret est *dégagé* par rapport au bord du trou, de manière à limiter les zones de frottement. Pour cependant guider le foret, il y a le long des goujures, d'un seul côté, une mince bande au diamètre de perçage, que l'on appelle *listel* (pluriel : *listeaux*). Le bord du listel, du côté de la goujure, constitue un *tranchant secondaire*, destiné à parfaire quelque peu le travail en éliminant les arrachements.

La queue du foret représenté en figure 39 est un cône Morse, qui s'enfonce dans le cône femelle d'extrémité du fourreau de la perceuse. Etant irréversible, le cône peut entraîner le foret en rotation. Mais pour garantir qu'il ne glissera pas, il y a en outre, tout en queue, un méplat, qui s'engage dans une mortaise rectangulaire du fourreau. Le jeu entre le méplat et la mortaise est suffisant pour assurer que le centrage se fera bien sur le cône. Pour l'*extraction* du foret en fin de travail, il y a dans le fourreau, au niveau de la mortaise, deux fenêtres opposées par lesquelles on peut faire passer une clavette inclinée sur laquelle on frappera pour libérer le foret. Tout ceci vaut pour les forets suffisamment gros (12 mm et plus).

Dans le cas de forets plus minces, la queue est cylindrique et on utilise un mandrin à trois mors pour le serrer. C'est alors ce mandrin qui est monté sur une queue en cône Morse.

Lorsque le trou est profond, les goujures ne suffisent pas à assurer l'évacuation des copeaux. Il faut alors de temps à autres dégager partiellement le foret de la pièce, de manière à laisser les copeaux s'échapper sous l'effet de la force centrifuge. C'est ce que l'on appelle le *débouillage*. La plupart des machines à commande numérique permettent de programmer des cycles de débouillage.

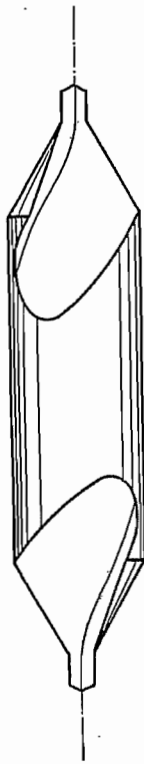


FIG. 40



FIG. 41

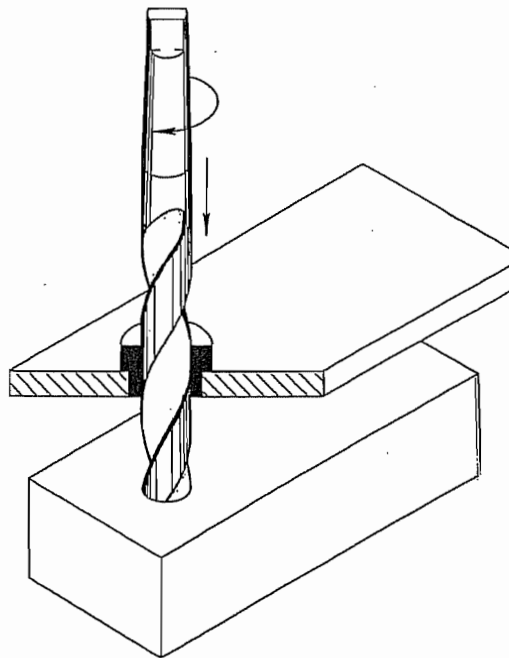


FIG. 42

### 5.3 – Foret à centrer

La figure 40 représente un *foret à centrer*. Ce type de foret, très court, se monte en mandrin et sert notamment à creuser les trous de centre dans les pièces à tourner entre pointes. Cette opération peut être réalisée sur un tour.

### 5.4 – Pointage

La vitesse de coupe est nulle au centre du foret. Il ne peut donc entrer dans la pièce que par enfoncement plastique, ce qui nécessite un effort important. Etant long, le foret a dès lors tendance à flamber, ce qui signifie qu'il se dérobe à l'entrée : le trou ne sera pas percé au bon endroit. Pour éviter ce phénomène indésirable, on *pointe* préalablement les trous, c'est-à-dire que l'on creuse dans la pièce un petit cratère qui guidera la pointe du foret et l'empêchera de se dérober. Cette opération peut se faire manuellement ou à la machine.

#### 5.4.1 – Pointage manuel

Soit par exemple à réaliser un réseau de trous. A l'aide d'une règle graduée et d'un *pointeau* en acier trempé (*fig. 41*), on trace sur la pièce un réseau de lignes dont les intersections définissent les centres des trous (*traçage*). Ceci fait, on enfonce le pointeau à l'aide d'un marteau aux intersections du réseau de manière à y creuser des cratères de guidage du foret (*pointage*).

#### 5.4.2 – Pointage à la machine

Si l'on dispose d'une aléreuse, possédant un système de positionnement précis en X et Y, on fixe la pièce sur le plateau de celle-ci et, après définition d'une origine sur la pièce, on peut positionner celle-ci en face de la broche aux points voulus. On exécute alors le pointage avec un foret *très court*, qui ne flambra pas. Il existe des forets spéciaux à cet usage, mais un foret à centrer peut convenir. Cette procédure est particulièrement simple si l'aléreuse possède une commande numérique. Mais il existait auparavant des aléuses spécialisées, à commande mécanique très précise, prévues pour faire ce travail : ce sont les *pointeuses*.

### 5.5 – Masque et canon de perçage

Il existe cependant un certain nombre de situations où le pointage est proscrit. Tout d'abord, dans les fabrications en grande série, l'opération de pointage ralentit fortement le travail. Un autre cas est celui où il faut percer une pièce fragile (carrelage, par exemple), qui se briserait sous le choc du pointeau. Dans ce cas, on solidarise la pièce avec un montage appelé *masque* portant des manchons en acier trempé appelés *canons*, destinés à guider le foret (*fig. 42*). Pour autant que le canon soit assez proche de la pièce, le foret ne pourra pas se dérober latéralement.

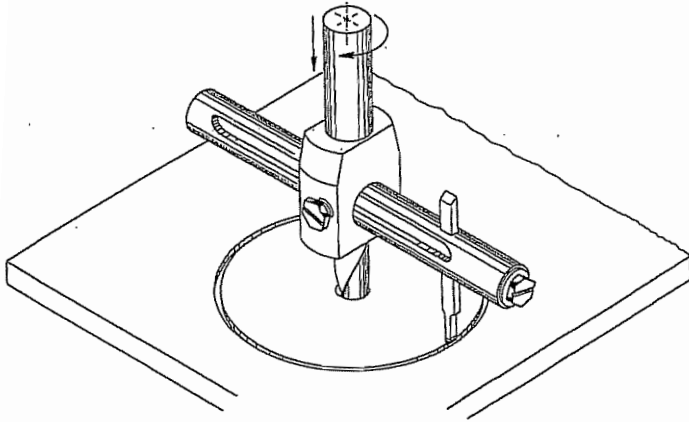


FIG. 43A

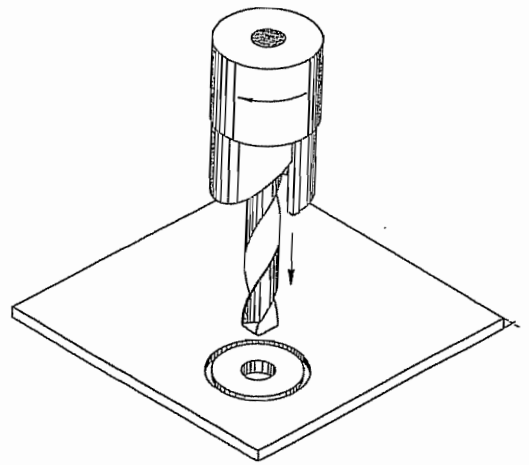


FIG. 43B

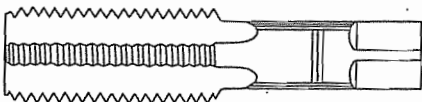
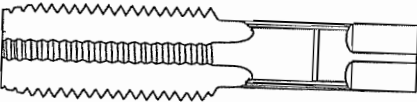
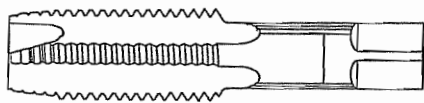


FIG. 44

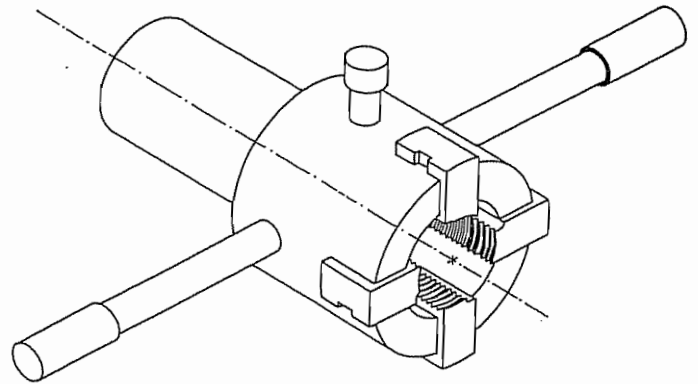


FIG. 45B

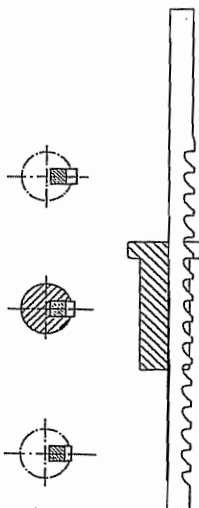


FIG. 46

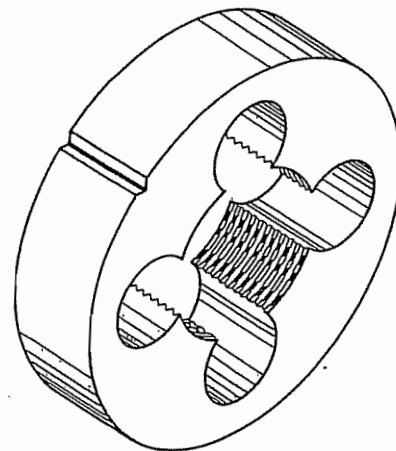


FIG. 45A



## 5.6 – Trépanage

Lorsque le diamètre  $D$  du trou est grand devant l'épaisseur de la pièce à percer, comme par exemple dans le cas des lumières dans les réservoirs, il n'est guère possible de forer de manière classique. La solution à ce problème est de couper non pas le trou complet, mais son contour : c'est le *trépanage*. Le principe de ce procédé est toujours de percer d'abord un trou nettement plus mince et de se servir ensuite de la queue du foret comme pointe d'un compas portant l'outil qui découpe le contour. Une première disposition est représentée en figure 43a. Son inconvénient est que l'effort de coupe à l'outil doit être équilibré en translation au niveau de la queue du foret qui sert de centre, ce qui risque de déformer le trou de centrage ou, au pire, de casser le foret. Une autre disposition, qui élimine cet inconvénient, mais ne fonctionne que pour un seul diamètre est le *trépan-scie* encore appelé *scie-cloche* (fig. 43b)

## 5.7 – Taraudage

On appelle *taraudage* un filetage intérieur. Les *tarauds* (fig. 44) découpent ce filetage dans un trou préalablement percé au diamètre adéquat, lorsque ce diamètre est petit (dans le cas de larges trous, on travaille par tournage). On peut comparer les tarauds à des vis creusées de goujures droites ou hélicoïdales, les premiers filets étant tronqués pour permettre l'introduction de l'outil dans le trou et le découpage progressif du filet. Pour un trou passant, il suffit en principe d'un taraud. Mais pour les trous borgnes, il faut finir le fond du filet, ce qui se fait à l'aide d'un ou deux tarauds supplémentaires ayant les premières dents moins courtes (pour les pas normaux, il y a en tout trois tarauds ; pour les pas fins, deux tarauds suffisent).

Dans le cas courant du filet métrique, le diamètre  $D$  à donner au trou pour un diamètre nominal de vis  $d$  et un pas  $p$  est donné en principe par

$$D = d - 1,0825p$$

## 5.8 – Filetage extérieur à la filière

L'équivalent du taraud pour les filets extérieurs est la *filière*. Cet outil est très utilisé en plomberie pour les tuyaux de chauffage en acier. La filière peut être monobloc (fig. 45a) ou à peignes rapportés (fig. 45b).

## 5.9 – Brochage

Le *brochage* est un procédé par lequel on obtient des trous de forme très particulière en tirant un outil appelé *broche* à travers un trou préexistant. La broche est une barre portant une succession d'outils étagés selon une progression déterminée.

La figure 46 représente une broche destinée à creuser des rainures de clavettes dans des alésages. La broche est guidée par un manchon rainuré s'ajustant dans l'alésage. Les dents successives de la broche creusent alors la rainure. Ce procédé remplace avantageusement le mortaisage dans le cas des grandes séries.

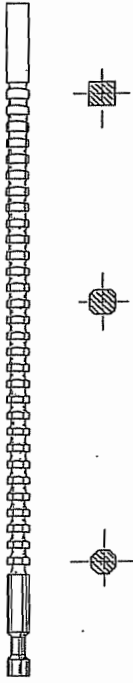


FIG. 47

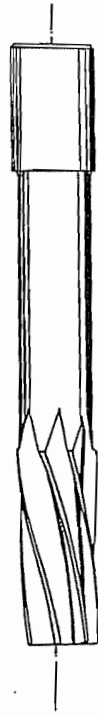


FIG. 48

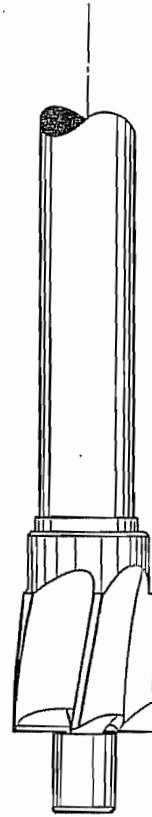


FIG. 51

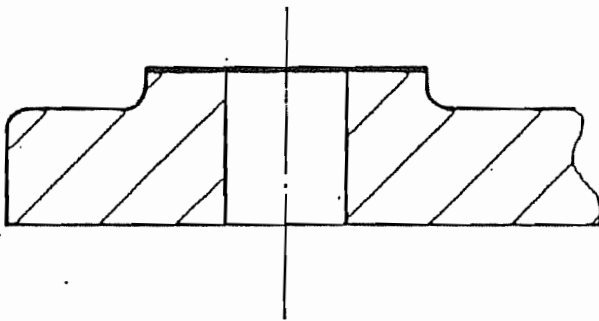


FIG. 49

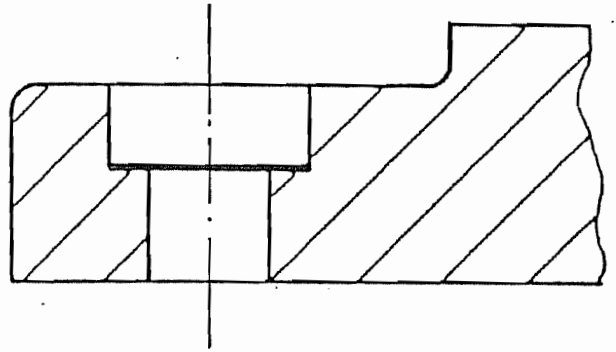


FIG. 50

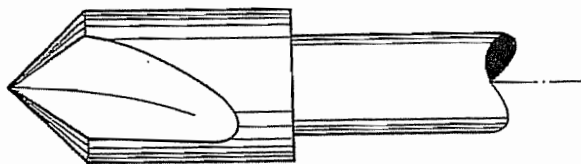


FIG. 52

La figure 47 illustre le brochage d'un trou carré : on commence par creuser un octogone régulier puis, d'étage en étage, un côté sur deux de l'octogone se raccourcit, les autres s'allongeant, jusqu'à obtenir la forme carrée.

C'est aussi par brochage que l'on obtient des cannelures intérieures.

Le brochage est un procédé très rapide pour obtenir des formes complexes. Par contre, la broche est un outil coûteux et délicat à dessiner. Il faut en effet que les copeaux se logent sans peine dans les entredents tant que l'outil est engagé dans la pièce, le bourrage éventuel pouvant mener à la rupture de la broche. On achète donc les broches chez des outilleurs spécialisés qui les dessinent selon leur expérience. Tout ceci fait que le brochage est réservé aux productions *en grande série*.

### 5.10 – Alésage à l'alésoir

Le perçage ne permet pas d'obtenir des trous de qualité, tant au niveau de la précision de la cote, que pour l'état de surface. Il faut donc les finir par une opération d'alésage. Pour les trous suffisamment larges, l'alésage peut se faire au tour ou à l'aléseuse. Mais pour les trous étroits, on utilise un outil spécialisé appelé alésoir (*fig. 48*). Cet outil coupe *par son extrémité*, et ne prend que de faibles passes. Les arêtes secondaires sur ses flancs servent au guidage et ne prennent que des micro-copeaux.

Pour une même cote nominale, il faut un alésoir différent pour chaque *type* d'alésage (type A, B, ...H, ...ZC des tolérances ISO), ce qui nécessite en principe un nombre énorme d'alésoirs différents. C'est la raison pour laquelle on essaie autant que possible de s'en tenir aux alésages *normaux* (type H).

### 5.11 – Fraise à lamer

Dans de nombreuses applications, il faut assembler par vissage des surfaces brutes de fonte ou de laminage. Afin d'éviter le fraisage de toute la surface, on utilise souvent les artifices suivants :

a) Dans le cas de pièces moulées, on prévoit un *bossage* (*fig. 49*) qui sera seul usiné.

b) Dans le cas de pièces laminées, on pratique un *lamage* (*fig. 50*) dans lequel on fera entrer, le plus souvent, une vis à six pans creux encore dite vis *Allen*.

Dans les deux cas, le fraisage se fait avec une *fraise à lamer*, qui est centrée sur le trou par son *pilote*, cylindre au diamètre du trou qui précède la fraise (*fig. 51*).

### 5.12 – Fraisure

On appelle *fraisure* le cône femelle dans lequel se loge la tête d'une *vis à tête fraisée*. La vis est alors noyée dans la pièce, ce qui est souvent recherché. Les fraisures se découpent à l'aide d'une fraise conique spécialisée (*fig. 52*). A ce sujet, il faut noter que contrairement aux vis courantes qui, du fait de leur jeu dans les pièces, ne réalisent pas de centrage, les vis à

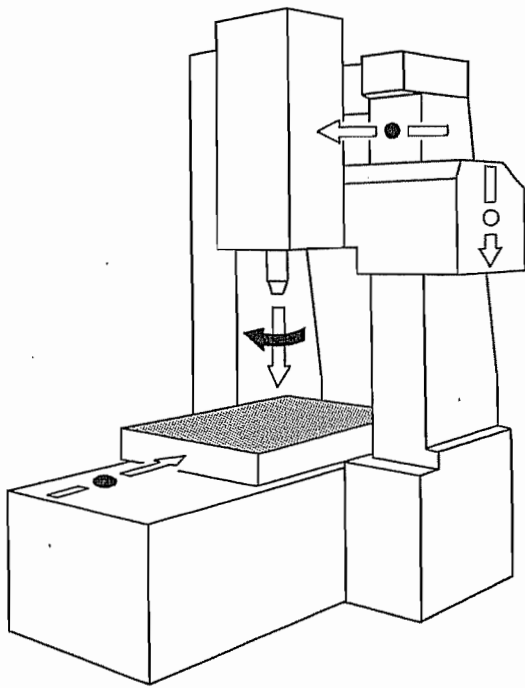


FIG. 53

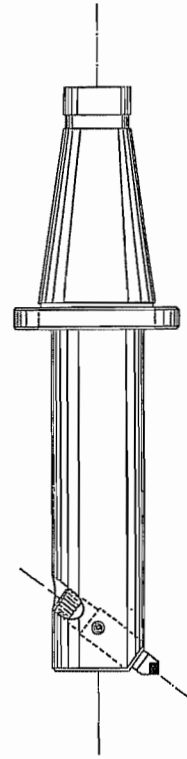


FIG. 54

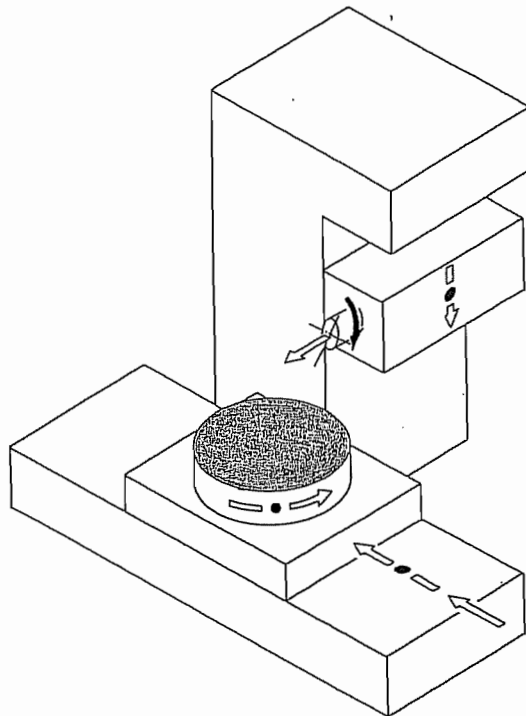


FIG. 55

tête fraisée centrent effectivement la pièce attachée, si bien que la multiplication de telles vis mène à une hyperstaticité très forte de l'assemblage. Il faut, dans la mesure du possible, se limiter à deux vis de ce type ou alors, utiliser des vis à six pans creux noyées.

## 6. Alésage

### 6.1 – Généralités

Les alésages de grande dimension s'obtiennent, après perçage, par élargissement du trou, ce qui peut se faire au tour, mais aussi sur une *aléseuse*. Ce type de machine a en commun avec la perceuse que le diamètre de l'alésage est une *cote d'outil* et ne se règle donc pas sur la machine ; que le mouvement de coupe est circulaire à l'outil, et le mouvement d'avance, parallèle à l'axe de la broche. Mais contrairement à la perceuse, l'aléseuse possède un dispositif de positionnement précis et mesurable selon les axes X et Y perpendiculaires à la broche. En particulier, elle permet de pointer à l'aide d'un foret court.

Certaines aléseuses, appelées *pointeuses*, sont spécialisées pour le pointage. Elles ont un positionnement *très précis* et, en général, une puissance relativement faible. Il s'agit de machines de précision très coûteuses.

### 6.2 – Aléseuse verticale ; son outil

La figure 53 représente une aléseuse verticale, ainsi nommée parce que sa broche est verticale.

Un outil d'alésage typique est la *broche à aléser* (fig. 54). Elle est solidarisée à la broche par un cône à 7/24 (réversible). Ce cône assure seulement le centrage de l'outil. Pour l'empêcher de sortir, on utilise soit une tige filetée passant à travers la broche (*tirette*), soit une pince qui s'engage dans la gorge située à l'arrière du cône. La table située à la base du cône possède deux rainures qui s'engagent dans deux clés situées sur le nez de la broche de la machine, que l'on appelle parfois *dents de loup*. L'outil de coupe proprement dit est appelé *grain*. Il se positionne à l'aide d'une molette, puis se fixe à l'aide d'une vis de pression. C'est ce positionnement qui définit le diamètre de l'alésage.

### 6.3 – Aléseuse-fraiseuse horizontale

La machine schématisée à la figure 55 possède un mouvement d'avance selon l'axe de la broche, ce qui en fait une aléseuse, mais aussi un mouvement d'avance selon X, ce qui correspond à du fraisage. C'est donc à proprement parler une *aléseuse-fraiseuse*. On appelle souvent ce genre de machine *aléseuse horizontale*, négligeant ainsi de signaler le fait qu'elle peut également fraiser. Généralement, ce genre de machine possède un positionnement angulaire à l'aide d'un plateau tournant autour de l'axe vertical Y (mouvement B).

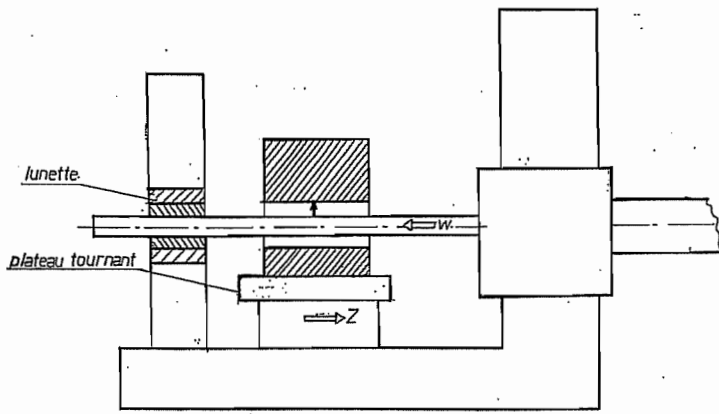


FIG. 56

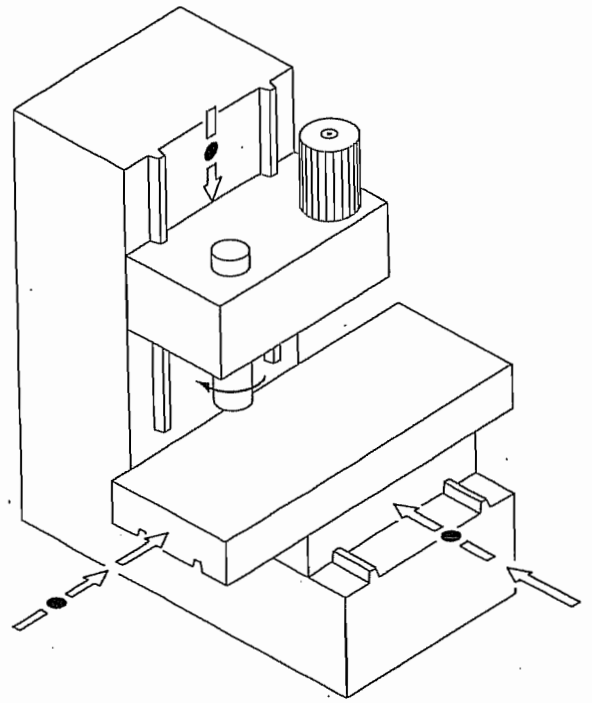


FIG. 57

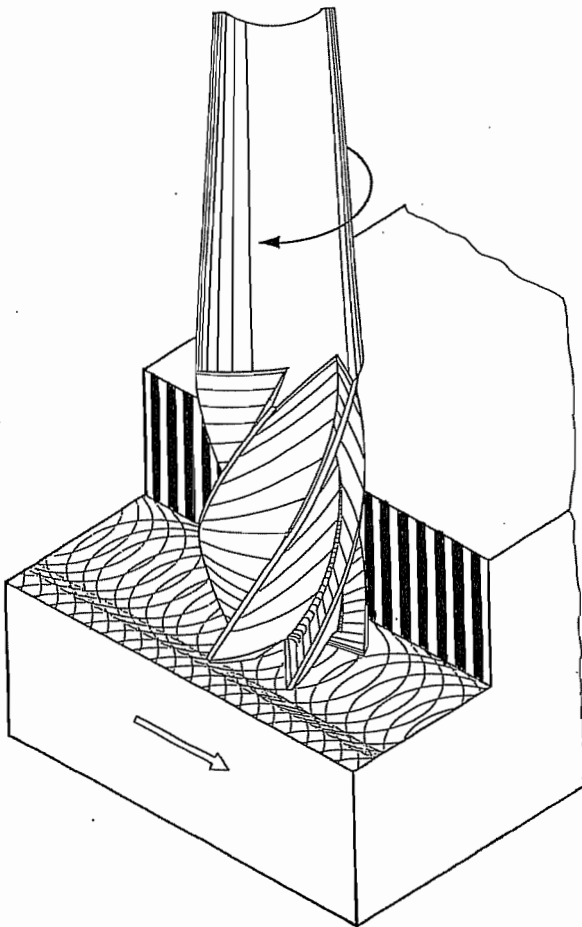


FIG. 58

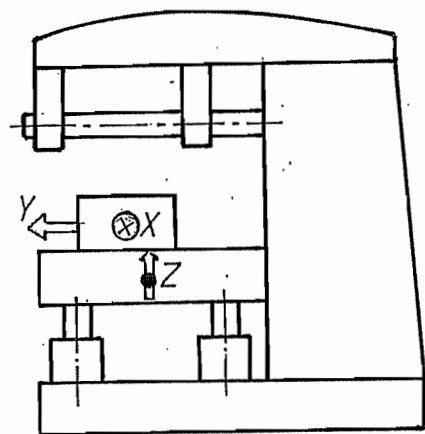


FIG. 59

La figure 56 représente une telle aléseuse sous forme complète. La broche à aléser est ici remplacée par une *barre à aléser* portant le grain, et soutenue à son extrémité par une *lunette*, ce qui permet de réaliser des alésages longs.

Le mouvement d'avance d'alésage peut être donné à la barre d'alésage (mouvement W) ou au plateau (mouvement Z). Chacune de ces façons de faire a ses avantages et ses inconvénients.

- En donnant l'avance à la barre, on peut aléser sur toute la longueur de la machine. (capacité de longueur maximale). Malheureusement, la flexion de la barre sous le grain varie d'une position à l'autre, étant maximale lorsque le grain est à mi-chemin entre la poupée fixe et la lunette. L'alésage a donc une forme de diabolo.

- En donnant l'avance au chariot, la capacité de longueur est réduite à la moitié de la longueur entre poupée et lunette, le grain étant constamment à mi-chemin. La flexion de la barre sous le grain est alors toujours la même, si bien que la cylindricité est correcte.

## 7. Fraisage

### 7.1 – Fraiseuse verticale

Le fraisage se caractérise par un mouvement de coupe circulaire à l'outil (l'axe de l'outil est appelé Z) et un ou deux mouvements selon les axes X et Y perpendiculaires à Z. La fraiseuse schématisée en figure 57 est une fraiseuse *verticale* parce que sa broche est verticale. Les fraiseuses à *commande mécanique* permettent d'obtenir une avance automatique sur *un des deux axes X ou Y à la fois*, l'autre axe étant bloqué dans sa position de réglage. Les fraiseuses équipées d'une *commande numérique de contournage* permettent de combiner ces deux mouvements selon des droites et des cercles. Très souvent, il est en outre possible de commander automatiquement l'avance selon Z. On a alors une *aléseuse-fraiseuse* à trois axes.

### 7.2 – Fraisage en bout et fraisage en roulant

La fraise représentée à la figure 58 travaille à la fois par son extrémité (*fraisage en bout*) et par sa périphérie (*fraisage en roulant*). On dit dans ce cas qu'il s'agit d'une fraise à *deux tailles*. Il convient de remarquer que les états de surface produits par ces deux modes de travail sont très différents : rosaces pour le travail en bout et ondulations parallèles pour le travail en roulant.

### 7.3 – Fraiseuse horizontale

La figure 59 représente une fraiseuse horizontale. Dans ce type de machine, surtout adaptée au travail en roulant, la fraise est entraînée par un arbre porte-fraise soutenu par une ou deux lunettes. Cette disposition étant peu propice au changement automatique d'outil, la fraiseuse horizontale devient plus rare, du moins sous cette forme.

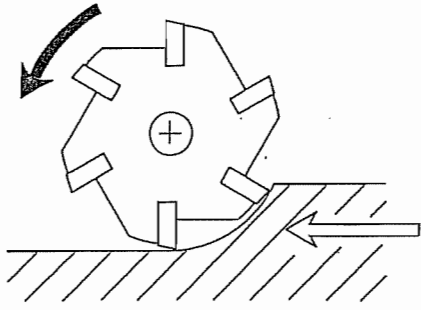


FIG. 60

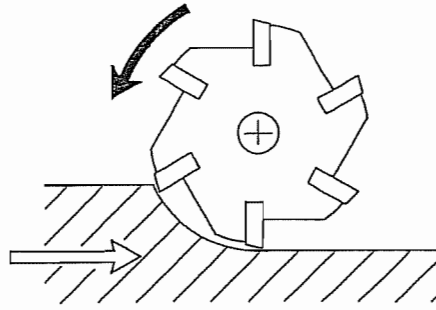


FIG. 61

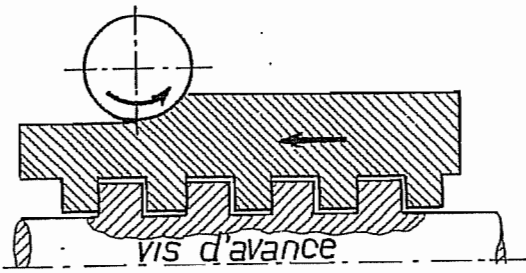


FIG. 62

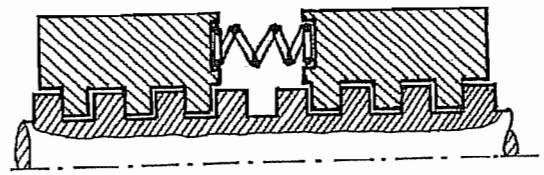


FIG. 64

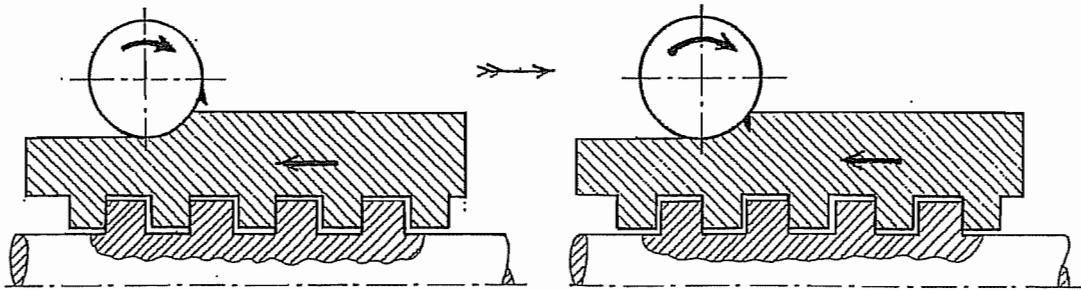


FIG. 63

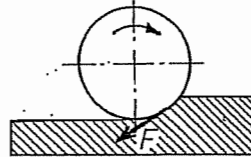
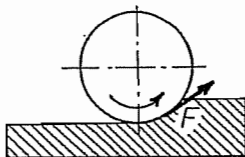
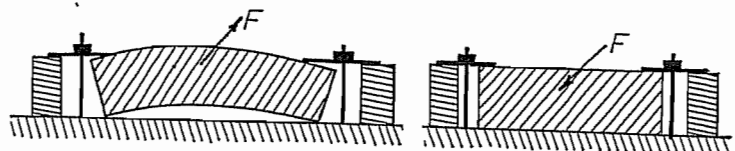


FIG. 65

FIG. 66





## 7.4 – Fraisage en opposition et fraisage en avalant

Il existe deux modes de travail en fraisage : *en avalant* ou *en opposition*. La différence, bien que générale, se comprend le plus facilement dans le cas du fraisage en roulant. Dans le fraisage en opposition, le mouvement de coupe de la fraise tend à s'opposer au mouvement d'avance de la pièce (*fig. 60*). Au contraire, dans le fraisage en avalant, la fraise tend à augmenter le mouvement d'avance et donc, à *avaler* la pièce (*fig. 61*). Chacun de ces modes de travail a ses avantages et inconvénients.

### 7.4.1 – Influence sur le mouvement d'avance

Dans le fraisage en opposition (*fig. 62*), la fraise applique constamment le plateau porte-pièce contre le filetage de la vis d'avance. En d'autres termes, *le jeu du mécanisme d'avance est toujours du même côté*, ce qui garantit une avance stable, continue et sans à-coups. Au contraire, dans le fraisage en avalant (*fig. 63*), l'entrée d'une dent, qui se fait du grand côté du copeau en virgule, donc à l'effort maximal, tend à inverser brutalement la position des jeux, ce qui provoque un brusque à-coup de l'avance. La fraise tend alors à grimper sur la pièce, ce qui peut amener à la rupture d'une dent de la fraise, au coincement de la machine ou même au faussement de l'arbre porte-fraise. Ceci signifie que *l'on ne peut fraiser en avalant que sur une fraiseuse dont le mécanisme d'avance est muni d'un système efficace de rattrapage du jeu*. Ce sera par exemple

- Un écrou de mouvement doublé d'un second écrou, avec entre eux, un ressort précontraint (*fig. 64*).
- Une vis à billes à recirculation précontrainte, solution généralement adoptée sur les machines récentes.

### 7.4.2 – Influence sur la déformation de la pièce

L'effort de coupe du fraisage en opposition tend toujours à écarter la pièce de la table, tandis que le fraisage en avalant tend toujours à plaquer la pièce sur la table (*fig. 65*). Dès lors, la précision de forme sera toujours meilleure en avalant (*fig. 66*).

### 7.4.3 – Influence sur les conditions de coupe et sur la précision dimensionnelle

Dans le cas du fraisage en opposition, la coupe commence par une épaisseur nulle. La fraise ne fera que frotter sur la pièce jusqu'à obtention du copeau minimal, défini par le rayon de son arête de coupe. La cote obtenue s'en ressentira. Au contraire, en avalant, la fraise commencera son travail par le copeau maximal, ce qui permettra d'obtenir exactement la cote voulue.

### 7.4.4 – Conclusion

Il ressort de tout ceci que si la machine le permet, le fraisage en avalant est préférable. Il existe cependant une exception : c'est le cas où l'on attaque une pièce présentant une croûte

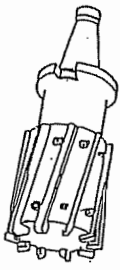


FIG. 67

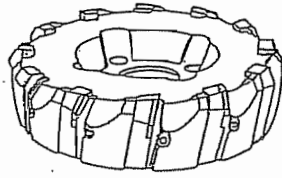


FIG. 68

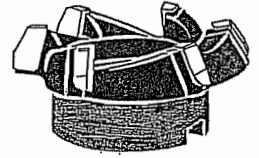
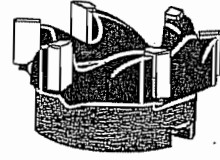


FIG. 69



FIG. 70

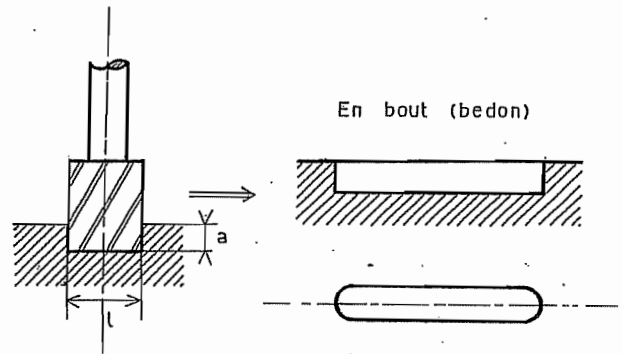


FIG. 71

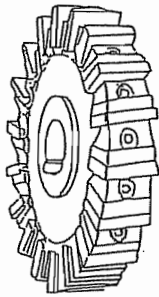
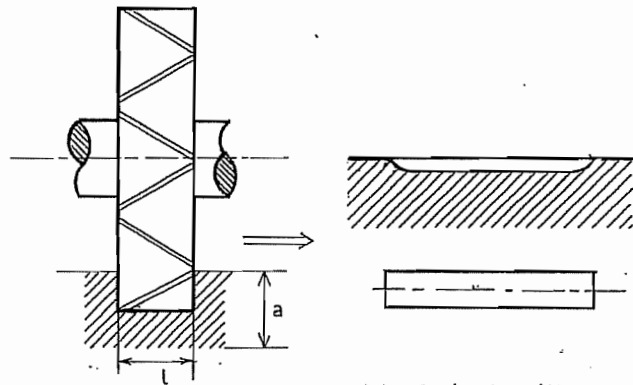


FIG. 72



A la fraise (3 tailles)

FIG. 73

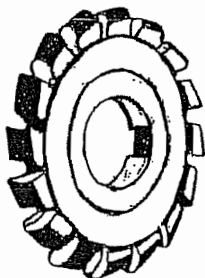


FIG. 74

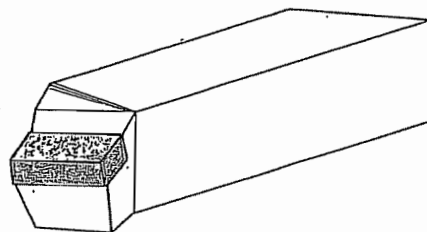


FIG. 75

de laminage ou de fonderie : dans ce cas, le fraisage en avalant mènerait à l'endommagement rapide de la fraise.

## 7.5 – Quelques types de fraises

La fraise de la figure 67 est dédiée au travail en roulant, comme le montre l'emplacement de ses inserts en carbure de tungstène. Elle est donc, contrairement à la fraise à deux tailles de la figure 58, incapable de plonger en bout dans la pièce.

La fraise de la figure 68, comme d'ailleurs les fraises de la figure 69, est une fraise à surfacer, encore appelée *tourteau*, par allusion au crabe du même nom. Son application est le surfacage de plans.

La fraise de la figure 70 est une fraise à rainurer, encore appelée *fraise-doigt* ou, en région wallonne, *bedon*. Une de ses applications est l'usinage d'une rainure de clavette dans un arbre. La rainure ainsi découpée est à angle vif en son fond, mais son extrémité est circulaire au rayon de la fraise (*fig. 71*).

Une autre manière de faire une telle rainure consiste à utiliser une *fraise à trois tailles* (*fig. 72*). La rainure correspondante a son fond au rayon de la fraise, mais son extrémité est droite (*fig. 73*).

La fraise représentée en figure 74 est une *fraise au module*, découpant dans une roue dentée l'espace compris entre deux dents. Pour tailler la roue complète, on présente la pièce à l'outil dans toutes les positions successives des entre-dents à l'aide d'un *appareil diviseur*. Il est à noter que le profil de l'entre-dent dépend, pour un même module, du nombre de dents. Comme on ne peut raisonnablement envisager une fraise différente pour chaque nombre de dents, on se contente d'une approximation sur le profil, ce qui mène à un jeu de 8 fraises pour chaque module.

## 8. Sur la constitution des outils

Les outils peuvent évidemment être monoblocs. C'est le cas des outils de forme, le plus souvent en acier rapide. Plus récemment sont apparues les petites fraises monoblocs en carbure de tungstène. Il a fallu pour cela qu'apparaissent sur le marché les carbures micro-grains de bonne résilience (les carbures de génération ancienne étaient très fragiles). Mais la règle générale reste l'outil composite, formé d'un corps d'outil en acier portant une plaquette de carbure de tungstène ou de céramique. C'est une application du vieux principe de la *qualité locale* : le corps d'outil résiste bien à la flexion et la plaquette apporte ses qualités de coupe. Nous discuterons de la liaison de ces deux parties dans le cas des outils de tour, pour fixer les idées sur un cas simple.

Il existe en construction des machines trois grands types de liaisons : liaison permanente *par apport de matière* (soudure, brasure), liaison *par effet d'obstacle* et liaison *par adhérence*. Ces trois grands types de liaisons se retrouvent dans la constitution des outils. La figure 75 montre un outil dont la plaquette est brasée. La brasure est généralement du bronze Tobin. L'inconvénient de ce type d'outil, pratiquement disparu, est que la plaquette ne peut être

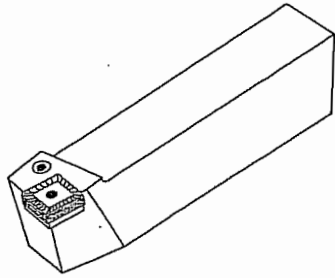


FIG. 76

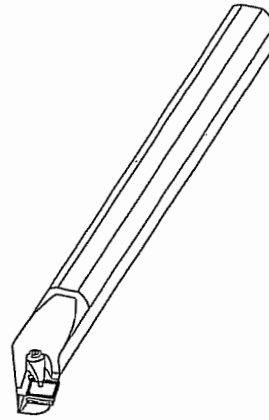


FIG. 77

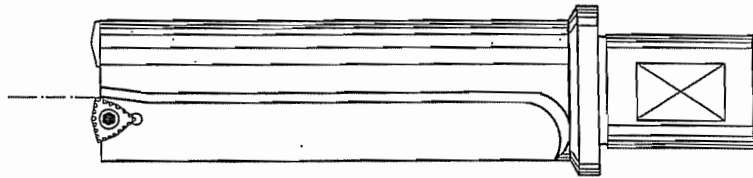


FIG. 78

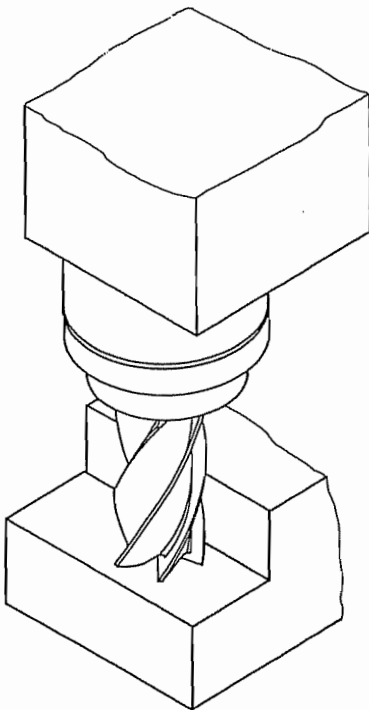


FIG. 79

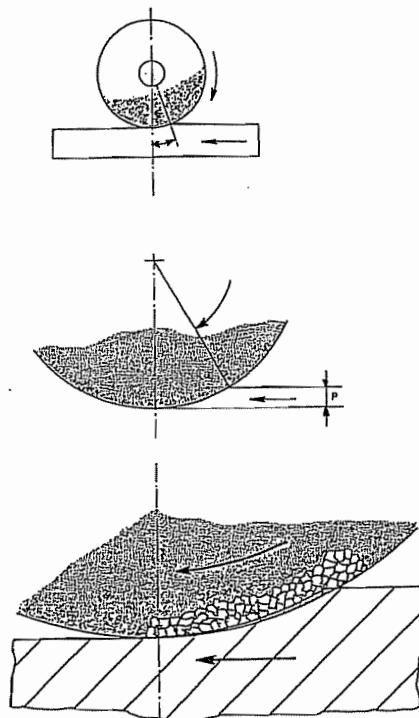


FIG. 80

remplacée simplement. Dans l'outil de la figure 76, la plaquette tient à l'aide d'un pion central. Cette liaison par effet d'obstacle est unilatérale, ce qui suffit néanmoins, car l'effort de coupe a toujours la même direction. L'outil de la figure 77 possède une plaquette qui ne tient que par adhérence sous l'effet d'un doigt presseur. Ce genre d'outil dont le corps est octogonal et appelé *outil rond* et sert en alésage.

Pour illustrer le fait que les outils peuvent parfois avoir une forme inattendue *a priori*, la figure 78 illustre un foret à deux plaquettes de carbure, l'une pour le centre et l'autre pour la périphérie. On notera les larges goujures droites. Ce genre de foret se rencontre notamment en forage profond. Il passe alors par le corps d'outil de l'huile qui, injectée en bout de foret, ramène les copeaux vers l'arrière. L'huile de retour est alors filtrée des copeaux qu'elle contient (magnétiquement, par exemple), puis renvoyée dans le foret.

## 9. Rectification

### 9.1 – Généralités

Les outils rencontrés jusqu'ici présentaient des arêtes de coupe à géométrie bien définie, comme la fraise représentée en figure 79. L'outil de rectification est la *meule*, composée de grains très durs (alumine, par exemple), agglomérés. Chaque grain est un outil élémentaire, mais de position et de géométrie *indéterminés*. Le travail à la meule s'appelle *rectification* parce qu'à l'origine, il a été conçu pour corriger les défauts provenant des traitements thermiques. C'est que la transformation martensitique que l'on rencontre au cours de la trempe déforme le réseau cristallin. A l'heure actuelle, la rectification est devenue un procédé standard de finition des pièces précises.

### 9.2 – Les meules

Le mouvement de coupe des meules est toujours circulaire. Le mouvement d'avance est généralement donné à la pièce, sauf dans le cas du travail en plongée. La meule tourne très vite, de l'ordre de 25 m/s. Le mouvement d'avance est q fois plus lent, avec q souvent égal à 60, ce qui donne donc 25 m/min. Comme le montre la figure 80, chaque grain a un trajet relativement long à faire dans la pièce. Pendant tout ce chemin, le microcopeau qu'il découpe doit être stocké dans les vides de la meule. Il ne pourra en effet en être éjecté qu'à la sortie du grain de la pièce. Ainsi, les meules sont composées de trois choses :

- Les *grains* durs qui coupent. Les plus courants sont l'*alumine*  $Al_2O_3$  (corindon) et le *carbure de silicium*. Les abrasifs extra-durs, *nitrure de bore cubique* (borazon) et *diamant* sont moins utilisés en raison de leur coût. L'alumine correspond à 80% du marché des meules ;
- Le *liant* qui permet aux grains de tenir ensemble. Il peut être céramique, résinoïde, caoutchouteux ou même métallique ;
- Les *pores*, destinés à stocker les microcopeaux,

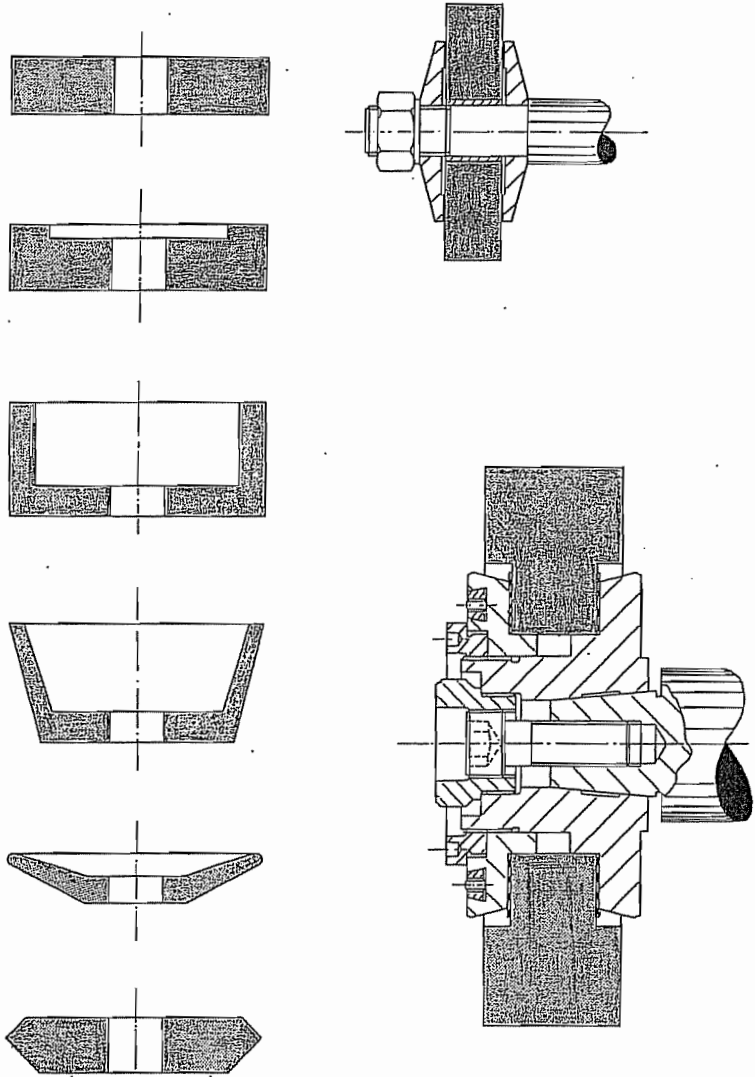
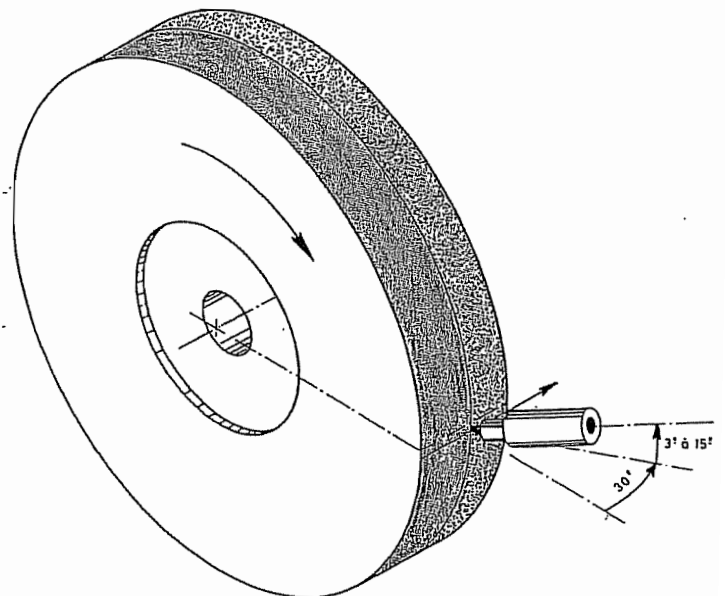


FIG. 81

FIG. 82



et le volume total est donc donné par

$$V_{total} = V_{grains} + V_{liant} + V_{pores}$$

Plus le volume de pores est grand, plus la meule est dite *ouverte*, ce qui signifie qu'elle s'encrassera moins facilement.

### 9.3 – Forme des meules ; leur montage

Les meules peuvent avoir les formes les plus diverses, comme le montre la figure 81, où l'on voit de haut en bas deux meules plates, deux meules-boisseaux destinées à travailler de face, une meule-assiette, et une meule taillée à angle. Le montage classique des meules se fait entre deux flasques qui la serrent. Comme les meules tournent très vite, il est nécessaire de les équilibrer statiquement pour en supprimer le balourd. Il existe toujours, dans les ateliers de rectification, un banc d'équilibrage statique constitué de deux règles horizontales sur lesquelles on pose la meule montée, de manière à repérer la position du balourd, que l'on corrige avec des masselottes.

### 9.4 – Usure des meules ; leur retailage

Lors du travail de la meule, les grains s'émousent, c'est-à-dire qu'ils perdent progressivement leur qualité tranchante. La force nécessaire à la coupe par un grain croît avec leur émoussement. Il peut en résulter deux phénomènes distincts :

- Soit le grain se rompt, et présente alors un nouveau tranchant vif ;
- Soit le grain se détache et découvre un nouveau grain très tranchant.

Ces deux phénomènes participent à ce que l'on appelle l'*auto-affûtage* de la meule. Malheureusement, il en résulte également une modification locale de la forme de la meule qui, vu son caractère aléatoire, finit par résulter en des ondulations de la surface. Ceci provoque des vibrations dans le processus de coupe. Il est alors nécessaire de *retailer* la meule, ce qui se fait à l'aide d'un *diamant*, car il faut être capable de couper les grains. Il s'agit bien entendu de diamant industriel, c'est-à-dire dépourvu de la belle eau qui fait la valeur du diamant de bijouterie. Le prix de ce type de diamants est tout à fait abordable. Le diamantage de la meule se fait sur la rectifieuse même (*fig. 82*), en singeant le travail d'un tour.

Il convient de remarquer que le processus d'usure de la meule a pour conséquence qu'elle projette constamment des grains ou des morceaux de grains. Ces grains quittent la meule à grande vitesse et peuvent provoquer de graves accidents s'ils atteignent un oeil de l'opérateur. C'est pourquoi *la loi prescrit l'obligation de porter des lunettes de protection*. En outre, il faut éviter de rester dans le champ de la meule.

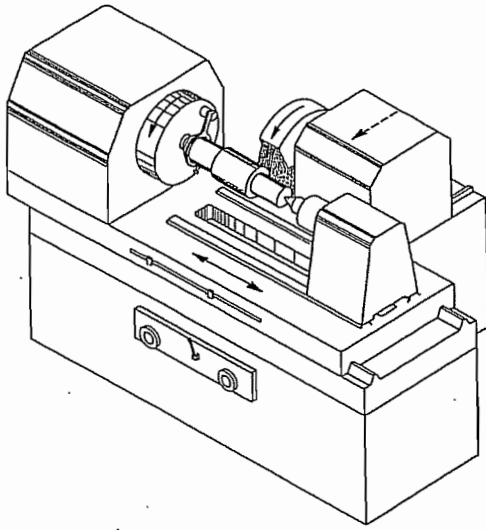


FIG. 83

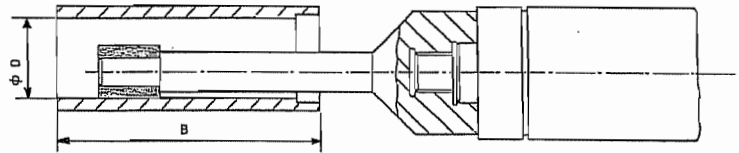
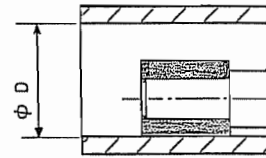
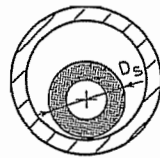


FIG. 84

$$\frac{B}{D} < 4$$



$$\frac{D_s}{D} < 0,8$$

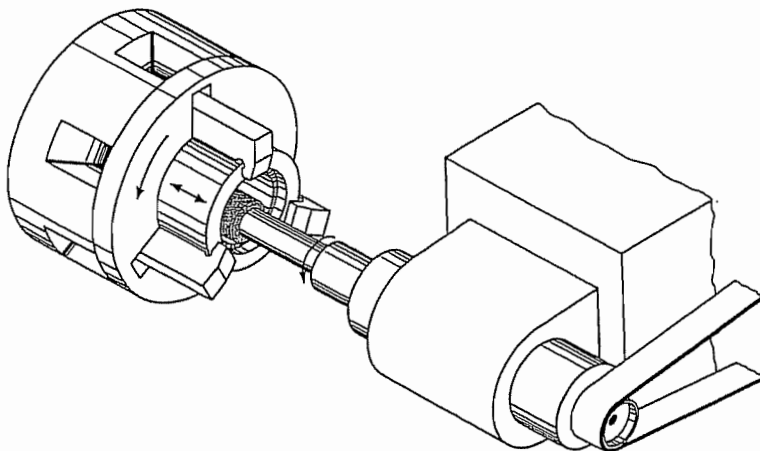


FIG. 85



## 9.5 – Rectifieuse cylindrique

La figure 83 schématise une rectifieuse cylindrique. Cette machine, bien qu'ayant quelques ressemblances avec un tour parallèle, en diffère par plusieurs points.

- Tout d'abord, La poupée motrice et la contre-poupée sont montées sur un *berceau* et c'est ce berceau qui se déplace lors du mouvement d'avance longitudinal. La figure montre les glissières pour la compréhension, mais en réalité, le berceau doit être prolongé de manière à maintenir les glissières constamment couvertes, sans quoi des grains de meule pourraient atterrir sur la glissière et l'user lors des courses du berceau.

