



AVERTISSEMENT

Ce document est le fruit d'un long travail approuvé par le jury de soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la communauté universitaire élargie.

Il est soumis à la propriété intellectuelle de l'auteur. Ceci implique une obligation de citation et de référencement lors de l'utilisation de ce document.

D'autre part, toute contrefaçon, plagiat, reproduction illicite encourt une poursuite pénale.

Contact : ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10

http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php

<http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm>

73648086



**INSTITUT SUPERIEUR DE GENIE MECANIQUE
ET PRODUCTIQUE**

BIBLIOTHEQUE UNIVERSITAIRE - METZ	
N° inv.	20020815
Cote	S/M2 02/25
Loc	

THESE

Présentée à



UNIVERSITE DE METZ
PAR

Olivier SINOT

pour l'obtention du grade de

DOCTEUR de l'UNIVERSITE DE METZ

SPECIALITE : Sciences de l'Ingénieur

OPTION : Mécanique - Productique

**ETUDE DE L'INFLUENCE DES SOLLICITATIONS
THERMIQUES ET MECANQUES SUR LE PROCEDE DE
RECTIFICATION A GRANDE VITESSE PAR
CONTOURNAGE EN VUE DE SON OPTIMISATION**

A soutenir le 28 novembre 2002 devant le jury composé de :

Messieurs	S. CAPERAA	(LGP - Tarbes)	Examineur
	P. CHEVRIER	(LPMM - Metz)	Co-encadrant
	G. FISCHER	(GRAFFENSTADEN-HURON)	Examineur
	P. LIPINSKI	(LPMM - Metz)	Examineur
	T. MATHIA	(LTDS - Lyon)	Rapporteur
	P. PADILLA	(LGIPM - Metz)	Directeur
	A. TORRANCE	(MME - Dublin)	Rapporteur

Laboratoire
ENIM - Ile de France

BIBLIOTHEQUE UNIVERSITAIRE DE METZ



031 465868 9

Résumé

La rectification à grande vitesse est un procédé difficile à maîtriser car il est piloté par de nombreux paramètres de différentes natures. Les approches théoriques basées sur la formation des copeaux, les mécanismes de coupe et la durée de vie d'outil, généralement appliqués aux opérations d'usinage par outil coupant simple ou multiple, ne sont pas directement applicable à la rectification. En réalité la modification d'un seul facteur peut avoir des conséquences sur la productivité et la qualité des pièces. Pour ces raisons, la plupart des études mécaniques ou thermiques de ce procédé ne considèrent qu'un nombre limité de paramètres.

Industriellement, les pièces sont produites en choisissant des combinaisons de paramètres de coupe permettant d'assurer la qualité et la productivité, tout en prenant en compte les aspects économiques et écologiques. Cependant, la combinaison optimale n'est pas évidente à déterminer. Les campagnes d'essais et/ou la veille technologique permettent de s'en approcher.

La thèse est scindée en quatre parties. Dans un premier temps, nous présentons le procédé de rectification. Dans un second temps, nous nous intéressons à un nouveau type de rectification appelé rectification grande vitesse par contournage. Elle permet de produire des formes de révolution extérieures et offre à la fois les avantages de la rectification en terme de qualité et ceux du tournage en terme de débit matière. Les récents développements aussi bien concernant les meules que la machine ou encore l'environnement de la rectification font que ce procédé est encore peu connu. Notre objectif est d'étudier plus particulièrement les possibilités de cette technique en se concentrant sur l'usure de meule, les puissances et efforts de coupe, la qualité des pièces et la stabilité du procédé. La troisième partie fournit les résultats d'un plan d'expérience réalisé sur une rectifieuse industrielle utilisée pendant la fabrication de pièces pour automobile. L'opération consiste à rectifier des cônes de synchronisation pour boîte de vitesse. Le but de ce travail a été d'extraire les paramètres influents sur le processus et plus spécialement ceux concernant l'arrosage. Cette analyse de données expérimentales nous a permis d'identifier les paramètres significatifs : taux de particules contenues dans le fluide, vitesse tangentielle de meule et pression de décrassage. De plus, une corrélation évidente a été remarquée entre le taux de particules et la rugosité de la

pièce. Cette étude est une approche globale des paramètres de l'arrosage pour la rectification à grande vitesse. Les résultats obtenus sont reliés aux phénomènes physiques et une de nos futures études consistera à modéliser ces phénomènes. La dernière partie est consacrée à l'étude des paramètres du décrassage. Des essais ont été menés afin de comprendre indépendamment l'effet de la pression de décrassage, de la vitesse du film d'air autour de la meule et du taux de particules dans le fluide.

Ce travail dans sa globalité est la combinaison d'une approche scientifique et industrielle de la rectification à grande vitesse afin de progresser dans la compréhension de cette technique complexe.

Mots clés

Rectification à grande vitesse, rectification par contournage, puissance de coupe, forces de coupe, usure de meule, approche économique, lubrification, décrassage.

Abstract

High speed grinding is a process which is difficult to control because it is regulated by a lot of parameters of different natures. The theories of chip flow, cutting mechanics, tool life, that are generally applicable to other single or multi-point machining operations are not entirely relevant to grinding. In fact modification of one factor could have some consequences on the productivity, on the quality and could cause some faults in the process. For these reasons, most of mechanical or thermal approaches consider only one aspect of the process like cutting mechanism or cutting environment.

In industrial applications, manufacturers produce workpieces in accordance with quality, productivity by considering also economic and ecologic criteria by using a combination of the control parameters. However the optimal combination of these ones is not warranted. In order to tend to this solution some manufacturers capitalise a global knowledge about the process whereas the other ones decide to manage their own experiment.

The thesis report is subdivided in four parts.

In a first step we introduce the grinding process.

In a second step we propose to study a new type of high speed grinding named high speed peelgrinding. It allows to machine the external forms of revolution pieces and offers both the advantages of grinding in terms of quality and material removal rates comparable to those of turning. The recent developments, whether concerning the grinding wheel or the machines or even the environmental conditions imply that this process is still little known. Our aim is to study more particularly the possibilities of this technique by focussing on grinding wheel wear, cutting power and forces, workpiece quality and on the process stability.

The third part provides the results of an experimental design realised with an industrial grinder during the manufacturing of automotive workpieces. The operation consists in grinding the synchronising cone of an automotive gear box. The aim of this investigation is to extract the significant parameters of the grinding process, especially concerning lubrication. This analysis of experimental and industrial data allows one to extract the significant parameters which are: particles rate, wheel speed and cleaning pressure. Furthermore we observe an evident correlation between the particle rate and roughness. This study gives a global approach of lubrication parameters for high speed grinding. The results obtained are

linked to physical phenomena and one of our future works is to find a modelling of these phenomena.

The last part is dedicated to the study of cleaning parameters. Some specific experimentations have been performed in order to understand independently the effect of coolant pressure, air film velocity around the grinding wheel, particles rate inside the coolant.

The global work is a combination of scientific and industrial approach of high speed grinding in order to progress in the comprehension of this complex machining process.

Key-words

high speed grinding, peelgrinding, cutting power, cutting forces, grinding wheel wear, economic approach, lubrication, wheel cleaning.

Remerciements

Les travaux présentés dans ce document ont été effectués au sein du Laboratoire de Génie Industriel et Production Mécanique, de l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Metz. Ils n'auraient pu aboutir sans le soutien de nombreuses personnes que je souhaite remercier ici.

Je tiens avant tout à apporter toute ma gratitude à mon Directeur de thèse, Monsieur P. PADILLA, pour la confiance qu'il m'a témoignée et le soutien inconditionnel qu'il n'a jamais manqué de m'apporter au cours de ces longs mois de travail.

Je remercie ensuite très sincèrement, M. P. CHEVRIER, co-encadrant de thèse pour ses très nombreux conseils, soutiens, encouragements et son investissement total à mes côtés.

J'adresse également mes remerciements à Monsieur T. MATHIA et Monsieur A. TORRANCE, pour l'honneur qu'ils me font en acceptant d'être les rapporteurs de cette thèse.

Je remercie tout aussi sincèrement Messieurs S. CAPERAA, P. LIPINSKI et G. FISCHER pour leur participation à mon jury.

J'ai également été très touché par les nombreuses aides et les nombreux conseils qui me sont parvenus d'industriels. A cet effet je tiens à remercier tout particulièrement Messieurs D. MOLLE (Giustina Gendron), J. RICHON (PSA Peugeot-Citroën), C. VATOVEZ (Wendt Boart), F. KIEFFER (Saint Gobain Abrasives) et D. CURIN (JP Industrie).

Enfin, je remercie tous les collègues de l'ENIM qui ont toujours agi et réagi pour que ces travaux se déroulent dans les meilleures conditions et qui ont toujours créé un climat de confiance et de convivialité pour un travail en équipe de la plus grande efficacité. Je tiens également à remercier l'ensemble des étudiants de l'ENIM pour leur esprit d'initiative et leur pragmatisme et plus particulièrement ceux qui se seront intéressés à la rectification au cours de leur scolarité.

Enfin, je souhaite remercier mes proches, famille et amis pour leurs contributions et encouragements incessants et très appréciables.

Tables des matières

Résumé – Abstract	1
Remerciements	5
Tables des matières	6
Abréviations et symboles	9
Liste des figures	12
Liste des tableaux	14
Introduction générale	16
Chapitre I Introduction – De l’usinage par abrasion à la rectification	19
I-1 Usinage par abrasion	20
I-1.1 Introduction	20
I-1.2 Histoire de l’abrasion	20
I-1.3 Les procédés d’usinage par abrasion	21
I-1.4 La coupe par abrasion – Approche micro	22
I-1.5 Les types de copeaux en coupe abrasive	28
I-2 Rectification	31
I-2.1 Introduction	31
I-2.1.1 Les différents types de rectification	31
I-2.1.2 Spécificités de la rectification	32
I-2.2 Rectification cylindrique extérieure par plongée droite	34
I-2.2.1 Cinématique et grandeurs caractéristiques	34
I-2.3 Interface meule-pièce	36
I-2.3.1 Approche microscopique – géométrie d’un copeau	36
I-2.3.2 Approche macroscopique – géométrie du contact meule-pièce	38
I-2.4 Energie mécanique – énergie thermique	40
I-2.4.1 Répartition énergétique	40
I-2.4.2 Puissances mises en jeu	42
I-2.5 Altération thermique des pièces rectifiées	44

I-2.5.1	Brûlures d'oxydation	44
I-2.5.2	Adoucissement thermique.....	45
I-2.5.3	Contraintes résiduelles	45
I-2.5.4	Brûlures de trempe	46
I-2.6	Description technologique d'une meule	46
I-2.7	Usure de la meule	50
I-2.8	Capacité de coupe de la meule	51
I-3	Conclusions	54
 Chapitre II Les modes de rectification grande vitesse - Etude du contournage		55
II-1	Rectification à grande vitesse	56
II-1.1	Introduction	56
II-1.2	Meules pour la rectification à grande vitesse	59
II-1.3	Environnement de la rectification à grande vitesse	61
II-2	De la rectification conventionnelle à la rectification grande vitesse	63
II-2.1	Rectification passe profonde hautes performances	64
II-2.2	Rectification cylindrique par plongée	65
II-3	Rectification grande vitesse par contournage	66
II-3.1	Description	66
II-2.2	Analogies avec le fraisage et le tournage	69
II-3.3	Puissances et efforts de coupe	71
II-3.4	Usures de meule	77
II-3.5	Approche économique	79
II-4	Conclusions	84
 Chapitre III Système de lubrification et de régulation thermique pour la RGV -		
Etude d'un cas industriel		87
III-1	Description de l'arrosage	88
III-1.1	Introduction	88
III-1.2	Caractéristiques de l'arrosage	89
III-1.3	Fluides de coupe pour la rectification à grande vitesse	92
III-1.4	Composantes de l'arrosage	93

III-1.5 Lubrification	94
III-1.6 Décassage	96
III-2 Etude d'un cas industriel	99
III-2.1 Introduction	99
III-2.2 Méthode des plans d'expérience	102
III-2.3 Méthode Taguchi	104
III-2.4 Protocole expérimental	106
III-2.5 Analyses du plan L_{16}	109
III-2.6 Analyses du plan L_8	112
III-3 Conclusions	113
 Chapitre IV Etude du maintien de la topographie de meule par évacuation des copeaux adhérents	 115
IV-1 Analyse du décaissage	116
IV-1.1 Objectifs de l'étude	117
IV-1.2 Efficacité du décaissage	117
IV-2 Les moyens expérimentaux	118
IV-2.1 La rectifieuse	118
IV-2.2 Le banc d'essai	119
IV-2.3 Ajustage de la vitesse du jet d'air	120
IV-2 Résultats d'essais	123
IV-3.1 Influence de la distance de tir	123
IV-3.2 Influence de la pression et du débit	126
IV-3.3 Influence du film d'air	126
IV-3.4 Influence de la température du fluide	128
IV-3.5 Influence du taux de particules contenues dans le fluide	130
IV-4 Conclusions	132
 Conclusions générales et perspectives	 134
 Références bibliographiques	 138

Abréviations et symboles

a_d	Prise de passe radiale sur la meule au dressage	(mm)
a_e	Prise de passe axiale sur une pièce cylindrique	(mm)
a_p	Prise de passe radiale sur une pièce cylindrique	(mm)
a_{et}	Surépaisseur totale enlevée (au rayon)	(mm)
α_j	Angle de dispersion du jet de décrassage dans le plan (YZ)	(°)
b_s	Largeur de la meule	(mm)
$b_{s/sp}$	Longueur de la zone de planage de la meule	(mm)
b_t	Longueur du plat racleur sur une plaquette de tournage	(mm)
β_j	Angle de dispersion du jet de décrassage dans le plan (XY)	(°)
d_d	Diamètre de la molette de dressage	(mm)
d_e	Diamètre équivalent	(mm)
d_s	Diamètre de la meule	(mm)
d_w	Diamètre de la pièce	(mm)
d_{wi}	Diamètre de pièce après rectification	(mm)
d_{wf}	Diamètre de pièce avant rectification	(mm)
δ	Angle de déviation du jet de décrassage par le film d'air	(°)
ΔV_{wdd}	Volume de matière usinée entre deux dressages	(cm ³)
ΔV_w	Volume total de matière usinée par une meule avant usure complète	(mm ³)
$\Delta V'_w$	Volume spécifique de matière usiné sur la pièce	(mm ³ /mm)
ΔV_s	Volume total de bandeau abrasif disponible dans une meule	(mm ³)
$\Delta V'_s$	Volume spécifique de meule usée	(mm ³ /mm)
e_c	Energie spécifique de rectification	(J/mm ³)
E_c	Energie évacuée par les copeaux	(J)
E_f	Energie évacuée par le fluide de coupe	(J)
e_M	Epaisseur maximale d'un copeau	(mm)
E_s	Energie évacuée par la meule	(J)
E_t	Energie totale	(J)
E_t'	Energie spécifique totale	(J/mm ³)
E_w	Energie évacuée par la pièce	(J)
f	Avance axiale de la meule par tour de pièce	(mm)
f_d	Avance axiale de la molette par tour de meule	(mm)

F_{dec}	Effort exercé par le jet de décrassage sur la meule	(N)
F_a	Effort axial	(N)
F_n	Effort normal	(N)
F_t	Effort tangentiel	(N)
G	Rapport de rectification	
γ	Angle de coupe	(°)
h	Distance entre l'extrémité de la buse et le bandeau de la meule	(mm)
h_{ce}	Profondeur d'engagement du grain dans la matière	(mm)
h_{eq}	Epaisseur de coupe équivalente	(mm)
k_c	Effort spécifique de coupe en tournage	(N/ mm ²)
$\aleph_{rs}$	Angle d'inclinaison de la face d'attaque de la meule en contournage	(°)
$\aleph_r$	Angle de direction d'arête principal	(°)
$\aleph_r'$	Angle de direction d'arête secondaire	(°)
L_{dd}	Longueur parcourue par la meule au contact de la pièce entre 2 dressages	(m)
l_g	Distance entre deux outils consécutifs	(mm)
l_c	Longueur de contact meule-pièce	(mm)
L_x	Largeur de la surface couverte par le jet de décrassage sur la meule	(mm)
L_z	Longueur de la surface couverte par le jet de décrassage sur la meule	(mm)
l_x	Largeur de l'orifice de la buse de décrassage	(mm)
l_z	Longueur de l'orifice de la buse de décrassage	(mm)
δ_1	Angle de déviation pour un grain pyramidal	(°)
δ_2	Angle d'inclinaison pour un grain pyramidal	(°)
n_d	Fréquence de rotation de la molette de dressage	(tr/min)
n_s	Fréquence de rotation de la meule	(tr/min)
n_w	Fréquence de rotation de la pièce	(tr/min)
ν	Viscosité cinématique de l'huile	(cst)
P_c	Puissance de coupe	(W)
P_{av}	Puissance consommée à vide	(W)
P_{lub}	Puissance consommée par l'arrosage	(W)
P_{decra}	Puissance consommée par le décrassage	(W)
P_{dec}	Pression du fluide en sortie de buse de décrassage	(Bar)
P'_{dec}	Pression spécifique de décrassage	(Pa.s)
P_{ch}	Puissance consommée par le coin fluide à l'interface meule/pièce	(W)

Q_{dec}	Débit du fluide en sortie de buse de décrassage	(l/min)
Q_w	Débit matière (Taux nominal d'enlèvement de matière)	(mm ³ /min)
Q'_w	Débit matière spécifique (Taux spécifique d'enlèvement de matière)	(mm ³ /mm.min)
r_s	Rayon de la meule	(mm)
r_{si}	Rayon de la meule avant usure	(mm)
r_{sf}	Rayon de la meule après usure	(mm)
r_e	Rayon de bec de l'outil de tournage	(mm)
r_{es}	Rayon de l'arête d'attaque de la meule	(mm)
r_g	Rayon moyen d'un grain abrasif	(μm)
R	Coefficient de répartition de chaleur	
ρ_e	Masse volumique de l'eau	(kg/m ³)
ρ_a	Masse volumique de l'air	(kg/m ³)
ρ_h	Masse volumique de l'huile	(kg/m ³)
S_k	Surface de contact meule pièce	(mm ²)
S_{zsc}	Aire de la surface cylindrique de contact entre la meule et la pièce	(mm ²)
S_{zsp}	Aire de la surface plane de contact entre la meule et la pièce	(mm ²)
T_{dd}	Durée de coupe de la meule entre deux dressages	(min)
t_{dec}	Durée du décrassage sur une unité de bandeau par tour de meule	(s)
T_{dec}	Température du fluide de décrassage	(°C)
TdP	Taux de particules contenues dans le liquide de coupe	(mg/l)
U	Taux de recouvrement	(mm)
U_a	Critère d'usure axial	(mm)
U_r	Critère d'usure radial	(mm)
V_a	Vitesse du film d'air au contact de la meule	(m/s)
V_c	Vitesse de coupe	(m/s)
V_s	Vitesse tangentielle de la meule	(m/s)
V_w	Vitesse tangentielle de la pièce	(m/s)
V_d	Vitesse tangentielle de la molette de dressage	(m/s)
V_{fa}	Vitesse d'avance axiale de la meule	(mm/min)
V_{fn}	Vitesse d'avance normale de la meule	(mm/min)
V_{ft}	Vitesse d'avance tangentielle de la meule	(mm/min)
w_c	Energie spécifique de coupe en fraisage	(W.min/cm ³)

Liste des figures

Chapitre I

Figure 1	Grain abrasif en cours de travail actif.	24
Figure 2	Grain abrasif considéré comme un outil coupant (d'après W. König) [2].	25
Figure 3	Différentes formes de grains représentatives pour la coupe abrasive	26
Figure 4	Géométrie d'un grain pyramidal.	27
Figure 5	Micrographie MEB de copeaux obtenus en rectification plane d'une pièce en acier à haute dureté avec une meule à grains conventionnels d'après M.C. Shaw [13].	30
Figure 6	Topographie de surface : copeaux adhérent sur la surface usinée.	31
Figure 7	Différents types de rectification.	33
Figure 8	Environnement contextuel d'une opération de rectification	34
Figure 9	Rectification cylindrique extérieure par plongée droite.	35
Figure 10	Géométrie d'un copeau.	37
Figure 11	Efforts de coupe en rectification par plongée.	39
Figure 12	Surface de contact entre la meule et la pièce.	39
Figure 13	Echanges énergétiques au niveau d'un grain selon Stefens et König [23].	40
Figure 14	Répartition de la chaleur au cours des différentes phases de l'usinage selon J.C. Tanguy [4].	42
Figure 15	Courbes isothermes de la température à la surface d'une pièce rectifiée selon R. Snoeys et autres [27].	43
Figure 16	Contraintes résiduelles sous la surface de pièce selon X. Chen et autres [34].	45
Figure 17	Dressage par molette diamantée selon F. Martin et K. Yegenoglu [11].	50
Figure 18	Augmentation des efforts de coupe dus à l'usure de la meule, selon E.R. Fielding et T.J. Vickerstaff [41].	52

Chapitre II

Figure 19	Epaisseur de copeau et énergie de coupe en augmentant la vitesse de coupe selon C. Treffert [50].	58
-----------	---	----

Figure 20	Vitesses de meules limitées par le type de bandeau selon W. König [48].	60
Figure 21	Efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe selon W. König et F. Ferlemann [55].	63
Figure 22	Evolutions de la rectification au XX ^e siècle.	64
Figure 23	Domaine d'application de la rectification passe profonde hautes performances selon G. Werner.	65
Figure 24	Rectification cylindrique par balayage et par plongée oblique	67
Figure 25	Rectification par plongée et par contournage selon W. König et autres [60].	68
Figure 26	Exemple d'un arbre usiné en une seule prise de pièce avec une meule profilée.	69
Figure 27	Géométrie de l'outil en rectification par contournage et en tournage.	70
Figure 28	Rectifieuse grande vitesse de l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Metz.	71
Figure 29	Surface de contact meule/pièce et efforts de coupe en contournage.	74
Figure 30	Surfaces de contact en mm ² en fonction de f et a_p pour $d_w = 60$ mm	75
Figure 31	Résultats expérimentaux (effet de f et a_p sur $P_c + P_{ch}$).	76
Figure 32	Usure d'une meule en contournage.	80
Figure 33	Conséquences de l'usure de la meule en contournage.	81
Figure 34	Comparatif entre la rectification conventionnelle, la rectification grande vitesse par contournage, le tournage dur.	84

Chapitre III

Figure 35	Fonctions principales du fluide de coupe selon E. Minke [70].	89
Figure 36	Capteur inductif pour estimer la charge métallique de la meule.	98
Figure 37	Diagramme SADT représentant la fonction rectification.	100
Figure 38	Diagramme cause-effet pour une opération de rectification à grande vitesse.	101
Figure 39	Notion d'interaction.	103
Figure 40	Différentes buses d'amenées du fluide.	106
Figure 41	Corrélation linéaire entre rugosité et ondulation.	109
Figure 42	Distribution du taux de particules et de la rugosité pour l'ensemble des essais.	110
Figure 43	Rugosité pour chaque pièce prélevée en fonction du taux de particules.	111

Chapitre IV

Figure 44	Action du jet sur la meule.	118
Figure 45	Schéma du système d'arrosage de la rectifieuse.	119
Figure 46	Banc d'essai pour simuler le décrassage.	120
Figure 47	Vitesse du film d'air entourant la meule en fonction de la distance à la paroi.	121
Figure 48	Mesure du champ des vitesses du film d'air simulé.	122
Figure 49	Vitesse du film d'air circulant au dessus de la pastille de tir en fonction de la distance à sa surface (simulation et réalité).	123
Figure 50	Cartographie des vitesses d'air sur le banc de simulation	124
Figure 51	Dessin d'ensemble du bloc de décrassage de la rectifieuse grande vitesse.	125
Figure 52	Pression spécifique de décrassage en fonction de la distance de tir.	126
Figure 53	Pression spécifique de décrassage en fonction du débit et de la pression en sortie de buse.	127
Figure 54	Déviation d'un jet de décrassage par un film d'air.	126
Figure 55	Influence d'un film d'air sur l'effort exercé par le jet sur la meule.	128
Figure 56	Viscosité cinématique de l'huile SHELL 1783 en fonction de la température.	129
Figure 57	Pression spécifique de décrassage en fonction de la température du fluide.	129
Figure 58	Jet de décrassage avec un fluide chargé de particules.	130
Figure 59	Pression spécifique de décrassage en fonction du taux de particules.	131

Liste des tableaux

Chapitre I

Tableau 1	Procédés industriels d'usinage par abrasion.	23
Tableau 2	Mécanismes de coupe par abrasion selon K. Martin et K. Yegenoglu [11].	29
Tableau 3	Coefficient de répartition de chaleur.	43
Tableau 4	Propriétés des grains abrasifs selon J.C. Tanguy [4] et C. Vatoz [38].	47
Tableau 5	Guide de classification des liants pour meules à superabrasifs [40].	49
Tableau 6	Effets des différents facteurs sur les performances de la rectification [42].	53

Chapitre II

Tableau 7	Définition de l'UGV par la vitesse de coupe [46].	56
Tableau 8	Débits matière et vitesses de coupe pour les différents modes de rectification selon E. Minke [44].	59
Tableau 9	Réalisation d'une bi-rainure dans un pignon pour automobile en plongée.	66
Tableau 10	Principales caractéristiques de la rectifieuse expérimentale.	72
Tableau 11	Conditions expérimentales.	73
Tableau 12	Capacités d'une meule en RGVC.	82
Tableau 13	Conditions de coupe et résultats en tournage dur.	83

Chapitre III

Tableau 14	Différents types de liquides de coupe.	91
Tableau 15	Table orthogonale $L_{16}(2^{15})$.	105
Tableau 16	Triangle des interactions de la table $L_{16}(2^{15})$.	105
Tableau 17	Facteurs du plan d'expérience.	107

Introduction générale

Les procédés d'élaboration de pièces par enlèvement de matière par abrasion sont parmi les plus anciens. Cependant, il a toujours été recherché des procédés de remplacement pour fabriquer plus vite, moins cher, plus simplement. Mais les procédés abrasifs n'ont eu de cesse que de progresser et de nouvelles avancées voient régulièrement le jour, comme par exemple la magnéto-abrasion ou la découpe au jet d'eau. Il semble aujourd'hui que la grande vitesse soit une évolution importante pour la rectification, mais n'en avait-il pas été de même lors de l'apparition de la rectification passe profonde dans les années 1940 ou encore lors de l'apparition des premières meules fabriquées dans les années 1850 ?

Les technologies évoluent au gré des innovations et des travaux scientifiques, les uns devançant parfois les autres. L'étude proposée ici concerne la rectification grande vitesse par contournage et son environnement. Cette technique a vu le jour grâce aux expériences acquises en rectification passe profonde hautes performances, grâce à l'évolution des matériels et grâce à la motivation de quelques pionniers du monde de l'industrie. Elle laisse entrevoir de grands espoirs tant au niveau de la qualité des pièces que des cadences qu'elle permet de réaliser. Les limites ne sont pas encore connues et pour cause, la mise en œuvre elle-même, n'est pas encore totalement maîtrisée.

Ce travail se veut être une contribution à la connaissance et à la reconnaissance de ce procédé. Ces travaux ont été menés en gardant présent à l'esprit que cette technologie provient du monde industriel. Toutes les avancées auxquelles nous contribuerons se doivent d'être pragmatiques car elles sont avant tout à destination de leur créateur : l'industrie.

Ce document s'articule en quatre parties :

Le premier chapitre présente le principe de l'enlèvement de matière par abrasion. Il débute en faisant un historique et un recensement exhaustif des techniques utilisant des abrasifs. Il met ensuite en évidence les modes d'action des abrasifs dans la matière en précisant les conséquences que cela entraîne au niveau de la pièce. En particulier, il laisse entrevoir que la rectification grande vitesse n'a été rendue possible que par la réunion de nombreuses conditions favorables. En l'occurrence, les énergies générées lors de la coupe sont très importantes et les risques de dégradation des pièces lors de l'usinage sont d'autant plus grands que le travail s'effectue à grande vitesse.

Le second chapitre décrit les différents modes de rectification à grande vitesse. A nouveau par une présentation de l'évolution des techniques, on arrive à la description de la dernière en date : la rectification grande vitesse par contournage. Une étude comparative est menée avec d'autres procédés comme la rectification conventionnelle et le tournage dur. Une analyse des modes d'usure de la meule est proposée afin de montrer les limites en terme de productivité.

Le troisième chapitre s'attache à décrire l'environnement de la rectification grande vitesse, qui consiste inévitablement à gérer les énergies générées lors de l'usinage. Assurer la stabilité thermique du procédé, aider à la formation des copeaux sont les aspects traités. C'est en partenariat avec l'entreprise SMAE que des essais ont été menés sur une de ses machines de production. L'objet de cette étude a été d'identifier quels étaient, parmi les paramètres liés à la régulation thermique, ceux prépondérants au niveau de la qualité des pièces produites.

Le quatrième chapitre est la poursuite du précédent. Les facteurs prépondérants pour l'arrosage ayant été identifiés, reste à expliquer les causes de ces effets. Des tests d'approfondissement ont été réalisés cette fois en laboratoire. Les critères testés agissent sur les modes d'entretien de la topographie de meule afin de stabiliser le processus de coupe. Les facteurs influents sont identifiés, testés et des conditions de décrassage optimisées sont proposées.

Nous donnons ensuite les conclusions générales quant à la mise en œuvre de la rectification grande vitesse par contournage et nous présentons les perspectives pour l'avenir de la rectification.

Chapitre I

Introduction – De l'usinage par abrasion à la rectification

I-1 Usinage par abrasion

I-1.1 Introduction

L'usinage par abrasion est un procédé qui permet l'élaboration de pièces mécaniques par enlèvement de matière. Les outils coupants sont à géométrie non définie, de petite taille et de grande dureté, à la différence des procédés d'usinage conventionnels où les outils sont affûtés. Des copeaux minuscules sont obtenus sous l'effet d'impacts ou du grattage d'un grand nombre d'outils agissant en simultané sur la pièce. Le mouvement de coupe ou d'impact est conféré aux abrasifs par un fluide plus ou moins visqueux (abrasifs libres ou incorporés), ou bien par un support sur lequel ils sont fixés (abrasifs appliqués) ou bien encore par un corps solide dans lequel les grains sont reliés les uns aux autres par un liant (abrasifs agglomérés).

Les procédés d'usinage utilisant le principe de l'abrasion ne permettent à priori que de faibles enlèvements de matière, de part les petites dimensions des grains abrasifs. Ils sont utilisés lorsque les procédés atteignent leurs limites, notamment pour les travaux de finition où une grande qualité est recherchée ou bien pour l'usinage de matériaux très durs.

I-1.2 Histoire de l'abrasion

L'enlèvement de matière par abrasion est l'un des tous premiers procédés que l'homme ait utilisés. Les propriétés abrasives de certaines pierres étaient déjà connues des hommes préhistoriques. Ils fabriquaient leurs outils et armes à partir de petites branches ou d'éclats d'os en pointe qui étaient parachevés au moyen de pierres rugueuses.

Les premiers moulins à eau équipés d'une meule en grès apparurent peu avant l'ère chrétienne. Les meules taillées dans des blocs de pierre dure, par exemple du quartz aggloméré par des sédiments naturels, ont fait l'objet d'un commerce régulier entre provinces, durant de nombreux siècles.

Au XIV^e siècle, Léonard de Vinci imaginait les premières machines pour usiner. Cependant l'enlèvement de matière par abrasion ne permettait que d'effectuer du meulage, polissage et affûtage, sans grande précision. Au début du XIX^e siècle, l'industrie naissante en était à peu près à ce stade et l'apparition des premières machines outils vers les années 1850 donna naissance à la rectification, procédé industriel de finition des pièces mécaniques.

Les premières meules fabriquées apparurent à la même époque. Elles utilisaient des abrasifs naturels (émeri, quartz) broyés et agglomérés par de la magnésie, de la gomme laque ou du caoutchouc. Des meules réalisées avec un liant de nature céramique furent obtenues en Angleterre vers 1870 et c'est peu après que cette fabrication prit une allure industrielle.

Le véritable essor des meules eut lieu avec l'emploi des abrasifs artificiels.

Les premiers cristaux d'alumine (oxyde d'aluminium) ont été découverts en 1837 par le chimiste français Gaudin lors de ses recherches sur le rubis synthétique. A partir de 1877, les cristaux eurent une taille suffisante pour être utilisés comme abrasif. Et c'est lors des années 1893-95 qu'un autre français, Werlein, réussit à préparer cet abrasif à partir de la bauxite. Au début du XX^e siècle, la fabrication en grande quantité débuta aux Etats Unis.

Le carbure de silicium fit son apparition à la même époque que l'alumine. En 1891, un français, Moissan et un américain, Acheson, au cours de leurs recherches sur le diamant artificiel, obtinrent un corps nouveau, déjà rencontré par différents expérimentateurs. Les premières meules utilisant le carbure de silicium datent de 1893.

La fabrication des abrasifs fit ensuite des progrès rapides : augmentation de la pureté de l'alumine, découverte du carbure de bore en 1934, création de composés fusibles à base d'alumine et de zircone, synthèse du diamant, du nitrure de bore cubique.

Parallèlement, les agglomérants connaissent aussi de sérieux progrès. Dès 1927, l'emploi des résines synthétiques a ouvert des possibilités nouvelles d'utilisation des meules. De même, les abrasifs appliqués ont grandement profité des progrès accomplis dans le domaine des colles naturelles puis synthétiques.

1-1.3 Les procédés d'usinage par abrasion

Les procédés d'usinage par abrasion sont très variés et ils sont utilisés pour la réalisation de nombreux objets présents dans la vie des hommes.

Des objets courants comme les verres de lunettes sont découpés par des meules diamant et finis par polissage, les flacons de parfum sont gravés par projection haute fréquence de grains abrasifs (usinage par ultra son). La carrosserie d'une automobile est finie par polissage, les divers arbres, les soupapes, les cages de roulement sont rectifiées, les chemises sont rodées.

De plus, les procédés abrasifs ne sont pas réservés exclusivement à l'industrie et nombre d'entre eux sont à disposition du grand public comme les disques de ponçage ou à tronçonner, les feuilles de papier de verre ou encore les pâtes abrasives telles que les crèmes à récurer ou le dentifrice.

Les procédés par abrasion utilisés dans l'industrie ont des finalités différentes. Le tableau 1 liste les différentes techniques existantes en les classifiant en quatre catégories.

- Les procédés d'ébavurage et de nettoyage
Ils sont destinés à éliminer des défauts tels que les copeaux non détachés issus de l'opération précédente ou les dépôts divers sur les surfaces.
- Les procédés d'obtention d'un profil
Ils consistent à enlever de la matière par abrasion sur des pièces de haute dureté. Ils sont utilisés lorsque les outils classiques ne peuvent réaliser un enlèvement de matière. Ce sont souvent des procédés d'ébauche où seule une forme générale de la pièce est recherchée.
- Les procédés d'obtention de dimensions et de géométries
Ils regroupent l'ensemble des opérations de précision. Ces procédés utilisent principalement des abrasifs agglomérés de part le besoin de rigidité de l'outil pour maîtriser les géométries.
- Les procédés d'obtention d'un état de surface
Ils permettent de parachever les surfaces en améliorant la topographie. Ils ne permettent pas de modifier les dimensions ni la géométrie de la pièce.

I-1.4 La coupe par abrasion – Approche micro

L'analyse microscopique du processus de coupe par abrasion consiste à étudier l'action d'une particule abrasive élémentaire. Cette approche est la base de la compréhension des mécanismes physiques mis en jeu au cours de l'enlèvement de matière. Celle-ci permet de proposer des modèles pour la coupe abrasive.

Deux processus d'enlèvement de matière peuvent être considérés : usinage par impact (découpe au jet d'eau, usinage par ultra-sons) ou usinage par grattage (rectification, polissage). Nous considérerons plus particulièrement le second cas qui est celui pratiqué avec les produits abrasifs agglomérés, en particulier avec des meules. De plus, nous étudierons la coupe de matériaux métalliques. La rectificabilité des matériaux plastiques, composites ou céramiques a déjà fait l'objet de plusieurs études. Cependant, les modes de formation du copeau y sont différents. De plus, nombre de pièces mécaniques usinées sont métalliques, bien que de nouveaux matériaux commencent à être utilisés comme par exemple la céramique pour des soupapes ou des bagues de roulements.

Les procédés d'ébavurage et de nettoyage	
Sablage - décapage	Abrasifs libres
Tribofinition / Smuritropie / Ebavurage cryogénique	Abrasifs libres
Ebavurage par pâte abrasive	Abrasifs incorporés dans une pâte
Les procédés d'obtention d'un profil	
Découpage / Tronçonnage	Abrasifs agglomérés
Décrochage / Ebarbage	Abrasifs agglomérés
Découpage jet d'eau	Abrasifs libres
Usinage par ultra son	Abrasifs libres
Meulage par outils revêtus d'une couche d'abrasifs (limes, meules sur tiges, outils de dentistes, fils à découper)	Abrasifs appliqués
Les procédés d'obtention de dimensions et de géométries	
Rectification (dans la masse, plane, cylindrique extérieure, cylindrique intérieure, sans centre)	Abrasifs agglomérés
Affûtage	Abrasifs agglomérés
Rectification par bande abrasive	Abrasifs appliqués
Les procédés d'obtention d'un état de surface	
Polissage-Rodage par pâte abrasive	Abrasifs incorporés dans une pâte
Polissage par papiers, bandes et toiles abrasives	Abrasifs appliqués
Polissage par divers supports incrustés d'abrasifs (feutres, grilles)	Abrasifs appliqués
Rodage / Superfinition / Honage / Pierrage	Abrasifs agglomérés

Tableau 1 : procédés industriels d'usinage par abrasion.

Comme pour tout processus de coupe, la condition de formation d'un copeau est la création d'un niveau de contraintes adéquat dans la pièce pour atteindre le cisaillement. Celui-ci est obtenu avec un outil affûté par la pression qu'exerce son arête de coupe sur la pièce. En coupe abrasive, les grains, suivant leurs géométries et orientations, peuvent posséder plusieurs arêtes et faces de coupe. De plus, la formation du copeau n'est pas systématique au niveau de chacune des arêtes. La figure 1 montre un outil élémentaire en cours de travail actif, c'est à

dire conduisant à un enlèvement de matière. On y distingue au moins deux faces sur lesquelles s'enroulent des copeaux.

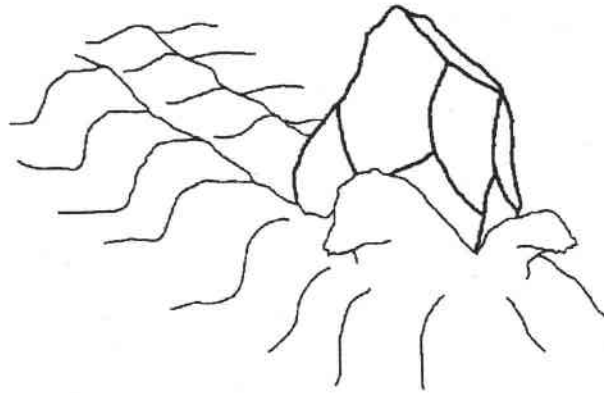


Figure 1 : grain abrasif en cours de travail actif.

La prédiction des efforts de coupe et des états de surface nécessite de connaître le mode de formation du copeau. Certaines approches utilisent le modèle de la coupe orthogonale, créé pour étudier la coupe avec des outils de coupe à géométrie définie, comme celui proposé par M.E. Merchant [1]. Cette approche pour l'abrasion a été reprise par W. König [2] ainsi que par W.F. Hastings et P.L.B. Oxley [3]. La figure 2 représente un grain, vu dans un plan perpendiculaire à la surface usinée et contenant la vitesse de coupe. Cette vue présente des similitudes avec une coupe orthogonale où l'angle de coupe γ est négatif. On y détaille le travail du grain en trois phases :

1^{ère} phase : le contact initial engendre la déformation élastique de la surface de la pièce à usiner, du grain et de son support. Le grain ne pénètre pas encore dans la pièce et il y a friction à pression croissante entre le grain et la surface.

2^e phase : la limite d'élasticité de la pièce est dépassée. La pointe de l'outil s'enfonce dans la pièce et le métal est repoussé vers l'avant et sur les cotés du grain. La vitesse de coupe a une influence sur cette phase de refoulement de matière. De plus, dans cette phase, le frottement métal-outil et la friction interne du métal sont importants.

3^e phase : lorsque la profondeur d'engagement du grain est suffisante, le ou les bourrelets sont remplacés par des copeaux. La résistance à l'avancement du grain diminue fortement.