- Dans le montage entre pointes, *les deux pointes sont fixes* de manière à matérialiser l'axe de la pièce sans les inévitables erreurs provenant de roulements. Pour limiter l'usure des pointes, celles-ci sont trempées. En outre, on remplit les trous de pointe de la pièce de graisse (suif) pour lubrifier le contact. L'entraînement de la pièce se fait à l'aide d'un toc, comme au tour, mais souvent avec quelques précautions supplémentaires que nous ne décrirons pas ici.

- Comme sur le tour, il est possible de travailler en l'air en utilisant un mandrin. Mais il existe aussi un *plateau magnétique* capable de maintenir une pièce ferromagnétique (acier ferritique-perlitique, nickel, cobalt, mais pas les aciers austénitiques).

La figure 83 illustre le travail en cylindrage par avance longitudinale. Mais on peut aussi travailler en plongée. Dans ce cas, le berceau reste fixe et l'avance est donnée à la meule.

## 9.6 – Rectification cylindrique en intérieur

La rectification intérieure se fait avec de petites meules en bout. Il existe quelques règles à respecter pour obtenir un bon résultat (*fig. 84*) :

- Le rapport B/D entre la longueur B de l'alésage à rectifier et son diamètre ne devrait pas excéder la valeur B/D = 4. Ceci afin d'éviter une trop grande flexion de l'arbre porte-meule qui compromettrait la précision de la cote.

- Le rapport entre le diamètre D<sub>s</sub> de la meule et le diamètre D de l'alésage ne devrait pas excéder D<sub>s</sub>/D = 0,8 de manière à éviter un coincement relatif du couple meule-pièce en raison d'une trop forte osculation.

Le montage de rectification intérieure est représenté en figure 85. La broche porte-meule est une broche à *grande vitesse*. En effet, la vitesse *tangentielle* de coupe doit toujours être de l'ordre de 25 m/s, quel que soit le diamètre de la meule. Ainsi, pour une meule de 10 mm de diamètre, la fréquence de rotation donnant 25 m/s, soit 1500m/min est donnée par

$$N = \frac{1500}{\pi \cdot 0,010} = 47750 \text{ tr / min}$$

Il n'est pas rare de voir des broches de rectification capables de tourner à 40 000 tr/min.

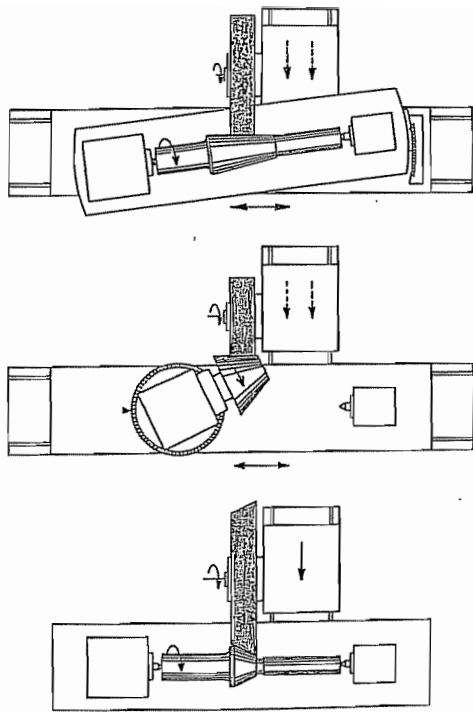


FIG. 86

a

b

c

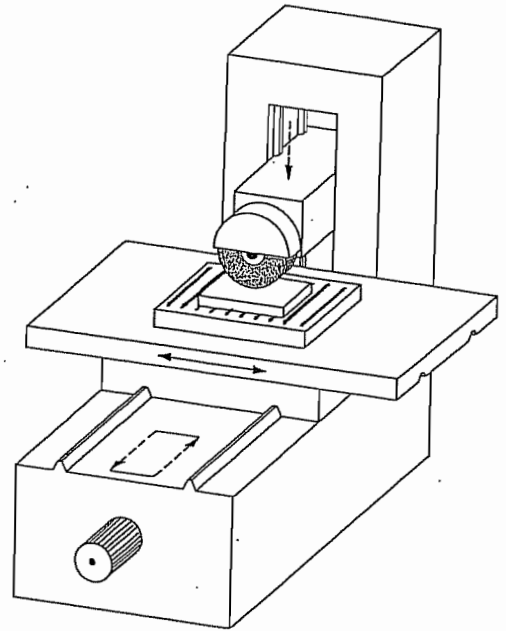


FIG. 87

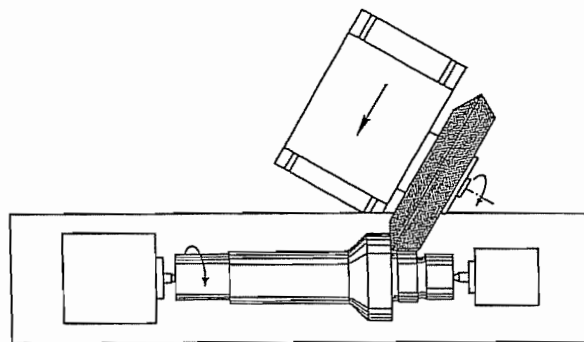


FIG. 88

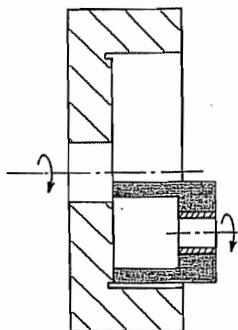


FIG. 89

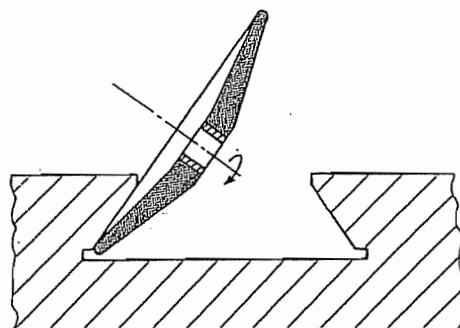


FIG. 90

## 9.7 – Rectification d'un cône extérieur

Comme en tournage, il existe trois façons de rectifier un cône (*fig. 86*).

a) Les cônes longs peuvent s'obtenir en tournage par excentrement de la contrepointe. L'équivalent de cette procédure s'obtient en rectification par inclinaison du berceau portant les poupées. Il n'y a donc plus de problème de contact entre les pointes et les trous de pointes.

b) Les cônes moyens peuvent être obtenus par inclinaison de la poupée fixe.

c) Les cônes courts ou accidentels peuvent être obtenus à l'aide d'une meule de forme conique.

## 9.8 – Rectification plane

La rectification plane reproduit les mouvements du fraisage en roulant. Le mouvement d'avance continu selon le grand axe X de la table est combiné à un mouvement d'avance discontinu en fin de course. La machine correspondante est schématisée en figure 87.

## 9.9 – Dégagements ou sorties d'outils

Il est impossible d'obtenir un angle rentrant à la meule, d'une part parce que les grains ont une épaisseur et d'autre part parce que les angles de la meule s'émoussent rapidement. Ainsi, le travail représenté en figure 88 consiste à rectifier simultanément la portée de calage d'un roulement et l'épaulement adjacent qui matérialise la position axiale du roulement. Comme le rayon d'arrondi de la bague de roulement est petit, il est illusoire d'en obtenir un plus petit encore à la meule. On préfère donc creuser préalablement une saignée à fond circulaire dite *dégagement*, qui élimine le problème et permet même de caler sur la portée une bague sans arrondi.

De la même façon, la figure 89 montre le dressage d'un fond de tambour à l'aide d'une meule-boisseau travaillant de face. Là encore, un dégagement rend cette surface indépendante de la partie cylindrique de la pièce.

Un troisième exemple, illustré par la figure 90, est la rectification d'une queue d'aronde femelle à l'aide d'une meule-assiette. Grâce au dégagement pratiqué, la queue d'aronde femelle pourra recevoir une queue d'aronde mâle quel que soit le chanfrein de ses bords et même s'il est inexistant.

Cette technique de dégagement, qui rend les surfaces adjacentes indépendantes, est très largement utilisée.

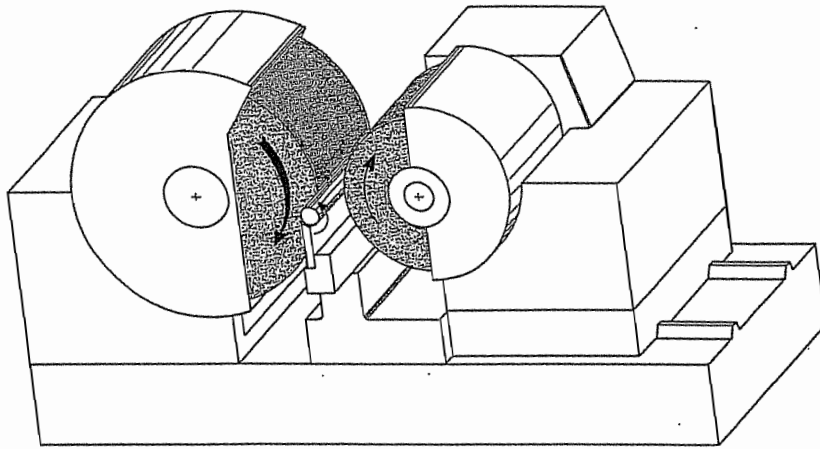


FIG. 91

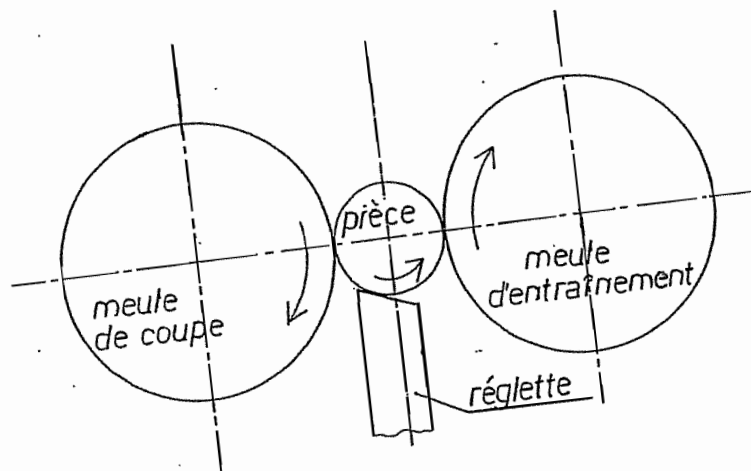


FIG. 92

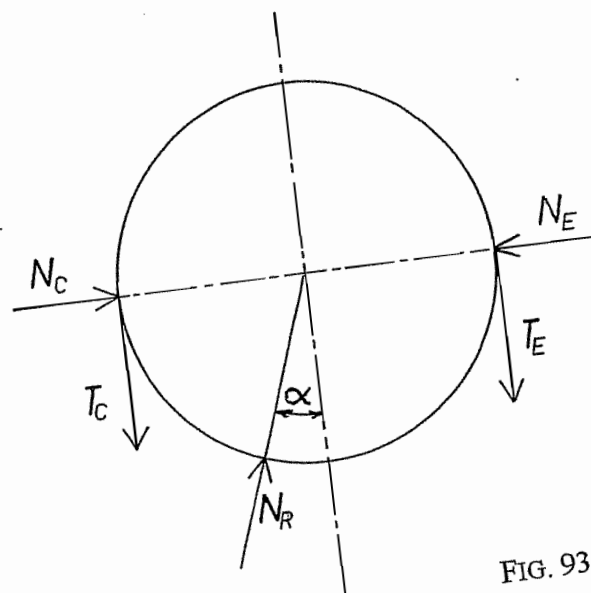


FIG. 93

## 9.10 – Rectification sans centres (*centerless*)

Les pièces minces se prêtent mal à une prise entre pointes. On utilise alors un autre procédé, dit *rectification sans centres* où la pièce repose sur une réglette inclinée, à sa vitesse imprimée par une *meule d'entraînement* ou mieux, *de régulation*, sur laquelle elle roule sans glisser, pendant que travaille la meule de coupe qui lui est opposée (*fig. 91*).

L'analyse du processus repose sur le fait expérimental suivant : le contact d'une meule avec une pièce est bien décrit par la loi de frottement de Coulomb, avec un coefficient de frottement assez élevé, de l'ordre de 0,3. Cela étant (*fig. 92*), la meule de coupe tourne avec une vitesse périphérique bien plus grande que la pièce (facteur 60), donc la force tangentielle  $T_C$  qu'elle applique sur la pièce est orientée vers le bas, et vaut

$$T_C = \mu N_C$$

où  $N_C$  est l'effort normal, et  $\mu$ , le coefficient de frottement. Pour ne pas compliquer les choses, nous supposerons que l'effort de frottement à la meule d'entraînement est le même qu'à la meule de coupe. Mais vu qu'à la meule d'entraînement, il y a roulement sans glissement, on ne peut connaître *a priori* l'orientation de la force tangentielle. Nous l'orienterons arbitrairement vers le bas, quitte à la trouver négative si c'est le mauvais sens. On peut seulement affirmer que l'inégalité suivante est vérifiée :

$$|T_E| \leq \mu N_E$$

Quant au contact entre la pièce et la réglette, il présente un coefficient de frottement nettement inférieur, de l'ordre de 0,08. On ne commettra donc pas une grande erreur en l'assimilant à un contact sans frottement. On obtient ainsi le schéma de la figure 93.

L'équilibre de rotation autour de l'axe de la pièce implique alors

$$T_C = T_E$$

ce qui signifie en particulier que le sens choisi pour  $T_E$  était le bon : ainsi, la meule d'entraînement *freine* la pièce et c'est pourquoi il est plus correct de parler de *meule de régulation*.

Une conséquence immédiate des résultats précédents est

$$N_E > \frac{T_E}{\mu} = \frac{T_C}{\mu} = N_C$$

c'est-à-dire que l'effort normal à la meule d'entraînement doit être *strictement supérieur* à l'effort normal à la meule de coupe. Or, l'équilibre de translation horizontale s'écrit

$$N_C + N_R \sin \alpha = N_E$$

On en déduit que l'angle  $\alpha$ , qui vérifie

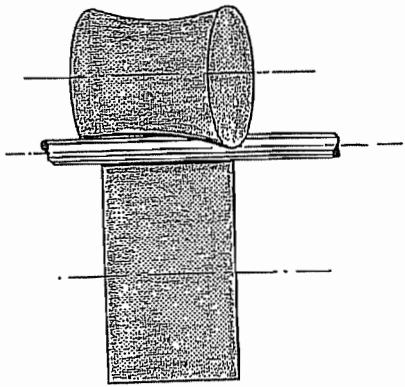


FIG. 94

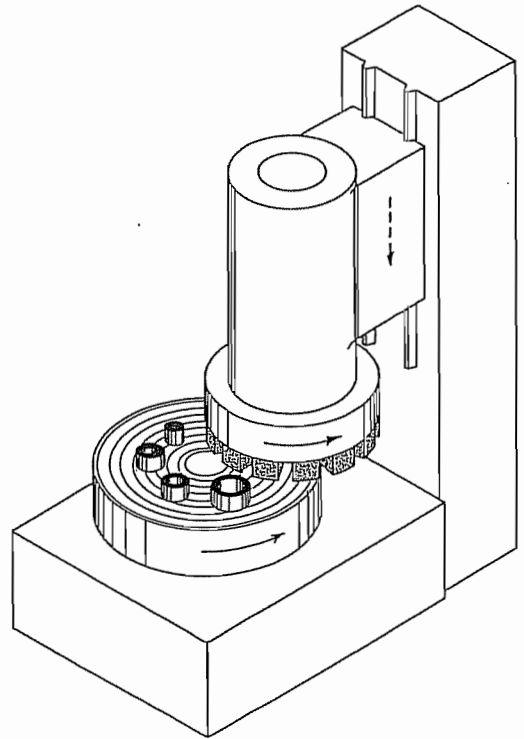


FIG. 95

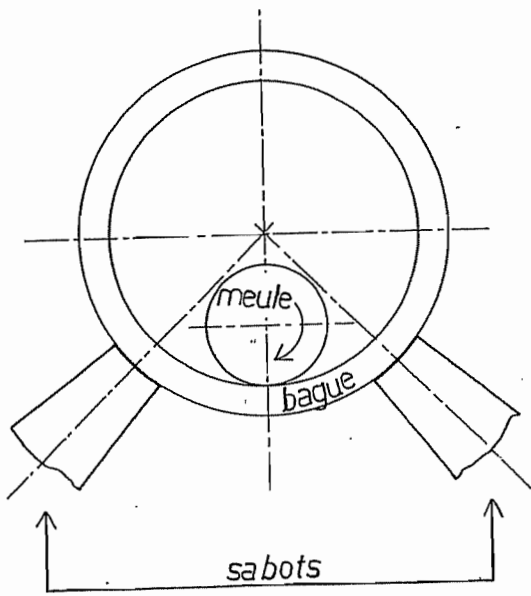


FIG. 96

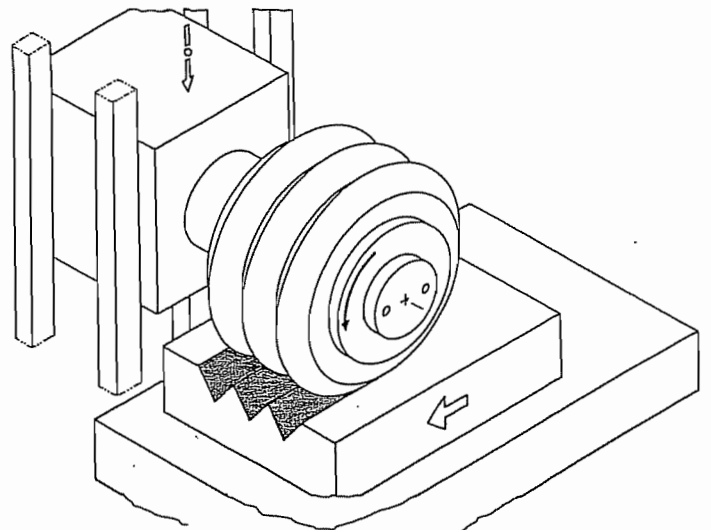


FIG. 97

$$\sin \alpha = \frac{N_E - N_C}{N_R}$$

doit être strictement positif, c'est-à-dire *que la réglette doit effectivement être inclinée de manière à avoir son point le plus bas du côté de la meule d'entraînement.*

Tout ce qui précède s'applique au régime établi. Au *démarrage*, la meule de coupe est en retrait et la pièce tient en équilibre entre la réglette inclinée et la meule d'entraînement. C'est le seul moment où cette dernière entraîne effectivement la pièce.

### 9.11 – Rectification en enfilade

Une variante de la rectification sans centre est la rectification en enfilade (*fig. 94*), processus dans lequel la meule d'entraînement est inclinée par rapport à la pièce, de manière à imprimer à celle-ci un mouvement longitudinal. Ceci permet de rectifier de longues barres qui se vendent prérectifiées (STUB). Le contact entre la meule d'entraînement et la pièce doit être *linéaire* et non pas ponctuel. Pour cela, il faut tailler la meule d'entraînement en forme d'hyperboloïde de révolution (directrice circulaire et génératrice droite, gauche avec l'axe de rotation). Le lecteur est invité à imaginer un processus de taillage de cette forme.

### 9.12 – Rectification plane sur plateau tournant

La figure 95 illustre un procédé fréquemment utilisé pour rectifier les faces planes des bagues de roulements. Plusieurs bagues sont posées simultanément sur un plateau magnétique tournant. La meule, qui travaille en bout, est composée de segments.

### 9.13 – Rectification en sabot

Une autre difficulté de la réalisation de bagues de roulements est d'obtenir la concentricité entre l'extérieur et l'intérieur de la bague. Cette concentricité doit être très précise, sans quoi l'arbre est mal centré ou ne tourne pas rond, selon la bague concernée. Or, dans ce type de pièce, le centre n'a pas d'existence matérielle. Pour y suppléer, on procède comme suit : dans un premier temps, on rectifie la surface extérieure ; dans un second temps, on applique la bague sur le plateau magnétique *faiblement magnétisé* et le centrage se fait par appui de la surface extérieure sur deux *sabots* en métal dur. Ces sabots, matérialisant deux tangentes, définissent le centre de manière univoque (*fig. 96*).

### 9.14 – Rectification dans la masse

On a assisté, il y a quelques années, au développement du procédé de *rectification dans la masse* qui consiste à utiliser directement la rectification pour donner la forme de la pièce (*fig. 97*). Il faut tout de même souligner que l'énergie spécifique de coupe (énergie nécessaire pour enlever un volume unitaire de matière) est *dix fois* plus élevée pour le copeau gratté de la rectification que pour le copeau coupé des machines comme le tour ou la fraiseuse. Si l'on

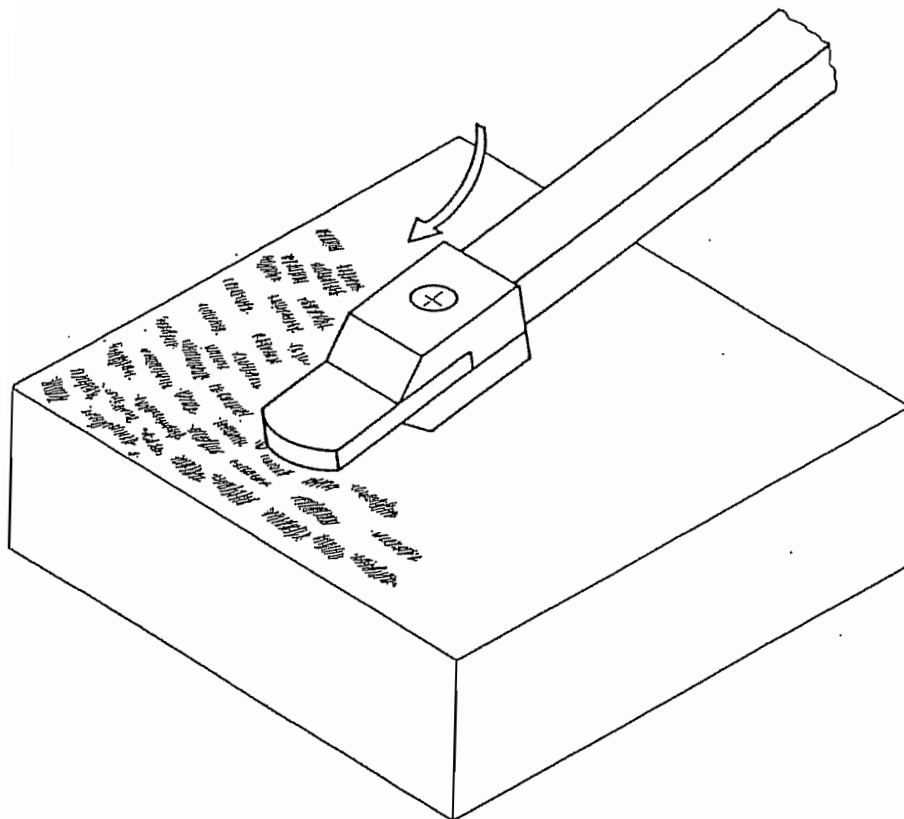


FIG. 98

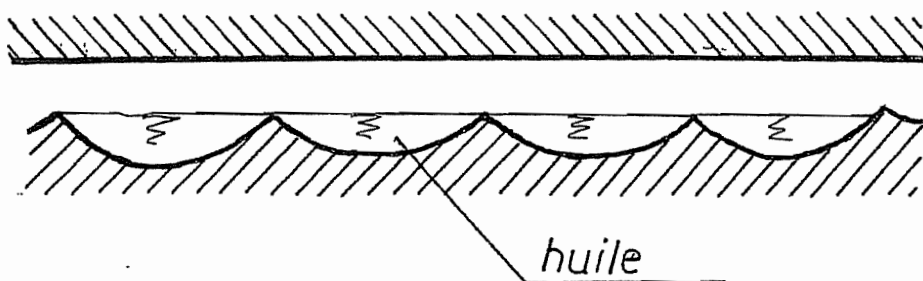


FIG. 99



ajoute à cela l'usure relativement rapide des meules, on se rend compte que ce procédé doit être réservé à des opérations assez spéciales.

## 10. Grattage

Le grattage est un procédé de haute finition *manuel*. L'outil, appelé grattoir, est mû par l'ouvrier de manière à gratter la surface (*fig. 98*). Il en résulte une surface formée d'un ensemble de petites cuvettes adjacentes. Cette propriété est recherchée dans le cas des glissières de machines-outils de précision. En effet, ces cuvettes sont autant de petits réservoirs d'huile et la pente existant au voisinage du sommet de la cuvette forme un profil conduisant à ce que l'on appelle un *coin d'huile* (*fig. 99*). Il en résulte une pression hydrodynamique qui soulage le contact des deux surfaces et réduit donc l'usure, principale ennemie de la précision des machines-outils.

La question est alors de savoir comment *vérifier* la planéité de la surface. A cette fin, on se sert d'un *marbre*, qui est une surface plane, souvent en fonte, nervurée par-dessous pour être suffisamment rigide. On enduit le marbre de colorant et on le met en contact avec la pièce à vérifier. La surface de contact se colore en fonction des contacts avec le marbre, ce qui permet de déduire la position des sommets et des creux et de gratter en conséquence. (Le dentiste fait de même après avoir obturé une dent, de manière à vérifier l'uniformité de l'occlusion de la mâchoire. Il utilise pour ce faire un papier bleu).

On s'en rend compte, le grattage est difficile à réaliser et demande une main d'œuvre hautement spécialisée, coûteuse, et de plus en plus difficile à trouver. Il est vrai qu'à l'heure actuelle, le grattoir est souvent mû électriquement suivant un mouvement de va et vient, mais c'est dans une machine portable guidée par l'ouvrier dont l'habileté et l'expérience continuent d'être la clef du succès de l'opération.

Il reste à répondre à une interrogation : comment réalise-t-on le marbre, outil indispensable au travail ? Le marbre est lui-même gratté après rabotage, et il est vérifié à l'aide d'un autre marbre. Ceci, bien sûr, pose la question de la réalisation d'un marbre *originel*, c'est-à-dire réalisé sans l'aide d'un marbre préexistant. A cette fin, il faut réaliser 3 marbres, selon le procédé qui suit. On réalise d'abord un marbre A aussi bien que l'on peut, c'est-à-dire qu'il est vérifié à l'aide d'un régleur dans toutes les directions. On réalise alors un marbre B qui se conjugue avec le marbre A pour une orientation donnée, en variant la position suivant cette direction par glissement. Ceci fait, on les met aussi en contact dans la direction perpendiculaire, ce qui permet de corriger l'erreur commune de forme cylindrique. L'erreur résiduelle sur les deux marbres est alors approximativement sphérique. On réalise alors un troisième marbre qui entre parfaitement en contact avec le marbre A. Donc, les marbres B et C sont approximativement identiques. En les mettant en contact, on peut détecter l'erreur sphérique, qui se manifeste par un contact ponctuel au centre ou un contact à la périphérie seulement.

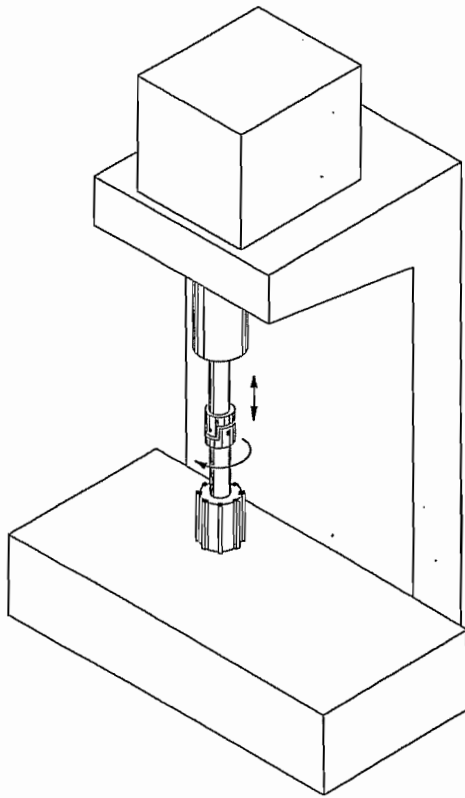


FIG. 100

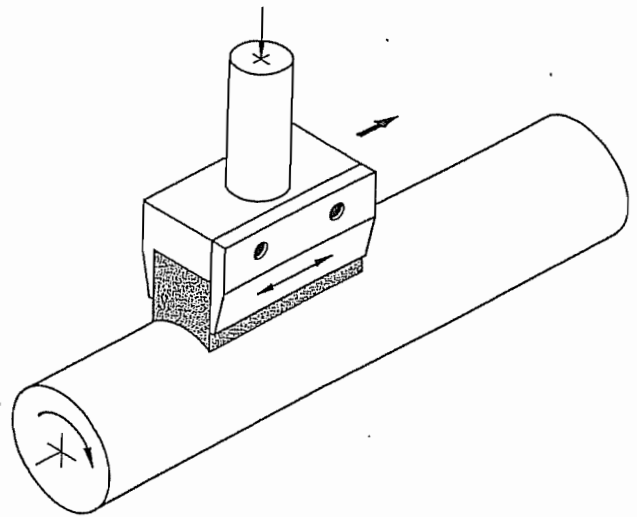


FIG. 101

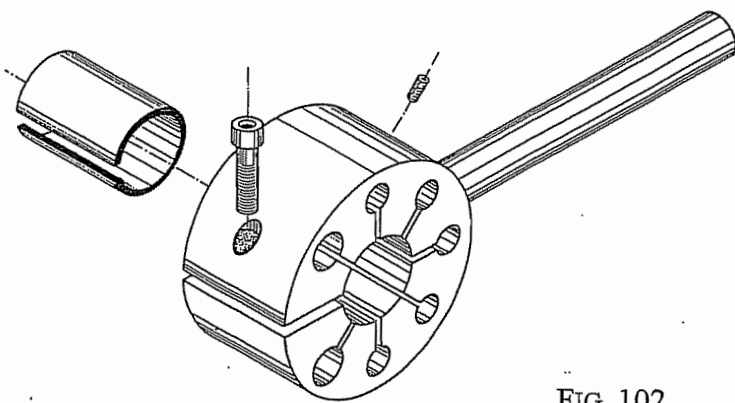


FIG. 102

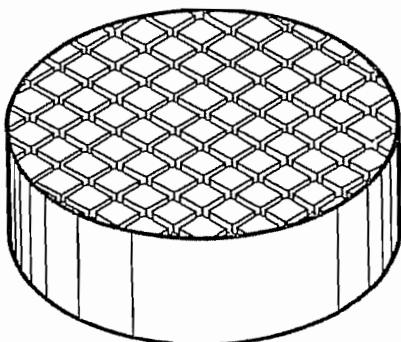


FIG. 103

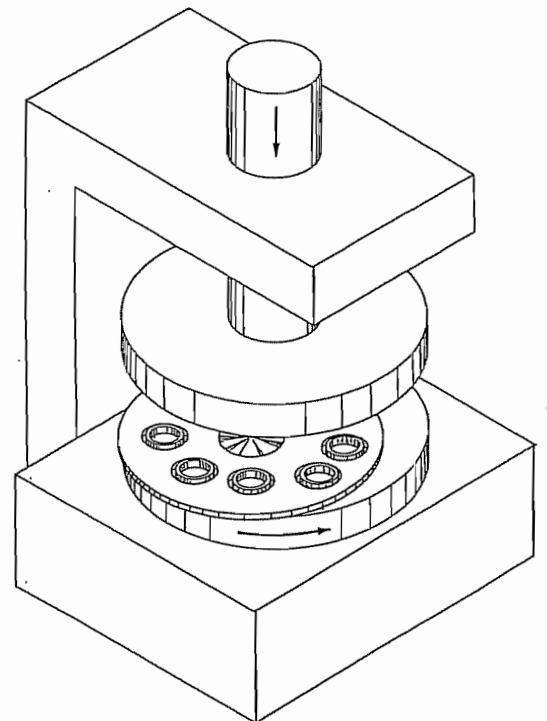


FIG. 104

## 11. Honage ou rodage à la pierre

Le honage consiste à apporter une haute finition à la pièce à l'aide de pierres abrasives. A vrai dire, ce procédé a toujours existé et continue d'exister sous forme manuelle, pour la finition des matrices d'emboutissage : on frotte des pierres abrasives sur la surface préalablement usinée (*pierrage*). En dehors de cette application particulière, le honage est généralement mécanique. La figure 100 illustre le honage d'un cylindre creux (non représenté). L'outil est un ensemble de pierres longues montées sur un cylindre. Ces pierres sont généralement montées sur caoutchouc, car l'outil n'est pas censé définir la cote de la pièce, mais seulement améliorer sa cylindricité et son état de surface. Pour que l'outil s'aligne automatiquement dans l'alésage, il est monté articulé sur son arbre. Volontairement, on tend à obtenir non pas une rugosité à traits circulaires comme le tournage et la rectification, mais une rugosité à traits croisés. C'est pourquoi l'outil est animé non seulement d'un mouvement de rotation, mais encore d'un mouvement de *réciprocation* selon l'axe (va-et-vient). A ce niveau, on peut encore distinguer le honage rapide, où la rotation est rapide, et le honage lent, où la rotation est lente et la réciprocation rapide. Ce dernier a été introduit par le constructeur automobile Chrysler juste avant la seconde guerre mondiale, sous le nom de *superfinish*.

La figure 101 illustre le honage en extérieur. Il existe du reste des montages spéciaux permettant de honer les manetons de vilebrequin, avec des bras porte-outil suivant le mouvement du maneton, et bien d'autres raffinements du procédé.

Le honage se fait toujours en présence d'un fluide de coupe.

## 12. Rodage proprement dit

Le rodage proprement dit fait usage non pas de pierres mais d'abrasif pulvérulent. La figure 102 représente un *rodoir* destiné à roder une pièce du type arbre. Le porte-outil est composé d'un moyeu rendu élastique par des fentes, et d'un manche. Il enserre un manchon préalablement chargé d'abrasif pulvérulent en suspension dans un liquide. On donne à l'ensemble un mouvement par rapport à la pièce combinant de manière aussi aléatoire que possible une rotation et une translation : le but est d'obtenir une rugosité *apériodique*.

Le rodage plan se fait à l'aide d'un plateau strié (*fig. 103*) enduit de la suspension abrasive, sur lequel on fait subir à la pièce des translations aléatoires.

Les deux cas considérés ci-dessus correspondent à une mise en mouvement manuelle. Mais il est également possible, dans certains cas, de travailler à la machine. Ainsi, la machine représentée à la figure 104 permet le rodage simultané des faces de plusieurs bagues. Les bagues sont entraînées par un plateau percé qui tourne en excentrique par rapport aux deux plateaux qui tournent pour les roder de part et d'autre. Le mouvement relatif correspondant, très complexe, peut être assimilé à un mouvement aléatoire.

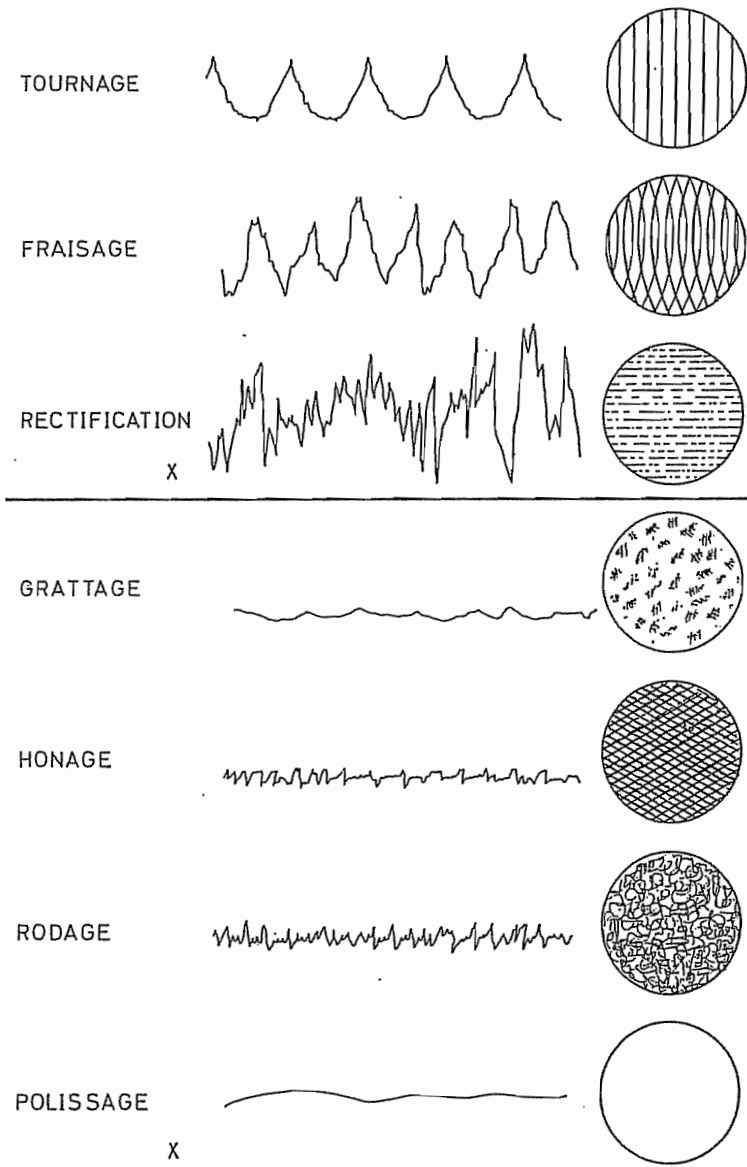


FIG. 105

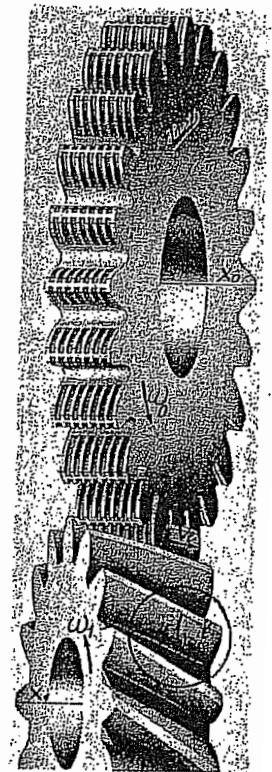


FIG. 106

## 13. Polissage

Le polissage est exclusivement destiné à améliorer l'état de surface, de manière à obtenir ce qu'il est convenu d'appeler le *poli miroir*, ce qui signifie que la surface reflète les images de manière satisfaisante pour la vue. Sont ainsi polies les billes de roulement par exemple. Pour arriver à ce résultat, on utilise une pâte abrasive et des tissus ou du cuir, souvent dans une machine appropriée. En particulier, le polissage des billes de roulements se réalise en faisant tourner les billes pendant quatre heures dans de petits tonneaux contenant de petits morceaux de cuir.

## 14. Comparaison des états de surface obtenus par divers procédés d'usinage

La figure 105 permet de se faire une idée des états de surface obtenus par divers procédés d'usinage. Elle représente chaque fois le *profil* des rugosités à gauche et son aspect vu par-dessus à droite. On notera que les trois premiers procédés, tournage, fraisage et rectification, donnent lieu à une rugosité dont les stries ont une orientation précise, tandis que les autres non. Dans le cas du polissage, il n'y a plus de stries visibles.

## 15. Procédés particuliers de finition

Nous regrouperons sous cette rubrique quelques procédés servant à résoudre des problèmes particuliers.

### 15.1 – Le rasage (*shaving*)

Lors de la réalisation de roues d'engrenages par génération à l'outil crémaillère ou à l'outil pignon, on obtient le profil des dents sous forme de facettes. Il faut encore casser les arêtes, ce qui se fait avec un outil reproduisant la forme exacte des dents, et formé de lames successives comme les rasoirs à barbe modernes (*fig. 106*). Il est donc naturel d'appeler ce procédé rasage ou en anglais, shaving.

### 15.2 – Le tonnelage

Les pièces usinées comportent souvent des *bavures* provenant du fait que lorsque l'outil sort de la pièce, il vient un moment où la matière devant lui devient si mince qu'elle se courbe devant l'outil au lieu d'être coupée. Ceci a lieu surtout avec les matériaux très ductiles. Ces bavures, outre qu'il s'agit de défauts pouvant gêner les assemblages, sont coupantes et peuvent donc blesser l'opérateur. Un des moyens de les éliminer consiste à placer quelques pièces dans un tonneau incliné, au milieu de graviers naturels ou artificiels. La rotation du

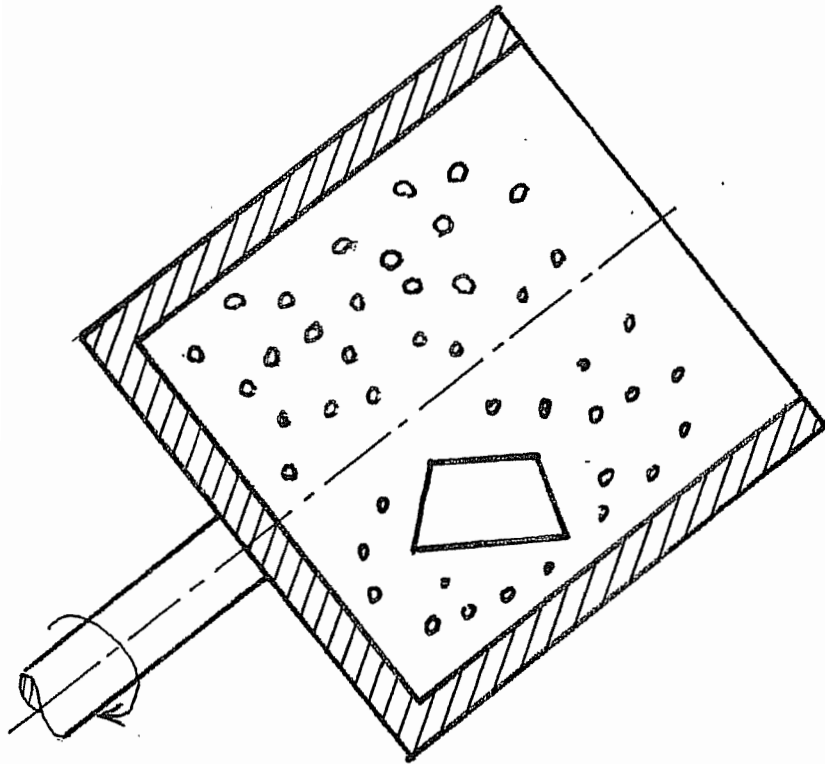


FIG. 107

tonneau autour de son axe incliné provoque alors le frottement des graviers sur les pièces et l'élimination des bavures (*fig. 107*).

Il va de soi qu'en fabrication unitaire, on peut se contenter d'éliminer les bavures avec un grattoir ou une lime. Le procédé de tonnelage s'applique à la fabrication en série de pièces de dimensions relativement petites (elles doivent entrer dans le tonneau).

### 15.3 – Le sablage

Le sablage consiste à projeter sur la pièce du sable ou tout autre abrasif pulvérulent. La pièce est placée dans une cabine percée de deux trous munis de gants pour les mains de l'opérateur qui dirige le jet de sable sur la pièce. On utilise notamment ce procédé pour supprimer la croûte acquise par la pièce lors d'un traitement thermique.

### 15.4 – Le grenailage

Ce procédé diffère du précédent par le fait qu'on projette de très petites billes, non nécessairement abrasives. Ce procédé est utilisé pour enlever la *couche blanche* laissée sur la pièce par le procédé d'électroérosion. Il est également utilisé dans la fabrication des ressorts pour créer à la surface de la pièce des contraintes résiduelles de compression qui sont bénéfiques en fatigue.

## 16. Bibliographie

1. H. GERLING – *Les machines outils*.  
Eyrolles, Paris, 1978
2. A. CAMPA. J. ROLLET – *Technologie professionnelle générale pour les mécaniciens*.  
Tome 3 : *Procédés d'usinage*.  
Foucher, Paris, 1971.
3. R. NADREAU – *Le tour et la fraiseuse*.  
Chez l'auteur, Paris, 1961.
4. R. NADREAU – *L'ajustage*.  
Chez l'auteur, Paris.
5. *Technologie de l'atelier et machines-outils*, par quelques professeurs.  
3<sup>e</sup> éd., Editions Erasme, Bruxelles, 1957.
6. G. PAQUET – *Guide de l'usinage*.  
Delagrave, Paris, 2000, ISBN 2-206-08222-5.
7. S.F. KRAR, J.W. OSWALD, J.E. St. AMAND – *Technology of machine tools*  
3d ed., Mc Graw Hill, Singapore, ISBN 0-07-Y6603-2.

8. R.R. KIBBE, J.E. NEELY, R.O. MEYER, W.T. WHITE – *Machine tool practices*  
Prentice Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, ISBN 0-471-84343-1
9. L. RIMBAUD, G. LAYES, J. MOULIN – *Guide pratique de l'usinage – 1 – Fraisage.*  
Hachette technique, Paris, 1992, ISBN 2-01-01 8900-0.
10. J. JACOB, Y. MALESSON, D. RICQUE – *Guide pratique de l'usinage – 2 – Tournage*  
Hachette technique, Paris, 1992, ISBN 2-01-018899-3.



DEUXIEME PARTIE

ELEMENTS DE  
THEORIE DE LA COUPE



# INTRODUCTION – OBJET DE LA THEORIE DE LA COUPE

La mise en œuvre pratique des processus de coupe nécessite plus que leur simple description. Il faut en outre garantir que le processus se passera correctement. Parmi les problèmes qui se posent, on peut noter les suivants, du reste partiellement imbriqués :

1. **Forces de coupe.** Il est important de pouvoir prévoir les forces de coupe parce qu'elles déterminent d'abord la *puissance nécessaire* de la machine-outil. En outre, les forces entrant en jeu auront pour effet secondaire de déformer la pièce pendant le travail, ce qui provoquera des erreurs de forme.

2. **Géométrie de l'outil.** La géométrie de l'outil aura une influence sensible sur sa tenue en service, ainsi que sur les efforts de coupe.

3. **Vitesse de coupe.** La vitesse de coupe influence à la fois la puissance nécessaire à la machine et la durée de vie de l'outil.

4. **Matériau de l'outil.** L'outil subit en service de forts échauffements, responsables en grande partie de son usure, et des efforts considérables, éventuellement avec chocs. Il doit rester suffisamment dur en service, tout en gardant une grande résilience.

5. **Dérive de la cote.** L'usure de l'outil se manifeste notamment par le fait que la cote réalisée évolue progressivement, toujours vers un accroissement de la matière laissée sur la pièce : c'est le phénomène de *dérive de la cote*, qui est une des raisons principales qui motivent la nécessité d'établir des tolérances.

6. **Durée de vie de l'outil.** Il est nécessaire, après un certain temps de fonctionnement de l'outil, de le réaffûter ou de le remplacer. Le temps de fonctionnement satisfaisant de l'outil est appelé *durée de vie de l'outil*. Le fait qu'il faille remplacer l'outil nécessite l'arrêt de la machine. En d'autres termes, le temps de remplacement de l'outil est un temps non productif. Il y a donc une discussion économique à faire, pour trouver une vitesse de coupe qui allie une bonne productivité instantanée à une fréquence de changement d'outil pas trop pénalisante.

7. **Etat de surface.** La pièce usinée présente des sillons correspondant aux passages successifs de l'outil. Ces sillons constituent la partie principale de la *rugosité* de la pièce. Il convient d'étudier les facteurs qui influencent cette rugosité afin de la maîtriser.

8. **Stabilité du processus.** Dans certaines conditions, il peut apparaître des instabilités, notamment le *broutage*, qui est une vibration autoentretenu, bruyante et très néfaste à la tenue des outils.

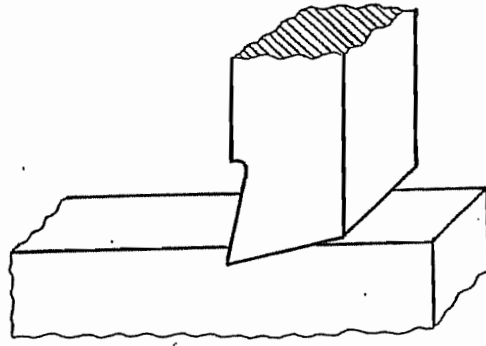


FIG. 1

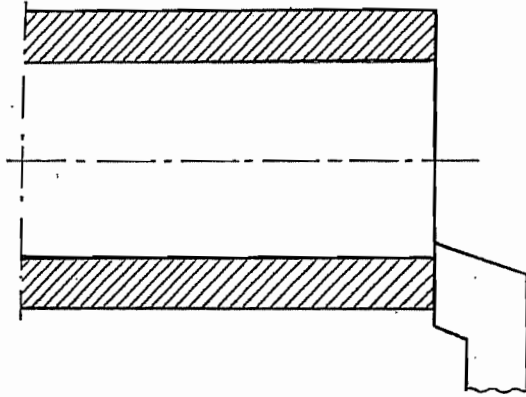


FIG. 2

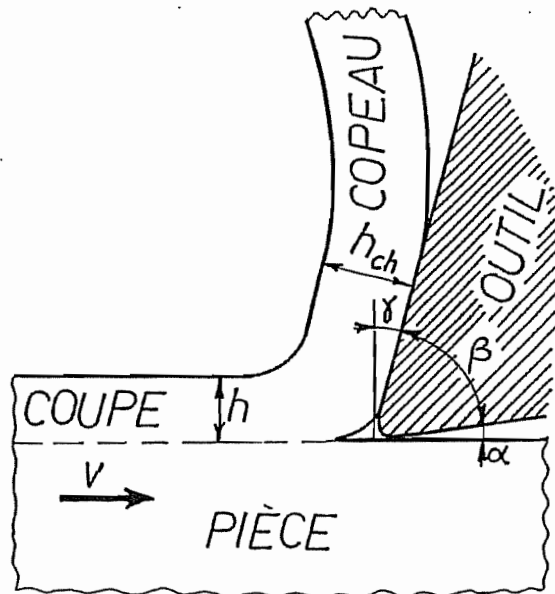


FIG. 3

# CHAPITRE 1 – COUPE ORTHOGONALE OUVERTE

## 1. Généralités

L'étude générale de la coupe est extrêmement complexe dans le cas général. Aussi commence-t-on par un modèle très simplifié, permettant d'éliminer toute une série de paramètres secondaires. C'est le modèle dit de *coupe orthogonale ouverte*. Il convient de se rendre compte que ce modèle est tellement simplifié que sa réalisation pratique est difficile. On ne l'obtient qu'en rabotage, avec un outil plus large que la pièce (*fig. 1*) ou, de manière approximative, en coupant l'extrémité d'un cylindre creux avec un outil dit français (*fig. 2*). Encore, dans ce dernier cas, la vitesse de coupe est-elle un peu différente d'un point à l'autre de l'outil.

## 2. Formation du copeau

La formation du copeau est représentée comme suit (*fig. 3*). On appelle *coupe* ou encore, *copeau non déformé* la matière qui sera sous peu transformée en copeau. L'épaisseur de coupe sera notée  $h$ . Le copeau, lorsqu'il est formé, a en général une épaisseur *différente*, que nous noterons  $h_{ch}$  (ch comme *chip*, qui signifie *copeau* en anglais). On a en pratique la relation

$$h_{ch} > h$$

car le mécanisme de formation du copeau implique un certain écrasement. En conséquence, on appelle *rapport de coupe* le rapport

$$r = \frac{h}{h_{ch}} < 1$$

Il convient de noter qu'en réalité, le copeau n'a pas une épaisseur uniforme. Bien au contraire, il est de forme crénelée sur sa face libre (celle qui ne touche pas l'outil), si bien que la mesure de son épaisseur présente une certaine difficulté. Ce qu'il faut mesurer, c'est son épaisseur *moyenne*. Pour ce faire, on *pèse* une longueur  $l$  du copeau, et on détermine indirectement  $h_{ch}$  par

$$h_{ch} = \frac{\text{masse}}{\rho lb}$$

où  $b$  est la largeur du copeau et  $\rho$ , sa masse volumique.

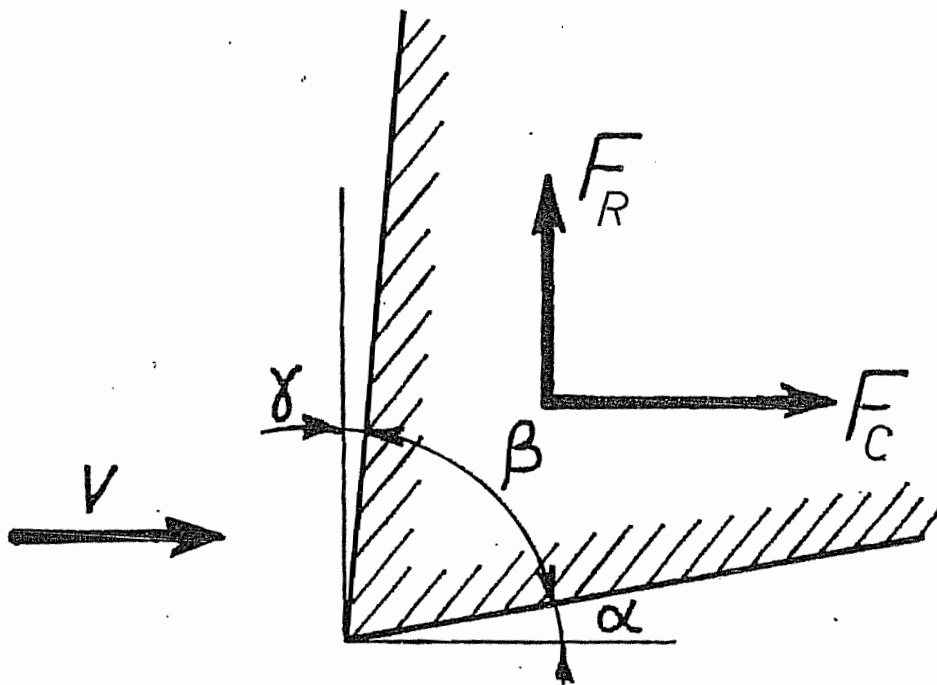


FIG. 4

### 3. Les angles de l'outil en coupe orthogonale

L'outil présente au copeau une face dite *face de coupe*. Son autre face, qui frotte sur la partie coupée de la pièce est appelée *face en dépouille*. On définit la géométrie par les angles suivants :

- L'angle  $\gamma$  entre la face de coupe et la perpendiculaire à la vitesse relative pièce-outil est appelé *angle de coupe* (en anglais, *rake angle*).

- L'angle  $\alpha$  entre la face en dépouille et la surface engendrée sur la pièce est appelé *angle de dépouille* (en anglais, *clearance angle*).

- L'angle  $\beta$  entre les deux faces, correspondant à la matière de l'outil, est appelé *angle de taillant* (en anglais, *wedge angle*).

Les deux angles  $\alpha$  et  $\beta$  sont toujours positifs. Par contre, l'angle  $\gamma$  peut être négatif (on parle alors de *coupe négative*). Mais de toute manière, on a toujours la relation

$$\alpha + \beta + \gamma = \frac{\pi}{2}$$

Il reste une dernière caractéristique géométrique, le rayon  $r_n$  de l'arête de coupe. Ce rayon, inévitable en pratique, doit être aussi faible que possible, sans quoi la capacité de coupe de l'outil sera mal assurée. Dans les développements qui suivent, nous le supposons nul.

### 4. Les efforts de coupe en coupe orthogonale

L'effort  $F$  subi par l'outil peut être décomposé comme suit (*fig. 4*) :

- La composante  $F_c$  parallèle à la vitesse de coupe est dite *effort principal de coupe*. C'est le seul effort qui travaille.

- La composante  $F_R$  tendant à écarter l'outil de la surface de travail est appelée *force de répulsion*. Elle ne travaille pas, mais tend à modifier l'épaisseur de coupe.

La prévision de ces efforts, et en particulier celle de l'effort principal de coupe, est d'une grande importance pratique. En effet, la *puissance de coupe*  $P_c$  est donnée par

$$P_c = F_c \cdot v$$

où  $v$  est la vitesse de coupe. Cette puissance doit bien entendu être fournie par la machine-outil, à son rendement près. On écrit donc souvent

$$P_{M.O.} = \frac{P_c}{\eta}$$

avec un rendement forfaitaire  $\eta = 0,7$ . Mais c'est perdre de vue que le rendement de la machine-outil varie à la fois avec sa charge (à charge nulle, le rendement vaut zéro) et avec sa vitesse de rotation. Un modèle un peu plus réaliste consiste à écrire

$$P_{M.O.} = P_v(N) + \frac{P_c}{\eta_{eff}}$$

où  $P_v$  est la *puissance consommée à vide*, dépendant de la fréquence de rotation  $N$ , et  $\eta_{eff}$  un rendement de transmission supposé constant. Il est généralement suffisant d'adopter pour la puissance à vide un modèle du type

$$P_v = C_v \cdot 2\pi N$$

où  $C_v$  s'interprète comme le couple à vide. Le rendement diminue donc lorsque la machine tourne plus vite. On peut déterminer  $P_v$  par mesure directe de la consommation électrique à vide. Quant au rendement effectif  $\eta_{eff}$ , il peut théoriquement être déterminé par un essai à charge suffisante, en faisant usage de la formule

$$\eta_{eff} = \frac{P_c}{P_{M.O.} - P_v}$$

(ce qui suppose que l'on ait mesuré la force de coupe pour déterminer  $P_c$ ).

## 5. Notion d'énergie spécifique de coupe

On s'attend naturellement à ce que l'énergie nécessaire à enlever un volume  $V$  de copeaux dans des conditions constantes soit proportionnelle à ce volume. Le rapport entre ces deux grandeurs,

$$k_c = \frac{\text{énergie de coupe}}{\text{volume enlevé}}$$

est appelé *énergie spécifique de coupe* (il serait plus exact de parler d'énergie *volumique* de coupe, mais le terme est consacré). En divisant haut et bas cette fraction par le temps d'usinage, on obtient au numérateur la puissance de coupe  $P_c$  et au dénominateur, le *débit* de copeaux  $Q$ . Ainsi, on a encore

$$k_c = \frac{P_c}{Q}$$

Bien plus, en faisant apparaître la vitesse de coupe, on obtient

$$k_c = \frac{F_c v}{bhv} = \frac{F_c}{bh}$$



ce qui montre que  $k_c$  a la dimension d'une pression. Interprétée de la sorte, la grandeur  $k_c$  peut-être appelée *pression (nominale) de coupe*. C'est la force de coupe divisée par la section de coupe  $bh$ . Mais il faut bien comprendre que cette pression est purement nominale et n'existe sur aucun plan précis. On l'appelle encore pression spécifique de coupe, mais cette appellation est vicieuse, dans la mesure où spécifique signifie *par unité de masse*.