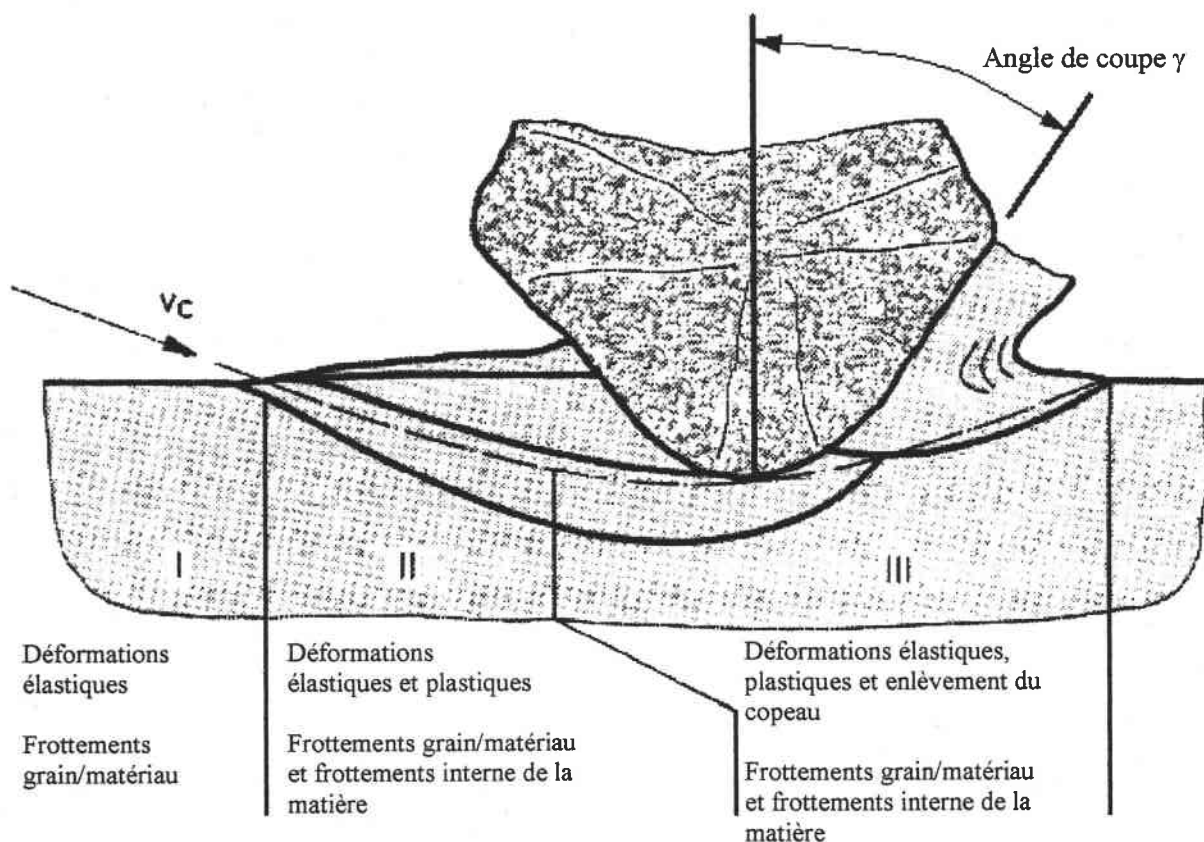


Figure 2 : grain abrasif considéré comme un outil coupant (d'après W. König) [2].

J.C. Tanguy [4], explique que la formation du copeau se produit ou non en fonction de l'angle de coupe, de la lubrification, de la température de surface et de la forme du grain. Il précise que :

- La formation du copeau peut avoir lieu jusqu'à une valeur critique de l'angle de coupe γ comprise entre 0° et -40° (dépendant de la nuance d'acier, du lubrifiant, de la température de surface). Pour un γ inférieur à cette valeur critique, le métal continue à être repoussé, sans formation de copeau.
- La lubrification réduit les frottements et peut diminuer l'angle de coupe critique de 20° .
- La température de surface lorsqu'elle atteint 450°C permet de diminuer l'angle critique d'une valeur pouvant atteindre 40° .
- La forme du grain affecte la formation du copeau. Une forme en V (en vue de dessus) est nettement plus favorable qu'une forme rectangulaire ou sphérique.

Cette dernière constatation montre l'influence de la forme des grains sur la coupe. La plupart des études considèrent des formes différentes de celle d'un coin pénétrant dans la matière

utilisé pour la modélisation de la coupe orthogonale. Ainsi de nombreux travaux ont utilisé un grain de forme conique. Cependant, cette approche, encore non suffisamment représentative a évolué vers d'autres formes, présentées sur la figure 3. M.C. Shaw [5] et W. Lortz [6] ont proposé une particule de forme sphérique. Ils ont notamment recherché une analogie avec les mesures de dureté du type Brinel. B. Lamy [7] a proposé un grain de forme conique dont la pointe est érodée. Cette approche permet de considérer la coupe avec une sphère lorsque la profondeur d'engagement est inférieure au rayon de la calotte sphérique et l'usinage par un cône lorsque la profondeur d'engagement est supérieure au rayon de la sphère. L'intérêt de cette approche est de pouvoir mettre en évidence la transition du labourage à la coupe, en fonction d'une profondeur d'engagement critique. Cette profondeur étant elle-même fonction de l'angle au sommet, du rayon de la sphère et du coefficient de frottement. E. Verlemann [8] a utilisé un grain de forme ellipsoïdale pour étudier la rectification à grande vitesse de pièces en céramique. C'est par une étude statistique du volume de copeaux formés par chaque grain qu'il montre que le modèle de coupe utilisant cette forme de grain est proche de la réalité. D'autres approches encore considèrent des grains de forme cylindrique ou bien pyramidale, cette dernière étant inspirée des essais de dureté du type Vickers, utilisée par T.C. Buttery et M.S. Hamed [9] ou encore par K. Martin [10].

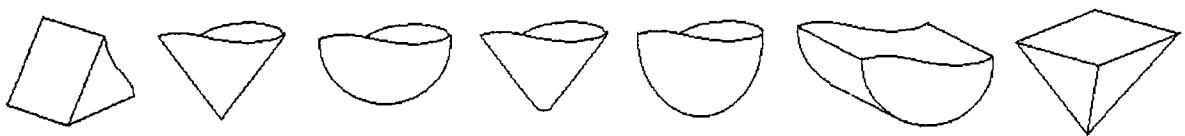


Figure 3 : différentes formes de grains représentatives pour la coupe abrasive (coin, cône, sphère, ellipsoïde, cylindre, pyramide).

En fait, lors d'un usinage par abrasion, plusieurs grains travaillent simultanément. Le résultat de l'opération est la conséquence des actions de cet ensemble de micro-outils de géométrie et de dimensions différentes. De plus, suivant le type de grain et de support utilisé, certains grains s'émoussent et d'autres se fracturent ou sont éjectés de leur support sous la charge. Il en résulte que la géométrie d'un grain évolue en cours d'usinage. Une forme de grain utilisée pour modéliser la coupe ne peut être retenue qu'après analyse statistique des différents modes d'action et de dégradation des grains au contact de la matière. La forme moyenne retenue ne correspondra qu'à une application particulière pour un matériau, un outil, des conditions de travail et d'environnement donnés.

K. Martin et K. Yegenoglu [11] ont synthétisé les différents modes d'action d'un grain. Ils en distinguent quatre en utilisant une géométrie de grain pyramidale puis sphérique. Il co-existe lors du contact meule-pièce : la formation de micro-copeaux écroûtés, se formant à l'avant de l'outil, la formation de micro-copeaux écoulements se formant vers l'avant et latéralement par rapport au grain, la formation d'un micro-labourage où les copeaux sont refoulés latéralement et un micro-sillonnage où la matière est déformée plastiquement, repoussée par un grain de forme sphérique. Le tableau 2 détaille les quatre modes ainsi que leurs conditions d'apparition.

Les paramètres considérés comme affectant le mode de coupe sont :

- La vitesse de coupe V_c
- Le comportement visco-plastique du matériau
- La profondeur d'engagement du grain h_{ce}
- La géométrie du grain pyramidal, représenté sur la figure 4 avec ses angles caractéristiques : l'angle de déviation δ_1 et l'angle d'inclinaison δ_2 .

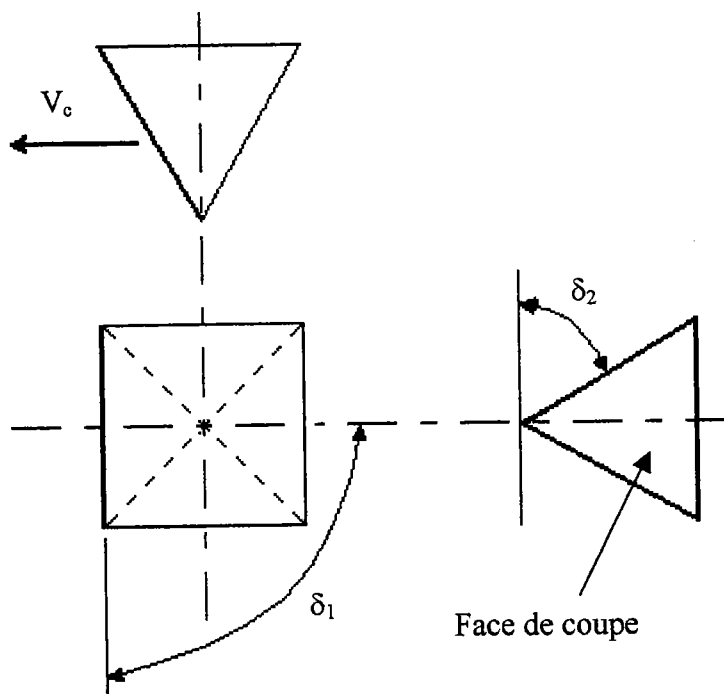


Figure 4 : géométrie d'un grain pyramidal.

La forme et profondeur des sillons laissés par le passage des grains sur la surface usinée est-elle aussi liée au mode d'action des grains qui prédomine pour un type d'usinage donné. Lorsque le mode 1 intervient prioritairement, il en résulte un fort enlèvement de matière. La

coupe abrasive est « agressive » et la topographie de la pièce abrasée est accidentée. A l'inverse, le mode 4 permet d'obtenir un bon état de surface alors que le volume de matière enlevé sur la pièce est le plus faible, voire même nul.

I-1.5 Les types de copeaux en coupe abrasive

Essentiellement, trois types de copeaux sont obtenus, présentés sur la figure 5. Ils sont :

- de forme ruban, longs et étroits
- de forme arc de cercle, courts et étroits
- des copeaux longs avec extrémité fondue ou totalement fondus, sous forme de sphère.

M. Ouadou [12] précise que la température de la pièce affecte les écoulements de matière et par conséquent la forme du copeau. Lors d'un essai de rayage avec une particule abrasive unique, les micro-copeaux sont courts mais d'un volume élevé. Le sillon laissé par le grain présente des bourrelets latéraux importants. Cependant, le même essai de rayage sur un matériau chauffé à 700°C amène des bourrelets latéraux nettement plus petits et les copeaux obtenus sont cette fois longs et étroits. Ils se rapprochent des copeaux qui seraient obtenus par rectification à l'aide d'une meule dans ce même matériau.

Des micro-copeaux peuvent atteindre jusqu'à 40 mm de longueur dans le cas de l'ébauche par rectification d'aciers réfractaires. Le même usinage d'un acier au carbone produit des copeaux nettement plus courts.

M.C. Shaw [13] détaille les types de copeaux obtenus en fonction du matériau et du type de grain abrasif. Les copeaux longs et étroits sont obtenus pour des matériaux ductiles, de faible dureté, à faible pourcentage de carbone ou faiblement alliés. Les copeaux courts ou sphériques sont obtenus pour des matériaux fragiles, à haute dureté, à fort pourcentage de carbone ou fortement alliés. La nature du grain modifie également la forme des copeaux : angles de coupe, conservation de l'acuité des arêtes, conductibilité thermique. La différence entre les copeaux produits par des grains abrasifs conventionnels (alumine, carbure de silicium) et des superabrasifs (nitrure de bore cubique et diamant) est également mise en évidence.

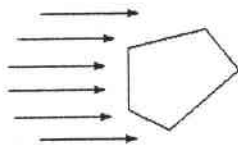
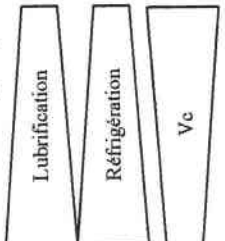
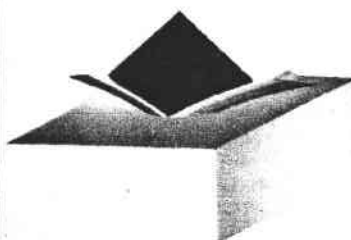
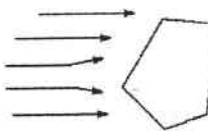
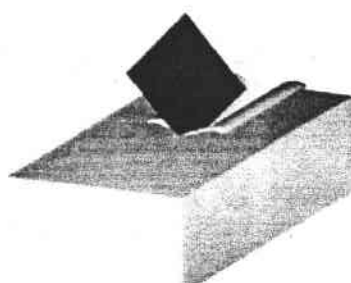
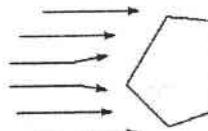
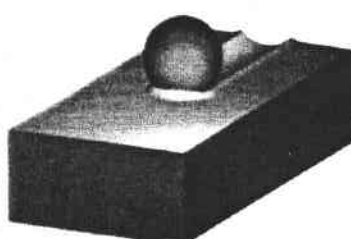
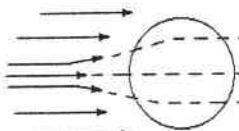
Type de coupe	Facteurs influents	Mécanismes de coupe
micro-copeaux écrouîtés 	 $V_c \rightarrow$ Face du grain Profondeur de coupe importante δ_1 égal ou proche de 90° δ_2 important	$\rightarrow$ vaporisation $\rightarrow$ $\rightarrow$ liquéfaction $\rightarrow$ $\rightarrow$ Formation des copeaux comme par fraisage $\rightarrow$ 
Transition		
micro-copeaux écoulements 	 $V_c \rightarrow$ < pointe du grain Profondeur de coupe très importante et/ou V_c très important $\delta_1 \ll 90^\circ$	Importante accumulation de matière à la pointe du grain $\rightarrow$ plusieurs copeaux $\rightarrow$ écoulement rapide de la matière $\rightarrow$ Les copeaux se détachent sur les bords du sillon
Transition pour une profondeur de rayure de 5 ... 15 μm		
micro-labourage 	 $V_c \rightarrow$ < pointe du grain Profondeur de coupe très petite et/ou V_c très petite δ_1 très petit	Faible accumulation de matière à la pointe du grain $\rightarrow$ peu de copeaux $\rightarrow$ écoulement lent de la matière $\rightarrow$ La matière reste attachée sur les bords du sillon
Transition pour une profondeur de rayure de 1 ... 5 μm		
micro-sillonnage 	 Profondeur de coupe très petite et/ou V_c très petite δ_2 très petit	La matière est repoussée à l'avant de l'outil $\rightarrow$ le copeau s'écoule latéralement $\rightarrow$ la dépassement de la résistance au cisaillement conduit à évacuer une couche mince de matière hors du sillon cylindrique formé par le grain

Tableau 2 : mécanismes de coupe par abrasion selon K. Martin et K. Yegenoglu [11].

Les superabrasifs sont généralement plus incisifs, ils possèdent une meilleure conductibilité thermique et une résistance à l'usure supérieure à celle des grains conventionnels. Ainsi, les copeaux qu'ils produisent sont courts et étroits. Les copeaux longs et étroits ou sphériques sont obtenus principalement avec les grains abrasifs conventionnels.

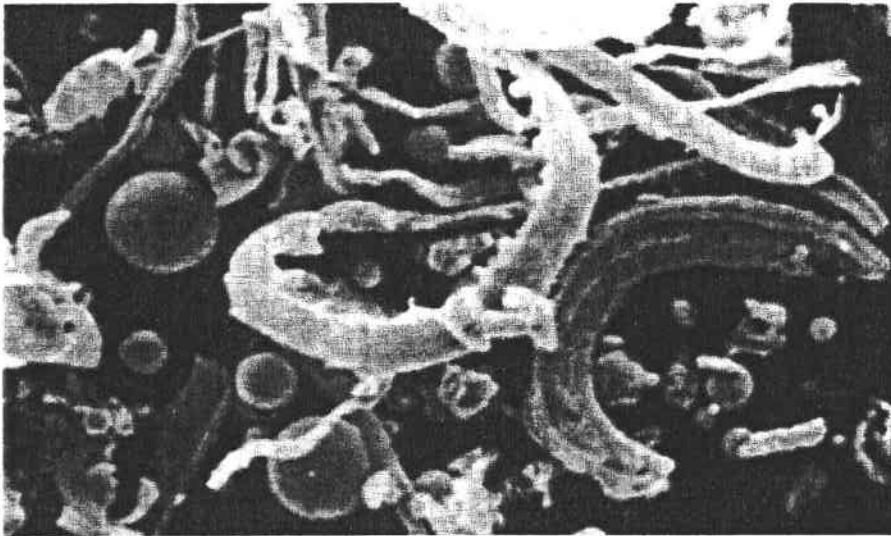
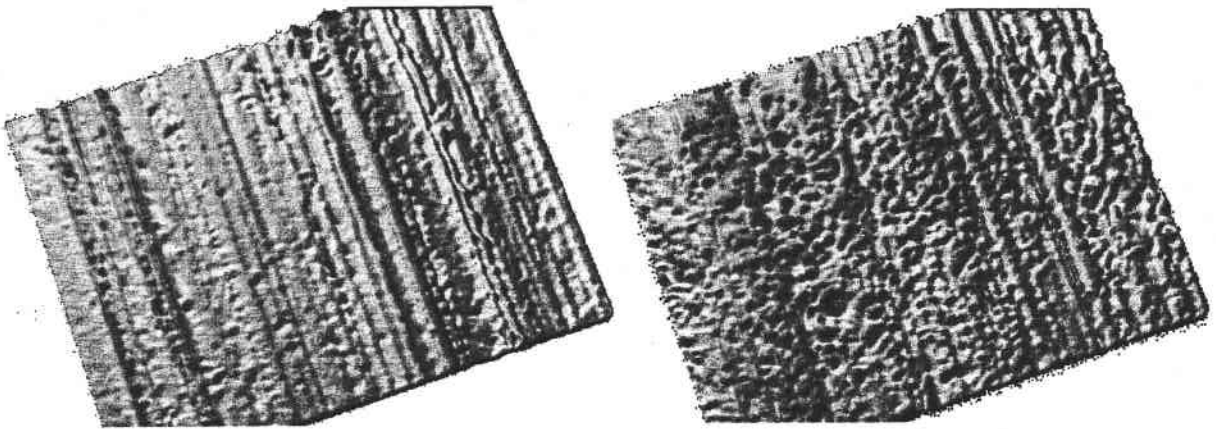


Figure 5 : micrographie MEB de copeaux obtenus en rectification plane d'une pièce en acier à haute dureté avec une meule à grains conventionnels d'après M.C. Shaw [13].

Enfin, l'évacuation des copeaux est réalisée en utilisant les espaces intergranulaires de la meule : les grains sont reliés par des piliers d'agglomérant, laissant des volumes vides plus ou moins importants entre les grains. Certaines meules possèdent une faible porosité, notamment celles à liant résine ou métallique. Dans le cas de gros enlèvement de matière, pour des matériaux produisant des copeaux longs et étroits, il peut apparaître des difficultés pour l'évacuation de ces particules métalliques. La conséquence est la charge de la meule avec augmentation des forces et énergies requises pour la coupe. Lorsque la température de fusion des copeaux est atteinte et que les particules métalliques ne peuvent être évacuées, il est possible qu'elles adhèrent à la surface de la pièce, comme le montrent les images obtenues par microscope interférométrique de la figure 6.

Meule à liant céramique
Abrasifs conventionnels

Vitesse de coupe $V_c = 150 \text{ m/s}$
Matière usinée : ARS (65 HRC)



Particules métalliques re-solidifiées sur la surface

Figure 6 : topographie de surface : copeaux adhérent sur la surface usinée.

I-2 Rectification

I-2.1 Introduction

La rectification est un procédé d'usinage par enlèvement de matière à l'aide de grains abrasifs agglomérés par un liant formant le bandeau abrasif d'une meule. Les définitions usuelles du terme « rectification », décrivent une opération de finition, de « retouche » des pièces dont l'objet est d'éliminer les défauts laissés par des opérations antérieures. Dans la pratique, le procédé est utilisé dans deux cas : réalisation de forme avec des exigences élevées pour les dimensions, la géométrie et l'état de surface et/ou usinage de pièces de forte dureté que d'autres procédés ne peuvent pas usiner dans des conditions économiquement viables ou ne peuvent pas usiner du tout.

I-2.1.1 Les différents types de rectification

Rectification de formes planes, cylindriques intérieures ou extérieures, de formes complexes : les types de rectification sont très divers. Plusieurs méthodes de classification en sont proposées. Les normes NF60-001-002-003 proposent un classement selon le type de machine employée (cylindrique, plane, sans centre). La norme DIN8589 propose un classement selon

les déplacements relatifs entre la meule et la pièce. La norme E66-520 propose un classement selon les caractéristiques de l'outil et de la matière (couple outil-matière). Néanmoins, cette dernière n'est pour l'instant appliquée qu'aux opérations d'usinage par outil coupant à géométrie définie. Une normalisation COM n'existe pas en rectification. Cette méthode, si elle était utilisée, ne serait pas suffisante pour décrire entièrement chaque type. Il conviendrait de compléter avec les conditions de préparation de la meule, le mode de dégradation de la meule ainsi que l'environnement de la coupe (positionnement, préhension et entraînement de la pièce, lubrification, caractéristiques machine).

Les types de rectification sont présentés par la figure 7, selon les formes qu'ils permettent de réaliser, les positionnements de pièce et les déplacements relatifs entre la meule et la pièce .

I-2.1.2 Spécificités de la rectification

Une opération de rectification dans la gamme de fabrication d'une pièce est une opération sensible. Opération de finition et de précision, effectuée sur une pièce dont la valeur ajoutée est déjà élevée, cette phase nécessite la mise en œuvre de moyens appropriés, dictés par des critères économiques, mais aussi par un contexte environnemental. La figure 8 positionne le procédé dans son environnement technico-socio-économique.

Il est possible de citer quelques-unes des spécificités qui font de la rectification, un procédé nécessitant une attention toute particulière.

- Vitesses de coupe élevées avec des outils pouvant avoir de très grandes dimensions. Les masses entraînées en rotation sous de telles vitesses rendent ces procédés à risque et pour lesquels les conséquences d'un incident sont parmi les plus graves.
- Machine de précision dont l'investissement est important, d'une grande complexité et nécessitant un personnel qualifié.
- Utilisation d'un fluide de coupe quasi-systématiquement avec des conséquences au niveau hygiène, sécurité, environnement et engendrant également des particularités machine telles qu'étanchéités, cartérisation, sécurité et système d'arrosage adaptés.
- Copeaux produits de très petite taille. Mélangés au fluide de coupe, ils forment une boue dont le traitement est difficile à effectuer.

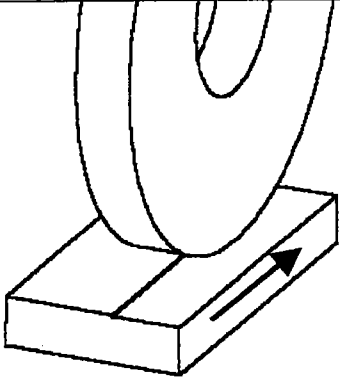
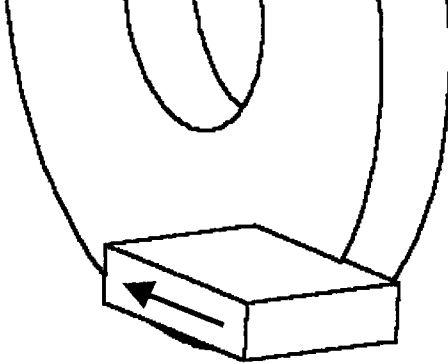
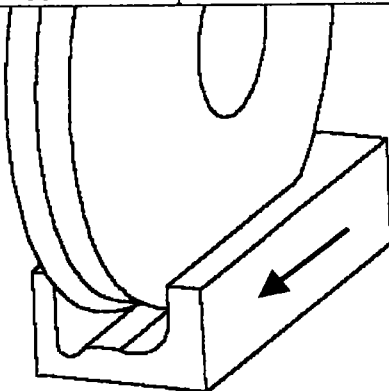
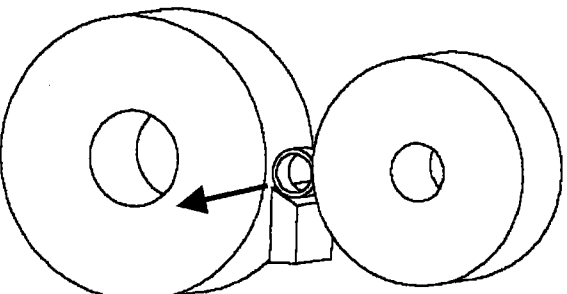
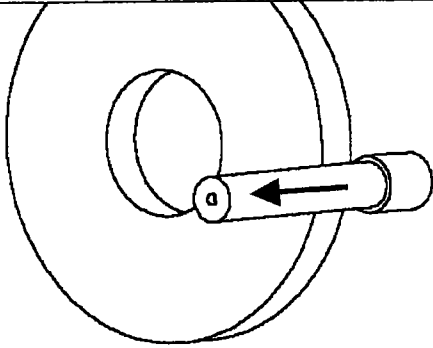
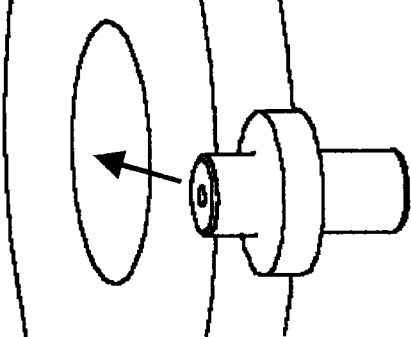
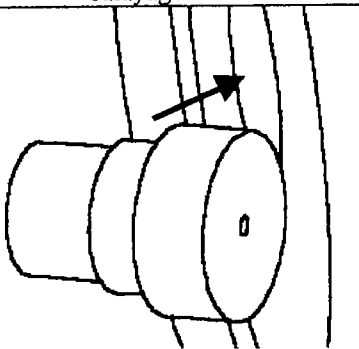
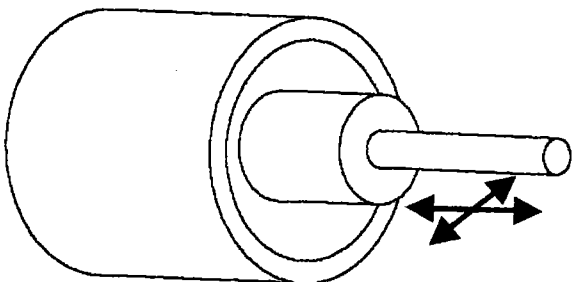
Rectification de surfaces planes		Rectification de surfaces planes	
Rectification de surfaces courbes		Rectification de surfaces cylindriques	
Rectification de surfaces cylindriques		Rectification de surfaces cylindriques	
Rectification de surfaces cylindriques		Rectification de surfaces cylindriques	

Figure 7 : différents types de rectification.

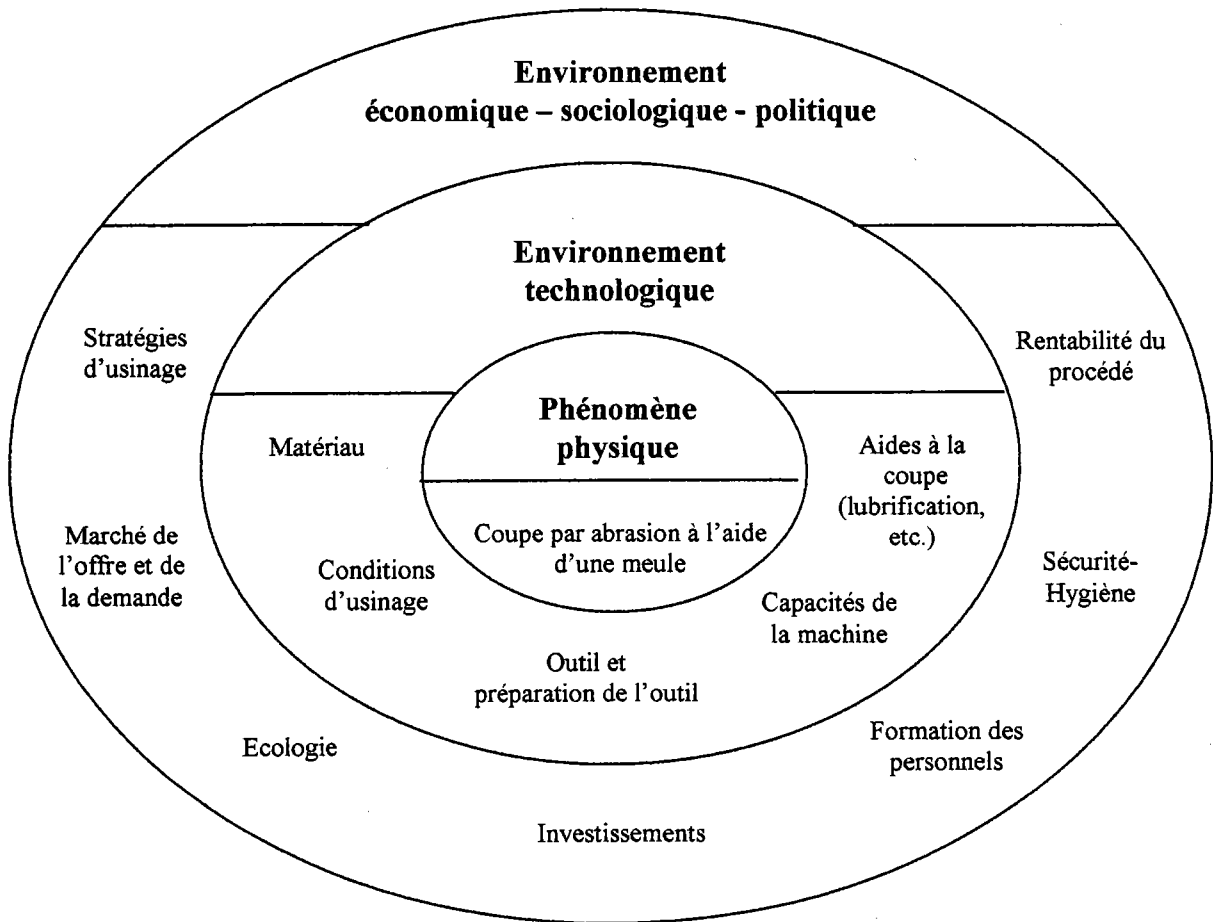


Figure 8 : environnement contextuel d'une opération de rectification

I-2.2 Rectification cylindrique extérieure par plongée droite

Pour l'observation des phénomènes inhérents à la coupe, la rectification plane est pratique du fait de la non-rotation de la pièce. Cependant, près de 80 % des pièces usinées par rectification sont des pièces de révolution ceci du fait des besoins de l'industrie automobile. De tous les types de rectification cylindrique, la rectification cylindrique extérieure par plongée droite, figure 9, est la plus élémentaire au niveau cinématique. Aussi, ce mode de rectification sert de base pour la plupart des études de la rectification cylindrique.

I-2.2.1 Cinématique et grandeurs caractéristiques

La meule de diamètre d_s tourne à n_s tr/min, ce qui lui confère une vitesse tangentielle V_s . La pièce de diamètre d_w tourne à n_w tr/min, ce qui lui confère une vitesse tangentielle V_w . La vitesse de coupe (relation 1) est la combinaison des vitesses tangentielles de meule et de

pièces, additionnées ou soustraites selon les sens de rotation. En rectification conventionnelle V_w est faible devant V_s et il est courant de la négliger.

$$V_c = V_s \pm V_w \quad (1)$$

La section de coupe géométrique se détermine à l'aide de la largeur de passe axiale a_p et de l'avance radiale de la meule à chaque tour de pièce a_e (relation 2). La largeur de passe axiale correspond à la largeur de meule b_s ou la largeur de la pièce lorsque cette dernière est plus étroite que la meule. La meule avance normalement vers la pièce à la vitesse V_{fn} .

$$a_e = V_{fn} / n_w \quad (2)$$

La surépaisseur enlevée à l'issue de l'usinage correspond à la différence entre d_{wi} et d_{wf} qui sont les diamètres de la pièce respectivement avant et après usinage. Le taux d'enlèvement de matière Q_w est fourni par la relation 3. Cependant, afin de comparer les taux réalisables par des meules de différentes largeurs, il est usuel d'utiliser le taux spécifique d'enlèvement de matière Q'_w , qui correspond au débit par unité de largeur de meule (relation 4).

$$Q_w = b_s \cdot \pi \cdot d_w \cdot V_f \quad (3)$$

$$Q'_w = \pi \cdot d_w \cdot V_f \quad (4)$$

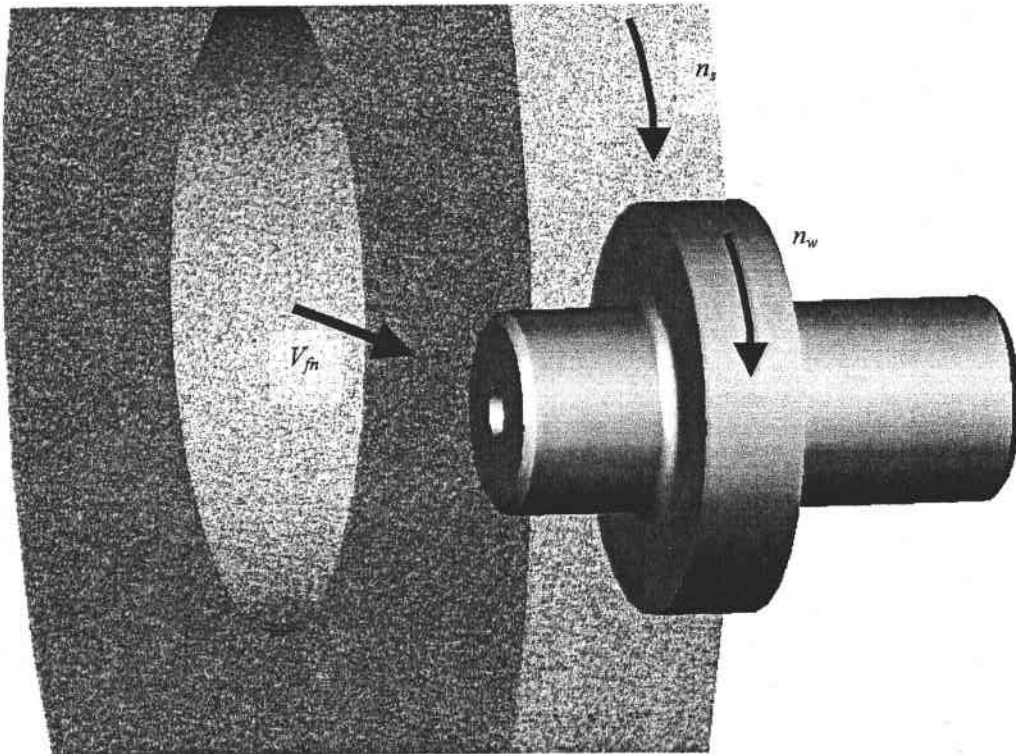


Figure 9 : rectification cylindrique extérieure par plongée droite.

Le volume de matière usinée sur la pièce ΔV_w est fourni par la relation 5. En cours d'usinage la meule s'use ce qui conduit à une diminution de son diamètre. Le volume de meule consommée sur la meule est ΔV_s . Le rapport de rectification G permet de quantifier la tenue à l'usure d'une meule. Il est utilisé lorsque le contact meule pièce est linéaire. Il correspond au volume spécifique de matière usinée divisé par le volume spécifique de meule usée.

$$\Delta V_w = \pi \cdot b s \cdot (d_{wb}^2 - d_{wa}^2) / 4 \quad (5)$$

$$G = \Delta V_w / \Delta V_s \quad (6)$$

L'épaisseur de coupe équivalente h_{eq} est un facteur de liaison qui permet de regrouper sous son expression toutes les conditions cinématiques de l'usinage. Elle est utilisée dans les modèles empiriques donnant les efforts de coupe et les états de surface. J. Peters, R. Snoeys et A. Decneut [14] décrivent son intérêt et l'utilisent pour établir les cartes de rectification. h_{eq} correspond à l'épaisseur fictive des particules métalliques qui sont éjectées sous forme d'un bandeau d'étincelles à la vitesse V_s alors qu'elles étaient arrivées dans la zone de coupe à la vitesse V_w et avec l'épaisseur a_e (relation 7).

$$h_{eq} = a_e \cdot V_w / V_s \quad (7)$$

Le diamètre équivalent d_e correspond au diamètre qu'aurait une meule en rectification plane (d_w infini) et qui permettrait la même section de coupe qu'en rectification cylindrique (relation 8). En rectification cylindrique intérieure, ce diamètre vaut $d_e = (d_w \cdot d_s) / (d_w - d_s)$.

$$d_e = (d_w \cdot d_s) / (d_w \pm d_s) \quad (8)$$

I-2.3 Interface meule-pièce

I-2.3.1 Approche microscopique – géométrie d'un copeau

Comme pour les procédés d'usinage conventionnels, les efforts de coupe supportés par chaque outil élémentaire ou grain dépendent de la section du copeau. En rectification, de nombreux grains sont simultanément en contact avec la pièce, enlevant ou non de la matière. Aussi la première approche pour définir la géométrie d'un copeau abrasé consiste à considérer une meule dont la géométrie est parfaite et sur laquelle, tous les grains coupent. Il s'agit du modèle de coupe meule-fraise basé sur les hypothèses suivantes :

- Chaque grain forme un copeau.
- Chaque grain de la meule possède la même géométrie (arête coupante à géométrie définie)

- La meule possède un nombre fini de grains régulièrement positionnés sur le bandeau de telle sorte que sur une unité de longueur du périmètre de la meule, les grains soient distants de l_g .
- Toutes les arêtes de coupe des grains se situent sur le même rayon de la meule.

Ainsi chaque grain décrit une épicycloïde obtenue par la combinaison de la rotation de la meule et de l'avance de la pièce. La géométrie du copeau, présentée par la figure 10, n'est plus que fonction de l'engagement a_e du grain dans la matière et de la vitesse d'avance de la pièce. La relation 9 fournit l'épaisseur maximale d'un copeau e_M et la relation 10 fournit sa longueur l_c .

$$e_M = 2l_g \frac{v_w}{v_s} \sqrt{\frac{a_e}{d_e}} \quad (9)$$

$$l_c = (1 \pm \frac{V_w}{V_s}) \sqrt{a_e \cdot d_e} \quad (10)$$

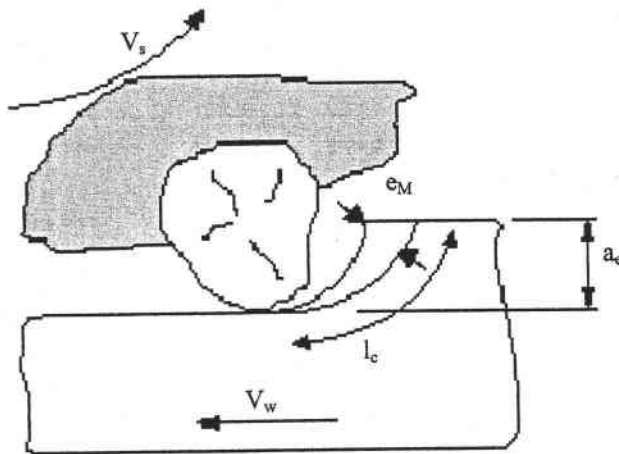


Figure 10 : géométrie d'un copeau.

Dans l'expression de la longueur du copeau, le terme $(1 \pm V_w/V_s)$ peut être considéré égal à 1 en rectification conventionnelle car la vitesse de pièce est faible devant la vitesse de meule. La relation 11 fournit l'expression simplifiée de l_c . Lorsque V_w ne peut plus être négligé devant V_s , la parenthèse devient $(1 + V_w/V_s)$ pour un usinage en opposition et $(1 - V_w/V_s)$ pour un usinage en concordance.

$$l_c \approx \sqrt{a_e \cdot d_e} \quad (11)$$

Les limites de ce premier modèle sont vite atteintes, notamment parce que considérant des grains abrasifs comme étant répartis à égale distance sur la périphérie de la meule. D'autres

modèles permettent d'estimer l'épaisseur du copeau. L.N. Filippov [15] propose la relation 12. N_t est le nombre de grains actifs par unité de longueur de meule (mm^{-1}). Il est déterminé par analyse de la distribution des grains sur le bandeau.

$$e_M = \frac{33}{N_t} \left[\frac{Q'_w}{V_s} \right]^{\frac{1}{2}} \left[\frac{1}{a_e \cdot d_e} \right]^{\frac{1}{4}} \quad (12)$$

G. Werner [16] propose la relation 13. Où C_{stat} est la densité statique d'arêtes de coupe, avec $\alpha, \beta, \gamma > 0$.

$$e_M = k \left[\frac{1}{C_{stat}} \right]^{\alpha} \left[\frac{v_w}{v_s} \right]^{\beta} \left[\frac{a_e}{d_e} \right]^{\gamma} \quad (13)$$

F. Klocke et autres [17] utilisent la relation 14. Où C_{gw} est une constante caractérisant la topographie de la meule et e un exposant positif.

$$e_M = C_{gw} \left[\frac{v_w}{v_s} \right]^e \left[\frac{a_e}{d_e} \right]^{\frac{e}{2}} \quad (14)$$

P.L. Tso et S.H. Wu [18] proposent la relation 15. Où w est la distance théorique entre les arêtes de coupe.

$$e_M = w^2 \frac{v_w}{v_s} \sqrt{\frac{a_e}{d_e}} \quad (15)$$

Quel que soit le modèle proposé, 6 facteurs apparaissent systématiquement. Il s'agit des vitesses et diamètres de meule et de pièce, de l'engagement radial de meule et de la distance moyenne entre deux grains actifs consécutifs.

En rectification cylindrique par plongée, à partir de l'équation 2, il est constaté que V_w (ou n_w) et a_e sont liées par la vitesse de plongée V_f . Il apparaît ainsi que le facteur ayant le plus d'effet sur l'épaisseur maximale du copeau est la vitesse tangentielle de meule.