Quoi qu'il en soit, quand on considère  $k_c$  comme une pression, on l'exprime en général en MPa (= N/mm<sup>2</sup>). Quand on considère cette grandeur comme une énergie volumique, on utilise généralement comme unité le J/cm<sup>3</sup>, unité un peu surprenante en mécanique, mais il faut noter que

$$\frac{J}{cm^3} = \frac{N.m}{10^{-6} m^3} = 10^6 \frac{N}{m^2} = MPa$$

si bien que cela donne la même valeur. Pour fixer les idées, la coupe de l'acier donne un  $k_c$  de l'ordre de 2000 MPa.

## 6. Formation effective du copeau

Dans ce qui précède, nous avons implicitement admis que la formation du copeau était continue. La réalité est un peu plus complexe. On peut distinguer trois cas.

- Le *copeau continu*, qui est la formation idéale pour les matériaux ductiles. C'est du reste le seul cas que l'on sache modéliser. L'analyse de ce copeau fait apparaître *deux* zones de déformation (*fig. 5*) : la zone de déformation primaire (1), située à la racine du copeau, et la zone de déformation secondaire (2) liée au frottement intense du copeau sur la face de coupe de l'outil.

- Le *copeau cisailé* qui, bien que continu, n'est pas uniforme. Ce régime est caractérisé par la formation d'une *arête rapportée* (en anglais, **Built Up Edge**, B.U.E.). Il s'agit de métal qui se colle sur la pointe de l'outil (*fig. 6*). L'arête rapportée modifie considérablement la géométrie effective de l'outil et, par conséquent, les efforts de coupe et l'écoulement du copeau. Mais son effet le plus pernicieux est le suivant : en fait, elle croît de plus en plus, jusqu'à devenir instable. Alors elle se détache, en partie sur la surface neuve de la pièce où elle forme de petits tas, ce qui conduit à de *très mauvais états de surface* (*fig. 7*). Le régime d'arête rapportée doit donc autant que possible être évité.

- Le *copeau discontinu* (*fig. 8*) est celui que l'on rencontre lors de la coupe des matériaux fragiles.

Le même matériau peut dans certains cas donner les trois types de copeaux. Typiquement, on peut passer du copeau cisailé au copeau continu en augmentant l'angle de coupe ou en augmentant la vitesse (*fig. 9*). Mais certains matériaux sont plus propices à former des arêtes rapportées. Ce sont en général les matériaux à grand allongement à la rupture. Parmi les aciers courants (ferrite/perlite), la tendance à faire des arêtes rapportées est *d'autant plus grande que l'acier contient plus de ferrite* (aciers doux). C'est pourquoi, on

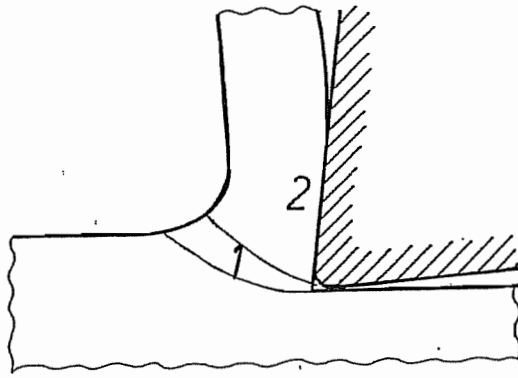


FIG. 5

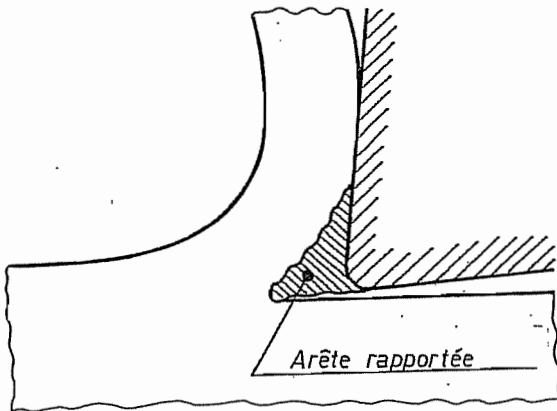


FIG. 6

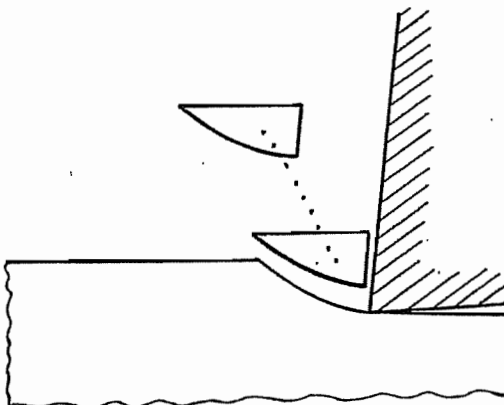


FIG. 8

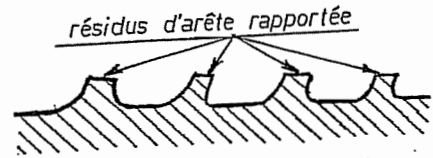


FIG. 7

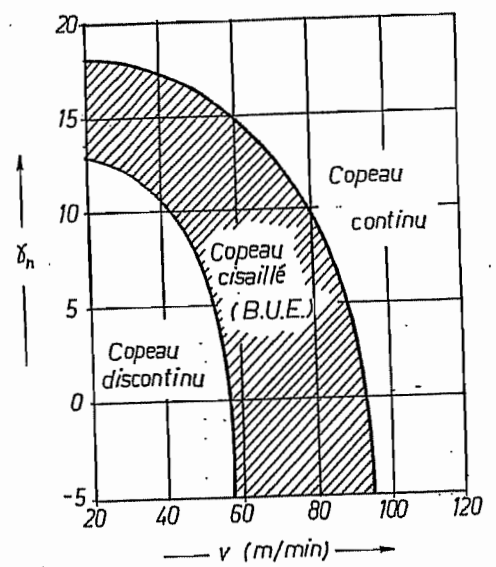


FIG. 9

préfère souvent en mécanique les aciers mi-durs (C45), qui donnent un meilleur état de surface. Les aciers *inoxydables austénitiques* forment aussi assez systématiquement des arêtes rapportées.

## 7. Le modèle de Piispanen

### 7.1 – Introduction

Pour expliquer la formation du copeau, Piispanen a imaginé en 1937 le mécanisme discrétisé de la figure 10, dans lequel le copeau est décomposé en des espèces de cartes à jouer obtenues par cisaillement dans un plan formant un angle  $\phi$  avec le mouvement principal de coupe. Une fois formées, les cartes glissent sur la face de coupe de l'outil.

Rendant ce mécanisme continu, on obtient un plan de discontinuité de la vitesse (*fig. 11*). C'est ce modèle que nous allons analyser.

### 7.2 – Relations cinématiques

Tout d'abord, la conservation du volume implique la relation

$$vh = v_{ch}h_{ch}$$

soit

$$v_{ch} = v \frac{h}{h_{ch}} = vr$$

où  $r$  n'est autre que le *rapport de coupe* défini précédemment.

Il est possible d'exprimer le rapport de coupe en fonction de l'angle du plan de cisaillement  $\phi$ . En effet, il ressort clairement de la figure 11 que

$$h_{ch} = AC = AB \cos(\phi - \gamma)$$

Par ailleurs,

$$h = AB \sin \phi$$

ce qui donne

$$r = \frac{h}{h_{ch}} = \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \gamma)}$$

Mais en pratique, c'est  $r$  qui est mesurable, et non  $\phi$ . C'est donc la relation inverse qui est utile. On a immédiatement

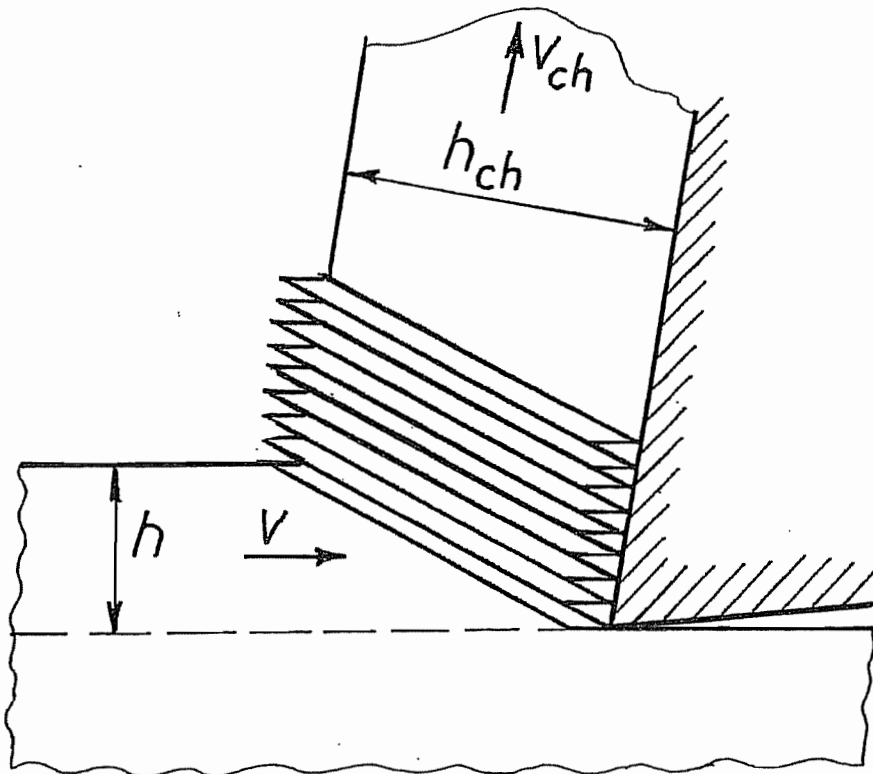


FIG. 10

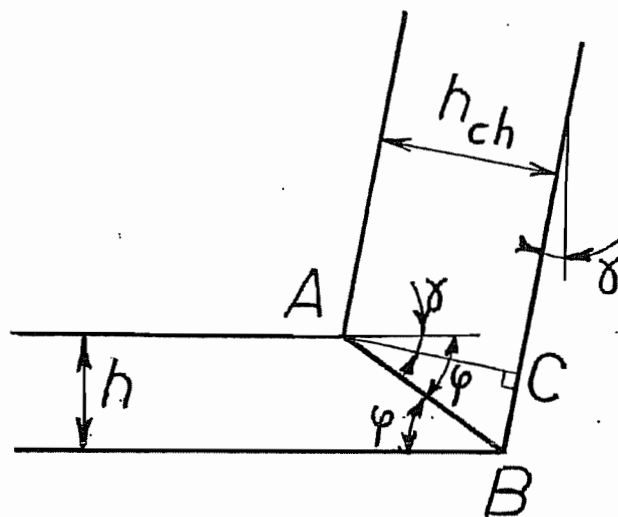


FIG. 11

$$\sin \phi = r \cos(\phi - \gamma) = r \cos \phi \cos \gamma + r \sin \phi \sin \gamma$$

ce qui, après division par  $\cos \phi$ , donne

$$\operatorname{tg} \phi = r \cos \gamma + r \operatorname{tg} \phi \sin \gamma$$

soit

$$\operatorname{tg} \phi = \frac{r \cos \gamma}{1 - r \sin \gamma}$$

Cette relation permet donc une mesure *indirecte* de l'angle  $\phi$ .

### 7.3 – Relations statiques

Appelons  $F$  l'effort de coupe résultant. On peut exprimer toutes ses décompositions à l'aide du diagramme circulaire de la figure 12. Dans tout ceci, il est implicitement admis que l'action de l'outil sur le copeau se fait uniquement par la face de coupe. Cette hypothèse est du reste discutable.

#### 7.3.1 – Décomposition dans les axes de la face de coupe

Dans les axes de la face de coupe, on décompose  $F$  en une *force normale*

$$F_n = F \cos \theta$$

et une *force tangentielle*

$$F_t = F \sin \theta$$

$\theta$  étant l'*angle de frottement*, défini à partir du coefficient de frottement  $\mu$  par la relation classique

$$\operatorname{tg} \theta = \mu$$

#### 7.3.2 – Décomposition dans les axes de la section de cisaillement

Sur la section de cisaillement, on trouve la composante normale

$$N = F \sin(\phi + \theta - \gamma)$$

et la composante tangentielle

$$T = F \cos(\phi + \theta - \gamma)$$

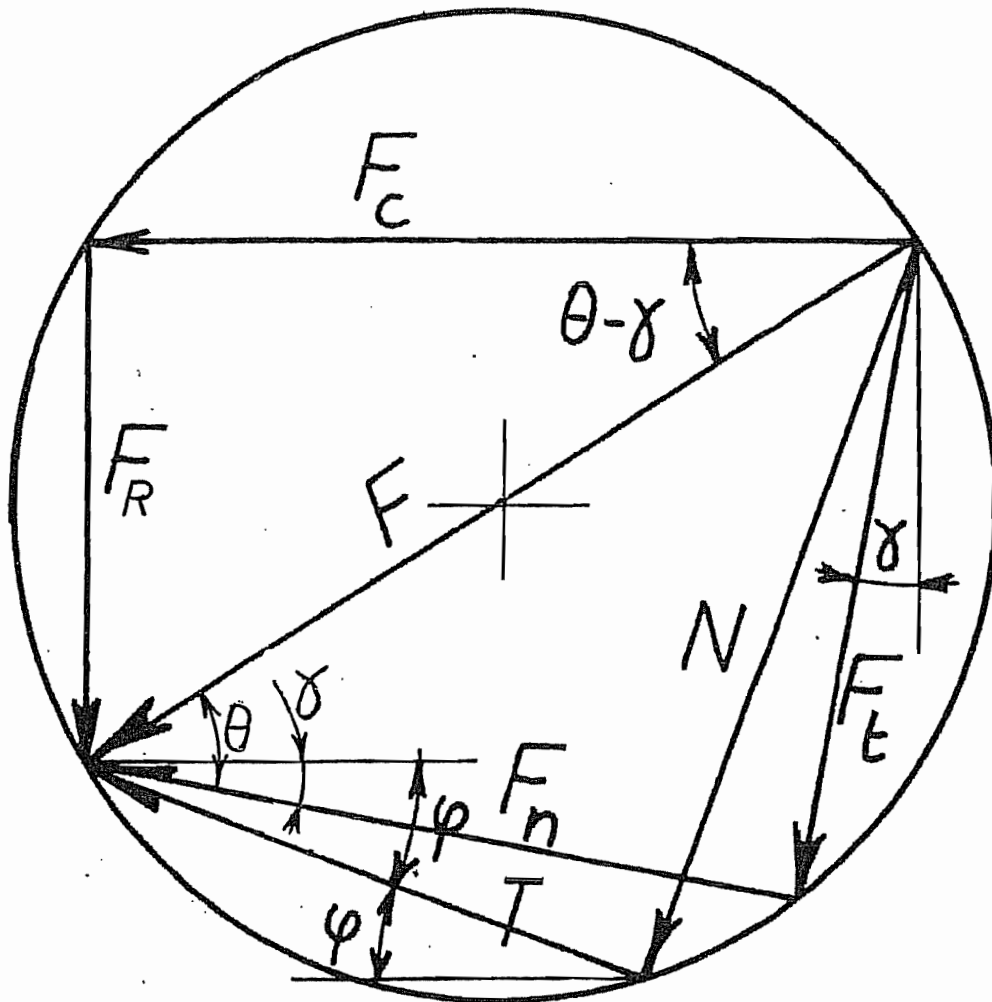


FIG. 12

### 7.3.3 – Décomposition dans les axes de coupe

L'effort principal de coupe est donné par

$$F_c = F \cos(\theta - \gamma)$$

et l'effort de répulsion, par

$$F_R = F \sin(\theta - \gamma)$$

### 7.3.4 – Mesure indirecte du coefficient de frottement

Les grandeurs directement accessibles à l'expérience sont  $F_c$  et  $F_R$ . On sait que l'angle  $\varphi$  peut être déduit du rapport de coupe. Par contre, l'angle de frottement est *a priori* inconnu et en fait, il dépend des conditions de coupe. On peut le déterminer indirectement à partir de la relation

$$\operatorname{tg}\theta = \frac{F_t}{F_n}$$

dans laquelle on exprime  $F_t$  et  $F_n$  en fonction de  $F_c$  et  $F_R$ . Le diagramme circulaire donne

$$F_n = F_c \cos \gamma - F_R \sin \gamma$$

$$F_t = F_c \sin \gamma + F_R \cos \gamma$$

et, par conséquent,

$$\operatorname{tg}\theta = \frac{F_R + F_c \operatorname{tg}\gamma}{F_c - F_R \operatorname{tg}\gamma}$$

## 7.4 – Contrainte apparente de cisaillement

La *contrainte apparente de cisaillement*  $\tau$  est définie comme le rapport entre la force tangentielle  $T$  sur le plan de cisaillement, divisée par l'aire de cette section

$$\tau = \frac{T}{S_{cis}} = \frac{T \sin \varphi}{bh}$$

Comme

$$T = F \cos(\phi + \theta - \gamma) = \frac{F_c}{\cos(\theta - \gamma)} \cos(\phi + \theta - \gamma)$$

elle est encore donnée par

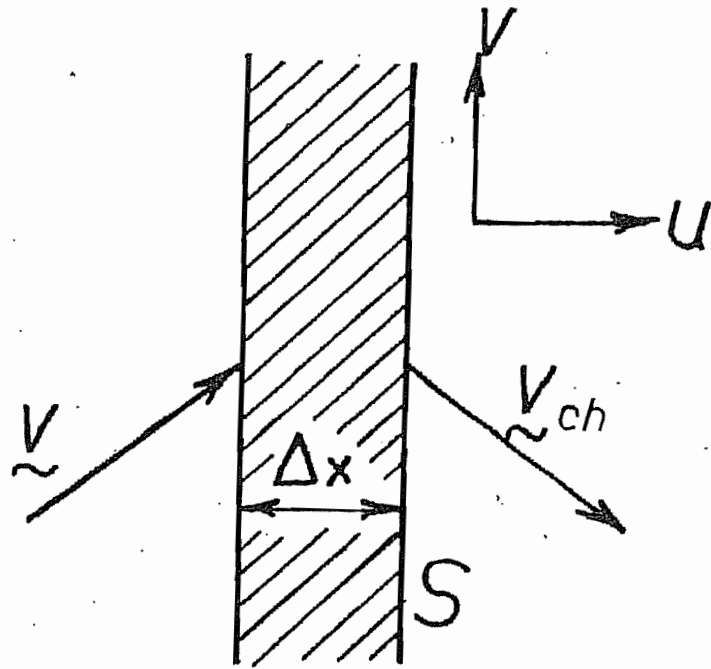


FIG. 13

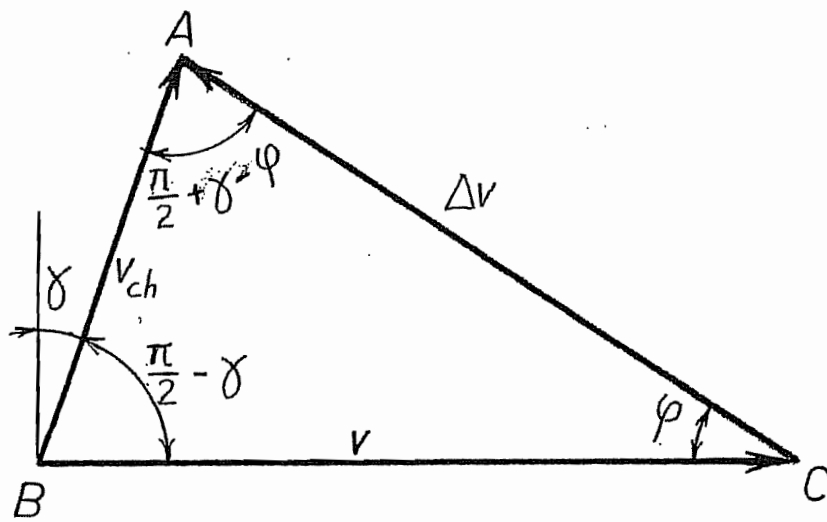


FIG. 14



$$\tau = \frac{F_c \sin \phi \cos(\phi + \theta - \gamma)}{bh \cos(\theta - \gamma)}$$

L'expérience montre que cette contrainte est constante dans un grand nombre de conditions de coupe.

## 7.5 – Bilan des puissances

La puissance de coupe est donnée par

$$P_c = F_c v = F \cos(\theta - \gamma) v$$

Elle équilibre les puissances résistantes, à savoir, la *puissance de déformation* dans la zone de déformation primaire  $P_d$  et la *puissance de frottement*  $P_f$ . Calculons ces deux termes.

a) La *puissance de déformation* se calcule comme suit : pour un volume de section  $S$  et de longueur très petite  $\Delta x$  (*fig. 13*), elle serait donnée par

$$P_d = \int_V \tau \frac{\partial v}{\partial x} dx \approx \tau S \Delta v = T \Delta v$$

(La vitesse normale est continue, car le débit se conserve). Ce résultat se maintient lorsque  $\Delta x$  tend vers zéro. Il nous suffit donc de calculer  $\Delta v$ . Dans le triangle ABC (*fig. 14*), la relation des sinus s'écrit

$$\frac{\Delta v}{\sin B} = \frac{v}{\sin C}$$

Or, il est clair que

$$B = \frac{\pi}{2} - \gamma$$

$$C = \pi - \left(\frac{\pi}{2} - \gamma\right) - \phi = \frac{\pi}{2} - (\phi - \gamma)$$

ce qui permet d'écrire

$$\frac{\Delta v}{v} = \frac{\sin B}{\sin C} = \frac{\cos \gamma}{\cos(\phi - \gamma)}$$

Ainsi,

$$P_d = T v \frac{\cos \gamma}{\cos(\phi - \gamma)}$$

Dans cette expression, on peut faire apparaître  $\tau = T \sin \phi / (bh)$ , ce qui donne

$$P_d = \tau b h v \frac{\cos \gamma}{\sin \phi \cos(\phi - \gamma)}$$

Il existe une autre manière d'écrire  $\Delta v$ , en fonction du rapport de coupe  $r$ . En effet, dans le triangle de la figure 14, on a la relation

$$(\Delta v)^2 = v^2 + v_{ch}^2 - 2v v_{ch} \cos B = v^2 (1 + r^2 - 2r \sin \gamma)$$

ce qui donne

$$\frac{\Delta v}{v} = \sqrt{1 + r^2 - 2r \sin \gamma}$$

et

$$P_d = T v \sqrt{1 + r^2 - 2r \sin \gamma}$$

Pour exprimer la puissance en fonction de  $\tau$ , on a alors besoin de calculer  $\sin \phi$  en fonction de  $r$ . On utilise à cette fin la relation connue

$$\sin \phi = \frac{\operatorname{tg} \varphi}{\sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 \varphi}}$$

dans laquelle on insère la valeur de  $\operatorname{tg} \varphi$  obtenue au paragraphe 7.2, à savoir,

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{r \cos \gamma}{1 - r \sin \gamma}$$

Il vient

$$\sin \phi = \frac{\frac{r \cos \gamma}{1 - r \sin \gamma}}{\sqrt{1 + \frac{r^2 \cos^2 \gamma}{(1 - r \sin \gamma)^2}}} = \frac{r \cos \gamma}{\sqrt{1 - 2r \sin \gamma + r^2}}$$

Finalement, on obtient

$$P_d = \tau b h v \frac{1 - 2r \sin \gamma + r^2}{r \cos \gamma}$$

La dérivée de cette expression par rapport à  $r$  est négative pour  $r < 1$ , nulle en  $r = 1$  et positive pour  $r > 1$ . Comme en pratique,  $r$  est toujours inférieur à l'unité, on en déduit que *la puissance de déformation est d'autant plus grande que le rapport de coupe est plus petit.*

Enfin, la puissance de déformation peut encore s'écrire en fonction de la force  $F$  en faisant usage de la relation qui lie cette dernière à  $T$ . On obtient

$$P_d = Fv \frac{\cos \gamma \cos(\phi + \theta - \gamma)}{\cos(\phi - \gamma)}.$$

b) La *puissance de frottement* se calcule par

$$P_f = F_f v = Fv \sin \theta \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \gamma)}$$

c) *Bilan* : on peut légitimement se demander si le bilan est correct, c'est-à-dire si l'on retrouve bien  $P_c = P_d + P_f$ . En partant de ces puissances exprimées en fonction de  $F$ , tout revient à montrer que l'on a bien

$$\cos(\theta - \gamma) = \frac{\cos \gamma \cos(\phi + \theta - \gamma)}{\cos(\phi - \gamma)} + \frac{\sin \theta \sin \phi}{\cos(\phi - \gamma)}$$

Pour démontrer cette relation, partons d'abord de l'identité

$$2 \cos a \cos b = \cos(a + b) + \cos(a - b)$$

dans laquelle nous poserons

$$a = \gamma \quad \text{et} \quad b = \phi + \theta - \gamma$$

Il vient

$$2 \cos \gamma \cos(\phi + \theta - \gamma) = \cos(\phi + \theta) + \cos(\phi + \theta - 2\gamma)$$

Utilisons ensuite l'identité

$$2 \sin \theta \sin \phi = \cos(\phi - \theta) - \cos(\phi + \theta)$$

En sommant ces deux résultats, on obtient

$$2(\cos \gamma \cos(\phi + \theta - \gamma) + \sin \theta \sin \phi) = \cos(\phi + \theta - 2\gamma) + \cos(\phi - \theta)$$

Faisant alors  $a = \phi + \theta - 2\gamma$  et  $b = \phi - \theta$  dans l'identité

$$\cos a + \cos b = 2 \cos \frac{a+b}{2} \cos \frac{a-b}{2}$$

on obtient finalement

$$\cos \gamma \cos(\phi + \theta - \gamma) + \sin \theta \sin \phi = \cos(\phi - \gamma) \cos(\theta - \gamma)$$

ce qui est équivalent à la thèse. Le bilan est donc bien correct.

## 7.6 – La théorie d’Ernst et Merchant (1941) [4]

Tout ce qui précède est purement descriptif et suppose que l’on connaisse l’angle  $\phi$  ou, ce qui revient au même, le rapport de coupe  $r$ . Pour obtenir un modèle *prédictif*, c’est-à-dire capable de déterminer d’avance les forces de coupe, il faudrait donc avoir une relation donnant l’angle  $\phi$ . Parmi les nombreuses tentatives dans ce domaine, il convient de citer l’approche d’Ernst et Merchant, qui est célèbre. Elle repose sur les *hypothèses* suivantes, que nous commenterons en les énonçant :

H1 : *La contrainte de cisaillement  $\tau$  est une constante du matériau coupé.* (Nous avons vu que c’est à peu près vrai)

H2 : *L’angle de frottement  $\theta$  est une constante du couple matériau-outil.* (En fait, ce n’est pas vrai du tout, et on sait par exemple que le coefficient de frottement augmente avec l’angle de coupe  $\gamma$ . Du reste, le modèle de frottement à la Coulomb n’est pas valable pour les très fortes pressions qui règnent à l’interface outil-copeau).

H3 : *L’angle  $\phi$ , paramètre de l’écoulement, s’ajuste de manière à minimiser la puissance de coupe.* (En fait, ce serait correct s’il s’agissait de frottement *collant*, mais rien ne permet de l’affirmer dans le cas d’un frottement coulombien)

Si l’on admet ces hypothèses, la détermination de l’angle  $\phi$  revient à écrire

$$\frac{\partial P_c}{\partial \phi} = 0$$

Comme

$$P_c = F_c v$$

avec

$$F_c = \tau b h \frac{\cos(\theta - \gamma)}{\sin \phi \cos(\phi + \theta - \gamma)}$$

il suffit visiblement de maximiser le dénominateur qui seul, dépend de l’angle  $\phi$ . Ceci donne

$$0 = \cos \phi \cos(\phi + \theta - \gamma) - \sin \phi \sin(\phi + \theta - \gamma) = \cos(2\phi + \theta - \gamma)$$

La condition d’Ernst et Merchant est donc

$$2\phi + \theta - \gamma = \frac{\pi}{2}$$

On notera que dans le cadre de cette condition,

$$\theta - \gamma = \frac{\pi}{2} - 2\phi$$

et

$$\phi + \theta - \gamma = \frac{\pi}{2} - \phi$$

donc

$$\frac{F_c}{\tau b h} = \frac{\sin 2\phi}{\sin \phi \sin \phi} = \frac{2 \sin \phi \cos \phi}{\sin^2 \phi} = 2 \cot \phi \quad (\text{ERNST ET MERCHANT})$$

Il en résulte qu plus l'angle  $\phi$  est petit, plus la force de coupe est grande.

## 7.7 – Confrontation avec l'expérience

La théorie d'Ernst et Merchant donne des résultats *qualitativement* corrects. Il est vrai, en particulier, que la force de coupe diminue lorsqu'on augmente l'angle de coupe ou lorsqu'on améliore les conditions de frottement. Mais *quantitativement*, les résultats obtenus ne sont pas corrects. Il faut en chercher la cause au niveau des hypothèses qui, nous l'avons vu, ne se justifient pas.

Parmi les autres théories, il faut citer celle de Lee et Schäffer [5], fondée sur une étude des lignes de glissement. Leur résultat,

$$\phi + \theta - \gamma = \frac{\pi}{2}$$

n'est pas non plus en accord quantitatif avec l'expérience. Il semble bien que l'hypothèse la plus discutable, dans les deux cas, est l'adoption d'un frottement coulombien. Aussi est-il intéressant d'examiner une théorie fondée sur d'autres hypothèses.

## 7.8 – Théorie faisant intervenir un frottement à la Tresca

Il est facile de vérifier que les pressions sur la face de coupe de l'outil sont à ce point élevées que le modèle coulombien de frottement cesse de s'appliquer et qu'il est plus réaliste d'utiliser le modèle de Tresca, dans lequel la contrainte tangentielle de frottement  $\tau_f$  est indépendante de la pression. Bien plus, Kronenberg [6] a relevé dès 1927 que la force tangentielle  $F_t$  ne dépend guère de l'angle de coupe  $\gamma$ , ce qui va dans le même sens et est même plus précis. Nous poserons en conséquence

$$F_t = \tau_f L_f b$$

où  $L_f$  est la longueur de contact du copeau avec la face de coupe, que nous supposons indépendante de  $\gamma$ , ce qui cadre bien avec l'observation de Kronenberg. La puissance de coupe se décompose alors en

$$P_c = P_d + P_f$$

où  $P_d$  est la puissance de déformation et  $P_f$ , la puissance de frottement. Nous exprimerons la puissance de déformation en termes du rapport de coupe  $r$ , comme en section 7.5, ce qui donne

$$k_d = \frac{P_d}{bhv} = \tau \frac{1 - 2r \sin \gamma + r^2}{r \cos \gamma} = \tau \frac{1}{\cos \gamma} \left( \frac{1}{r} + r - 2 \sin \gamma \right)$$

Quant à la puissance de frottement, elle est donnée par

$$P_f = \tau_f L_f b v_{ch} = \tau_f L_f b r v$$

Il est raisonnable d'*admettre* que  $\tau_f$  est proportionnel à  $\tau$  et que  $L_f$  est proportionnel à  $h$ , ce qui mène à définir la constante

$$K = \frac{\tau_f L_f}{\tau h}$$

permettant d'écrire

$$k_f = \frac{P_f}{bhv} = \tau K r$$

Il est bien connu qu'en plasticité, avec un frottement de Tresca, l'écoulement s'ajuste de manière à minimiser la puissance dissipée. Le seul paramètre de l'écoulement étant le rapport de coupe  $r$ , nous sommes donc amenés à écrire

$$0 = \frac{\partial}{\partial r} (k_d + k_f) = \tau \left[ \frac{1}{\cos \gamma} \left( -\frac{1}{r^2} + 1 \right) + K \right]$$

ce qui mène au résultat suivant :

$$r = \frac{1}{\sqrt{1 + K \cos \gamma}}$$

Il en découle d'une part

$$k_d = \frac{\tau}{\cos \gamma} \left[ \sqrt{1 + K \cos \gamma} + \frac{1}{\sqrt{1 + K \cos \gamma}} - 2 \sin \gamma \right] = \frac{\tau}{\cos \gamma} \left[ \frac{2 + K \cos \gamma}{\sqrt{1 + K \cos \gamma}} - 2 \sin \gamma \right]$$

et, d'autre part,

$$k_f = \tau K \frac{1}{\sqrt{1+K \cos \gamma}} = \frac{\tau}{\cos \gamma} \frac{K \cos \gamma}{\sqrt{1+K \cos \gamma}}$$

Au total, il vient

$$k_c = k_a + k_f = 2\tau \frac{\sqrt{1+K \cos \gamma} - \sin \gamma}{\cos \gamma}$$

Pour les faibles valeurs de l'angle de coupe  $\gamma$ , on peut identifier  $\sin \gamma$  à  $\gamma$  et  $\cos \gamma$  à l'unité. Cela donne

$$k_c \approx 2\tau \sqrt{1+K} \left[ 1 - \frac{\gamma}{\sqrt{1+K}} \right]$$

soit une variation linéaire de la pression de coupe en fonction de  $\gamma$ . Cette conclusion est *tout à fait réaliste*. La littérature allemande [7, 8] fait état, pour les aciers, d'une diminution de  $k_c$  de 1,5% par degré d'angle  $\gamma$ , ce qui mène à attribuer à  $K$  la valeur donnée par

$$\frac{\gamma}{\sqrt{1+K}} = \frac{1,5}{100} \frac{\gamma}{\text{deg ré}} = \frac{1,5}{100} \frac{180}{\pi} \gamma \approx 0,86\gamma$$

c'est-à-dire

$$K = 0,354$$

Il est à noter que Delhaye a étendu cette théorie au cas de la coupe oblique. Le lecteur intéressé pourra consulter son mémoire [9].

## 7.9 – Discussion générale

Il n'en reste pas moins que certains phénomènes restent inexpliqués. Ainsi, aucune des théories précédentes ne permet de prévoir le fait avéré que l'énergie spécifique de coupe décroît lorsque l'épaisseur de coupe augmente. D'aucuns attribuent cette propriété au fait qu'il existe sans doute également une force entre la face en dépouille de l'outil et la surface nouvellement engendrée.

A l'heure actuelle, de nombreuses études de la formation du copeau ont été faites à l'aide d'éléments finis. Les difficultés sont énormes, du fait notamment que l'on ne connaît pas les propriétés des matériaux à des vitesses de déformations comme on les rencontre en usinage (de l'ordre de  $10^3$  à  $10^5$  s<sup>-1</sup> selon les estimations : bien plus qu'en cas de choc). Il en résulte que la prédiction par éléments finis de la formation du copeau ne débouchera sur des résultats utilisables que dans un avenir sans doute lointain.

En outre, le cadre restreint de la coupe orthogonale ouverte est par trop éloigné de la pratique. En réalité, la coupe ne se fait pas sur une mais sur deux arêtes (coupe fermée) et elle

n'est pas nécessairement orthogonale. Le problème est alors bien plus compliqué géométriquement.

Pour les besoins quotidiens de l'ingénieur, on a donc besoin d'une théorie *technique* de la coupe, fondée sur l'expérimentation. Ce sera l'objet du chapitre 2. Néanmoins, nous resterons dans le cadre de la coupe orthogonale ouverte pour présenter une étude élémentaire de l'accroissement de température dans les paragraphes qui suivent.

## 8. Etude sommaire de l'accroissement de température

### 8.1 – Introduction

Pour couper un matériau donné, il est nécessaire que l'outil soit plus dur que la pièce. C'est du reste la dureté de l'outil qui le préserve de l'usure. Malheureusement, l'essentiel de l'énergie de coupe se transforme en chaleur, et cette chaleur augmente la température du copeau et de l'outil contre lequel il vient frotter. L'outil, en s'échauffant, perd une partie de sa dureté et s'use donc plus vite. Il est dès lors utile de posséder un modèle de l'accroissement de température, de manière à cerner les grandeurs qui entrent en ligne de compte.

### 8.2 – Notion de température adiabatique

La notion de température adiabatique résulte du modèle simpliste qui suit : le copeau reçoit de l'outil une certaine énergie ; cette énergie est *entièrement* transformée en chaleur ; du reste, le copeau est supposé *isolé thermiquement*, donc la chaleur produite sert uniquement à augmenter sa température. Dans ce cadre, l'élévation de température  $\theta$  est facile à déterminer. En effet, la formation d'un volume  $V$  de copeau demande une énergie

$$E = k_c V$$

où  $k_c$  est l'énergie spécifique de coupe. Cette énergie sert à réchauffer le copeau, selon la loi classique

$$E = mc\theta$$

où  $m$  est la masse,  $c$ , la capacité thermique (par unité de masse) et  $\theta$ , l'accroissement de température. La masse se déduit du volume à travers la masse volumique, donc

$$E = \rho c V \theta$$

En égalisant la première et la dernière expression de l'énergie, on obtient la *température adiabatique*  $\theta_{ad}$ ,

$$\theta_{ad} = \frac{k_c}{\rho c}$$



### 8.3 – Analyse dimensionnelle du problème

Il est clair que le modèle ci-dessus ne représente pas bien la réalité. Tout d'abord, ce n'est pas la température du copeau qui nous intéresse, mais la température maximale de l'outil qui, d'après de nombreuses expériences, se produit sur la face de coupe, à peu près au niveau de la hauteur de coupe (fig. 15). Donc, la *hauteur de coupe* intervient. Par ailleurs, la *vitesse de coupe* doit intervenir, car elle détermine le temps de frottement du copeau sur l'outil. Enfin, les transferts de chaleur dans le copeau font intervenir à la fois la *conductivité thermique*  $\lambda$  du copeau et sa *capacité thermique volumique*  $\rho c$ . On peut donc s'attendre à une relation de la forme

$$\theta = f(k_c, \rho c, \lambda, v, h)$$

Afin de déterminer une forme plausible de cette relation, nous ferons appel à *l'analyse dimensionnelle*, dominée par le théorème suivant, dû à Vaschy et Buckingham :

*Soit une relation de la forme*

$$f(x_1, x_2, \dots, x_n) = 0$$

*entre n grandeurs physiques. Supposons que ces n grandeurs dépendent de m < n unités indépendantes. Alors, on peut exprimer la relation précédente sous la forme*

$$g(\Pi_1, \Pi_2, \dots, \Pi_r) = 0$$

*où  $\Pi_1, \Pi_2, \dots, \Pi_r$  sont r = (n - m) nombres sans dimension formés à partir des  $x_i$ .*

Dans notre cas, au lieu de choisir, comme on le fait souvent, les unités M (masse), L (longueur), T (temps),  $\Theta$  (température), il est plus simple d'utiliser les unités W (énergie), L (longueur), T (temps),  $\Theta$  (température). Les grandeurs entrant en ligne de compte sont alors données dans le tableau suivant :

Grandeur	Dimension	Commentaires
Température $\theta$	$\Theta$	
Energie spécifique $k_c$	$WL^{-3}$	Énergie/volume
Chaleur volumique $\rho c$	$WL^{-3}\Theta^{-1}$	Énergie/volume/température
Vitesse de coupe v	$LT^{-1}$	
Conductivité thermique $\lambda$	$W(L\Theta T)^{-1}$	$Q/S = -\lambda \text{ grad } \theta$ (Fourier)
Épaisseur de coupe h	L	

Nous avons donc 6 grandeurs physiques dépendant de 4 unités fondamentales, ce qui nous mènera à  $(6 - 4) = 2$  nombres sans dimensions. On peut évidemment écrire les équations aux dimensions, mais il est plus rapide de procéder par inspection.

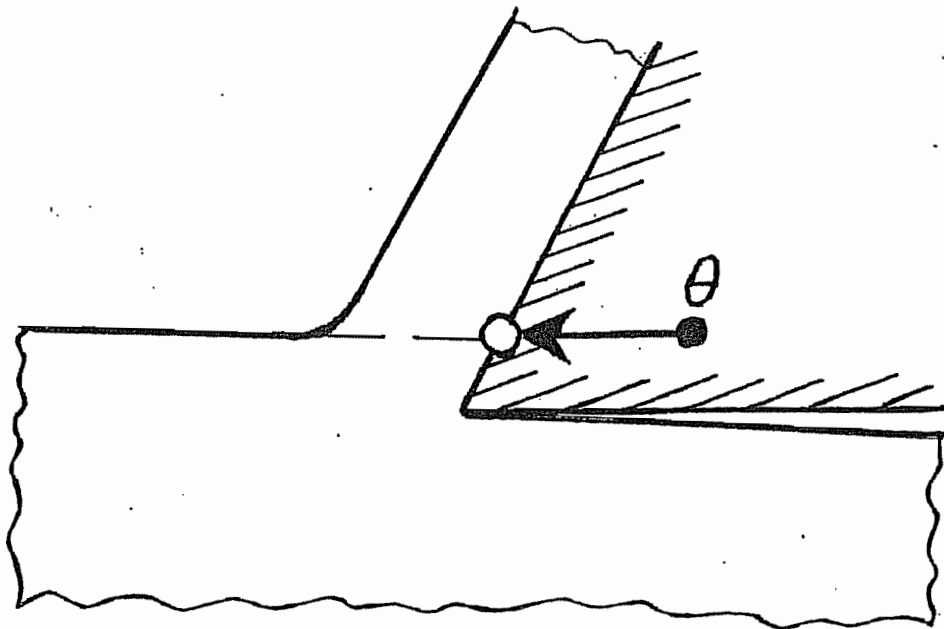


FIG. 15

- Un premier nombre sans dimension est évident : c'est

$$\Pi_1 = \frac{\theta}{\theta_{ad}} = \frac{\rho c \theta}{k_c}$$

• Il nous faut à présent trouver un deuxième nombre sans dimension qui contienne au moins les variables  $v$ ,  $h$  et  $\lambda$  qui n'ont pas encore apparus. On se rappellera que l'étude de thermoconduction instationnaire fait intervenir la *diffusivité thermique*  $a$ , donnée par

$$a = \frac{\lambda}{\rho c}$$

dont la dimension est  $L^2/T$ . Or, il est clair que c'est aussi la dimension du groupement  $vh$ . Notre second nombre sans dimension est donc

$$\Pi_2 = \frac{vh}{a} = \frac{vh\rho c}{\lambda}$$

Cela étant, la relation cherchée est de la forme

$$\Pi_1 = f(\Pi_2)$$

soit explicitement

$$\frac{\theta}{\theta_{ad}} = f\left(\frac{vh\rho c}{\lambda}\right)$$

A ce stade, il faut faire appel à l'expérience, mais il ne s'agit plus que de trouver une fonction d'une seule variable, alors que sans analyse dimensionnelle préalable, il eût fallu trouver une fonction de cinq variables. (En imaginant 10 expériences sur chaque axe, nous pouvons nous contenter de 10 expériences, alors qu'avec 5 variables, il en faudrait  $10^5$ ....)

Divers ajustements ont été proposés pour cette loi. Nous adopterons le suivant [2] :

$$\frac{\theta}{\theta_{ad}} = 0,4 \left(\frac{vh\rho c}{\lambda}\right)^{1/3}$$

## 8.4 – Relation avec l'usinabilité des métaux

On appelle *usinabilité* d'un métal sa propriété de se laisser usiner facilement. Au rang des facteurs d'usinabilité, on range d'abord l'énergie spécifique, facteur défavorable, car il signifie qu'il faut de grands efforts. Ensuite vient la tendance du métal considéré à user les outils. Celle-ci peut provenir du caractère abrasif du matériau (alliages Al-Si, par exemple). Mais elle peut également provenir de l'échauffement de l'outil, qui rend celui-ci moins dur et donc moins résistant à l'usure. D'autres facteurs peuvent intervenir, comme la tendance à

faire des arêtes rapportées, phénomène dont nous avons déjà parlé. Enfin, la capacité du matériau à faire des copeaux convenables joue un certain rôle, et nous en parlerons plus loin.

Nous nous occupons ici de l'échauffement de l'outil. Pour ce faire, il est intéressant de donner une autre forme à la formule que nous avons établie. On notera tout d'abord que

$$\frac{vh\rho c}{\lambda} = \frac{vh}{a}$$

où  $a$ , diffusivité thermique, est une caractéristique du matériau de la pièce. Par ailleurs, on peut exprimer le groupement  $vh$  en termes du débit  $Q$ ,

$$vh = \frac{Q}{b}$$

où  $b$  est la largeur de coupe. Il vient donc

$$\theta = 0,4 \frac{\theta_{ad}}{a^{1/3}} \left(\frac{Q}{b}\right)^{1/3} \quad (*)$$

La première conclusion que l'on peut tirer de cette équation est qu'à *débit égal, il convient d'adopter une largeur de coupe aussi forte que possible*. En d'autres termes, pour augmenter le débit, il vaut mieux augmenter la largeur de coupe que l'épaisseur de coupe.

A cela, il faut ajouter le fait expérimental que l'énergie spécifique de coupe diminue lorsque l'épaisseur de coupe augmente. Pour fixer les idées, une des expressions proposées pour rendre compte de cette variation est

$$k_c = k_{c11} h^{-0,2}$$

où  $k_{c11}$  est une constante du couple (outil, matière). On en déduit directement que

$$\theta_{ad} = \frac{k_{c11}}{\rho c} h^{-0,2}$$

ce qui ramène l'équation (\*) à

$$\theta = 0,4 \frac{k_{c11}}{\rho c a^{1/3}} \left(\frac{Q}{bh^{0,6}}\right)^{1/3}$$

Cette expression montre qu'à débit constant, il vaut mieux travailler à forte épaisseur de coupe et réduire la vitesse en conséquence. Cette observation a été faite pour la première fois par Taylor en 1881, de manière empirique.

A conditions de coupe égales, le facteur  $X = \theta_{ad}/a^{1/3}$  représente *l'influence du matériau*. Comme  $k_c$  dépend quelque peu de l'épaisseur de coupe, nous fixerons uniformément pour la comparaison la valeur  $h = 0,4$  mm. En choisissant quelques matériaux représentatifs, nous avons obtenu le tableau suivant :

Métal	$\lambda$ W/m/K	$\rho$ kg/m <sup>3</sup>	c J/K/kg	$10^{-6}\rho c$ kg/m <sup>3</sup>	a m <sup>2</sup> /s	$k_c$ MPa	$\theta_{ad}$ K	$X=\theta_{ad}/a^{1/3}$ K(s/mm) <sup>1/3</sup>
Acier	50	7800	477	3,723	13,44	2000	537,5	226,1
Inox	14	7800	500	3,900	3,59	2000	537,5	351,0
Al	208	2700	896	2,419	85,99	1300	537,4	121,8
Dural	160	2800	896	2,509	63,77	1300	518,1	129,7
Co	70	8900	389	3,462	20,22	3240	935,9	343,5
Ag	410	10500	234	2,457	166	?		
Cu	372	8900	383	3,409	109	901	264,3	55,33
Ni	50	8900	446	3,969	12,6	3332	839,5	360,8
Ti	18	4510	520	2,345	7,676	1800	767,6	389,1

Ce tableau est très parlant et explique bien pourquoi les aciers inoxydables, les alliages de cobalt et de nickel et le titane sont considérés comme difficiles à usiner : on trouve en dernière colonne un nombre X de l'ordre de 360. Pour ces matériaux, il faut utiliser de faibles vitesses de coupe et surveiller l'échauffement des outils. L'aluminium, avec seulement  $X \approx 120$ , est très facile à usiner, essentiellement parce qu'il est bon conducteur. L'acier courant occupe une position intermédiaire avec  $X \approx 226$ .

On notera, en examinant de plus près le tableau, l'importance de la *conductivité thermique*. En particulier, on croit souvent que le bois est facile à usiner, car tendre. En réalité, il conduit tellement mal la chaleur que l'outil peut chauffer très fortement et s'endommager en peu de temps.

## 9. Bibliographie

1. G. BOOTHROID – *Fundamentals of metal machining and machine tools*  
International student editions, Mc Graw Hill , Singapore, 1981, ISBN 0-07-Y85057-7
2. N. COOK – *Manufacturing analysis*  
Addison Wesley, Reading, Massachussets, 1966, ISBN 0-201-01211-1
3. J. PETERS – *Theorie van de Verspaning*  
Cours à la K.U.L., Standaard Boekhandel
4. H. ERNST, M.E. MERCHANT – Chip formation, friction and high quality machined surfaces. In *Surface Treatment of Metals*, A.S.M., New york, vol. 29, p. 299, 1941
5. E.H. LEE, B.W. SCHAEFFER – The theory of plasticity applied to a problem of machining. *J. Appl. Mech*, vol. 18, n°4, p. 405, 1951
6. M. KRONENBERG – *Grundzüge der Zerspanungslehre*  
Springer, Berlin, 1927
7. DUBBEL – *Taschenbuch für den Maschinenbau*  
17 Auflage, Springer, Berlin, 1990, ISBN 3-540-52381-2

8. W. KOENIG – *Fertigungsverfahren – Band 1, Drehen, Fräsen, Bohren*  
VDI Verlag, Düsseldorf, 1990, ISBN 3-18-400834-6

9. F. DELHAYE – *Modélisation de la coupe considérant un frottement de Tresca*  
Travail de fin d'études, Université de Liège, 1996



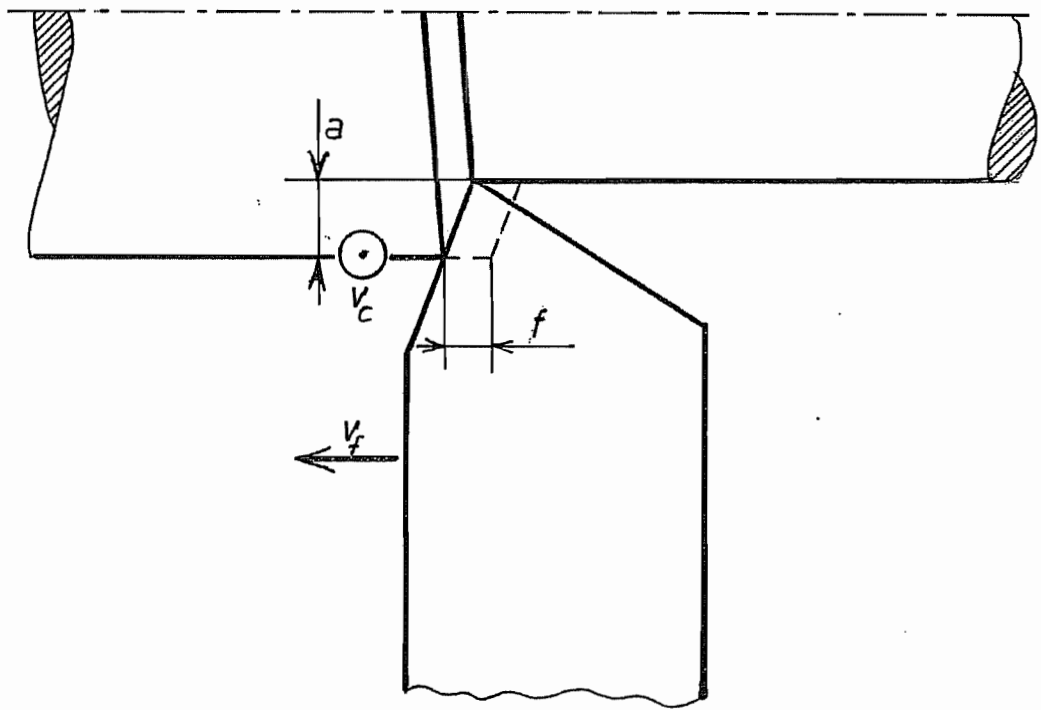


FIG. 1



# CHAPITRE 2 – TOURNAGE

## 1. Introduction

La théorie vue précédemment, outre le fait qu'elle ne conduit pas à un modèle prédictif, est beaucoup trop restrictive quant à la géométrie de coupe. En pratique, la coupe n'est pas nécessairement orthogonale, mais surtout, elle n'est généralement pas ouverte, c'est-à-dire qu'il existe une arête secondaire de coupe. Il est donc nécessaire de se tourner vers l'expérience pour forger ce que l'on pourrait appeler une *théorie technique de la coupe*.

Le tournage et, très précisément, le chariotage, tient une place privilégiée dans cette théorie, car c'est le cas le plus simple : opération à régime invariable, outil à un seul tranchant, avance rectiligne, vitesse constante. La théorie de cas plus complexes, comme le fraisage, s'appuie toujours sur les résultats obtenus pour le tournage.

## 2. Mouvements de coupe, d'avance et de réglage (fig. 1)

On sait qu'en tournage, le mouvement de coupe est circulaire et donné à la pièce. Pour une pièce de diamètre  $d$ , l'outil parcourt selon la circonférence un chemin égal à la circonférence  $\pi d$ . Si la fréquence de rotation est notée  $N$ , la vitesse de coupe vaut donc

$$v_c = N\pi d$$

*(A ce stade, il est peut être bon de préciser que toutes nos formules sont écrites en unités cohérentes. Ainsi, si  $d$  est exprimé en mm et  $N$  en tr/min, on obtiendra la vitesse de coupe en mm/min. Rien n'empêche de changer d'unités après le calcul. Notre expérience est que cette façon de faire est finalement la plus simple et surtout, la plus sûre : pas de facteurs correctifs, pas de fausses questions relatives aux unités à employer).*

Le mécanisme d'avance automatique, sur toutes les machines classiques (non à commande numérique) est établi de telle sorte qu'à un tour de la pièce corresponde un déplacement donné  $f$  de l'outil. Cette longueur est appelée *avance par tour* et bien souvent, tout simplement *avance*. La lettre  $f$  correspond au fait qu'en anglais, avance se dit *feed*. A l'aide d'une boîte de vitesses dite *boîte d'avances*, on peut choisir un grand nombre d'avances étagées selon une série Renard. Il n'est pas rare de trouver des machines offrant 27 valeurs de l'avance qui se sélectionnent sur la boîte d'avances à l'aide de trois leviers ayant chacun 3 positions.

La *vitesse d'avance* est la vitesse avec laquelle l'outil se déplace. On la note assez logiquement  $v_f$  pour la distinguer de la vitesse de coupe. Puisqu'à chaque tour correspond une avance  $f$ , il est clair que

$$v_f = Nf$$

Enfin, on règle, selon l'axe perpendiculaire aux deux mouvements précédents, l'*engagement*  $a$ , c'est-à-dire la profondeur à laquelle se trouve le *nez* de l'outil (son point le

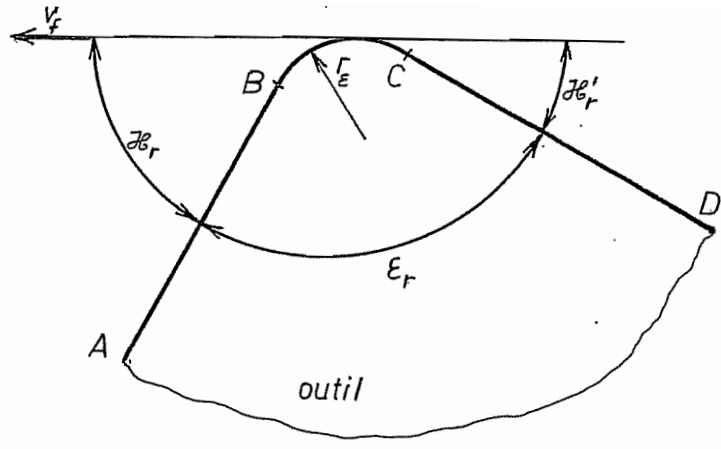


FIG. 2

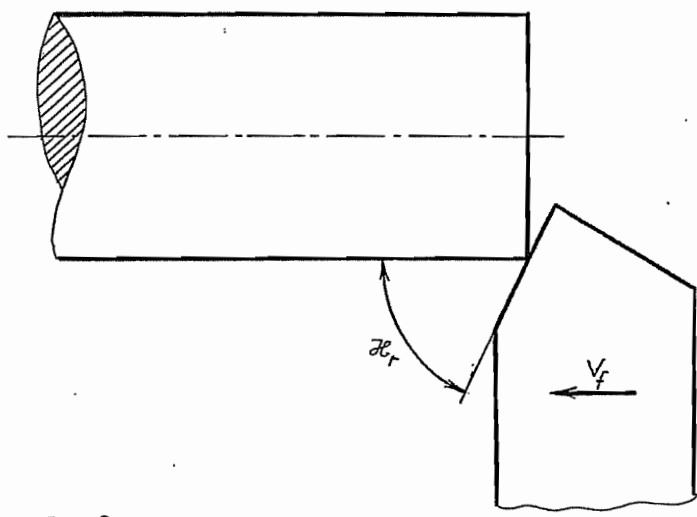


FIG. 3

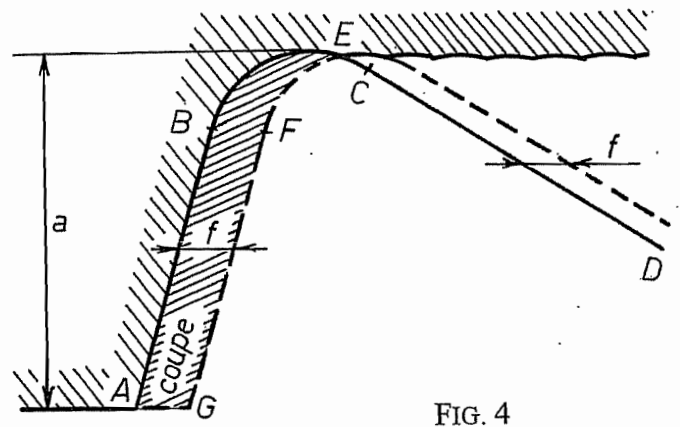


FIG. 4

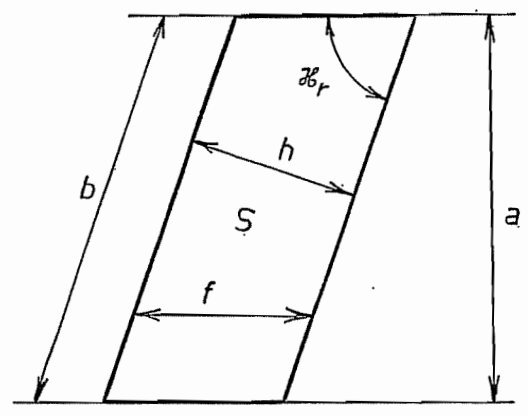


FIG. 5

plus engagé). On parle encore de *profondeur de passe* (depth of cut *en anglais*), terme mis en désuétude par les normes actuelles, mais encore bien vivace.