I-2.3.2 Approche macroscopique – géométrie du contact meule-pièce

Les efforts de coupe globaux à l'interface meule-pièce sont la somme des efforts unitaires supportés par chaque grain en contact avec la pièce. La figure 11 montre les composantes de l'effort de coupe en plongée. Le rapport $\mu = F_t / F_n$ est fonction de nombreux paramètres mais ses estimations montrent qu'il est compris entre 0.3 et 0.55 [4].

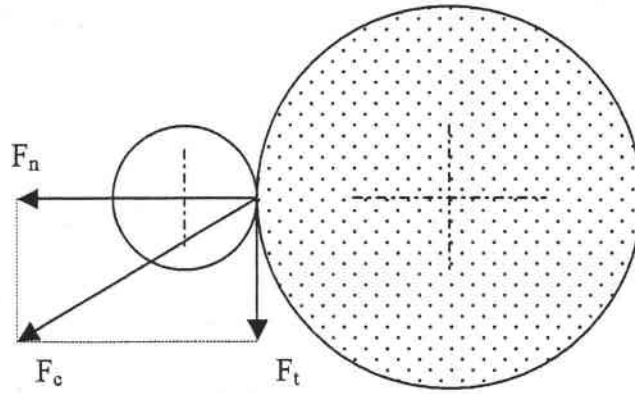


Figure 11 : efforts de coupe en rectification par plongée.

La forme de la zone de contact entre la meule et la pièce peut être déterminée géométriquement. Il s'agit d'une surface courbe de longueur l_c et de largeur a_p comme représenté par la figure 12. Cependant, des études, dont celles de J. Verkerk [19], de Z.X. Zhou et A. Van Lutterwelt [20], ou encore D.P. Saini [21], [22] ont montré que la longueur de l'arc de contact réelle est supérieure à la longueur de l'arc de contact géométrique. Les déformations élastiques de la meule et de la pièce sous les efforts de coupe en sont la cause. La longueur de contact réelle entre la meule et la pièce est généralement supérieure à sa longueur théorique.

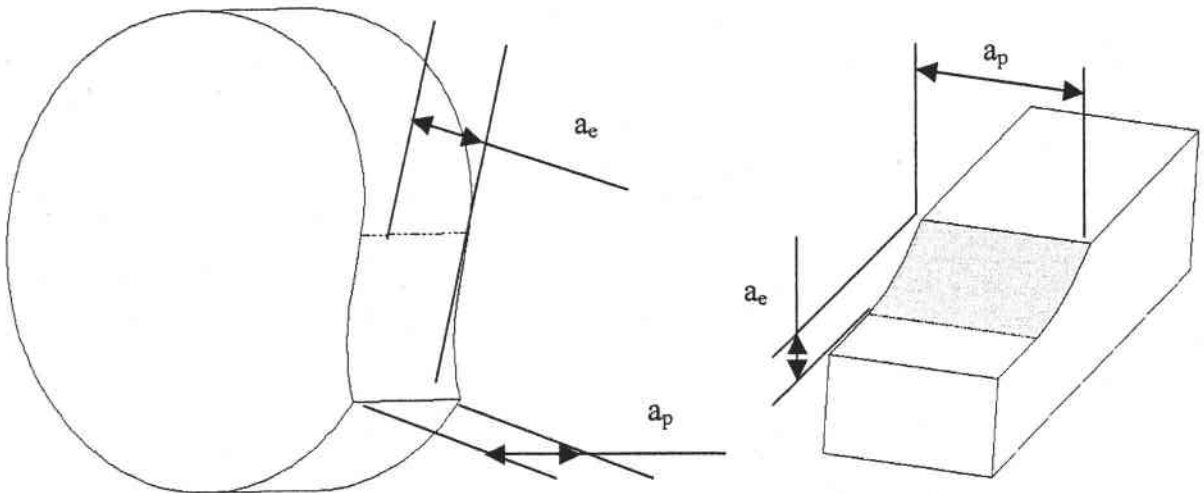


Figure 12 : surface de contact entre la meule et la pièce.

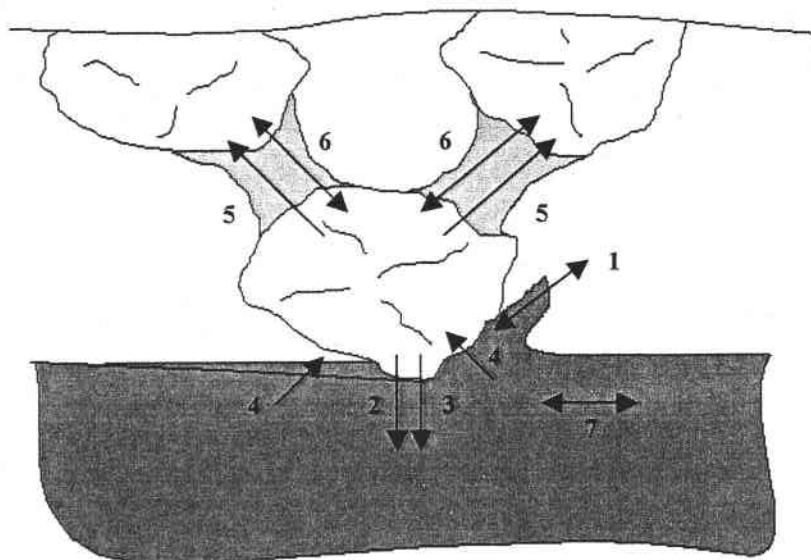
I-2.4 Energie mécanique – énergie thermique

I-2.4.1 Répartition énergétique

A l'interface meule-pièce, un grand nombre de grains abrasifs agissent simultanément sur la surface à usiner pour enlever un volume de matière donné. La rotation de la meule confère aux grains une énergie mécanique qui est ensuite utilisée sous différentes formes. Elle est consacrée d'une part à l'enlèvement de matière et d'autre part, aux déformations plastiques, élastiques et frottements des grains sur la matière. La plupart des travaux en rectification considèrent que 100 % de l'énergie apportée à l'interface meule/pièce est convertie en chaleur. Ceci revenant à négliger la part de l'énergie consacrée à la formation des copeaux face à l'énergie due aux frottements et déformations. K. Stefens et W. König [23] expliquent comment se répartissent ces énergies au niveau d'un grain (figure 13).

D'un point de vue macroscopique, W.B. Rowe [24] décrit la répartition énergétique entre la meule, la pièce, les copeaux et le fluide de coupe. L'énergie totale (relation 16) est composée de l'énergie dissipée dans la pièce E_w , dans la meule E_s , dans les copeaux E_c et dans le fluide de coupe E_f .

$$E_t = E_w + E_s + E_c + E_f \quad (16)$$



Légendes :

- | | |
|-------------------------------------|--|
| 1. Energie de formation du copeau | 4. Energie de frottement grain/matière |
| 2. Energie de déformation plastique | 5. Energie de déformation élastique du liant |
| 3. Energie de déformation élastique | 6. Frottement interne dans la meule |
| | 7. Frottement interne dans la matière |

Figure 13 : échanges énergétiques au niveau d'un grain selon K. Stefens et W. König [23].

Il est courant d'étudier les répartitions énergétiques à partir de l'énergie spécifique (relation 17). Il s'agit de l'énergie nécessaire à l'enlèvement d'une unité de volume de matière sur la pièce. En effet, de part la faible quantité de matière enlevée par rapport à une opération de coupe classique, l'énergie ramenée à l'unité de volume de matière usinée est très importante : de 30 à 100 J/mm³.

$$E_t' = E_t / \Delta V_w \quad (17)$$

La quantité de chaleur évacuée par les copeaux est donnée par la relation 18.

$$E_c = T_c \cdot \rho_T \cdot c_T \quad (18)$$

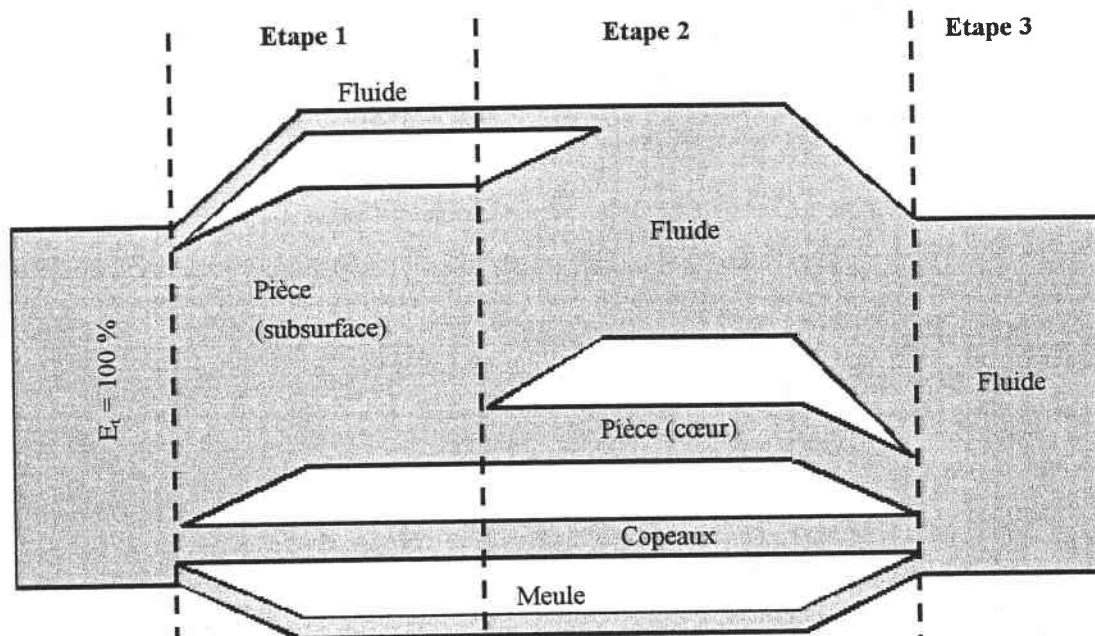
Où T_c est la température moyenne des copeaux, ρ_T et c_T la masse volumique et la chaleur massique du matériau usiné à la température T_c . Comme l'explique A. Decneut [25], pour une température moyenne de 800 °C, l'énergie spécifique évacuée par des copeaux acier est d'environ 3,5 J/mm³. De même, S. Malkin et R.B. Anderson [26] ont démontré que la valeur de l'énergie spécifique de formation du copeau E_c' , pour des matériaux du type acier, ne peut pas dépasser la valeur limite de 13,8 J/mm³. Ceci parce que l'énergie de cisaillement ne peut pas excéder l'énergie de fusion du matériau usiné. Aussi, avec le faible volume de copeaux produit en rectification, l'énergie évacuée par les copeaux E_c est négligeable par rapport à l'énergie totale E_t .

D'autre part, J.C. Tanguy [4] explique qu'au moment du passage de la meule sur la pièce, la quantité de chaleur évacuée par le fluide de coupe est faible, comme présenté par la figure 14.

Il en résulte que l'énergie transmise à la pièce E_w est très variable selon les conditions de travail. Le coefficient de répartition de la chaleur est le rapport de l'énergie absorbée par la pièce divisé par l'énergie totale (relation 19). Il permet de définir quelle est la part de l'énergie transmise à la pièce.

$$R = E_w / E_t \quad (19)$$

Les procédés conventionnels (fraisage, tournage) utilisés avec de grandes vitesses de coupe présentent l'avantage d'un coefficient de répartition de chaleur inférieur proche de zéro : 80 % de la chaleur est évacuée par les copeaux, les 20 % restants se répartissant entre l'outil et la pièce [28]. En rectification, le coefficient de répartition de chaleur est très rarement inférieur à 0,2. Au contraire, il est fréquemment supérieur à 0,5. Ceci dépend du matériau usiné, du type de rectification effectué, de l'abrasif utilisé et de l'environnement de la coupe. Le coefficient de répartition de chaleur a notamment été étudié par C. Guo, S. Malkin, W.B. Rowe, B. Mills, S.C.E. Black [29], [30], [31], [32] et [33]. Quelques valeurs sont délivrées par le tableau 3.



Etape 1 : Enlèvement de matière. La quantité de chaleur transmise au fluide de coupe dans la zone de contact est minimale.

Etape 2 : Refroidissement intensif. Juste après son passage sous la meule, la matière usinée peut atteindre des températures élevées (jusqu'à 1200 °C). Dans cette zone, la pièce est soumise à un refroidissement brutal, si bien que la plus grande partie

de la chaleur qui était concentrée dans la subsurface est évacuée par le fluide de coupe alors qu'une partie relativement faible pénètre dans la pièce par conduction.

Etape 3 : Refroidissement modéré. La chaleur qui a pénétré au cœur de la pièce est progressivement évacuée par le fluide de coupe par convection.

Figure 14 : répartition de la chaleur au cours des différentes phases de l'usinage selon J.C. Tanguy [4].

A partir de la connaissance de la quantité d'énergie transmise à la pièce, il est envisageable de produire une cartographie des températures sous la surface, soit par modélisation, soit par expérimentation. R. Snoeys et autres [27] proposent une carte des températures de la pièce, présentée par la figure 15.

I-2.4.2 Puissances mises en jeu

Les puissances mises en jeu sont de différentes natures. Considérons la puissance totale P_t , consommée au niveau de la meule. Elle est composée de la puissance de coupe P_c , de la puissance consommée à vide P_{av} pour vaincre les frottements internes de l'électrobroche, de la puissance consommée à cause du frein P_{lub} créé par les jets de lubrification, de la puissance

consommée à cause du frein P_{decr} créé par les jets de décrassage et de la puissance consommée à cause du frein P_{ch} que crée le fluide à l'interface meule-pièce.

Type d'abrasif	Matériau usiné	Lubrification	R
AL ₂ O ₃ ou SiC	Acier	Sans	0,8
AL ₂ O ₃ ou SiC	Acier	Avec	0,5
CBN	Acier	Sans	0,5
CBN	Acier	Avec	0,3
Diamant	Céramique, verre	Sans	0,4
Diamant	Céramique, verre	Avec	0,2

Tableau 3 : coefficient de répartition de chaleur.

La puissance de coupe est donnée par la relation 20, il s'agit de la puissance nécessaire à la formation des copeaux.

$$P_c = P_t - P_{\dot{av}} - P_{Lub} - P_{decr} - P_{ch} \tag{20}$$

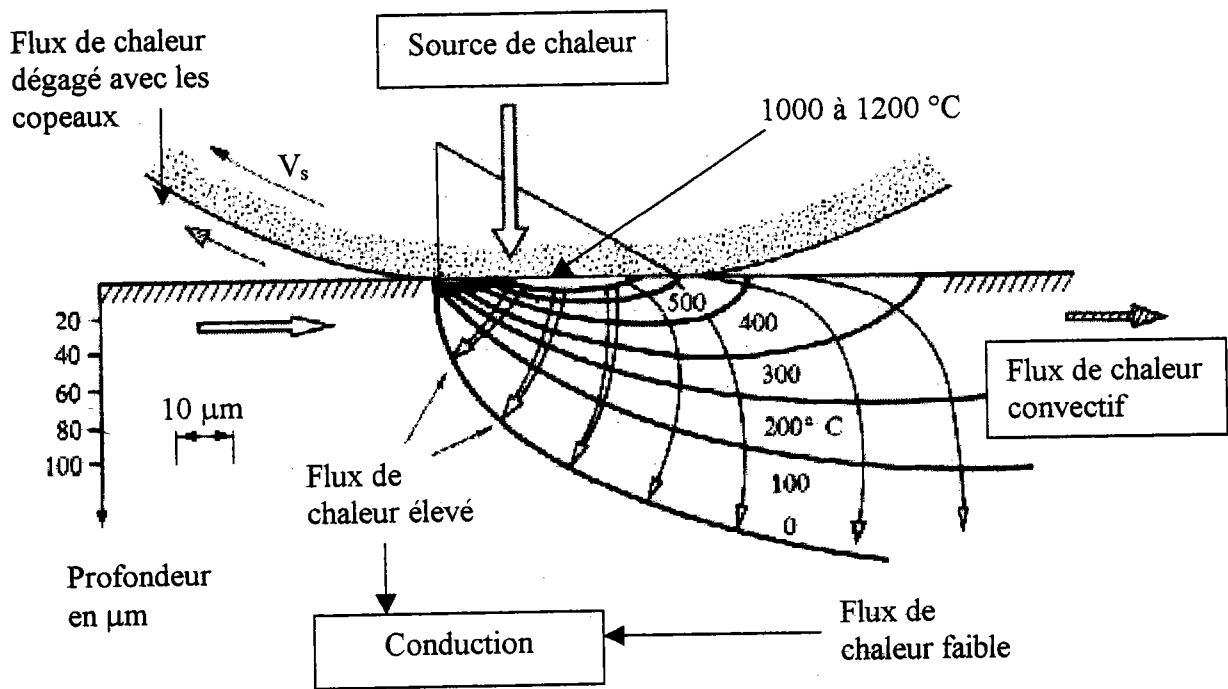


Figure 15 : courbes isothermes de la température à la surface d'une pièce rectifiée selon R. Snoeys et autres [27].

La puissance de coupe est le produit scalaire de la force globale par la vitesse globale (relation 21). Cependant V_{fn} est très faible devant V_c , aussi la puissance de coupe peut être exprimée sous sa forme simplifiée (relation 22).

$$P_c = (\overrightarrow{F_t} + \overrightarrow{F_n}) \cdot (\overrightarrow{V_c} + \overrightarrow{V_{fn}}) \quad (21)$$

$$P_c = F_t \cdot V_c \quad (22)$$

I-2.5 Altération thermique des pièces rectifiées

Les conséquences d'une quantité de chaleur importante transmise à la pièce ou d'une forte température localisée sont des risques d'apparition de dommages thermiques, communément appelés : brûlures. Les performances caractéristiques qui sont habituellement rattachées à l'intégrité de surface sont : la résistance à la rupture, la résistance à la fatigue, le taux de corrosion, le comportement tribologique (lubrification, frottement et usure), les propriétés magnétiques et la stabilité dimensionnelle. Selon M.C. Shaw [13], l'intégrité de surface regroupe la qualité de surface au sens de topographie de surface, les endommagements thermiques et les contraintes résiduelles. En fait, il existe plusieurs types de dommages thermiques : brûlure d'oxydation, adoucissement thermique, contraintes résiduelles, brûlures de trempe. Dans l'acier, chacun se produit dans des plages de température différentes, de plus en plus élevées de la brûlure d'oxydation jusqu'à la brûlure de trempe. La qualité de la pièce s'en trouve affectée de différentes manières.

I-2.5.1 Brûlures d'oxydation

Elles sont dues à l'oxydation de la pièce et/ou du liquide de refroidissement. Elles laissent une fine couche colorée sur la surface rectifiée. Elles peuvent aussi apparaître sur des surfaces non rectifiées qui ont subi un échauffement par conduction thermique, situées à proximité de la zone de coupe. Ce type de brûlures est uniquement superficiel et ne présente pas de conséquences métallurgiques néfastes pour la pièce. Néanmoins, cette fine couche pourra rendre difficile l'accroche de tout revêtement ultérieur. A des températures plus élevées, la brûlure d'oxydation s'accroît, mais sa présence ne permet pas de savoir si d'autres dommages thermiques se sont produits également.

I-2.5.2 Adoucissement thermique

En surface la température de la pièce atteint la température de revenu et génère une couche de matériau sur-revenu dont la dureté est inférieure par rapport au reste de la pièce. La profondeur du revenu peut atteindre 0,5 mm sous la surface.

I-2.5.3 Contraintes résiduelles

Les contraintes résiduelles peuvent apparaître suite à des déformations plastiques en surface, des dilatations thermiques différentielles ou des transformations de phase localisées. X. Chen, W.B. Rowe, D.F. McCormack [34] et M. Mahdi, L. Zhang [35], [36], [37] décrivent à l'aide de la figure 16, les trois types de contraintes résiduelles. Les contraintes de compression (courbe 1) sont obtenues par l'effet des déformations mécaniques survenant lors de la coupe. Ces contraintes de compression sont dues à la compression Hertzienne et aux forces de cisaillement produites par l'action des grains. La courbe 2 montre des contraintes de traction générées en surface par échauffement puis refroidissement pendant l'usinage. Ces contraintes résiduelles de traction apparaissent lorsque le chargement thermique devient prépondérant face au chargement mécanique. La troisième courbe est significative d'une transformation de phase obtenue par trempe lors du refroidissement. La martensite, en surface, est trempée. Le volume de la martensite non trempée est supérieur à celui de la martensite trempée, conduisant en surface aux contraintes de traction.

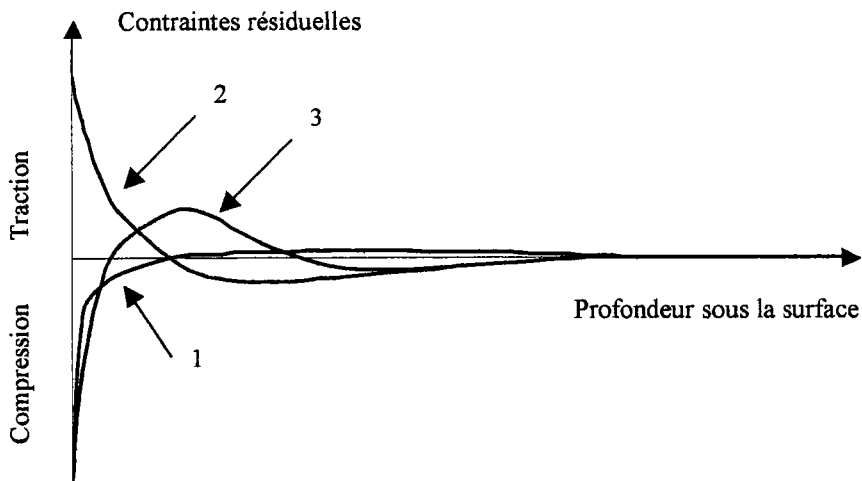


Figure 16 : contraintes résiduelles sous la surface de pièce selon X. Chen et autres [34].

Les courbes 2 et 3 montrent des contraintes de traction en extrême surface dues à l'affectation thermique générée par l'opération de rectification, néfastes à la durée de la pièce. La courbe 3 correspond à de sévères brûlures sur la pièce qui doivent toujours être évitées. Dans les cas extrêmes, des fissures peuvent être générés, augmentant le risque de corrosion de certains matériaux.

I-2.5.4 Brûlures de trempe

Elles se produisent lorsque la température de la pièce dépasse la température d'austénitisation de l'acier. Il se produit un changement de phase métallurgique dans le matériau lors du refroidissement. Le résultat est une fine couche de martensite non revenue, dure et fragile. Cet état est encore accentué par des contraintes résiduelles secondaires, apparaissant avec le changement de masse volumique du matériau nouvellement formé. Il s'agit du plus sévère des quatre dommages thermiques existants, conduisant souvent à la fissuration de la pièce.

I-2.6 Description technologique d'une meule

La partie active d'une meule est son bandeau abrasif. Il est composé de trois constituants de base :

- L'abrasif
- Le liant ou agglomérant
- Les pores

La composition d'une meule et les pourcentages relatifs de ses trois constituants déterminent le comportement de la meule en cours d'utilisation. Une meule est définie par sa géométrie, ses dimensions et la constitution de son bandeau. La spécification de ce dernier fait l'objet de normalisations (NF E 75 203 et ISO R 525) qui fournissent 5 indications :

- le type d'abrasif
- la granulométrie
- le grade
- la structure
- le type d'agglomérant

Types d'abrasifs :

Un abrasif est un corps cristallisé dont les caractéristiques principales sont sa dureté, son mode de dégradation (effritement, érosion, clivage), sa stabilité chimique et sa conductivité thermique, comme indiqué par le tableau 4. La majorité des abrasifs utilisés aujourd'hui sont obtenus par synthèse. Ils sont classés en deux familles :

- Les abrasifs conventionnels : carbure de silicium (SiC) et oxyde d'aluminium (Al_2O_3).
- Les superabrasifs : diamant (D) et nitrure de bore cubique (Cubic Bore Nitride).

Les superabrasifs possèdent la plus grande dureté. Chacun d'entre eux possède son propre domaine d'application de part les affinités chimiques qu'il présente avec le matériau usiné ou le fluide de coupe. Le diamant, au contact du fer et sous des températures élevées se transforme en graphite. Quant au CBN, il réagit avec la vapeur d'eau pour se transformer en ammoniac et acide borique.

Abrasif	Alumine ordinaire	Alumine supérieure	Carbure de silicium	Nitrure de Bore cubique	Diamant
Micro-dureté Vickers (daN/mm^2)	1900-220	2200-2450	2930-3130	7500	9300-10150
Dureté Knoop à 100 g (daN/mm^2)	2000	2300	2500	4700	7000
Indice de friabilité	30-35	45-65	57-62	clivage	fragmentation
Stabilité thermique ($^{\circ}\text{C}$)	2000	2000	1300	1370	900
Température de fusion ($^{\circ}\text{C}$)	2050	2000	2200		
Conductivité thermique (g Cal/s.cm^2)	6.9	6.9	21.5	38	59
Affinité chimique	Oxydes, verres, céramiques	Oxydes, verres, céramiques	Matériaux contenant du fer	Oxydes, verres, céramiques	Matériaux contenant du fer

Tableau 4 : propriétés des grains abrasifs selon J.C. Tanguy [4] et C. Vatovez [38].

Granulométrie :

Cet indice permet de caractériser la taille moyenne des grains de la meule. Il est lié à la taille des mailles (nombre en pouce) du tamis utilisé. Par conséquent, plus l'indice est élevé et plus les grains sont fins. Il est compris entre 8 et 600.

Pour les superabrasifs, l'indice de granulométrie fournit directement le diamètre moyen des grains en microns.

Grade :

Il s'agit d'un indice caractérisant la force de rétention des grains par le liant. Celui-ci est une composante importante pour l'élasticité de la meule et par conséquent de sa tenue géométrique sous charge mais également son usure. Cet indice n'est fourni que pour les meules utilisant des abrasifs conventionnels. Un choix optimal de meule pour une application donnée nécessite de trouver un compromis entre résistance et coupe : la meule doit être suffisamment dure pour ne pas perdre son profil, mais suffisamment tendre pour permettre l'évacuation des grains émoussés.

Structure ou concentration :

Cet indice indique l'espacement de l'abrasif dans la meule, souvent défini comme la concentration volumique d'abrasif de la meule. Pour les meules avec abrasifs conventionnels, une lettre de l'alphabet indique si la meule est ouverte ou fermée (forte ou faible porosité). Pour les meules avec superabrasifs cette information est remplacée par un indice de caratage caractérisant la concentration.

Les meules à structure ouverte sont utilisées pour faciliter l'enlèvement des copeaux et dans des applications pour lesquelles le refroidissement doit être privilégié.

Type d'agglomérant :

Chaque agglomérant possède des propriétés mécaniques propres et permet une porosité plus ou moins importante. Le tableau 5 fournit un guide de classification des liants pour meules à superabrasifs.

Les principaux liants utilisés sont :

- des produits organiques (agglomérants résinoïdes, caoutchouc)
- des agglomérants métalliques
- des agglomérants céramiques
- des liants galvaniques

Les liants résines n'offrent aucune porosité et sont tendres, ce qui ne confère que peu de rigidité à la meule. Ils sont principalement utilisés pour les meules d'affûtage et de tronçonnage.

Les liants métalliques ne permettent pas non plus de porosité. Par contre, ils permettent une bonne rétention des grains et des meules à profil précis dont la tenue pourra être importante.

Les liants céramiques font partie de la famille des liants de matière inorganique, excepté le métal. Le terme « vitrifié » parfois utilisé pour définir ce type de liant est en général une partie du terme « céramique » et il comprend les liants qui provoquent des pores lors de la cuisson. Les liants céramiques sont des mélanges de feldspath, d'argile et de fondant (oxyde de plomb ou de zinc). Pour les meules CBN, ils sont assez proches des matières intermédiaires entre émail et verre du point de vue de la constitution. Par contre pour les meules à abrasifs carbure de silicium, ils sont plutôt proches des matières porcelaniques [39].

Les liants galvaniques consistent à créer des pieds d'agglomérants pour des grains déposés en une seule couche sur un support métallique. Le corps de la meule est en acier ou aluminium et les grains sont rendus solidaires du support par une électrolyse au nickel.

Préparation du bandeau abrasif

Certains usinages demandent au bandeau abrasif une forme particulière qui sera reproduite dans la pièce. Le profilage comme montré par la figure 17 permet de donner un profil particulier au bandeau abrasif. De plus, lorsque la meule a été profilée ou lorsque les abrasifs sont usés, la proéminence des grains au-dessus du liant peut ne plus être suffisante. Un rafraîchissement est alors nécessaire afin de redonner du « mordant » à la meule. Il s'agit de l'avivage. L'ensemble de ces deux opérations (profilage, avivage) représente l'opération de dressage.

Type de liant	Résinoïde	Vitrifié	Métallique	Galvanique
Résistance à l'abrasion	3	2	1	1
Rétention de l'abrasif	3	2	1	1
Maintien de profil	3	2	1	1
Porosité fonctionnelle	3	1	3	0,5
Fragilité	1	3	1	1
Facilité de dressage	2	1	2	-

1 = Excellent

2 = Correct

3 = Médiocre

Tableau 5 : guide de classification des liants pour meules à superabrasifs [40].

Les outils de dressage utilisés sont de différentes natures : soit des dresseurs (diamant à pointe unique, dresseur multi-pointes, dresseur à concrétions), soit des dresseurs rotatifs (molette de profilage diamantée, molette de copiage diamantée, molette de crushing).

Les meules à liants galvaniques (ou dépôt électrolytique) ne nécessitent pas d'opération de dressage. Ces meules ne comportent qu'une mono-couche d'abrasifs et les grains ne sont envoyés dans le liant que sur une hauteur de 30 à 70 %. Eventuellement, un écrêtage des grains peut être effectué afin d'assurer la cylindricité du bandeau.

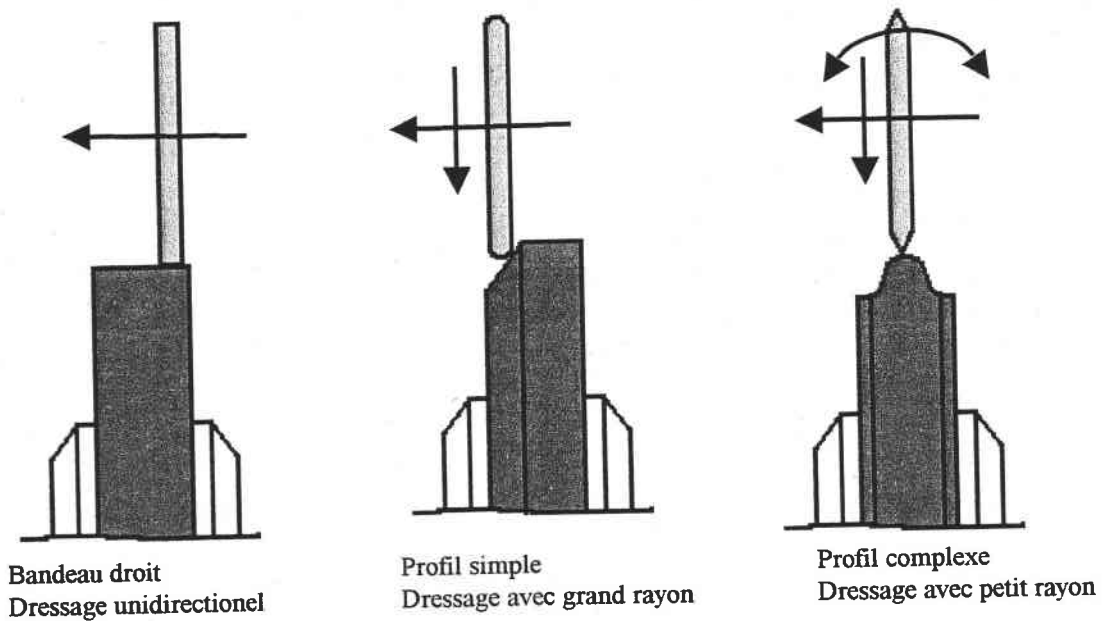


Figure 17 : dressage par molette diamantée selon F. Martin et K. Yegenoglu [11].

I-2.7 Usure de la meule

Immédiatement après avoir été dressée, la meule est coupante et agressive. Puis, au fur et à mesure de son utilisation, la pointe des grains s'émousse, le pouvoir de coupe de la meule s'estompe. On constate l'augmentation progressive des efforts de coupe et de la puissance consommée comme le montrent E.R. Fielding et T.J. Vickerstaff [41] sur la figure 18. Ceci est la conséquence de la diminution de l'acuité des arêtes et des volumes intergranulaires, apparaissant principalement avec l'usure des grains et l'encrassement de la meule.

Les trois types d'usure de meule sont :

- Usure par abrasion.

Elle se produit sur la pointe des grains. Les grains s'émoussent et frottent plus qu'ils ne coupent. Les sillons qu'ils produisent dans la pièce sont peu profonds, les efforts et la puissance de coupe augmentent conduisant à l'augmentation de la température de coupe. Les

meules CBN dont les grains abrasifs sont de haute dureté, sont moins sensibles à ce type d'usure.

- Usure par effritement

Les grains abrasifs se fracturent sous les effets cumulés des efforts et de la température de coupe. Des pans entiers de grains sont fracturés, jusqu'à ce qu'il n'y ait plus que la base des grains ennoyée dans un pied d'agglomérant. Comme précédemment, la meule perd sa porosité et son agressivité : les efforts de coupe augmentent.

- Fracture de l'agglomérant

Il s'agit de l'usure de la meule par fracture des piliers d'agglomérant. Elle se produit lorsque les contraintes sur les abrasifs dépassent la résistance des piliers. Pour les meules à liant vitrifié, celles qui ont un grade faible, c'est à dire un faible volume de liant pour maintenir la cohésion des grains sont davantage sujettes à la fracture de l'agglomérant.

Dans une meule fonctionnant correctement, les constituants de la meule doivent permettre que les grains émoussés se détachent, mettant à jour de nouvelles arêtes coupantes. Ceci est réalisé soit par fracture de l'abrasif, soit par rupture du liant. Ce type de meule est qualifiée « d'auto-affûtante ». Pour les meules perdant leur pouvoir de coupe trop rapidement, le taux de fracture de l'abrasif et de fracture de l'agglomérant peut être réduit en diminuant la taille des copeaux abrasés. Dans des conditions d'auto-avivage défavorables, les forces agissant sur les grains atteignent un point critique et l'usure de la meule devient extrême et instable. A ce stade, la meule s'effondre et perd sa circularité, ce qui entraîne des vibrations de la rectifieuse et un meulage instable. Notamment, les opérations de rectification avec encrassement sont particulièrement sujettes à ce phénomène.

1-2.8 Capacité de coupe d'une meule

L'aptitude à la coupe d'une meule est la combinaison de nombreux facteurs. Ils sont rattachés à la pièce, l'outil et l'environnement de la coupe. Deux cas d'utilisation de la rectification sont envisageables : réalisation de gros enlèvements de matière avec une meule agressive ou finition de surfaces pour améliorer la rugosité avec une meule de finition. Il est possible, selon la préparation de l'outil et l'environnement de la coupe choisis, d'utiliser la même meule pour pratiquer les deux types de rectification.

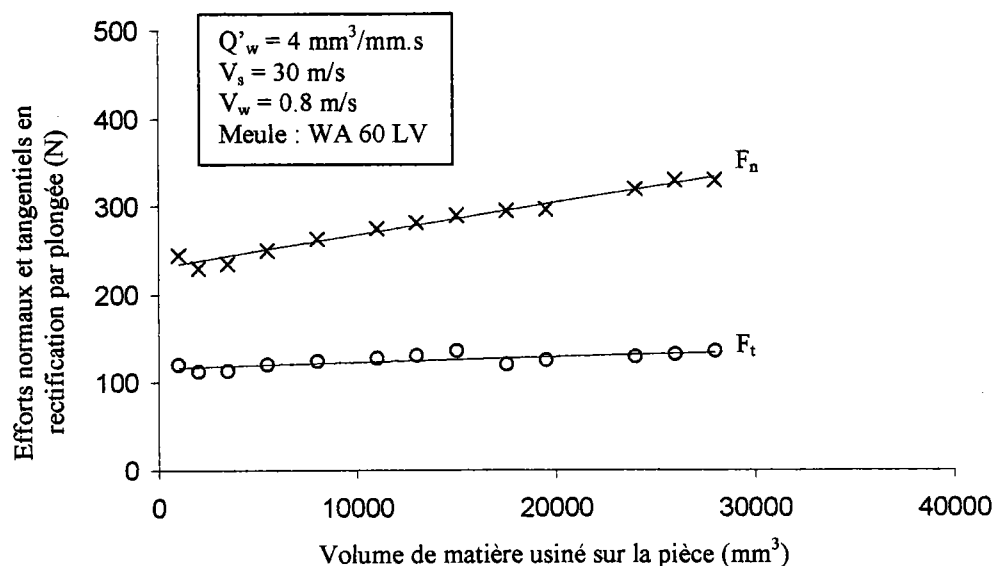


Figure 18 : augmentation des efforts de coupe dus à l'usure de la meule, selon E.R. Fielding et T.J. Vickerstaff [41].

- Critère de rectificabilité liés à la pièce

L'usinabilité du matériau : constitution, caractéristiques, traitements thermiques, revêtements.

- Critère de rectificabilité liés à l'outil

Topographie du bandeau abrasif : constitution, modes d'usure des grains, encrassement.

- Critère de rectificabilité liés à l'environnement

Dressage de la meule, aide à la formation des copeaux (film lubrifiant), conditions de coupe.

Le tableau 6 récapitule l'effet de différents facteurs sur les performances de la rectification.

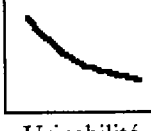
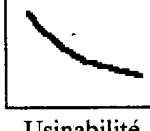
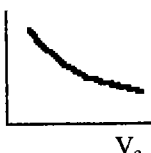
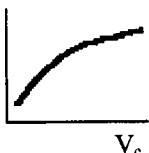
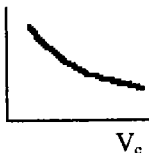
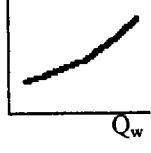
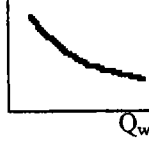
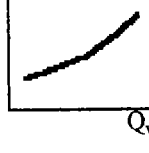
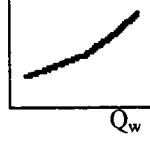
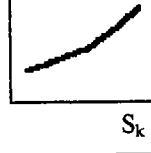
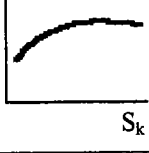
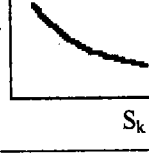
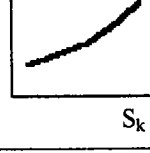
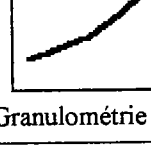
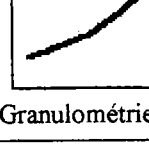
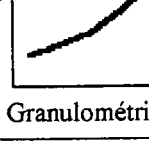
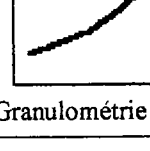
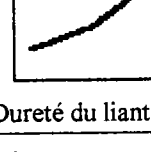
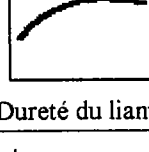
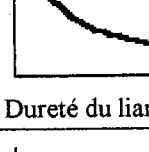
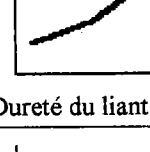
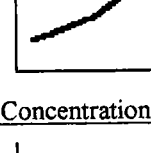
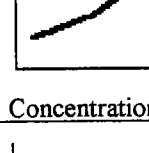
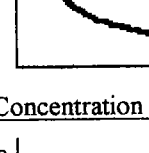
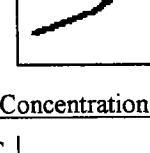
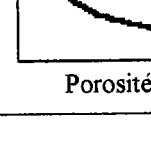
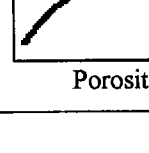
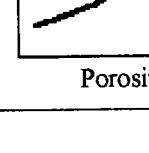
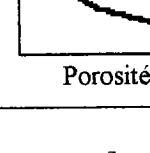
Critères d'appréciation Facteurs d'influence		Précision de forme et de dimensions		Etat de surface	
		Efforts de coupe	Facteur G	Rugosité	Température atteinte par la pièce
Pièce	Usinabilité du matériau de la pièce	F  Usinabilité	G  Usinabilité	Ra  Usinabilité	T  Usinabilité
Machine et paramètres de réglage	Vitesse de coupe V_c	F  V_c	G  V_c	Ra  V_c	T  V_c
	Taux d'enlèvement de matière Q_w	F  Q_w	G  Q_w	Ra  Q_w	T  Q_w
	Surface de contact meule pièce	F  S_k	G  S_k	Ra  S_k	T  S_k
Meule	Granulométrie	F  Granulométrie	G  Granulométrie	Ra  Granulométrie	T  Granulométrie
	Dureté du liant	F  Dureté du liant	G  Dureté du liant	Ra  Dureté du liant	T  Dureté du liant
	Concentration	F  Concentration	G  Concentration	Ra  Concentration	T  Concentration
	Porosité	F  Porosité	G  Porosité	Ra  Porosité	T  Porosité

Tableau 6 : effets des différents facteurs sur les performances de la rectification [42].

I-3 Conclusions

De nombreuses techniques d'élaboration de pièces par enlèvement de matière utilisent le principe de l'abrasion. Des procédés d'ébauche aux procédés de finition, des procédés permettant d'obtenir des formes générales à ceux permettant d'obtenir des surfaces précises, l'usinage par abrasion permet de réaliser une grande diversité de pièces. L'utilisation des abrasifs agglomérés par un liant sous forme de meule permet de réaliser des usinages de grande qualité dimensionnelle, géométrique et d'état de surface.

La rectification est utilisée pour réaliser des pièces mécaniques dont la dureté est élevée et pour lesquelles la qualité requise est élevée. Bien que souvent considérée comme une opération de finition qu'il ne faut utiliser que pour parfaire les résultats des opérations précédentes, il s'avère que dans bien des cas, il s'agit d'une phase d'usinage à part entière.

Les conditions de travail par abrasion sont particulières. Du fait de la petitesse des outils, de la surface de contact entre la meule et la pièce, du grand nombre de grains travaillant simultanément, de la topographie évolutive en cours d'usinage du bandeau abrasif de la meule, la réussite d'une opération de rectification requiert des moyens appropriés. Le choix de la meule, de sa mise en coupe, de la lubrification, du mode d'entraînement et de positionnement de la pièce, des caractéristiques de la machine sont autant de critères déterminants pour que l'opération réussisse.

Ce chapitre aborde également les notions énergétiques liées au procédé. Il explique les incidences liées à l'affectation thermique d'une pièce par un échauffement excessif produit lors de la coupe. La liaison est faite avec l'aptitude à la coupe de la meule, montrant que la qualité d'une phase de rectification s'estime autant par les résultats sur la pièce, en surface qu'en subsurface.

Chapitre II

Les modes de rectification grande vitesse
Etude du contournage

II-1 Rectification à grande vitesse

II-1.1 Introduction

« Les taux d'enlèvement de matière sont entre 10 et 100 fois supérieurs à ceux de la rectification conventionnelle ». E. Minke [43] explique que depuis le milieu des années 80, la rectification hautes performances a commencé à offrir de nouvelles perspectives. Elle est aujourd'hui utilisée plus fréquemment que la rectification passe profonde conventionnelle ou la rectification à dressage continu. Les outils CBN employés permettent de travailler à des vitesses de coupe supérieures à 250 m/s, mais des abrasifs conventionnels utilisés entre 80 et 125 m/s permettent également d'obtenir des résultats intéressants [44].

Certaines définitions considèrent que la rectification grande vitesse commence dès lors que la vitesse de coupe est supérieure à celle pratiquée jusqu'alors en rectification conventionnelle. Cette description est utilisée dans de nombreux documents technologiques [45] qui définissent l'UGV par la vitesse de coupe, comme présenté par le tableau 7. Pour V_c inférieure à 80 m/s, la rectification est considérée comme conventionnelle. Entre 80 et 100 m/s, il s'agit d'une zone transitoire où les moyens mis en œuvre ne sont pas particulièrement adaptés pour la grande vitesse. Enfin au-delà de 100 m/s, la machine est spécifique et seulement débute le domaine de la rectification à grande vitesse.

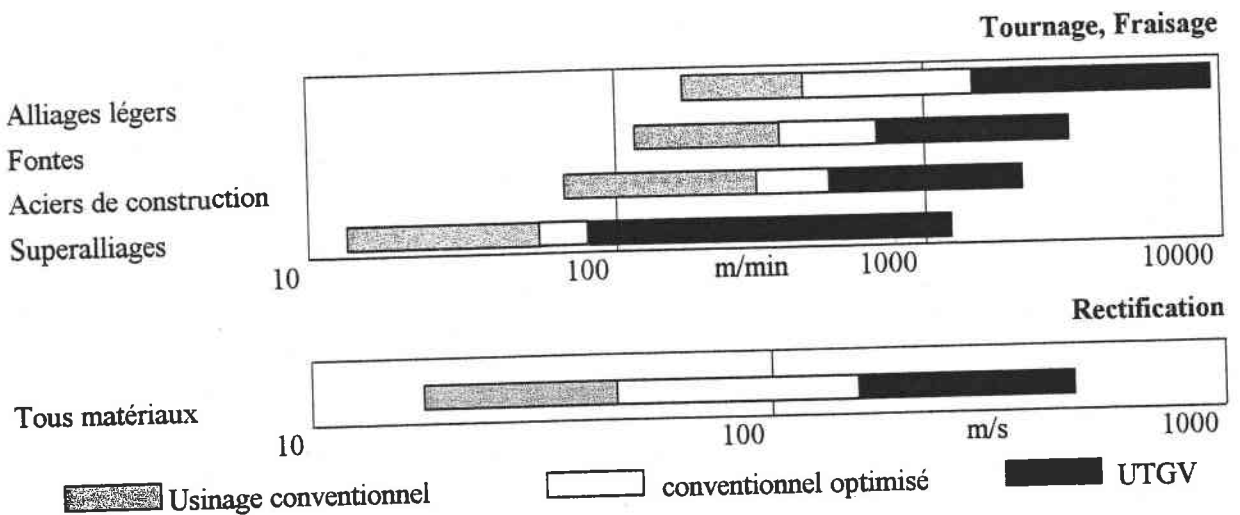


Tableau 7 : définition de l'UGV par la vitesse de coupe [46].

D'ores et déjà, dans cette définition apparaît la nécessaire notion d'environnement. D'autre part, ne parler que de la vitesse de coupe n'a un sens que tout relatif. En effet, dans les années 70, H. Friedrich Draut [46] ou encore B. Bourgoïn [47] décrivaient des essais de rectification à grande vitesse où une meule était testée avec une vitesse tangentielle de 80 m/s alors que les vitesses usuelles de l'époque étaient de 30 m/s.

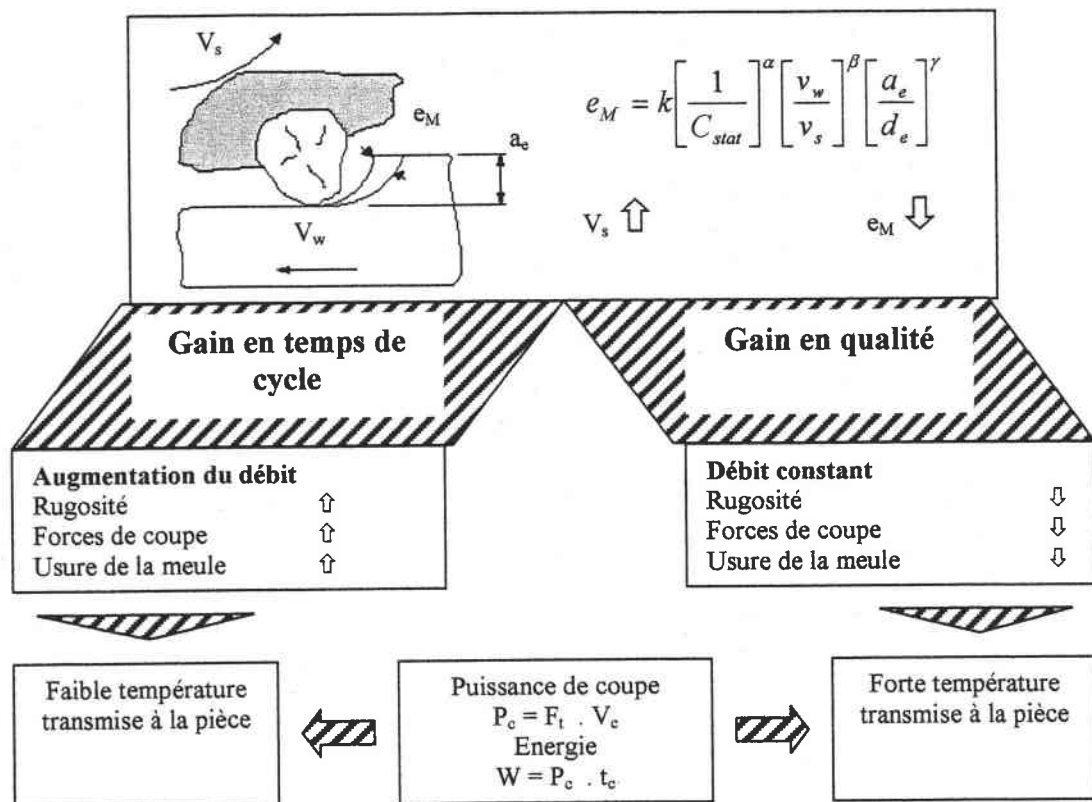
Pour W. König, F. Klocke et D. Stuff [48], la rectification à grande vitesse est rendue possible par la réunion d'un ensemble de circonstances favorables. En étudiant l'épaisseur maximale du copeau e_M , il apparaît qu'elle diminue lorsque la vitesse de coupe augmente, les autres conditions restant inchangées. Il en découle les avantages de la rectification à grande vitesse avec en particulier la réduction, des forces appliquées sur chaque grain, de l'usure de meule et de la rugosité de la pièce. Cependant, lorsque la vitesse de coupe augmente, l'énergie de coupe augmente également : la diminution des efforts de coupe ne se produisant pas dans le même rapport que l'augmentation de la vitesse de coupe. Ainsi le risque d'affecter thermiquement la pièce augmente.

Ceci amène le premier cas d'application de la rectification à grande vitesse : amélioration de l'état de surface sous hautes vitesses de coupe, avec obligation d'utiliser des abrasifs diamant ou CBN pour leur forte conductibilité thermique. L'évacuation d'énergies par la meule vient en complément de celles réalisées par le fluide de coupe et par les copeaux.

Le second cas d'application de la rectification à grande vitesse peut être pratiqué avec des abrasifs conventionnels. Il est obtenu en augmentant les vitesses d'avances et par conséquent le taux d'enlèvement de matière. Ainsi, l'introduction de chaleur dans la pièce est réduite par la minimisation du temps d'exposition sous la source chaude générée au contact meule pièce. Les travaux de A. Decneut et R. Snoeys [49] sont en accord avec cette analyse. Ils ont montré avec des abrasifs conventionnels qu'il est possible de doubler le débit, à condition de multiplier la vitesse de coupe par deux, conduisant au même fini de surface, avec les mêmes efforts de coupe et la même usure de meule. C. Treffert [50] résume ces deux modes d'application de la rectification à grande vitesse avec un exemple, fourni par la figure 19.

E. Minke [44] fournit par le tableau 8 les débits matières maximums que permettent les différentes pratiques de la rectification. Il y fait lui aussi la distinction entre les deux modes d'utilisation de la rectification à grande vitesse qui sont :

- la rectification à grande vitesse utilisée pour améliorer les états de surface.
- la rectification à grande vitesse utilisée pour augmenter les taux d'enlèvement de matière.



Exemple d'évolution de la rectification conventionnelle vers la rectification grande vitesse :

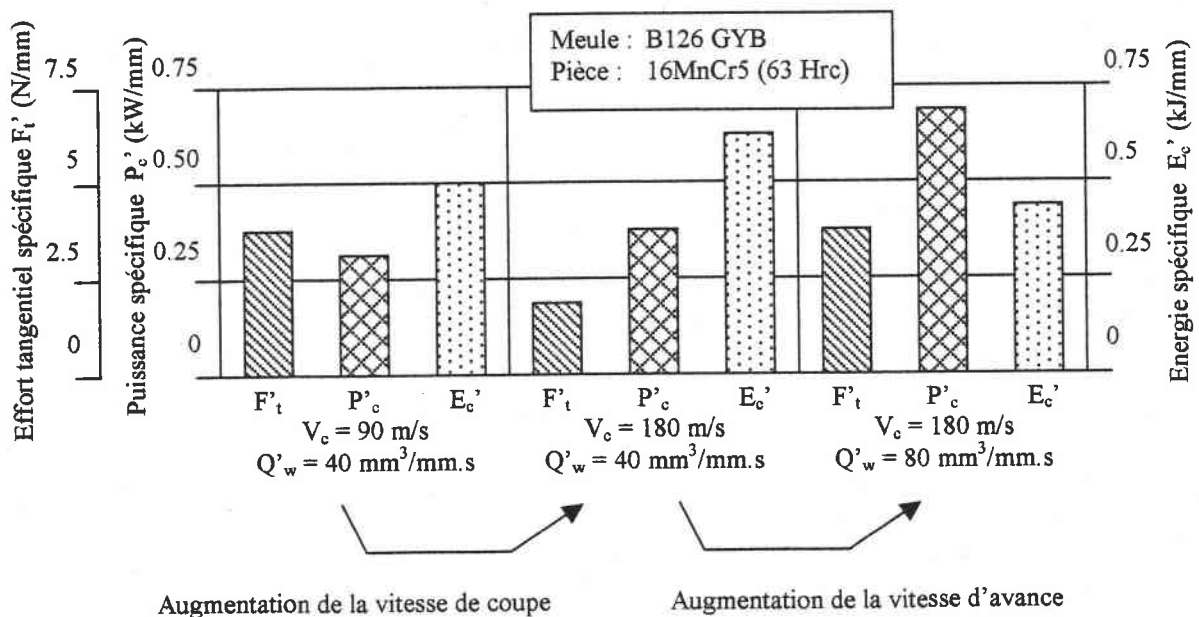


Figure 19 : épaisseur de copeau et énergie de coupe en augmentant la vitesse de coupe selon C. Treffert [50].

II-1.2 Meules pour la rectification à grande vitesse

Les vitesses de coupe les plus élevées possible permettront de bénéficier au maximum des avantages de la grande vitesse. Ainsi, des meules de grand diamètre, utilisées à de hautes fréquences de rotation sont préférables. Dans ces conditions, W. König et autres [48] indiquent que les meules pour la rectification grande vitesse doivent posséder des caractéristiques particulières en terme de résistance à la rupture et d'usure. Ces meules sont généralement constituées d'un corps de haute résistance mécanique, recouvert d'un bandeau abrasif fin. Les superabrasifs, de part leur faible taux d'usure et leur bonne conductivité thermique sont les plus adaptés à la grande vitesse.

Meules conventionnelles	Méthode de rectification	Taux spécifique d'enlèvement de matière mm ³ /mm.s	Vitesse de coupe m/s
	Rectification dans la masse et rectification par oscillation	5 – 15	30 – 60
	Rectification à grande vitesse	2 – 15	80 – 125
	Rectification hautes performances	50 – 160	80 – 125
Meules CBN	Rectification hautes performances	200 – 400	80 – 250 Dépendant du type de liant

Tableau 8 : débits matière et vitesses de coupe pour les différents modes de rectification selon E. Minke [44].

Des études ont considéré le comportement d'un corps de meule en fonction de sa géométrie, de ses dimensions, du matériau constituant, de la fréquence de rotation et de l'environnement, en particulier la température de l'enceinte de meule.

Les matériaux de corps peuvent être métalliques (alliage d'aluminium ou acier) ou bien en matériaux composites. N. Ukai [51] a calculé que la déformation d'une meule de diamètre 380 mm avec un corps en acier est de 10 µm à 80 m/s et de 55 µm à 200 m/s, alors qu'avec un corps en plastique renforcé de fibres de carbone l'augmentation n'est que de 5 µm à 80 m/s et 25 µm à 300 m/s. Ces déformations sont les conséquences de la force centrifuge ainsi que de la dilatation thermique. Un corps aluminium a aussi été testé : bien que sa masse soit peu

importante, son faible module d'élasticité et son très grand coefficient d'expansion thermique en font le corps se déformant le plus.

La géométrie du corps est également adaptée à la grande vitesse. Un petit diamètre de meule permet de réduire le volume de CBN nécessaire et substantiellement le coût de la meule. Néanmoins, un grand diamètre est préférable, pour atteindre de grandes vitesses tangentielles mais également pour obtenir une bonne régénération et réduire les échauffements. Une des caractéristiques principales du corps de meule est de résister à la force centrifuge. En rectification conventionnelle, une meule plate possède une épaisseur constante de l'alésage jusqu'au bandeau. Les contraintes radiales sont maximales au niveau de l'alésage, comme montré par H.R. Meyer et autres [52]. Les meules pour hautes vitesses sont dimensionnées pour que les contraintes radiales et tangentielles restent faibles en tout point du corps. Cela passe par un centre de meule de plus forte épaisseur que la périphérie. Certains corps de meules sont même conçus sans alésage. Le diamètre de meule le plus couramment retenu et qui semble le plus adapté aux hautes fréquences de rotation se situe entre 350 et 400 mm.

Les liants sont la principale limitation à l'augmentation des fréquences de rotation de meule. Leur résistance à la rupture et le collage sur le support mènent aux limites présentées par la figure 20.

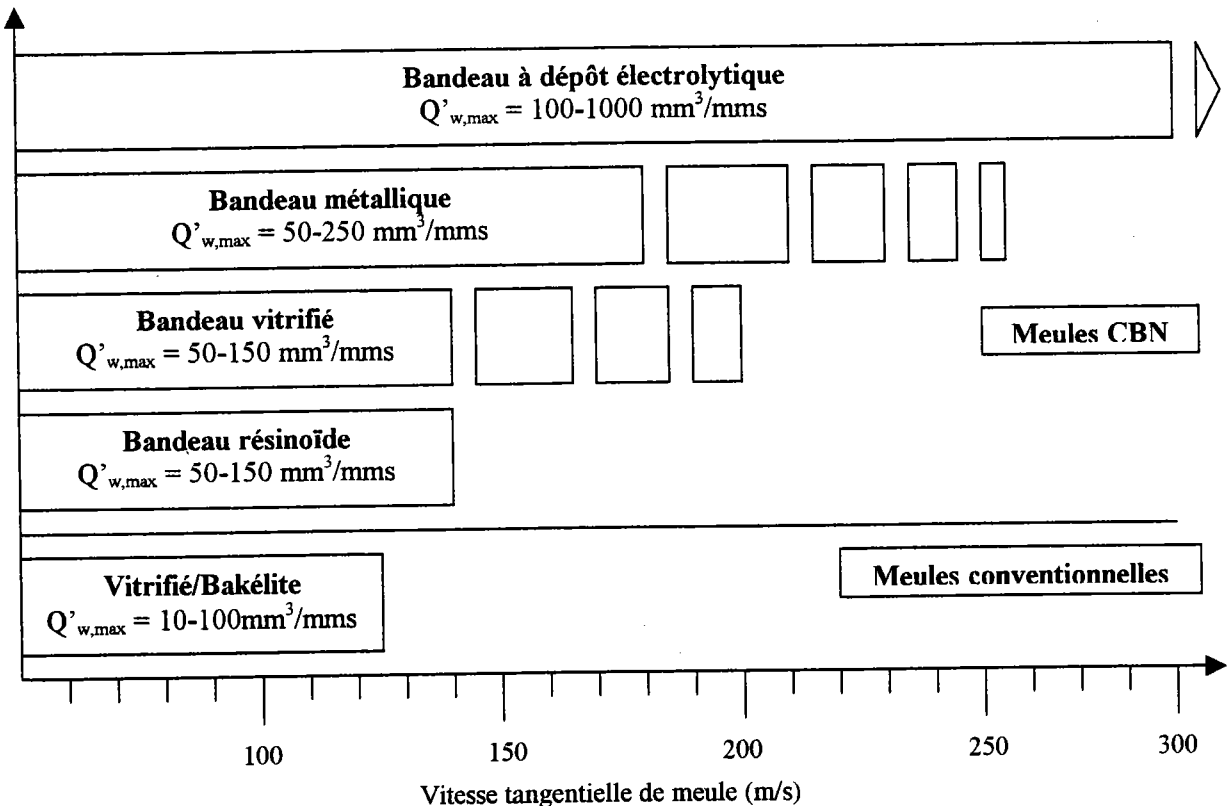


Figure 20 : vitesses de meules limitées par le type de bandeau selon W. König et autres [48].

Les meules à liant métallique sont principalement utilisées lorsque la tenue géométrique de la meule ou bien la rétention des grains doivent être privilégiée. Le liant métallique possède une haute dureté et résistance à l'usure mais n'offre cependant aucune porosité. Un avivage de meule est nécessaire pour mettre à nu les arêtes des grains. En outre, les opérations de dressage sont des opérations sensibles qui parfois même doivent être exécutées sur une machine annexe.

Les meules à dépôt électrolytique sont utilisées pour l'agressivité de leur coupe. La prééminence des grains fait de ces meules des outils pour les forts enlèvements de matière, où les états de surface obtenus sont de médiocre qualité. Par contre, un profil de meule complexe pourra être reproduit dans la pièce avec un minimum de déformations géométriques du fait de la grande rigidité de cet outil à mono-couche d'abrasifs.

Les meules à liant vitrifié sont les plus polyvalentes. Elles peuvent être aisément dressées tout en possédant une forte résistance à l'usure abrasive. La porosité peut être ajustée selon les formulations retenues et le processus de fabrication. Certaines configurations possèdent plus de 40 % de porosité. L'adhésion du bandeau sur le corps de la meule fait l'objet de travaux de développement afin d'accroître la vitesse tangentielle admissible de ces meules. Actuellement, le bandeau est constitué d'un anneau abrasif unique ou bien de segments qui sont collés sur le support. Ce second type est aujourd'hui fréquemment utilisé pour sa simplicité de réalisation et pour l'amortissement que présentent les joints de colle entre les différents segments, compensant l'expansion du corps sans risque de fissuration du bandeau.

II-1.3 Environnement de la rectification à grande vitesse

Les avantages de la rectification à grande vitesse ne peuvent être exploités que si la conception de la machine est adaptée à cette technologie à hautes performances [53]. Les importants efforts de coupe, les températures élevées, la grande quantité de copeaux produits, les débits et pressions d'arrosage élevés sont les facteurs à prendre en compte pour l'environnement de la rectification à grande vitesse. K. Yegenoglu [54] décrit les machines permettant de réussir la rectification grande vitesse.

Le bâti de la machine doit être rigide statiquement comme dynamiquement. Il a pour fonction d'absorber les vibrations générées lors des mouvements linéaires et rotatifs. Le bâti doit également posséder une importante rigidité thermique afin de limiter les effets des différentes

dilatations. Le socle de la machine doit posséder une géométrie adaptée à l'évacuation d'une grande quantité de fluide de coupe chargée de copeaux.

La broche de meule doit permettre des fréquences de rotation élevées, avec précision de positionnement de l'outil, d'autant que les masses tournantes embarquées sont relativement élevées. Les fréquences de rotation peuvent atteindre 20 000 tr/min, suivant les diamètres des meules utilisées. Un équilibrage dynamique est presque systématiquement nécessaire. La puissance disponible doit être élevée car sous l'effet des jets de lubrifiant, la puissance consommée est déjà très importante. E. Minke [44] et W. König [48] montrent par des essais que la puissance consommée pour faire tourner à vide la meule est de 2 à 13 kW suivant la fréquence de rotation. De plus la puissance consommée par le système d'arrosage peut atteindre 25 kW. Enfin, la puissance consommée par la coupe pourra être très élevée, malgré la diminution des efforts de coupe lorsque la vitesse de coupe est choisie grande, comme montré par la figure 21. En exemple, une meule de 3 mm de large, utilisée en rectification passe profonde pour l'usinage de rainures, nécessite une puissance pouvant atteindre 16 kW.

Le système d'arrosage est très important pour la réussite d'une opération de rectification à grande vitesse. C'est au travers d'une étude industrielle de l'arrosage, présentée au chapitre III, que ces composants seront décrits et analysés.

Enfin, les fortes vitesses de coupe demandent de prendre des précautions afin d'assurer la sécurité des utilisateurs. En pratique, les meules pour la grande vitesse sont enfermées à l'intérieur d'un carter en acier et certains sont équipés d'amortisseurs permettant l'arrêt de fragments de meules en cas d'éclatement. De plus, l'intégralité de la machine est carénée permettant la rétention des copeaux, des fluides de coupe, mais aussi des fumées et brouillards. Enfin, la machine peut être équipée d'accessoires anti-feux lorsque cela est requis pour l'utilisation de certains fluides de coupe comme l'huile entière.

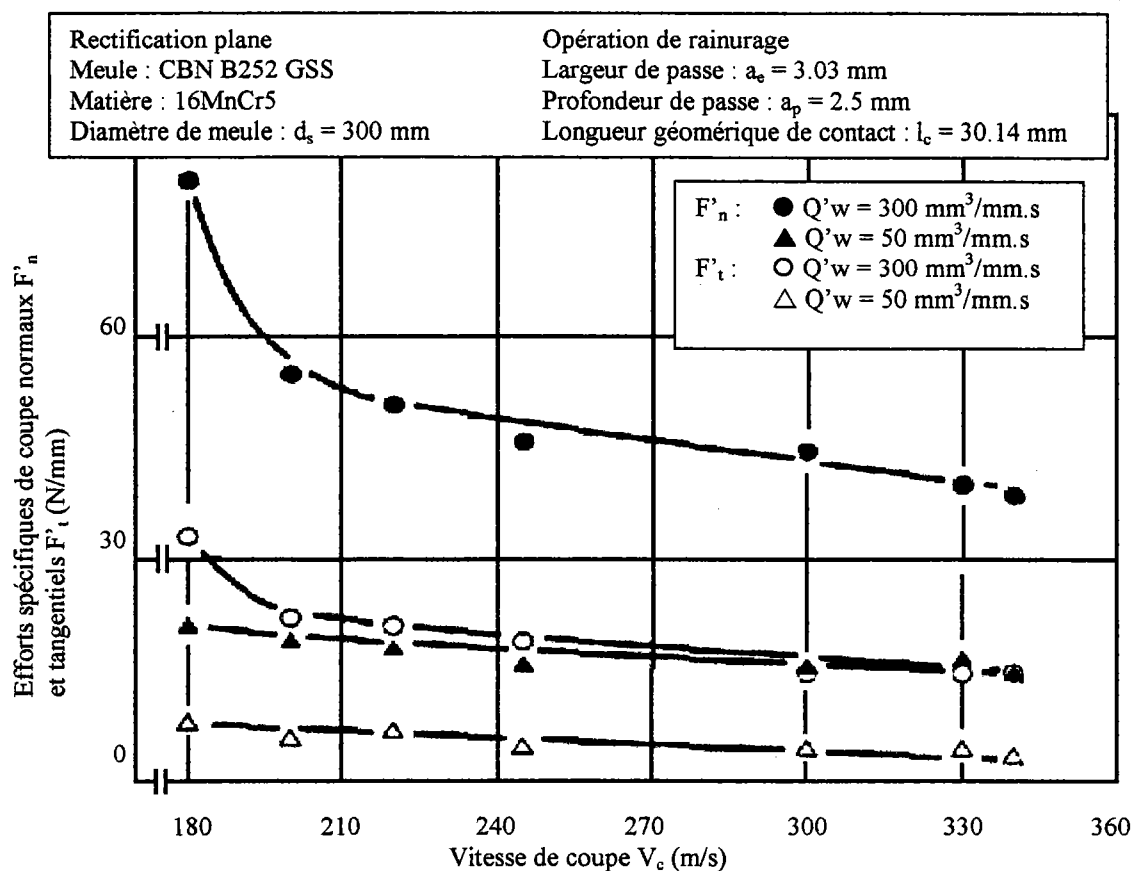


Figure 21 : efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe selon W. Koëning et F. Ferlemann [55].

II-2 De la rectification conventionnelle à la rectification grande vitesse

La rectification n'a cessé d'évoluer depuis le début de l'aire industrielle. Aujourd'hui, la grande vitesse offre de nouvelles perspectives et tous les types de rectification en ont bénéficié. Ainsi, il est nécessaire de distinguer trois modes différents de rectification à grande vitesse :

- Rectification passe profonde hautes performances : HEDG (High Efficiency Deep Grinding).
- Rectification grande vitesse cylindrique par plongée.
- Rectification grande vitesse par contournage : RGVC ou HSP (High Speed Peelgrinding).

Les travaux les plus anciens concernent la rectification passe profonde hautes performances. Aussi, de nombreux auteurs traitant de thèmes relatifs à cette technique, la nomment par abus de langage: « rectification à grande vitesse ».

Les différentes techniques sont apparues au fur et à mesure que les outils et les machines ont évolués. La figure 22 montre les évolutions de la rectification et l'avènement des différents types de rectification à grande vitesse.

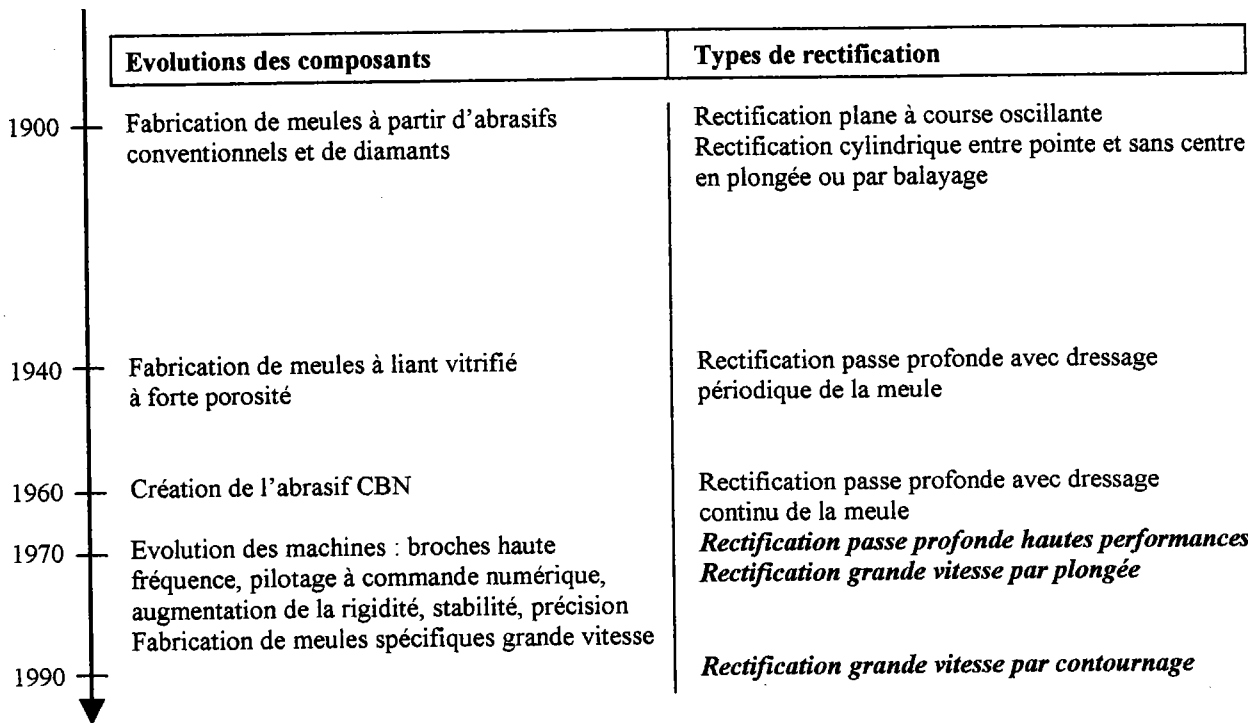


Figure 22 : évolutions de la rectification au XX^e siècle.

II-2.1 Rectification passe profonde hautes performances

La rectification passe profonde hautes performances est une évolution de la rectification passe profonde conventionnelle. Elle a été rendue possible avec l'apparition de l'abrasif CBN, de l'évolution des machines outils et des progrès dans les techniques de refroidissement [56].

La rectification passe profonde conventionnelle autrement appelée rectification dans la masse est la désignation abrégée de : « rectification plane en passe profonde et avance lente ». Ce mode de rectification est caractérisé par une profondeur de passe plus grande, une vitesse d'avance plus faible et un arc de contact meule-pièce plus important que dans toute autre opération de rectification. Le taillage dans la masse peut être utilisé pour réaliser des débits matière importants : les profondeurs de passe radiales peuvent atteindre 50 mm. Les meules

doivent permettre d'évacuer de grandes quantités de copeaux, c'est à dire qu'elles doivent posséder une porosité importante. Les machines sont spécifiques, notamment au niveau de la puissance de la broche qui se doit d'être élevée. Les vitesses d'avance sont quant à elles faibles, inférieures à 1000 mm/min.

L'apparition de l'abrasif CBN dans les années 60, de haute dureté et ne présentant pas d'affinités chimiques avec le fer, a permis d'envisager l'augmentation des débits matières pour l'usinage des métaux ferreux. G. Werner montre par la figure 23 que la rectification passe profonde hautes performances ne fonctionne qu'à condition d'allier une grande vitesse de coupe avec une forte vitesse d'avance et une grande profondeur de passe. De grandes vitesses de coupe sous avances ou profondeurs de passe élevées, génèrent des dégradations thermiques sur la pièce.

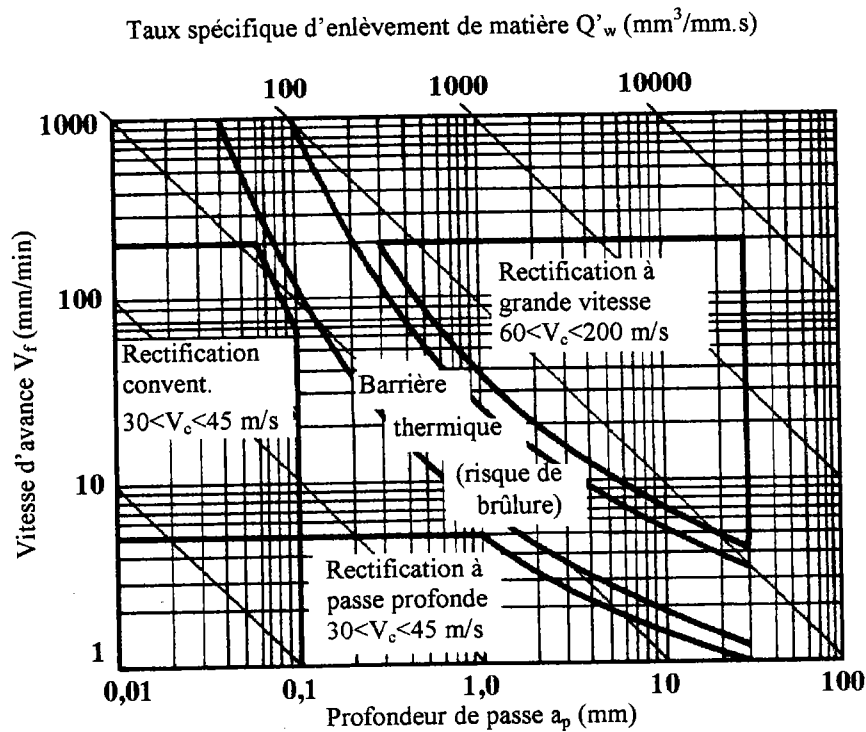


Figure 23 : domaine d'application de la rectification passe profonde hautes performances selon G. Werner.

II-2.2 Rectification cylindrique par plongée

Les avantages du CBN ont également été exploités pour la rectification cylindrique. Les premières applications ont consisté à effectuer des plongées droites ou obliques, sur des

pièces positionnées entre pointes ou sur réglette et galet (rectification sans centre). Des meules de forme à liant galvanique ou bien des meules profilées par dressage reproduisent leur profil dans la pièce par plongée. Néanmoins, le coût de ces meules est relativement élevé de part la quantité de CBN requise et la précision du profil. De plus, une meule n'est dédiée qu'à l'usinage d'une seule forme, aussi ce procédé est principalement utilisé pour les productions en grande série. Le secteur automobile est un important utilisateur pour la réalisation de pièces de moteur et de boîte de vitesse.

M. Couret [57] présente un pignon solaire de boîte de vitesse dont la réalisation effectuée initialement en rectification conventionnelle a été remplacée par de la rectification grande vitesse. Le tableau 9 montre un comparatif entre ces deux techniques pour cette pièce.

Rectification par plongée conventionnelle	Rectification par plongée à grande vitesse
Vitesse de coupe $V_c = 60 \text{ m/s}$	Vitesse de coupe $V_c = 260 \text{ m/s}$
Durée de vie de la meule : 5 000 pièces (25 kg de copeaux)	Durée de vie de la meule : 1 000 000 pièces (1,5 années de production / 5 tonnes de copeaux)
Dressage : toutes les 5 pièces	Dressage : jamais
Temps étincelle : 10 s	Temps étincelle : 1,8 s
Temps de cycle : 24 s	Temps de cycle : 10 s
Capacité horaire : 140 pièces/heure	Capacité horaire : 360 pièces/heure

Tableau 9 : réalisation d'une bi-rainure dans un pignon pour automobile en plongée.

II-3 Rectification grande vitesse par contournage

II-3.1 Description

La gamme de fabrication des pièces de précision et haute dureté est souvent la suivante : réalisation d'un brut, usinage en ébauche, traitement durcisseur, finition. Cette dernière phase ne présente souvent qu'une faible quantité de matière à enlever. L'opération n'est qu'une étape d'amélioration de la qualité dimensionnelle et d'état de surface et elle n'est pas considérée comme un procédé d'usinage à part entière. Du fait de la haute dureté, les pièces sont principalement parachevées par rectification. Pour les pièces cylindriques, deux méthodes peuvent être utilisées : la rectification par balayage et la rectification par plongée (droite ou oblique) représentées sur la figure 24.

Bien que ces techniques existent depuis plus d'un siècle, les matériels employés représentent des investissements importants et la pratique impose de prendre des précautions d'utilisation particulières. Il en résulte de forts taux horaires avec des temps de cycles parfois longs. C'est pourquoi la rectification évolue mais des solutions palliatives sont également recherchées. C'est le cas du tournage dur [58], qui par l'emploi d'une broche de forte puissance sur un tour de grande rigidité et des outils diamant ou CBN, permet l'usinage de matériaux de haute dureté.

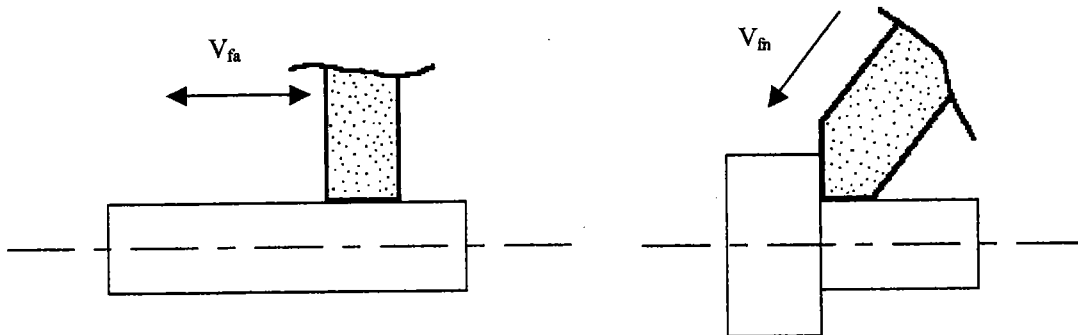


Figure 24 : rectification cylindrique par balayage et par plongée oblique

Tout comme la rectification plane a évolué vers la rectification passe profonde hautes performances, la rectification cylindrique continue de progresser. Par l'emploi de meules superabrasives (CBN ou diamant), avec des machines de forte puissance, de grande stabilité et sous de hautes vitesses de coupe, les débits matière ont été multipliés par 100 ou plus par rapport à ceux de la rectification plane conventionnelle. Pour l'usinage des pièces cylindriques, les avantages des meules superabrasives ont également été recherchés. La première mise en œuvre a été effectuée avec des meules de forme réalisant des plongées. L'inconvénient est qu'une telle meule n'est dédiée à la fabrication que d'une seule pièce. Si la tendance en production grande série, type automobile, fut pendant de nombreuses années de dévouer une ligne de production à une famille de pièces voire même à une seule pièce, aujourd'hui, la grande diversité des produits nécessite des lignes de fabrication adaptatives. Aussi, la production d'une forme sur une pièce est de plus en plus réalisée par suivi de profil. La trajectoire décrite par la meule suit le profil de la pièce par contournage. La figure 25 présente les caractéristiques de la rectification cylindrique par plongée et par contournage avec meules superabrasives [59].

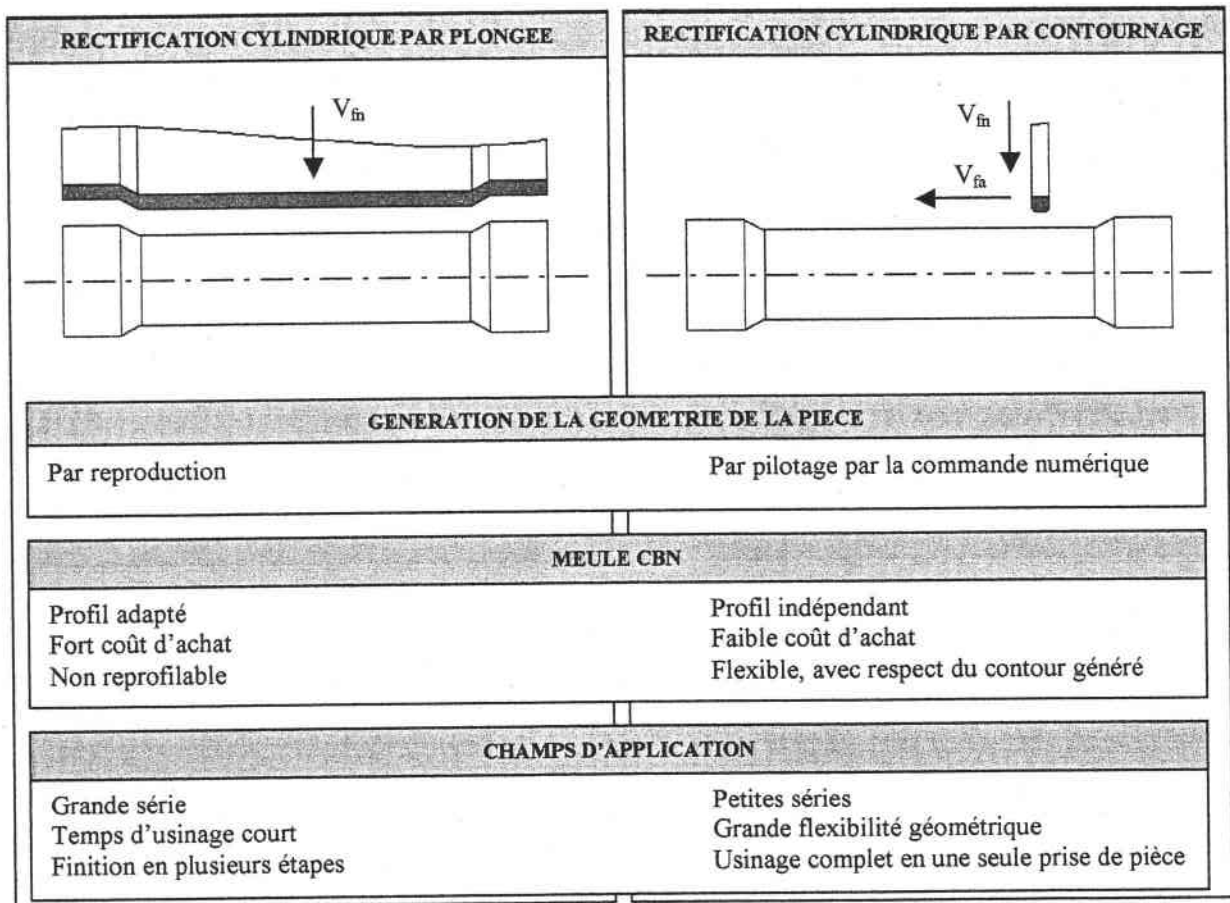


Figure 25 : rectification par plongée et par contournage selon W. König et autres [60].