### 3. La géométrie de coupe

Dans le plan dit *de référence*  $P_r$ , c'est-à-dire le plan orthogonal à la vitesse de coupe, la section de coupe est définie par la différence entre les positions de l'outil à l'instant considéré et un tour plus tôt. La figure 1 est, à ce sujet, caricaturale, car en pratique, le nez de l'outil est courbe. En fait, l'outil possède (*fig. 2*) une portion rectiligne AB dite *arête principale de coupe*, inclinée par rapport à la vitesse d'avance d'un angle  $\kappa_r$  (prononcer : kappa-r) dit *angle de direction de l'arête (principale) de coupe*. Vient ensuite une portion circulaire BC dont le rayon  $r_\varepsilon$  est appelé *rayon du bec de l'outil*. Enfin, il y a une nouvelle portion rectiligne CD dite *arête secondaire de coupe*, inclinée par rapport à la direction de  $(-v_f)$  d'un angle  $\kappa_r'$  qui porte le nom d'*angle de direction de l'arête secondaire de coupe*. L'angle formant le supplément des deux précédents, qui mesure l'outil lui-même, s'appelle *angle de pointe de l'outil* et se note  $\varepsilon_r$ . Il est clair que

$$\kappa_r + \varepsilon_r + \kappa_r' = \pi$$

On donne aussi à l'angle  $\kappa_r$  le nom d'*angle d'attaque* parce que lors de l'attaque du bout de la pièce, un angle  $\kappa_r$  aigu permet d'obtenir une attaque *progressive* de la pièce, alors qu'un angle  $\kappa_r$  droit (outil « français ») attaque la pièce par tout ou rien (*fig. 3*).

Nous sommes à présent en mesure de dessiner exactement la coupe qui, sur la figure 4, est la figure ABEFGA. On notera que la bonne pratique veut que le point E soit en avant du point de raccordement C du nez arrondi à l'arête secondaire de coupe, ce qui revient à dire que l'on ne coupe pas avec l'arête secondaire. On s'aperçoit que dans la mesure où l'engagement est suffisant, on ne commet pas une grande erreur en idéalisant la coupe par un parallélogramme de base  $f$  et de hauteur  $a$  (*fig. 5*). C'est la géométrie de coupe  *nominale*, approchée certes, mais d'un usage universel dans la littérature. Dans cette géométrie, on définit la *largeur de coupe*  $b$ , qui est la longueur du côté oblique du parallélogramme schématisant l'arête de coupe. On définit encore l'*épaisseur de coupe*  $h$ , distance orthogonale entre deux positions successives de l'arête de coupe. Il est facile de vérifier que

$$h = f \sin \kappa_r$$

$$b = \frac{a}{\sin \kappa_r}$$

L'aire  $S$  de la section nominale de coupe est donnée par

$$S = af = bh$$

Le *débit (volumique) de coupe*  $Q$  peut s'obtenir en multipliant une quelconque composante de la vitesse par la section orthogonale à cette vitesse. On peut donc écrire indifféremment

$$Q = Sv_c = afv_c$$

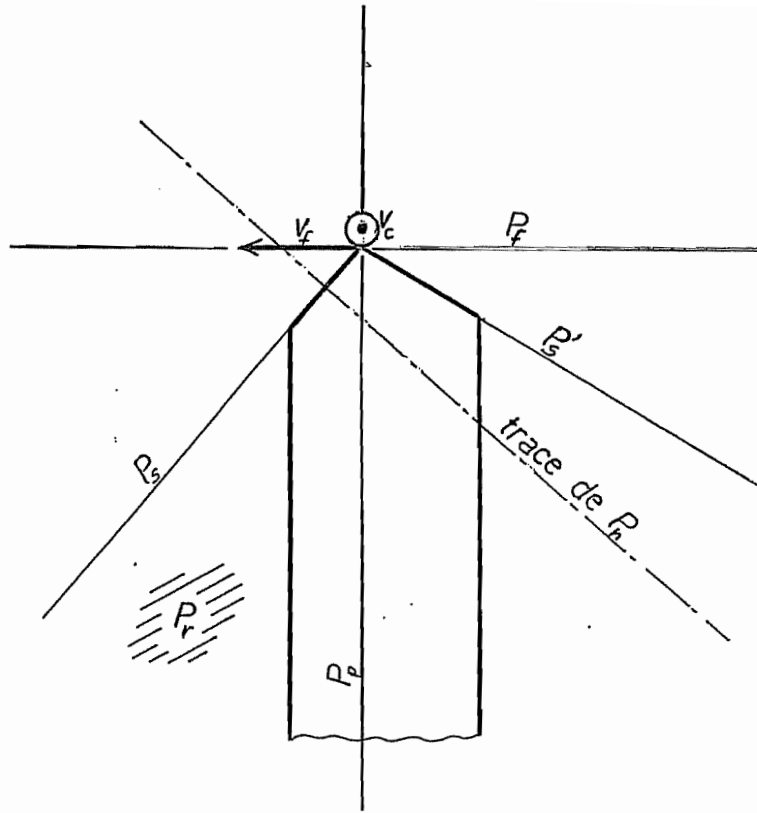


FIG. 6

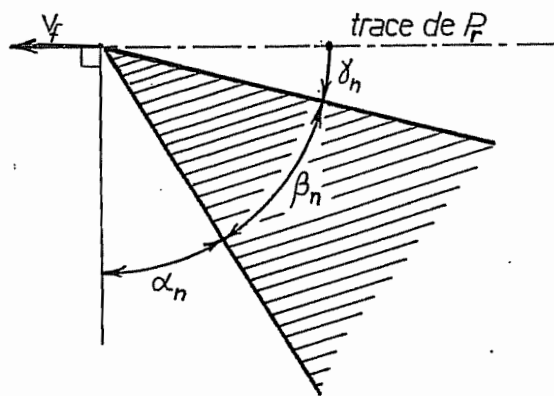


FIG. 7

en utilisant la vitesse de coupe, ou

$$Q = \pi d a v_f$$

à partir de la vitesse d'avance. Ces deux expressions sont équivalentes, car

$$\pi d a v_f = \pi d a N f = a f (N \pi d) = a f v_c$$

## 4. Les angles d'outils

### 4.1 – Les principaux plans de définition de l'outil

Nous aurons besoin pour la suite d'une description plus précise de la géométrie des outils. Nous nous limiterons aux seuls angles dits *angles de l'outil en main*. Fondamentalement, on part de la définition d'un certain nombre de plans dans lesquels les angles seront mesurés. Chaque plan porte un indice, par exemple,  $P_r$ , le plan de référence que nous avons déjà examiné. Dans un plan d'indice  $x$ , tous les angles portent systématiquement l'indice  $x$ . Nous nous limiterons aux plans suivants (*fig. 6*) :

- Le *plan de référence*  $P_r$  est, comme nous l'avons dit, le plan orthogonal à la vitesse de coupe. Il contient la vitesse d'avance.
- Le *plan de travail*  $P_f$  est le plan contenant la vitesse de coupe et la vitesse d'avance. Il est donc tangent à la surface engendrée sur la pièce.
- Le *plan vers l'arrière de l'outil*  $P_p$  est le plan contenant la vitesse de coupe, mais perpendiculaire à la vitesse d'avance.
- Le *plan normal* est normal à l'arête de coupe. (Attention, nous verrons que l'arête de coupe peut être inclinée, si bien que le plan normal *n'est pas* orthogonal à  $P_r$ )
- Le *plan de l'arête (principale) de l'outil*  $P_s$  est le plan contenant la vitesse de coupe et l'arête principale de l'outil.

En dehors du plan de référence, qui est toujours nécessaire, il suffit de deux des autres plans pour décrire entièrement l'outil. Le choix de ces plans différencie le *système américain*, qui fait usage des plans  $P_f$  et  $P_p$  du *système ISO*, qui fait usage des plans  $P_n$  et  $P_s$ .

### 4.2 – Les angles normaux

On appelle angles *normaux* les angles mesurés dans le plan normal (*fig. 7*). Dans ce plan, l'arête de coupe se projette en un point. Le plan de référence a une trace. On définit dans ce plan les angles suivants :

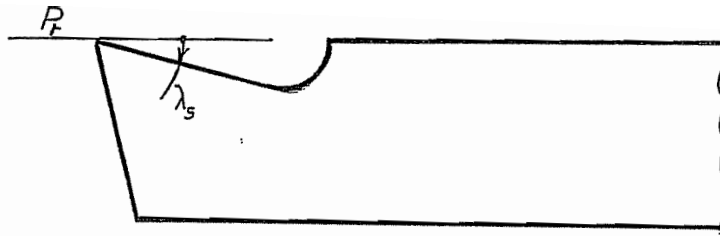


FIG. 8

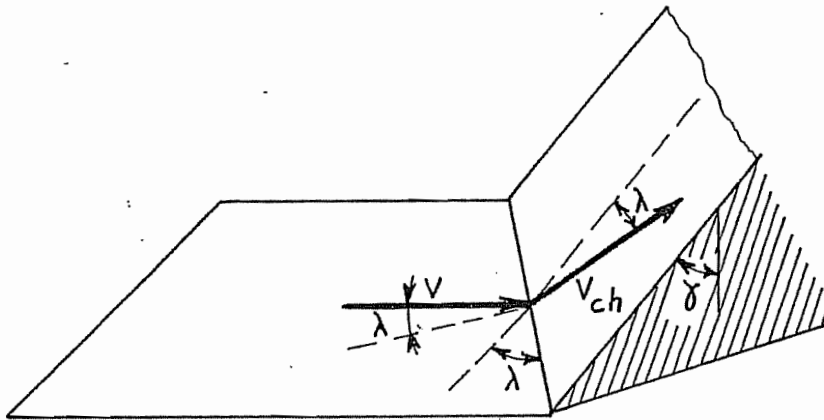


FIG. 9

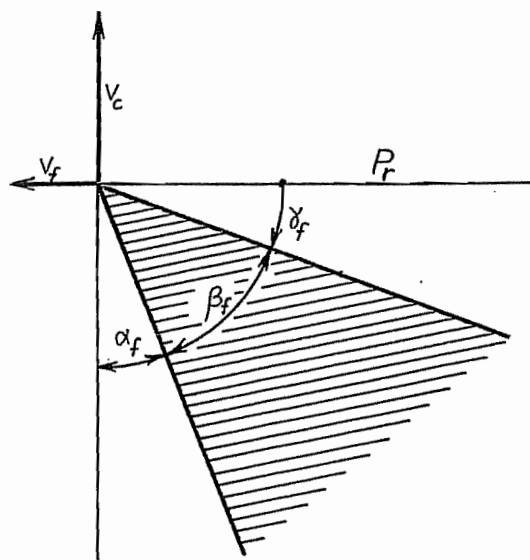


FIG. 10

- $\gamma_n$  est l'angle entre la trace du plan de référence et la face principale de coupe. Il s'appelle *angle normal de coupe* (en anglais, *normal rake angle*). Il peut être positif ou négatif.

- $\beta_n$  est l'angle entre la face de coupe et la face en dépouille. Il mesure en quelque sorte la robustesse de l'outil et s'appelle *angle normal de taillant* (*normal wedge angle*).

- $\alpha_n$  est l'angle entre la perpendiculaire à la trace du plan de référence et la face en dépouille. Il s'appelle *angle normal de dépouille* (*normal clearance angle*).

Ces angles vérifient la relation

$$\gamma_n + \beta_n + \alpha_n = \frac{\pi}{2}$$

Les angles normaux sont ceux qui correspondent le mieux au schéma de la coupe orthogonale. En particulier, l'angle de coupe normal joue un rôle non négligeable dans la valeur de la force de coupe.

### 4.3 – L'angle $\lambda_s$ défini dans le plan de l'arête de l'outil et son importance.

Dans le plan de l'arête de l'outil (*fig. 8*), on définit l'*angle d'inclinaison de l'arête de l'outil*  $\lambda_s$  comme l'angle entre  $P_r$  et l'arête principale de coupe. Lorsque  $\lambda_s$  est nul, il s'agit d'une coupe *orthogonale*. Dans le cas contraire, on parle de *coupe oblique*.

Cet angle a une importance capitale en ce qui concerne l'*écoulement du copeau*. En supposant (*fig. 9*) que le copeau ne soit pas comprimé par la coupe ( $r = 1$ ), il est clair que sa direction d'écoulement ferait également un angle  $\lambda_s$  avec l'arête. Pour s'en convaincre, on peut utiliser une feuille de papier quadrillé, que l'on appliquera sur un coin. Stabler, en 1951, a montré que cette relation reste approximativement vraie même si  $r \neq 1$ . Ce résultat est connu sous le nom de *loi de Stabler*. On vérifie aisément que cela signifie que la largeur du copeau est égale à la largeur de coupe. Il en résulte que pour les valeurs positives de l'angle d'inclinaison, le copeau tend à s'écartier de la pièce, tandis qu'il tend à s'en rapprocher si  $\lambda_s$  est négatif.

Cette propriété a une grande importance pratique, surtout en tournage, où le copeau ne se brise pas nécessairement tout seul et peut être gênant ou même dangereux.

### 4.4 – Les angles dans le plan de travail

Les angles dans le plan de travail se définissent de manière analogue aux angles dans le plan normal. Ils s'appellent angles *latéraux* et sont représentés en figure 10.

- $\gamma_f$  est l'angle entre le plan de référence et la trace dans  $P_f$  de la face de coupe. Il s'appelle *angle de coupe latéral* (*side rake angle*). Il est positif ou négatif.

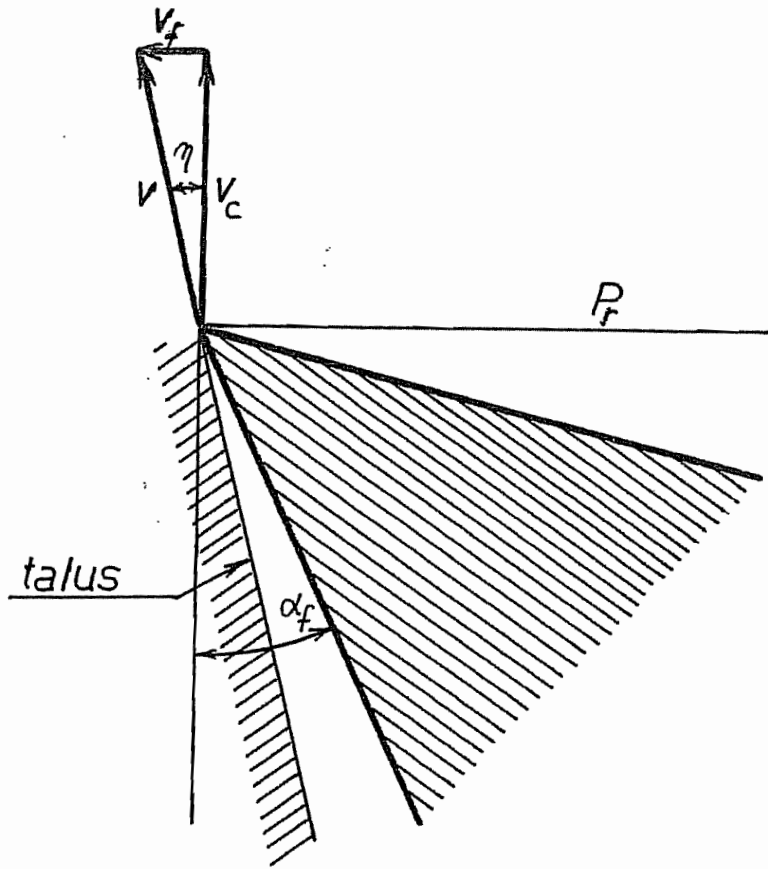


FIG. 11

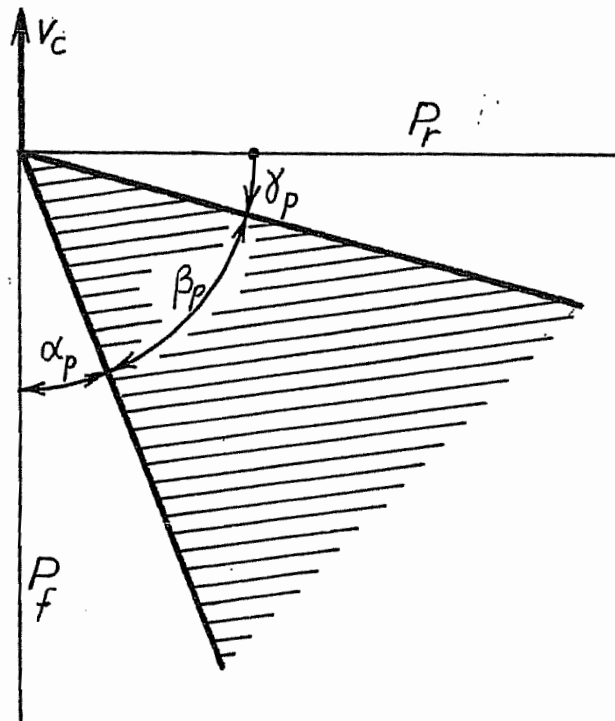


FIG. 12



- $\beta_f$  est l'angle entre les traces dans  $P_f$  des faces de coupe et en dépouille. Il porte le nom d'*angle de taillant latéral (side wedge angle)*.

- $\alpha_f$  est l'angle entre la vitesse de coupe et la trace dans  $P_f$  de la face en dépouille. C'est l'*angle de dépouille latéral (side clearance angle)*

On a bien sûr

$$\gamma_f + \beta_f + \alpha_f = \frac{\pi}{2}$$

L'angle de dépouille latéral est important parce que c'est lui qui décide de l'existence ou de l'inexistence du phénomène de *talonnement*. Ceci mérite une explication. La vitesse relative de l'outil par rapport à la pièce est la résultante  $v$  de la vitesse de coupe  $v_c$  et de la vitesse d'avance  $v_f$ . Elle est donc inclinée par rapport à la vitesse de coupe d'un angle que nous noterons  $\eta$  (*fig. 11*). Cela signifie que la trajectoire de l'outil dans la pièce est une hélice d'angle  $\eta$ . A un moment donné, l'outil laisse donc sur la pièce un *talus* non coupé en forme d'hélice. On dit qu'il y a *talonnement* lorsque la face en dépouille interfère avec ce talus. Ce type de fonctionnement est inadmissible, car il provoque un échauffement anormal de l'outil et partant, sa destruction rapide. La condition de *non-talonnement* est

$$\operatorname{tg} \eta < \operatorname{tg} \alpha_f .$$

Notant que

$$\operatorname{tg} \eta = \frac{v_f}{v_c} = \frac{Nf}{N\pi d} = \frac{f}{\pi d}$$

on constate que la condition de non-talonnement s'écrit encore

$$\frac{f}{\pi d} < \operatorname{tg} \alpha_f$$

Elle limite donc l'avance admissible en fonction de l'angle de dépouille latéral.

#### 4.5 – Les angles dans le plan vers l'arrière

La définition des angles dans le plan vers l'arrière suit encore le même schéma (*fig. 12*) :

- $\gamma_p$  est l'angle entre le plan de référence et la trace dans  $P_p$  de la face de coupe. Il s'appelle *angle de coupe vers l'arrière (back rake angle)*. Il est positif ou négatif.

- $\beta_p$  est l'angle entre les traces dans  $P_p$  des faces de coupe et en dépouille. C'est l'*angle de taillant vers l'arrière (back wedge angle)*

- $\alpha_p$  est l'angle entre la vitesse de coupe et la trace dans  $P_p$  de la face en dépouille. Il porte le nom d'*angle de dépouille vers l'arrière (back clearance angle)*. Il doit toujours être positif.

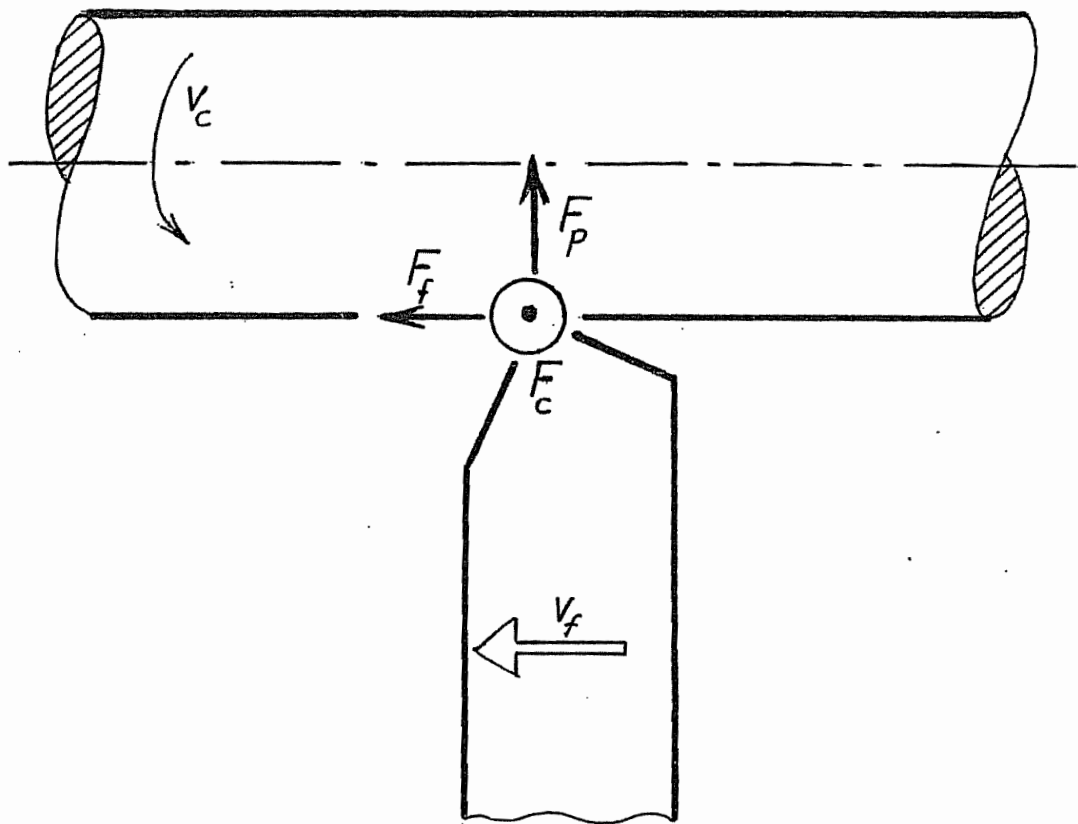


FIG. 13

On a encore la relation

$$\gamma_p + \beta_p + \alpha_p = \frac{\pi}{2}$$

#### 4.6 – Système d'angles ISO et système d'angles américain

Nous l'avons dit, le système ISO se fonde sur les angles dans le plan normal et dans le plan de l'arête de l'outil. C'est le système généralement utilisé en tournage et en fraisage en roulant. Par contre, en fraisage en bout, on utilise le plus souvent le système américain, c'est-à-dire fondé sur les angles latéraux et vers l'arrière. Ceci est une affaire de tradition.

Il est parfois utile de connaître les formules de passage d'un système à l'autre. Les formules sont [1] :

##### 4.6.1 – Passage du système américain au système ISO

$$\begin{aligned} \operatorname{tg} \lambda_s &= \sin \kappa_r \operatorname{tg} \gamma_p - \cos \kappa_r \operatorname{tg} \gamma_f = \sin \kappa_r \cot g \alpha_p - \cos \kappa_r \cot g \alpha_f \\ \operatorname{tg} \gamma_n &= (\cos \kappa_r \operatorname{tg} \gamma_p + \sin \kappa_r \operatorname{tg} \gamma_f) \cos \lambda_s \\ \cot g \alpha_n &= (\cos \kappa_r \cot g \alpha_p + \sin \kappa_r \cot g \alpha_f) \cos \lambda_s \end{aligned}$$

##### 4.6.2 – Passage du système ISO au système américain

$$\begin{aligned} \operatorname{tg} \gamma_f &= \sin \kappa_r \frac{\operatorname{tg} \gamma_n}{\cos \lambda_s} - \cos \kappa_r \operatorname{tg} \lambda_s \\ \cot g \alpha_f &= \sin \kappa_r \frac{\cot g \alpha_n}{\cos \lambda_s} - \cos \kappa_r \operatorname{tg} \lambda_s \\ \operatorname{tg} \gamma_p &= \cos \kappa_r \frac{\operatorname{tg} \gamma_n}{\cos \lambda_s} + \sin \kappa_r \operatorname{tg} \lambda_s \\ \cot g \alpha_p &= \cos \kappa_r \frac{\cot g \alpha_n}{\cos \lambda_s} + \sin \kappa_r \operatorname{tg} \lambda_s \end{aligned}$$

## 5. Forces de coupe

### 5.1 – Composantes de la force de coupe

La force de coupe peut être décomposée en trois composantes (*fig. 13*) :

• La *force principale de coupe*  $F_c$ , dirigée selon la vitesse de coupe. Très souvent, on l'appelle simplement *force de coupe* lorsque aucune confusion n'est à craindre.

• La *force d'avance*  $F_f$ , dirigée selon la vitesse d'avance.

• La *force passive*  $F_p$ , perpendiculaire aux deux précédentes. Elle porte ce nom parce qu'elle ne travaille pas.

On parle aussi de la *force de répulsion*  $F_R$  pour la résultante de la force d'avance et de la force passive.

La force principale de coupe induit une puissance

$$P_c = F_c v_c$$

dite puissance (principale) de coupe et la force d'avance, une puissance

$$P_f = F_f v_f$$

dite puissance d'avance. La puissance totale de coupe  $P_{tc}$  est donc donnée par

$$P_{tc} = P_c + P_f = F_c v_c + F_f v_f$$

Cependant, la puissance d'avance  $P_f$  est généralement négligeable devant la puissance de coupe, non pas, comme le croient certains, parce que la force d'avance serait négligeable devant la force de coupe – elle peut atteindre  $F/2$  –, mais parce que *la vitesse d'avance est bien plus faible que la vitesse de coupe*. En effet, on a

$$v_c = N\pi d \quad ; \quad v_f = Nf \quad \text{donc} \quad \frac{v_f}{v_c} = \frac{f}{\pi d}$$

Prenons comme données raisonnables  $d = 50\text{mm}$ ,  $f = 0,5\text{mm}$ . On obtient

$$\frac{f}{\pi d} = \frac{0,5}{50\pi} = \frac{1}{100\pi} \approx 0,00316$$

Pour une force d'avance égale à la moitié de la force de coupe, il vient

$$\frac{P_f}{P_c} \approx 0,5 \cdot 0,00316 = 0,00158$$

C'est pourquoi, il est de pratique courante d'assimiler la puissance totale de coupe à la puissance principale de coupe :

$$P_{tc} \approx P_c$$

La force passive ne travaille pas. Il ne faudrait pas en déduire pour autant qu'elle est sans importance. En effet, cette force, sollicitant la pièce en flexion, est la principale cause des *erreurs de cylindricité*. Considérons par exemple une pièce tournée entre pointes (*fig. 14*). Au voisinage des pointes, la flexion de la pièce sous l'effet de cette force est nulle. Par contre, au milieu, la pièce recule élastiquement de

$$\delta = \frac{F_p l^3}{48EI}$$

où  $l$  est la longueur de la pièce,  $E$ , son module de Young et  $I$ , son inertie,

$$I = \frac{\pi d^4}{64}$$

Il en résulte qu'au centre de la pièce, le diamètre vaut  $(d + 2 \delta)$  au lieu de  $d$ . Le défaut de cylindricité correspondant est  $\delta$ .

## 5.2 – Les modèles à la Kienzle

On fait souvent référence dans la littérature au modèle suivant : à chaque composante de la force, on associe une pression nominale,

$$\begin{aligned} k_c &= \frac{F_c}{bh} && (\text{coupe}) \\ k_f &= \frac{F_f}{bh} && (\text{avance}) \\ k_p &= \frac{F_p}{bh} && (\text{passive}) \end{aligned}$$

et on ajuste expérimentalement des lois de la forme suivante, dite de Kienzle :

$$k_i = k_{i,11} \left( \frac{h}{mm} \right)^{-m_i} \cdot K_{i,v} \cdot K_{i,\gamma} \cdot K_{i,\lambda} \cdot K_{i,\kappa_r} \cdot K_{i,VB} \quad i = c, f, p$$

où les coefficients  $K_{i,v}, \dots$  représentent les influences de la vitesse, de l'angle de coupe normal, de l'angle d'inclinaison d'arête, de l'angle de direction de l'arête et de l'usure, tandis que l'exposant  $m_i$  exprime la dépendance vis-à-vis de l'épaisseur de coupe. Des valeurs de ces différents coefficients peuvent être trouvées par exemple dans les références [3,4,6].

La pression nominale la mieux explorée est la pression nominale de coupe  $k_c$ . Ceci, parce que la force de coupe sert à dimensionner la puissance de la machine-outil. On peut remarquer les faits suivants :

- En général, l'exposant  $m_c$  prend une valeur comprise entre 0,2 et 0,3

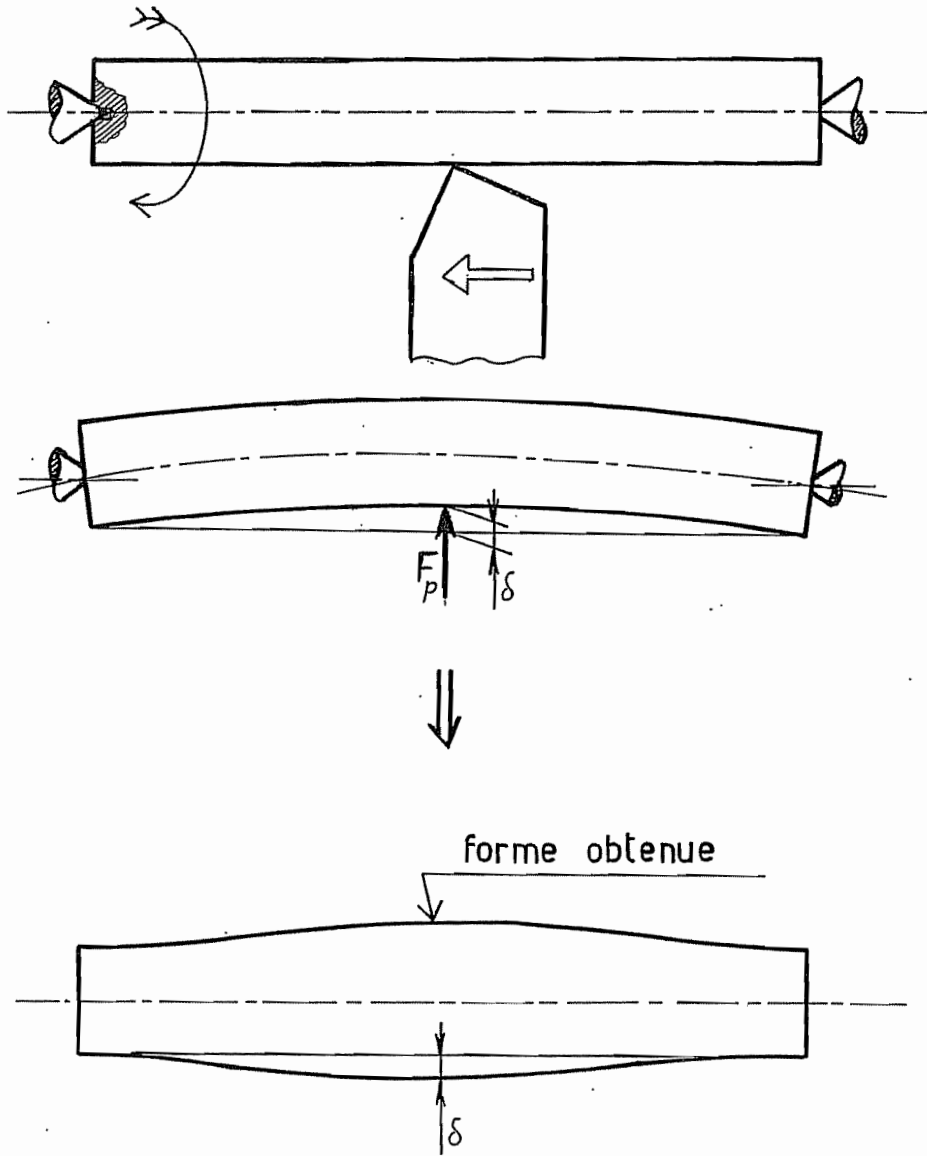


FIG. 14

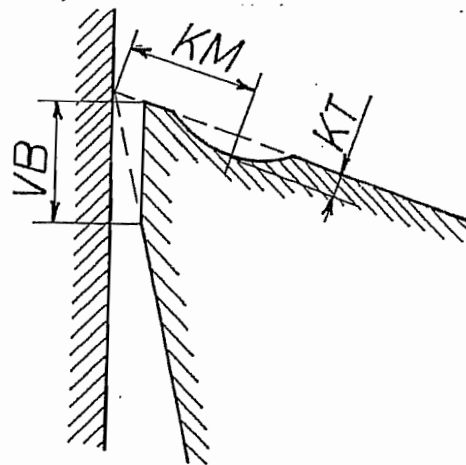


FIG. 15

- L'influence de la *vitesse* est assez faible. La pression nominale de coupe décroît quand la vitesse augmente. De 50 m/min à 200 m/min, on observe par exemple une diminution de la force de coupe de 5 à 10%. Cet effet peut donc être négligé en première approximation

- L'*angle de coupe*  $\gamma_n$  a une influence notable sur la force de coupe. En supposant que la valeur  $k_{c,11}$  corresponde à  $\gamma_n = 0^\circ$ , on aura approximativement

$$K_{c,\gamma} = 1 - 0,86 \sin \gamma_n$$

ce qui équivaut à une diminution de la force de coupe de 1,5% par degré d'angle de  $\gamma_n$ . Si, comme c'est souvent le cas, la mesure de  $k_{c,11}$  correspond à un angle de coupe non nul  $\gamma_{n0}$ , il faut écrire

$$K_{c,\gamma} = \frac{1 - 0,86 \sin \gamma_n}{1 - 0,86 \sin \gamma_{n0}}$$

- L'*angle*  $\kappa_r$  ne joue aucun rôle, si ce n'est dans la définition de  $h$ .

- L'*usure de l'outil* se mesure, comme nous le verrons plus loin, par la longueur VB de la facette usée parallèle au plan de travail, qui se forme sur la face en dépouille. (fig.15). On observe la relation approximative suivante :

$$K_{c,VB} = 1 + \frac{VB}{mm}$$

ce qui revient à dire qu'à  $VB = 0,1$  mm correspond 10% d'augmentation de la force de coupe. Il est courant de limiter l'usure de l'outil à  $VB = 0,3$ mm, ce qui correspond à 30% d'augmentation de la force de coupe.

L'application de modèles à la Kienzle pour la force d'avance et la force passive prises séparément a été proposée par un certain nombre d'auteurs, notamment König et Essel [6]. Or, ces deux forces ne sont pas indépendantes, mais ne sont que les composantes de la force de répulsion  $F_R$  qui est dirigée selon la vitesse d'écoulement du copeau. En fait,  $F_f$  et  $F_p$  dépendent de  $\kappa_r$ ,  $\gamma_n$  et  $\lambda_s$  ainsi d'ailleurs que de l'avance, d'une manière *couplée*. Or, ces auteurs proposent des formules de correction pour les autres conditions de coupe où les facteurs précités sont pris *isolément*. Du reste, comme l'a très justement noté Delhaye [7], certains des facteurs préconisés par König et Essel sont tout simplement incohérents. Les résultats donnés par ces auteurs ne valent donc que dans les strictes conditions de leurs essais.

### 5.3 – Les modèles de forces affines

Une autre objection aux modèles à la Kienzle est le fait qu'ils donnent, pour une épaisseur de coupe nulle, des forces nulles. Or, en réalité, pour les très faibles épaisseurs de coupe ( $< 0,05$  mm environ), on constate le phénomène de *refus de coupe*, dans lequel l'outil

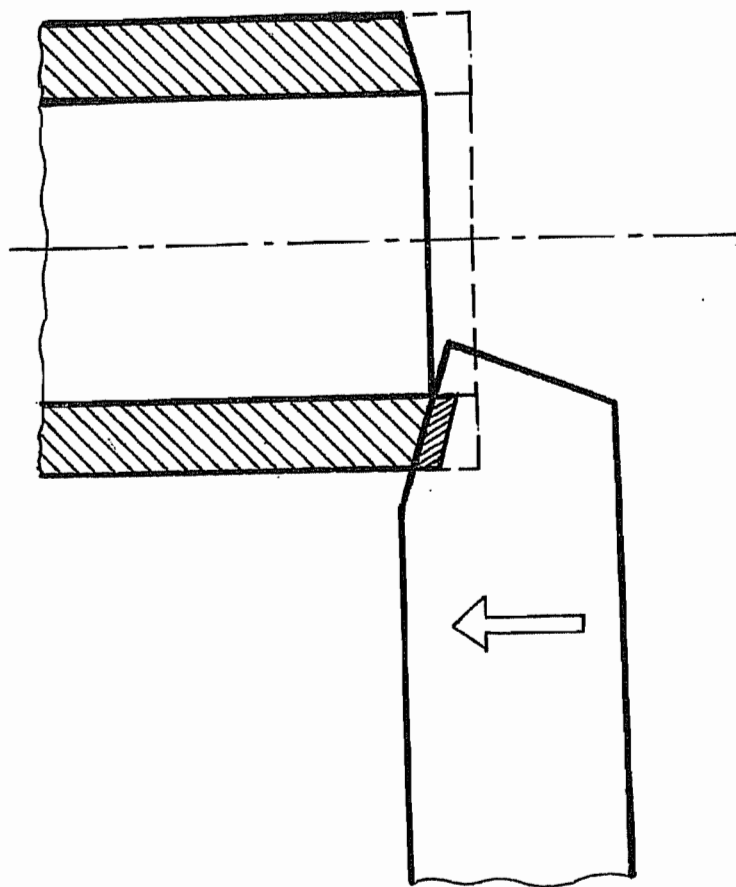


FIG. 16



refuse d'entrer dans la matière, mais frotte sur celle-ci avec un effort non nul. Il semble finalement plus réaliste d'admettre le modèle affine,

$$F'_i = \frac{F_i}{b} = A_i h + B_i$$

ce qui revient à dire

$$k_i = A_i + \frac{B_i}{h}$$

Du reste, si l'on connaît un modèle de Kienzle, le passage au modèle affine peut se faire en minimisant l'intégrale des carrés des différences sur les forces, entre  $h = 0$  et  $h = 1$  mm, ce qui donne la correspondance

$$A_i = k_{i11} \frac{6(1 - m_i)}{(3 - m_i)(2 - m_i)}$$

$$B_i = k_{i11} \frac{2m_i}{(3 - m_i)(2 - m_i)}$$

En pratique, on constate que les résultats obtenus par la formule affine correspondent fort bien avec ceux de la formule de Kienzle pour  $h \geq 0,1$  mm.

## 5.4 – Bases d'un modèle cohérent pour la coupe ouverte

On parle de coupe *ouverte* lorsque l'outil ne s'engage dans la pièce que par sa partie rectiligne et non par le nez (*fig. 16*). C'est le cas le plus simple, dans la mesure où la largeur et l'épaisseur de coupe sont simplement définies. A part cela, la coupe peut être orthogonale ou non.

Dans ces conditions, nous admettrons les *hypothèses* suivantes, qui semblent assez bien vérifiées en pratique :

- La force de coupe  $F_c$  est affine de l'épaisseur et varie en fonction de l'angle de coupe comme décrit plus haut. Elle ne dépend guère de l'angle d'inclinaison de l'arête. On a donc

$$F_c = (A_c h + B_c) b (1 - 0,86 \sin \gamma_n)$$

- La force tangentielle sur la face de coupe  $F_t$ , étant due au frottement du copeau sur l'outil, est dirigée dans la direction d'écoulement du copeau. Pour cette dernière, on admet la loi de Stabler. La grandeur de  $F_t$  ne dépend ni de l'angle de coupe, ni de l'angle d'inclinaison de l'arête. En fonction de l'épaisseur, elle suit une loi affine. Ceci revient à écrire

$$F_t = (A_t h + B_t) b$$

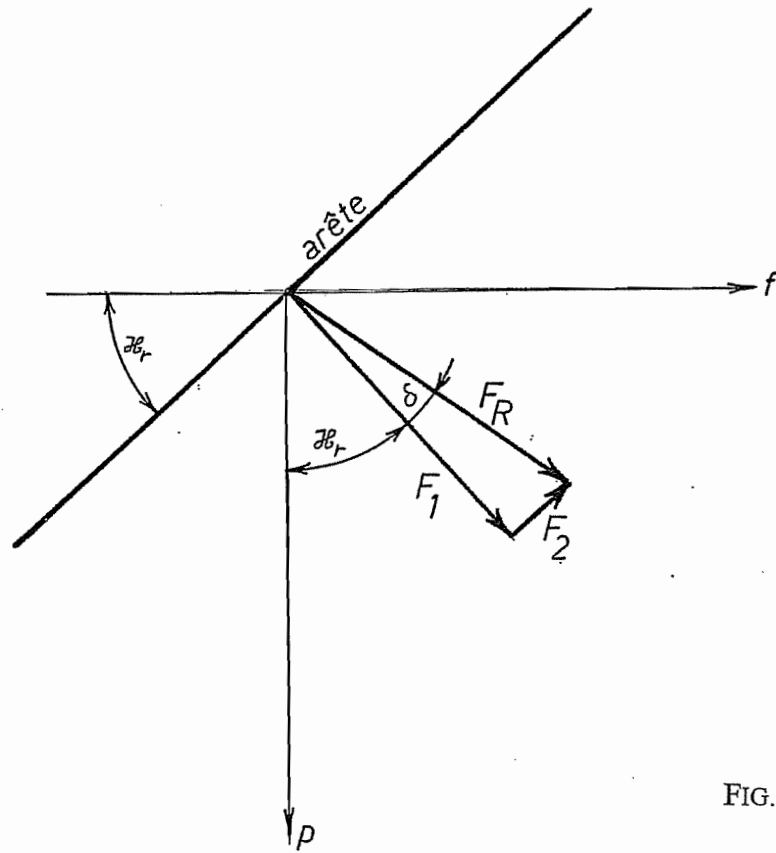


FIG. 17

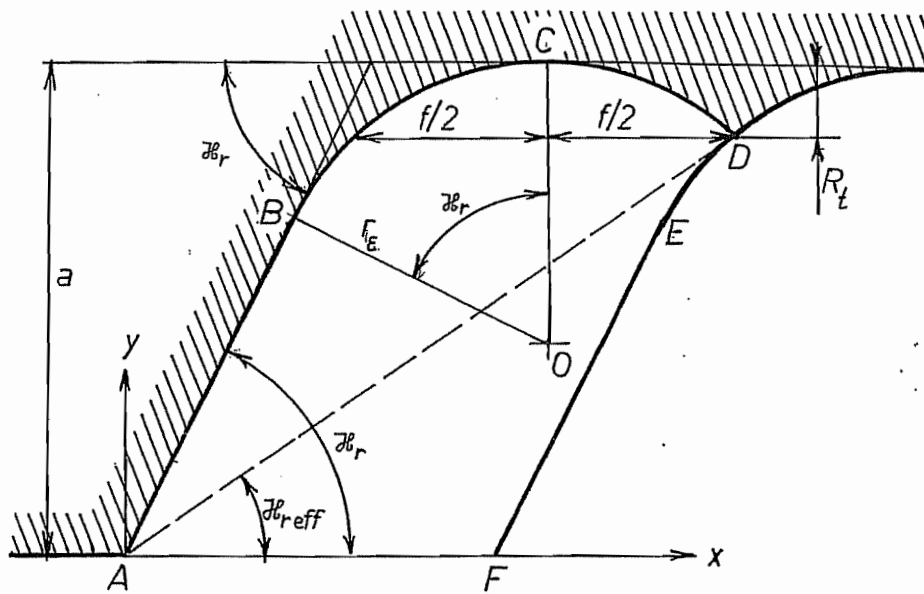


FIG. 18

Tout se fonde alors sur les relations statiques suivantes entre les trois composantes de la force de coupe et les deux forces  $F_n$  et  $F_t$  respectivement normale et tangentielle à la face de coupe [7]

$$F_c = F_t (\cos^2 \lambda_s \sin \gamma_n + \sin^2 \lambda_s) + F_n \cos \lambda_s \cos \gamma_n$$

$$F_p = F_1 \cos \kappa_r - F_2 \sin \kappa_r$$

$$F_f = F_1 \sin \kappa_r + F_2 \cos \kappa_r$$

avec

$$F_1 = F_t \cos \lambda_s \cos \gamma_n - F_n \sin \gamma_n$$

$$F_2 = \{F_n \cos \gamma_n - F_t \cos \lambda_s (1 - \sin \gamma_n)\} \sin \lambda_s$$

En éliminant  $F_n$  en fonction de  $F_c$  et  $F_t$  à l'aide de la première relation, on obtient, après quelque manipulations algébriques élémentaires,

$$F_1 = \frac{F_t \{1 - \sin^2 \lambda_s (1 - \sin \gamma_n)\} - F_c \sin \gamma_n}{\cos \lambda_s \cos \gamma_n}$$

$$F_2 = (F_c - F_t) \operatorname{tg} \lambda_s$$

La force  $F_1$  est dirigée selon la normale à l'arête. Pour un angle d'inclinaison nul,  $F_2$  est nulle, et  $F_1$  coïncide donc avec la force de répulsion  $F_R$ . L'effet de l'inclinaison de l'arête (coupe oblique) est d'ajouter la composante  $F_2$ , qui lui est perpendiculaire et qui est dirigée comme l'indique la figure 17 pour  $\lambda_s$  positif. On constate donc que l'effet d'une inclinaison positive est de *diminuer* la force passive mais d'*augmenter* la force d'avance (alors que l'on croit souvent que toutes deux diminuent).

Lors d'un essai en coupe orthogonale ( $\lambda_s = 0$ ), on a tout simplement

$$F_1 = F_R = \frac{F_t - F_c \sin \gamma_n}{\cos \gamma_n}$$

ce qui permet de déterminer  $F_t$  à partir de  $F_c$  et  $F_R$  par la formule simple

$$F_t = F_R \cos \gamma_n + F_c \sin \gamma_n \quad (\text{coupe orthogonale})$$

## 5.5 – Cas de la coupe fermée

Dans la plupart des cas pratiques, la coupe est fermée, c'est-à-dire que la partie courbe de l'outil est engagée dans la matière. Le cas le plus courant est illustré en figure 18. L'arête en prise est alors le contour ABCD.

Commençons par analyser la géométrie de la coupe. L'arête en prise se compose d'une partie rectiligne AB, dont l'orientation est définie par l'angle  $\kappa_r$ . Puis vient une portion circulaire de rayon  $r_c$ . Nous supposons que l'intersection D de l'arête avec la matière laissée au tour précédent se situe sur la portion circulaire du bec de l'outil, ce qui correspond à la

bonne pratique (on préconise généralement  $h \leq 0,8 r_e$ ). La section de coupe est alors bordée par le contour ABCDEFA.

Le traitement de ce genre de contour est fondé sur les *hypothèses* suivantes :

- Tout se passe comme si l'on avait une coupe ouverte avec comme arête rectiligne la *corde* AD de l'arête en prise.
- En conséquence, il faut considérer un *angle de direction d'arête équivalent*  $\kappa_{réq}$  correspondant à la direction de l'arête équivalente AD.
- La *section de coupe* S est la vraie section définie par le contour ABCDEFA.
- La *largeur de coupe équivalente*  $b_{éq}$  est la longueur de l'arête équivalente AD.
- L'*épaisseur de coupe équivalente*  $h_{éq}$  est définie par la relation

$$h_{éq} = \frac{S}{b_{éq}}$$

### 5.5.1 – Analyse de la géométrie de la figure 18

Les hypothèses ci-dessus valent pour toute espèce de contour. Pour le contour considéré à la figure 18, on établit sans peine les relations suivantes :

$$\begin{aligned} y_B &= a - r_e(1 - \cos \kappa_r) \\ x_B &= y_B \cot g \kappa_r = a \cot g \kappa_r - r_e \cot g \kappa_r (1 - \cos \kappa_r) \\ x_C &= x_B + r_e \sin \kappa_r \\ x_D &= x_C + \frac{f}{2} = a \cot g \kappa_r + r_e \operatorname{tg} \frac{\kappa_r}{2} + \frac{f}{2} \end{aligned}$$

Quant à  $y_D$ , c'est la différence entre a et la rugosité totale  $R_t$  qui, comme nous le verrons plus loin, vaut approximativement

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

On en déduit la valeur de l'angle de direction équivalent

$$\cot g \kappa_{réq} = \frac{x_D}{y_D} = \frac{1}{1 - \frac{R_t}{a}} \left( \cot g \kappa_r + \frac{r_e}{a} \operatorname{tg} \frac{\kappa_r}{2} + \frac{f}{2a} \right)$$

Dans cette expression, le facteur contenant la rugosité totale peut souvent être négligé, mais ce n'est pas toujours le cas.

La largeur de coupe équivalente s'en déduit aisément par la relation

$$b_{\acute{e}q} = \frac{a - R_t}{\sin \kappa_{r\acute{e}q}} = \left(1 - \frac{R_t}{a}\right) \frac{a}{\sin \kappa_{r\acute{e}q}}$$

Quant à la section du copeau, elle peut être décomposée en une partie  $S_1$  située au-dessous de l'ordonnée  $y_D$  et une partie restante  $S_2$ . Dans la partie  $S_1$ , la largeur horizontale est constamment égale à l'avance  $f$ , donc

$$S_1 = y_D \cdot f = (a - R_t) f$$

La partie restante  $S_2$  est l'aire comprise sous un arc de cercle de corde  $f$ . En assimilant l'arc de cercle à une parabole, on obtient avec une approximation suffisante

$$S_2 \approx \frac{2}{3} f R_t$$

Au total, on a donc

$$S = S_1 + S_2 = \left(a - \frac{1}{3} R_t\right) f = \left(1 - \frac{1}{3} \frac{R_t}{a}\right) a f$$

valeur qui diffère souvent assez peu de la valeur conventionnelle  $a f$ . On en déduit la valeur suivante de l'épaisseur équivalente :

$$h_{\acute{e}q} = \frac{S}{b_{\acute{e}q}} = \frac{1 - \frac{R_t}{3a}}{1 - \frac{R_t}{a}} f \sin \kappa_{r\acute{e}q}$$

Dans cette expression, suivant la valeur de  $R_t/a$ , on peut adopter une des approximations suivantes, de plus en plus grossières :

$$\frac{1 - \frac{R_t}{3a}}{1 - \frac{R_t}{a}} \approx 1 + \frac{R_t}{2a} \approx 1$$

### 5.5.2 – Les angles de coupe et d'inclinaison équivalents

Quelle que soit la valeur de l'angle de direction d'arête équivalent, les angles américains de l'outil se maintiennent. C'est à partir d'eux qu'il convient de calculer les angles de coupe et d'inclinaison équivalents, par les formules suivantes. Tout d'abord,

$$\operatorname{tg} \lambda_{s\acute{e}q} = \sin \kappa_{r\acute{e}q} \operatorname{tg} \gamma_p - \cos \kappa_{r\acute{e}q} \operatorname{tg} \gamma_f$$

et en faisant appel aux formules donnant les angles américains en fonction des angles ISO,

$$tg\lambda_{s\acute{e}q} = \sin \kappa_{r\acute{e}q} \left( \cos \kappa_r \frac{tg\gamma_n}{\cos \lambda_s} + \sin \kappa_r tg\lambda_s \right) - \cos \kappa_{r\acute{e}q} \left( \sin \kappa_r \frac{tg\gamma_n}{\cos \lambda_s} - \cos \kappa_r tg\lambda_s \right)$$

ce qui se ramène aisément à

$$tg\lambda_{s\acute{e}q} = \frac{tg\gamma_n}{\cos \lambda_s} \sin(\kappa_{r\acute{e}q} - \kappa_r) + tg\lambda_s \cos(\kappa_{r\acute{e}q} - \kappa_r)$$

De la même façon,

$$\begin{aligned} tg\gamma_{n\acute{e}q} &= \cos \lambda_{s\acute{e}q} (\cos \kappa_{r\acute{e}q} tg\gamma_p + \sin \kappa_{r\acute{e}q} tg\gamma_f) \\ &= \cos \lambda_{s\acute{e}q} \left\{ \cos \kappa_{r\acute{e}q} \left( \cos \kappa_r \frac{tg\gamma_n}{\cos \lambda_s} + \sin \kappa_r tg\lambda_s \right) + \sin \kappa_{r\acute{e}q} \left( \sin \kappa_r \frac{tg\gamma_n}{\cos \lambda_s} - \cos \kappa_r tg\lambda_s \right) \right\} \end{aligned}$$

ce qui donne finalement

$$tg\gamma_{n\acute{e}q} = \cos \lambda_{s\acute{e}q} \left\{ \frac{tg\gamma_n}{\cos \lambda_s} \cos(\kappa_{r\acute{e}q} - \kappa_r) - tg\lambda_s \sin(\kappa_{r\acute{e}q} - \kappa_r) \right\}$$

Il convient de noter que le fait que  $\lambda_s$  soit nul n'implique pas qu'il en soit de même de  $\lambda_{s\acute{e}q}$ . En effet, l'angle de coupe  $\gamma_n$  intervient dans le calcul de  $\lambda_{s\acute{e}q}$ . *Ainsi, la fermeture de la coupe transforme une coupe orthogonale en coupe oblique dès que  $\gamma_n$  est non nul.* Il en résulte que la force de répulsion cesse d'être exactement perpendiculaire à l'arête de coupe équivalente.

### 5.5.3 – Exemple

Illustrons ce qui précède sur un exemple fictif mais réaliste. Les données sont

$$\begin{aligned} A_c &= 1502 \text{ N/mm} ; B_c = 204,5 \text{ N} \\ A_t &= 235,8 \text{ N/mm} ; B_t = 82,9 \text{ N} \\ f &= 0,5 \text{ mm} ; a = 3 \text{ mm} ; r_e = 0,8 \text{ mm} ; \kappa_r = 70^\circ ; \gamma_n = 6^\circ ; \lambda_s = 0^\circ \end{aligned}$$

On calcule d'abord

$$R_t = \frac{f^2}{8r_e} = \frac{0,025}{8,08} = 0,003906$$

Cette grandeur est très petite devant  $a$ , ce qui permet de négliger son effet dans la suite. Calculons à présent l'angle de direction équivalent :

$$ctg\kappa_{r\acute{e}q} = \cot g(70^\circ) + \frac{0,8}{3} tg(35^\circ) + \frac{0,5}{2,3} = 0,6340$$

$$\kappa_{r\acute{e}q} = 57,62^\circ$$

On a alors

$$h_{\acute{e}q} = f \sin(57,62^\circ) = 0,4223mm$$

$$b_{\acute{e}q} = \frac{a}{\sin(57,62^\circ)} = 3,552mm$$

Calculons à présent les angles de coupe et d'inclinaison équivalents :

$$tg\lambda_{s\acute{e}q} = \frac{tg\gamma_n}{\cos\lambda_s} \sin(\kappa_{r\acute{e}q} - \kappa_r) = tg(6^\circ) \sin(57,62^\circ - 70^\circ) = -0,2253$$

$$\lambda_{s\acute{e}q} = -1,291^\circ$$

$$tg\gamma_{n\acute{e}q} = \cos\lambda_{s\acute{e}q} \frac{tg\gamma_n}{\cos\lambda_s} \cos(\kappa_{r\acute{e}q} - \kappa_r) = 0,9997 \cdot \frac{0,1051}{1} \cdot 0,9767 = 0,1026$$

$$\gamma_{n\acute{e}q} = 5,859^\circ$$

Les forces  $F_c$  et  $F_t$  sont alors données par

$$F_c = b_{\acute{e}q} (A_c h_{\acute{e}q} + B_c) (1 - 0,86 \sin \gamma_{n\acute{e}q}) = 2718N$$

$$F_t = b_{\acute{e}q} (A_t h_{\acute{e}q} + B_t) = 648,2N$$

On en déduit

$$F_1 = \frac{F_t \{1 - \sin^2 \lambda_{s\acute{e}q} (1 - \sin \gamma_{n\acute{e}q})\} - F_c \sin \gamma_{n\acute{e}q}}{\cos \lambda_{s\acute{e}q} \cos \gamma_{n\acute{e}q}} = 372,4N$$

On remarque d'ailleurs que l'on aurait pu écrire sans grande erreur

$$F_1 \approx F_t - F_c \sin \gamma_{n\acute{e}q} = 370,7N$$

Par ailleurs,

$$F_2 = (F_c - F_t) tg\lambda_{s\acute{e}q} = -46,63N$$

Il en résulte

$$F_R = \sqrt{F_1^2 + F_2^2} = 373,6N$$

soit une valeur peu différente de  $F_1$ . La déviation due à l'inclinaison  $\lambda_{s\acute{e}q}$  est donnée par

$$tg\delta = \frac{F_2}{F_1} = -0,1252$$

$$\delta = -7,170^\circ$$

La force de répulsion est donc inclinée par rapport à la direction de la force passive d'un angle égal à

$$\kappa_{réq} + \delta = 57,62^\circ - 7,170^\circ = 50,48^\circ$$

On en déduit

$$F_p = F_R \cos(\kappa_{réq} + \delta) = 237,8N$$

$$F_f = F_R \sin(\kappa_{réq} + \delta) = 288,0N$$

## 5.6 – Coefficients des lois affines de forces de coupe pour quelques matériaux

Les données qui suivent ont été déduites des lois de Kienzle obtenues par König et Essel [6, 12] dans les conditions suivantes :

$$\kappa_r = 70^\circ \quad \gamma_n = 6^\circ \quad \lambda_s = 0^\circ \quad r_c = 0,8mm \quad a = 3mm \quad \text{outil carbure}$$

à l'exception du cas G-Al Mg 4 Si Mn pour lequel l'expérience correspondait à un angle de coupe de  $15^\circ$ . Les ajustements ont été réalisés pour  $h = 0,1$  à  $0,8$  mm.

Métal	R <sub>m</sub> /MPa	A <sub>c</sub>	B <sub>c</sub>	A <sub>t</sub>	B <sub>t</sub>
St50	559	1536	197,0	430,5	190,4
C45N	657	1756	144,3	659,7	156,1
C45V	765	1645	180,5	439,5	201,3
C60N	775	1779	155,4	418,1	156,4
C60V	873	1742	162,0	427,6	180,9
40Mn4V	755	1784	155,9	443,8	176,8
37MnSi5V	892	1754	144,0	409,6	120,8
18CrNi8BG	618	1608	123,7	389,3	181,6
30CrNiMo8V	971	1822,3	122,6	594,0	100,8
34CrNiMo6V	1010	1803	121,3	477,7	121,0
34Cr4V	902	1621	141,6	429,2	145,6
41Cr4V	961	1678	155,6	376,0	164,9
16MnCr5N	500	1439	194,0	496,4	190,5
16MnCr5BG	500	1679	121,1	490,7	201,0
20MnCr5N	588	1521	166,9	421,2	208,5
20MnCr5BG	588	1594	156,7	450,5	176,7
34CrMo4V	1000	1734	133,6	376,3	134,7
42CrMo4V	1138	1902	119,0	501,4	142,0
51CrV4V	1050	1792	156,5	376,4	167,6
C35V	622	1572	191,6	412,2	212,0
C55N	661	1385	236,5	315,6	239,1
55NiCrMoV6V	1141	1634	209,6	315,6	192,4
100Cr6G	624	1777	216,6	413,5	252,6
GG30	206HB	856,6	190,4	161,6	165,3
G-AlMg4SiMn	260	600,3	48,1	124,9	36,3
GD-AlSi8Cu3	280	471,6	54,6	73,7	35,3



## 5.7 – Calcul simplifié des forces de coupe

### 5.7.1 – Justification

Le calcul exposé ci-dessus est rendu fort complexe par le fait que l'avance joue un rôle dans la détermination de la géométrie. On peut s'affranchir de cette dépendance en simplifiant les expressions des forces, mais ceci implique évidemment une perte de précision des résultats.

### 5.7.2 – Calcul sur le copeau nominal

C'est la plus simple et la plus crue des approximations. On calcule tout sur le parallélogramme approchant le copeau. En conséquence,

$$\begin{aligned}h &= f \sin \kappa_r \\F_c &= af \left( A_c + \frac{B_c}{h} \right) (1 - 0.86 \sin \gamma_n) \\F_t &= af \left( A_t + \frac{B_t}{h} \right) \\F_1 &= \frac{F_t \{ 1 - \sin^2 \lambda_s (1 - \sin \gamma_n) - F_c \sin \gamma_n \}}{\cos \lambda_s \cos \gamma_n} \\F_2 &= (F_c - F_t) \operatorname{tg} \lambda_s \\F_f &= F_1 \sin \kappa_r + F_2 \cos \kappa_r \\F_p &= F_1 \cos \kappa_r - F_2 \sin \kappa_r\end{aligned}$$

Ceci revient à écrire

$$\begin{aligned}F_i &= k_i af \quad \text{pour } i = c, f, p \\k_c &= \left( A_c + \frac{B_c}{h} \right) (1 - 0.86 \sin \gamma) \\k_f &= A_f + \frac{B_f}{h} \\k_p &= A_p + \frac{B_p}{h}\end{aligned}$$

avec

$$\begin{aligned}A_f &= A_1 \sin \kappa_r + A_2 \cos \kappa_r \\A_p &= A_1 \cos \kappa_r - A_2 \sin \kappa_r \\A_1 &= \frac{A_t \{ 1 - \sin^2 \lambda_s (1 - \sin \gamma_n) - A_c \sin \gamma_n \}}{\cos \lambda_s \cos \gamma_n} \\A_2 &= (A_c - A_t) \operatorname{tg} \lambda_s\end{aligned}$$

et les mêmes formules pour les coefficients B. L'expérience montre que cette approche donne en général de bons résultats pour la force de coupe, que la force passive est en général assez mal évaluée et que la force d'avance a un niveau d'approximation intermédiaire.

### 5.7.3 – Calcul faisant intervenir la largeur conventionnelle de coupe

Ce modèle, plus précis que le précédent, tient compte de l'influence sur la géométrie du rayon de bec de l'outil, mais pas de l'avance. En se référant à la figure 18, on appelle *largeur conventionnelle de coupe* et on note  $b_D$  la distance entre le point A (bord de la pièce) et le point C (point le plus engagé de l'outil). C'est la corde AC qui définit alors l'arête de coupe conventionnelle. On commence par calculer l'angle de direction de cette arête conventionnelle de la manière suivante :

$$\begin{aligned}x_c &= \{a - r_\epsilon (1 - \cos \kappa_r)\} \cot g \kappa_r + r_\epsilon \sin \kappa_r \\b_D &= \sqrt{a^2 + x_c^2} \\ \kappa_{rD} &= \ar \cos\left(\frac{x_c}{b_D}\right)\end{aligned}$$

En pratique, on veillera à calculer la cotangente comme le rapport entre le cosinus et le sinus et non comme l'inverse de la tangente, pour éviter tout problème lorsque  $\kappa_r$  est proche de  $90^\circ$ .

On calcule alors les angles de coupe et d'inclinaison conventionnels par les formules de correction classiques

$$\begin{aligned}tg \lambda_{sD} &= \frac{tg \gamma_n}{\cos \lambda_s} \sin(\kappa_{rD} - \kappa_r) + tg \lambda_s \cos(\kappa_{rD} - \kappa_r) \\ tg \gamma_{nD} &= \cos \lambda_{sD} \left\{ \frac{tg \gamma_n}{\cos \lambda_s} \cos(\kappa_{rD} - \kappa_r) - tg \lambda_s \sin(\kappa_{rD} - \kappa_r) \right\}\end{aligned}$$

Dans le cas où ce sont les angles américains qui sont donnés, les formules sont

$$\begin{aligned}tg \lambda_{sD} &= \sin \kappa_{rD} tg \gamma_p - \cos \kappa_{rD} tg \gamma_f \\ tg \gamma_{nD} &= \cos \lambda_{sD} \{ \cos \kappa_{rD} tg \gamma_p + \sin \kappa_{rD} tg \gamma_f \}\end{aligned}$$

Quant à l'épaisseur de coupe conventionnelle, on la calcule en négligeant le petit terme de rugosité dans l'expression de la section de coupe :

$$h_D = \frac{af}{b_D} = f \sin \kappa_{rD}$$

On calcule alors les forces de coupe sous la forme

$$F_{c,f,p} = k_{c,f,p} af$$

avec, pour la force de coupe,

$$k_c = (A_c(\gamma_{nD}) + \frac{B_c(\gamma_{nD})}{h_D})$$

où

$$\{A_c(\gamma_{nD}), B_c(\gamma_{nD})\} = \{A_c, B_c\}(1 - 0,86 \sin \gamma_{nD})$$

Pour la force d'avance et la force passive, on a

$$k_f = A_f + \frac{B_f}{h_D} \quad \text{et} \quad k_p = A_p + \frac{B_p}{h_D}$$

Les coefficients A et B se calculent par les formules suivantes, dans lesquelles nous écrivons A pour fixer les idées :

$$A_1 = \frac{A_t \{1 - \sin^2 \lambda_{sD} (1 - \sin \gamma_{nD})\} - A_c \sin \gamma_{nD}}{\cos \lambda_{sD} \cos \gamma_{nD}}$$

$$A_2 = (A_c - A_t) \operatorname{tg} \lambda_{sD}$$

$$A_f = A_1 \sin \kappa_{rD} + A_2 \cos \kappa_{rD}$$

$$A_p = A_1 \cos \kappa_{rD} - A_2 \sin \kappa_{rD}$$

Les expériences numériques montrent que ce modèle simplifié donne en général des résultats en accord raisonnable avec le modèle précis de la section 7.5. L'avantage de ce modèle simplifié est que les angles servant au calcul des forces ne dépendent que de l'outil, et non de l'avance. Les coefficients A et B servant au calcul des forces sont donc indépendants de l'avance, ce qui, tout en maintenant une bonne approximation, simplifie l'analyse de processus plus complexes comme le fraisage.

## 6. Usure des outils

### 6.1 – Mesures de l'usure des outils

L'usure des outils peut être mesurée de plusieurs façons.

- *Sur l'outil*, d'abord, on observe qu'il se fait sur la face en dépouille une facette parallèle à la vitesse de coupe. La longueur VB de cette facette est appelée *usure en dépouille*. Simultanément, sur les outils en carbure, il se forme un cratère de profondeur KT, à une distance KM de l'arête de coupe. Le rapport KT/KM donne une idée de la diminution de l'angle de taillant, c'est-à-dire de l'affaiblissement de l'outil. Ces trois paramètres d'usure sont représentés en figure 19. L'évolution de VB suit une courbe classique d'usure, qui peut être décomposée en trois stades (*fig. 20*). Dans un premier stade, dit d'*usure primaire* ou de *rodage*, le taux d'usure  $dVB/dt$  est important, et la dérivée seconde  $d^2VB/dt^2$  est négative. Vient ensuite une période assez longue pendant laquelle le taux d'usure se stabilise à une valeur à peu près constante et plus faible que pendant la période de rodage : c'est la période

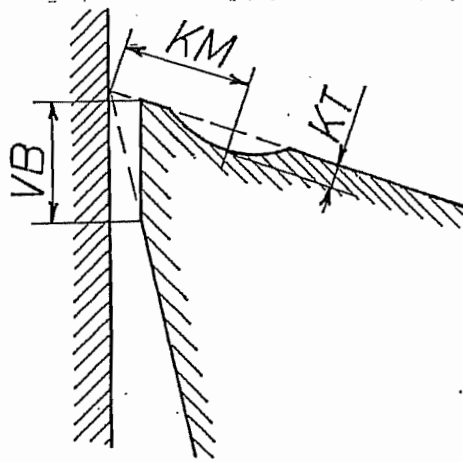


FIG. 19

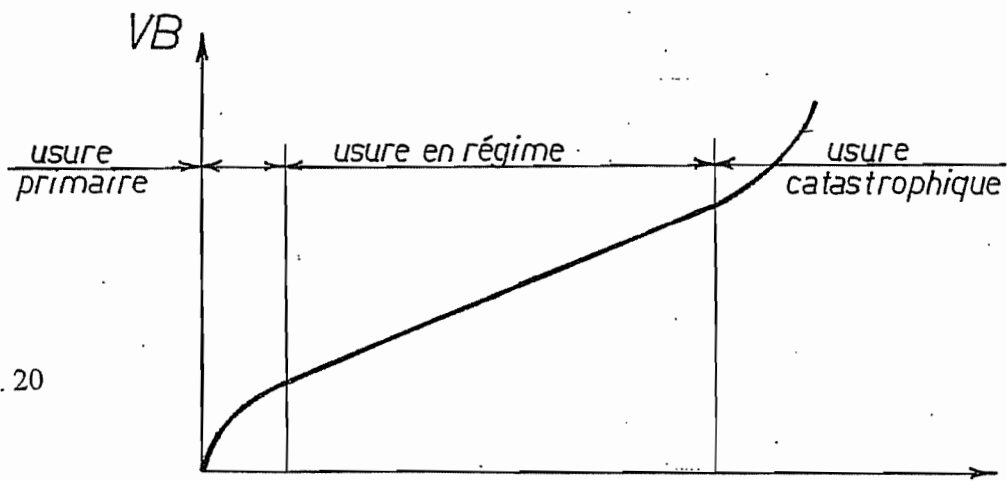


FIG. 20

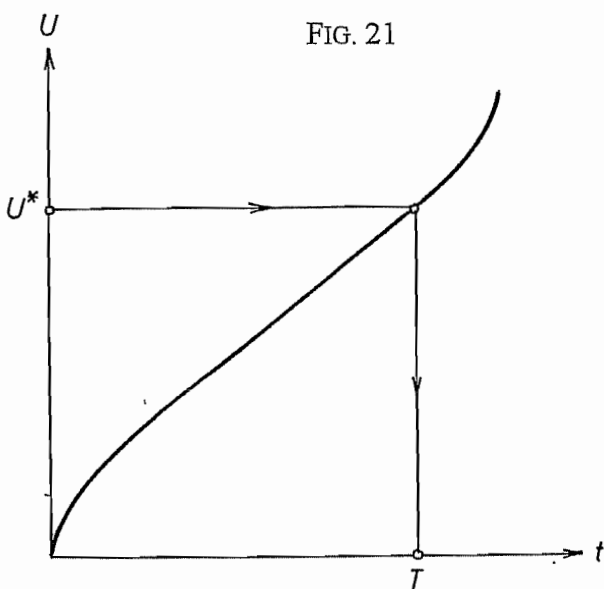


FIG. 21

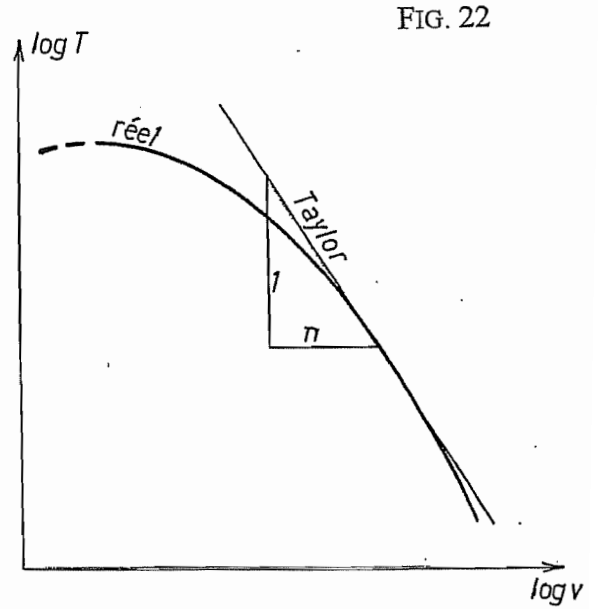


FIG. 22

d'*usure établie* ou encore, d'*usure en régime*. En fin de vie, l'*usure* s'accélère à nouveau, et la dérivée seconde  $d^2VB/dt^2$  est positive. A ce stade, on peut dire que l'*usure* engendre l'*usure* : on parle d'*usure catastrophique*. Le stade ultime est l'effondrement de l'arête de coupe.

- *Les forces de coupe* augmentent avec l'*usure*, comme nous l'avons signalé plus haut. Ce phénomène est partiellement responsable de l'effondrement de l'arête.

- Mais le paramètre qui gêne le plus le fabricant est la *dérive de la cote*. Comme l'outil s'use, il enlève progressivement de moins en moins de matière. Il en résulte que la cote s'écarte de sa valeur de réglage, allant toujours vers un surplus de matière laissé sur la pièce. Dans les fabrications en série, il est courant de vérifier l'évolution de la cote et, lorsque l'on se rapproche de la limite de tolérance, on procède à un nouveau réglage de l'outil. Après quelques réglages, l'outil est réaffûté ou remplacé.

## 6.2 – Notion de durée de vie

Appelons U le paramètre d'*usure* adopté. Il varie en fonction du temps du temps selon une certaine courbe représentée en figure 21. On se fixe alors *arbitrairement* une valeur de référence de l'*usure*  $U^*$  que l'on estime être une limite acceptable. A cette valeur  $U^*$  correspond, par la courbe d'*usure*, un temps de fonctionnement T que l'on appelle *durée de vie de l'outil*. Il va de soi que cette définition est toute conventionnelle, puisqu'elle dépend de la limite d'*usure*  $U^*$  choisie. Une valeur souvent citée est  $VB^* = 0,3$  mm mais répétons-le, la dérive de la cote est souvent plus déterminante.

## 6.3 – Loi de Taylor

Sur base d'un grand nombre d'essais, Taylor a montré que la *vitesse de coupe* est le paramètre ayant la plus forte influence sur la durée de vie de l'outil. Toute autre chose étant égale, Taylor a montré que, dans un domaine raisonnable de vitesses (*fig. 22*), on a la relation

$$vT^n = cte$$

Cette relation est connue sous le nom de *loi de Taylor*. Elle ne vaut pas pour les très faibles vitesses. Pour l'exposant n, on observe des valeurs de l'ordre de

- $n \approx 1/8$  pour les outils en acier rapide
- $n \approx 1/4$  pour les outils en carbure
- $n \approx 1/2$  pour les outils en céramique

Ceci ne sont que des valeurs approximatives. Les *carburiers*, fabricants de plaquettes d'usinage, fournissent à la demande des valeurs spécifiques pour leurs plaquettes, dans le cas de divers matériaux à couper.

Une analyse plus approfondie montre que la constante de Taylor varie quelque peu avec l'épaisseur de coupe h et avec la largeur de coupe b. Leur influence peut être prise en compte par la *loi de Taylor généralisée* :

$$cte\ de\ Taylor = \frac{C}{h^p b^q}$$

où  $C$  est une constante du couple (outil, matériau de la pièce). Cela revient à écrire

$$vT^n h^p b^q = C$$

En pratique, l'exposant  $p$  relatif à l'épaisseur de coupe est de l'ordre de 0,2 à 0,4 et l'exposant  $q$  relatif à la largeur de coupe est très petit, de l'ordre de 0,1. Aussi ce dernier facteur est-il parfois omis.

Il est intéressant d'inverser cette formule pour expliciter la durée de vie et d'y faire apparaître le débit, qui exprime la productivité. On obtient

$$T = C^{1/n} [v h^p b^q]^{-1/n} = C^{1/n} \left[ \frac{bhv}{b^{1-q} h^{1-p}} \right]^{-1/n} = C^{1/n} \left[ \frac{Q}{b^{1-q} h^{1-p}} \right]^{-1/n}$$

On constate donc qu'à débit constant, on a intérêt à augmenter  $b$  et  $h$  et à diminuer la vitesse.

#### 6.4 – Loi de Shallbroch

On observera que les conclusions ci-dessus sont en parfaite correspondance avec celles que l'on avait tirées de l'étude des températures au chapitre précédent. Mais il y a plus. En admettant les valeurs  $n = 0,25$ ,  $p = 0,4$  et  $q = 0$ , le résultat ci-dessus s'écrit

$$T = C^4 \left( \frac{Q}{bh^{0,6}} \right)^{-4}$$

Or, nous avons obtenu au chapitre précédent la formule suivante pour la température de coupe :

$$\theta = 0,4 \frac{k_{e11}}{\rho c a^{1/3}} \left( \frac{Q}{bh^{0,6}} \right)^{1/3}$$

On constate donc qu'à matériaux d'outil et de pièce constants, on a la relation

$$T = \frac{cte}{\theta^{12}}$$

connue sous le nom de *loi de Shallbroch*. Ce que montre cette loi, du reste approximative, c'est que l'usure des outils dépend *essentiellement* de leur température. Ce fait n'est pas étonnant en soi, car on sait qu'un accroissement de température diminue la dureté, principal facteur de résistance à l'usure.

## 6.5 – Influence de l'angle de coupe

L'angle de coupe normal influence la durée de vie comme l'illustre la figure 23. Il existe donc une valeur optimale de l'angle de coupe pour la durée de vie. D'après Boothroid [14], les valeurs optimales sont les suivantes :

Matériau à usiner	$\gamma_n$ optimal (acier rapide)/deg	$\gamma_n$ optimal (carbure)/deg
Fonte, laiton moulé	0	0
Laiton, bronze	8	3.5
Laiton doux, Ac h <sup>te</sup> résist.	14	3.5
Ac dx	27	3.5
Alliages légers	40	13

Ces valeurs sont indicatives. Au voisinage de l'optimum, la durée de vie varie peu. En pratique, l'angle de coupe d'un outil en carbure dépend du corps d'outil. Il vaut le plus souvent +6° ou -6°. Les valeurs négatives mènent à un angle de taillant plus grand, ce qui augmente la résilience de l'outil, facteur recherché en dégrossissage.

## 6.6 – Influence de l'angle de dépouille

La figure 24 montre que l'usure VB est liée à l'usure normale NB par la relation

$$VB = NB(\cot g\alpha_n - tg\gamma_n)$$

Dès lors, si l'on admet que  $d(NB)/dt$  est constante, il est clair que la vitesse d'accroissement de VB est d'autant plus faible que l'angle de dépouille est plus grand. On ne peut cependant augmenter cet angle inconsidérément, car cela diminue d'autant l'angle de taillant et donc, la résistance de l'outil. En pratique, l'angle de dépouille est de 5 ou 6° pour les outils en carbure, un peu plus pour les outils en acier rapide.

## 6.7 – Influence du matériau d'outil

Le matériau d'outil est de toute évidence un paramètre fondamental de l'usure. On remarquera tout d'abord que pour couper un matériau d'une dureté donnée, il faut que l'outil soit plus dur que lui. Il est bien connu, du reste, que l'usure est d'autant plus faible que l'outil est plus dur. Mais l'outil chauffe en travaillant, ce qui mène à la conclusion qu'un bon outil doit garder une grande dureté à *chaud*. De plus, il est nécessaire que l'outil possède une bonne *résistance*, notamment s'il y a des chocs pendant le travail. C'est alors sa *ténacité* qui est en jeu. Enfin, il devrait être d'un affûtage aisé. Il va de soi que ces qualités sont en partie contradictoires et que l'outil sera toujours le résultat d'un compromis.

Au cours du vingtième siècle, les vitesses réalisables en coupe ont évolué de façon prodigieuse, et on fait encore d'énormes progrès à l'heure actuelle. La figure 25, tirée de l'ouvrage de König [3], montre que grosso modo, la vitesse de coupe a pu évoluer de manière *exponentielle* de 1900 à 1990. La figure 26 donne un aperçu des différentes familles de matériaux d'outils. La figure 27 [3] les place selon deux axes, l'un, horizontal, correspondant

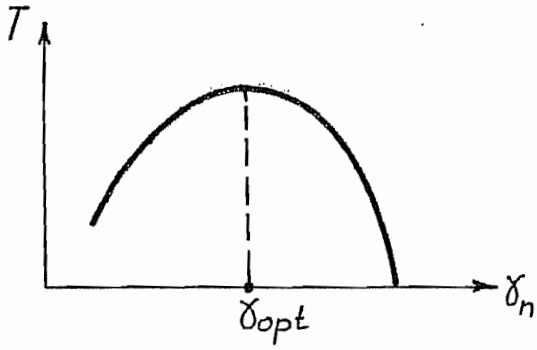


FIG. 23

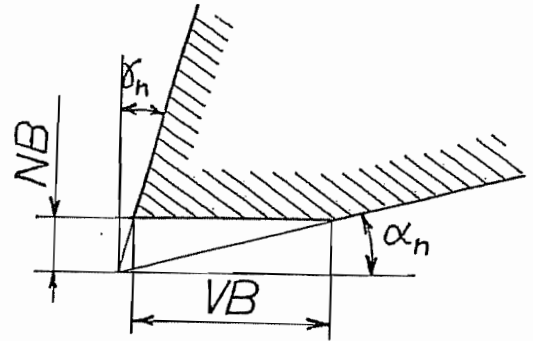


FIG. 24

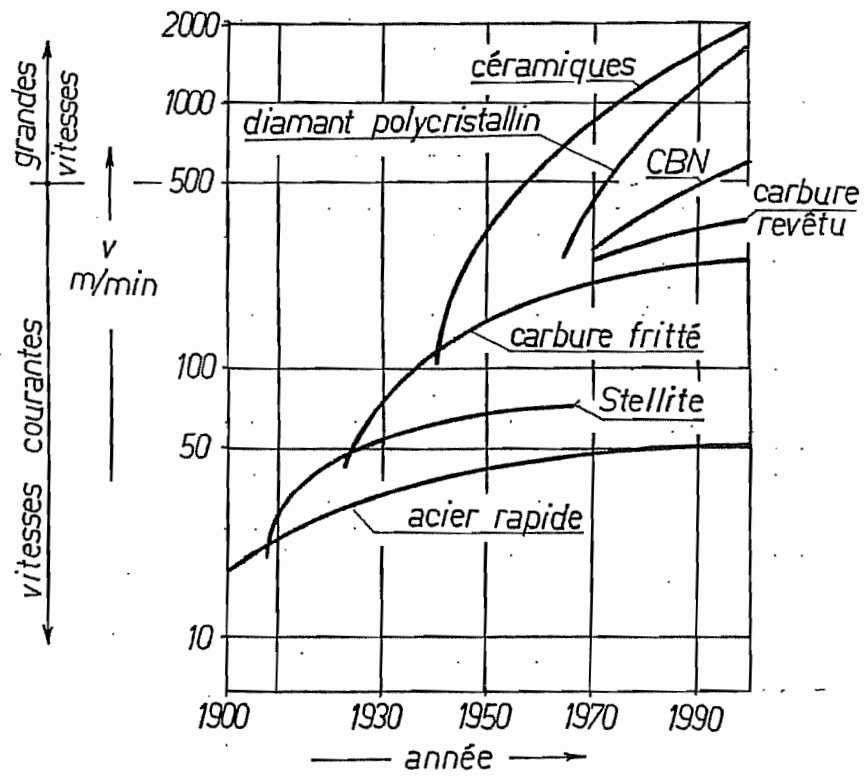


FIG. 25



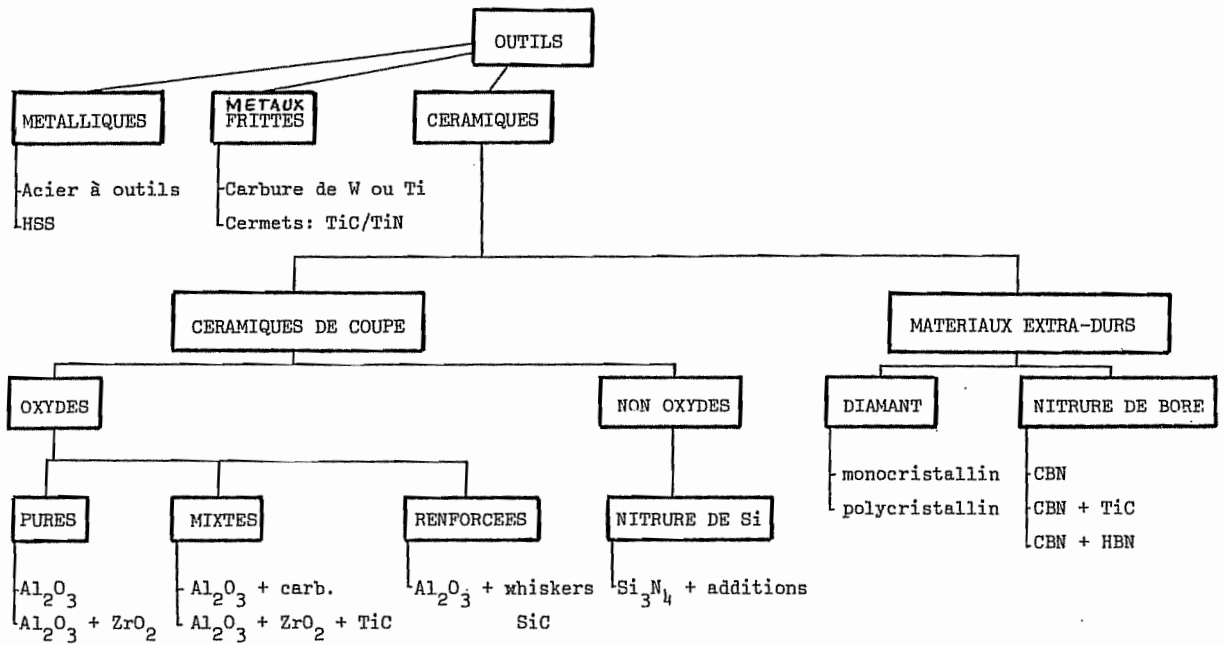


FIG. 26

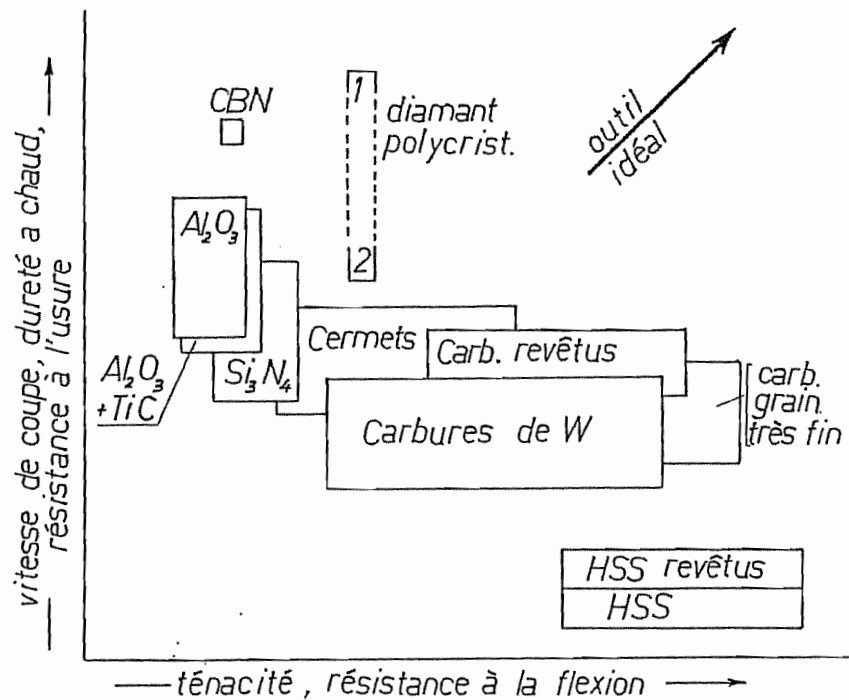


FIG. 27

1: en tenant compte de la dureté

2: en tenant compte de la dureté et de la température

à la ténacité et l'autre, vertical, correspondant à la dureté. L'outil idéal serait à l'infini, sur la diagonale de ces deux axes.

### 6.7.1 – Les aciers à outils

Ce sont les plus anciens matériaux à outils, mais ils ont encore des applications particulières. Il faut distinguer entre aciers à outils non alliés et aciers à outils alliés.

- Les aciers à outils *non alliés* sont des aciers à haute teneur en carbone (environ 1,25%). Ils contiennent éventuellement de faibles quantités de silicium et de manganèse. Ils sont trempés à l'eau, de manière à obtenir une structure martensitique qui leur donne une grande dureté mais aussi, malheureusement une fragilité certaine. Leur dureté ne s'étend pas à une grande profondeur et s'atténue pour des échauffements de 200° à peine. Leur utilisation se limite aux outils à main, *limes* et *burins* et aux *scies à bois*.

- Les aciers à outils *alliés* contiennent du chrome, du tungstène, du molybdène, du vanadium, ou une combinaison de ceux-ci. Leur trempabilité est meilleure, mais s'atténue également avec la température. On les utilise pour le travail de l'acier à faible vitesse : alésoirs, tarauds.

### 6.7.2 – Les aciers rapides

Il s'agit d'aciers *fortement alliés*, contenant toujours plus de 0,7% de carbone, 4% de chrome et du tungstène, ainsi qu'en proportion variable, du molybdène, du vanadium, du cobalt. La *composition* de certains de ces aciers était connue depuis 1868 (aciers Muschet). Mais le progrès décisif a été la découverte par Taylor et White, en 1900, de leur *traitement thermique* qui consiste à les chauffer d'abord lentement jusqu'à 850°C, puis rapidement jusqu'à la température de 1250° environ (c'est-à-dire très près de leur température de fusion) puis de les tremper. Ensuite, on les fait revenir une ou deux fois à environ 560°C, et ces revenus *augmentent* la dureté.

Les aciers rapides conservent une dureté de 60 à 70 HRC jusqu'à la température de 600°C. Leur résistance à la flexion (3600 MPa) et leur ténacité sont remarquables, ce qui permet de réaliser des outils à tranchants très vifs et à angle de taillant relativement faible. Ils conviennent donc très bien pour la réalisation de *broches*, de *forets*, d'*outils à fileter*, d'*alésoirs*, de *fraises*, d'*outils à saigner*, d'*outils de décolletage*.

La dureté et la résistance à l'usure des aciers rapides sont liées à l'existence en leur sein de carbures (carbures doubles de tungstène et de molybdène, carbures de chrome et carbures de vanadium), dans une structure martensitique enrichie de chrome.

Il existe une désignation normalisée des aciers rapides, sous la forme

$$S [W],[Mo],[V],[Co]$$

Ainsi, S 10-4-3-10 signifie 10% de W, 4% de Mo, 3% de V, 10% de Co. (C'est la désignation allemande ; les Français omettent le S initial). La teneur en chrome n'est pas spécifiée, car

c'est toujours 4%. En fonction de la teneur en W et Mo, on peut distinguer quatre groupes, repris dans le tableau suivant [3]

Groupe	Désignation	Travail de l'acier sous faibles sollicitations	Travail de l'acier sous grandes sollicitations DEGROSSISSAGE	Travail de l'acier sous grandes sollicitations FINITION
18% W	S 18-0-1	+	-	-
	S 18-1-2-5	+	+	-
	S 18-1-2-10		++	-
	S 18-1-2-15		++	-
12% W	S 12-1-2	+	-	-
	S 12-1-4		-	+
	S 12-1-2-3		(+)	+
	S 12-1-4-5		(+)	++
	S 3-3-2	+	-	-
6 % W + 5 % Mo	S 6-5-2	++	-	-
	S 6-5-3		-	+
	S 6-5-2-5		++	-
	S 10-4-3-10		++	++
2 % W + 9 % Mo	S 2-9-1	+	-	-
	S 2-9-2	+	-	-
	S 2-9-2-5		+	-
	S 2-9-2-8		++	+

L'influence des différents éléments d'alliage peut être schématisée comme suit :

- Le **Cr** améliore la trempabilité et donc, la profondeur de trempé.
- Le **W** améliore la dureté à chaud et la ténacité.
- Le **Mo** augmente la dureté et la ténacité. Il peut remplacer le W (attention, sa masse volumique est deux fois plus petite).
- Le **V** forme des carbures VC. Il augmente la résistance à l'usure ( finition).
- Le **Co** diminue les risques de surchauffe et permet donc des températures de trempé plus élevées. Il donne un supplément de carbures en solution et améliore la dureté à chaud.

*Remarque* : on désigne souvent les aciers rapides par le sigle HSS (*high speed steel*).

### 6.7.3 – Les stellites

Les stellites sont des alliages de fonderie contenant du carbone, dont la matrice appartient au groupe du fer (Fe, Ni, Co) et qui contiennent des éléments d'alliage carburigènes (Cr, Mo, V, W). Elles ont été commercialisées aux U.S.A. à partir de 1907. Une composition typique de stellite est

C	W	Cr	Co	Fe
3%	17%	25%	35%	Le reste (20%)

Ces alliages ne demandent pas de traitement thermique. Ils résistent très bien à l'usure, gardent leur dureté à des températures plus élevées que les aciers rapides (jusqu'à 800°C). Leur inconvénient majeur est leur *fragilité*. Les stellites ne se sont répandues qu'aux U.S.A. et n'ont guère eu de succès en Europe.

### 6.7.4 – Les carbures

Nous ne citerons que pour mémoire les carbures *fondus*, brevetés en 1914 par Lohmann et Voigtländer. Trop fragiles, ils n'ont pas eu de succès.

Les carbures actuellement utilisés sont obtenus par *frittage* de poudres. Le brevet, déposé par Shröter en 1923, a été commercialisé par la firme Krupp en 1926, sous le nom de *WIDIA* (**W**ie **D**iamant, ce qui était un tout petit peu exagéré tout de même). Fondamentalement, il s'agit de *carbures métalliques* (carbure de tungstène, de titane et, plus récemment, de tantale, de niobium et d'hafnium), auxquels est ajouté un *liant*, le plus souvent constitué de *cobalt*. Dans la littérature allemande, les carbures sont appelés *Hartmetall*. Les carbures sont conducteurs de l'électricité. Ils gardent une dureté de l'ordre de 80 HRC jusqu'à 1000°C. Cependant, ils sont plus fragiles que les aciers rapides

Fondamentalement, les carbures donnent à l'outil sa dureté à chaud et le cobalt est responsable de la résistance à la flexion. C'est pourquoi les nuances destinées à la finition contiennent peu de cobalt et les nuances destinées au dégrossissage en contiennent plus.

Il existe une classification ISO des carbures en fonction de leur usage. Tout d'abord, on distingue trois groupes,

**P**, pour les aciers à copeaux longs

**M**, classe intermédiaire convenant surtout pour les aciers inoxydables,

**K**, pour les matériaux à copeaux courts.

Ces symboles sont suivis d'un nombre allant de 01 à 50. Plus ce nombre est petit, plus le carbure permet les grandes vitesses, mais aussi, plus il est fragile. Les grands nombres correspondent aux nuances les plus tenaces mais aussi les moins adaptées aux grandes vitesses.

En termes de composition, on obtient encore deux grands groupes de carbures :

a) Ceux qui ne contiennent pas de carbure de titane, essentiellement (WC + Co). Ces carbures sont très tenaces et supportent de fortes contraintes mécaniques. Leur dureté à chaud est moindre que celle des carbures contenant du TiC. Ils conviennent particulièrement pour les matériaux à copeaux courts, fonte, fonte blanche ou matériaux non métalliques. Dans la classification ISO, ces carbures sont identifiés par la lettre K.

b) Ceux qui contiennent du carbure de titane, essentiellement (WC + TiC + Co). L'addition de TiC diminue la tendance du copeau à coller sur la face de coupe, et améliore la résistance à l'oxydation à haute température. Mais ceci se paie par une fragilité plus grande. On utilise ce type de carbures pour les classes ISO P (aciers à copeaux longs) et M (aciers inoxydables).

Cette distinction est devenue moins nette, car il arrive à l'heure actuelle que l'on ajoute un peu de TiC, TaC ou VC dans les carbures de type K. Quoiqu'il en soit, le tableau suivant [4] donne quelques compositions typiques avec leurs propriétés.

TYPE ISO	WC %	TiC %	Co %	Masse volumique Kg/m <sup>3</sup>	Résistance à la flexion MPa	Dureté Vickers MPa
P01	34,5	60	5.5	6400...6800	800	18500
P10	78	16	6	11200...11800	1250	17000
P20	78	14	8	11300...11800	1400	16000
P30	88	5	7	13300...14100	1500	15500
M20	84	10 (*)	6	12900	1350	17500
M30	82	10,5 (*)	7,5	13700	1650	15500
K10	94	-	6	14200...14800	1500	16000
K20	94	-	6	14800...14900	1600	16000
K40	89	-	11	14200...14600	2050	13000

(\*) TiC+TaC

Le plus fréquemment, le carbure est préparé sous forme d'une plaquette que l'on fixe sur un corps d'outil en acier, par brasage ou par serrage mécanique. On trouve cependant à l'heure actuelle des fraises monobloc en carbure micro-grain.

### 6.7.5 – Outils revêtus

Ce type d'outil, répandu depuis 1970, est composé d'un carbure relativement tenace revêtu d'une couche micrométrique de TiC, très dur (HV = 32000MPa). On utilise aussi depuis 1975 des couches composites TiC-TiN. Ceci permet d'obtenir des plaquettes à la fois tenaces et très dures en peau. Il est à noter que l'on déconseille les outils revêtus pour l'usinage du titane.

### 6.7.6 – Cermets

Cermet est une contraction de (céramique + métal). Il s'agit de composés frittés à base de TiC/TiN, avec des additions de Ni, de Co, ou des deux à la fois. Leur résistance à l'usure est très bonne et leur stabilité chimique, excellente. Ils sont très adaptés au tournage de

finition des aciers, en particulier des aciers inoxydables. Les cermets sont fragiles et ne conviennent donc pas pour le dégrossissage.

### 6.7.7 – Céramiques

Les outils céramiques sont des plaquettes frittées d'alumine (céramiques oxydes) ou de nitrure de silicium (céramiques non oxydes). Leur fabrication ne nécessite pas de cobalt, ce qui est avantageux, notamment pour des raisons d'approvisionnement. Elles permettent des vitesses de coupe importante (leur température peut aller jusqu'à 1550°C). *Mais elles résistent très mal aux chocs*, ce qui les confine pratiquement aux opérations de finition. En outre, elles ne conviennent ni pour les alliages légers, ni pour les alliages de titane, pour des raisons chimiques. On améliore quelque peu leur ténacité en y incluant des whiskers.

### 6.7.8 - Les matériaux de coupe extra durs

Entrent dans cette catégorie les matériaux dont la dureté Vickers dépasse 50 GPa. Les plus importants sont

- le diamant naturel .....HV  $\approx$  100 GPa
- le diamant synthétique.....HV = 90...100 GPa
- le nitrure de bore cubique.....HV = 50....90 GPa

Le diamant naturel, monocristallin, est le matériau le plus dur. Malheureusement, il est très cher. Mais on parvient actuellement à produire de *petits* diamants artificiels. Par un pressage à chaud, il est alors possible d'obtenir du diamant *polycristallin*. Le diamant ne supporte pas les températures extrêmes, mais son excellente conductivité thermique lui permet de bien évacuer la chaleur. Il convient fort bien pour le travail du titane, mais est totalement contre-indiqué pour l'usinage de l'acier, du fait de son affinité pour le fer.

Le nitrure de bore est un matériau artificiel. Comme le carbone, il cristallise naturellement sous la forme hexagonale, mais il est possible, sous certaines conditions de température et de pression, d'obtenir une cristallisation cubique. Sous cette forme, on le désigne par l'abréviation CBN (*cubic boron nitrid*). Il est aussi connu sous sa dénomination commerciale Borazon. Le CBN convient très bien pour l'usinage après traitement thermique d'aciers très durs, comme les aciers à roulements ou même les aciers rapides.

Une caractéristique commune à tous les matériaux extra durs est leur fragilité. Il convient de ne les utiliser que sur des machines-outils sans jeu et d'éviter à tout prix les chocs.

## 7. Etat de surface

Par *état de surface*, nous entendrons dans ce qui suit la rugosité laissée par l'outil. Il convient de distinguer l'état de surface *réel*, tel qu'il est effectivement mesuré, de l'état de surface *théorique*, tel qu'il résulte de l'étude géométrique des sillons laissés par l'outil. La différence provient de l'usure de l'outil et des conditions de formation du copeau.

## 7.1 – Etat de surface théorique

Nous nous limiterons au cas de l'outil ayant un bec arrondi de rayon  $r_\epsilon$ , coupant avec une avance suffisamment petite pour que le profil de rugosité soit une succession d'arcs de cercles (*fig. 28*). Il faut pour cela que l'épaisseur de coupe vérifie  $h < r_\epsilon$ .

Appelons  $z$  la distance radiale entre le fond d'une arcade et un point donné de celle-ci. (En fonction de la profondeur  $y$ , on a  $z = R_t - y$ ). Appelons encore  $x$  la coordonnée axiale ayant pour origine le fond de l'arcade. On peut approcher la fonction  $z(x)$  par son développement taylorien limité au second ordre,

$$z(x) \approx z(0) + xz'(0) + \frac{x^2}{2} z''(0)$$

Or, par définition de  $z$  et  $x$ , on a visiblement  $z(0) = 0$  et  $z'(0) = 0$ . Par ailleurs,  $z''(0)$  est la courbure à l'origine, soit  $1/r_\epsilon$ . Donc,

$$z(x) \approx \frac{x^2}{2r_\epsilon}$$

On en déduit immédiatement la *rugosité totale*, qui est la valeur de  $z$  en  $x = f/2$  :

$$R_t = z\left(\frac{f}{2}\right) = \frac{f^2}{8r_\epsilon}$$

La *profondeur moyenne de rugosité* est par définition la moyenne de la profondeur  $y$ . On calcule aisément

$$R_p = \frac{1}{f} \int_{-f/2}^{f/2} y dx = \frac{1}{f} \int_{-f/2}^{f/2} \left(R_t - \frac{x^2}{2r_\epsilon}\right) dx = \frac{f^2}{12r_\epsilon}$$

Calculons enfin la *rugosité moyenne arithmétique*. C'est par définition

$$R_a = \frac{1}{f} \int_{-f/2}^{f/2} |h| dx$$

où  $h$  est la *hauteur* prise à partir de la ligne moyenne,

$$h = y - R_p = R_t - z - R_p = \frac{f^2}{8r_\epsilon} - \frac{x^2}{2r_\epsilon} - \frac{f^2}{12r_\epsilon} = \frac{f^2}{24r_\epsilon} - \frac{x^2}{2r_\epsilon}$$

Il est clair que l'intégrale de  $h$  entre  $(-f/2)$  et  $f/2$  est nulle, puisque  $R_p$  est la moyenne de  $y$ . Il suffit donc de calculer l'intégrale de  $h$  dans l'intervalle où cette fonction est positive, puis de doubler le résultat. Or,  $h$  est positive pour

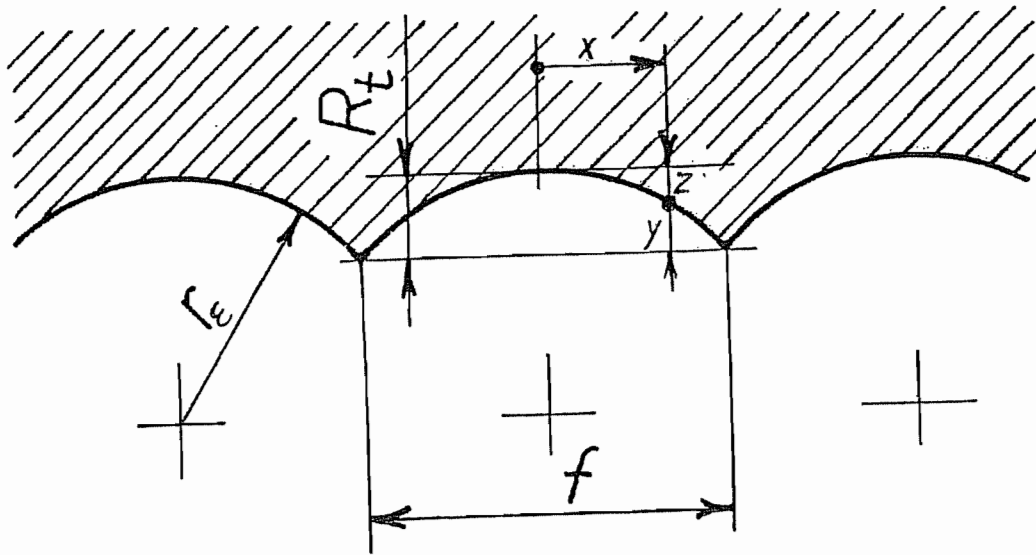


FIG. 28



$$|x| < \frac{f}{2\sqrt{3}}$$

Par conséquent,

$$R_a = \frac{2}{f} \int_{-f/(2\sqrt{3})}^{f/(2\sqrt{3})} \left( \frac{f^2}{24r_\epsilon} - \frac{x^2}{2r_\epsilon} \right) dx = \frac{f^2}{18\sqrt{3}r_\epsilon} \approx 0,03208 \frac{f^2}{r_\epsilon}$$

On retient généralement le résultat arrondi

$$R_a = 0,032 \frac{f^2}{r_\epsilon}$$

On notera les relations

$$\frac{R_a}{R_t} \approx \frac{1}{4} ; \quad \frac{R_p}{R_t} = \frac{2}{3}$$

On se rappellera que  $R_p$  est le paramètre de rugosité intervenant dans les problèmes d'étanchéité et de tassement des rugosités en fretage. C'est donc un paramètre d'une grande importance technique.

Le point saillant de cette analyse est le fait que la rugosité théorique dépend du *carré* de l'avance et, en raison inverse, du rayon de bec de l'outil.

## 7.2 – Influence de la vitesse de coupe

Aux faibles vitesses de coupe, il se forme une arête rapportée (BUE) qui, en se détachant périodiquement, provoque une forte augmentation de la rugosité. On obtient expérimentalement le diagramme de la figure 29 [15]. Cela signifie que pour obtenir un bon état de surface, il faut travailler à *grande vitesse*. L'asymptote de la courbe de rugosité en fonction de la vitesse est la rugosité théorique.

## 7.3 – Influence de l'usure de l'outil

Un outil usé donne toujours un mauvais état de surface. L'évolution de la rugosité avec l'usure de l'outil est illustrée par la figure 30 [15].

## 7.4 – Coût de l'état de surface

Nous nous proposons de montrer que plus l'état de surface doit être parfait, plus le temps d'usinage est élevé.

- écoulement superficiel important
- BUE

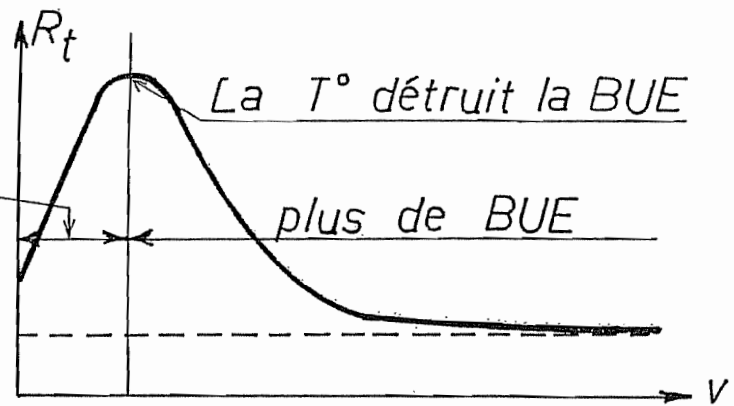


FIG. 29

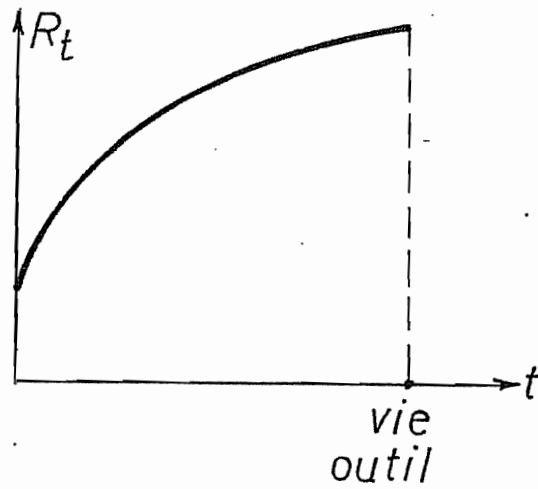


FIG. 30

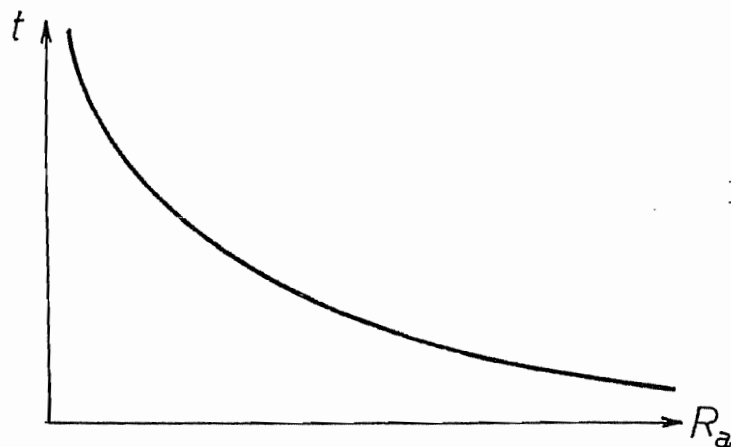


FIG. 31

Soit à charioter une pièce de diamètre  $d$  et de longueur  $l$ . Le temps d'usinage sera donné par

$$t_u = \frac{l}{v_f}$$

où  $v_f$  est la vitesse d'avance, qui se calcule à partir de la fréquence de rotation  $N$  et de l'avance par tour  $f$  par la formule

$$v_f = Nf$$

On sait que la fréquence de rotation dépend de la vitesse de coupe  $v_c$  par la relation

$$N = \frac{v_c}{\pi d}$$

On a donc

$$t_u = \frac{\pi dl}{v_c f}$$

Dans cette formule, la vitesse de rotation est fixée par des considérations de durée de vie de l'outil. Nous pouvons donc admettre qu'elle est fixée *a priori*. Quant à l'avance, il convient de la choisir de manière à respecter les spécifications d'état de surface, portant par exemple sur la rugosité moyenne arithmétique. Comme

$$R_a = 0,032 \frac{f^2}{r_\epsilon}$$

l'avance à choisir est

$$f = \sqrt{\frac{R_a r_\epsilon}{0,032}}$$

Finalement, on obtient

$$t_u = \frac{\pi dl}{v_c} \frac{\sqrt{0,032}}{\sqrt{R_a r_\epsilon}}$$

Le temps d'usinage est donc inversement proportionnel à la racine carrée de  $R_a$  (fig. 31).

## 8. Sur le temps d'usinage en général

Le raisonnement précédent suscite la question plus générale que voici : *de quoi dépend le temps d'usinage ?*

1) En  *finition*, la formule ci-dessus montre que les grandeurs entrant en ligne de compte sont

- la  *surface* à usiner  $S = \pi dl$
- la vitesse de coupe  $v_c$
- la rugosité voulue  $R_a$
- le rayon du bec de l'outil  $r_e$ .

avec la formule

$$t_u = K \frac{S}{v_c \sqrt{R_a r_e}}$$

L'analyse d'autres cas d'usinage montre qu'une formule de ce type est toujours d'application. La conclusion essentielle est que *le temps de finition est proportionnel à la surface à finir*. Pour accélérer le processus, il faut augmenter la vitesse de coupe et donc utiliser des outils permettant de plus grandes vitesses, par exemple de métaux durs P10 plutôt que P30. On peut aussi jouer sur le rayon du bec de l'outil, mais ici, on est limité par le fait que, comme nous le verrons plus loin, un rayon de bec d'outil plus grand exige une passe plus profonde, ce qui augmente les efforts et crée des erreurs de forme du fait de la déformation élastique de la pièce et de l'outil pendant le travail.

2) En  *dégrossissage*, le problème consiste à enlever le maximum de matière en un temps donné. Soit donc  $V$  le volume de matière à débiter de la pièce. Si le débit est  $Q$ , le temps nécessaire est donné par

$$t_u = \frac{V}{Q}$$

Pour accélérer le processus, il est naturel de travailler avec le débit maximum que permet la machine. Or, la puissance de coupe est liée au débit de copeau par la formule

$$P_c = k_c Q$$

où  $k_c$  est l'énergie spécifique de coupe. Si la machine a une puissance  $P$  et un rendement  $\eta$ , le débit maximum sera donné par

$$Q = \frac{\eta P}{k_c}$$

Il vient donc

$$t_u = \frac{k_c V}{\eta P}$$

FORME DES COPEAUX

$$R = \frac{\text{espace occupé}}{\text{volume}}$$



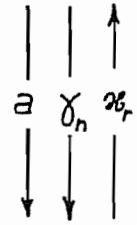
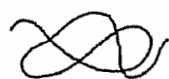
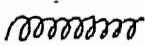
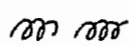


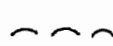
type	forme	$R_{min}$	?	
1	bande 	90	mauvais	
2	emmêlé 			
3	hélicoïdal long 	50	admissible	
4	hélicoïdal court 	25	bon	
5	spiral 	8		
6	spiral court 			
7	en morceaux 	3	admissible	

FIG. 32

ce qui montre que le temps de dégrossissage dépend

- du **volume** de copeaux à débiter  $V$
- de l'énergie spécifique de coupe
- de la puissance de la machine et de son rendement.

La seule manière d'accélérer le processus, à machine donnée, est de limiter la quantité de copeaux à débiter en partant d'ébauches proches de la forme finale, obtenues par exemple par moulage ou par forgeage.

## 9. Contrôle du copeau

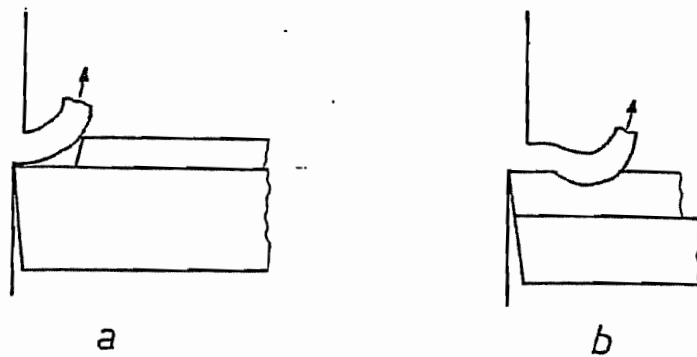
Aussi étonnant que cela puisse paraître au premier examen, la forme des copeaux n'est pas sans importance. Tout d'abord, il faudra les stocker et, à ce point de vue, ils conviennent qu'ils prennent le moins de place possible. Il en résulte un premier mode de classification des copeaux, qui s'appuie sur leur *taux d'encombrement*

$$R = \frac{\text{volume occupé par les copeaux}}{\text{volume réel des copeaux}}$$

La figure 32 est explicite à ce sujet : on y distingue 7 formes de copeaux, pour lesquelles le taux d'encombrement varie entre 90 et 3. On s'aperçoit immédiatement que *les copeaux seront d'autant moins envahissants qu'ils seront plus courts*.

Un deuxième aspect à envisager est l'évacuation correcte des copeaux. Ainsi, les copeaux en bandes larges et minces sont dangereux car, tout chauds qu'ils sont, ils sortent à grande vitesse et risquent de blesser l'opérateur. Les copeaux emmêlés sont une vraie plaie, car ils forment un écheveau autour de l'outil, se laissent entraîner par la pièce, etc..., et requièrent une attention constante de l'opérateur qui doit les arracher avec une tige recourbée à son extrémité. Les copeaux hélicoïdaux longs sont admissibles, quoique non idéaux dans la mesure où ils passent mal dans un système de récupération automatique des copeaux. Les meilleurs copeaux sont ceux des catégories 4, 5 et 6. Quant aux copeaux en petits morceaux, ils sont projetés en l'air et peuvent être dangereux. On ne peut les admettre en toute sécurité que si la machine est pourvue d'un capot. On notera qu'en *fraisage*, les copeaux sont inévitablement assez courts parce que la coupe de chaque dent s'arrête à la sortie de la pièce. Si la fraiseuse n'est pas sous capot, on prendra surtout garde à ses yeux !