D'autres avantages apparaissent avec la RGVC. La surface de contact entre la meule et la pièce est petite. Il en résulte des efforts de coupe faibles, limitant ainsi les déformations de la pièce. De plus, le couple nécessaire pour l'entraînement en rotation de la pièce est faible, généralement inférieur à 1 Nm. Ainsi, un entraîneur, type mandrin, toc ou entraîneur frontal n'est plus nécessaire. Il est possible de faire tourner la pièce par simple adhérence entre les pointes des poupées dans ses trous de centre. Une poussée assurée par ressort ou vérin hydraulique sur l'une des deux pointes garantit une adhérence suffisante. Ceci permet d'augmenter encore la flexibilité des machines, pour lesquelles la mise en position et le serrage des pièces sont extrêmement simplifiés. Il est aussi possible de réaliser un arbre en une seule passe, comprenant des surfaces cylindriques, planes, concaves, convexes, coniques. Il est alors nécessaire de dresser la meule avec le profil adéquat comme montré sur la figure 26. Autre avantage, la quantité d'énergie transmise à la pièce est faible grâce au faible temps d'exposition du fait des vitesses d'avances rapides et ce, malgré une grande vitesse de coupe. Le risque d'affecter thermiquement la pièce est moindre. Enfin, le coût des outils est

intéressant, une meule de contournage coûtant jusqu'à cinq fois moins qu'une meule de forme.

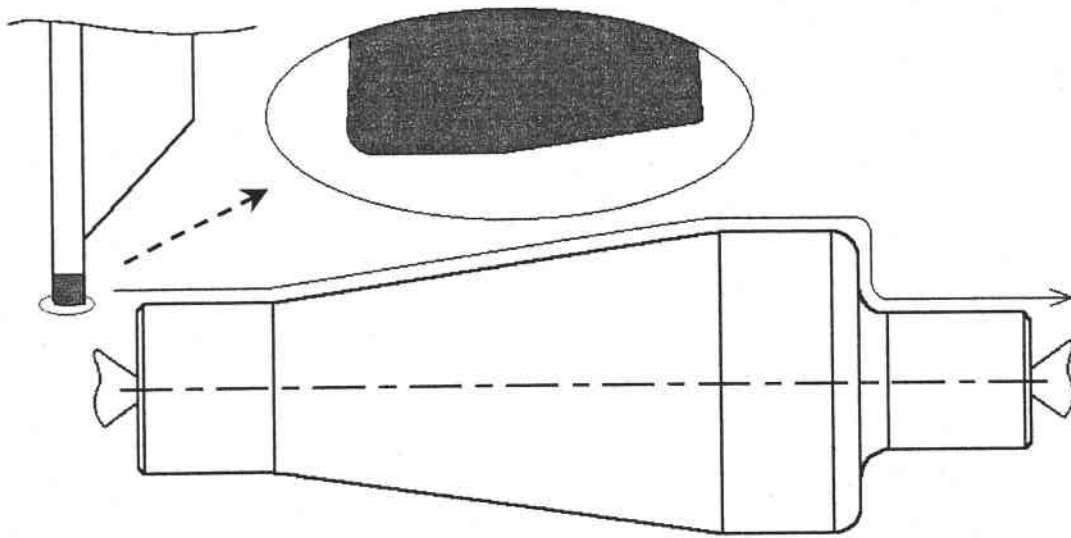


Figure 26 : exemple d'un arbre usiné en une seule prise de pièce avec une meule profilée.

II-3.2 Analogies avec le fraisage et le tournage

En fraisage grande vitesse, notamment pour les pièces aéronautiques en alliage léger, les vitesses de coupe et les avances sont très importantes et un des grands avantages est de n'utiliser qu'une seule fraise de petit diamètre pour réaliser toutes les formes de la pièce. Les gains au niveau du temps de changement d'outil sont intéressants et la flexibilité est accrue par la diversité des opérations réalisables dans la même phase. La RGVC présente déjà ces mêmes avantages. Par contre, du fait que la pièce est en rotation, l'analogie est plus évidente avec le tournage. Le procédé s'apparente à une opération de chariotage sur un tour, où l'outil de tournage, fixe, aurait été remplacé par une meule. En tournage, il est possible de choisir la géométrie de l'outil par affûtage. En rectification, le bandeau de meule peut être profilé par dressage. La figure 27 représente une meule de contournage dont l'arête active a été rayonnée à r_{es} et dont la face d'attaque a été orientée à $\lambda_{rs} > 90^\circ$. L'analogie est faite avec une plaquette de tournage dite « racleuse ». Il s'agit d'une plaquette dont le bec est suivi d'un plat de longueur b_t , produisant l'effet racleur, puis de l'arête secondaire orientée à λ_r' . L'arête principale est orientée à λ_r .

Comme en tournage, l'état de surface est lié à l'avance par tour de pièce et à la longueur du plat racleur, c'est à dire, au taux de recouvrement noté U dont l'expression est donnée par

(23). En tournage, la géométrie du bec de l'outil évolue peu au fur et à mesure qu'il s'use puisque les usures principales se produisent sur les faces de coupe et de dépouille. En rectification par contournage, l'arête active et le bandeau racleur s'altèrent progressivement. L'usure est à la fois axiale et radiale. En cylindrage, l'usure est principalement axiale et la longueur du plat racleur diminue progressivement. Un taux de recouvrement de 3 à 5 en ébauche et de 5 à 10 en finition est habituellement pratiqué en rectification conventionnelle par balayage. Par contre, en RGVC afin d'user la meule le plus lentement possible, les avances sont choisies petites. Cela permet un taux de recouvrement compris entre 50 et 300 malgré l'étroitesse des meules dont le bandeau n'a que 5 à 15 mm de largeur. En contrepartie, il est nécessaire de faire tourner la pièce à de hautes fréquences afin que la vitesse d'avance V_f ait un niveau satisfaisant (24). C'est pourquoi, les machines pour la RGVC sont équipées d'une seconde électrobroche à haute fréquence pour l'entraînement en rotation des pièces. Il est alors nécessaire de traiter les phénomènes vibratoires néfastes, notamment par un équilibrage statique ou dynamique des pièces. Le taux de recouvrement et la vitesse d'avance axiale sont respectivement définis par les relations :

$$U = \frac{b_s}{f} \quad (23)$$

$$V_{fa} = f \cdot n_w \quad (24)$$

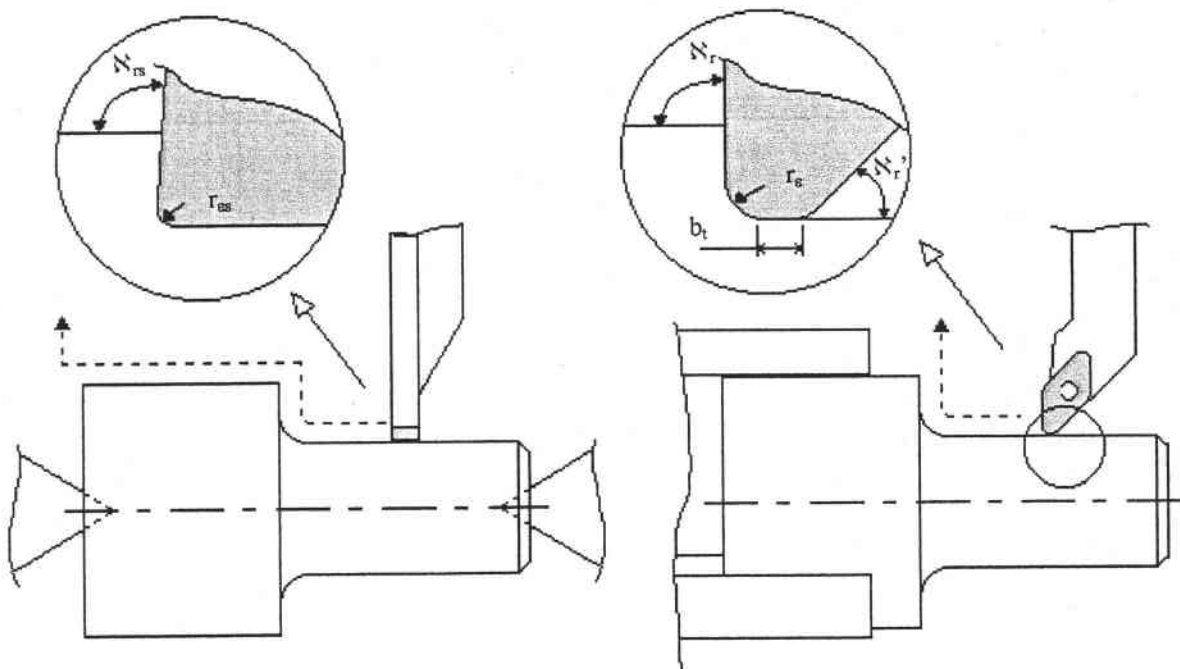


Figure 27 : géométrie de l'outil en rectification par contournage et en tournage.

II-3.3 Puissances et efforts de coupe

Les trajectoires de la meule par rapport à la pièce peuvent être radiales, axiales ou bien une combinaison des deux. La rectification par plongée (trajectoire radiale) a déjà fait l'objet de nombreuses études [59, 60, 61]. L'étude de la RGVC proposée ici concerne le cylindrage, c'est à dire une trajectoire de meule axiale. Les tests ont été réalisés sur une rectifieuse grande vitesse instrumentée de l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Metz. La figure 28 présente cette machine et le tableau 10 fournit ses principales caractéristiques.

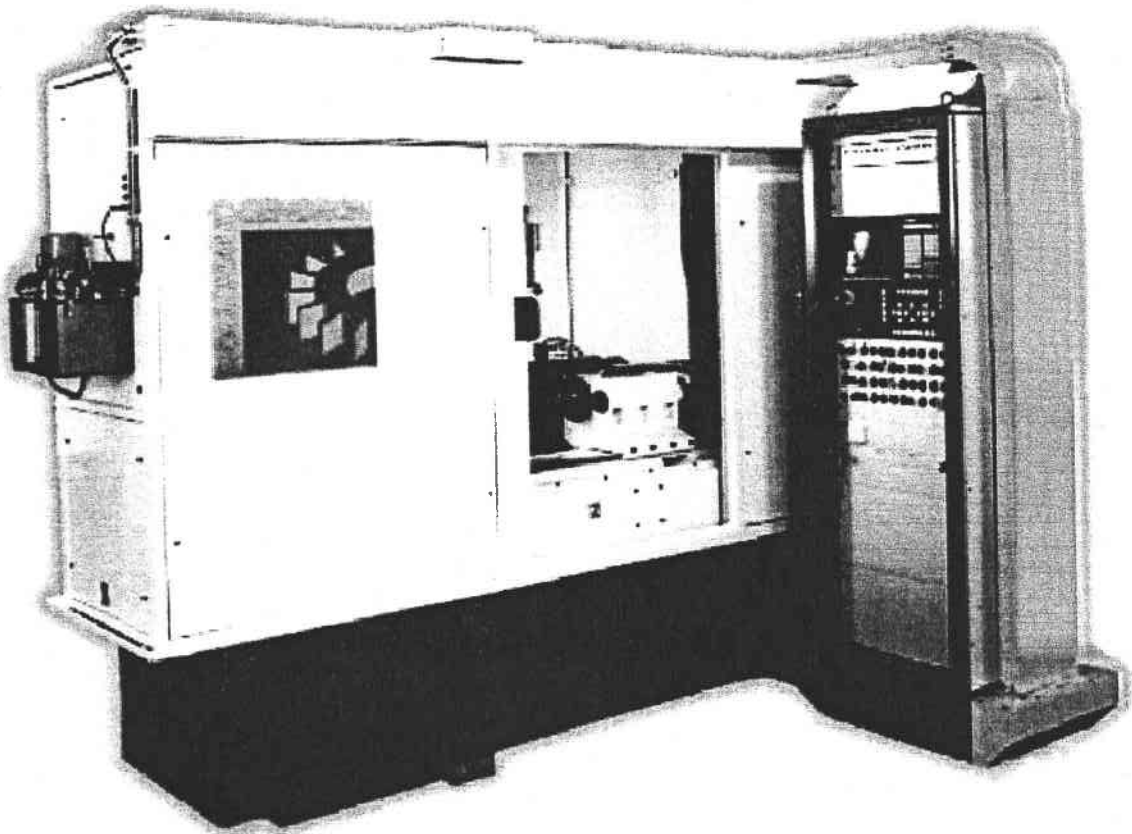


Figure 28 : rectifieuse grande vitesse de l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Metz.

Il a été choisi de faire varier la section de coupe pour en observer les influences. Les autres paramètres de coupe ont été fixés. Le tableau 11 présente le niveau de ces différents facteurs.

La puissance de coupe est la puissance nécessaire à la formation des copeaux. Lors des essais, la puissance totale a été mesurée par un wattmètre associé au variateur de fréquence de l'électrobroche de meule. La puissance totale P_t est composée de la puissance de coupe P_c .

(25), de la puissance consommée à vide P_{av} pour vaincre les frottements internes de l'électrobroche, de la puissance consommée à cause du frein P_{lub} créé par les jets d'arrosage, de la puissance consommée à cause du frein P_{decra} créé par les jets de décrassage et de la puissance consommée à cause du frein P_{ch} que crée le fluide à l'interface meule pièce.

$$P_c = P_t - P_{av} - P_{Lub} - P_{decra} - P_{ch} \quad (25)$$

Signalétique	Constructeur Année de construction	ROUCHAUD-GENDRON 1998
Puissance	Puissance installée Puissance broche porte-meule Puissance broche porte-pièce	90 kW 29 kW de 4800 à 15000 tr/min 9,5 kW de 3500 à 7500 tr/min
Tête porte-meule	Vitesse de coupe Course utile en X Vitesse de déplacement rapide Résolution	jusqu'à 314 m/s 480 mm 12 m/min 0,1 μ m
Table et tête porte-pièce	Fréquence de rotation Hauteur des pointes / table Entre-pointes Course utile en Z Vitesse de déplacement rapide Résolution	jusqu'à 7500 tr/min 180 mm jusqu'à 580 mm 630 mm 12 m/min 0,1 μ m
Commande numérique	Type Pilotage	NUM 1060 série II axe X : plongée de la meule axe Z : translation de la table
Protection	Capotage Détection du contact meule Détection de la rotation pièce Système anti-feu	complet capteur acoustique capteur dans la contre-pointe
Pièce	Dimensions Positionnement Entraînement	jusqu'à $\varnothing$ 350 mm x 580 mm entre-pointes par adhérence sur les pointes (montage possible d'un mandrin)
Meule	Dimensions	$\varnothing$ 400 mm en grande vitesse $\varnothing$ 610 mm en vitesse conventionnelle
Diamantage	Disque diamanté monté sur l'électrobroche porte-pièce Dimensions	$d_d = \varnothing$ 230mm
Lubrification	Lubrifiant Bac Pompes	3000 l d'huile entière maintenue à T. ambiante $\pm 1^\circ\text{C}$ capacité de 3000 l 220 l/min., 20 bar pour la lubrification 70 l/min., 60 bar pour le décrassage
Filtration	Accessoires	séparateur magnétique + filtre cartouches papier

Tableau 10 : principales caractéristiques de la rectifieuse expérimentale.

Avec les conditions expérimentales retenues, les consommations de puissance suivantes ont été mesurées : $P_{av} = 2300$ W ; $P_{lub} = 1300$ W ; $P_{decra} = 900$ W.

Le frein exercé par le fluide présent à l'interface meule pièce est fonction des conditions de coupe et de topographie de la pièce et de la meule. Pour toutes ces raisons il n'est pas possible

de déterminer systématiquement la valeur de P_{ch} . Pour une meule au contact de la pièce mais sans avance ni prise de passe, c'est à dire avec une section de coupe nulle, la consommation de puissance à cause de ce frein a été mesurée égale à : $P_{ch} = 650 \text{ W}$.

Aussi, il est probable que P_c comme P_{ch} soient liés à la surface de contact meule/pièce. La figure 29 présente cette surface de contact et les efforts exercés par la meule sur la pièce. En contournage, la meule est au contact de la pièce selon une de ses faces et son profil. La première surface de contact, plane, est comprise entre deux arcs de cercles dont les rayons sont ceux de la meule et de la pièce. La seconde surface de contact est un tronçon de cylindre de largeur f et de longueur l_c .

Conditions de coupe et environnementales		
Rectifieuse	Rouchaud-Gendron Evolution n°II	
Vitesses de meule	$n_s = 6680 \text{ tr/min}$ soit $V_s = 140 \text{ m/s}$	
Vitesses de pièce	$n_w = 6000 \text{ tr/min}$ soit $17 \text{ m/s} < V_w < 20 \text{ m/s}$	
Avance	$0,015 \text{ mm/tr} < f < 0,125 \text{ mm/tr}$	
Profondeur de passe	$0,05 \text{ mm} < a_p < 0,15 \text{ mm}$	
Type de lubrifiant	Huile entière SHELL Coupe 1783	
Viscosité cinématique	18 cst à 20°C	
Arrosage	Débit : 198 l/min	Pression : 12 Bar
Décrassage	Débit : 20 l/min	Pression : 48 Bar

Pièce	
Matière	Acier rapide 6 5 4 2
Dureté	65 HRC
Dimensions de la pièce	$55 \text{ mm} < d_w < 65 \text{ mm}$ Longueur usinée : 30 mm

Meule J10C 400-5-5 M126 VF200T 105	
Type	Meule plate J10C (FEPA : 3A1)
Corps	Corps acier, alésage 105 mm, fixation 12 vis
Diamètre extérieur	$d_s = 400 \text{ mm}$
Largeur / épaisseur du bandeau	$b_s = 5 \text{ mm}$, épaisseur 5 mm
Taille moyenne des grains	126 μm
Concentration	200 (50% de grains abrasifs en volume)
Type de liant	Vitrifié

Conditions de dressage	
Mode	Profilage linéaire par molette diamantée
Diamètre de la molette	$d_d = 230 \text{ mm}$
Prise de passe	$a_d = 3 \text{ }\mu\text{m}$
Fréquence de rotation de la molette	$n_d = 6643 \text{ tr/min}$
Avance de la molette par tour de meule	$f_d = 0,015 \text{ mm/tr}$

Tableau 11 : conditions expérimentales.

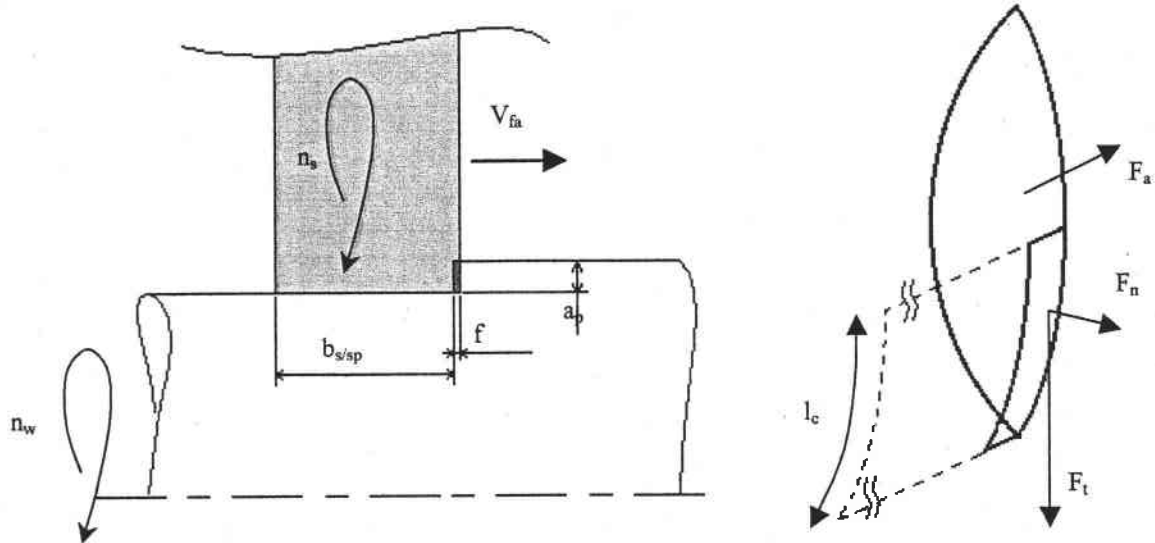


Figure 29 : surface de contact meule/pièce et efforts de coupe en contournage.

Les expressions de l'aire théorique de la zone cylindrique de contact, S_{zcc} , de l'aire théorique de la zone plane de contact, S_{zpc} , et de la longueur théorique de contact meule/pièce l_c s'expriment respectivement par :

$$S_{zsc} = -b.k + \frac{1}{4} \left[d_s^2 \cdot \arcsin\left(\frac{2k}{d_s}\right) + d_w^2 \cdot \arcsin\left(\frac{2k}{d_w}\right) \right] \quad (26)$$

$$S_{zsp} = \frac{f.d_s}{2} \cdot \arcsin\left(\frac{2.k}{d_s}\right) \quad (27)$$

$$l_c = \frac{d_s}{2} \cdot \arcsin\left(\frac{2.k}{d_s}\right) \quad (28)$$

Avec
$$k = \sqrt{\frac{d_s^2}{4} - \left(\frac{d_s^2 - d_w^2 + 4b^2}{8}\right)^2} \quad \text{et} \quad b = (d_s + d_w - 2.a_p)/2$$

La figure 30 montre l'évolution de chacune de ces deux surfaces en fonction de l'avance f et de la profondeur de passe a_p .

La puissance de coupe est aussi liée aux efforts et aux vitesses (29), (30). En rectification conventionnelle, il est habituel de négliger la vitesse tangentielle de pièce devant la vitesse tangentielle de meule dans l'expression de la vitesse de coupe. En RGVC, V_w n'est plus négligeable face à V_s . Par contre, le produit de l'effort axial par la vitesse d'avance axiale, est négligeable dans l'expression de P_c puisque que V_{fa} est de 10^5 à 10^6 fois plus faible que V_c . Ainsi, comme en rectification conventionnelle, il est convenu d'écrire que P_c est le produit de

l'effort tangentiel par la vitesse de coupe. Les expressions suivantes donnent la puissance de coupe totale et la vitesse de coupe totale :

$$P_c = F_t \cdot V_c + F_a \cdot V_{fa} \quad (29)$$

$$V_c = V_s + V_w \quad (30)$$

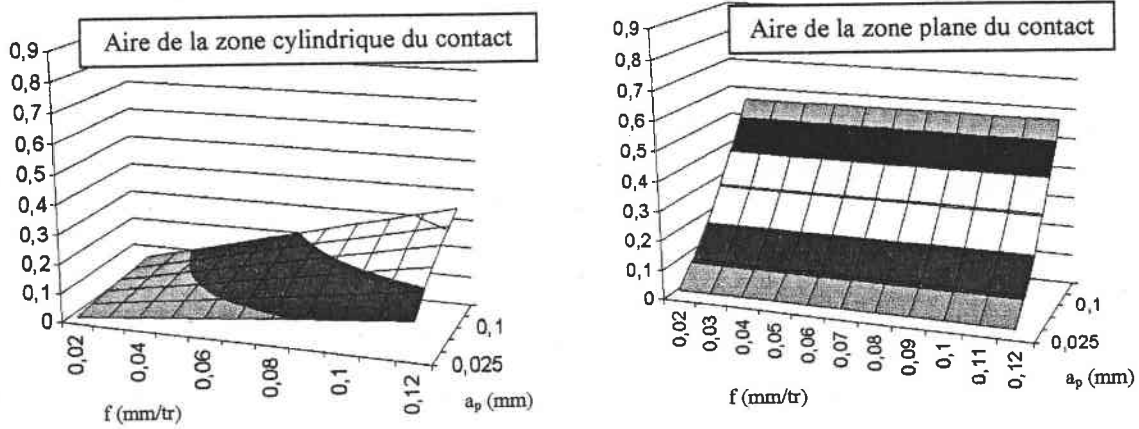


Figure 30 : surfaces de contact en mm^2 en fonction de f et a_p pour $d_w = 60 \text{ mm}$

En tournage, la norme NF E66-520-3 propose une modélisation de la puissance de coupe en utilisant l'effort spécifique de coupe k_c : effort à exercer sur une surface de 1 mm^2 pour produire un copeau (31). Il est montré que k_c est décroissant lorsque l'avance et la profondeur de passe augmentent, selon une fonction puissance (32). La puissance de coupe se trouve alors être le produit de k_c par le débit matière (33), où K_k est une constante. L'effort spécifique de coupe en tournage, son expression en loi puissance et la puissance de coupe sont exprimés par :

$$k_c = \frac{F}{a_p \cdot f} \quad (31)$$

$$k_c = K_k \cdot f^\alpha \cdot a_p^\beta \quad (32)$$

$$P_c = k_c \cdot Q_w \quad (33)$$

En fraisage, la norme NF E66-520-5 exprime la puissance de coupe en fonction de l'énergie spécifique de coupe w_c et du débit matière. De même que k_c , w_c est décroissant lorsque l'avance par dent et la profondeur de passe augmentent, selon une fonction puissance (35), avec K_w , une constante. La puissance de coupe et l'énergie spécifique de coupe en fraisage sont :

$$P_c = w_c \cdot Q_w \quad (34)$$

$$w_c = K_w \cdot f_z^\alpha \cdot a_p^\beta \quad (35)$$

En rectification les modèles de puissance habituels utilisent l'énergie spécifique de coupe e_c . Comme pour le tournage et le fraisage, e_c est une fonction puissance de f et a_p ou K_e , est une constante. La puissance de coupe et l'énergie spécifique de coupe en rectification sont :

$$P_c = e_c \cdot Q_w \quad (36)$$

$$e_c = K_e \cdot f^\alpha \cdot a_p^\beta \quad (37)$$

La relation (38) fournit le débit matière en contournage. D'où la forme générale de la puissance de coupe (39), où K est une constante, dans la mesure où n_w est choisie constante.

$$Q_w = \pi \cdot f \cdot a_p \cdot n_w (d_w - a_p) \quad (38)$$

$$P_c = K \cdot f^{\alpha+1} \cdot a_p^{\beta+1} \cdot (d_w - a_p) \quad (39)$$

La vérification expérimentale de ce modèle a été effectuée à partir de 21 tests. Les essais ont été réalisés en fixant n_w et d_w . L'avance et la profondeur de passe ont été les variables, respectivement dans la plage de 0,015 à 0,03 mm/tr et de 0,025 à 0,17 mm. La figure 31 présente l'évolution de $P_c + P_{ch}$ en fonction de f et a_p dans le domaine exploré. Il s'agit d'une surface dont l'équation est de la forme :

$$P_c + P_{ch} = K_1 + K_2 \cdot f + K_3 \cdot a_p + K_4 \cdot f \cdot a_p + K_5 \cdot f^2 + K_6 \cdot a_p^2 \quad (40)$$

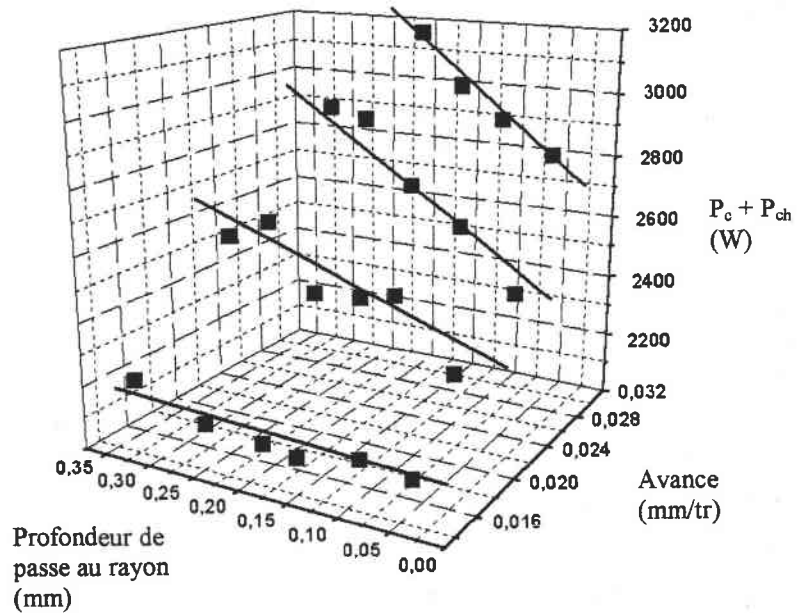


Figure 31 : résultats expérimentaux (effet de f et a_p sur $P_c + P_{ch}$).

Une résolution par la méthode des moindres carrés permet de déterminer les constantes :

$$K_1 = 1402, K_2 = 49597, K_3 = -5445, K_4 = 382419, K_5 = -342059, K_6 = 1848.$$

On remarque que selon ce modèle, P_{ch} est égal à 1402 W lorsque f et a_p sont nuls alors qu'un essai à vide avait fourni 650 W. En effet, ce modèle n'est valable que dans le domaine étudié et les valeurs extrapolées sont à éviter. De plus, on remarque que les facteurs K_3 et K_6 sont faibles, ce qui indique que a_p a peu d'effet sur la puissance. Un modèle simplifié peut être proposé :

$$P_c + P_{ch} = K_\alpha + f \cdot (K_\beta + K_\delta \cdot a_p + K_\gamma \cdot f) \quad (41)$$

Bien qu'il ne soit pas possible de distinguer expérimentalement la part de P_c et celle P_{ch} , il est toutefois possible de tirer quelques enseignements de ces résultats :

- L'incidence de la surface de contact meule pièce sur P_c et P_{ch} est confirmée.
- A faible avance, une profondeur de passe importante est possible, sans que $P_c + P_{ch}$ ne s'en trouvent élevées.
- Une augmentation de l'avance conduit à une augmentation plus importante de $P_c + P_{ch}$ qu'une augmentation de la profondeur de passe.

II-3.4 Usures de meule

En contournage, la meule est au contact de la pièce selon sa face d'attaque et son bandeau cylindrique. Ainsi, deux usures se produisent simultanément : une usure radiale et une usure axiale. L'usure radiale consiste en une diminution du rayon de la meule. En rectification par plongée, ce mode d'usure est le seul à apparaître. L'usure axiale qui se produit en contournage, consiste à « chanfreiner » progressivement l'arête active de la meule et ainsi à réduire $b_{s/sp}$, la partie de meule servant pour le recouvrement. Deux critères sont donc proposés pour quantifier chacune de ces usures. U_r en mm (42) qui est la différence de rayon de la meule avant et après usure. U_a en mm (43) qui est la diminution de la longueur de la zone de planage. Les expressions des usures radiales et axiales sont :

$$U_r = r_{si} - r_{sf} \quad (42)$$

$$U_a = b_s - b_{s/sp} \quad (43)$$

La figure 32 montre l'évolution de l'usure d'une meule utilisée en contournage. Deux essais d'usure avec deux avances différentes ont été menés. L'essai réalisé à $f = 0,125$ mm/tr est un essai d'usure accéléré afin de minimiser la durée du test. Un essai consiste à effectuer des passes successives sur des pièces de diamètre identique ou pratiquement, tout en observant à

intervalles réguliers, l'état de la meule et les conséquences de sa dégradation sur la coupe. Tous les autres paramètres de coupe ont été choisis constants. Ceci parce que l'étude des puissances de coupe a montré que l'effet de l'avance est prépondérant par rapport à celui des autres facteurs. La profondeur de passe a été choisie égale à 0,05 mm.

Une meule est considérée comme usée lorsqu'un dressage est nécessaire pour que les dimensions de la pièce et/ou la rugosité souhaitées puissent être obtenues. La longévité de l'outil peut être quantifiée par la durée d'usinage avant usure ou encore par le volume de matière usinée avant usure. Néanmoins, il a été choisi d'observer l'usure en fonction de la longueur développée parcourue par la meule au contact de la pièce entre deux dressages. Ces termes sont d'ailleurs liés par la relation (44). La longueur parcourue est égale au volume de matière enlevé divisé par la section de coupe ou encore à la durée de coupe multipliée par la vitesse tangentielle de pièce.

$$L_{dd} = \frac{\Delta V_{wdd}}{f \cdot a_p} = t_{dd} \cdot V_w \quad (44)$$

L'usure radiale a été mesurée par contrôle des dimensions de la pièce. La différence entre une cote visée et la cote réellement obtenue est due à l'usure radiale de la meule. Néanmoins, des fluctuations dans les mesures sont aussi dues aux dilatations de meule et de pièce, à la précision de mise en position par la machine et à la mesure.

L'usure axiale a été mesurée par prises d'empreinte du bandeau réalisées à intervalles réguliers dans une éprouvette en graphite. Le profil de cette empreinte fut ensuite relevé par un profilomètre pour être analysé.

Au cours des tests, les puissances de coupe et les rugosités de pièce ont également été mesurées. La figure 33 présente la totalité de ces résultats.

L'analyse des résultats montre que la meule passe par trois phases. Une phase de rodage où la porosité de la meule augmente rapidement. Ceci est mis en évidence par une rapide dégradation de l'état de surface des pièces au cours des premières passes, une diminution de la puissance de coupe et des usures radiales et axiales importantes. Ces dernières se produisent parce que les grains et piliers d'agglomérants fragilisés par l'opération de dressage sont rapidement libérés du bandeau. La deuxième phase constitue le régime d'usure stabilisé. Les usures radiales et axiales augmentent progressivement et proportionnellement à la distance parcourue par la meule au contact de la pièce. La rugosité augmente régulièrement, en même temps que diminue le taux de recouvrement. A la fin de cette phase, la rugosité devient mauvaise car le taux de recouvrement est pratiquement nul. La puissance de coupe

reste identique tout au long de cette phase. La troisième phase est la phase d'effondrement. Le cône formé sur le bandeau par l'usure axiale disparaît pour revenir à un cylindre. Il en résulte une usure radiale rapide qui rend impossible la tenue des dimensions d'une pièce. De plus, la génératrice du nouveau bandeau formé n'est pas rectiligne, conduisant à de très médiocres états de surface. Il est par conséquent nécessaire d'effectuer un dressage avant que cette phase ne survienne.

II-3.5 Approche économique

Outre les caractéristiques techniques de la RGVC présentées auparavant, le facteur économique est primordial pour de futurs utilisateurs. Le taux horaire, la cadence, le montant des investissements, la formation des personnels, le coût des consommables sont autant de critères à prendre en considération pour estimer la viabilité d'un procédé. De l'étude de l'usure de meule, il est possible de déterminer quelles sont les incidences de l'outil sur le coût global. Le tableau 12 fournit, pour les deux avances testées, les données caractéristiques liées à l'utilisation d'une meule. Les conditions de travail sont décrites au chapitre précédent.

Pour estimer la durée de vie de la meule, on considère que 90 % du bandeau est utilisable. Ainsi, le volume de meule disponible est $\Delta V_s = 28 \text{ cm}^3$ pour un bandeau de 5 mm de largeur et 5 mm d'épaisseur sur un diamètre d_s de 400 mm. Pour déterminer la diminution de rayon de la meule entre deux dressages, il faut aussi considérer, en plus de l'usure radiale, la surépaisseur enlevée sur la meule par dressage pour rendre le bandeau à nouveau cylindrique. La prise de passe totale au dressage doit être au moins égale à la hauteur du cône formé par l'usure. Ainsi, du fait que la hauteur du cône est égale à a_p , ici 0,05 mm, il a été choisi de fixer la prise de passe totale lors d'un dressage égale à 60 μm . De plus, la meule est considérée comme usée lorsque $b_{s/sp}$ atteint la valeur de 0,8 mm soit $U_a = 4,2 \text{ mm}$. Au-delà de cette valeur, le taux de recouvrement U n'est plus égal qu'à 32 pour une avance de 0,025 mm/tr et à 6 pour une avance de 0,125 mm/tr. La rugosité est le critère de qualité qui impose de fixer le seuil d'usure à cette valeur limite.

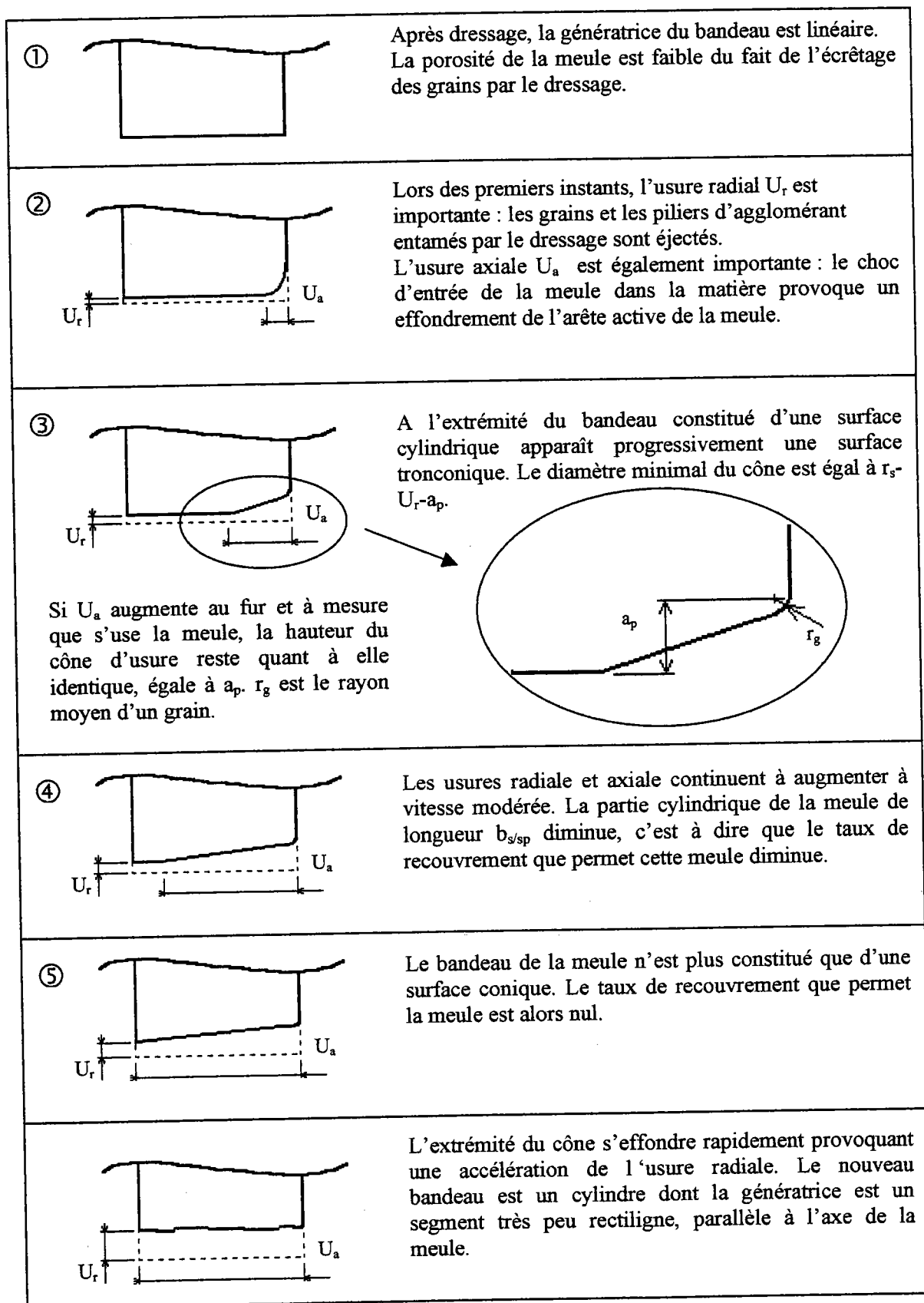
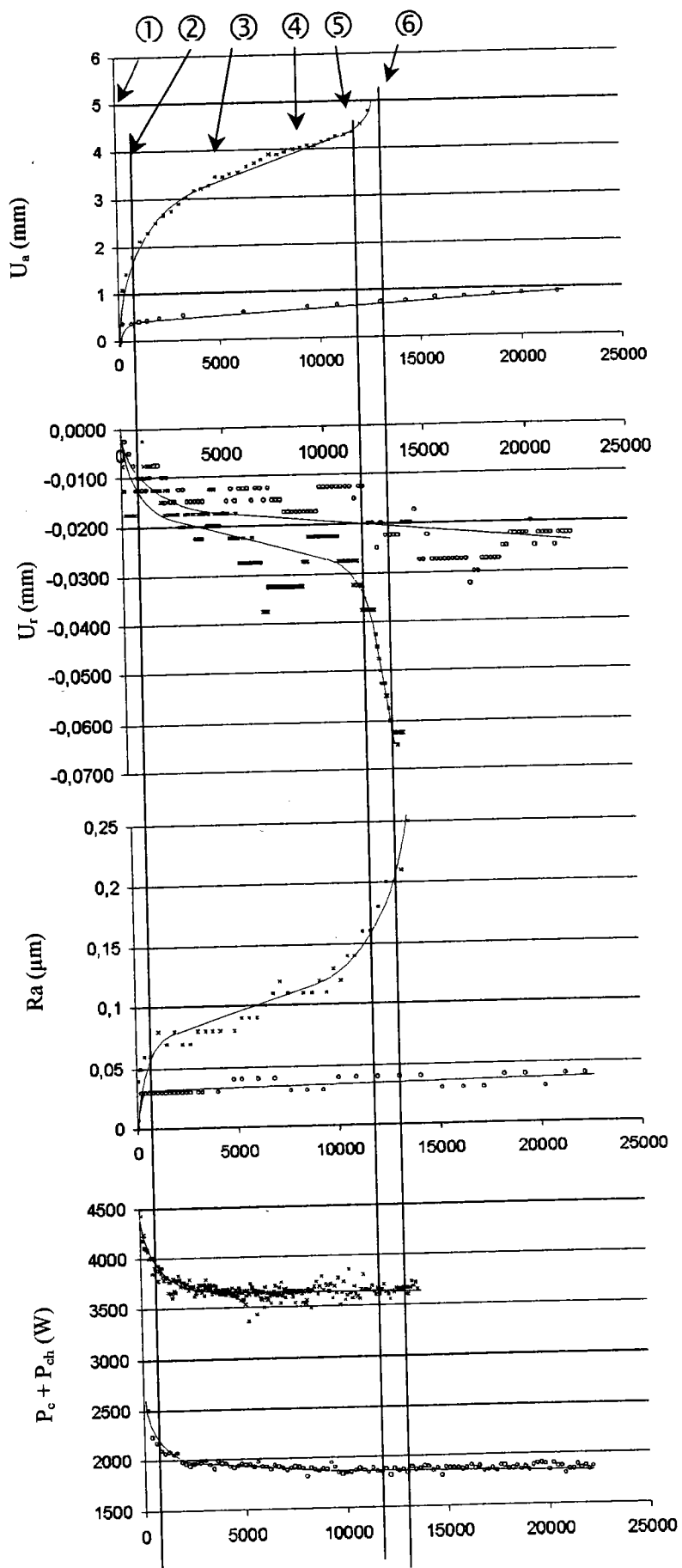


Figure 32 : usure d'une meule en contournage.



Légende :

o ($f=0,25$ mm/tr)
x ($f=1,25$ mm/tr)

Abscisses :
l (m)

Evolution de l'usure
pour $f=0,125$ mm/tr :

- ① Meule dressée : bandeau cylindrique et taux de recouvrement maximal.
- ② Fin de la phase de rodage de la meule.
- ③ Usure progressive.
- ④ Usure progressive.
- ⑤ Bandeau conique : taux de recouvrement nul.
- ⑥ Usure radiale rapide pour revenir à un bandeau cylindrique

Figure 33 : conséquences de l'usure de la meule en contournage.

Le critère utilisé classiquement en rectification conventionnelle pour juger de l'aptitude à la coupe d'une meule est le rapport de rectification G . Il est égal au volume total de matière enlevée par la meule divisé par le volume de bandeau abrasif disponible dans la meule. Pour la RGVC, il n'est pas approprié pour quantifier l'usure de la meule. D'une part parce que le volume de bandeau abrasif est très faible par rapport à celui d'une meule conventionnelle, d'autre part parce que l'usure n'est pas uniquement radiale, d'où la nécessité d'utiliser un second critère d'usure : U_a . Il est néanmoins possible de le calculer et il apparaît plus important qu'en rectification conventionnelle où ses valeurs usuelles sont inférieures à 100.

Conditions de coupe	$f = 0,125 \text{ mm/tr}$	$f = 0,025 \text{ mm/tr}$
	$a_p = 0,05 \text{ mm}$	$a_p = 0,05 \text{ mm}$
Débit matière	$Q_w = 7,1 \text{ cm}^3/\text{min}$	$Q_w = 1,41 \text{ cm}^3/\text{min}$
Vitesse d'avance pour $n_w = 6000 \text{ tr/min}$	$V_{fa} = 750 \text{ mm/min}$	$V_{fa} = 150 \text{ mm/min}$
Distance effectuée par la meule jusqu'à ce que $b_{s/sp}$ ne vaille plus que 0,8 mm	$L_{dd} = 12000 \text{ m}$	$L_{dd} = 2000000 \text{ m}$
Usure radiale lorsque $b_{s/sp}$ vaut 0,8 mm	$U_r = 40 \text{ }\mu\text{m}$	$U_r = 180 \text{ }\mu\text{m}$
Volume de matière usinée avant dressage	$\Delta V_{wdd} = 75 \text{ cm}^3$	$\Delta V_{wdd} = 2500 \text{ cm}^3$
Nombre total de dressages sur la meule	45 dressages	19 dressages
Volume total de matière usinée par la meule	$\Delta V_w = 3375 \text{ cm}^3$	$\Delta V_w = 47500 \text{ cm}^3$
Rapport de rectification	$G = 120$	$G = 1700$

Tableau 12 : capacités d'une meule en RGVC.

Le choix d'un procédé est dicté dans l'industrie par des considérations de qualité puis d'économie. Le tournage dur est assez souvent présenté comme une possible alternative à la rectification conventionnelle [64]. Le tableau 13 donne des résultats de tournage fournis par divers constructeurs d'outils ou expérimentateurs [65], [66]. Les outils de tournage sont en céramique, CBN ou diamant. On retrouve ainsi les matériaux des meules conventionnelles avec la céramique et ceux des meules superabrasives avec le CBN et le diamant. La coupe s'effectue sans fluide de coupe étant donné que la plupart de la chaleur produite est évacuée par les copeaux.

La figure 34 permet de situer la RGVC par rapport à la rectification conventionnelle (RC) et au tournage dur (TD). Les remarques principales sont :

- La profondeur de passe et l'avance maximales réalisables sont du même ordre de grandeur en RGVC et tournage dur.
- Des profondeurs de passe et avances faibles peuvent être choisies en rectification pour améliorer la qualité, alors que le phénomène de copeau minimum l'interdit en tournage.
- La vitesse d'avance axiale peut être jusqu'à 5 fois plus grande en RGVC qu'en tournage. Ainsi, pour une faible surépaisseur à enlever, le temps de cycle est cinq fois moindre.
- Les débits en RGVC et tournage dur sont du même ordre de grandeur.
- Le coût d'outil pour usiner 1 cm^3 de matière est jusqu'à 100 fois moindre en RGVC qu'en tournage dur alors que le coût d'une meule est 20 fois plus grand que celui d'un outil de tournage.
- L'outil de tournage est à remplacer après une heure de coupe au maximum alors qu'une meule de RGVC est à remplacer après plusieurs centaines d'heures de coupe.

Les conditions de coupe usuellement recommandées, garantissant à l'outil une durée de vie de 15 à 60 min pour l'usinage de pièces en acier d'une dureté supérieure à 60 HRC sont :				
0,05 < f < 0,12 mm/tr		0,1 < ap < 0,2 mm		100 < Vc < 300 m/min
Les résultats sont alors :	Débit matière		$Q_w \leq 7,2 \text{ cm}^3/\text{min}$	
	Vitesse d'avance		$V_f \leq 600 \text{ mm/min}$	
	Distance effectuée par l'outil avant usure		$L \leq 18000 \text{ m}$	
	Volume total de matière usinée par l'outil		$\Delta V_w \leq 432 \text{ cm}^3$	
Exemple 1	Matière : acier 100C6	Dureté: 63/64 HRC		Outil : CBN
	Conditions de coupe :		f = 0,1 mm/tr	ap = 0,2 mm Vc = 200 m/min
	Débit matière :		$Q_w = 4 \text{ cm}^3/\text{min}$	
	Vitesse d'avance pour nw = 640 tr/min :		$V_f = 20 \text{ mm/min}$	
	Distance effectuée par l'outil avant usure :		$L = 7000 \text{ m}$	
Exemple 2	Volume total de matière usinée par l'outil :		$\Delta V_w = 140 \text{ cm}^3$	
	Matière : acier 16MnCr5	Dureté: 60/62 HRC		Outil : CBN
	Conditions de coupe :		f = 0,06 mm/tr	ap = 0,2 mm Vc = 250 m/min
	Débit matière :		$Q_w = 3 \text{ cm}^3/\text{min}$	
	Vitesse d'avance pour nw = 2000 tr/min :		$V_f = 120 \text{ mm/min}$	
	Distance effectuée par l'outil avant usure :		$L = 8900 \text{ m}$	
	Volume total de matière usinée par l'outil :		$\Delta V_w = 107 \text{ cm}^3$	

Tableau 13 : conditions de coupe et résultats en tournage dur.

La rectification par contournage trouve ainsi sa place pour l'usinage de pièces de haute qualité, en production de séries, avec variation fréquente des familles de pièces.

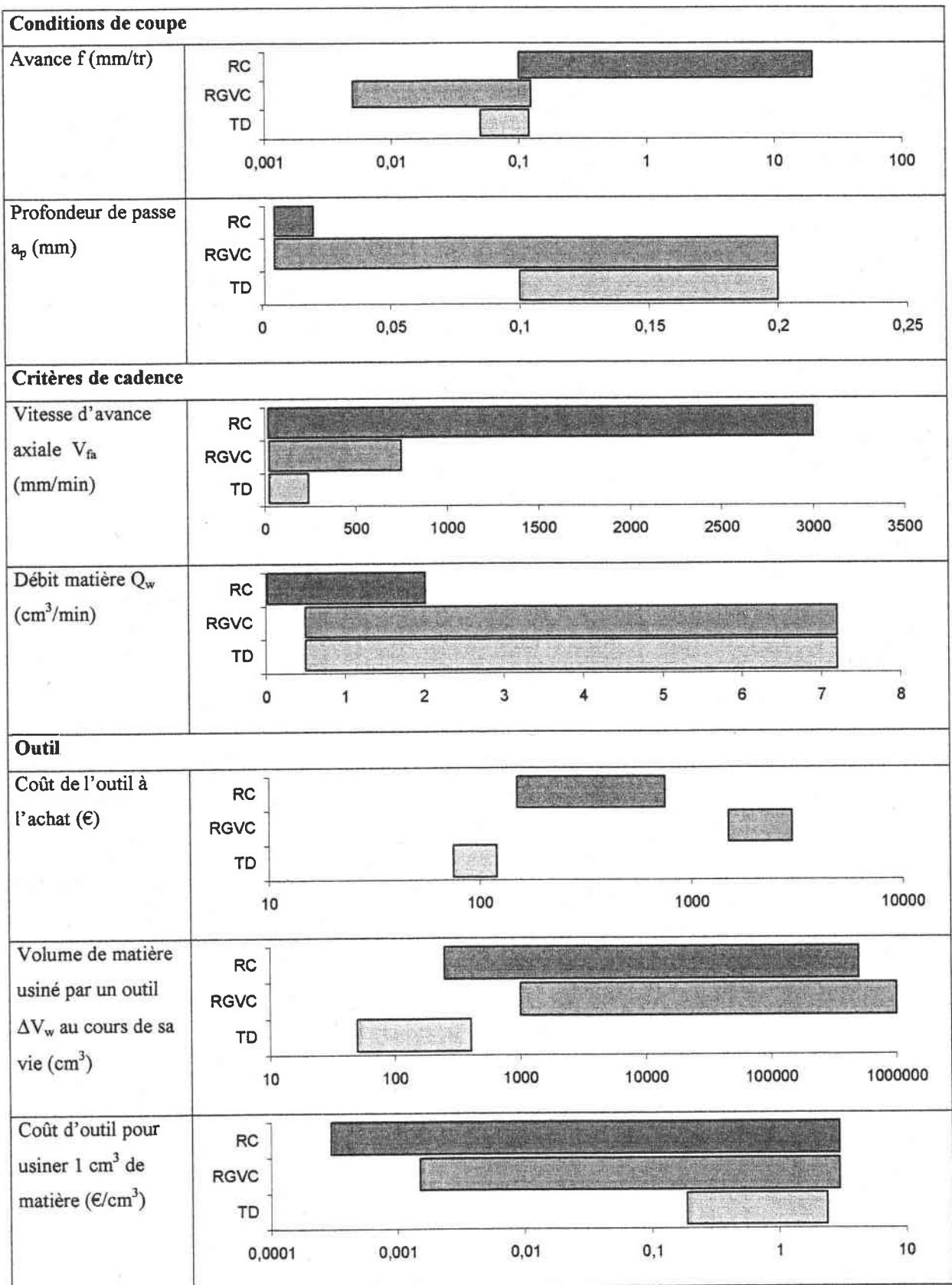


Figure 34 : comparatif entre la rectification conventionnelle, la rectification grande vitesse par contournage, le tournage dur.

Elle est intéressante pour l'optimisation des temps de cycles lorsque la surépaisseur à enlever sur la pièce reste modérée et qu'il est possible de faire tourner la pièce sous de hautes fréquences. Enfin, elle permet de réduire les coûts de production lorsque le choix adéquat des conditions de coupe offre un compromis entre cadence et durée de vie d'outil.

II-4 Conclusions

Aujourd'hui, la rectification grande vitesse connaît de nombreuses applications validées industriellement. Cependant, les techniques évoluent continuellement et comme tout procédé de haute technologie, la mise au point se fait progressivement.

Depuis quelques années, la rectification est concurrencée par l'évolution d'autres procédés, tel que le tournage dur, qui permettent d'usiner également des matériaux à haute dureté. Bien que la presse de vulgarisation technologique ait annoncé la disparition à moyen terme de la rectification, les états de surface obtenus par tournage n'équivalent pas ceux de la rectification. De plus, la rectification grande vitesse permet une augmentation notable du débit matière. Il devient ainsi possible d'usiner avec une meule, des pièces brutes en évitant les opérations de tournage ou de fraisage et ceci pour des coûts et des temps non connus jusqu'alors.

La rectification grande vitesse par contournage est une technique récente dont le développement a été rendu possible par l'utilisation des superabrasifs et les évolutions des machines outils, des meules et de l'environnement de la coupe. Elle permet de réaliser les formes extérieures de pièces de révolution en une seule passe et en une seule prise de pièce. Le passage d'une famille de pièce à une autre est aisé, que ce soit grâce au mode d'entraînement simplifié ou à la diversité des trajectoires réalisables. La précision de la rectification et la coupe abrasive permettent de réaliser des pièces en qualité 5 avec des rugosités arithmétiques inférieures $0,2 \mu\text{m}$.

Une étude de la puissance de coupe a montré qu'elle est liée à la section de coupe. Une modélisation empirique en a été proposée, permettant d'envisager différentes stratégies d'usinage. Il a notamment été observé qu'il est possible d'usiner avec des profondeurs de passe importantes, jusqu'à $0,2 \text{ mm}$ au rayon, avec des avances faibles, sans que la puissance ne soit très élevée. Le risque d'affecter thermiquement la pièce est ainsi limité. De plus, les efforts de coupe sont toujours faibles, permettant un entraînement en rotation des pièces avec un faible couple.

Une étude de l'usure de meule a montré que deux usures se produisent simultanément : une usure radiale et une usure axiale. Elles sont, comme pour la puissance, fonction de la section de coupe. Un critère de quantification de l'usure axiale a été proposé. Lorsqu'il atteint sa valeur limite, la rugosité devient importante et un dressage est nécessaire pour régénérer le bandeau abrasif.

Enfin, la RGVC a été comparée au tournage dur lorsqu'il permet d'obtenir des pièces de même type. Par rapport au tournage, il est remarqué que les débits matière produits en RGVC sont similaires, les vitesses d'avances peuvent être supérieures, le coût spécifique représenté par l'outil peut être 100 fois moindre.

Ainsi, la RGVC trouve sa place lorsqu'il s'agit de produire des pièces avec un besoin de flexibilité, des quantités importantes et une grande qualité. Les secteurs d'activités potentiels sont nombreux : automobile, aéronautique, roulementiers, fabricants d'outils.

La rectification continue encore de progresser, notamment avec les notions d'usinage écologique, l'amélioration de la sécurité, la maîtrise des énergies et toujours, la recherche de l'augmentation des débits matière.

Chapitre III

Systeme de lubrification et de régulation thermique pour la RGV - Etude d'un cas industriel

III-1 Description de l'arrosage

III-1.1 Introduction

On a vu précédemment que les énergies spécifiques mises en jeu en rectification à grande vitesse sont très importantes. L'arrosage de la zone de coupe par un liquide ou par un gaz contribue de manière importante à la qualité du procédé. En contre-partie, une bonne maîtrise de l'arrosage passe par la prise en compte des aspects économiques et écologiques ainsi que par le respect des conditions d'hygiène et de sécurité. Il est un paramètre technologique important en rectification qui doit être considéré au même niveau que les spécifications de la meule et des conditions de coupe.

Economiquement, l'arrosage représente une forte part de la valeur ajoutée sur la pièce. H.K. Tönshoff et autres [67] fournissent un exemple où l'arrosage représente 17 % du coût de la phase de rectification. Ce pourcentage tient compte du coût d'achat des lubrifiants, mais également de leur conservation, préparation, utilisation et évacuation. Des investissements parfois conséquents sont donc nécessaires pour effectuer un arrosage satisfaisant avec des répercussions négatives sur le taux horaire d'une rectifieuse grande vitesse. A cela peuvent encore venir s'ajouter des coûts de traitements des boues de rectification, de déshuilage des copeaux et de nettoyage des pièces [68]. A titre d'exemple, la reprise des boues pour recyclage coûte aux alentours de 300 € / tonne et l'Allemagne produit annuellement près de 250 000 tonnes de boues [69].

Il est donc intéressant d'optimiser l'utilisation des fluides de coupe. L'aspect écologique n'étant plus à ignorer face à ceux de la productivité, il devient désormais nécessaire de développer des stratégies orientées vers la réduction de la pollution et des coûts. On distingue à l'heure actuelle quatre stratégies :

- Utilisation de fluides de coupe non polluants.
- Allongement de la durée d'utilisation des fluides de coupe.
- Réduction des quantités de fluides de coupe utilisées.
- Usinage sans arrosage.

III-1.2 Caractéristiques de l'arrosage

Plusieurs fonctions doivent être assurées par le système d'arrosage. E. Minke [70] décrit les principales par la figure 35 :

- Lubrifier (réduction des frottements et des efforts de coupe).
- Réfrigérer (évacuation des calories produites par la coupe).
- Conserver le pouvoir de coupe de la meule (limitation de l'encrassement et l'érosion des grains abrasifs)
- Optimiser la durée de vie de meule.

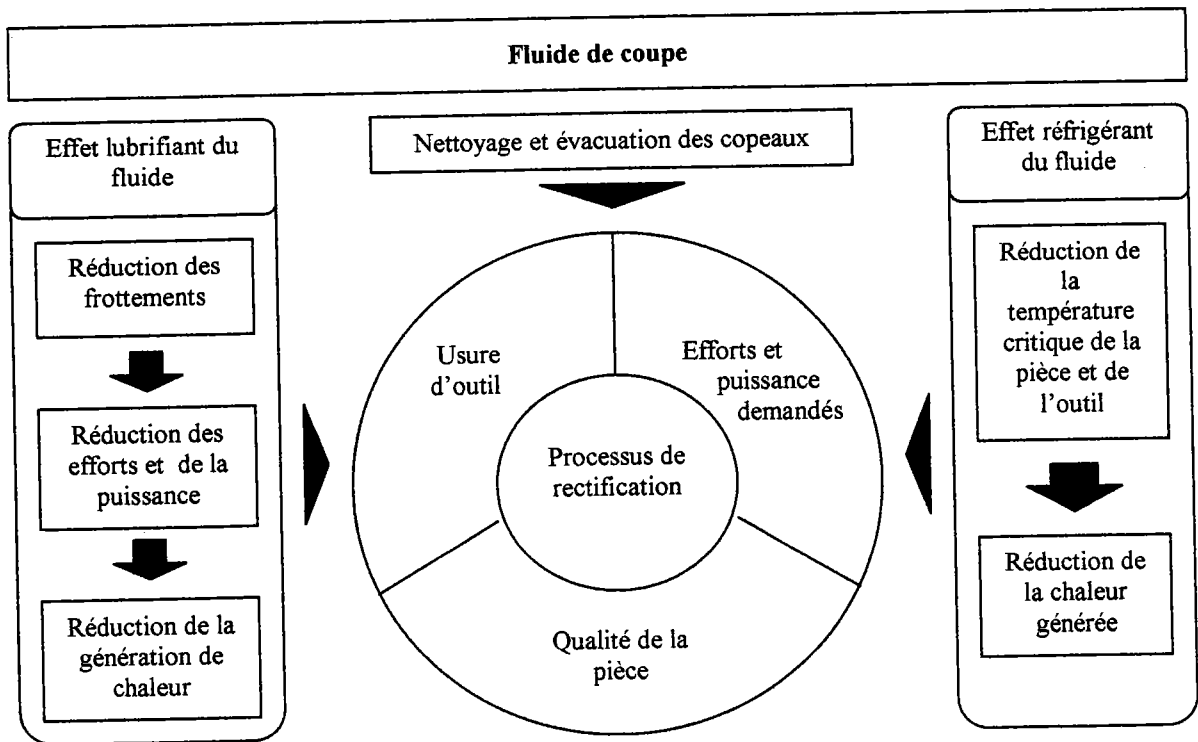


Figure 35 : fonctions principales du fluide de coupe selon E. Minke [70].

De plus, des fonctions secondaires, ne participant pas directement à la coupe, font néanmoins l'objet d'une grande attention de la part des industries notamment lorsqu'elles concernent l'hygiène, l'environnement, la sécurité ou encore la rentabilité du procédé. Il s'agit de la capacité du fluide de coupe à :

- Assurer la stabilité thermique de l'ensemble de la rectifieuse.
- Ne pas être agressif pour l'environnement (machine, pièces, opérateurs).

- Respecter les normes d'hygiène et de sécurité (risque d'incendie, toxicité).
 - Représenter un coût minimum (achat, retraitement, élimination, nettoyage des pièces).
- Et plus particulièrement, lorsque l'arrosage utilise un fluide, les fonctions souhaitées pour ce fluide sont :
- Avoir une durée de vie importante (stabilité physico-chimique, prolifération bactérienne, moisissures).
 - Eviter la formation de mousse et la vaporisation (capacité à la dé-aération).
 - Présenter une bonne aptitude à la filtration.

Les principales solutions existantes pour réaliser un arrosage consistent à utiliser un liquide de coupe, des gouttelettes de fluide en suspension dans un jet de gaz, un fluide cryogénique ou de l'air comprimé. Parmi toutes, c'est celle avec liquide de coupe qui répond au plus grand nombre des fonctions demandées au système d'arrosage. Cependant, l'influence du liquide sur le procédé est très variable selon sa composition chimique. Le tableau 14 fournit la liste des types de liquides de coupe existants. D'une manière générale, la lubrification est favorisée par les liquides dont la teneur en huile est importante, alors que la réfrigération est favorisée par les liquides dont la teneur en eau est importante.

Les solutions d'arrosage existantes sont :

a) micro-pulvérisation.

L'arrosage par des gouttelettes en suspension dans un jet d'air fait l'objet de développements pour la rectification [49]. La fonction lubrification est assurée en projetant des gouttelettes d'huiles, cependant, la fonction réfrigération est inexistante, tout comme la fonction régénération du pouvoir de coupe de la meule. Aussi, seule la rectification avec des meules à forte porosité est envisageable avec ce type d'arrosage.

b) arrosage cryogénique.

Un jet d'azote liquide permet d'assurer la fonction réfrigération. Par contre, celui-ci ne permet pas de lubrifier. Selon S. Paul et A.B. Chattopadhyay [71], [72], [73], le refroidissement cryogénique permet d'abaisser la température de la pièce, de réduire les efforts de coupe et les contraintes résiduelles. Il apparaît qu'à faible température, le matériau a un comportement de type fragile, favorisant ainsi la fragmentation des copeaux et leur évacuation. Ce

refroidissement est d'autant plus efficace, qu'il est utilisé pour usiner des matériaux ductiles. Une validation industrielle, tant technique qu'économique, n'a pas encore été réalisée pour cette technique.

Liquides de coupe à base oléique (huiles entières)	Liquides de coupe à base aqueuse
	(fluides de coupe solubles – huiles solubles)
Huiles minérales. Huiles végétales Huiles synthétiques + additifs	Eau pure
	Solutions (synthétiques) Concentré contenant 0 % de base minérale, mais des émulseurs (agents lubrifiants, mouillants, antioxydants, etc.) Mélange avec l'eau : 2,5 à 4 % de concentré
	Solutions vraies Mélange de sels minéraux et réducteurs alcalins dissous dans l'eau
	Pseudo solutions (Solutions et émulsions colloïdales) intermédiaire entre les solutions vraies et émulsion (base minérale plus émulseurs)
	Semi-synthétiques (micro-émulsions) Concentré contenant 5 à 45 % de base minérale Mélange avec l'eau : 2,5 à 8 % de concentré
Divers	Emulsions Concentré contenant au minimum 45 % de base minérale Mélange avec l'eau : 5 à 20 % de concentré
Pétrole	

Tableau 14 : différents types de liquides de coupe.

c) arrosage par air comprimé.

Le refroidissement par jet d'air comprimé à faible température (-30°C) a été expérimenté sur une machine de production pour pièces automobiles par un constructeur de rectifieuses japonais [74]. Cependant, malgré un système d'aspiration permettant l'évacuation des copeaux, l'encrassement de la meule et les dégradations thermiques de la pièce restent présents. Cette application ne connaît pas de mise en œuvre industrielle pour l'instant.

d) usinage sans arrosage

L'usinage à sec a été expérimenté par plusieurs et se limite pour l'instant aux usinages à faible enlèvement de matière. H.K. Tönshoff et autres [67] ont néanmoins réalisé des essais avec des

meules composées de grains possédant et conservant une grande acuité d'arête. Une meule à forte porosité est également une condition incontournable pour la réussite d'un usinage à sec.

Cependant, industriellement, la solution la plus fréquemment retenue utilise un liquide de coupe. Ce type de lubrification est plus largement développé dans la suite.

III-1.3 Fluides de coupe pour la rectification à grande vitesse

L'huile entière est un fluide de coupe communément utilisé pour la rectification à grande vitesse. En effet, l'huile permet un bon compromis entre lubrification et réfrigération. Le choix effectué a néanmoins été orienté par la nécessité de limiter les efforts de coupe, de même que l'énergie mise en jeu pour effectuer la coupe. Par ailleurs, lors de la rectification de matériaux ductiles, le risque d'encrassement de la meule augmente. L'huile permet de limiter l'adhérence du métal sur les grains abrasifs et dans la porosité de la meule. Enfin, l'utilisation d'une huile est préférable à celle d'un fluide aqueux à cause d'une affinité chimique entre le CBN et l'eau conduisant à une faible durée de vie des meules. En contrepartie, une huile entière est le fluide présentant le plus de difficultés d'utilisation tant au niveau de la mise en œuvre, que de la sécurité ou encore de l'écologie.

Un liquide de coupe à base oléique est constitué d'une huile, la plupart du temps synthétique, à laquelle sont ajoutés des additifs. Il s'agit d'additifs extrême pression, anti-usure, antioxydant et anti-moussage. L'huile entière est caractérisée par ses propriétés physiques, chimiques et micro-biologiques.

Les propriétés physiques regroupent des propriétés massiques (masse volumique, densité), des propriétés optiques (couleur, indice de réfraction), des propriétés électriques (résistivité, permittivité), des propriétés thermiques (conductivité thermique, capacité thermique massique, point d'éclair, point d'auto-inflammation, volatilité), des propriétés rhéologiques (viscosité, compressibilité) et des propriétés mécaniques (anti-usure et extrême pression).

Les propriétés physico-chimiques regroupent des propriétés thermo-oxydantes, les phénomènes de surface (tensions superficielles), des propriétés solvantes (comportement des élastomères) et des propriétés anticorrosives.

Enfin les propriétés micro-biologiques regroupent la toxicité vis à vis de l'homme et de l'environnement.

Des tests en laboratoire permettent de quantifier chacune des propriétés du fluide. D'autres essais permettent de mettre le fluide en conditions en simulant l'usinage. Y. Yamanaka et autres [75] proposent une méthode consistant à mesurer l'effort tangentiel sur un anneau rotatif recouvert d'une couche de CBN déposée par électrolyse, lorsque qu'une éprouvette est pressée dessus sous une charge normale connue.

Parmi les propriétés physiques d'une huile, la viscosité apparaît comme étant l'une des principales. Elle est fonction de la nature chimique du fluide. Il existe plusieurs interactions entre la viscosité et les autres propriétés du fluide : le point d'éclair s'abaisse et la volatilité augmente lorsque la viscosité d'un fluide diminue. De plus, la viscosité augmente avec la pression et diminue avec la température [76]. Z.C. Liu et autres [77] ont montré que d'une part, lorsque la surface de contact meule pièce est importante et que d'autre part, le fluide possède une faible viscosité, le risque d'altération thermique de la pièce est important. Cependant, si une huile de forte viscosité permet de diminuer la quantité de chaleur transmise à la pièce, d'autres problèmes peuvent apparaître, tels que : la réduction du débit d'arrosage et l'augmentation de la puissance consommée à l'interface meule pièce par le frein qu'exerce ce fluide.

L'ajustage d'une huile par sa viscosité présente donc des limites. Aussi, l'utilisation d'additifs est une nécessité. E. Minke [70] a expérimenté une huile avec deux additifs : un acide gras et du phosphore. L'acide gras permet d'augmenter les propriétés lubrifiantes du fluide et donc de réduire la quantité de chaleur entrant dans la pièce. Le phosphore quant à lui permet de réduire l'usure de la meule.

III-1.3 Composantes de l'arrosage

Le système d'arrosage d'une rectifieuse grande vitesse utilisant de l'huile entière est constitué d'un ensemble de composants dont le coût total peut être élevé (jusqu'à 150 000 €). Le système d'arrosage doit assurer la circulation du fluide mais aussi sa régénération. Notamment, il assure l'évacuation des copeaux et de la chaleur.

A l'intérieur de la machine, on peut distinguer trois actions du fluide :

- arroser la zone de coupe, ce qui est réalisé par le système de lubrification,
- assurer le nettoyage de la meule, ce qui est réalisé par le système de décrassage,
- assurer la stabilité thermique globale de la rectifieuse.

Ce dernier apport de fluide est parfois omis sur certaines machines. Il est néanmoins utile car le film d'air entraîné autour de la meule en rotation génère à l'intérieur du carter de meule des

turbulences dont l'effet est une élévation de la température de cette enceinte pouvant atteindre 60 °C. Etant donné que la variation du diamètre d'une meule avec un corps en acier est de quelques micromètres par degré d'augmentation de la température, les variations de ses dimensions peuvent être très importantes sans une stabilité thermique de son environnement. Chacun des trois systèmes est assuré par des buses, permettant des débits et des pressions différents. M. et K. Yokogawa [78] ont même proposé d'utiliser des fluides de natures différentes pour réaliser chacune de ces trois actions du fluide.

Après avoir agi à l'intérieur de la machine, le fluide est renvoyé vers une centrale de traitement. Il est alors filtré, refroidi et désaéré avant de pouvoir être à nouveau utilisé. Le système de filtration retient les particules jusqu'à une taille de quelques microns. Cependant, les copeaux de rectification sont de géométries et de dimensions diverses. Aussi, certains réussissent à passer au travers des filtres. Il en résulte un taux de particules présent continuellement dans le fluide, qui est considéré industriellement comme acceptable tant qu'il est inférieur à 50 mg/l.

III-1.4 Lubrification

Cette composante de l'arrosage assure l'amenée du fluide de coupe à l'interface meule-pièce. Les fonctions principales attendues du fluide à ce niveau sont [79] : réduction des frottements et de l'adhérence entre la matière abrasée et les grains, refroidissement de la pièce et de la meule et évacuation des copeaux.

La réduction des frottements et de l'adhérence peut être réalisée sans qu'un volume de fluide important ne passe entre la meule et la pièce. D'autant plus que la quantité de fluide transportée ne peut pas être supérieure au volume des pores de la meule, comme montré par C. Guo et S. Malkin [80] et C. Treffert [50]. Quant au refroidissement de la pièce et l'évacuation des copeaux, ces deux fonctions ne sont pas réalisées sur la zone de coupe même, mais immédiatement après que la coupe. Aussi, la quantité de fluide entre la meule et la pièce ne nécessite pas, ici non plus, d'être très importante. Par contre, après la coupe, pour évacuer la chaleur emmagasinée par la pièce, le volume de fluide devra être important, notamment dans le cas d'arrosage par huile dont la conductibilité thermique est faible.

Plusieurs solutions ont été proposées, permettant d'amener au mieux le fluide dans la zone de coupe [81], [82], [83], [84]. Pour C.C. Chang, et autres [85], [86] les principaux facteurs qui influencent le débit dans la zone de coupe sont :

- la porosité de la meule,
- la vitesse tangentielle de la meule,
- le débit d'arrosage,
- la perméabilité de la meule,
- la porosité de la pièce.

Un arrosage efficace consiste à ce que le fluide franchisse le film d'air entourant la meule, remplisse les pores de la meule, puis reste au contact de la meule jusqu'à son arrivée dans la zone de coupe.

La buse d'arrosage la plus répandue en rectification conventionnelle est une buse d'écoulement libre à section rectangulaire. Les pompes assurant la circulation du fluide délivrent un important débit de fluide, avec une pression faible. La largeur de la buse correspond à la largeur de la meule afin d'arroser toute la zone de contact. Néanmoins une grande quantité de fluide est éjectée par la rotation de la meule et le film d'air qui l'entoure. Afin de pallier cet effet, un déflecteur peut être utilisé pour briser ce film, positionné avant la buse d'arrosage. Cependant, des tests industriels ont montré que cette solution n'est pas exploitable pour la rectification grande vitesse car la couche d'air se reforme très rapidement après avoir été brisée et qu'il n'est pas possible de positionner le déflecteur et la buse suffisamment proches de la zone de contact meule-pièce pour éviter cet effet.

Une autre solution permet de réaliser le transport du fluide par la porosité de la meule avec apport par la périphérie. Il consiste à emplir les espaces intergranulaires de la meule à l'aide d'un patin d'arrosage qui englobe l'extérieur de la meule sur plus de 20 % de sa circonférence. Le fluide y est amené sous pression, permettant ainsi sa pénétration en profondeur dans les pores. Cependant, la force centrifuge élevée en grande vitesse et la distance qui sépare le patin de la zone de coupe, font que cette technique reste peu utilisée pour la rectification à grande vitesse.

La solution proposée par K. Yegenoglu [55] consiste à immerger la zone de coupe dans une chambre contenant du fluide sous pression et en circulation. Cette méthode s'applique particulièrement bien à la rectification passe profonde et pour les pièces de petites dimensions.

Une autre solution encore consiste à réaliser le transport du fluide sous pression par la porosité de la meule avec apport par le centre de la meule, permettant ainsi une arrivée directement dans la zone de coupe. Cette solution n'est praticable qu'avec des meules à forte

porosité. Des essais industriels ont testé ce type d'arrosage avec une meule CBN segmentée, utilisée en grande vitesse. Aux joints de colles entre les segments, étaient ajoutés des orifices par lesquels le fluide s'écoulait. La méthode est difficile à mettre en oeuvre car des particules métalliques, non filtrées par la centrale de traitement du fluide, obstruent les orifices et conduisent à l'éjection des segments de la meule.

Enfin la solution la plus courante pour la rectification à grande vitesse, consiste à utiliser des buses dont la forme et la section permettent d'optimiser le débit et la pression. C. Cui et J.A. Webster [87] proposent une buse dont la géométrie intérieure est en forme d'ogive, permettant ainsi de focaliser le jet. Ils ont montré que les brûlures de pièces peuvent être supprimées avec l'utilisation de cette buse. C. Heinzl [88] propose une buse épousant la forme de la meule et de section réduite à son extrémité, permettant ainsi d'envoyer le fluide sous pression au plus proche de la zone de coupe. Enfin d'autres, comme S. Ebrell [89], ont travaillé sur l'orientation du jet par rapport à la surface de la meule ou encore sur la vitesse du jet fluide. D'une manière générale, ils ont montré que le fluide doit être projeté avec une vitesse au moins égale à la vitesse tangentielle de la meule pour franchir la couche d'air.

III-1.5 Décrassage

L'intégrité de surface de la pièce rectifiée dépend largement de la topographie de la meule. La réduction du volume des pores, soit par érosion et déchaussement des grains, soit par encrassement, conduit à la perte du pouvoir de coupe de la meule. Cela passe par une quantité de fluide arrivant à l'interface meule-pièce diminuée, mais aussi à une évacuation des copeaux plus difficile. Il en résulte une augmentation de l'énergie spécifique de coupe et le risque d'affectation thermique de la pièce augmente. W. König et H. Lauer-Schmaltz [90] citent une étude où l'encrassement de la meule est considéré comme le principal critère de déclenchement d'un dressage pour régénérer le bandeau abrasif. Ils expliquent [91] les trois origines de l'encrassement :

- Réactions chimiques entre les grains et les copeaux.
- Accumulation mécanique de copeaux dans les pores voisins des grains actifs.
- Mécanisme de soudure sous pression entre les copeaux initiaux et ceux déjà incrustés dans les pores de la meule.

Ils observent que les matériaux de type fragile, à haute dureté ou à forte résistance mécanique risquent moins d'encrasser la meule. En effet, les second et troisième effets ci-dessus sont sensiblement réduits avec des matériaux fragiles.

Bien qu'important, il n'existe pas de critère permettant de quantifier l'encrassement de la meule. Il pourrait s'agir de la quantité de métal incrusté dans une unité de volume du bandeau de la meule. Cependant, les copeaux pénètrent en profondeur dans la meule, par sa porosité. Il est évident que la quantité de métal décroît au fur et à mesure qu'augmente la profondeur. Aussi, ce critère ne fournirait qu'une valeur moyenne de la quantité de métal sur une profondeur donnée. De plus, la mesure exacte ne pourrait être réalisée que par un essai destructif de la meule, où seraient analysés et pesés les abrasifs, le liant et les copeaux.

Plusieurs solutions ont été proposées afin d'évaluer le degré d'encrassement de la meule. L. V. Khudobin [92] propose une méthode utilisant des éléments radioactifs. La mesure ne peut être effectuée qu'avec des aciers contenant des additifs radioactifs. Il est ainsi possible d'estimer la quantité de métal par mesure de la radioactivité émise. Il propose une autre méthode consistant à faire réagir chimiquement le métal à la périphérie de la meule et en faisant une prise d'empreinte à l'aide d'un tampon. Ensuite le tampon est immergé dans un réactif. La coloration que prend le réactif, permet d'estimer la quantité de métal encrassant la meule. Cette méthode ne s'applique également qu'aux matériaux métalliques. W. König et H. Lauer-Schmaltz proposent d'estimer la quantité de métal contenue par la meule à l'aide d'un capteur inductif. L'impédance d'un bobinage est modifiée lorsqu'une quantité de métal est introduite dans le champ magnétique. Cette technique permet de réaliser une mesure alors que la meule tourne. La figure 36 en présente le principe.

En rectification à grande vitesse, le débit copeau est élevé. Aussi, le décrassage est-il considéré systématiquement comme une obligation par les constructeurs de machines et les utilisateurs. Radhakrishnan (1993) a suggéré d'utiliser un laser haute puissance pour éliminer par vaporisation les copeaux incrustés dans la meule. Néanmoins la difficulté avec cette méthode est de ne dégrader que le métal et d'épargner les abrasifs et le liant. Une solution couramment retenue industriellement utilise des buses de décrassage projetant un fluide sous une forte pression. Mis à part les matériels nécessaires pour assurer ce type d'arrosage, les conséquences sont importantes : un utilisateur du secteur automobile [57] a constaté que le fluide exerce un frein sur la meule, conduisant à une consommation de puissance de 10 kW pour un décrassage à 80 bars alors que la puissance disponible sur l'électro-broche n'est que de 25 kW. De plus, le fluide est projeté par des injecteurs qui concentrent le jet sur les parties actives de la meule, conduisant avec la rotation haute vitesse, à la pulvérisation de l'huile. Il se forme ainsi un brouillard d'huile, dont les gouttelettes en suspension sont de faibles dimensions et ne peuvent être totalement retenues par les systèmes d'aspiration et de

filtration. A cela, s'ajoute un autre problème pour lequel les comités hygiène et sécurité des entreprises demandent des solutions : les particules métalliques abrasées, de très petites tailles, sont transportées par ce brouillard d'huile et se retrouvent dans l'atmosphère environnant des machines.