On favorise la formation de copeaux courts à l'aide d'un *brise-copeaux*. Il s'agit soit d'un obstacle obligeant le copeau à se courber (*fig.33a*), soit d'une rainure faisant partie intégrante de la plaquette de coupe et ayant le même effet (*fig. 33b*). Même avec un tel dispositif, on peut obtenir toutes les formes de copeaux en modifiant l'avance, l'engagement et la vitesse de coupe. On trouvera à la figure 34 un diagramme montrant l'influence de la vitesse et de l'avance. Pour une vitesse de coupe donnée, on peut établir un *diagramme de*



BRISE - COPEAUX

FIG. 33

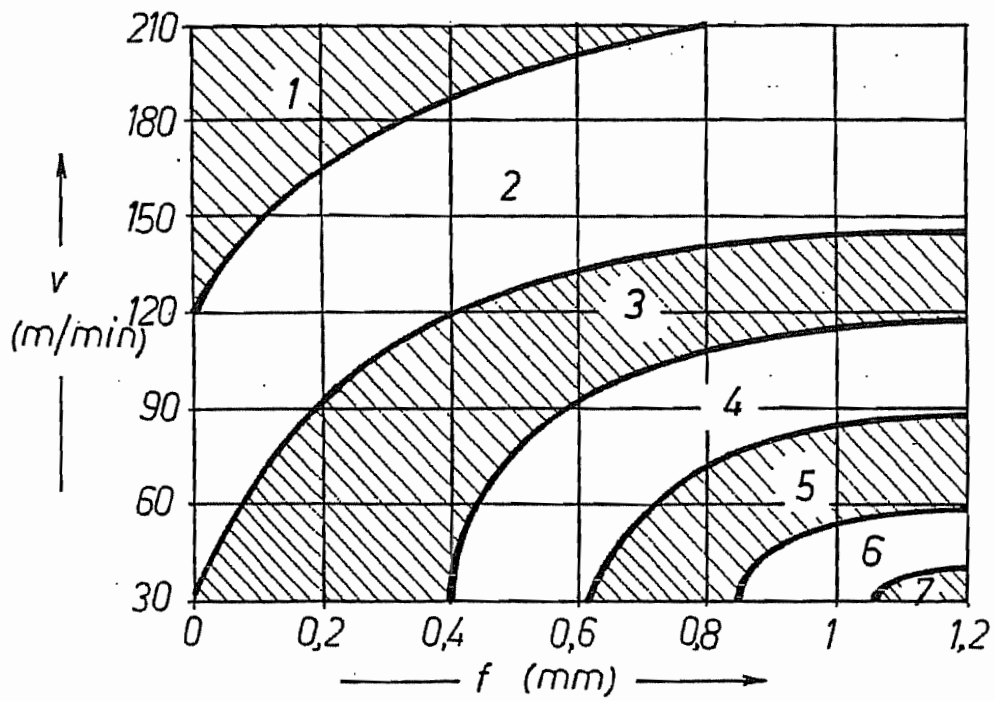
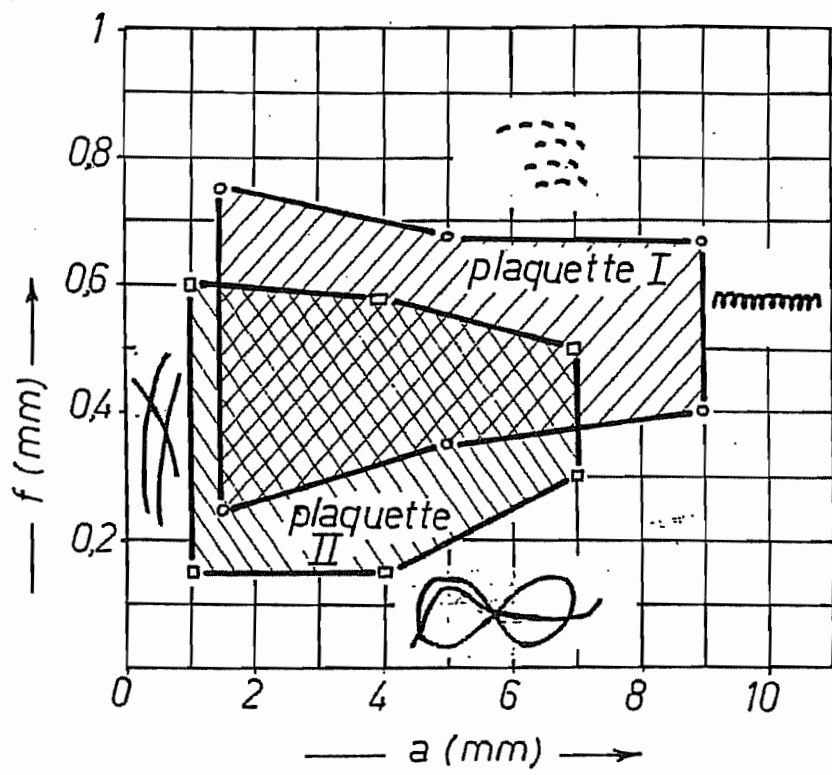


FIG. 34



pièce : C 35  
 outil : carbure P25  
 $v_c = 100 \text{ m/min}$

$\gamma_o$	$\alpha_o$	$\lambda_s$	$\alpha_r$	$\epsilon_r$	$\Gamma_E$
$-6^\circ$	$6^\circ$	$-6^\circ$	$70^\circ$	$90^\circ$	0,8mm

FIG. 35



*brise-copeaux* cernant, en fonction de l'avance et de l'engagement, la zone où se produisent de bons copeaux (fig. 35)

## 10. Domaine de coupe admissible

Envisageons à présent les différentes limitations qui s'opposent à un choix totalement arbitraire des conditions de coupe

### 10.1 – Valeurs extrêmes de la largeur de coupe

La largeur de coupe est limitée supérieurement par la résistance de la plaquette. A titre indicatif,

$$b_M = (0,5 \dots 0,75) * \text{largeur de la face de coupe}$$

Par ailleurs, on limite inférieurement la largeur de coupe au rayon de bec de l'outil,

$$b_m = r_\varepsilon$$

de manière à assurer une évacuation correcte de la chaleur produite.

### 10.2 – Valeurs extrêmes de l'épaisseur de coupe

On limite inférieurement l'épaisseur de coupe à

$$h_m = (2 \dots 3)r_n$$

où  $r_n$  est le rayon de l'arête de coupe, de manière à éviter tout refus de coupe (copeau minimal). Pour fixer les idées, cela donne environ une épaisseur de coupe minimale de 0,05 mm. Avec les plaquettes modernes, assez fragiles, on évite de travailler avec la partie rectiligne de l'arête secondaire de coupe. Si  $r_\varepsilon$  est le rayon du nez de l'outil, on observera donc la condition

$$h_M = 0,8r_\varepsilon$$

On se souviendra du reste de la relation

$$R_a = 0,032 \frac{f^2}{r_\varepsilon}$$

qui limite également l'avance si l'on veut un état de surface donné.

### 10.3 – Puissance

On doit avoir

$$P = P_v + \frac{1}{\eta_{eff}} bhk_c v_c < P_{machine}$$

### 10.4 – Forme des copeaux

Il faudra travailler dans le domaine des bons copeaux (voir diagramme de brise-copeaux).

## 11. Considérations économiques

Toute question économique revient à chercher un optimum selon un certain *critère*, par exemple, la production maximale, moyennant un certain nombre de *liaisons*. Nous envisagerons deux critères distincts, à savoir, la *production maximale* et le *coût unitaire minimal*, suite à quoi nous discuterons d'un critère plus pertinent. Pour fixer les idées, nous envisagerons le chariotage de pièces en série, l'avance et l'engagement étant fixés. Il s'agit de trouver la vitesse. Dans tous les cas, la machine est supposée à ce point puissante qu'elle ne constitue pas un frein dans le choix à faire. On obtient ainsi un optimum *absolu*. C'est ce que nous appellerons *optimisation taylorienne*, du nom de F. Taylor qui en a établi les bases en 1906 [16]. Mais il faut être conscient du fait qu'en fort dégrossissage, la limitation de la puissance de la machine joue un rôle important, ce qui modifie considérablement le problème : il s'agit alors de trouver un optimum *relatif à la machine utilisée*. Pour cette question, qui sort du cadre du présent cours, on pourra consulter l'ouvrage [17].

### 11.1 – La production maximale

Pour obtenir la production maximale, il faut maximiser le *débit moyen*. Lors de l'usinage, un outil enlèvera, au cours de sa vie un volume D de copeaux donné par

$$D = QT$$

où Q est son débit en service,

$$Q = bhv_c = afv_c$$

et T, sa durée de vie. L'outil étant alors usé, il faut le remplacer, ce qui prend un temps  $t_o$  (temps de changement d'outil). Donc, le temps total nécessaire à enlever un volume D est en fait  $(T + t_o)$ , si bien que le débit moyen est donné par

$$Q_m = \frac{D}{T + t_o} = \frac{D}{T} \frac{1}{1 + \frac{t_o}{T}} = \frac{Q}{1 + \frac{t_o}{T}} = \frac{bhv_c}{1 + \frac{t_o}{T}}$$

C'est ici qu'intervient le compromis : en augmentant la vitesse de coupe, on augmente le débit en service, mais on diminue aussi la durée de vie de l'outil. Celle-ci est liée à la vitesse de coupe par la loi de Taylor

$$v_c T^n = K(h, b)$$

Cette relation permet d'éliminer une des deux variables  $v_c$  et  $T$  en fonction de l'autre. Pour des raisons de simplicité algébrique, c'est la durée de vie  $T$  que nous choisirons comme variable indépendante. On a alors

$$Q_m = \frac{bh}{K(h, b)} \frac{1}{F(T, t_o)}$$

où

$$F(T, t_o) = T^n \left(1 + \frac{t_o}{T}\right) = T^n + t_o T^{n-1}$$

Il est clair que maximiser le débit moyen revient à minimiser  $F(T, t_o)$ , ce qui conduit à l'équation

$$nT^{n-1} + (n-1)t_o T^{n-2} = 0$$

ce qui conduit au résultat suivant :

$$T_{PM} = \frac{1-n}{n} t_o$$

en notant  $T_{PM}$  la durée de vie correspondant à la production maximale. On observera que l'exposant  $n$  est toujours inférieur à 1, ce qui signifie que la durée de vie correspondante est positive. Un fait remarquable est qu'elle ne dépend ni de  $b$  ni de  $h$ . Par contre, la vitesse correspondante en dépend :

$$v_{cPM} = \frac{K(h, b)}{T_{PM}^n}$$

Ce résultat est dû à Taylor [16].

## 11.2 – Le coût unitaire minimal

Soit à produire une série de  $N_p$  pièces. Le temps nécessaire pour les usiner se décompose comme suit :

- *Temps de montage et démontage des pièces* :  $N_p t_m$ , où  $t_m$  est le temps de montage et de démontage d'une pièce.

- *Temps d'usinage* :  $N_p t_u$ , où  $t_u$  est le temps d'usinage d'une pièce.

- *Temps de changement d'outils* :  $N_o t_o$ , où  $N_o$  est le nombre d'outils utilisés (éventuellement non entier) et  $t_o$ , le temps de changement d'outil.

Si  $M$  est le coût du temps (on dit souvent *coût horaire*, mais ici l'unité de temps est la minute), ces différents temps mènent à un coût total

$$M(N_p t_m + N_p t_u + N_o t_o)$$

A ce coût, il faut ajouter celui des outils eux-mêmes,  $N_o C_o$ , où  $C_o$  est le coût d'un outil (ou, si l'outil a plusieurs arêtes de coupe, le coût d'une arête). En outre, il faut ajouter le coût de l'énergie, de la forme

$$C_{én} = AN_p k_c V$$

où  $A$  est une constante mesurant le coût de l'unité d'énergie et  $V$  est le volume de matière enlevé à chaque pièce. Au total, le coût de la série est donc

$$C(N_p) = M(N_p t_m + N_p t_u + N_o t_o) + N_o C_o + AN_p k_c V$$

Le *coût unitaire (coût par pièce)* est ce coût divisé par le nombre de pièces, soit

$$C_1 = \frac{C(N_p)}{N_p} = M(t_m + t_u + \frac{N_o}{N_p} t_o) + \frac{N_o}{N_p} C_o + Ak_c V$$

C'est ce coût que nous nous proposons de minimiser.

On observera que dans cette expression,  $t_m$  ne dépend pas de la vitesse de coupe. Par ailleurs, la dépendance de  $k_c$  par rapport à la vitesse est très faible et peut donc être négligée. La partie *variable* du coût unitaire se réduit donc à

$$C_1^{var} = M\{t_u + \frac{N_o}{N_p}(t_o + \frac{C_o}{M})\}$$

où, du reste,  $M$  est indépendant de la vitesse. Il suffit donc de minimiser la grandeur

$$X = t_u + \frac{N_o}{N_p}(t_o + \frac{C_o}{M})$$

A ce stade, remarquons que le temps total de coupe des  $N_p$  pièces est également le temps d'utilisation des outils. On a donc

$$N_p t_u = N_o T_o$$

ce qui entraîne

$$\frac{N_o}{N_p} = \frac{t_u}{T}$$

et

$$X = t_u \left\{ 1 + \frac{C_o}{T} \right\}$$

Il nous reste à calculer  $t_u$ . Si le débit en marche est  $Q$ , et s'il faut enlever à la pièce une quantité de matière  $V$ , on a évidemment

$$t_u = \frac{V}{Q} = \frac{V}{bhv_c}$$

et, en vertu de la loi de Taylor,

$$t_u = \frac{VT^n}{K(h,b)bh}$$

si bien que, finalement,

$$X = \frac{V}{K(h,b)bh} T^n \left( 1 + \frac{C_o}{T} \right) = \frac{V}{K(h,b)bh} F\left(T, t_o + \frac{C_o}{M}\right)$$

où l'on retrouve la même fonction  $F$  que dans le cas de la production maximale. La durée de vie menant au coût unitaire minimal est donc donnée par

$$T_{cm} = \frac{1-n}{n} \left( t_o + \frac{C_o}{M} \right)$$

et la vitesse correspondante est

$$v_{ccm} = \frac{K(h,b)}{T_{cm}^n}$$

### 11.3 – Où faut-il se placer ?

Imaginons une entreprise produisant un objet de manière continue. En fonction de la vitesse de coupe choisie, le coût unitaire sera  $C_1$  et le temps nécessaire pour produire une pièce sera, en tenant compte des arrêts pour changement d'outil,

$$t_1 = \frac{V}{Q_m}$$

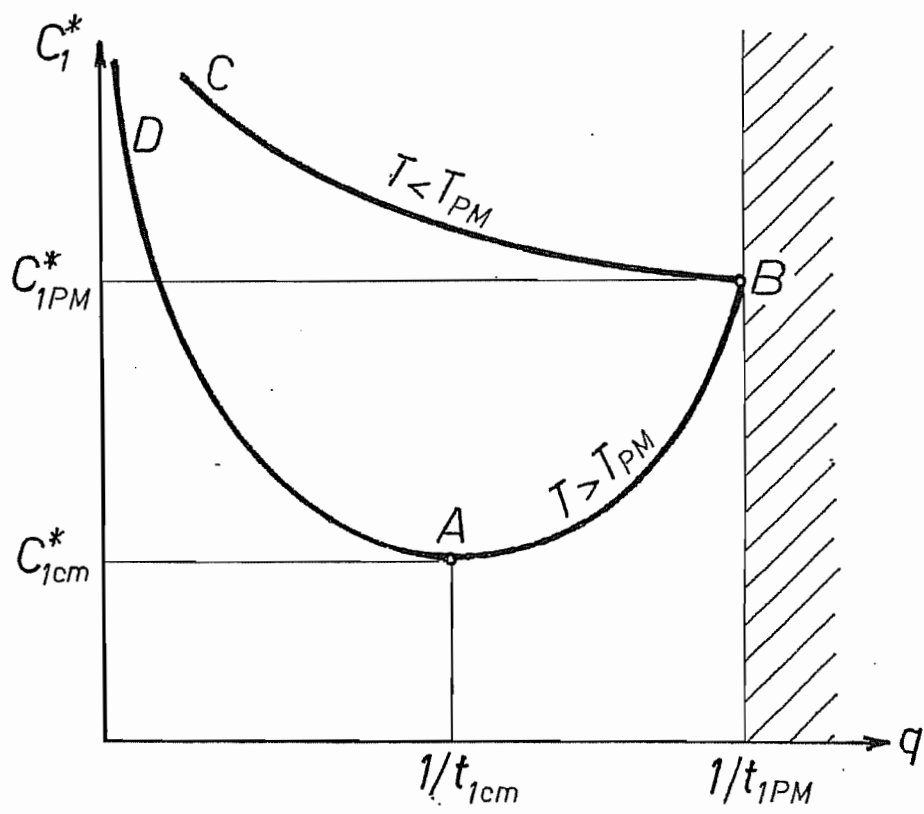


FIG. 36

Nous supposons que l'entreprise a une part de marché suffisamment petite pour que le prix de vente  $p$  de la pièce, fixé par le marché, ne dépende pas du volume de sa production. Alors, sur chaque pièce, l'entreprise réalise un gain

$$G = p - C_1$$

Nous supposons que ce gain est toujours positif. Le *revenu*  $R$  de l'entreprise par unité de temps (ce qu'elle gagne, par exemple, en un an) est le produit de ce gain par le nombre de pièces qu'elle fabrique qui est l'inverse de  $t_1$ . C'est ce revenu que l'entreprise tendra à maximiser. Puisque

$$R = \frac{p - C_1}{t_1}$$

il faut donc trouver la durée de vie d'outil qui annule la dérivée

$$\frac{dR}{dT} = \frac{-t_1 \frac{dC_1}{dT} - (p - C_1) \frac{dt_1}{dT}}{t_1^2}$$

A la solution, on devra donc avoir

$$t_1 \frac{dC_1}{dT} = -(p - C_1) \frac{dt_1}{dT}$$

ce qui implique que les dérivées  $\frac{dC_1}{dT}$  et  $\frac{dt_1}{dT}$  soient de signe contraire. Comme les minima de  $C_1$  et de  $t_1$  correspondent au coût minimal et à la production maximale respectivement, on peut établir le tableau suivant :

T	0	$T_{PM}$	$T_{cm}$	$\infty$
$dC_1/dT$	-	-	+	
$dt_1/dT$	-	+	+	
?	NON	OUI	NON	

On constate qu'il convient de choisir une durée de vie comprise entre  $T_{PM}$  et  $T_{cm}$ . C'est ce que l'on appelle l'*intervalle de productivité*.

Nous laissons au lecteur le soin de vérifier que la courbe d'offre de l'entreprise pour ce produit, c'est-à-dire la courbe donnant le coût unitaire en fonction du nombre de pièces produites par unité de temps,  $q = 1/t_1$ , a la forme représentée en figure 36 [18]. Sur cette courbe, le point A correspond au coût minimum et le point B, à la production maximale. Il est intéressant de remarquer que seul le segment AB de cette courbe a la forme typique d'une

courbe d'offre, coût croissant avec la quantité. Les autres branches de la courbe sont atypiques et correspondent en fait à une mauvaise gestion. En effet, si l'on se trouve sur la portion supérieure de la courbe ( $T < T_{PM}$ ), on peut produire le même nombre de pièces à un coût moindre en se plaçant sur la courbe inférieure ; si l'on se trouve sur la courbe inférieure, mais à gauche du point A, on peut produire plus de pièces pour le même coût en rejoignant la courbe AB.

### 11.4 – Valeurs de $T_{cm}$ et $T_{PM}$ pour les différents types d'outils

Faisant usage des valeurs de  $n$  adoptées plus haut en fonction du type d'outil, on obtient le tableau suivant :

Type d'outil	$n$	$T_{cm}$	$T_{PM}$
HSS	0,125	$7(t_o + C_o/M)$	$7t_o$
Métal dur	0,25	$3(t_o + C_o/M)$	$3t_o$
Céramique	0,5	$t_o + C_o/M$	$t_o$

Ainsi, en production maximale avec des outils en céramique, on passe la moitié du temps à changer les outils, ce qui est assez saisissant.

## 12. Bibliographie

1. J. PETERS – *Theorie van de Verspaning – Deel 1, Draaien*  
Universitas, Antwerpen, 1989
2. V. ARSHINOV, G. ALEKSEEV – *Metal Cutting Theory and Cutting Tool Design*  
Mir, Moscow, 1976
3. W. KOENIG – *Fertigungsverfahren – Band 1, Drehen, Fräsen, Bohren*  
VDI Verlag, Düsseldorf, 1990, ISBN 3-18-400843-6
4. W. DEGNER, H. LUTZE, E. SMEJKAL – *Spanende Formung*  
12. Auflage, VEB Verlag Technik, Berlin, 1989, ISBN 3-341-00637-0
5. *Manual on Cutting of Metals*  
2d. ed., The American Society of Mechanical Engineers, 1952
6. W. KOENIG, K. ESSEL – *Spezifische Schnittkraftwerte für die Zerspanung metallischer Werkstoffe*  
Verlag Stahleisen M.B.H., Düsseldorf, 1973
7. F. DELHAYE – *Modélisation de la Coupe considérant un Frottement de Tresca*  
Travail de fin d'études, Université de Liège, 1996
8. L. MASSET – *Analyse des Gammes d'Usinage par la Méthode des Eléments finis*  
Thèse de doctorat, Liège, 2004  
Editions du L.M.F., Liège, 2005, ISBN 2-9600313-2-6



9. D.A. STEPHENSON, J.S. AGAPIOU – *Metal Cutting Theory and Practice*  
Marcel Dekker, Inc., New York, Basel, Hong Kong, 1997, ISBN 0-8247-9579-2
10. V.P. ASTAKHOV – *Metal Cutting Mechanics*  
CRC Press, Boca Raton, London, New York, Washington D.C., 1998,  
ISBN 0-8493-1895-5
11. B. PEROVIC' – *Fertigungstechnik*  
Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1990, ISBN 3-540-51870-3
12. *Dubbel Taschenbuch für den Maschinenbau*  
17. Auflage, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1990,  
ISBN 3-540-52381-2
13. *Kingelnberg Technisches Hilfsbuch*  
15. Auflage, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1967
14. G. BOOTHROID – *Fundamentals of Metal Machining and Machine Tools*  
International Student EDITION, Mc Graw Hill, Singapore, 1981,  
ISBN 0-07-Y85057-7
15. R. DIETRICH, D. GARSAUD, S. GENTILLON, M. NICOLAS- *Précis de Méthodes  
d'usinage*  
5<sup>e</sup> édition, AFNOR - Nathan, Paris, 1981, ISBN 2-12-355341-7
16. F. TAYLOR – *La Taille des Métaux*  
Traduction française par L. Descroix, Dunod, Paris, 1919
17. J.F. DEBONGNIE – *Méthodes de Fabrication en Série.*  
Cours à l'Université de Liège, Editions de l'A.E.E.S., Liège
18. J.F. DEBONGNIE – *Considérations économiques relatives à l'usinage léger.*  
*Rapport LMF/D29*, Université de Liège, 1993

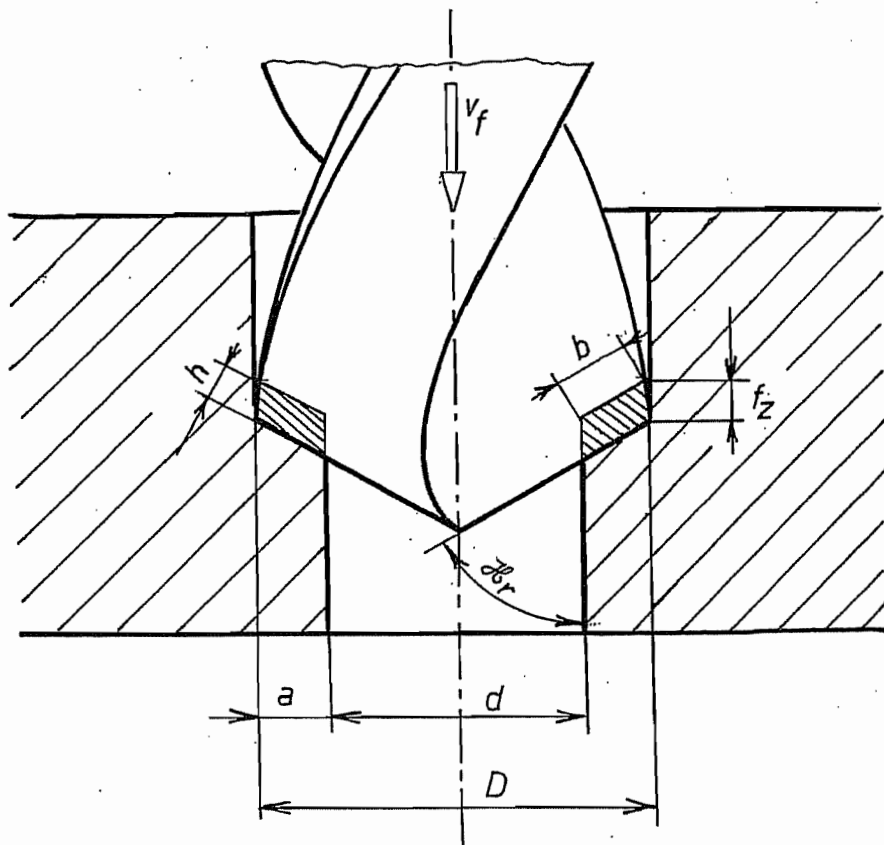


FIG. 1

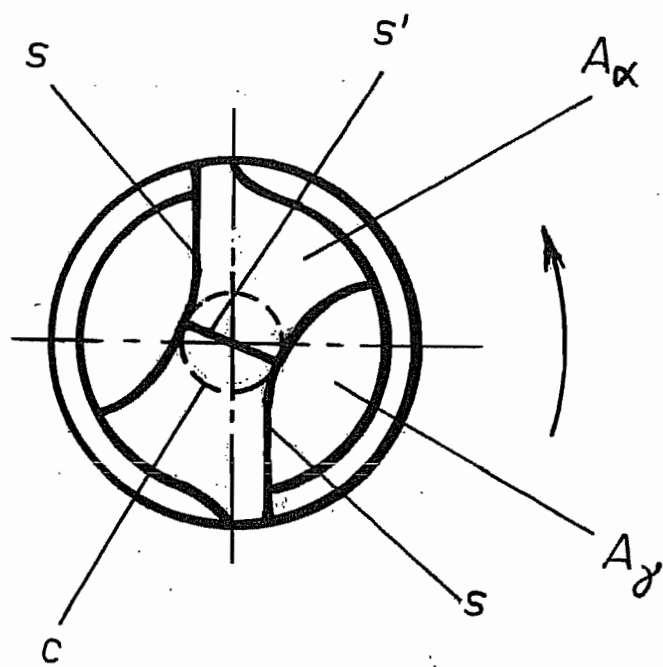


FIG. 2

# CHAPITRE 3 – PERÇAGE

## 1. Géométrie du foret hélicoïdal

Le foret comporte essentiellement deux arêtes de coupe approximativement situées dans le plan méridien. L'angle de direction des arêtes de coupe,  $\kappa_r$ , est comme toujours l'angle entre une arête et la direction d'avance qui n'est autre que la direction de l'axe du foret. L'examen de la figure 1 permet de voir immédiatement que  $\kappa_r$  n'est autre que la moitié de l'angle de pointe du foret. Cet angle vaut le plus souvent  $118^\circ$ , ce qui donne

$$\kappa_r = 59^\circ$$

$$\sin \kappa_r = 0,8572$$

La figure 2 représente la pointe de l'outil. Sur cette figure, la notation  $s$  désigne les arêtes principales de coupe,  $A_\alpha$  est la surface en dépouille de la dent et  $A_\gamma$  est la surface de coupe. Les deux surfaces en dépouille se coupent sur une arête secondaire  $s'$  perpendiculaire à l'axe du foret. Le cercle noté  $c$  est l'âme du foret.

## 2. Forces de coupe

### 2.1 – Moment de coupe

La manière la plus simple de calculer le moment de torsion de coupe  $M_c$  consiste à partir de la puissance de coupe, pour laquelle on peut utiliser la formule classique

$$P_c = k_c Q$$

où  $Q$  est le débit. Ce dernier se calcule aisément : si  $f$  est l'avance *par tour*, égale à deux fois l'avance *par dent*  $f_z$ , la vitesse d'avance est donnée par

$$v_f = Nf$$

où  $N$  est la fréquence de rotation. Le débit vaut donc

$$Q = \frac{\pi D^2}{4} Nf$$

si bien que

$$P_c = k_c \frac{\pi D^2}{4} Nf$$

On en déduit directement

$$M_c = \frac{P_c}{2\pi N} = k_c \frac{D^2}{8} f$$

Cette formule vaut pour le perçage d'un corps plein. Dans le cas où il existe un avant-trou de diamètre  $d$ , on a successivement

$$Q = \pi \frac{D^2 - d^2}{4} Nf$$

$$P_c = k_c \pi \frac{D^2 - d^2}{4} Nf$$

et

$$M_c = k_c \frac{D^2 - d^2}{8} f$$

## 2.2 – Force d'avance

On calcule la force d'avance de la manière classique : pour chaque dent, l'engagement est  $D/2$  et l'avance par dent,  $f_z$ . La section de coupe vaut donc

$$S_{1\text{ dent}} = \frac{D}{2} f_z$$

Par conséquent, la force d'avance pour une dent est donnée par

$$F_{f,1\text{ dent}} = k_f \frac{D}{2} f_z$$

et, en sommant la contribution des deux dents, on obtient

$$F_f = k_f \frac{D}{2} f$$

Ceci vaut pour un perçage en pleine matière. Dans le cas où il existe un avant-trou de diamètre  $d$ , on obtient de la même manière

$$F_f = k_f \frac{D-d}{2} f$$

## 2.3 – Valeurs de $k_c$ et $k_f$

Par rapport aux outils de tournage, les forets présentent en travail les particularités suivantes :

- La coupe au voisinage du centre est perturbée d'une part par la présence de l'arête de coupe secondaire  $s'$  et d'autre part, par le fait qu'au centre, la vitesse de coupe est nulle.

- L'écoulement des copeaux dans les goujures produit des pertes supplémentaires.

Aussi, le constructeur HERTEL [1] préconise de majorer les valeurs de  $k_c$  et  $k_f$ , calculées comme en tournage avec l'épaisseur de coupe

$$h = f_z \sin \kappa_r$$

et l'angle de coupe  $\gamma_n = 6^\circ$ , par un coefficient correcteur :

$$a) k_c(\text{perçage}) = (1,3 \dots 1,6) * k_c(\text{tournage}),$$

le coefficient devant être d'autant plus grand que le trou est plus profond.

$$b) k_f(\text{perçage}) = (1,3 \dots 2) * k_f(\text{tournage}),$$

les plus grandes valeurs du coefficient correspondant au perçage en pleine matière.

Pour les trous de grand diamètre, il est toujours préférable de commencer à forer un avant-trou de diamètre  $d \approx D/3$ , puis de forer au diamètre final. Le travail en est grandement facilité, car la force d'avance dans la seconde passe est largement diminuée.

### 3. Vitesses de coupe et avances prescrites.

La tradition veut que l'on exprime la durée de vie des forets non pas comme leur temps de bon fonctionnement, mais comme la longueur totale des trous forés. Cette longueur dépend naturellement de la vitesse de coupe et de l'avance. Elle varie aussi avec le diamètre : on peut utiliser des vitesses un peu plus grandes pour de plus grands diamètres [6]. En pratique, les forets, comme tous les outils en acier rapide, doivent rester dans des plages de vitesse assez étroites, car la durée de vie est très sensible à la vitesse. On s'en tient donc à des vitesses préconisées par les fabricants, dont on peut trouver des indications dans le tableau 1.

Quant au choix de l'avance, il se pose surtout dans le cas du travail sur une machine à commande numérique. L'examen des valeurs préconisées dans l'ouvrage de Perović [2] montre qu'elles peuvent avec une bonne approximation s'écrire sous la forme suivante :

$$f = \begin{cases} f_{10} \frac{D}{10\text{mm}} & \text{pour } D \leq 10\text{mm} \\ f_{10} \sqrt{\frac{D}{10\text{mm}}} & \text{pour } D > 10\text{mm} \end{cases}$$

où  $f_{10}$  est l'avance préconisée pour un diamètre de 10mm, également donnée dans le tableau 1.

TABLEAU 1 – VALEURS PRECONISEES POUR LA VITESSE DE COUPE ET L'AVANCE [2]

MATERIAU	EXEMPLES	$v_c$ (m/min)	$f_{10}$ (mm)
Acier au carbone, $R_m \leq 700$ MPa	C15, St42, St50	25-28	0,18
Acier non allié ou allié, $R_m \leq 1000$ MPa	16MnCr5, 34CrV4, 42CrMo4	20-25	0,16
Acier allié, $R_m > 1000$ MPa, Acier à outils	42MnV7, 51CrV4, X210Cr12	10-15	0,14
Aciers inoxydables		8-12	0,14
Alliages Co-Ni, résistant aux hautes T°, alliages de titane	HASTELLOY, INCONEL, NIMONIC, TiAl6V4	6-10	0,10
Aciers moulés, $R_m \leq 800$ MPa	GS-38, GS60	18-25	0,12
Fonte grise, $HB \leq 220$	GG-15, GG-20	16-25	0,22
Fonte grise, $HB > 220$	GG-30, GG-40	10-16	0,16
Fonte tempérée, Ft à graphite sphéroïdal	GTS-35, GGG-50	18-25	0,22
Fonte dure, Ferro TiC, Ampco	TiAlMoV811 Ampco 8-22	5-10	0,16
Cuivre		32-60	0,18
Alliages de Cu	Cu-Al10, G-CuAl11Ni	18-25	0,16
Laiton à copeaux courts	Cu-Zn39Pb2, Cu-Zn44Pb2	60-80	0,25
Laiton à copeaux longs, bronze au Pb	Cu-Zn37, Cu-Zn33, Rg10, Rg7	30-50	0,18
Alliages Al, copeaux courts	G-Al-Si12, G-Al-Mg5, GD-Al-SiCu3	40-63	0,20
Alliages Al, copeaux longs	Al-Mg7, Al-Mg3Si, Al-ZnMgCu15	80-120	0,32
Alliages Mg, Elektron	G-Mg-Al18Zn1, Mg-Zn6Zr	80-160	0,28
Alliages Zn, Zn moulé sous pression	GD-Zn-Al4, GK-Zn-Al16Cu1	32-50	0,18
Plastiques thermodurcissables	Bakélite, Pertinax	15-25	0,16
Thermoplastiques	PVC, Plexiglas, Nylon	28-40	0,25

## 4. Débourrages

L'évacuation des copeaux par les goujures du foret est d'autant plus difficile que le trou est plus long. Il faut donc pratiquer des *débourrages*, c'est-à-dire sortir le foret pour permettre l'évacuation des copeaux par la force centrifuge. Selon Perović [2], le nombre de débourrages à prévoir est :

$$i = \text{valeur entière par excès de } \left( \frac{l - 2,5D}{D} \right)$$

où  $l$  est la profondeur du trou.

## 5. Bibliographie

1. HERTEL – *Manuel technique de perçage et lamage n°103F*
2. B. PEROVIĆ – *Fertigungstechnik*  
Springer, Berlin, 1990 – ISBN 3-540-51870-3
3. DUBBEL – *Taschenbuch für die Maschinenbau*  
Springer, Berlin, 1990 - ISBN 3-540-52381-2
4. H. TSCHAETSCH – *Praxis der Zerspantechnik*  
7. Auflage, Vieweg, Wiesbaden, 2005 – ISBN 3-528-44986-1
5. R. DIETRICH, D. GARSAUD, S. GENTILLON, M. NICOLAS – *Précis de méthodes d'usinage.*  
5° édition, AFNOR-NATHAN, 1981 – ISBN 2-09-194015-1
6. G. SCHLESINGER – *Die Werkzeugmaschinen*  
Springer, Berlin, 1936

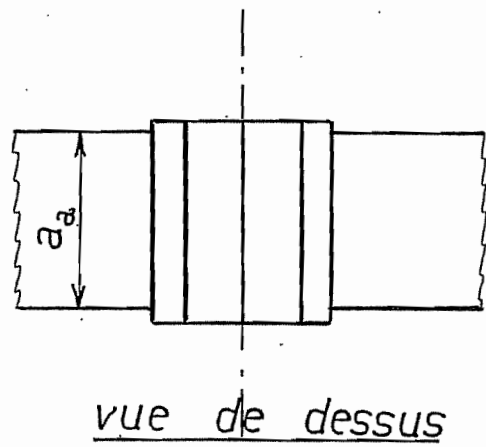
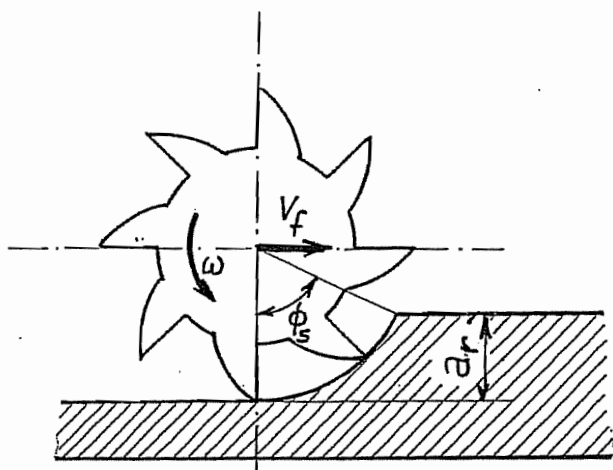


FIG. 1

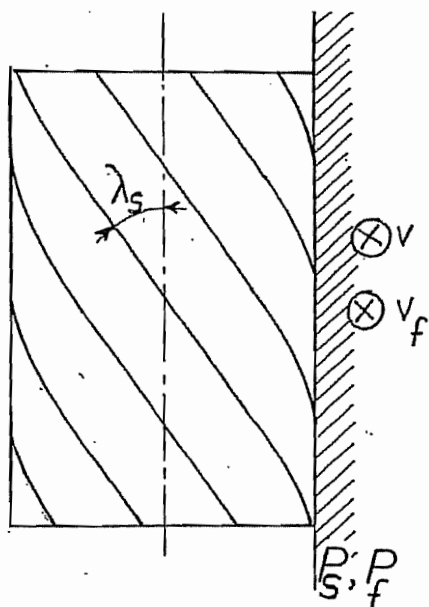


FIG. 2

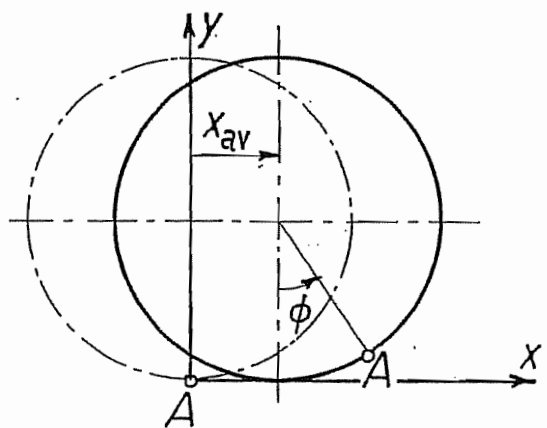


FIG. 3



# CHAPITRE 4 – FRAISAGE

## 1. Fraisage en roulant

On appelle fraisage en roulant le mode de fraisage où l'axe de la fraise est parallèle au plan de travail. C'est ainsi que fonctionnent les fraiseuses horizontales pour la réalisation de plans horizontaux (fig. 1). Mais c'est aussi le mode de travail utilisé en contournage à la fraiseuse verticale.

### 1.1 – Relations géométriques

La figure 2 représente une fraise hélicoïdale en travail. Commençons par repérer les plans de définition de l'outil. Le *plan de référence*  $P_r$  est, par définition, perpendiculaire à la vitesse de coupe  $v_c$ . C'est donc un plan contenant l'axe de la fraise. Le *plan de l'arête de coupe*  $P_s$  contient la vitesse de coupe et la tangente à l'arête de coupe. Il est donc confondu avec le plan de travail  $P_f$ . L'*angle d'inclinaison*  $\lambda_s$ , qui se mesure entre le plan de référence et l'arête, n'est autre que l'angle d'hélice de la fraise. On note  $\alpha_r$  l'engagement radial et  $\alpha_a$  l'engagement axial.

Il convient de distinguer deux notions d'avance. Tout d'abord, l'*avance par tour*  $f$  est la distance de translation de l'axe de la fraise correspondant à un tour. Elle est liée à la vitesse d'avance  $v_f$  par la relation

$$v_f = Nf$$

où  $N$  est la fréquence de rotation de la fraise. Mais sur cette longueur  $f$ , plusieurs dents ont travaillé. Ceci mène à définir l'*avance par dent*  $f_z$ , distance de translation de la fraise entre deux entrées de dent dans la matière. En notant  $Z$  le nombre de dents, on a donc

$$f_z = \frac{f}{Z} = \frac{v_f}{ZN}$$

### 1.2 – Épaisseur de coupe pour des dents droites

Nous commencerons par étudier le cas des dents droites, qui est le plus simple. Ainsi que le montre la figure 3, les coordonnées d'une arête de dent A située au point  $(x = 0, y = 0)$  lorsque l'angle de la dent avec la verticale est nul deviennent, lorsque cet angle vaut  $\phi$ ,

$$\begin{cases} x = x_{av} + R \sin \phi \\ y = R(1 - \cos \phi) \end{cases}$$

où  $R$  est le rayon de la fraise et  $x_{av}$ , le chemin parcouru par l'axe de la fraise. Ce dernier se calcule aisément à partir de l'avance par tour,

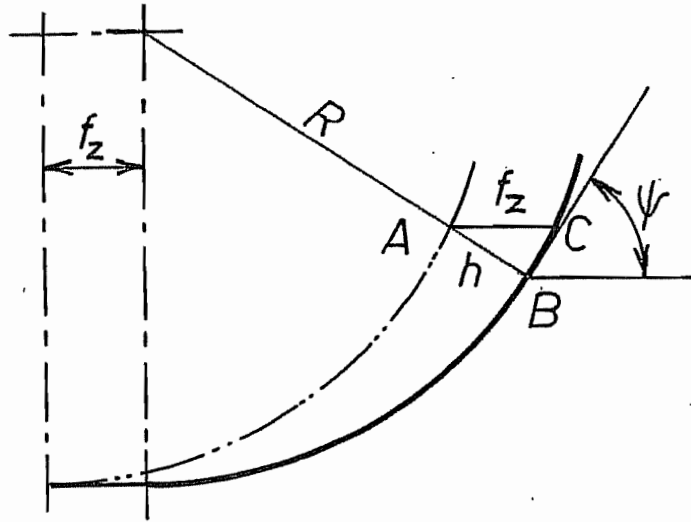


FIG. 4

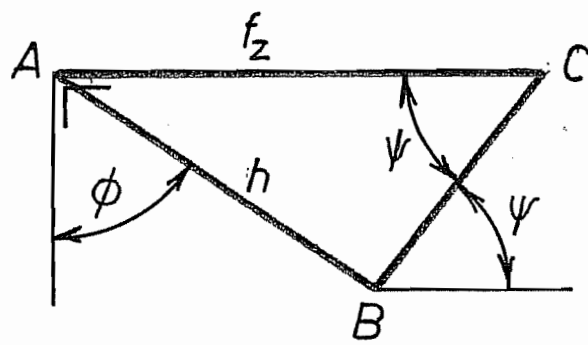


FIG. 5

$$x_{av} = \frac{f\phi}{2\pi}$$

ce qui donne

$$x = R\left(\frac{f}{2\pi R}\phi + \sin\phi\right) \quad ; \quad y = R(1 - \cos\phi)$$

On en déduit

$$dx = R\left(\cos\phi + \frac{f}{2\pi R}\right)d\phi \quad ; \quad dy = R\sin\phi d\phi$$

si bien que l'angle  $\psi$  de la tangente à la trajectoire de la dent avec l'horizontale est donné par

$$\operatorname{tg}\psi = \frac{dy}{dx} = \frac{\sin\phi}{\cos\phi + \frac{f}{2\pi R}}$$

Cela étant, les trajectoires de deux dents successives ont une distance horizontale constamment égale à l'avance par dent  $f_z$ . Lorsqu'une dent est en un point B (fig. 4), l'épaisseur de coupe  $h$  est la longueur AB, où A est le point de rencontre du rayon OB avec la trajectoire de la dent précédente. Soit C le point de percée de l'horizontale passant par A dans la trajectoire actuelle. En assimilant le petit arc BC avec la tangente à la trajectoire en B, on obtient le triangle ABC de la figure 5, dans lequel on peut écrire la relation des sinus

$$\frac{h}{\sin C} = \frac{f_z}{\sin B}$$

Or, il est facile de voir que

$$A = \frac{\pi}{2} - \phi$$

$$C = \psi$$

$$B = \pi - A - C = \frac{\pi}{2} - (\psi - \phi)$$

Il en découle

$$h = \frac{f_z \sin\psi}{\cos(\psi - \phi)}$$

Il nous reste à exprimer cette relation en termes de l'angle  $\phi$ . On a tout d'abord

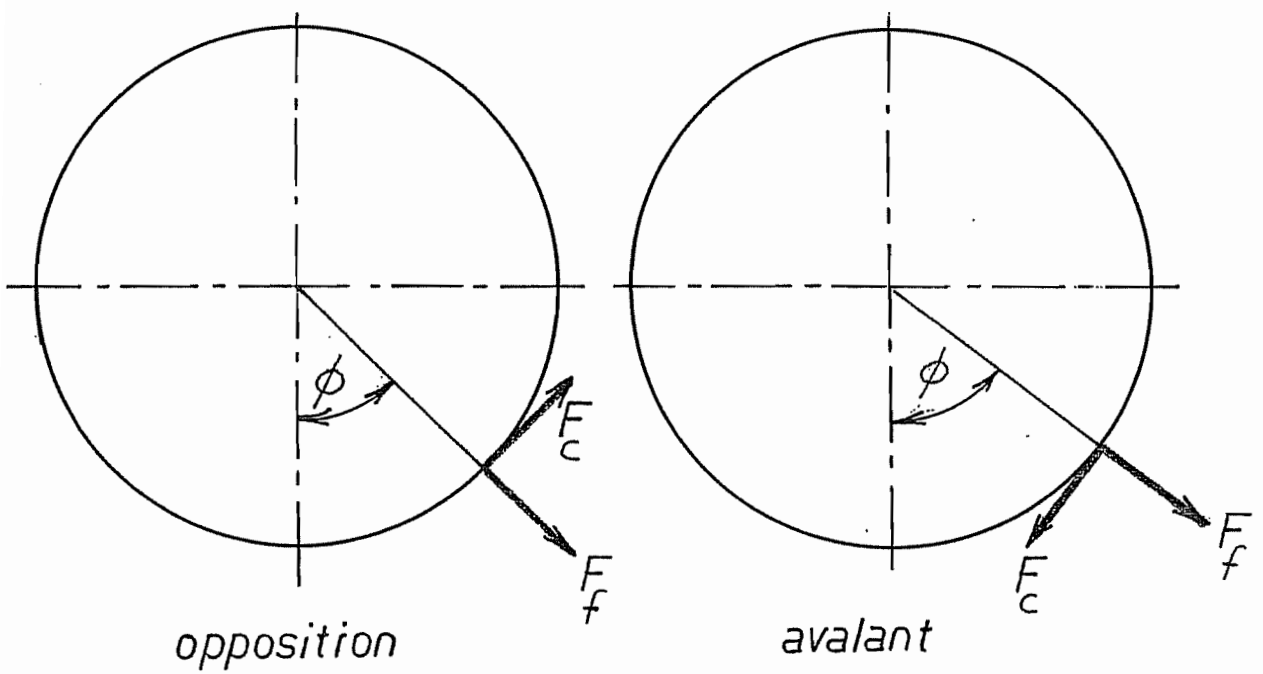


FIG. 6

$$\frac{1}{\cos^2 \psi} = 1 + \operatorname{tg}^2 \psi = \frac{\cos^2 \phi + \frac{f}{\pi R} \cos \phi + \left(\frac{f}{2\pi R}\right)^2 + \sin^2 \phi}{\left(\cos \phi + \frac{f}{2\pi R}\right)^2} = \frac{1 + \frac{f}{\pi R} \cos \phi + \left(\frac{f}{2\pi R}\right)^2}{\left(\cos \phi + \frac{f}{2\pi R}\right)^2}$$

soit, en notant  $K^2$  le numérateur de cette expression,

$$\cos \psi = \frac{\cos \phi + \frac{f}{2\pi R}}{K}$$

On en déduit directement

$$\sin \psi = \operatorname{tg} \psi \cos \psi = \frac{\sin \phi}{K}$$

On peut à présent calculer

$$\cos(\psi - \phi) = \cos \psi \cos \phi + \sin \psi \sin \phi = \frac{\cos^2 \phi + \frac{f}{2\pi R} \cos \phi + \sin^2 \phi}{K} = \frac{1 + \frac{f}{2\pi R} \cos \phi}{K}$$

En définitive, il vient

$$h = f_z \frac{\sin \psi}{\cos(\psi - \phi)} = f_z \frac{\sin \phi}{1 + \frac{f}{2\pi R} \cos \phi}$$

En pratique, l'avance par tour  $f$  est très petite devant la circonférence  $2\pi R$  de la fraise. On se contente donc généralement de l'approximation

$$h(\phi) = f_z \sin \phi$$

Dans tout ceci, nous avons supposé que la fraise travaillait *en opposition*. Dans le cas du fraisage *en avalant*, les mêmes formules restent d'application à condition d'y remplacer formellement  $f$  par  $(-f)$ .

### 1.3 – Les forces instantanées de coupe avec des dents droites

Chaque dent soumet la pièce à une force de coupe  $F_c$  tangente à la fraise, dans le sens de son mouvement de coupe, et une force d'avance  $F_f$  radiale. La figure 6 représente ces forces dans le cas du fraisage en opposition et dans le cas du fraisage en avalant. Ces forces peuvent se calculer comme en tournage, par des formules de la forme

$$F_c = a_a(A_c h + B_c)$$

$$F_f = a_a(A_f h + B_f)$$

Une dent ne travaille évidemment que sur l'angle de prise  $\phi_s$  qui se calcule comme suit à partir de l'engagement radial  $a_r$  (fig. 7) : de la relation évidente

$$a_r = R(1 - \cos \phi_s)$$

on déduit

$$\cos \phi_s = 1 - \frac{a_r}{R} = 1 - 2 \frac{a_r}{D}$$

où  $D$  est le diamètre de la fraise. Il en découle

$$\sin \phi_s = \sqrt{1 - \cos^2 \phi_s} = \sqrt{1 - 1 + 4 \frac{a_r}{D} - 4 \left( \frac{a_r}{D} \right)^2} = 2 \sqrt{\frac{a_r}{D} \left( 1 - \frac{a_r}{D} \right)}$$

D'ordinaire, le facteur  $a_r/D$  est petit devant l'unité, ce qui permet d'écrire

$$\sin \phi_s \approx \phi_s \approx 2 \sqrt{\frac{a_r}{D}}$$

C'est cette dernière formule que l'on trouve le plus souvent dans la littérature. Cela étant, la force exercée par une dent est donnée, dans les coordonnées de la dent, par

$$F_{c,1dent} = a_a(A_c f_Z \sin \phi + B_c)$$

$$F_{f,1dent} = a_a(A_f f_Z \sin \phi + B_f)$$

} pour  $\phi \in ]0, \phi_s[$

Dans le système de la pièce (système de la figure 3), les composantes de la force appliquée par l'outil à la pièce sont exactement

$$F_{x,1dent} = \pm F_{c,1dent} \cos \phi + F_{f,1dent} \sin \phi \quad \left\{ \begin{array}{l} + : \textit{opposition} \\ - : \textit{avalant} \end{array} \right.$$

$$-F_{y,1dent} = F_{f,1dent} \cos \phi \mp F_{c,1dent} \sin \phi \quad \left\{ \begin{array}{l} - : \textit{opposition} \\ + : \textit{avalant} \end{array} \right.$$

Dans la mesure où l'angle de prise  $\phi_s$  est petit, on peut, en toute première approximation, écrire

$$F_{x,1dent} = \pm F_{c,1dent} + O(\phi_s)$$

$$-F_{y,1dent} = F_{f,1dent} + O(\phi_s)$$

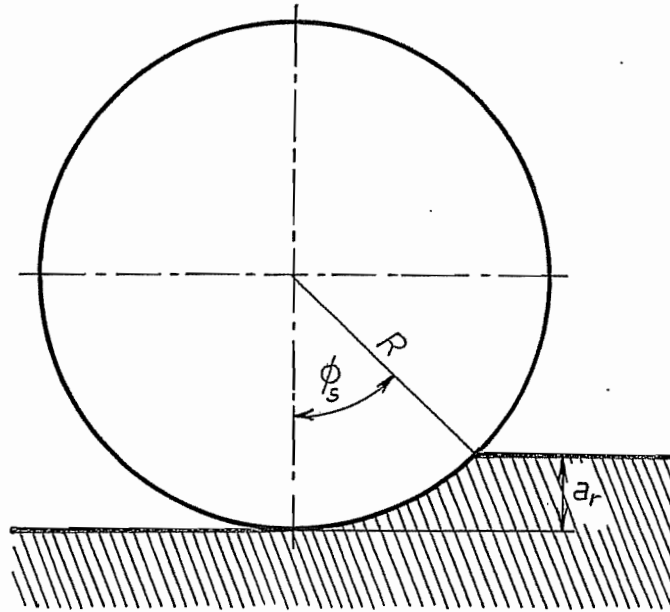


FIG. 7

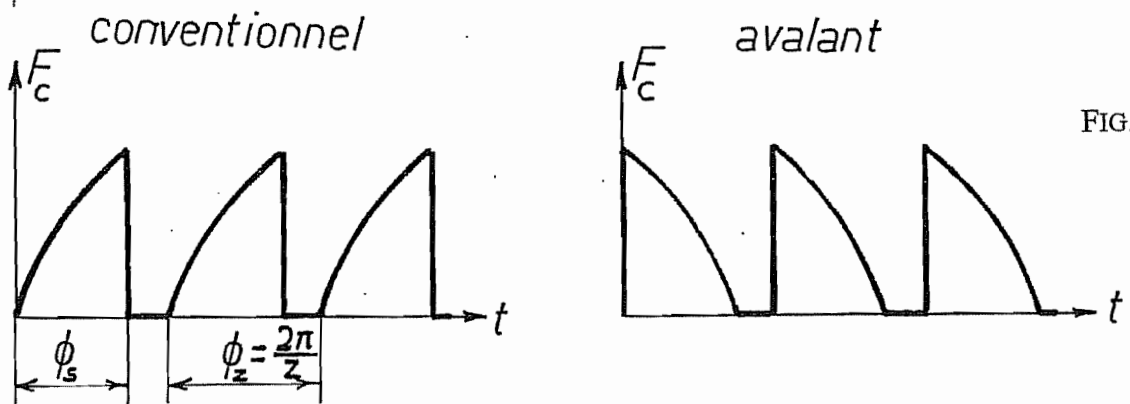


FIG. 8

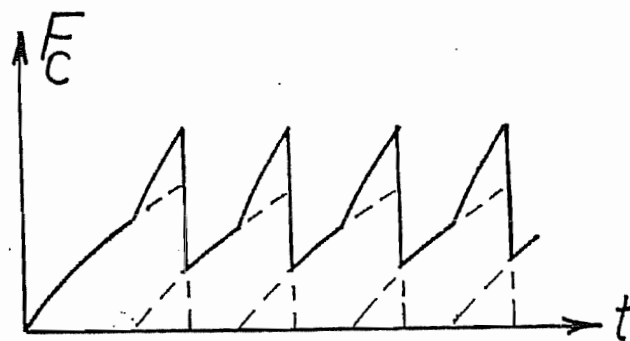


FIG. 9

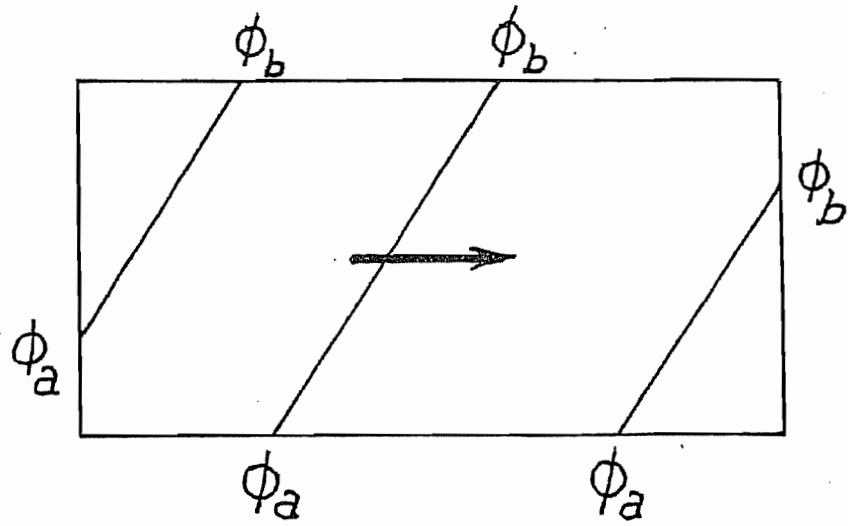


FIG. 10

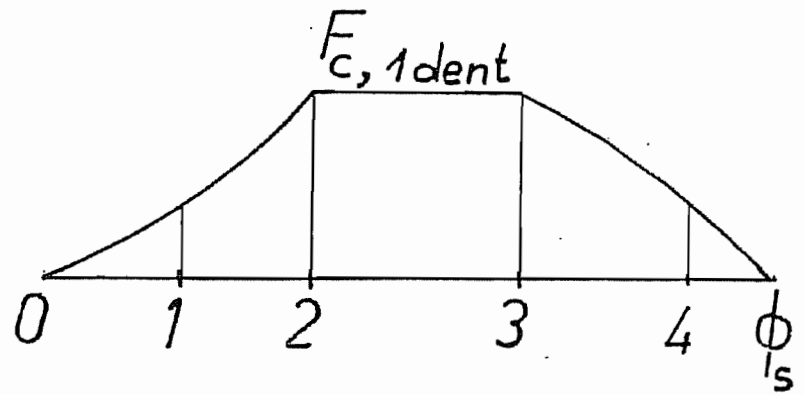
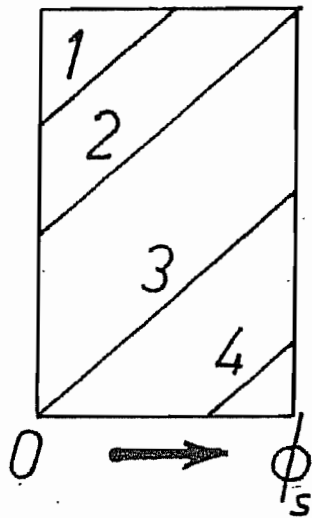


FIG. 11

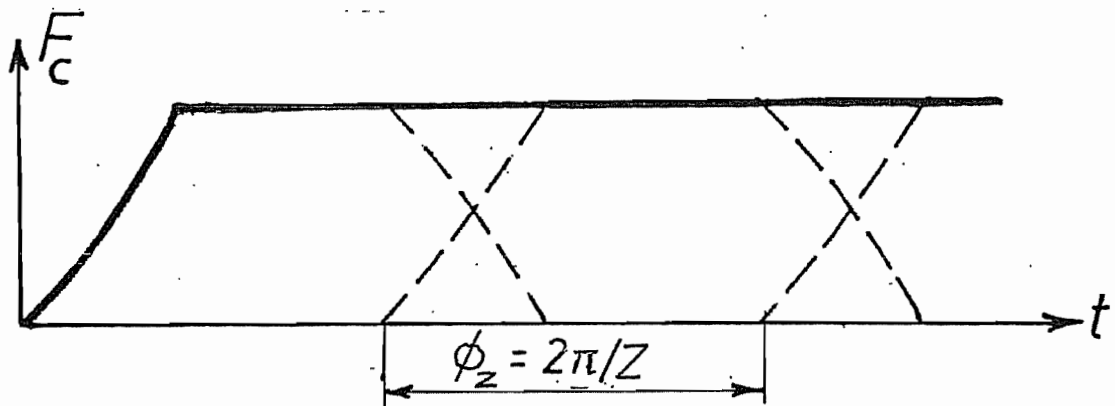


FIG. 12



Si chaque dent agit seule, on obtient, en fonction de l'angle de rotation de la fraise, le diagramme de la figure 8 pour la force de coupe. Comme on peut le voir, les fluctuations sont très fortes, ce qui mène à une forte excitation de la pièce et de l'outil en vibration. Lorsque plusieurs dents agissent simultanément, le diagramme devient un peu plus régulier, mais est encore affecté de fortes fluctuations (fig. 9).