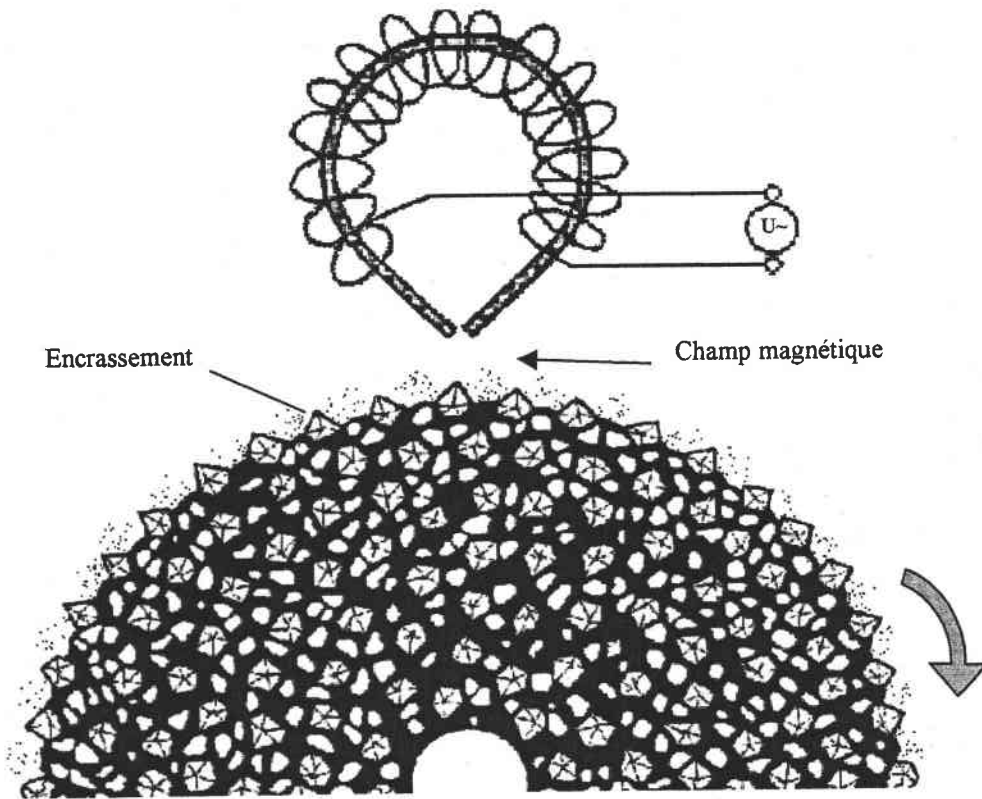


Figure 36 : capteur inductif pour estimer la charge métallique de la meule.

Enfin, un dernier aspect intervient au niveau de la durée de vie d'outil. Le décrassage assure la régénération du pouvoir de coupe de la meule par maintien de la porosité. Cependant le bandeau abrasif peut être dégradé par les jets haute pression lorsque le décrassage est excessif et notamment lorsque le fluide projeté est pollué par des particules métalliques ou abrasives non filtrées.

III-2 Etude d'un cas industriel

III-2.1 Introduction

Dans une entreprise de production de pièces mécaniques, les services méthodes et fabrication ont la charge de trouver des conditions de travail qui permettent de produire en respectant les objectifs fixés et le cahier des charges imposés par le client. Ils ont à trouver les réglages optimaux de leur outil de fabrication. Une méthode intuitive ne permet pas de se positionner à coup sûr à ces conditions optimales. La qualité, les délais et les coûts, peuvent souvent être encore améliorés, par la mise en œuvre d'une méthodologie adaptée d'optimisation du process.

La Société Mécanique Automobile de l'Est (SMAE), sous-traitant automobile français, utilisateur de plusieurs rectifieuses grande vitesse, pionnier dans l'utilisation de cette technologie en France, cherche constamment à améliorer son outil de production. Ne pouvant se satisfaire des données récoltées par veille technologique, des travaux internes sont effectués. Pour le procédé de rectification à grande vitesse par plongée, une étude a été menée pour optimiser la fonction "arrosage" [93].

La première étape du projet a consisté à identifier les paramètres pouvant agir sur le système. Une analyse fonctionnelle par la méthode SADT (Structured Analysis for Design and Technic) met en évidence que les critères à contrôler et déclencheurs d'ajustement sont la qualité des pièces, la cadence de production et la valeur ajoutée par l'opération. Les moyens mis en œuvre, sont la machine, les outils, les conditions de travail et d'environnement ainsi que les énergies utilisées. La figure 37 présente cette analyse.

De nombreux paramètres, stables ou instables, ajustables ou non, ont un effet sur le processus de coupe et l'élaboration de la pièce. L'inventaire des facteurs influents est présenté par la figure 38, sous la forme d'un diagramme cause-effet. Cette étape a été réalisée avec la collaboration des utilisateurs de la machine, du fabricant de la rectifieuse, du constructeur de la meule, du pétrolier fournisseur du fluide de coupe et d'universitaires. Ensuite, ces facteurs ont été classés en quatre catégories : facteurs contrôlés, facteurs mesurables, facteurs constants et facteurs de bruit. C'est à partir des facteurs mesurables qu'un plan d'expérience

L₁₆ (2¹⁵) selon la méthode Taguchi [94] a été proposé. Six facteurs d'entrée ont été retenus : taux de particules contenues dans l'huile, température de l'huile, pression de décrassage, type de buse d'arrosage, vitesse tangentielle de la meule et type d'huile.

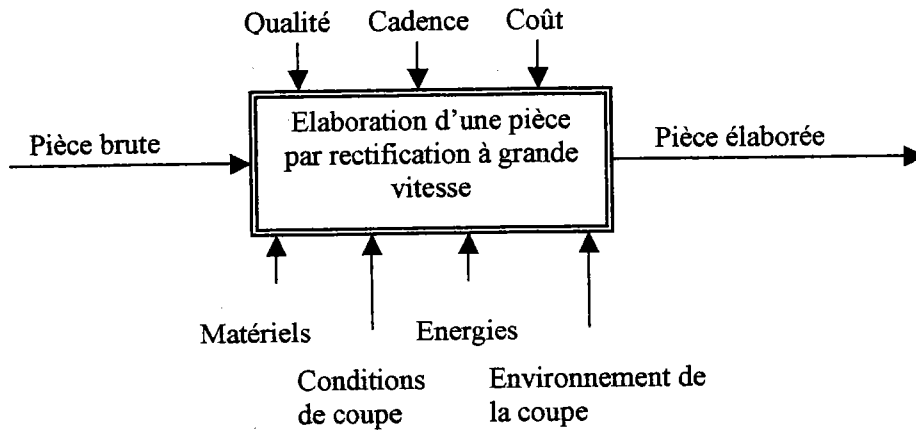
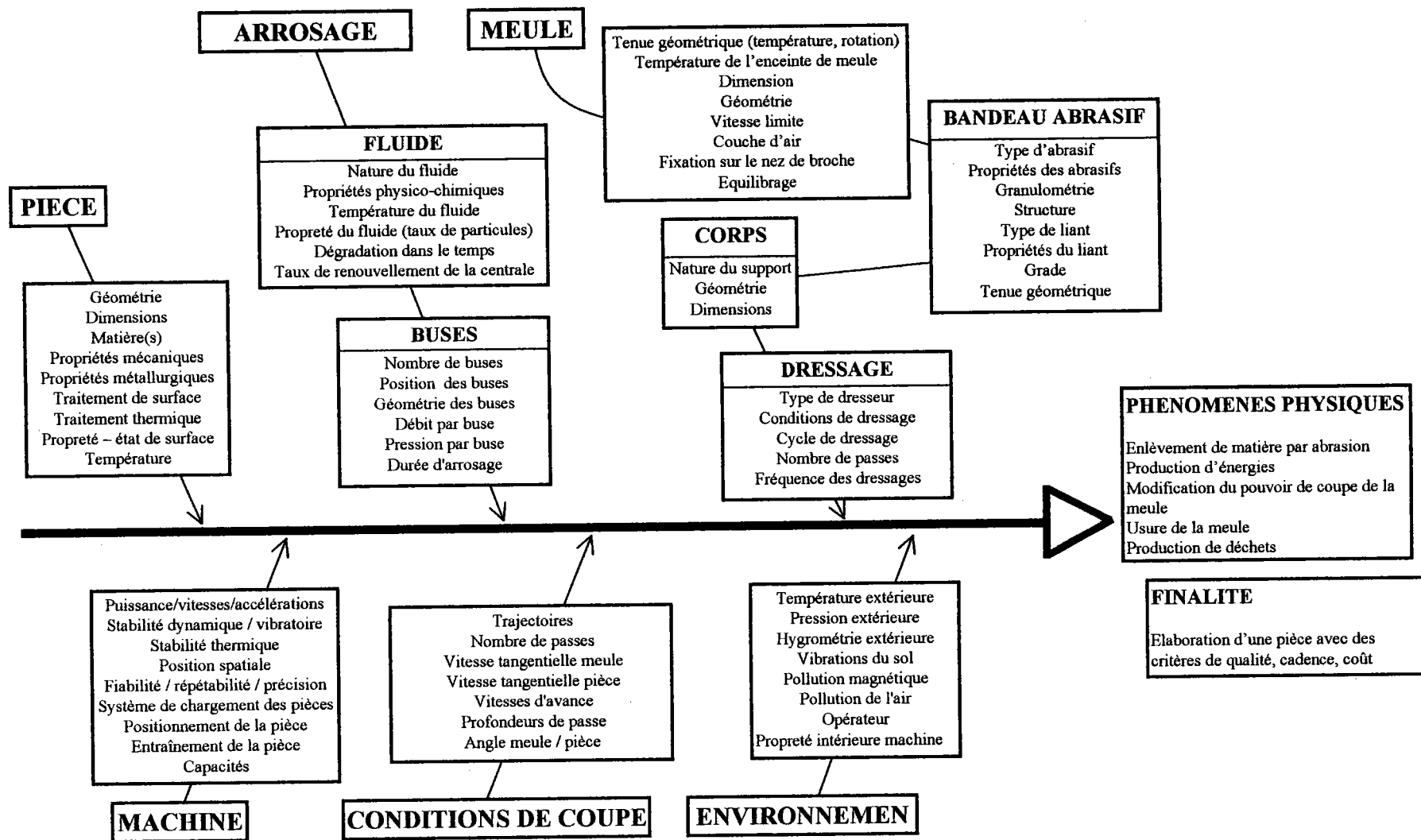


Figure 37 : diagramme SADT représentant la fonction rectification.

Les réponses du système peuvent être classées en deux catégories : finalité de l'opération et phénomènes physiques inhérents. La finalité de l'opération est de produire des pièces en respectant des critères de qualité, de cadence et de coût. Les phénomènes physiques sont des conséquences de la coupe : enlèvement de matière, production d'énergies, évolution du pouvoir de coupe de la meule, usure de la meule, production de déchets. Cependant, finalité et paramètres physiques sont reliés. Aussi l'étude du procédé peut être réalisée en observant soit les phénomènes physiques, soit des critères liés directement à la finalité, tels que les dimensions, géométrie et état de surface de la pièce, temps de cycle et nombre de pièces produites pendant la vie d'une meule. Ce sont ces seconds critères qui ont été retenus comme critères de sortie du plan étudié.

Les essais ont été réalisés sur une des machines de production, sans interrompre la fabrication des pièces. Les différents niveaux des paramètres ont été choisis de telle sorte que les réponses varient, sans que pour autant la qualité des pièces soit en dehors des limites acceptables. Les coûts de production et cadence n'ont pas été directement affectés par cette étude. En effet les paramètres évolutifs n'ont pas concerné les conditions de coupe mais uniquement les conditions de travail liées à l'arrosage.

Figure 38 : diagramme cause-effet pour une opération de rectification à grande vitesse.



III-2.2 Méthode des plans d'expérience

L'objectif de la méthode est d'expliquer le fonctionnement d'un système à partir de résultats d'essais. Pour cela un modèle mathématique est proposé, caractérisant une réponse de ce système en fonction de paramètres d'entrée. La méthode des plans d'expérience s'adapte bien à l'étude des procédés d'usinage [95] car, par rapport aux méthodes traditionnelles d'expérimentation, elle permet :

- une diminution du nombre d'essais,
- la possibilité d'étudier un très grand nombre de facteurs,
- de détecter les éventuelles interactions entre facteurs,
- de modéliser sous forme simple les résultats,
- de déterminer les résultats avec précision.

Un système est étudié à partir de k facteurs d'entrée choisis chacun à deux ou plus niveaux ou modalités. La réponse du système est la grandeur que l'on mesure pour connaître l'effet des facteurs. Elle peut être de type quantitatif ou qualitatif.

Un premier type de plan d'expérience est le plan factoriel complet. Ce type de plan consiste à étudier toutes les combinaisons possibles entre les facteurs choisis pour l'expérience. Pour k facteurs à X niveaux, le nombre d'expériences est de X^k . Il permet d'étudier l'effet de chaque facteur, ainsi que de toutes les interactions entre facteurs, jusqu'à l'ordre le plus élevé.

Une interaction est une combinaison de facteurs n'agissant pas de façon indépendante. Elle est souvent comparée à une synergie entre les facteurs qui se traduit par un effet non additif [96]. La figure 39 illustre cette notion.

La première étape de la construction d'un plan d'expérience consiste à définir le nombre d'essais minimum. Il s'agit du nombre de degré de liberté. Un modèle complet a pour nombre de degrés de liberté, le nombre de combinaisons du plan factoriel.

Un autre type de plan d'expérience est le plan fractionnaire. Comme son nom l'indique, il est une fraction du plan factoriel complet. Il permet de réduire le nombre des essais. Cependant, tous les effets du modèle complet ne pourront pas être estimés. L'organisation du plan fait en

sorte que se soient des interactions qui ne sont pas prises en compte. En pratique, cela signifie que toutes les colonnes du plan ne sont pas indépendantes. Certaines colonnes peuvent représenter les différentes modalités d'un facteur mais aussi d'une ou plusieurs interactions. Il s'agit ici de la notion d'alias ou de confusion d'actions. Ainsi, le calcul de l'effet d'un facteur qui serait alias avec des interactions sur une colonne, serait modifié par l'effet de ces interactions.

Pour être construit, un plan d'expérience fractionnaire doit suivre certaines règles. L'une des conditions de l'établissement de ce type de plan est l'orthogonalité. Cette condition est indispensable pour pouvoir calculer les effets d'un facteur indépendamment des autres.

L'orthogonalité au sens strict apporte une propriété importante pour l'analyse de la variance : la contribution de chaque terme du modèle peut être isolée. L'analyse de la variance peut alors conclure sur l'influence de chaque terme, indépendamment des autres. La condition nécessaire et suffisante d'orthogonalité de deux actions est établie si pour deux actions disjointes, c'est à dire ne comportant pas de facteurs en commun, à chaque niveau de l'une, tous les niveaux de l'autre apparaissent le même nombre de fois dans le plan d'expérience.

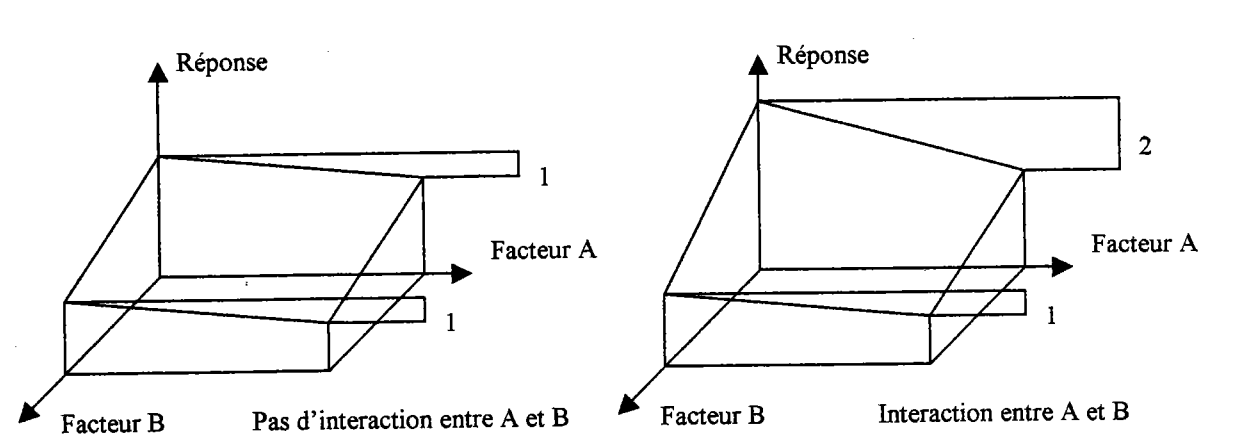


Figure 39 : notion d'interaction.

L'analyse de la variance est effectuée à l'issue des essais. Elle a pour but de détecter et de hiérarchiser les influences des actions du modèle. Cette analyse statistique permet de déterminer si les variations de la réponse sont causées par les variations de l'action entre ses différents niveaux ou par les fluctuations aléatoires dues à la dispersion de la réponse. Un test de Fisher-Snedecor permet de comparer la variance induite par une action à la variance des

résidus, avec des valeurs théoriques issues d'une table de la loi de F. Il est ainsi possible de conclure sur la signifiante des effets au risque de 1% ou de 5%.

Enfin, un test d'adéquation permet de vérifier qu'aucun terme n'a été oublié pour l'établissement du modèle. L'adéquation caractérise le fait que le modèle ajusté explique bien les variations de la réponse moyenne observée.

III-2.3 Méthode Taguchi

La mise au point de plans fractionnaires adaptés à un modèle est une procédure assez fastidieuse. G. Taguchi a proposé une méthode originale, permettant de résoudre la plupart des problèmes industriels à partir de quelques tables standards. En particulier, la méthode considère les interactions d'ordre supérieur à 2, comme nulles. De plus, une représentation graphique des différents facteurs et interactions permet de choisir facilement le plan le plus adapté pour tester un système. Cette représentation permet également de montrer la difficulté existant pour changer le niveau d'un facteur. Par exemple, il est plus facile de modifier la fréquence de rotation de la meule que le type de fluide de coupe. Aussi, il est préférable que ce second facteur ne change de modalité qu'une seule fois au cours de la campagne d'essais.

La table retenue pour les essais est une table $L_{16}(2^{15})$, présentée par le tableau 15. Cette table comporte 16 lignes, soit 16 expériences. 2^{15} signifie que la table est tirée d'un plan complet de 15 facteurs à 2 niveaux.

L'affectation d'une colonne à chaque facteur ou interaction se fait en utilisant le triangle des interactions, présenté par le tableau 16. Ce triangle indique dans quelle colonne se trouvent les interactions entre deux facteurs placés chacun dans une colonne. Ainsi, si on place le facteur A dans la colonne 2 et le facteur B dans la colonne 4, l'interaction AB se trouvera dans la colonne 6. Cependant, il est à noter qu'il y a confusion d'actions avec d'autres interactions d'ordre 2 ou plus dans cette même colonne 6.

Les 6 facteurs du plan sont placés dans les différentes colonnes, de manière à optimiser le nombre de changement de modalité suivant la difficulté de réalisation et de manière à ce que les alias n'apparaissent qu'avec des interactions supposées sans effet.

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	1	1	1	1	2	2	2	2	2	2	2	2
3	1	1	1	2	2	1	2	1	1	1	1	2	2	2	2
4	1	1	1	2	2	1	2	2	2	2	2	1	1	1	1
5	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2
6	1	2	2	1	1	2	2	2	2	1	1	2	2	1	1
7	1	2	2	2	2	1	1	1	1	2	2	2	2	1	1
8	1	2	2	2	2	1	1	2	2	1	1	1	1	2	2
9	2	1	2	1	2	1	2	2	2	1	2	1	2	1	2
10	2	1	2	1	2	1	2	1	1	2	1	2	1	2	1
11	2	1	2	2	1	2	1	2	2	1	2	2	1	2	1
12	2	1	2	2	1	2	1	1	1	2	1	1	2	1	2
13	2	2	1	1	2	2	1	2	2	2	1	1	2	2	1
14	2	2	1	1	2	2	1	1	1	1	2	2	1	1	2
15	2	2	1	2	1	1	2	2	2	2	1	2	1	1	2
16	2	2	1	2	1	1	2	1	1	1	2	1	2	2	1

Tableau 15 : table orthogonale $L_{16}(2^{15})$.

	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
(1)	3	2	5	4	7	6	9	8	11	10	13	12	15	14
(2)		1	6	7	4	5	10	11	8	9	14	15	12	13
(3)			7	6	5	4	11	10	9	8	15	14	13	12
(4)				1	2	3	12	13	14	15	8	9	10	11
(5)					3	2	13	12	15	14	9	8	11	10
(6)						1	14	15	12	13	10	11	8	9
(7)							15	14	13	12	11	10	9	8
(8)								1	2	3	4	5	6	7
(9)									3	2	5	4	7	6
(10)										1	6	7	4	5
(11)											7	6	5	4
(12)												1	2	3
(13)													3	2
(14)														1

Tableau 16 : triangle des interactions de la table $L_{16}(2^{15})$.

Le calcul des effets des facteurs et interactions d'un plan fractionnaire orthogonal permet d'établir un modèle matriciel de la forme :

$$Y \sim M + [E_{A1} \quad E_{A2}][A] + [E_{B1} \quad E_{B2}][B] + [E_{C1} \quad E_{C2}][C] + {}^t[A] \begin{bmatrix} I_{A1C1} & I_{A1C2} \\ I_{A2C1} & I_{A2C2} \end{bmatrix} [C]$$

M représente la moyenne des réponses.

Le facteur A est représenté par un vecteur : niveau 1 $[A] = \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \end{bmatrix}$, niveau 2 $[A] = \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \end{bmatrix}$.

E_{A1} est l'effet du facteur A lorsque A est au niveau 1, avec $E_{A1} = -E_{A2}$.

I_{A1A1} est l'effet de l'interaction AC lorsque A est au niveau 1 et C au niveau 1, avec $I_{A1C1} = I_{A2C2}$, $I_{A2C1} = I_{A1C2}$ et $I_{A1C1} = -I_{A2C1}$.

Le modèle complet d'un plan L_{16} comporte 16 termes, soit 16 expériences nécessaires pour identifier tous les coefficients.

III-2.4 Protocole expérimental

Les essais ont été réalisés sur une rectifieuse RDC dans l'entreprise SMAE. Le cycle d'usinage comprend deux plongées obliques sur le cône de synchronisation d'un pignon de boîte de vitesse. Les cadences de production sont de près de 3000 pièces par jour. Le système d'arrosage utilisé sur la machine expérimentale est présenté par la figure 40. Trois arrivées du fluide de coupe permettent d'assurer la stabilité thermique de la rectifieuse, de nettoyer la meule et de participer à la coupe à l'interface meule-pièce.

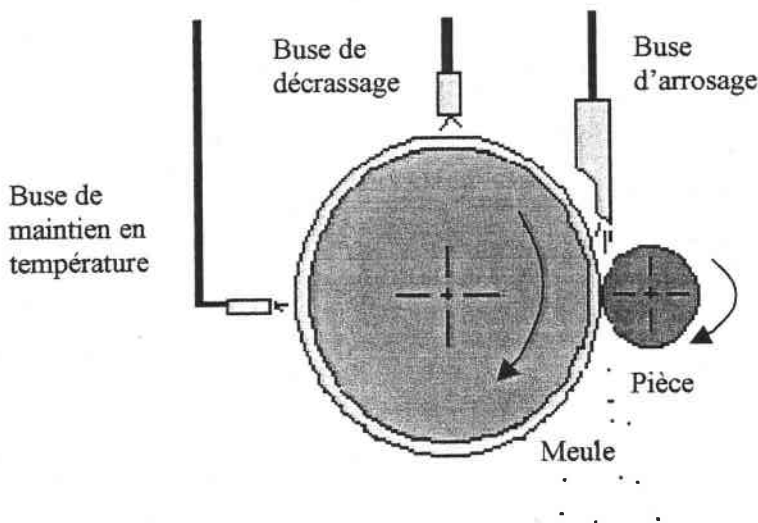


Figure 40 : différentes buses d'amenées du fluide.

Afin d'identifier comment évoluent les capacités de coupe de la meule sous différentes conditions d'arrosage, six facteurs ont été choisis pour leur influence supposée sur les réponses et parce qu'ils étaient maîtrisables. Les facteurs du plan d'expérience sont fournis par le tableau 17.

Critère	Paramètres	Type	Niveau bas	Niveau haut
a	Taux de particules	Qualitatif	Fluide filtré	Fluide non filtré
b	Température de l'huile	Quantitatif	25 °C	35 °C
c	Pression de décrassage	Quantitatif	20 Bar	30 Bar
d	Buse d'arrosage	Qualitatif	Section $\approx 700 \text{ mm}^2$ Jet peu focalisé	Section $\approx 300 \text{ mm}^2$ Jet focalisé
e	Vitesse de meule	Quantitatif	80 m/s	120 m/s
f	Type d'huile	Qualitatif	Viscosité moyenne	Faible viscosité + additifs EP

Tableau 17 : facteurs du plan d'expérience.

En préparation de ces essais, les spécialistes réunis pour l'élaboration de ce plan d'expérience ont fait part de leurs expériences ou idées pour le choix des facteurs :

- Le critère a : taux de particules. Des particules métalliques et abrasives présentes dans le fluide, sont amenées à l'interface meule-pièce, pouvant conduire à une dégradation de l'état de surface. Par ailleurs, ces particules impactent la surface de la meule avec le jet de décrassage. Suivant leur énergie cinétique, elles peuvent aider au nettoyage de la meule ou bien briser les ponts de liant qui assurent la cohésion entre les grains abrasifs.
- Le critère b : température de l'huile. Il a été choisi afin de vérifier si le fluide conserve des propriétés lubrifiantes satisfaisantes lorsque sa viscosité varie. La viscosité cinématique du premier fluide passe de 16 cst à 35 °C, à 22 cst à 25 °C. Celle du second passe de 9 cst à 35 °C, à 13 cst à 25 °C.
- Le critère c : pression de décrassage. Il doit permettre de comprendre si le pouvoir de coupe de la meule peut être amélioré par le décrassage ou si, au contraire, il y a risque de dégradation de la meule. Il y a une forte interaction présumée entre ce facteur et le facteur a.

- Le critère d : géométrie de la buse d'arrosage. Ce facteur doit montrer si un jet focalisé permet d'assurer une meilleure coupe de la meule par une meilleure amenée du fluide dans la zone de coupe.
- Le critère e : vitesse tangentielle de meule. Il doit montrer l'influence du film d'air entourant la meule, sur le passage du fluide vers la zone de coupe. Une interaction avec le facteur b est envisageable.
- Le critère f : type d'huile. Il devrait montrer si un fluide, avec des propriétés extrêmes pressions, permet de diminuer les efforts de coupe à l'interface meule pièce tout en conservant un pouvoir de coupe élevé à l'outil. De plus, le second fluide testé, qui possède une viscosité plus faible que le premier, devrait permettre une meilleure pénétration du fluide à l'interface meule-pièce. Les interactions existantes entre certains facteurs et le facteur b, devraient aussi apparaître avec ce facteur f, b et f étant eux-mêmes liés.

Les interactions retenues pour l'élaboration du plan d'expérience sont des interactions présumées principales : ac, bf, ce, cf, de et des interactions présumées secondaires bc, be, cd, df.

Les réponses du plan d'expérience ont été choisies de telle sorte que les mesures n'affectent en rien la production. De plus, l'instrumentation d'une machine en production n'étant pas envisageable, il a été choisi de mesurer les conséquences sur les pièces de l'effet des différents facteurs. Il s'agit en fait de contrôles qui sont effectués sur des pièces après usinage, prélevées à intervalles réguliers. Plusieurs critères ont été retenus : La rugosité du cône rectifié qui nous renseigne sur le pouvoir de coupe, l'ondulation de la face et l'angle du cône usiné qui doivent nous renseigner sur l'état géométrique de la meule. La figure 41 montre que pour les 198 prélèvements effectués, il existe une corrélation linéaire entre les réponses rugosité et ondulation. Cela signifie, qu'il n'est pas possible de faire de distinction entre la perte de pouvoir de coupe de la meule et sa déformation géométrique. Aussi, seul le critère rugosité a été conservé pour l'analyse en tant que critère de sortie du plan.

Un essai complet se déroule sur plusieurs jours : les réglages sont effectués plusieurs heures avant le premier prélèvement afin d'assurer la stabilisation des différents facteurs. L'essai est initialisé par un dressage de régénération du bandeau abrasif. La cinquantième pièce est prélevée, correspondant au dépassement de la période de rodage de la meule. Ensuite, toutes les 35 pièces produites, un prélèvement est effectué. Le service contrôle de l'entreprise

effectue les mesures d'état de surface et de géométrie. Pour chaque essai, 11 pièces sont prélevées. Ainsi un essai se déroule au cours de la fabrication de 400 pièces. Aux 16 essais du plan, s'ajoutent un essai d'initialisation et un essai de confirmation.

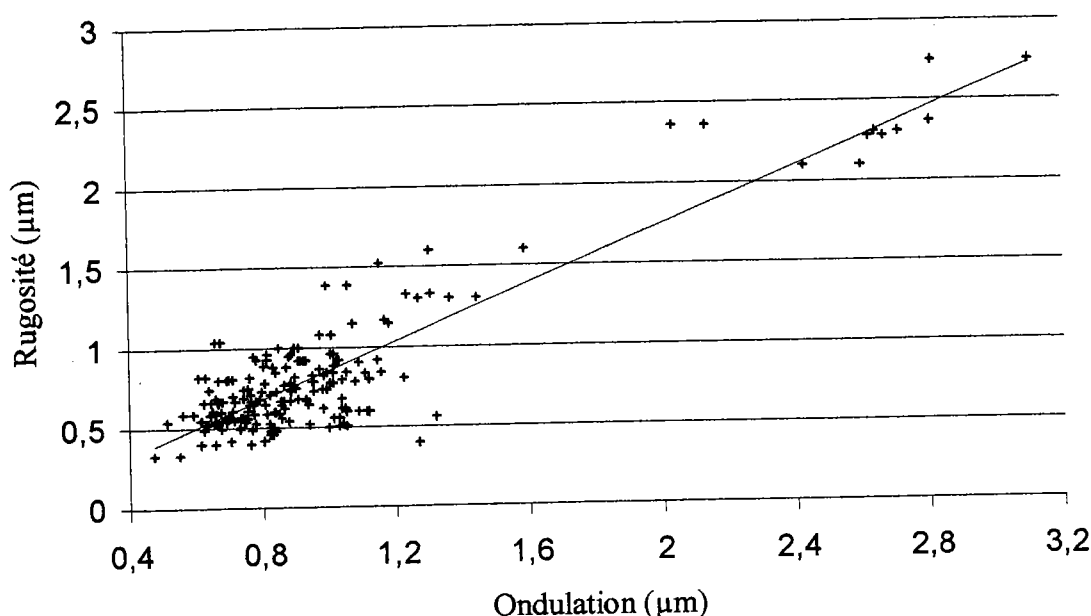


Figure 41 : corrélation linéaire entre rugosité et ondulation.

III-2.5 Analyses du plan L_{16}

Le modèle de rugosité obtenu par traitement des données du plan L_{16} est composé des effets des facteurs et interactions qui avaient été choisis. Les valeurs des effets sont fournies ci-après.

$M = 0.974$	$E_{d_i} = -0.073$	$I_{b_i e_i} = 0.046$	$I_{c_i e_i} = -0.159$
$E_{a_i} = -0.155$	$E_{e_i} = -0.159$	$I_{b_i e_i} = -0.094$	$I_{c_i f_i} = 0.094$
$E_{b_i} = 0.133$	$E_{f_i} = 0.121$	$I_{b_i f_i} = 0.153$	$I_{d_i e_i} = 0.048$
$E_{c_i} = 0.063$	$I_{a_i c_i} = -0.109$	$I_{c_i d_i} = -0.155$	$I_{d_i f_i} = -0.041$

On remarque que certains facteurs et interactions ont des effets importants (facteurs a, b, e, f et interactions ac, be, bf, cd, ce, cf). Cependant, selon un test de Fisher-Snedecor à 5 %, l'étude de la variance ne permet pas de conclure que ces effets sont significatifs, de même, que l'essai de confirmation n'est pas vérifié par le modèle. Ceci pourrait être dû à la variance des résidus, soit par la variance naturelle du procédé, soit par la variance d'ajustement. Mais

la cause principale revient à l'effet du facteur a. En effet, le facteur a avait été souhaité qualitatif. Niveau bas : fluide passant par le système de filtration ne devant laisser passer que peu de particules. Il devait conduire à un taux de particules de moins de 50 mg/l. Niveau haut : fluide ne passant pas par le système de filtration. Il était espéré que le taux de particules se serait stabilisé à une valeur proche de 500 mg/l après plusieurs heures sans filtration. Dans la réalité, cette stabilisation n'a pas pu être atteinte. Les particules en suspension dans le fluide décantent par gravité et leur taux est fonction du brassage. En effet, selon le débit de fluide exigé par les contraintes de production, le taux de particule évolue. Il s'avère que le taux de particules n'est plus un facteur qualitatif, mais un facteur quantitatif avec autant de niveaux que d'essais. Lorsque le taux de particules est important, la rugosité l'est également, notamment pour les essais 1 à 50 comme montré par la courbe de distribution de la figure 42.

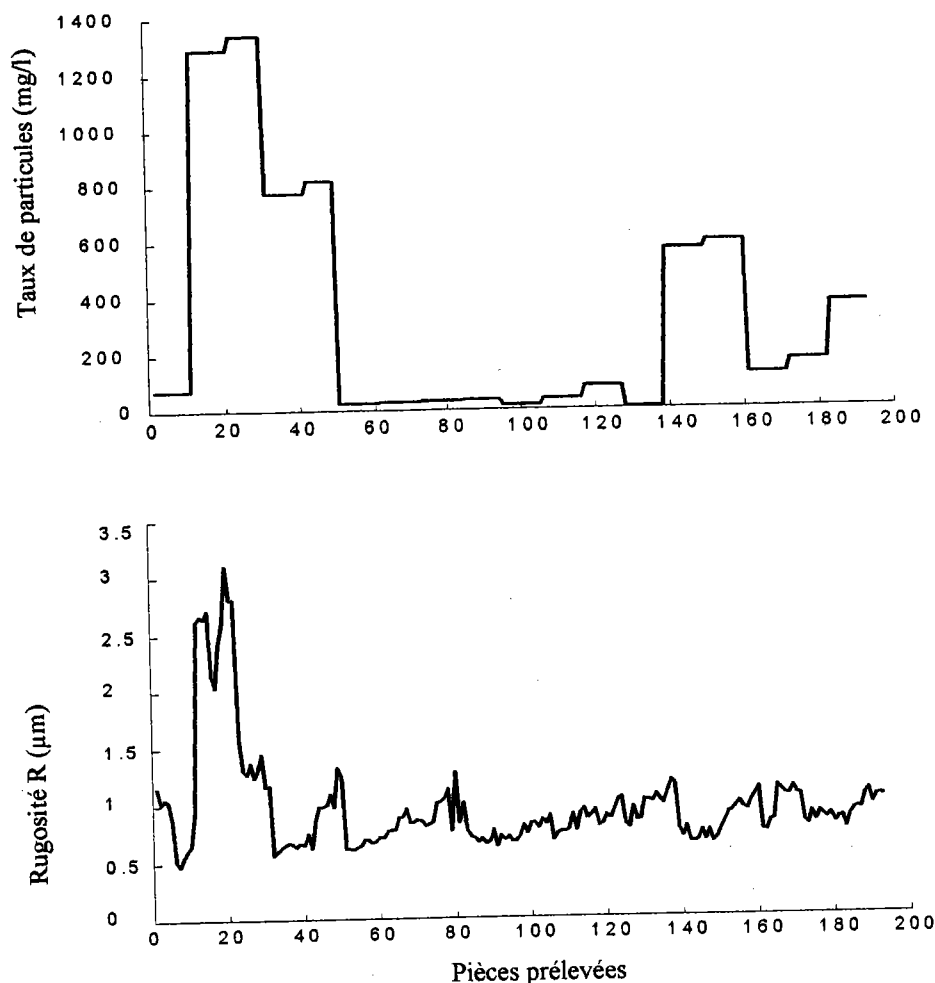


Figure 42 : distribution du taux de particules et de la rugosité pour l'ensemble des essais.

La figure 43 montre l'influence du taux de particules sur la rugosité. Il apparaît que le taux de particules n'affecte la rugosité qu'au-delà d'un certain seuil, situé aux alentours de 800 mg/l. Aussi, est-il intéressant d'analyser le plan sans les deux séries d'essais pour lesquels le taux de particule a dépassé 800 mg/l. De plus, l'analyse peut être affinée en effectuant les calculs à l'aide du taux de particules réel, plutôt qu'avec le facteur a, à deux niveaux. Ceci conduit à la perte de l'orthogonalité du plan L₁₆. Un nouveau modèle sans interaction peut être proposé. Les effets des facteurs et interactions prennent les valeurs ci-après :

$M = 0.843$	$E_{a_1} = -0.023$	$E_{c_1} = -0.01$	$E_{a_2} = -0.027$
	$E_{a_2} = 0.026$	$E_{c_2} = 0.017$	$E_{a_3} = 0.031$
	$E_{b_1} = 0.001$	$E_d = 0$	$E_{f_1} = -0.03$
	$E_{b_2} = -0.001$	$E_{d_1} = 0$	$E_{f_2} = 0.02$

Cette analyse montre que les facteurs b (température du fluide) et d (type de buse) n'ont pas d'influence sur la rugosité. Les facteurs a, e et f apparaissent comme les plus importants. C'est lorsqu'ils sont au niveau bas que la rugosité est la plus faible. Les facteurs b et d n'intervenant pas, il est possible de proposer un nouveau plan sans eux. Ainsi, avec un plan à quatre facteurs, plusieurs essais se trouvent répétés. Il devient alors possible d'établir un autre plan orthogonal de type L₈, pour lequel, les effets des interactions pourront à nouveau être calculés.

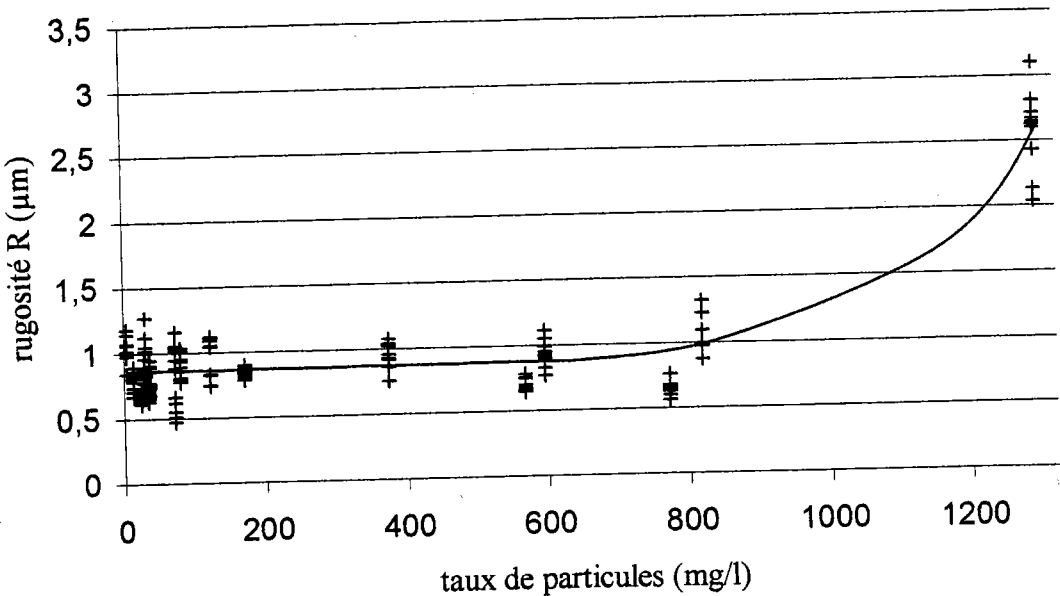


Figure 43 : rugosité pour chaque pièce prélevée en fonction du taux de particules.

III-2.6 Analyses du plan L_8

Le nouveau modèle obtenu par un plan L_8 est fourni par l'équation 45.

$$Y_{\sim} = 0.841 + [-0.02 \ 0.02][a] + [0.01 \ -0.01][c] + [-0.03 \ 0.03][e] + [-0.01 \ 0.01][f] + \quad (45)$$

$$+[c] \begin{bmatrix} 0.04 & -0.04 \\ -0.04 & 0.04 \end{bmatrix} [f] + [c] \begin{bmatrix} -0.06 & 0.06 \\ 0.06 & -0.06 \end{bmatrix} [a] + [c] \begin{bmatrix} 0.11 & -0.11 \\ -0.11 & 0.11 \end{bmatrix} [e]$$

Avec ce modèle, la forte influence des facteurs a (taux de particules) et e (vitesse tangentielle de meule) sur la rugosité de la pièce sont encore mis en évidence. L'augmentation de la rugosité lorsque V_s est élevée, n'est pas conforme aux théories, mais un facteur bruit a pu intervenir, en l'occurrence, l'équilibrage de la meule. Il est possible qu'avec une fréquence de rotation plus élevée, les phénomènes dynamiques dus au balourd de la meule aient été influents sur la rugosité. De plus, les interactions sont particulièrement significatives dans ce modèle. Le facteur c (pression de décrassage) participe à chacune d'entre elles. Ceci confirme l'effet du décrassage dans son action de régénération du pouvoir de coupe de la meule. Néanmoins, une forte pression de décrassage peut être tantôt positive, tantôt négative, selon le niveau des autres facteurs. Par exemple, un décrassage avec un fort taux de particules conduira à une dégradation de la meule à cause de l'impact des particules projetées sur le bandeau abrasif.