## 1.4 – Dents en hélice

Avec des dents en hélice, on peut obtenir des fluctuations bien moins grandes des efforts et par là même, des vibrations moindres. Dans ce cas, une longueur élémentaire de dent de projection  $dz$  applique les efforts

$$\begin{aligned}dF_c &= (A_c f_Z \sin \phi + B_c) dz \\dF_f &= (A_f f_Z \sin \phi + B_f) dz \\dF_p &= (A_p f_Z \sin \phi + B_p) dz\end{aligned}$$

où  $F_p$  est une force axiale. La géométrie de la dent vérifie

$$\phi = \phi_a + \frac{z}{R} \operatorname{tg} \lambda_s$$

ce qui implique

$$dz = \frac{R d\phi}{\operatorname{tg} \lambda_s}$$

Donc, la force tangentielle totale appliquée par une dent en prise entre  $\phi_a$  et  $\phi_b$  (fig. 10) vaut

$$F_{c,1\text{dent}} = \int_{\phi_a}^{\phi_b} (A_c f_Z \sin \phi + B_c) \frac{R d\phi}{\operatorname{tg} \lambda_s} = \frac{R}{\operatorname{tg} \lambda_s} [A_c f_Z (\cos \phi_a - \cos \phi_b) + B_c (\phi_b - \phi_a)]$$

Vu la petitesse des angles de prise, cette expression peut être convenablement approchée par

$$F_{c,1\text{dent}} = \frac{F}{\operatorname{tg} \lambda_s} \left[ A_c f_Z \left( \frac{\phi_a + \phi_b}{2} \right) + B_c \right] (\phi_b - \phi_a)$$

Comme le montre la figure 11, cette force croît *progressivement*, atteint un palier, puis décroît *progressivement*.

Avec plusieurs dents, on peut obtenir un diagramme beaucoup plus régulier, voire presque constant, si l'espacement des dents est bien choisi (fig. 12)

De tout ceci, il faut retenir que

- L'angle d'hélice permet une coupe beaucoup plus calme en termes d'efforts appliqués.

- Par contre, il existe un effort axial, que l'on peut dans certains cas annuler en couplant deux fraises ayant l'une une hélice à droite et l'autre, une hélice à gauche.

## 1.5 – Effort de coupe moyen.

Le calcul des forces de coupe instantanées n'a d'intérêt que si l'on veut prévoir les défauts de forme, ce qui sort du cadre du présent cours. Par contre, on a besoin de prévoir la puissance de coupe. Il existe deux méthodes pour y arriver.

### 1.5.1 – Intégration des relations instantanées

Un élément de dent de fraise d'extension axiale  $dz$  produit une force

$$dF_{c,1\text{dent}} = \begin{cases} (A_c f_Z \sin \phi + B_c) dz & \text{pour } \phi \in ]0, \phi_s[ \\ 0 & \text{pour } \phi \notin ]0, \phi_s[ \end{cases}$$

En faisant la moyenne sur un tour, on a donc

$$\overline{dF_{c,1\text{dent}}} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{\phi_s} (A_c f_Z \sin \phi + B_c) dz d\phi = \frac{1}{2\pi} [A_c f_Z (1 - \cos \phi_s) + B_c \phi_s] dz$$

et en intégrant sur la dent,

$$\overline{F_{c,1\text{dent}}} = a_a \frac{1}{2\pi} [A_c f_Z (1 - \cos \phi_s) + B_c \phi_s] = a_a \frac{\phi_s}{2\pi} \left[ A_c f_Z \frac{1 - \cos \phi_s}{\phi_s} + B_c \right]$$

Le moment moyen correspondant est donné par

$$\overline{M_{c,1\text{dent}}} = a_a R \frac{\phi_s}{2\pi} \left[ A_c f_Z \frac{1 - \cos \phi_s}{\phi_s} + B_c \right]$$

En sommant la contribution des  $Z$  dents, on obtient immédiatement

$$\overline{M_c} = a_a R \frac{Z \phi_s}{2\pi} \left[ A_c f_Z \frac{1 - \cos \phi_s}{\phi_s} + B_c \right]$$

La puissance de coupe s'en déduit immédiatement par multiplication par  $2\pi N$ , ce qui donne

$$\bar{P}_c = \alpha_a v_c \frac{Z\phi_s}{2\pi} \left[ A_c f Z \frac{1 - \cos\phi_s}{\phi_s} + B_c \right]$$

### 1.5.2 – A partir du débit

Une autre façon de faire consiste à partir de l'expression générale

$$P_c = k_c Q$$

Le débit moyen est donné par

$$\bar{Q} = \alpha_a \alpha_r v_f$$

La valeur à donner à  $k_c$  est celle qui correspond à l'épaisseur de coupe moyenne. Celle-ci peut se calculer comme le rapport entre le débit et le produit de la vitesse de coupe par la *largeur totale de coupe* tenant compte de toutes les arêtes en prise :

$$\bar{h} = \frac{\bar{Q}}{Z_{prise} \alpha_a v_c}$$

où  $Z_{prise}$  est le nombre de dents en prise, soit

$$Z_{prise} = \frac{\phi_s}{2\pi} Z$$

On a donc

$$\bar{P}_c = \left( A_c + \frac{B_c}{\bar{h}} \right) \bar{Q} = \left( A_c \bar{Q} + B_c \frac{Z\phi_s}{2\pi} \alpha_a v_c \right) = \frac{Z\phi_s}{2\pi} \alpha_a v_c \left( A_c \frac{\alpha_r \alpha_a v_f}{\frac{Z\phi_s}{2\pi} \alpha_a v_c} + B_c \right)$$

Tenant compte des relations

$$\begin{aligned} v_f &= NZfZ \\ \alpha_r &= R(1 - \cos\phi_s) \\ v_c &= 2\pi RN \end{aligned}$$

on obtient finalement

$$\bar{P}_c = \frac{Z\phi_s}{2\pi} \alpha_a v_c \left( A_c f Z \frac{1 - \cos\phi_s}{\phi_s} + B_c \right)$$

soit la même valeur que ci-dessus.

### 1.5.3 – Expression simplifiée

En pratique, c'est la seconde méthode qui est utilisée. On calcule le débit, puis

$$\bar{h} = f_Z \frac{1 - \cos \phi_s}{\phi_s}$$

A ce stade, on se rappelle que

$$1 - \cos \phi_s = 2 \frac{a_r}{D} \quad \text{et} \quad \phi_s \approx 2 \sqrt{\frac{a_r}{D}}$$

où D est le diamètre de la fraise, ce qui permet d'écrire

$$\bar{h} \approx f_Z \sqrt{\frac{a_r}{D}}$$

### 1.6 – Rugosité obtenue en fraisage en roulant

En principe, chaque dent dessine sur la surface une arcade de cycloïde. Mais en supposant l'avance suffisamment faible, on peut assimiler ces courbes à des cercles de rayon R, R étant le rayon de la fraise. (Une étude plus approfondie montre que le rayon de courbure au fond de chaque arcade est de la forme  $R(1 + O(f/R))$ .) En acceptant cette approximation, on retrouve une succession de cercles de rayon R de période  $f_Z$ . A partir des résultats du tournage, on s'attend donc à obtenir une rugosité totale

$$R_t \approx \frac{f_Z^2}{8R}$$

ce qui constitue une valeur très petite : pour  $f_Z = 0,2 \text{ mm}$  et  $R = 10 \text{ mm}$ , on obtient ainsi

$$R_t = \frac{0,04}{80} = 0,0005 \text{ mm}$$

Malheureusement, le centrage de la fraise n'est jamais aussi précis, et il existe en fait une dent *plus longue que les autres*. C'est cette seule dent qui trace le profil chaque fois qu'elle passe sur la pièce. Le résultat est une série d'arcades de rayon R mais de périodicité  $f$  et non  $f_Z$ . Le résultat est une rugosité donnée par

$$R_t = \frac{f^2}{8R} = Z^2 \frac{f_Z^2}{8R}$$

soit  $Z^2$  fois plus grande. Les traits marquant la frontière des arcades sont donc distants de l'avance *par tour* et non de l'avance par dent.

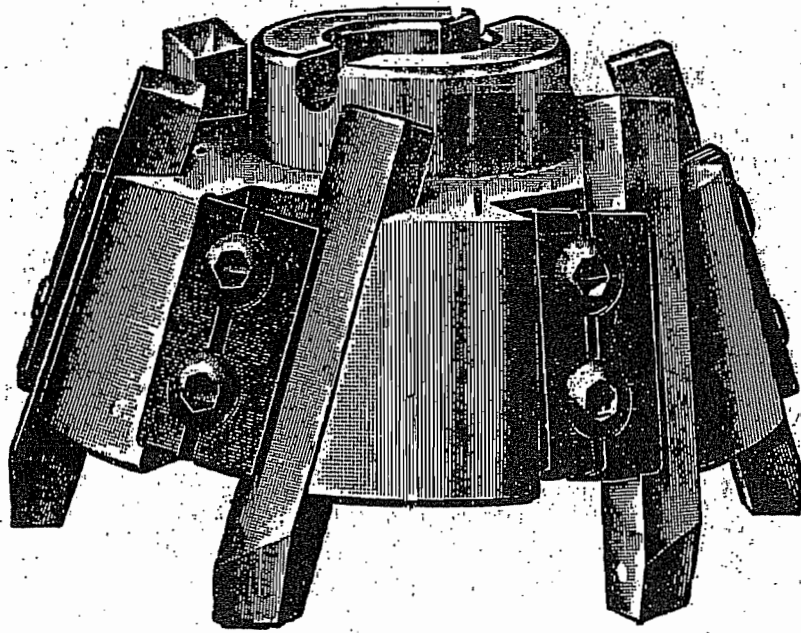


FIG. 13

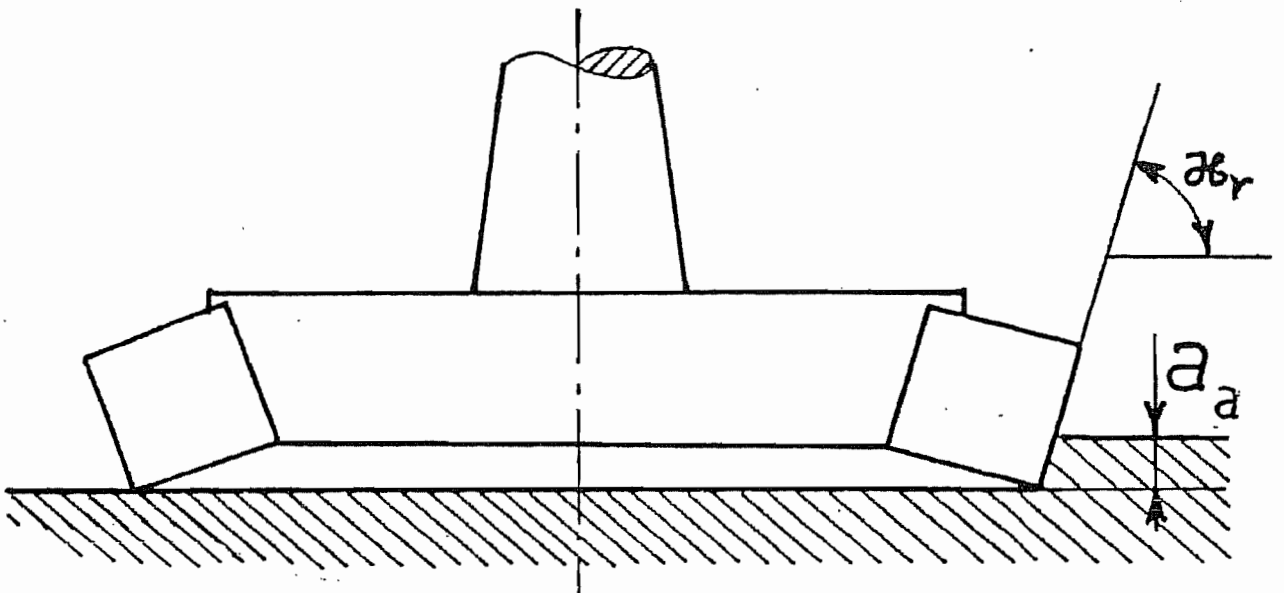


FIG. 14

## 2. Fraisage en bout

### 2.1 – Introduction

Les actuelles fraises à surfacer sont l'évolution d'anciennes fraises formées d'un plateau et de dents rapportées en forme d'outils de tour (*fig.13*) [8]. La forme de ces ensembles évoquant un crabe, on les a appelés *tourteaux*, dénomination qui a subsisté, bien qu'à l'époque actuelle, les outils se réduisent à des plaquettes de carbure, ce qui donne à la fraise une forme beaucoup plus compacte et moins propice aux vibrations.

### 2.2 – Géométrie

#### 2.2.1 – Angles de coupe

En général, l'angle d'inclinaison des dents de la fraise  $\lambda_s$  (angle d'hélice) est faible, comme en tournage. Par contre, l'angle de direction de l'arête est généralement différent de  $90^\circ$  (*fig. 14*). La fraise est engagée latéralement de la largeur  $a_r$  (*fig. 15*) et axialement de la profondeur  $a_a$  (*fig. 14*).

La tradition, en fraisage en bout, est d'utiliser les angles américains  $\gamma_f$  et  $\gamma_p$ . Ces angles sont représentés en figure 16. L'angle  $\gamma_p$  mesure la pente dans un plan contenant la vitesse de coupe et parallèle à l'axe. S'il est positif, les copeaux tendent à remonter. L'angle  $\gamma_f$  mesure l'inclinaison de la plaquette par rapport au rayon dans le plan de travail, perpendiculaire à l'axe. S'il est positif, les copeaux tendent à rentrer vers l'intérieur de la fraise. On peut imaginer quatre combinaisons de ces angles :

- Les deux sont positifs. On dit alors que c'est une géométrie positive-positive. On utilise cette disposition en finition, car elle donne les plus faibles efforts. Il faut cependant prendre certaines précautions pour éviter que la plaquette entre dans la matière par la pointe, ce qui risque de la briser.

- Les deux sont négatifs : géométrie négative-négative. Cette solution est utilisée en fort dégrossissage, car elle donne la meilleure résilience des plaquettes. Mais les efforts sont plus élevés.

- $\gamma_p$  est positif et  $\gamma_f$  est négatif. Cette géométrie intermédiaire, dite positive-négative, convient pour les travaux de semi-finition. La positivité de l'angle de coupe vers l'arrière facilite l'évacuation des copeaux. Les efforts sont intermédiaires par rapport aux deux cas précédents.

- $\gamma_f$  est positif et  $\gamma_p$  est négatif. Cette disposition n'est *jamais* utilisée, car elle combine la propension du copeau à revenir sur la surface de travail et les risques de rupture de plaquette lors de l'entrée dans la matière.

Le passage aux angles ISO, nécessaire pour calculer les forces de coupe, se fait par les mêmes formules qu'en tournage.

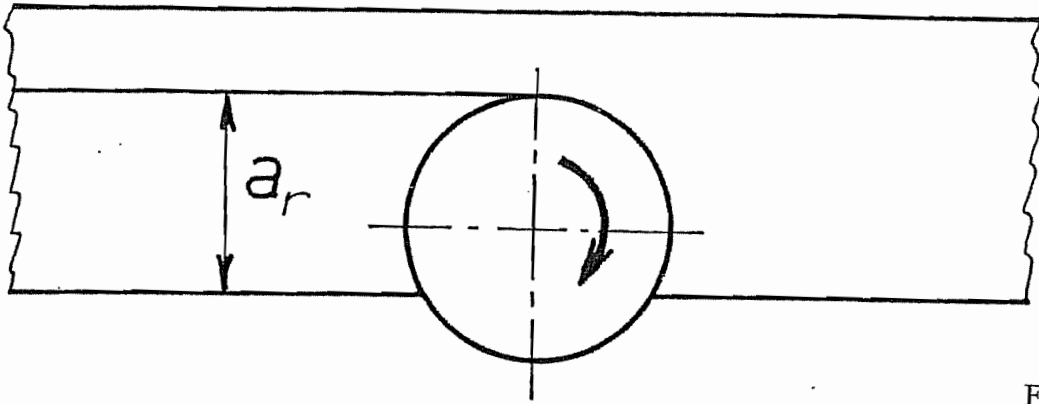


FIG. 15

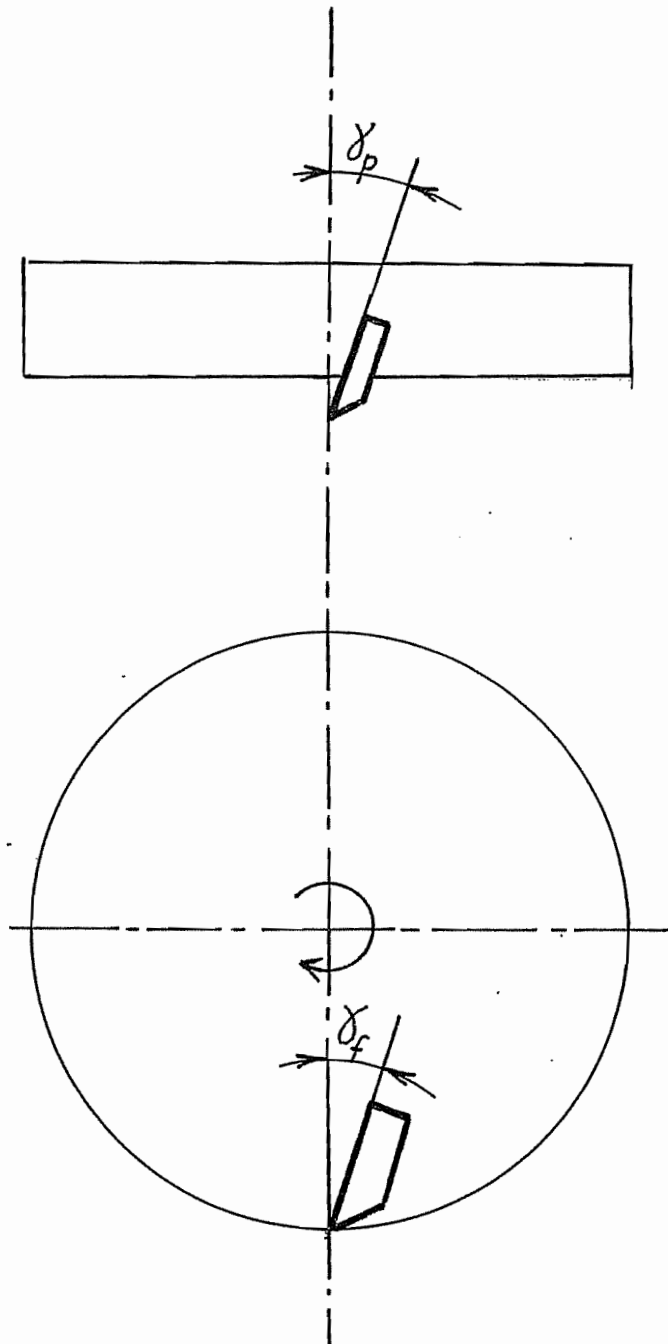


FIG. 16

### 2.2.2 – Trajectoire d'une dent de la fraise

Nous repérerons la position d'une dent à l'aide de l'angle  $\phi$  ayant pour origine le point le plus avancé de la fraise, c'est-à-dire l'intersection de l'arc de prise avec le vecteur vitesse d'avance passant par le centre de la fraise. La prise commence à un angle  $\phi_1$  et se termine à un angle  $\phi_2$ . Comme le montre la figure 17, l'angle de prise est alors donné par

$$\phi_s = \phi_2 - \phi_1$$

et l'engagement radial vaut (fig. 17)

$$a_r = R(\sin \phi_2 - \sin \phi_1)$$

Examinons à présent la trajectoire d'une dent de la fraise. Pour un angle  $\phi$ , ses coordonnées sont (fig. 18)

$$x = x_C + R \cos \phi \quad ; \quad y = R \sin \phi$$

où  $x_C$  est l'abscisse du centre de la fraise et  $R$ , son rayon. Sans nuire à la généralité, on peut supposer que cette abscisse est nulle pour  $\phi = 0$ , ce qui donne

$$x_C = \frac{f\phi}{2\pi}$$

où  $f$  est l'avance par tour. La trajectoire est donc encore une fois une cycloïde. La tangente à celle-ci, orientée comme le montre la figure 18, fait avec la direction d'avance un angle  $\psi$  donné par

$$\operatorname{tg} \psi = -\frac{dy}{dx} = \frac{\cos \phi}{\sin \phi - \frac{f}{2\pi R}}$$

### 2.2.3 – Epaisseur de coupe

Une dent située à un angle  $\phi$  est engagée radialement d'une longueur  $s$ , distance entre le nez de la dent et la trajectoire de la dent précédente. Les trajectoires de deux dents successives sont constamment distantes de l'avance par dent  $f_z$  dans la direction d'avance (fig. 19). En assimilant le petit arc BC à la tangente à la trajectoire, on est amené à considérer le triangle ABC, dans lequel la relation des sinus donne

$$\frac{s}{\sin B} = \frac{f_z}{\sin C}$$

Or, il est facile de vérifier que



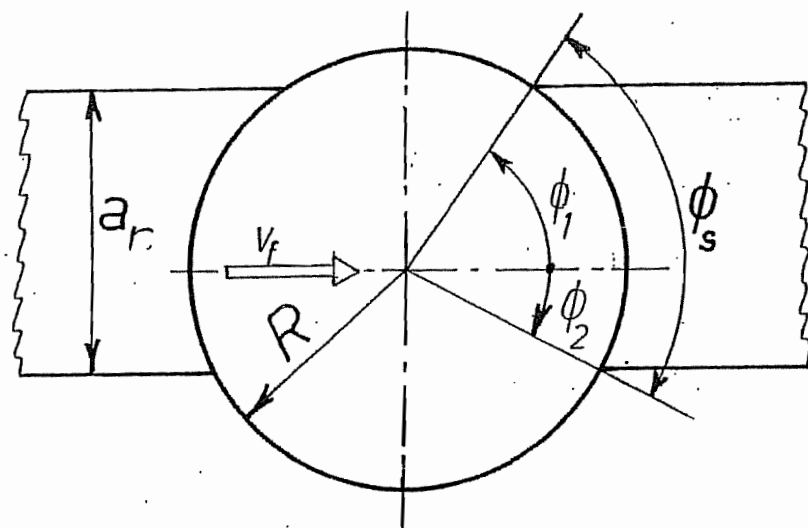


FIG. 17

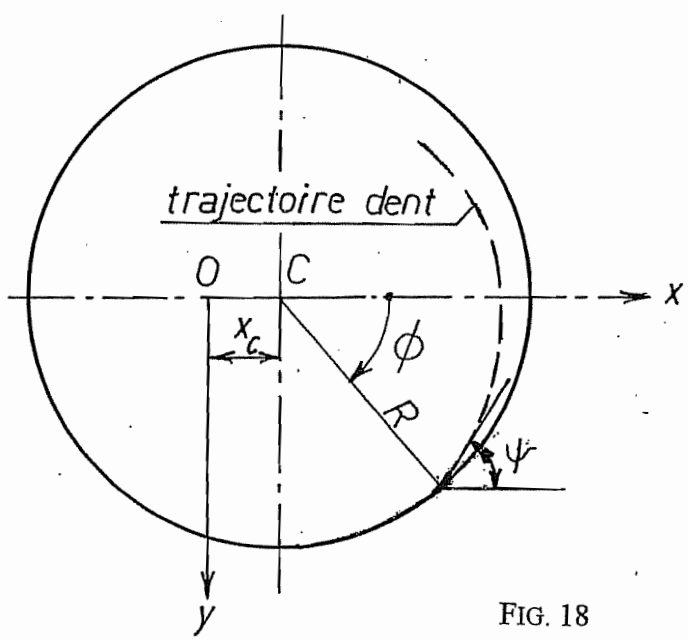


FIG. 18

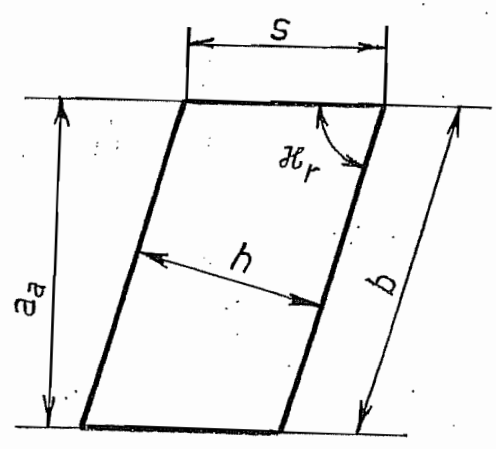


FIG. 20

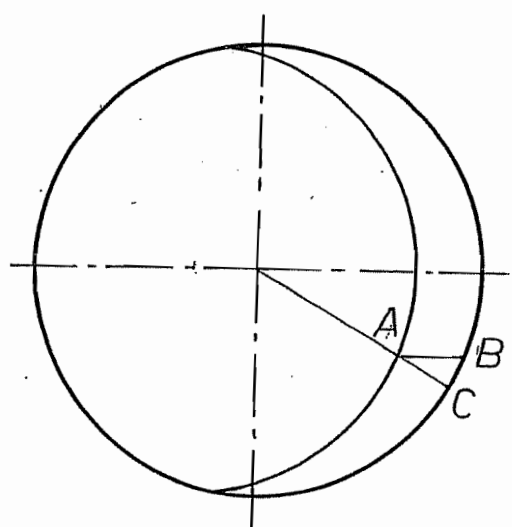
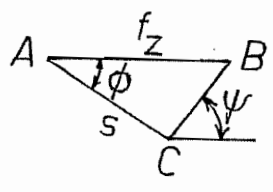


FIG. 19



$$A = \phi \quad ; \quad B = \psi$$

$$C = \pi - (\phi + \psi) \quad \text{donc} \quad \sin C = \sin(\phi + \psi)$$

si bien que

$$s = f_z \frac{\sin \psi}{\sin(\phi + \psi)}$$

Il nous reste à calculer la fraction. Pour ce faire, notons que

$$1 + \operatorname{tg}^2 \psi = \frac{1 - \frac{f}{\pi R} \sin \phi + \left(\frac{f}{2\pi R}\right)^2}{\left(\sin \phi - \frac{f}{2\pi R}\right)^2} = \frac{K}{\left(\sin \phi - \frac{f}{2\pi R}\right)^2}$$

soit

$$\cos \psi = \frac{\sin \phi - \frac{f}{2\pi R}}{K}$$

et

$$\sin \psi = \operatorname{tg} \psi \cos \psi = \frac{\cos \phi}{K}$$

Il en découle

$$\sin(\phi + \psi) = \sin \phi \cos \psi + \sin \psi \cos \phi = \frac{\sin^2 \phi - \frac{f}{2\pi R} \sin \phi + \cos^2 \phi}{K} = \frac{1 - \frac{f}{2\pi R} \sin \phi}{K}$$

Finalement, on obtient

$$s = f_z \frac{\cos \phi}{1 - \frac{f}{2\pi R} \sin \phi}$$

Dans les cas pratiques, l'avance par tour est très petite devant le diamètre de la fraise, et on peut se contenter de la relation approchée

$$s \approx f_z \cos \phi$$

qui est d'application courante dans la littérature. La coupe nominale est alors la même qu'en tournage,  $s$  jouant le rôle de l'avance (*fig. 20*) et on peut donc écrire

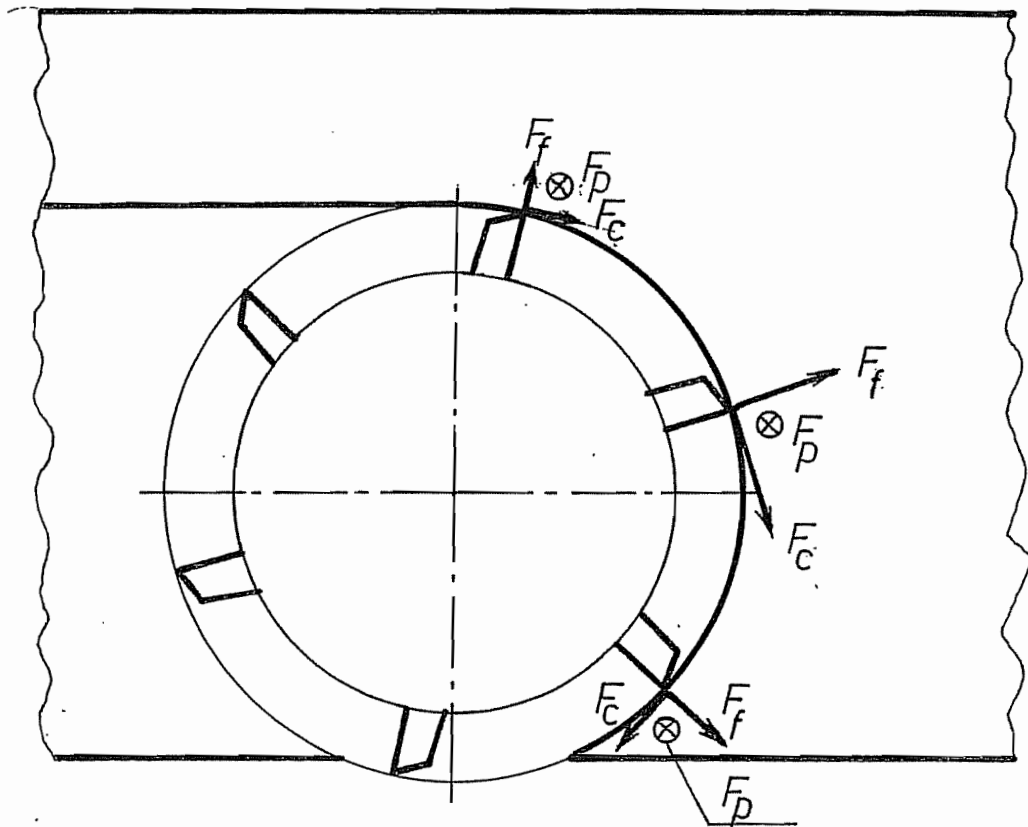


FIG. 21

$$h(\phi) = s \sin \kappa_r = f_Z \cos \phi \sin \kappa_r$$

et

$$b = \frac{a_a}{\sin \kappa_r}$$

### 2.3 – Forces de coupe instantanées

Pour une position donnée de la fraise, on peut repérer les différentes dents en prise. Chacune applique à la pièce une force locale de coupe  $F_c$  selon la tangente, une force locale d'avance  $F_f$  selon le rayon, et une force passive locale  $F_p$  dans le sens de l'enfoncement de la fraise dans la pièce (fig. 21). Ces trois composantes se calculent comme en tournage. On obtient ainsi un diagramme instantané des forces appliquées par la fraise à la pièce. Cette méthode peut être utilisée sur ordinateur, et c'est à partir de là que l'on peut par exemple déduire les déformations de la pièce induisant des défauts de forme. Mais ceci relève d'études spécialisées dépassant largement le cadre du présent cours. Par contre, on peut aisément calculer la puissance moyenne par la méthode qui suit.

### 2.4 – Calcul de la puissance moyenne

Le calcul de la puissance moyenne se fait le plus aisément à partir de la relation générale

$$\overline{P_c} = k_c (\overline{h}) \overline{Q}$$

c'est-à-dire par la deuxième méthode que nous avons envisagée pour le fraisage en roulant. Le débit moyen vaut clairement

$$\overline{Q} = a_r a_a v_f$$

où  $v_f$  est la vitesse d'avance,

$$v_f = Nf = NZf_Z$$

Pour ce qui est de l'épaisseur moyenne, elle se calcule par

$$\overline{h} = \frac{\overline{Q}}{Z_{prise} b v_c}$$

où  $Z_{prise}$  est le nombre de dents en prise,

$$Z_{prise} = Z \frac{\phi_s}{2\pi}$$

Il vient donc

$$\bar{h} = \frac{\alpha_r \alpha_a N Z f Z}{Z \frac{\phi_s}{2\pi \sin \kappa_r} \alpha_a N \pi D} = \frac{2}{\phi_s} f Z \frac{\alpha_r}{D} \sin \kappa_r$$

où, rappelons-le,

$$\alpha_r = \frac{D}{2} (\sin \phi_2 - \sin \phi_1)$$

Si l'on adopte un modèle affine de la force de coupe,  $k_c$  se calcule par

$$k_c(\bar{h}) = A_c + \frac{B_c}{h}$$

## 2.5 – Etat de surface théorique

Dans le cas courant d'une fraise dont l'axe est perpendiculaire à la pièce, les sillons laissés par l'outil sont en forme de rosaces. La première famille de traits correspond à la coupe par l'avant de la fraise. La seconde famille, à la recoupe de cette rugosité primaire par les dents situées à l'arrière de la fraise. Cette recoupe se fait au voisinage du copeau minimal et accroît l'usure des plaquettes. Pour l'éviter, on incline parfois la fraise d'un petit angle. C'est ce que l'on appelle le *dépinçage*. Mais ce procédé ne fonctionne que pour un sens d'avance de la fraise, ce qui est limitatif.

Le long de la trajectoire du centre de la fraise, on s'attend à trouver des arcades au rayon  $r_\epsilon$  de la fraise, et distantes de l'avance par dent. En appliquant le résultat connu pour le tournage, cela donne, sur cette ligne une rugosité totale

$$R_t = \frac{fZ}{8r_\epsilon}$$

Mais cette évaluation ne tient pas compte du fait que toutes les dents ne sont pas positionnées axialement de la même manière. En réalité, il existe toujours une dent plus longue que les autres, et c'est elle qui trace le profil. Il en résulte que les différents traits successifs sont distants non pas de l'avance par dent, mais de l'avance *par tour*, ce qui conduit à la formule

$$R_t = \frac{f^2}{8r_\epsilon} = Z^2 \frac{fZ}{8r_\epsilon}$$

soit une rugosité  $Z^2$  fois plus grande.

Il en résulte qu'à *avance par dent égale, la rugosité obtenue par fraisage est toujours plus forte qu'en tournage*. C'est un aspect assez décevant du fraisage.

### 3. Durée de vie des outils de fraisage

#### 3.1 – Principe du dommage cumulatif

En tournage, la durée de vie est généralement représentée par une loi de Taylor généralisée de la forme

$$v_c T^n h^p b^q = C$$

Une loi de ce type convient bien dans la mesure où les paramètres de coupe restent constants, ce qui a lieu en chariotage. Le cas du dressage au tour à fréquence de rotation constante est tout différent, car la vitesse de coupe varie constamment. En fraisage, c'est l'épaisseur de coupe qui varie constamment. Pour étudier des problèmes de ce type, on peut faire appel au *principe du dommage cumulatif* dont voici l'essence. Imaginons un outil travaillant pendant un court instant  $]t, t + dt[$  dans des conditions de coupe  $v_c(t), b(t), h(t)$  auxquelles correspondrait, en régime constant, la durée de vie  $T(v_c(t), b(t), h(t))$ . Pendant ce court instant, on peut admettre que l'outil consomme une portion  $dt/T(v_c(t), b(t), h(t))$  de sa durée de vie. On dit encore que l'outil subit un *dommage élémentaire*

$$d\mathcal{D} = \frac{dt}{T(v_c(t), b(t), h(t))}$$

On admet que ce dommage *se cumule*, c'est-à-dire qu'après un temps  $t^*$  pendant lequel les paramètres d'usinage auront varié, le *dommage total* sera

$$\mathcal{D} = \int_0^{t^*} \frac{dt}{T(v_c(t), b(t), h(t))}$$

L'outil sera *hors service* lorsque le dommage cumulé vaudra *l'unité*.

Le lecteur intéressé par une discussion complète de ce principe pourra consulter la référence [2]. Son applicabilité est pleinement confirmée par les essais accélérés de durée de vie réalisés en dressage à fréquence de rotation constante (*essais Brandsma*). Nous nous proposons d'utiliser le même principe pour étudier le cas du fraisage, considéré comme une opération à épaisseur de coupe variable. Notre exposé suit l'article [1].

#### 3.2 – Application aux outils tayloriens

Pour un outil suivant la loi de Taylor, on a

$$\frac{1}{T} = C^{-1/n} v_c^{1/n} h^{p/n} b^{q/n} = K v_c^m h^t b^s$$

en posant, pour alléger les écritures,

$$m = \frac{1}{n} ; \quad r = \frac{p}{n} ; \quad s = \frac{q}{n} ; \quad K = C^{-1/n}$$

Après avoir travaillé pendant un temps  $t^*$  dans des conditions variables, l'outil aura subi un dommage

$$\mathcal{D} = K \int_0^{t^*} v_c^m h^r b^s dt$$

où les grandeurs de l'intégrand doivent être entendues comme des fonctions de  $t$ , ce que nous omettrons dorénavant de préciser.

### 3.3 – Cas du fraisage

Lors du fraisage en régime, la vitesse périphérique de la fraise et la largeur de coupe sont constantes. Par contre, l'épaisseur de coupe varie constamment. Notons  $[\phi_1, \phi_2]$  l'arc de prise de la fraise dans la pièce. On peut écrire de manière générale

$$\begin{cases} h(\phi) \neq 0 & \text{dans } ]\phi_1, \phi_2[ \\ h(\phi) = 0 & \text{hors de cet intervalle} \end{cases}$$

La position angulaire  $\phi$  d'une dent est du reste liée au temps par la relation

$$d\phi = 2\pi N dt$$

où  $N$  est la fréquence de rotation de la fraise. Le dommage après un tour sera donc

$$\mathcal{D}_{1\text{tour}} = K v_c^m b^s \frac{1}{2\pi N} \int_{\phi_1}^{\phi_2} h^r(\phi) d\phi$$

Comme ce tour s'effectue en un temps égal à  $1/N$ , le taux moyen d'accroissement du dommage sera

$$\dot{\mathcal{D}}_{\text{moy}} = N \mathcal{D}_{1\text{tour}} = K v_c^m b^s \frac{1}{2\pi} \int_{\phi_1}^{\phi_2} h^r(\phi) d\phi$$

On peut alors définir la *durée de vie moyenne*  $T_{\text{moy}}$  par la condition de mise hors service

$$\mathcal{D} = \dot{\mathcal{D}}_{\text{moy}} T_{\text{moy}} = 1$$

soit

$$T_{\text{moy}} = \frac{1}{\dot{\mathcal{D}}_{\text{moy}}}$$

Explicitement, cela donne

$$\frac{1}{T_{moy}} = K v_c^m b^s \frac{1}{2\pi} \int_{\phi_1}^{\phi_2} h^r(\phi) d\phi$$

Pour rendre cette expression plus parlante, nous introduirons deux grandeurs nouvelles. La première de celles-ci est l'épaisseur moyenne d'ordre  $r$ ,  $h_r$ , définie par

$$h_r = \left[ \frac{1}{\phi_s} \int_{\phi_1}^{\phi_2} h^r(\phi) d\phi \right]^{1/r}$$

où  $\phi_s$  est l'angle de prise, à savoir,

$$\phi_s = \phi_2 - \phi_1$$

Cette définition permet d'écrire

$$\frac{1}{T_{moy}} = \frac{\phi_s}{2\pi} K v_c^m b^s h_r^r$$

On se rend aisément compte qu'à condition d'introduire comme deuxième grandeur auxiliaire la durée de vie en prise  $T_{prise}$  définie par

$$T_{prise} = \frac{\phi_s}{2\pi} T_{moy}$$

et qui n'est autre que la portion de la durée moyenne pendant laquelle les dents travaillent, on se ramène à une loi de Taylor de la forme classique, à savoir,

$$v_c T_{prise}^n h_r^p b^q = C$$

En somme, la loi de Taylor continue de s'appliquer, à condition de considérer d'une part, la durée de vie en prise et d'autre part, l'épaisseur moyenne d'ordre  $r = p/n$ .

L'utilisation de la durée de vie en prise avait déjà été suggérée par Colding [3,4]. Par contre, cet auteur n'avait pas introduit l'épaisseur moyenne ci-dessus.

### 3.4 – Fraisage en roulant : cas général

Etablissons les formules explicites de durée de vie pour le fraisage en roulant. L'angle de prise est ici délimité par  $\phi_1 = 0$  et  $\phi_2 = \phi_s$  où  $\phi_s$  est donné par



$$\cos \phi_s = 1 - 2 \frac{a_r}{D}$$

où  $a_r$  est l'engagement radial, et  $D$ , le diamètre de la fraise. L'épaisseur de coupe est donnée par

$$h(\phi) = f_Z \sin \phi$$

L'épaisseur moyenne  $h_r$  peut donc être mise sous la forme

$$h_r = f_Z S_r(\phi_s)$$

avec

$$S_r(\phi_s) = \left[ \frac{1}{\phi_s} \int_0^{\phi_s} \sin^r \phi d\phi \right]^{1/r}$$

La table 1 ci-dessous donne un certain nombre de valeurs de cette fonction, entre lesquelles on peut procéder par interpolation

**Table 1 – Valeurs de la fonction  $S_r$**

$\Phi_s$ deg	r=0	r=0,2	r=0,4	r=0,6	r=0,8	r=1	r=1,2	r=1,4	r=1,6	r=1,8	r=2
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
10	0,0641	0,0700	0,0751	0,0796	0,0835	0,0870	0,0902	0,0931	0,0958	0,0982	0,1005
20	0,1276	0,1392	0,1493	0,1580	0,1658	0,1728	0,1790	0,1847	0,1899	0,1947	0,1991
30	0,1897	0,2068	0,2215	0,2344	0,2457	0,2559	0,2650	0,2733	0,2808	0,2877	0,2941
40	0,2499	0,2720	0,2911	0,3076	0,3221	0,3351	0,3468	0,3573	0,3669	0,3757	0,3839
50	0,3075	0,3341	0,3569	0,3766	0,3940	0,4093	0,4231	0,4356	0,4469	0,4572	0,4668
60	0,3620	0,3924	0,4183	0,4406	0,4602	0,4775	0,4929	0,5068	0,5194	0,5310	0,5415
70	0,4126	0,4461	0,4745	0,4998	0,5199	0,5386	0,5552	0,5701	0,5835	0,5958	0,6070
80	0,4588	0,4946	0,5346	0,5502	0,5724	0,5918	0,6091	0,6245	0,6283	0,6509	0,6624
90	0,5000	0,5372	0,5682	0,5944	0,6169	0,6366	0,6540	0,6694	0,6832	0,6957	0,7071

### 3.5 – Fraisage en roulant : faibles angles de prise

Il est très fréquent, dans ce mode de fraisage, que l'engagement radial soit une faible portion du diamètre, ce qui permet d'apporter certaines simplifications. Dans ce cas, on peut écrire sans grande erreur

$$1 - 2 \frac{a_r}{D} = \cos \phi_s \approx 1 - \frac{\phi_s^2}{2}$$

ce qui donne

$$\phi_s \approx 2\sqrt{\frac{a_r}{D}}$$

On peut en outre confondre  $\sin \varphi$  et  $\varphi$  tout au long de l'arc de prise, ce qui permet d'écrire

$$S_r(\phi_s) \approx \left[ \frac{1}{\phi_s} \int_0^{\phi_s} \phi^r d\phi \right]^{1/r} = \frac{\phi_s}{(r+1)^{1/r}} = \frac{2}{(r+1)^{1/r}} \sqrt{\frac{a_r}{D}}$$

De plus, la durée de vie en prise admet l'expression approchée

$$T_{prise} = T_{moy} \frac{\phi_s}{2\pi} \approx T_{moy} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{a_r}{D}}$$

Ces résultats, ainsi que le fait que la largeur de coupe  $b$  n'est autre que l'engagement axial  $a_a$ , permettent d'écrire la loi de Taylor sous la forme

$$v_c T_{moy}^n a_a^q f_Z^p \left( \frac{a_r}{D} \right)^{(n+p)/2} \approx C \frac{\pi^n}{2^p} \left( 1 + \frac{p}{n} \right)^n = C^{**}$$

Le premier membre de cette expression contient, outre les facteurs classiques  $v_c$ ,  $T$ ,  $a_a$ ,  $f_Z$ , le groupement  $a_r/D$  à la puissance  $(n+p)/2$ .

### 3.6 – Fraisage en bout : cas général

Nous savons que dans ce cas, l'épaisseur de coupe se calcule par

$$h(\phi) = f_Z \sin \kappa_r \cos \phi$$

L'arc de prise se situe entre les angles  $\phi_1$  et  $\phi_2$ , tous deux compris entre  $-\pi/2$  et  $\pi/2$ . L'expression générale de l'épaisseur moyenne est donc

$$h_r = f_Z \sin \kappa_r C_r(\phi_1, \phi_2)$$

où

$$C_r(\phi_1, \phi_2) = \left[ \frac{1}{\phi_s} \int_{\phi_1}^{\phi_2} \cos^r \phi d\phi \right]^{1/r}$$

La tabulation directe de cette fonction nécessiterait une table à trois entrées. Pour éviter une telle accumulation de résultats, on peut procéder comme suit : on note d'abord que

$$C_r^r(\phi_1, \phi_2) = \frac{1}{\phi_s} \left( \int_0^{\phi_2} - \int_0^{\phi_1} \right) \cos^r \phi d\phi = \frac{\phi_2}{\phi_s} \left( \frac{1}{\phi_2} \int_0^{\phi_2} \cos^r \phi d\phi \right) - \frac{\phi_1}{\phi_s} \left( \frac{1}{\phi_1} \int_0^{\phi_1} \cos^r \phi d\phi \right)$$

$$= \frac{\phi_2}{\phi_s} C_r^r(0, \phi_2) - \frac{\phi_1}{\phi_s} C_r^r(0, \phi_1)$$

ce qui permet de se ramener au cas où une des limites d'intégration est nulle. Dans le cas où la limite d'intégration non nulle est négative, on remarque que

$$C_r^r(0, -\psi) = \frac{-1}{\psi} \int_0^{-\psi} \cos^r \phi d\phi = \frac{1}{\psi} \int_{-\psi}^0 \cos^r \phi d\phi = \frac{1}{\psi} \int_0^{\psi} \cos^r \phi d\phi = C_r^r(0, \psi)$$

Ainsi, par exemple, si  $\phi_1 < 0$  et  $\phi_2 > 0$ , on a

$$C_r^r(\phi_1, \phi_2) = \frac{\phi_2}{\phi_s} C_r^r(0, \phi_2) + \frac{|\phi_1|}{\phi_s} C_r^r(0, |\phi_1|)$$

Il suffit donc d'établir une table de  $C_r(0, \varphi)$  pour  $\varphi$  positif.

**Table 2 – Valeurs de la fonction  $C_r(0, \varphi)$**

$\Phi$ deg	r=0	r=0,2	r=0,4	r=0,6	r=0,8	r=1	r=1,2	r=1,4	r=1,6	r=1,8	r=2
0	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
10	0,9949	0,9949	0,9949	0,9949	0,9949	0,9949	0,9949	0,9949	0,9949	0,9949	0,9949
20	0,9796	0,9797	0,9797	0,9797	0,9798	0,9798	0,9798	0,9799	0,9799	0,9799	0,9800
30	0,9541	0,9542	0,9544	0,9546	0,9548	0,9549	0,9551	0,9553	0,9554	0,9556	0,9558
40	0,9180	0,9185	0,9191	0,9196	0,9202	0,9207	0,9213	0,9218	0,9223	0,9229	0,9234
50	0,8708	0,8723	0,8737	0,8751	0,8765	0,8778	0,8792	0,8805	0,8818	0,8831	0,8844
60	0,8118	0,8149	0,8180	0,8211	0,8241	0,8270	0,8299	0,8327	0,8354	0,8381	0,8407
70	0,7387	0,7452	0,7515	0,7576	0,7635	0,7691	0,7746	0,7799	0,7850	0,7900	0,7947
80	0,6464	0,6595	0,6719	0,6837	0,6948	0,7053	0,7152	0,7245	0,7332	0,7414	0,7492
90	0,5000	0,5373	0,5682	0,5944	0,6169	0,6366	0,6540	0,6694	0,6832	0,6957	0,7071

### 3.7 – Fraisage en bout : effet du décentrement de la coupe

On sait que l'engagement radial est lié aux angles  $\phi_1$  et  $\phi_2$  par la relation

$$\frac{2a_r}{D} = \sin \phi_2 - \sin \phi_1$$

Pour une même valeur de  $a_r < D$ , on peut travailler de manière *centrée*, c'est-à-dire avec

$$\phi_m = \frac{\phi_1 + \phi_2}{2} = 0$$

ou de manière *décentrée*, c'est-à-dire que  $\varphi_m \neq 0$ . Quelle est l'influence de ce choix de la méthode de travail sur la durée de vie ? Nous avons vu en section 3.3 que l'inverse de la durée de vie moyenne est proportionnel à l'intégrale

$$L = \int_{\phi_1}^{\phi_2} \cos^r \phi d\phi$$

Supposons pour fixer les idées que  $\varphi_2 > -\varphi_1$ . Augmenter le décentrement, c'est augmenter  $\varphi_2$  tout en maintenant  $a_r/D$  constant. Pour respecter cette condition, il faudra qu'à une variation  $\delta\varphi_2$  de  $\varphi_2$  corresponde une variation  $\delta\varphi_1$  de  $\varphi_1$  telle que

$$\delta \frac{2a_r}{D} = \cos \phi_2 \delta\phi_2 - \cos \phi_1 \delta\phi_1 = 0$$

ce qui suppose

$$\delta\phi_1 = \frac{\cos \phi_2}{\cos \phi_1} \delta\phi_2$$

La variation de l'intégrale L est alors

$$\delta L = \cos^r \phi_2 \delta\phi_2 - \cos^r \phi_1 \delta\phi_1 = (\cos^r \phi_2 - \cos^{r-1} \phi_1 \cos \phi_2) \delta\phi_2 = \cos^r \phi_2 \left[ 1 - \left( \frac{\cos \phi_2}{\cos \phi_1} \right)^{1-r} \right]$$

Comme, par hypothèse,  $\varphi_2 > -\varphi_1$ , on a évidemment

$$\frac{\cos \phi_2}{\cos \phi_1} < 1$$

Il en résulte que si  $r$  est inférieur à l'unité,  $\delta L > 0$  et la durée de vie diminue. A l'inverse, si  $r$  est supérieur à l'unité,  $\delta L < 0$  et la durée de vie augmente. En conclusion, *le décentrement diminue la durée de vie si  $r = p/n < 1$  et l'augmente si  $r = p/n > 1$ . Pour  $p = n$ , la fraise est indifférente au décentrement.* En d'autres termes, l'opinion répandue selon laquelle le décentrement serait toujours défavorable parce qu'il conduit à un plus long chemin de la fraise dans la pièce [5] est à nuancer. Il semble en fait que ce ne soit vrai que pour les fraises à inserts en carbure.

### 3.8 – Fraisage en bout : faibles angles de prise

Le cas des faibles angles de prise, bien que moins fréquent qu'en fraisage en roulant, est assez instructif. Notons  $\varphi_m$  l'angle situé au milieu de l'arc de prise,

$$\phi_m = \frac{\phi_1 + \phi_2}{2}$$

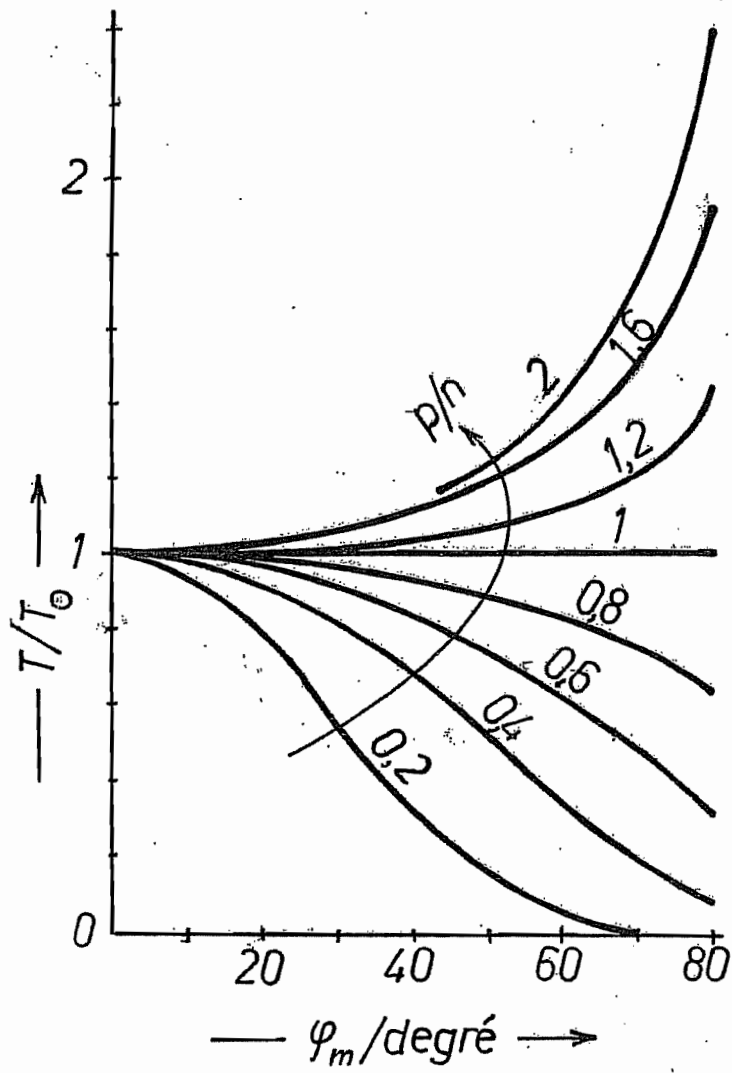


FIG. 22

Pour un arc de prise relativement petit, on peut écrire sans grande erreur

$$\cos^r \phi \approx \cos^r \phi_m - r(\phi - \phi_m) \sin \phi_m \cos^{r-1} \phi_m$$

ce qui donne, après intégration,

$$C_r(\phi_1, \phi_2) \approx \cos \phi_m$$

D'autre part, on a

$$\frac{2a_r}{D} = \sin \phi_2 - \sin \phi_1 = \sin \left( \phi_m + \frac{\phi_s}{2} \right) - \sin \left( \phi_m - \frac{\phi_s}{2} \right) = 2 \sin \frac{\phi_s}{2} \cos \phi_m \approx \phi_s \cos \phi_m$$

Il en découle

$$T_{prise} = T_{moy} \frac{\phi_s}{2\pi} \approx \frac{T_{moy}}{\cos \phi_m} \frac{a_r}{\pi D}$$

Ces approximations permettent de donner à la loi de Taylor la forme approchée

$$v_c T_{moy}^n b^q (f_z \sin \kappa_r)^p \left( \frac{a_r}{D} \right)^n \cos^{p-n} \phi_m = C \pi^n = C^{***}$$

On remarquera que l'angle  $\phi_m$  mesure l'excentrement de la fraise. Un décentrement croissant correspond à une décroissance de  $\cos \phi_m$ , ce qui a pour effet d'augmenter la durée de vie si  $p > n$  et de la diminuer dans le cas contraire. Ceci est en parfait accord avec les conclusions de la section 3.7. Mais ici, nous possédons une relation explicite, qui peut s'écrire

$$\frac{T}{T_0} = \cos^{p-n} \phi_m$$

en appelant  $T$  la durée de vie obtenue et  $T_0$  la durée de vie qui correspondrait à un décentrement nul. Comme l'illustre la figure 22, l'effet du décentrement peut être assez marqué.

On trouve dans la littérature [6,7] des lois de Taylor du même type que celle que nous venons d'obtenir, mais qui ne tiennent pas compte de l'effet du décentrage. Arshinov et Alekseev donnent comme nous l'exposant du groupe  $a_r/D$  égal à  $n$ , tandis que Perović renseigne un exposant indépendant. Il convient encore de noter que même pour un couple pièce-plaquette identique, les exposants de la loi de Taylor ne sont pas nécessairement identiques à ceux du tournage. Ceci est dû au fait que les durées de vie pratiquées en fraisage sont plus grandes qu'en tournage, si bien que l'ajustement taylorien de la loi de durée de vie est différent.

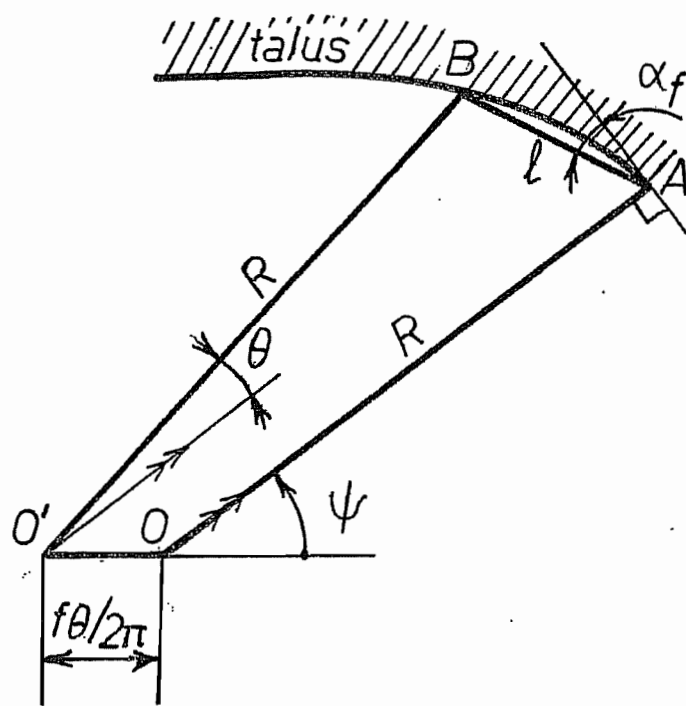


FIG. 23

Il convient encore de préciser que le présent modèle d'usure suppose que la coupe se passe dans des conditions normales et ne dispense nullement de se prémunir contre les risques de rupture de dents à l'entrée de la pièce, le talonnement en début d'arc avalant, etc...

#### 4. Talonnement des fraises travaillant en bout

On sait qu'en tournage (chariotage), le risque de talonnement est déterminé par la valeur de l'angle de dépouille latéral  $\alpha_f$ . Dès que la tangente de cet angle est supérieure au rapport  $f/\pi D$  entre l'avance par tour et le périmètre de la pièce, la face en dépouille de l'outil est partout dégagée de la trajectoire de coupe et, par conséquent, de ce que nous avons appelé le *talus*. Lors du fraisage en bout, les choses se présentent différemment, car la trajectoire de l'outil est une courbe cycloïde, et il est possible que l'outil recoupe la trajectoire par l'arrière de son *liseré*, c'est-à-dire de la partie qui prolonge sa face en dépouille. On conçoit donc que la longueur de ce liseré doit jouer un certain rôle.

Supposons donc (fig. 23) que lorsque l'arête tranchante A d'une fraise de rayon R se trouve en un angle  $\psi$  en amont de la trajectoire du centre de la fraise, l'arrière du liseré B recoupe la trajectoire décrite par A. Soit O la position actuelle du centre de la fraise. Lorsque l'outil était en B, le centre de la fraise était en un point O'. Le segment O'B fait un angle  $\theta$  avec le segment OA, vers l'amont. La distance O'O est donc donnée par

$$OO' = \frac{f\theta}{2\pi}$$

où  $f$  est, comme d'habitude, l'avance par tour. Le contour OABO'O étant fermé, on peut écrire que ses projections selon OA et perpendiculairement à OA sont nulles, ce qui conduit aux deux conditions suivantes :

$$pr_{OA} = R - l \sin \alpha_f - R \cos \theta + \frac{f\theta}{2\pi} \cos \psi = 0$$

$$pr_{\perp OA} = l \cos \alpha_f - R \sin \theta - \frac{f\theta}{2\pi} \sin \psi = 0$$

En pratique, l'angle  $\theta$  est généralement faible, et on peut sans grande erreur transformer la seconde équation en

$$\left( R + \frac{f \sin \psi}{2\pi} \right) \theta \approx l \cos \alpha_f$$

ce qui donne

$$\theta \approx \frac{l \cos \alpha_f}{R} \frac{1}{1 + \frac{f \sin \psi}{2\pi R}} \approx \frac{l \cos \alpha_f}{R}$$

la dernière approximation se justifiant par le fait que l'avance par tour est petite devant la circonférence de la fraise. Quant à l'équation de projection selon OA, elle se simplifie en



$$R \frac{\theta^2}{2} + \frac{f\theta}{2\pi} \cos \psi \approx l \sin \alpha_f$$

soit

$$\frac{\theta^2}{2} + \frac{f\theta}{2\pi R} \cos \psi \approx \frac{l \sin \alpha_f}{R}$$

En introduisant la valeur trouvée pour  $\theta$ , on obtient

$$\frac{l^2 \cos^2 \alpha_f}{2R^2} + \frac{f}{2\pi R} \frac{l \cos \alpha_f}{R} \cos \psi \approx \frac{l \sin \alpha_f}{R}$$

La division de cette équation par  $(l \cos \alpha_f / R)$  donne

$$\operatorname{tg} \alpha_f \approx \frac{f}{2\pi R} \cos \psi + \frac{l \cos \alpha_f}{2R} \approx \frac{f}{2\pi R} \cos \psi + \frac{l}{2R}$$

La dernière approximation se justifie par le fait que l'angle de dépouille latéral est généralement petit. La relation obtenue exprime l'existence du talonnement qui, on le voit, se produit préférentiellement pour  $\psi = 0$ , c'est-à-dire à l'entrée de l'arc avalant. Pour éviter le talonnement, il faut que pour tout angle  $\psi$ , la tangente de l'angle de dépouille latéral soit supérieure au second membre, c'est-à-dire, en notant  $D = 2R$  le diamètre de la fraise,

$$\operatorname{tg} \alpha_f > \frac{f}{\pi D} + \frac{l}{D}$$

En pratique, cette condition constitue surtout une limitation du liseré, c'est-à-dire qu'elle porte sur le dessin du corps de fraise. Ainsi, soit une fraise de 100 mm de diamètre, à 4 dents, avec un angle de dépouille latéral de  $6^\circ$ . La tangente de cet angle vaut environ 0,1. Pour une avance par dent de 0,2 mm, l'avance par tour est de 0,8 mm, donc

$$\frac{f}{\pi D} = \frac{0,8}{100\pi} = 0,002543 \approx 0,0025$$

On doit donc avoir

$$\frac{l}{D} < 0,1 - 0,0025 = 0,0975$$

ce qui limite la longueur du liseré à

$$l < 0,0975D = 9,75 \text{ mm}$$

soit une longueur petite devant la circonférence de la fraise qui vaut, elle, 314 mm. On observera que c'est bien ainsi que les corps de fraises sont dessinés (voir par exemple la figure 69 du chapitre 1).

## 5. Bibliographie

1. J.F. DEBONGNIE – Evaluation de la durée de vie des outils de fraisage  
*European Journal of Mechanical Engineering*, Vol. 39,n°3, 1994, pp. 151-156
2. J.F. DEBONGNIE – Fondements théoriques et classification des essais accélérés d'usure des outils. *Congrès national de mécanique théorique et appliquée*, Liège, 1994
3. B.N. COLDING – A wear relationship for turning, milling and grinding  
*R. Techn. Hochsk*, Stockholm, 1959
4. J. PETERS – *Theorie van de verpaning*,  
Tome 2, Universitas, Antwerpen
5. HERTEL – *Technique du fraisage* – Manuel technique Hertel 102F
6. B. PEROVIĆ – *Fertigungstechnik*.  
Springer, Berlin, 1990, ISBN 3-540-51870-3
7. V. ARSHINOV, G. ALEKSEEV – *Metal Cutting Theory and Cutting Tool Design*  
Mir, Moscou, 1976
8. R. NADREAU – *Le tour et la fraiseuse*  
Chez l'Auteur, Paris, 1961

# CHAPITRE 5 – RECTIFICATION

## 1. Introduction

A l'origine, la rectification a été développée pour remettre les pièces à la cote et à la forme correcte après traitement thermique, ce qui explique le nom de *rectification*. Actuellement, ce mot recouvre toutes les techniques d'usinage à l'aide de meules. C'est une des seules techniques pour travailler les alliages très durs.

## 2. Constitution des meules

Comme nous l'avons expliqué dans la partie descriptive de ce cours, une meule est constituée de *grains très durs* (abrasifs) assemblés par un *liant* qui doit encore laisser une certaine *porosité*. En d'autres termes, le volume de la meule peut être décomposé en

$$V = V_{\text{grains}} + V_{\text{liant}} + V_{\text{pores}}$$

Fondamentalement, chaque grain constitue un outil élémentaire, d'angle de coupe aléatoire. Le petit copeau qu'il enlève doit, lors de son parcours dans la pièce, trouver un espace libre dans les vides de la meule : c'est le rôle des pores. Enfin, il doit être évacué, et c'est un des rôles de l'arrosage.

## 3. Autoaffûtage. Dureté des meules

Pendant la coupe, les grains s'émousent. Il en résulte un accroissement de leur force de coupe, qui peut avoir deux effets :

- Ils peuvent se briser, ce qui leur donne de nouvelles arêtes tranchantes ;
- S'ils ne sont pas assez friables, ils finiront par se séparer de la meule par rupture du liant. Ils laissent alors derrière eux des grains non émoussés qui pourront couper correctement.

Ces deux phénomènes concourent à ce que l'on appelle l'*autoaffûtage de la meule*. Dans les premiers temps, l'autoaffûtage permet à la meule de continuer à fonctionner normalement. Mais la séparation des grains étant aléatoire, la meule finit par perdre sa forme initiale, et il est alors nécessaire de la réaffûter au diamant.

Si l'usure du grain, avant fragmentation ou libération, est trop grande, le grain ne coupe plus suffisamment. La pièce chauffe et la meule s'encrasse. On dit dans ce cas que la meule est *trop dure*. Si, au contraire, la fragmentation ou la libération du grain est trop rapide, la meule reste très coupante, mais elle perd sa cote et sa forme très rapidement. On dit alors qu'elle est *trop tendre*.

Lorsqu'on rectifie des *matériaux tendres*, au contact desquels la meule s'use peu, il convient d'utiliser des *meules dures*, qui se *dévêtent* moins rapidement. Par contre, les

*matériaux durs* usent plus vite les grains et pour avoir en permanence à sa disposition des tranchants acérés, il convient d'utiliser des *meules tendres*.

Traditionnellement, on comparait la dureté des meules en essayant à l'aide d'un outil d'arracher des grains. Mais ce genre de test n'a rien de très scientifique. Snoeijts [1] a montré qu'une mesure objective de la dureté des meules est leur *module de Young*. En conséquence, il a conçu un appareil destiné à mesurer les fréquences propres de vibration des meules, ce qui constitue une mesure indirecte du module de Young.

## 4. Grains abrasifs

### 4.1 – Espèces d'abrasifs

Dans 99% des cas, on utilise les *abrasifs courants*, qui sont :

- L'*alumine*  $Al_2O_3$  (80% des applications)
- Le *carbure de silicium* (20% des applications)

Il existe également des *abrasifs extra-durs* :

- Le *nitride de bore cubique*
- Le *diamant*,

mais ces derniers sont très chers.

a) L'*alumine* est donc l'abrasif le plus courant. On la trouve à l'*état naturel* pour 35% à 70% dans l'*émeri* et pour 94% dans le *corindon*. A l'heure actuelle, 99% de l'alumine est artificielle.

b) Le *carbure de silicium* se fabrique à partir de sable et de coke. Il est plus dur que l'alumine et convient bien pour rectifier les *fontes*. Cet abrasif est à éviter pour la rectification de l'acier, du fait de son affinité chimique pour le fer.

c) Le *nitride de bore cubique polycristallin* s'obtient par frittage à haute température d'une poudre de nitride de bore hexagonal. Cet abrasif de grande dureté convient bien pour rectifier les *aciers très durs*.

d) Le *diamant* est l'abrasif le plus dur. Cependant, il ne convient pas pour rectifier les aciers, car il a une grande affinité chimique pour le fer.

La règle est évidemment de rectifier un matériau donné à l'aide de grains plus durs que lui. A titre d'indication, le tableau 1 donne la microdureté Vickers de divers composants des matériaux rectifiés [2]. Il faut en effet se rappeler que les aciers rapides, par exemple, contiennent des carbures et sont donc localement plus durs qu'une simple matrice martensitique.

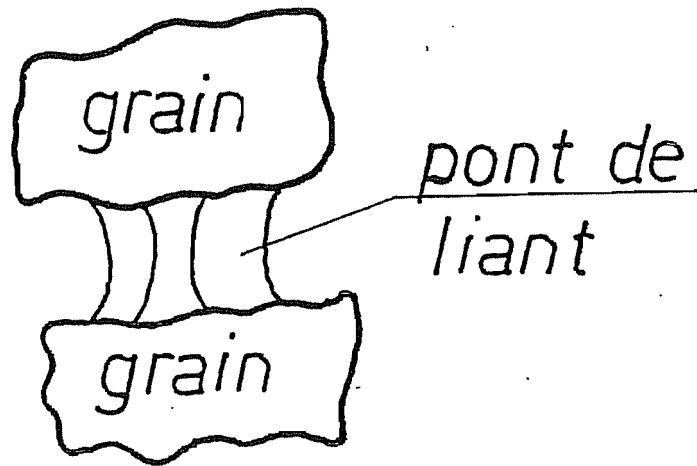


FIG. 1

**Tableau 1 - Dureté des abrasifs et de certains composants de matériaux à rectifier**

ABRASIFS	COMPOSANTS DE MATERIAUX RECTIFIES	MICRODURETE VICKERS (GPa)
Diamant		101,5 - 93
Nitride de bore cubique		75
Carbure de silicium		31,3 – 29,8
	Carbure de titane	29,2
	Carbure de vanadium	26,2
Alumines supérieures		24,6 – 22,35
Alumines ordinaires		22 - 20
	Calamine (Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub> )	19,2
	Carbure secondaire de molybdène (Mo <sub>2</sub> C)	18,8
	Carbure double de fer et chrome	16,6
	Cémentite double (100Cr6)	13,5
	Matrice martensitique	0,75 – 0,55

## 4.2 – Granulométrie

Une caractéristique importante des grains est leur *taille*. On utilise à ce sujet le terme de *granulométrie*. Une grande taille de grains permet d'enlever plus de matière à la fois, pour autant que la structure de la meule soit suffisamment ouverte (c'est-à-dire qu'elle contienne beaucoup de vides). Mais l'état de surface s'en ressent. Les meules de finition ont donc un grain plus fin.

En pratique, les grains sont tamisés et c'est la finesse du tamis qui désigne la granulométrie. On fait parcourir aux grains un trajet passant sur des tamis allant du plus fin au plus gros. Si le grain passe à travers le tamis ayant  $x$  mailles au pouce carré, on lui attribue l'indice de granulométrie  $x$ . Le tableau 2 donne une idée des granulométries courantes.

**Tableau 2 – Granulométries courantes**

Gros	8 - 24
Moyen	30-60
Fin	70-180
Très fin	220-600

## 5. Liants

### 5.1 – Liants céramiques ou vitrifiés

Ce sont les liants les plus courants. Dans les meules ainsi liées, l'agglomérant prend la forme de ponts entre grains (*fig. 1*), laissant ainsi une forte porosité. Ces meules s'autoaffûtent très bien et leur structure poreuse facilite la lubrification. Les meules de ce type tournent sans

problème jusqu'à 35 m/s et il existe même des modèles spéciaux capables de tourner jusqu'à 120 m/s.

## 5.2 – Liants résinoïdes

Les liants résinoïdes enrobent le grain dans une structure continue. On les utilise pour les meules au diamant ou au nitrure de bore. La vitesse des meules ainsi liées peut aller jusqu'à 80 m/s. Le domaine d'application de ces liants est la rectification à grand débit.

## 5.3 – Liants métalliques

Les liants métalliques ne sont utilisés qu'avec des abrasifs extra durs, diamant ou nitrure de bore. La grande résistance du métal rend la libération de grains presque inexistante et, dans ce type de meule, on compte essentiellement sur la grande dureté des grains qui allongera leur vie.

## 5.4 – Liants caoutchouteux

Ces liants particuliers ne s'utilisent guère que pour les meules de régulation en rectification sans centres.

## 6. Désignation des meules

La désignation des meules est régie par le schéma suivant (ISO R 525) :

Ordre	(0)	1	2	3	4	5	(6)
Signification	Type d'abrasif	Nature abrasif	Indice granulométrie	Grade	Structure	Nature liant	Propre au fabricant
Exemple	51	A	36	L	5	V	23

### Explication des symboles

(0) : Symbole facultatif propre au fabricant

1 : A = Abrasif alumineux (En Allemagne, on note EK = Edelkorund)  
C = carbure de silicium

2 : 8 = gros .....600 = très fin

3 : Lettre de l'alphabet. A = tendre .....Z = dur

4 : Chiffre croissant avec l'ouverture de la meule. 0 = très serré.....14 = très ouvert ....

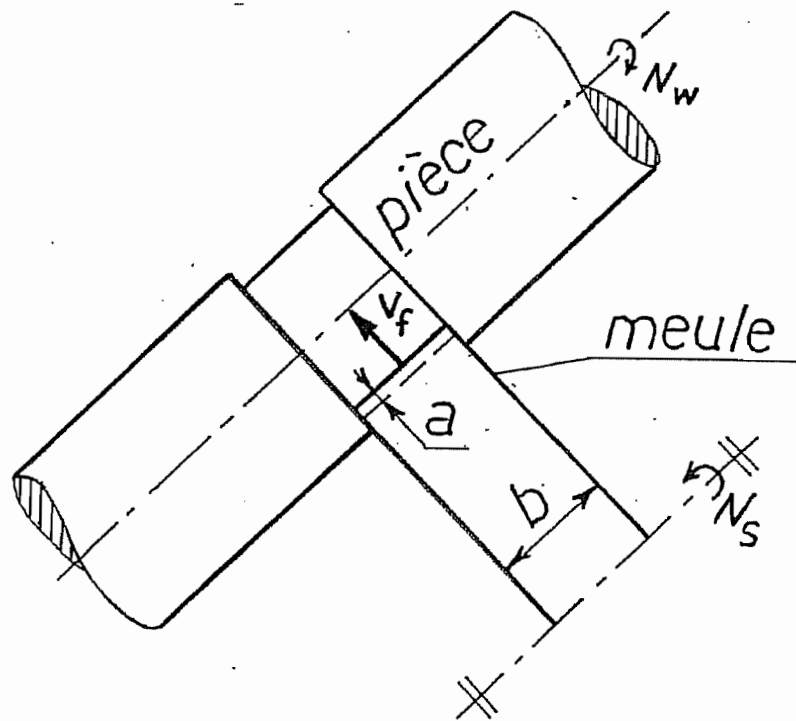


FIG. 2

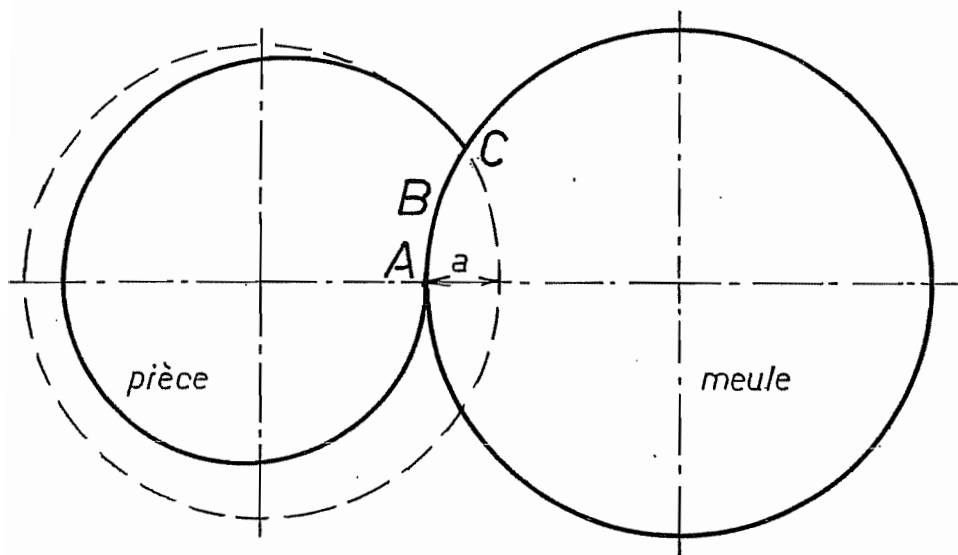


FIG. 3



5 :

V = vitrifié  
S = silicate  
R = caoutchouc  
RF = caoutchouc avec armature tissée incorporée  
B = résine synthétique  
BF = résine synthétique avec armature incorporée  
D = gomme laque  
Mg = magnésie

(6) : Indication facultative propre au fabricant

## 7. Rectification cylindrique en plongée

### 7.1 – Généralités

Le problème le plus simple à analyser est la rectification cylindrique en plongée, qui se caractérise par une avance radiale (*fig. 2*). A chaque instant, la meule, de largeur  $b$ , est engagée radialement dans la pièce d'une longueur  $a$  qui est aussi l'avance par tour *de la pièce*. La pièce a une vitesse périphérique  $v_w$  et la meule, une vitesse périphérique  $v_s$ . (Dans ce qui suit, toute grandeur relative à la pièce sera affectée de l'indice  $w$  et toute grandeur relative à la meule, de l'indice  $s$ ). On note  $q$  le rapport de ces vitesses :

$$q = \frac{v_s}{v_w}$$

La tradition, en rectification, veut que l'on exprime la vitesse de la pièce en *m/min* et celle de la meule en *m/s*. Souvent, on leur donne alors la même valeur numérique, ce qui correspond à  $q = 60$ .

### 7.2 – Longueur de contact. Diamètre équivalent

Une grandeur importante est la *longueur de contact de la meule dans la pièce*, qui sur la figure 3, est exactement l'arc ABC. Bien entendu, l'engagement  $a$  est en réalité beaucoup plus faible que sur la figure 3, et la pièce reste en fait pratiquement circulaire pendant le travail. L'arc ABC a alors une longueur peu différente de la demi-corde  $l$ . C'est cette demi-corde que nous calculerons, pour la rectification extérieure et pour la rectification intérieure.

#### 7.2.1 – Rectification extérieure

Il ressort de la figure 4 que la longueur de contact conventionnelle (demi-corde)  $l$  vérifie

$$l = R_w \sin \phi_w = R_s \sin \phi_s$$

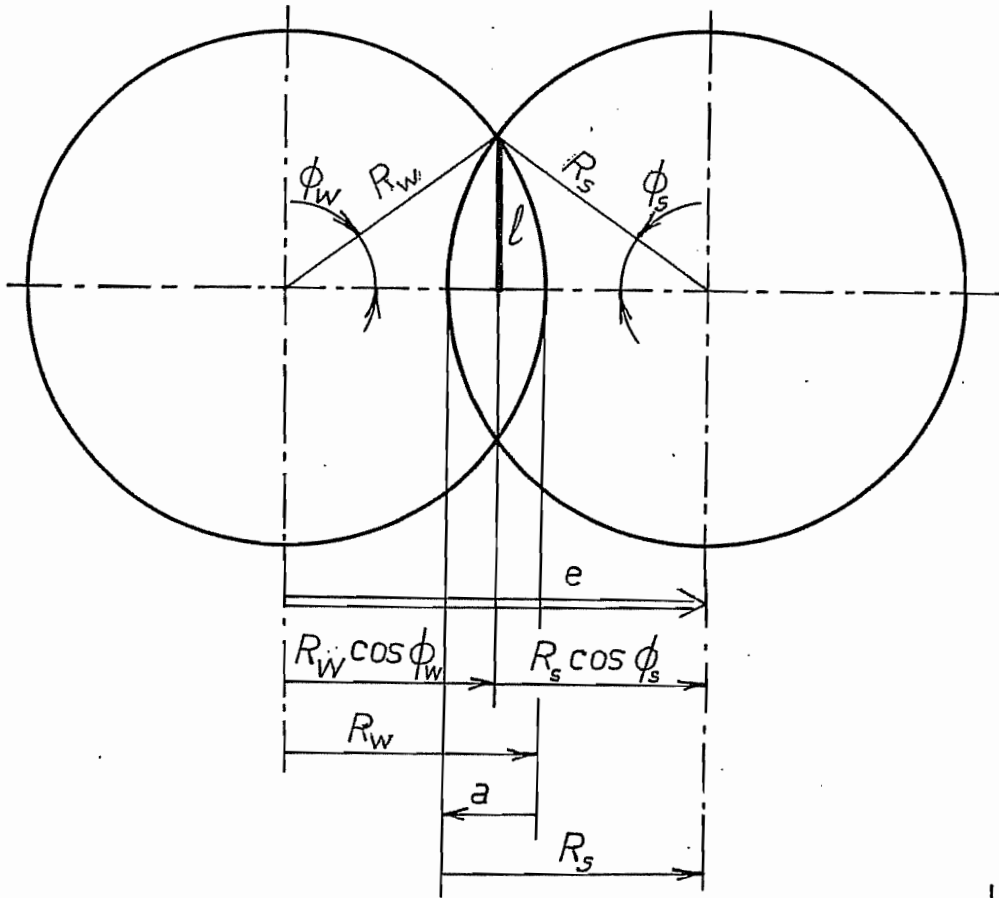


FIG. 4

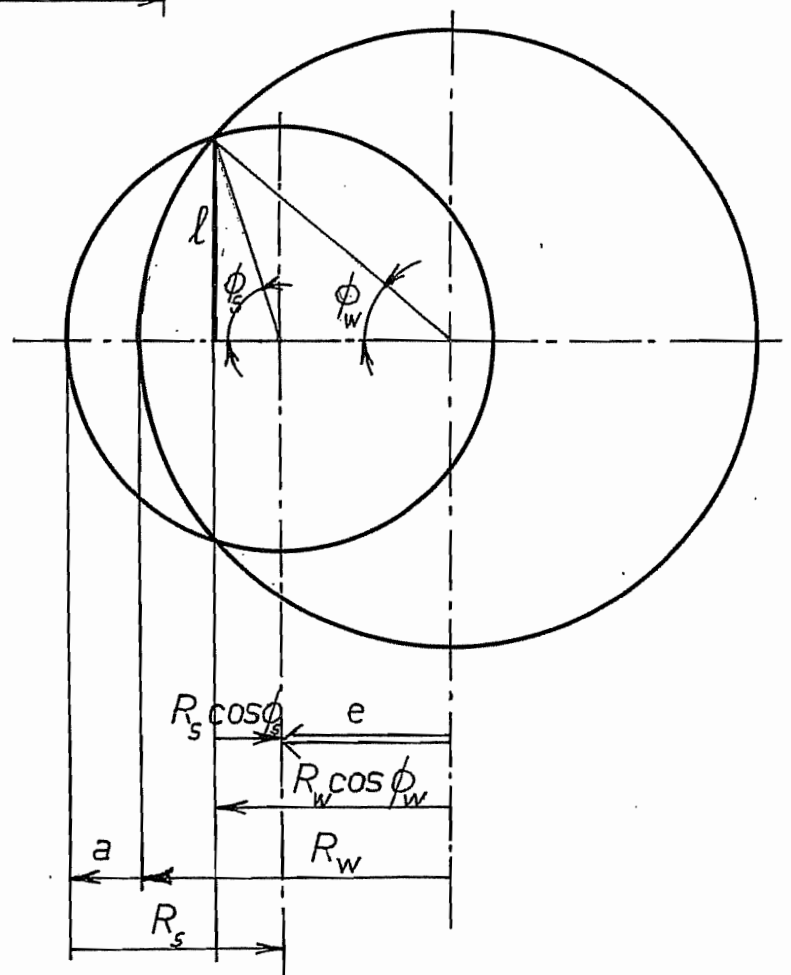


FIG. 5

où  $R_s$  et  $R_w$  sont les rayons de la meule et de la pièce respectivement et  $\phi_s$  et  $\phi_w$ , les demi-angles de prise sur la meule et la pièce, respectivement. Comme ces angles sont petits, on peut les assimiler à leurs sinus, ce qui donne la relation approchée

$$\phi_s = \frac{l}{R_s} \quad , \quad \phi_w = \frac{l}{R_w}$$

Cela étant, la distance  $e$  entre les centres de la pièce et de la meule peut s'exprimer de deux manières,

$$e = R_w \cos \phi_w + R_s \cos \phi_s = R_w - a + R_s$$

On en déduit

$$R_w(1 - \cos \phi_w) + R_s(1 - \cos \phi_s) = a$$

relation qui, vu la petitesse des angles, peut être écrite sans grande erreur

$$R_w \frac{\phi_w^2}{2} + R_s \frac{\phi_s^2}{2} = a$$

Introduisant dans cette relation les valeurs approchées obtenues pour les deux angles de prise, on obtient

$$a = \frac{R_w}{2} \frac{l^2}{R_w^2} + \frac{R_s}{2} \frac{l^2}{R_s^2} = \frac{l^2}{2} \left( \frac{1}{R_s} + \frac{1}{R_w} \right) = l^2 \left( \frac{1}{d_s} + \frac{1}{d_w} \right)$$

en introduisant les diamètres. Ceci mène à définir le *diamètre équivalent*  $d_e$  défini par

$$\frac{1}{d_e} = \frac{1}{d_s} + \frac{1}{d_w}$$

qui permet d'écrire simplement

$$l = \sqrt{ad_e}$$

### 7.2.2 – Rectification intérieure

Le cas de la rectification intérieure est représenté en figure 5. On a visiblement toujours

$$\phi_s \approx \sin \phi_s = \frac{l}{R_s} \quad , \quad \phi_w \approx \sin \phi_w = \frac{l}{R_w}$$

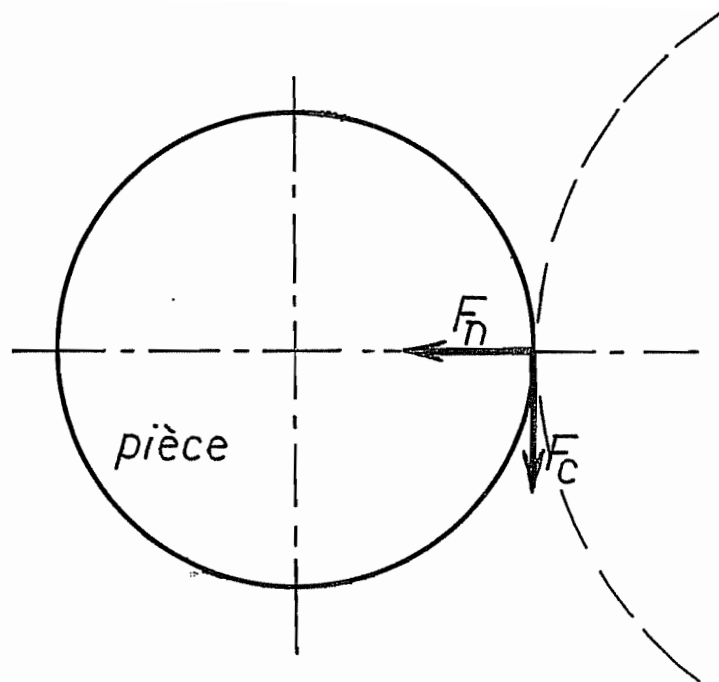


FIG. 6

Par contre, les chaînes de cotes donnant l'entraxe  $e$  sont ici

$$e = R_w \cos \phi_w - R_s \cos \phi_s = R_w + a - R_s$$

En procédant comme ci-dessus, on obtient donc

$$a = R_s(1 - \cos \phi_s) - R_w(1 - \cos \phi_w) \approx l^2 \left( \frac{1}{d_s} - \frac{1}{d_w} \right)$$

On constate que dans ce cas, le diamètre équivalent doit être défini par

$$\frac{1}{d_e} = \frac{1}{d_s} - \frac{1}{d_w}$$

si l'on veut conserver la relation

$$l = \sqrt{ad_e}$$

## 7.3 – Forces de coupe

### 7.3.1 – Relation entre les deux composantes de la force

En coupant, la meule exerce sur la pièce une force tangentielle de coupe  $F_c$  et une force normale de répulsion  $F_n$  (fig. 6). Alors qu'en tournage, la force de répulsion est plus faible que la force de coupe, ici, c'est l'inverse qui se produit : la force normale est la plus grande des deux. L'expérience montre que l'on peut en bonne approximation admettre qu'elles sont reliées entre elles par une loi de frottement de Coulomb,

$$F_c = \mu F_n$$

avec un coefficient de frottement à peu près indépendant des conditions de coupe. Il est de l'ordre de

$$\mu = 0,3 \dots 0,4$$

### 7.3.2 – Epaisseur équivalente

Pour calculer la force principale de coupe, le plus simple est de partir de la relation générale de la puissance de coupe,

$$P_c = k_c Q$$

où  $Q$  est le débit de coupe. On en déduit directement

$$F_c = \frac{P_c}{v_s}$$

Il est du reste évident que la force de coupe est proportionnelle à la largeur de la meule, ce qui mène à considérer la force *par unité de largeur* de la meule  $F'_c$  dont la valeur est

$$F'_c = \frac{P_c}{bv_s} = k_c \frac{Q}{bv_s}$$

On voit donc apparaître la grandeur

$$h_{\acute{e}q} = \frac{Q}{bv_s}$$

qui est connue sous le nom d'*épaisseur équivalente*. Ainsi,

$$F'_c = k_c h_{\acute{e}q}$$

La notion d'épaisseur équivalente a été introduite par Kurrein et Snoeijs [3,4]. Procédons à son calcul. Le débit est donné par

$$Q = bav_w$$

si bien que

$$h_{\acute{e}q} = \frac{bav_w}{bv_s} = a \frac{v_w}{v_s} = \frac{a}{q}$$

### 7.3.3 – Variation de l'énergie spécifique de coupe avec l'épaisseur

On s'attend à ce que, comme dans toute opération d'usinage, l'énergie spécifique de coupe  $k_c$  dépende de l'épaisseur de coupe. Comme en fraisage, le paramètre raisonnable est l'*épaisseur moyenne de coupe* définie par

$$\bar{h} = \frac{Q}{\bar{b}v_s}$$

où  $\bar{b}$  est la somme des longueurs de toutes les arêtes en prise. Ici apparaît une difficulté, car les arêtes sont de géométrie indéterminée. Cependant, il est raisonnable de poser que cette longueur totale est proportionnelle à la surface de meule en prise  $S_{prise}$ . Nous écrivons donc

$$\bar{b} = \frac{S_{prise}}{L_s}$$

où la longueur  $L_s$  est une caractéristique de la structure de la meule. Bien entendu, elle n'est pas directement mesurable, mais pour une meule donnée, elle est bien définie. Quant à la surface de la meule en prise, on peut la calculer par

$$S_{prise} = bl = b\sqrt{ad_e}$$

Il vient donc en définitive

$$\bar{h} = L_s \frac{Q}{S_{prise} v_s} = L_s \frac{abv_w}{bv_s \sqrt{ad_e}} = L_s \frac{1}{q} \sqrt{\frac{a}{d_e}}$$

Cette définition est attribuée à Pahlitzsch (1943). Il est aisé de l'exprimer en fonction de l'épaisseur équivalente. En effet, comme

$$a = qh_e$$

on a la relation

$$\bar{h} = L_s \sqrt{\frac{h_{\acute{e}q}}{qd_e}}$$

Cela étant, si l'on adopte un modèle à la Kienzle,

$$k_c = k_{c1,1} \bar{h}^{-m_c}$$

Il vient

$$k_c = k_{c1,1} L_s^{-m_c} (qd_e)^{m_c/2} h_{\acute{e}q}^{-m_c/2}$$

### 7.3.4 – Expression de la force principale de coupe

Rassemblant les résultats précédents, on obtient

$$F'_c = k_c h_{\acute{e}q} = k_{c1,1} L_s^{-m_c} (qd_e)^{m_c/2} h_{\acute{e}q}^{1 - \frac{m_c}{2}}$$

Nous noterons  $f$  l'exposant de la force équivalente,

$$f = 1 - \frac{m_c}{2}$$

ce qui s'inverse en

$$m_c = 2 - 2f$$

On voit alors apparaître dans l'expression de la force la grandeur

$$K = k_{c,1,1} L_s^{2f-2}$$

ayant la dimension d'une pression, qui est une *constante du couple meule-pièce*. En faisant usage de celle-ci, on peut écrire

$$F'_c = K(qd_e)^{1-f} h_{eq}^f$$

L'exposant  $f$  prend généralement les valeurs suivantes :

$$\begin{cases} f = 0,7 \dots 0,97 & \text{pour les matériaux courants} \\ f = 0,4 \dots 0,5 & \text{pour les matériaux difficiles à usiner} \end{cases}$$

Pour les aciers courants, et pour autant que l'on ne s'écarte pas trop des conditions de référence, à savoir

$$q_0 \approx 60 \quad ; \quad d_{e0} \approx 80 \text{ mm}$$

on peut négliger l'influence du facteur  $(qd_e)^{1-f}$ , car

$$1 - f = 0,03 \dots 0,3$$

Notant alors

$$F_1 = Kh_0^f (qd_{e0})^{1-f}$$

où  $h_0$  est une épaisseur de référence (en général,  $h_0 = 1 \mu\text{m}$ ), on obtient la formule simplifiée

$$F'_c = F_1 \left( \frac{h_{eq}}{h_0} \right)^f$$

où  $F_1$  a pour dimension le  $N/\text{mm}$ . De nombreuses *fiches de rectification* ont été établies sur ce principe au CRIF-Heverlee [5]. On y trouve toujours les valeurs de référence  $q_0$  et  $d_{e0}$ . Lorsque les conditions particulières à un problème réel font prévoir une influence non négligeable de  $q$  et  $d_e$  (aciers difficiles à rectifier, rectification intérieure), il faut calculer à partir de  $F_1$  la grandeur

$$K = \frac{F_1}{h_0^f (qd_{e0})^{1-f}}$$

et utiliser la formule générale.



## 7.4 – Rugosité

La rugosité, en rectification, est formée de traits parallèles correspondant à la trajectoire des grains dans la pièce. Plus l'engagement  $a$  est grand, plus les grains pénètrent profondément dans la pièce, donc plus il faut s'attendre à une forte rugosité. D'après les expériences du CRIF-Heverlee, on obtient un alignement satisfaisant des résultats quand, en échelles logarithmiques, on porte la rugosité en fonction de l'épaisseur équivalente. Cela revient à dire qu'il existe une loi du type

$$R_a = R_1 \left( \frac{h_{\text{éq}}}{h_0} \right)^r$$

Les exposants  $r$  observés varient entre 0,15 et 0,58.

Très souvent, lorsque la plongée est finie, on laisse tourner la meule et la pièce un certain temps à avance nulle, ce qui a pour effet d'améliorer la précision de la cote et de l'état de surface. C'est ce que l'on appelle le *planage*. Après cette opération, on obtient une rugosité plus faible  $R_a^d$  obéissant à une loi du type

$$R_a^d = R_1^d \left( \frac{h_{\text{éq}}}{h_0} \right)^{r_d}$$

avec

$$r_d = 0,15 \dots 0,60 \quad ; \quad R_1^d < R_1$$

## 7.5 – Rapport de rectification (*grinding ratio*)



Pendant la rectification, la meule enlève un certain volume à la pièce, mais elle-même s'use de manière sensible. L'équilibre entre ces deux phénomènes est exprimé par le *rapport de rectification*  $G$  défini comme le quotient du volume enlevé à la pièce par le volume enlevé à la meule. Il est équivalent de faire le rapport entre les débits,

$$G = \frac{Q_w}{Q_s}$$

Il va de soi que ce rapport dépend des efforts de coupe, car ce sont eux qui arrachent les grains de la meule. L'expérience montre que l'on peut écrire

$$G = G_1 \left( \frac{h_{\text{éq}}}{h_0} \right)^{-g}$$

Quoique moins précise que les précédentes, cette relation suffit en général à donner de bonnes indications pratiques.

100Cr6 (1C-1,43Cr)		HR <sub>C</sub> : 62 63	EK60L7VX	E: 52.2kN/mm <sup>2</sup>		
d <sub>S</sub> (mm): 665 - 720	v <sub>S</sub> (m/s): 30 - 45 - 60	.SB-C 3%				
d <sub>W</sub> (mm): 83 - 100	q (v <sub>S</sub> /v <sub>W</sub> ): 20,60,120	Q' <sub>f</sub> (l/min.mm): 2				s <sub>d</sub> (mm/t): 0,2
d <sub>e</sub> (mm): 80	V <sub>W</sub> (mm <sup>3</sup> /mm): 500	p <sub>f</sub> (atm): 2				a <sub>d</sub> (μm): 50 3x
b (mm): 30	k <sub>m</sub> (N/μm): 12	A (BF/s): 0.093	C (BF): 36.5			

### RECTIFICATION CYLINDRIQUE EN PLONGÉE

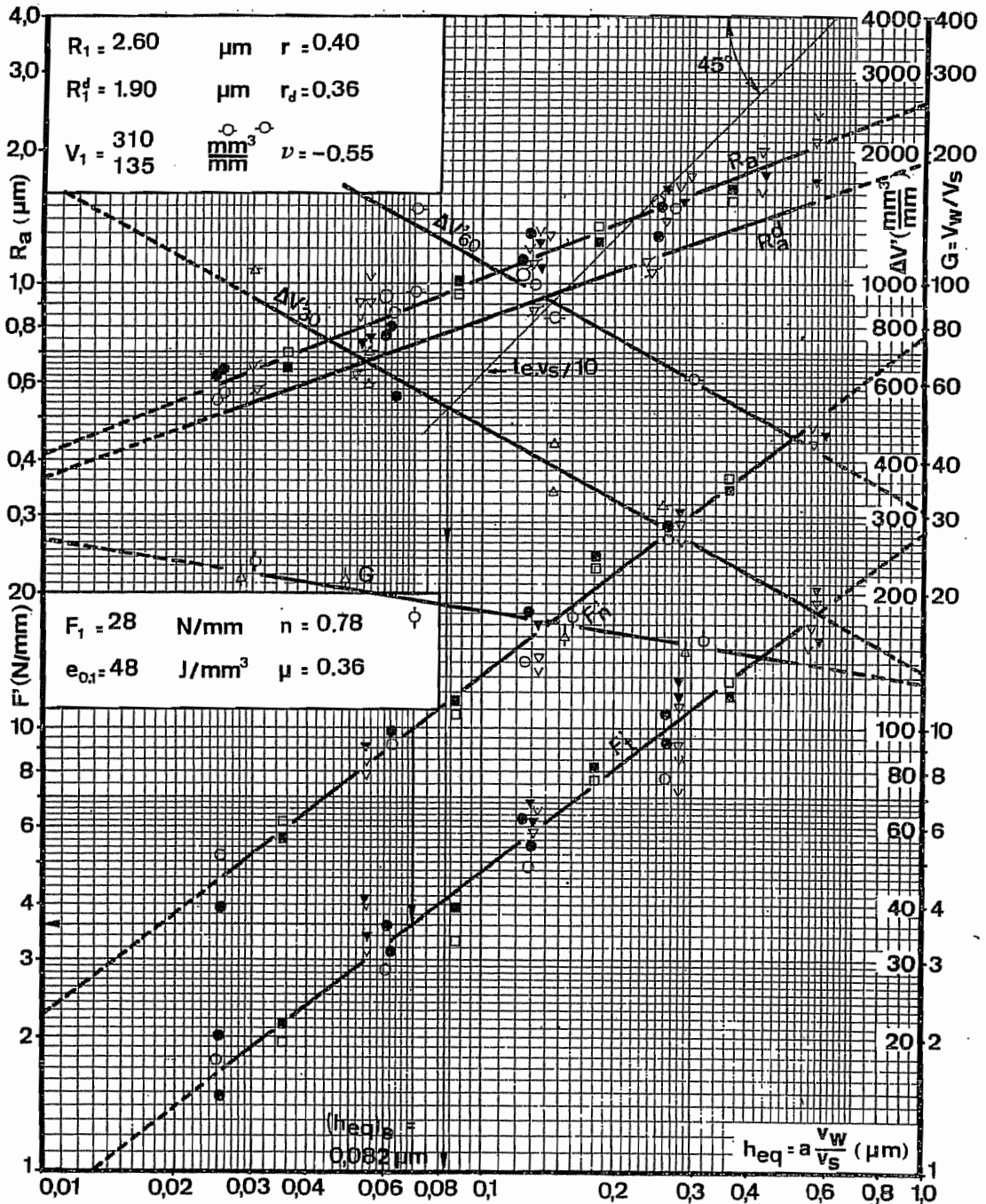


FIG. 7

## 7.6 – Vie de la meule

On appelle *vie de la meule* le volume qu'elle peut enlever entre deux dressages. On se ramène en fait au volume  $\Delta V'$  enlevé par unité de largeur de la meule. La meule est considérée comme hors service lorsque l'une au moins des deux conditions ci-dessous est remplie :

- (1) La rugosité a augmenté de 25%
- (2) Les vibrations rendent la rectification impossible

L'épaisseur équivalente n'est pas le seul facteur d'influence de la vie de la meule. Un autre facteur décisif est la *vitesse* de la meule. C'est pourquoi les fiches du CRIF donnent les durées de vie pour  $v_s = 30\text{m/s}$  et pour  $v_s = 60\text{m/s}$ . Même ces courbes, de la forme

$$\Delta V' = V_1 \left( \frac{h_{\text{eq}}}{h_0} \right)^{-\nu}$$

ne constituent qu'une première approximation, car d'autres facteurs entrent en ligne de compte.

## 7.7 – Fiches de rectification

Tous les résultats précédents peuvent être consignés graphiquement sur des fiches de rectification. La figure 7, empruntée au rapport [5], est la fiche de rectification d'une meule EK60L7VX travaillant l'acier à roulements 100Cr6.

Un problème courant consiste à chercher les conditions de travail qui mèneront à une rugosité donnée. A partir de la courbe de  $R_a$ , on peut trouver l'épaisseur équivalente, ce qui permet de calculer les forces, le rapport de rectification et la durée de vie.

# 8. Rectification cylindrique longitudinale

## 8.1 – Définition du mouvement et débit

En rectification cylindrique longitudinale, la meule est engagée dans la pièce d'une profondeur  $a$ . La pièce se déplace par rapport à la meule avec une vitesse axiale  $v_f$ . Nous noterons  $f$  l'avance par tour *de la pièce*,

$$f = \frac{v_f}{N_w}$$

Le nombre de fois que cette avance est comprise dans la largeur  $b$  de la meule est appelé *taux de recouvrement* et noté  $U$  :

$$U = \frac{b}{f}$$

On peut dire qu'un point de la pièce rencontrera la meule pendant  $U$  tours. Ces définitions permettent d'écrire le débit sous les différentes formes que voici :

$$Q = \pi d_w a v_f = \pi d_w a N_w f = v_w a f = \frac{v_w a b}{U}$$

## 8.2 – Usure différentielle de la meule. Epaisseur équivalente

Lorsque la meule vient d'être réaffûtée, elle ne travaille qu'au voisinage de son bord, sur une largeur  $f$  (fig. 8). Mais cette situation ne dure pas. En effet, la première tranche de la meule de largeur  $f$  s'use et diminue donc de diamètre. Il reste alors de la matière à enlever par la seconde tranche de largeur  $f$ , qui va également s'user, et ainsi de suite. Il en résulte une usure *en escalier* (fig. 9). Dans le cas où la pièce avance alternativement dans les deux sens, on obtient après un certain temps un profil symétrique (fig. 10). Il est aisé de ce rendre compte que dans ces conditions, la largeur de la meule en prise n'est pas  $f$ , mais la demi largeur de la meule  $b/2$ . C'est à cette demi largeur qu'il convient de rapporter les efforts. Nous noterons donc

$$\tilde{F}'_c = \frac{F_c}{b/2}$$

En introduisant la pression spécifique de coupe  $k_c$ , on écrira donc naturellement

$$\tilde{F}'_c = k_c \frac{Q}{\frac{b}{2} v_s} = k_c \tilde{h}_{eq}$$

ce qui fait apparaître l'épaisseur équivalente en rectification cylindrique longitudinale

$$\tilde{h}_{eq} = \frac{Q}{\frac{b}{2} v_s} = \frac{v_w a b}{U \frac{b}{2} v_s} = \frac{a}{q \frac{U}{2}}$$

## 8.3 – Expression de la force principale de coupe

Dans le calcul de l'énergie spécifique de coupe, il faut tenir compte de l'épaisseur moyenne de coupe que nous définirons encore par

$$\bar{h} = \frac{Q}{\bar{b} v_s}$$

où  $\bar{b}$  est la somme des longueurs d'arêtes en prise. Cette dernière vaut

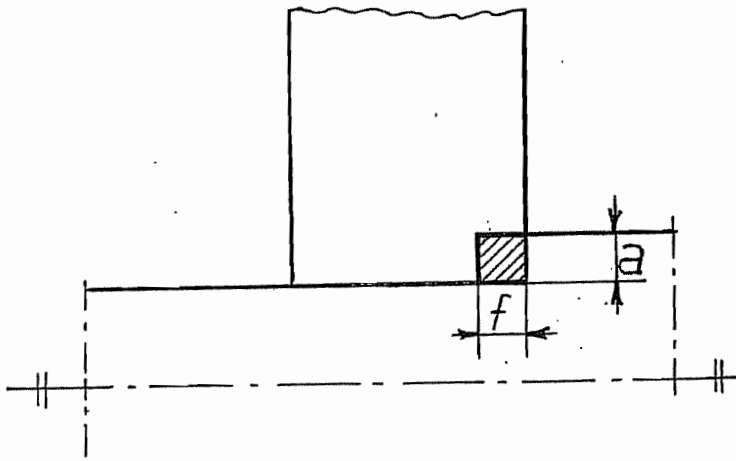


FIG. 8

FIG. 9

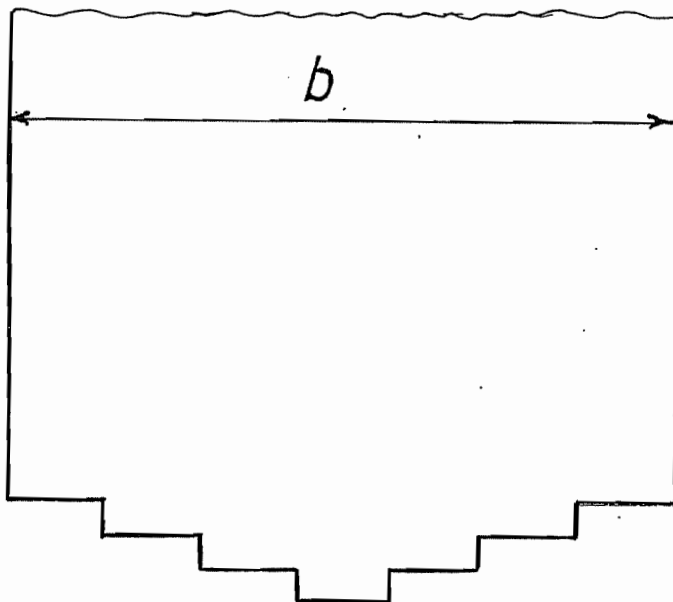
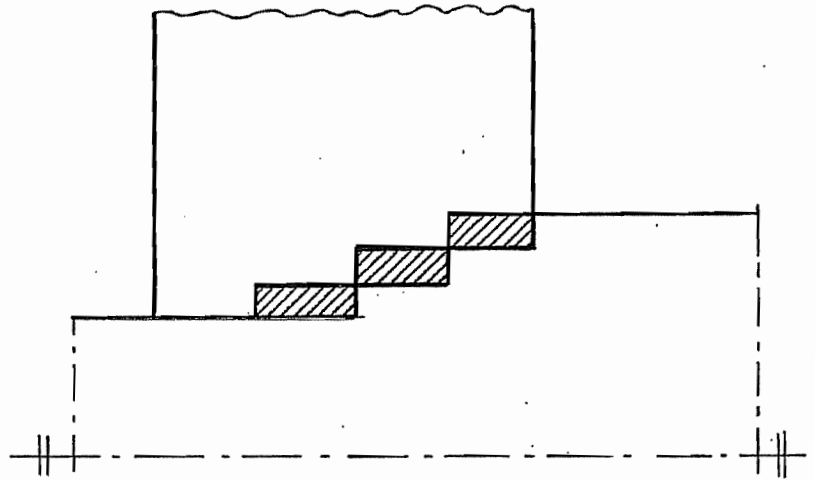


FIG. 10

$$\bar{b} = \frac{S_{prise}}{L_s} = \frac{\frac{b}{2}l}{L_s} = \frac{\frac{b}{2}\sqrt{ad_e}}{L_s}$$

Il vient donc

$$\bar{h} = \frac{v_w a \frac{b}{2}}{\frac{b}{2}\sqrt{ad_e}} L_s = L_s \frac{1}{q \frac{U}{2}} \sqrt{\frac{a}{d_e}}$$

Tenant compte du fait que

$$a = q \frac{U}{2} \tilde{h}_{\acute{e}q}$$

on obtient

$$\bar{h} = L_s \sqrt{\frac{\tilde{h}_{\acute{e}q}}{q d_e \frac{U}{2}}}$$

En utilisant toujours une expression à la Kienzle, on obtient

$$k_c = k_{c1,1} L_s^{-m_c} \tilde{h}_{\acute{e}q}^{-m_c/2} \left( q d_e \frac{U}{2} \right)^{m_c/2}$$

et, en notant comme en plongée

$$f = 1 - \frac{m_c}{2}$$

il vient pour la force principale de coupe

$$\tilde{F}'_c = k_{c1,1} L_s^{2f-2} \left( q d_e \frac{U}{2} \right)^{1-f} \tilde{h}_{\acute{e}q}^f = K \left( q d_e \frac{U}{2} \right)^{1-f} \tilde{h}_{\acute{e}q}^f$$

Ici encore, on se fixe des conditions de référence  $q_0$ ,  $d_{e0}$ ,  $U_0$  et  $h_0$  et on pose

$$\tilde{F}_1 = K \left( q_0 d_{e0} \frac{U_0}{2} \right)^{1-f} h_0^f$$

ce qui donne

$$\tilde{F}'_c = \tilde{F}_1 \left( \frac{\tilde{h}_{\text{éq}}}{h_0} \right)^f$$

#### 8.4 – Force normale et force d'avance longitudinale

Comme en plongée, la force principale de coupe est liée à la force normale par une loi de Coulomb

$$F_c = \mu F_n \quad , \quad \mu = 0,25 \dots 0,7$$

En outre, il existe une force d'avance longitudinale vérifiant quant à elle

$$F_f = \lambda F_n \quad , \quad \lambda \approx 0,1$$

Ces relations restent vraies quelles que soient les conditions de coupe.

#### 8.5 – Rugosité

Si l'on observe la manière dont se fait la coupe, on constate que près du centre de la meule, il reste très peu de matière à reprendre et on s'approche des conditions de planage. Il en résulte que le fini de surface obtenu en rectification cylindrique longitudinale est *intermédiaire entre les finis obtenus avant et après planage en rectification en plongée*. La rugosité admet toujours une expression du type

$$R_a = R_1 \left( \frac{\tilde{h}_{\text{éq}}}{h_0} \right)^r$$

#### 8.6 – Rapport de rectification

Le rapport de rectification est le même qu'en plongée

#### 8.7 – Durée de vie de la meule

La vie de la meule en rectification cylindrique longitudinale est *supérieure* à ce qu'elle serait en plongée.

#### 8.8 – Fiches de rectification

Les chercheurs du CRIF ont établi des fiches de rectification cylindrique longitudinale sur le même principe que pour la rectification en plongée. On peut en trouver un certain nombre dans le rapport [5].

## 9. Sécurité du travail à la meule

Les dangers du travail à la meule sont de trois types :

- La meule projette des grains d'abrasif et des microcopeaux, à la vitesse périphérique de la meule. Il est bon de rappeler que 25 m/s équivalent à 90 km/h.
- Elle peut éclater (danger de mort)
- Tout vêtement ou membre touchant la meule est happé par elle, ce qui provoque des blessures graves et étendues.

Aussi faut-il s'entourer des précautions suivantes :

- a) Lunettes de sécurité obligatoires (obligation légale)
- b) Pas de vêtements flottants, de cravate non attachée, de cheveux longs et dénoués. Ceci est d'ailleurs vrai pour toute espèce de machine-outil.
- c) La machine doit être conçue de telle façon que la meule soit cachée sous un *fort* capot capable de retenir les morceaux de la meule en cas de rupture. Seule, la petite partie de la meule qui travaille peut être découverte.
- d) Le fabricant de meules doit les tester à une vitesse de 10 à 25% supérieure à leur vitesse de service.
- e) Avant d'utiliser une meule, il faut la *sonner*, c'est-à-dire la frapper de manière à détecter au son produit qu'elle n'est pas fissurée.
- f) Aucun travailleur ne peut se trouver dans le plan de la meule.
- g) Ayant fini de travailler sur une meule, on coupe d'abord l'arrosage et on laisse la meule tourner pour la vider de son eau. Ceci est particulièrement vrai si la meule peut geler.

## 10. Bibliographie

1. J. PETERS, R. SNOEYS – The E modulus, a suitable characteristic of Grinding wheels - MC9, CRIF, Heverlee, 1965
2. J.C TANGUY – *Rectification – Connaissances de base et données pratiques.* CETIM – TEC DOC, Paris, 1985 – ISBN 2-85400-048-X
3. M. KURREIN – Die Messung der Schleifkraft  
*Werkstatttechnik* 20, 1927, pp 585-594
4. R. SNOEYS – The mean undeformed chip thickness as a basic parameter in grinding  
*Ann. CIRP* 20, 1971, pp. 183-186



5. R. AERENS, G SMETS – *Een betere keuze van slijpvoorwaarden*  
Rapport CRIF NT 15, 1977

6. R. AERENS – *Choix rationnel des conditions de coupe en rectification longitudinale*  
Rapport CRIF MC57, 1976

La technologie, science des fabrications, est un élément indispensable de la formation des ingénieurs mécaniciens et électro-mécaniciens, en liaison avec les cours de conception mécanique. L'usinage, qui représente soixante pour cent des opérations de fabrication, en est une partie importante.

Premier contact des étudiants avec la fabrication, ce livre comprend d'abord une partie descriptive où sont exposées les principales techniques d'usinage. Une seconde partie est consacrée à la théorie de la coupe. La démarche est progressive et part d'un modèle fort simple, puis l'enrichit petit à petit pour traiter successivement le tournage, le perçage, le fraisage et la rectification.

L'ouvrage comporte près de deux cent cinquante illustrations. Son contenu est enrichi de résultats obtenus par l'équipe de recherche de l'auteur. Il ouvre la porte à l'étude des méthodes de fabrication et de la fabrication assistée par ordinateur.

**Jean-François DEBONGNIE** est professeur à l'Université de Liège, où il a en charge les enseignements de *procédés industriels de mise à forme*, de *conception mécanique*, de *méthodes de fabrication en série* et de *questions spéciales de technologie*. Il est également professeur invité à l'Université Catholique de Louvain, où il enseigne l'*usinage* et la *fabrication assistée par ordinateur*. Il dirige des recherches ayant trait à la prévision des défauts de forme d'usinage, à la métrologie des surfaces assistée par ordinateur, et à la micromécanique médicale.