L'analyse des résultats mène aux conclusions suivantes :

- Le taux de particules devient le principal facteur de dégradation de la rugosité au-delà de 800 mg/l, en masquant l'effet de tout autre facteur.
- Quel que soit le niveau des autres facteurs, il est systématiquement préférable que le taux de particules soit faible pour obtenir une rugosité faible.
- La température de l'huile et la géométrie de la buse d'arrosage sont sans effet sur la rugosité.
- La vitesse tangentielle de meule permet une meilleure rugosité lorsqu'elle est au niveau bas. Ceci est en opposition avec les théories sur l'épaisseur du copeau et l'incidence de la vitesse de coupe sur l'état de surface. Cependant, cela met en évidence la difficulté du fluide à franchir le film d'air autour de la meule pour atteindre la zone de travail ainsi que la difficulté à équilibrer la meule sous de hautes fréquences de rotation.

- La pression de décrassage n'a que peu d'effet sur la réponse. Néanmoins, elle présente une interaction forte avec le taux de particules conduisant à une dégradation de la rugosité.
- La rugosité minimale ($R_{\min} = 0.611 \mu\text{m}$) est obtenue avec le taux de particules (a) au niveau bas, la pression de décrassage (c) au niveau bas, la vitesse tangentielle de meule (e) au niveau bas et le type d'huile (f) au niveau haut.
- La rugosité maximale ($R_{\max} = 1.092 \mu\text{m}$) est obtenue avec le taux de particules (a) au niveau haut, la pression de décrassage (c) au niveau bas, la vitesse tangentielle de meule (e) au niveau haut et le type d'huile (f) au niveau bas.

III-3 Conclusions

L'arrosage est une nécessité pour les procédés où les énergies mises en jeu sont importantes. Pour la rectification, il contribue à assurer la qualité des pièces, il a un effet sur la cadence et les coûts de production. Mécaniquement, il favorise la formation des copeaux en réduisant les efforts de coupe. Il assure également l'évacuation des copeaux et de la chaleur produits par la coupe.

Les énergies générées par la coupe sont fonction des conditions de coupe, mais aussi, du pouvoir de coupe de la meule. En production grande série, ce dernier est très évolutif. La lubrification est l'élément qui permet d'en assurer la stabilité, en aidant la coupe, et en régénérant le bandeau abrasif de la meule. En rectification à grande vitesse, la lubrification est, avec l'opération de dressage, un élément primordial. Afin de caractériser une opération de rectification, il est nécessaire de considérer l'ensemble outil / matière / mise en coupe / environnement.

Une étude réalisée sur une machine de production de la société SMAE a permis d'identifier les éléments importants pour améliorer l'arrosage. Des relevés effectués sur des pièces de boîtes de vitesse ont montré que les paramètres les plus significatifs sont le taux de particules contenues dans le fluide de coupe et la vitesse tangentielle de meule. Ceci peut être expliqué par deux mécanismes. Premièrement, les particules métalliques et abrasives contenues dans le liquide de coupe sont ré-injectées entre la meule et la pièce. Deuxièmement, les particules projetées sur la meule participent à son usure en dégradant les piliers d'agglomérant qui relient les grains abrasifs.

Cette étude donne une vision globale des paramètres de l'arrosage et permet d'exclure les facteurs qui de prime abord semblaient avoir beaucoup d'importance.

Chapitre IV

Etude du maintien de la topographie de meule par évacuation des copeaux
adhérents

IV-1 Analyse du décrassage

IV-1.1 Objectifs de l'étude

L'étude industrielle réalisée au chapitre précédent a mis en évidence un certain nombre d'éléments concernant l'arrosage. Il est ressorti comme principaux facteurs d'influence affectant la rugosité, le taux de particules, la vitesse tangentielle de la meule et la pression de décrassage. Néanmoins l'effet de ces facteurs peut avoir plusieurs origines et l'étude menée ne permet pas de les identifier.

Pour le taux de particules : est-ce les particules envoyées à l'interface meule-pièce ou la dégradation du bandeau abrasif qui provoquent une augmentation de la rugosité ?

Pour la vitesse tangentielle de la meule : la rugosité est-elle affectée par le balourd de la meule ou bien la diminution de l'efficacité du décrassage par la présence d'une couche d'air entourant la meule, ou encore par la durée d'exposition sous le jet qui est réduite lorsque la fréquence de rotation est élevée ?

Pour la pression de décrassage : est-ce que le décrassage est efficace avec une pression élevée ? Une pression plus faible mais avec les autres facteurs à des niveaux adaptés n'est-elle pas suffisante ?

Industriellement, un système de décrassage par injecteurs haute pression est difficile à stabiliser. Que ce soit par encrassement ou par usure du système, l'efficacité du décrassage n'est pas constante dans le temps. Néanmoins, cette méthode est très fréquemment utilisée sur les rectifieuses grande vitesse. Le décrassage s'avère particulièrement utile lorsque le matériau rectifié est encrassant, mais est-il indispensable pour des matériaux à moindre propension d'encrassement d'une meule ?

Les différents critères pouvant modifier le décrassage sont :

- La géométrie, les dimensions et la position de la buse
- La pression et le débit de fluide en sortie de buse
- Les caractéristiques et la température du fluide en sortie de buse
- Le taux de particules contenues dans le fluide.

L'objectif de ce chapitre est de proposer un critère qui permette de quantifier l'efficacité du décrassage. Une analyse de l'effet des différents critères sur cette efficacité est menée. Des

tests réalisés sur un banc d'essais reproduisent les situations existantes lors d'un usinage. L'utilisation d'un banc d'essai permet d'analyser l'effet des différents facteurs indépendamment les uns des autres.

IV-1.2 Efficacité du décrassage

Un décrassage peut être considéré comme efficace lorsque la meule ne perd pas son pouvoir de coupe par encrassement, ni n'est dégradée lors de l'opération. Le nettoyage est effectif lorsque le jet assure l'évacuation des copeaux incrustés dans la porosité de la meule. La figure 44 montre le bandeau sous un jet de décrassage. Nous proposons un critère qui permet de quantifier l'effet du jet sur le bandeau abrasif. Un élément unitaire de surface du bandeau est soumis à un effort exercé par le jet pendant une durée d'exposition : t_{dec} . Il s'agit de la pression exercée sur le bandeau durant t_{dec} secondes, que nous nommerons la pression spécifique de décrassage : P'_{dec} . L'unité de ce critère est des Pa.s, néanmoins, on remarque que cela correspond également à des $kg.s^{-1}.m^{-1}$. Il n'est pas envisageable de mesurer la masse de fluide qui passe effectivement sur le bandeau du fait de la vaporisation du jet lors de sa projection, par contre, il est possible de mesurer l'effort exercé par le jet sur le bandeau. Par conséquent, nous conserverons l'unité de ce critère en Pa.s.

L'effort dF exercé sur un élément de surface est à trois composantes. La composante axiale F_z est la conséquence de la dispersion du jet selon l'angle d'ouverture de la buse. La composante tangentielle F_x est la conséquence de la dispersion et de la déviation par le film d'air. La composante normale F_y est celle souhaitée maximale pour que le décrassage soit efficace.

L'analyse de l'efficacité du jet consiste à identifier l'effort exercé sur un élément de surface, durant le passage de cet élément sous le jet. Pour cela, il faut définir la surface couverte par le jet : il s'agit d'une surface de largeur L_x et de longueur L_z . La courbure de la meule étant négligée, la dispersion du jet dans le plan (YZ) étant de α_j , la dispersion dans le plan (XY) étant de β_j , la distance entre l'extrémité de la buse et le bandeau étant de h et l'orifice de la buse étant de largeur l_x et de longueur l_z , les équations 46 et 47 fournissent les expressions de L_x et L_z . Cette surface ne prend pas en compte la déviation du jet par le film d'air qu'entraîne la meule autour d'elle.

$$L_x = 2.h.\tan\left(\frac{\beta_j}{2}\right) + l_x \quad (46)$$

$$L_z = 2.h.\tan\left(\frac{\alpha_j}{2}\right) + l_z \quad (47)$$

Lorsque L_z est supérieure à la largeur du bandeau de meule, la longueur couverte par le jet est alors égale à b_s .

La durée t_{dec} pendant laquelle un élément de bandeau reste sous le jet est donnée par l'expression 48.

$$t_{dec} = \frac{L_x}{V_s} \quad (48)$$

Ainsi, avec la mesure de la composante normale F_y de l'effort exercé par le jet, il est possible de calculer la valeur de la pression spécifique exercée par le jet de décrassage sur le bandeau, dont l'expression est fournie par la relation 49.

$$P'_{dec} = \frac{F_y}{L_z \cdot V_s} \quad (49)$$

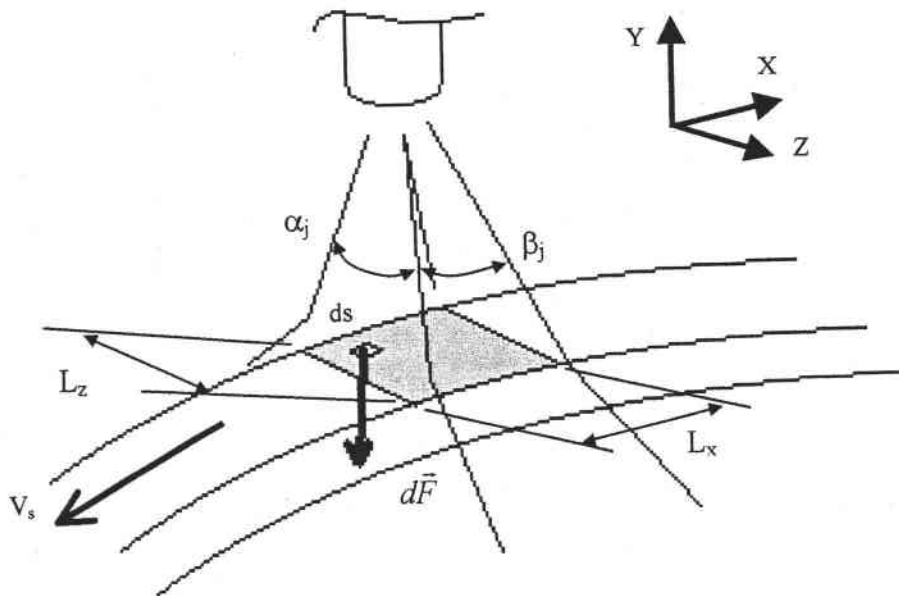


Figure 44 : action du jet sur la meule.

IV-2 Les moyens expérimentaux

IV-2.1 La rectifieuse

Les essais de décrassage ont été réalisés sur la rectifieuse grande vitesse dont dispose l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Metz. Les tests menés ont principalement utilisé le système

d'arrosage de cette rectifieuse, et plus particulièrement, les composantes du décrassage. Néanmoins, le fluide a circulé normalement dans la rectifieuse, bien qu'utilisé sur le banc d'essai. Son traitement après les essais, a été effectué classiquement au travers des différents composants de la centrale d'arrosage. Une représentation schématique du système d'arrosage de cette machine est présentée par la figure 45.

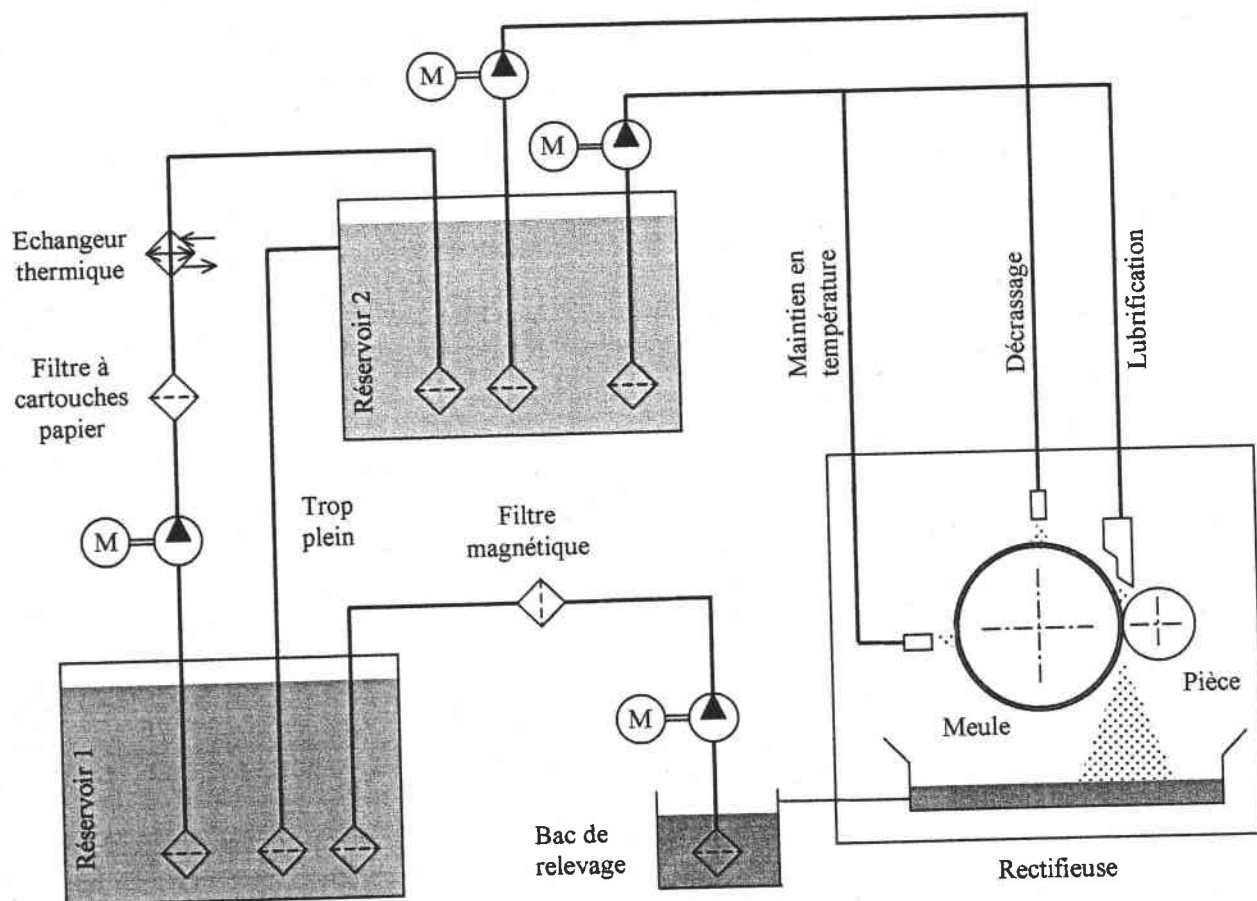


Figure 45 : schéma du système d'arrosage de la rectifieuse.

IV-2.2 Le banc d'essai

Un banc d'essai a été développé pour simuler un jet de décrassage orienté perpendiculairement à une surface plane et devant franchir un film d'air circulant au-dessus de cette surface plane. L'effort normal exercé par le jet (F_y), la pression avant la sortie de buse (P_{dec}), le débit (Q_{dec}) et la température du fluide de décrassage (T_{dec}) sont mesurés par des capteurs. La résolution du capteur de force est de 0,125 N, la résolution du capteur de pression est de 0,18 bar, la résolution pour la mesure du débit est de 0,1 l/min et la résolution du

capteur de température est de $0,01\text{ }^{\circ}\text{C}$. La distance h entre la sortie de buse et la pastille de tir est ajustable. Le banc est représenté schématiquement par la figure 46.

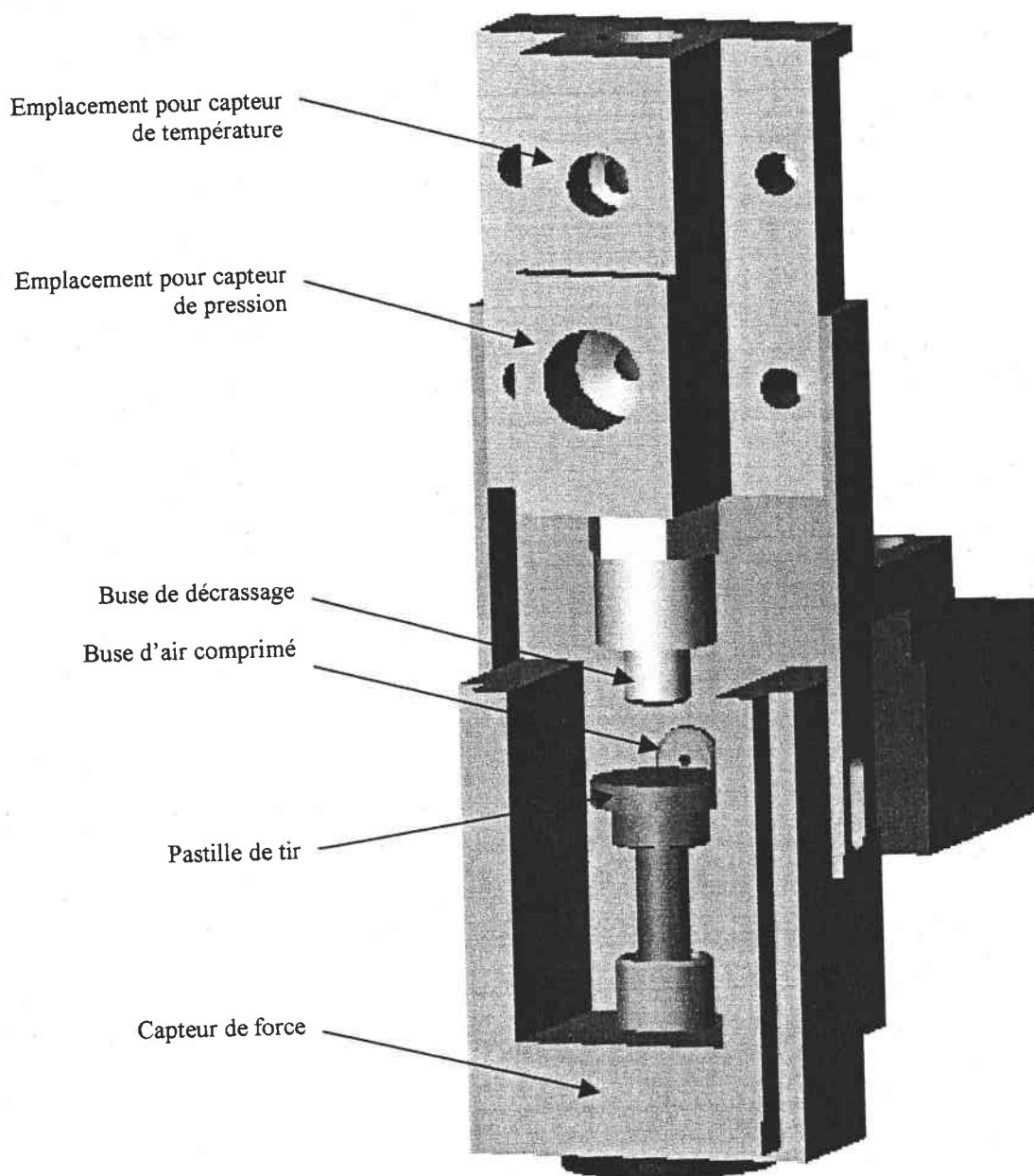


Figure 46 : banc d'essai pour simuler le décrochage.

Deux buses ont été utilisées pour les essais. Elles sont à jet plat et à dispersion principale α_j de 45° . L'angle de dispersion β_j est faible. Il est donné par le constructeur à 2° . L'orifice des buses est de forme oblongue. La première de longueur $l_z = 1,685\text{ mm}$ et de largeur $l_x = 1,015\text{ mm}$ a une section de sortie de $1,49\text{ mm}^2$ et la seconde de longueur $l_z = 3,68\text{ mm}$ et de largeur $l_x = 2,13\text{ mm}$ a une section de sortie de $6,865\text{ mm}^2$.

IV-2.3 Ajustage de la vitesse du jet d'air

Pour simuler un film d'air généré par la meule, il est nécessaire dans un premier temps de connaître le champ des vitesses d'un film d'air réel généré par la rotation de la meule à grande vitesse. Une mesure des vitesses en fonction de la distance à la surface de la meule est effectuée par une sonde de Pitot avec une colonne d'eau et par un anémomètre à fil chaud. La résolution de cette mesure est de 4 m/s L'expression 49 donne la relation entre la vitesse de l'air V_a , la hauteur de colonne d'eau ΔZ , la masse volumique de l'eau ($\rho_e = 1000 \text{ kg/m}^3$) et celle de l'air ($\rho_a = 1,293 \text{ kg/m}^3$).

$$V_a = \sqrt{\frac{2 \cdot g}{\rho_a} \cdot (\rho_e - \rho_a) \Delta Z} \quad (49)$$

La figure 47 fournit des résultats d'essai pour différentes vitesses tangentielles de meule.

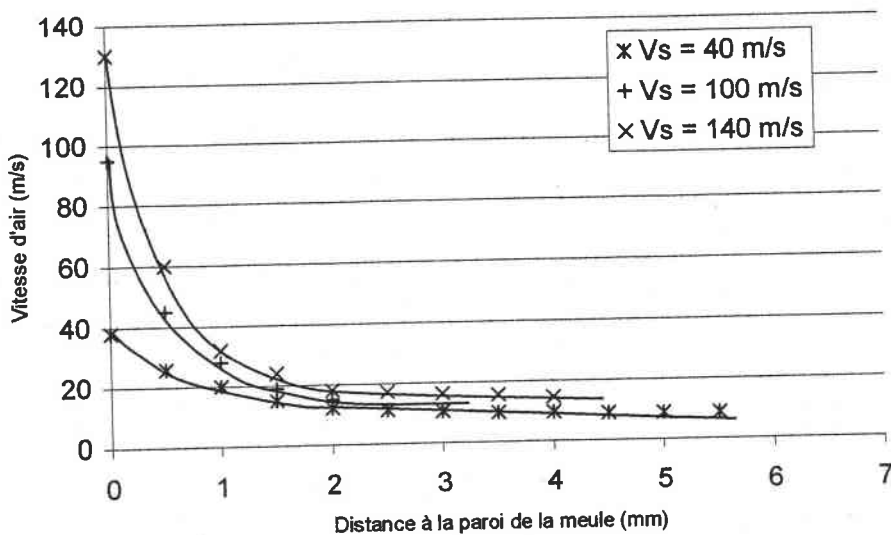


Figure 47 : vitesse du film d'air entourant la meule en fonction de la distance à la paroi.

Sur le banc expérimental, le film d'air est simulé par une soufflette d'air comprimé à jet plat. La vitesse de sortie de buse est réglable par un régulateur de pression. Une cartographie en 3 dimensions des vitesses d'air au-dessus de la pastille de tir est établie afin de vérifier que la simulation expérimentale est proche de la réalité. La figure 48 est une photographie du banc en cours de mesure des vitesses par sonde de Pitot. La figure 49 fournit l'évolution des vitesses selon la direction normale (Y), au centre de la zone de tir. L'évolution des vitesses en fonction de l'éloignement de la paroi n'est pas identique à celle relevée sur la meule.

Il s'avère que la simulation génère un film d'air dont la vitesse décroît en s'éloignant de la meule de façon linéaire alors que dans la réalité, la vitesse décroît selon une fonction puissance. Cela signifie que la simulation est plus sévère que la réalité au niveau de la difficulté qu'aura le jet à franchir ce film d'air. La figure 50 fournit le champ des vitesses pour la simulation d'une vitesse tangentielle de meule à 100 m/s.

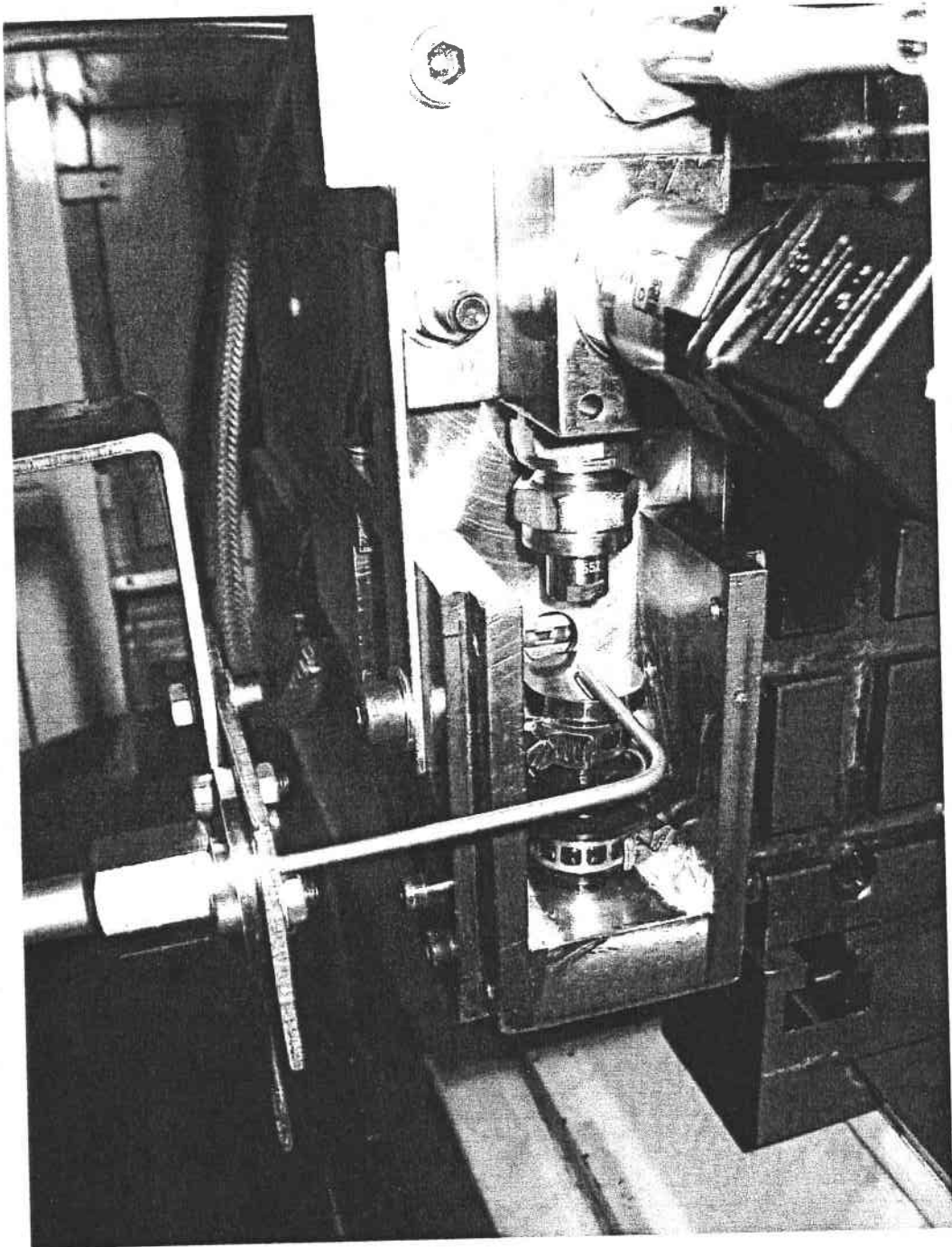


Figure 48 : mesure du champ des vitesses du film d'air simulé.

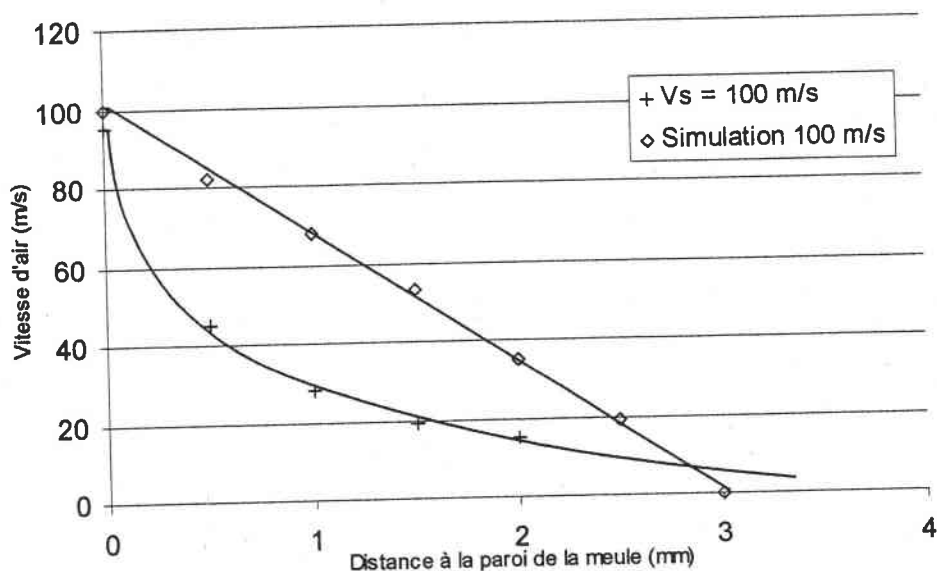


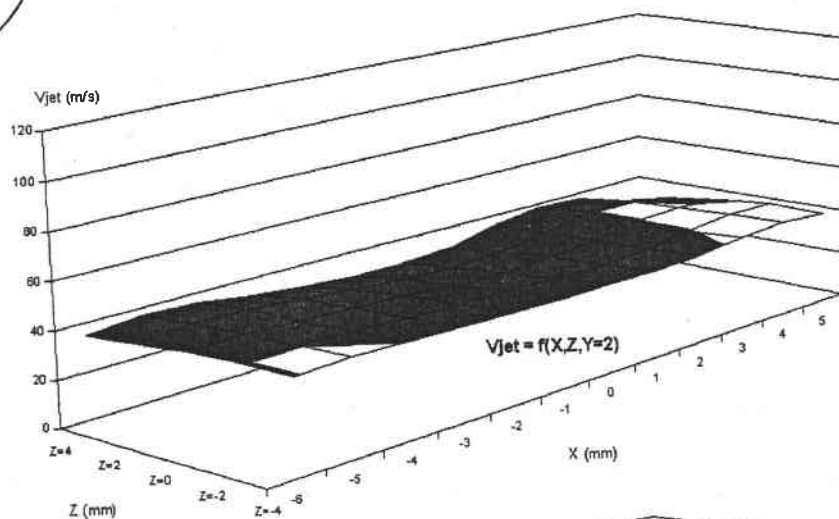
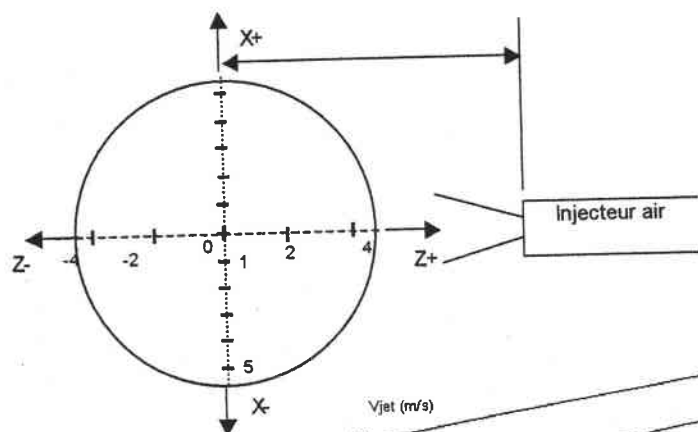
Figure 49 : vitesse du film d'air circulant au-dessus de la pastille de tir en fonction de la distance à sa surface (simulation et réalité).

IV-3 Résultats d'essais

IV-3.1 Influence de la distance de tir

Sur les rectifieuses, les buses sont habituellement situées entre 5 et 10 mm de la meule. La figure 51 est le dessin d'ensemble de la meule et des trois buses de décrassage l'entourant. Dans notre cas une mesure est effectuée à 8 mm et une autre à 18 mm avec la buse de petite section. L'essai a été effectué sans film d'air. L'éloignement de la buse, du fait de la dispersion du jet provoque la diminution de l'effort exercé sur une unité de surface du bandeau de meule. Par contre l'effort global reste identique, quelle que soit la distance de tir. Par ailleurs la surface augmente avec la distance de tir et la durée d'exposition de la surface sous le jet augmente également.

La durée de passage d'un point de la surface de meule sous le jet est de $t_{\text{dec}} = 12 \mu\text{s}$ lorsque la buse est distante de 18 mm et de $t_{\text{dec}} = 9 \mu\text{s}$ lorsque la buse est distante de 8 mm. La figure 52 montre l'évolution de la pression spécifique de décrassage en fonction de la pression du jet, du débit et de la distance de tir.



Légende

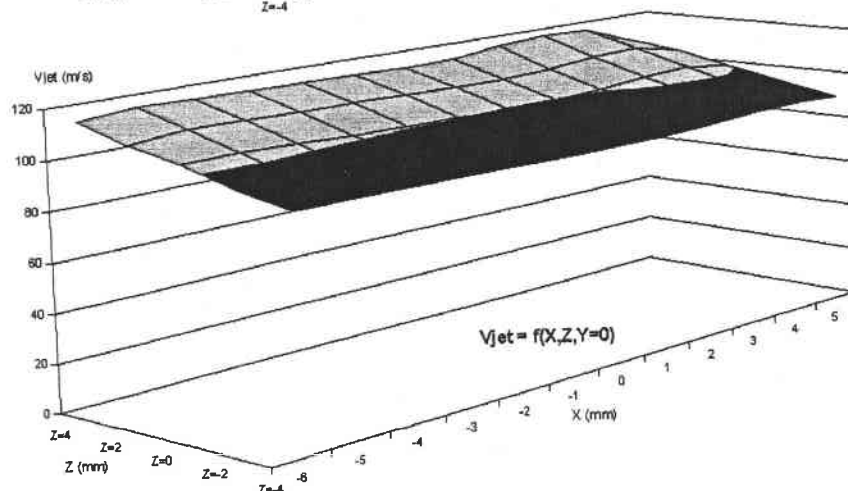
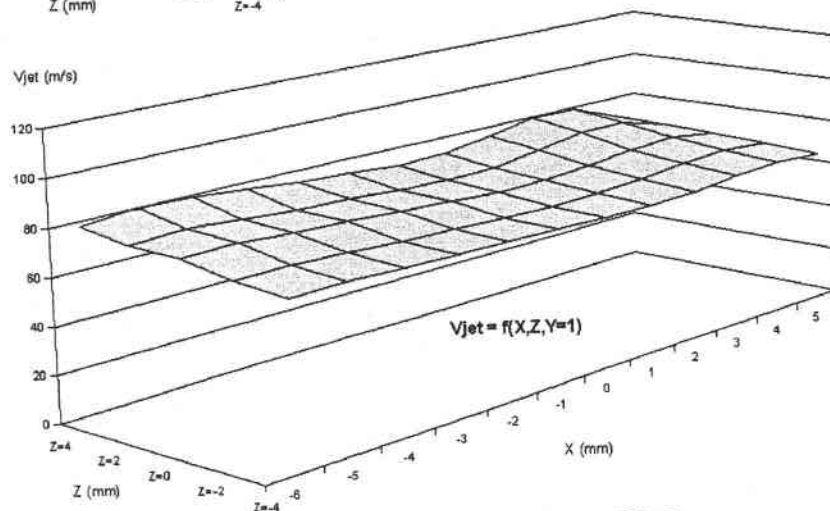
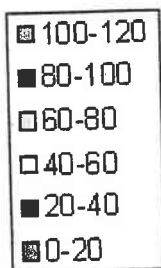


Figure 50 : cartographie des vitesses d'air sur le banc de simulation.

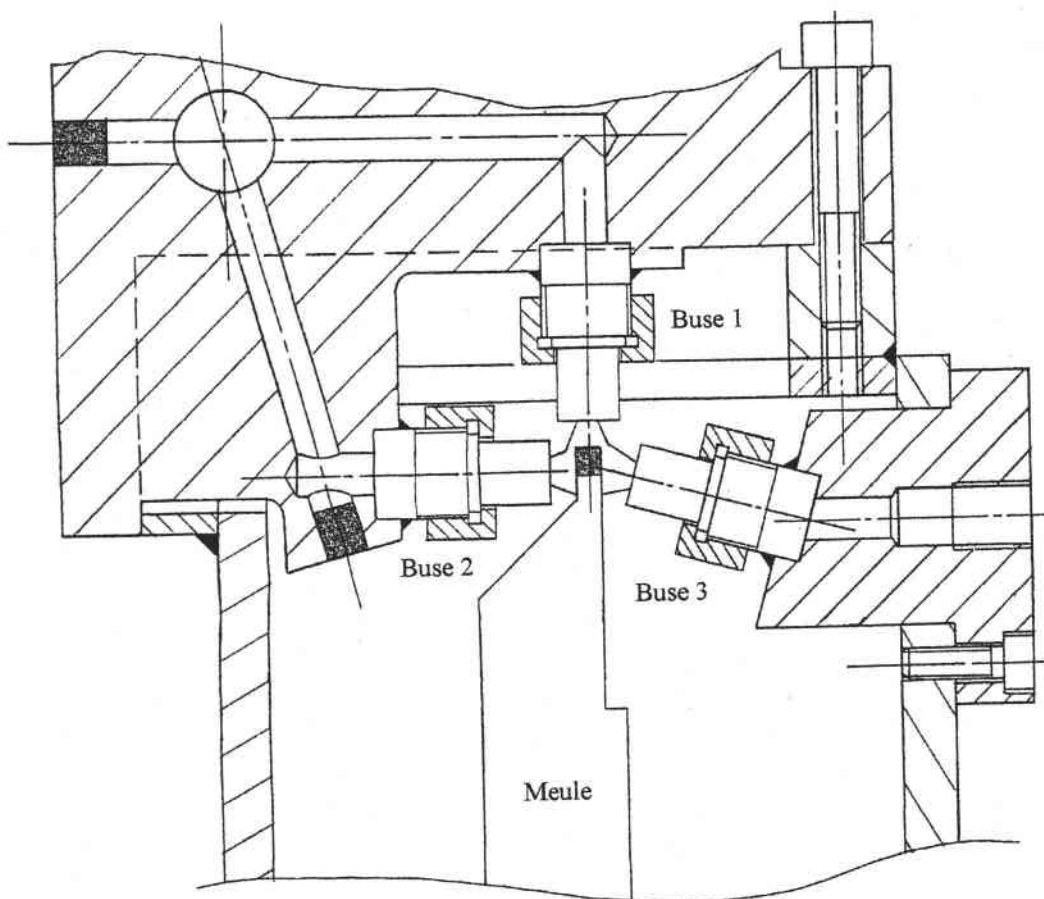


Figure 51 : dessin d'ensemble du bloc de décrassage de la rectifieuse grande vitesse.

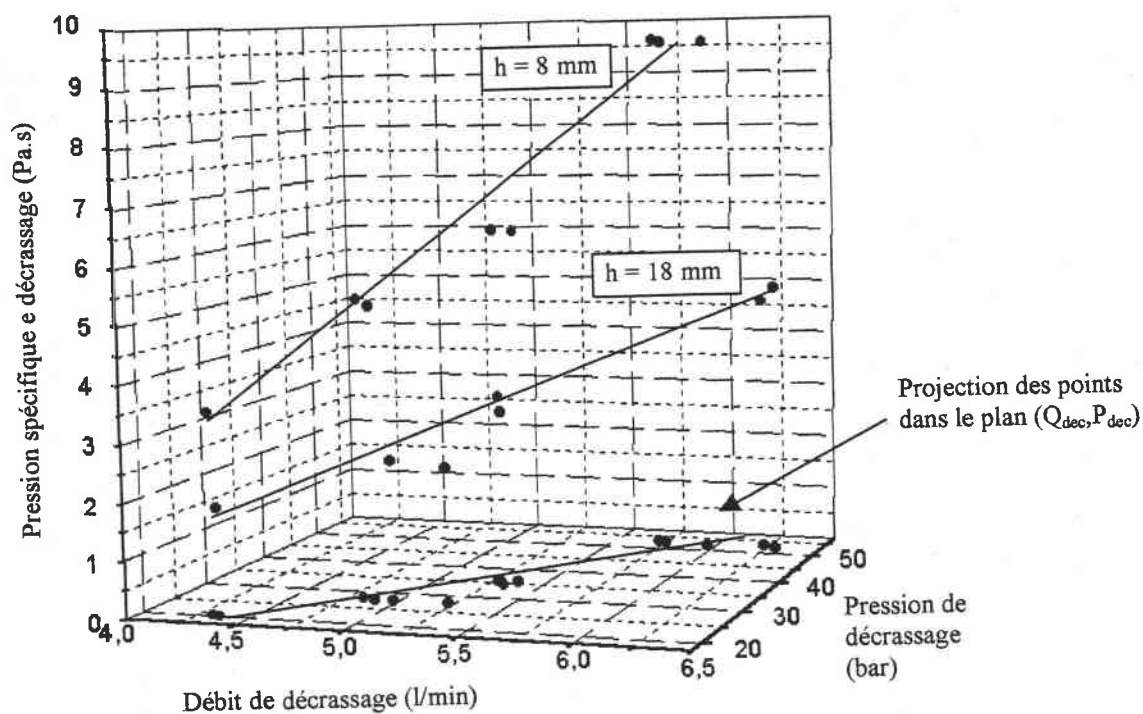


Figure 52 : pression spécifique de décrassage en fonction de la distance de tir.

Il apparaît avec cette analyse que la pression spécifique de décrassage est deux fois plus élevée lorsque la buse est positionnée à 8 mm plutôt qu'à 18 mm pour une même pression et un même débit en sortie de buse. Ainsi, cela confirme que le décrassage sera d'autant plus efficace que la buse sera au plus proche de la meule.

IV-3.2 Influence de la pression et du débit

La pompe de décrassage, réglable par un régulateur de pression, est capable de fournir un débit de fluide donné pour une pression donnée en fonction de la section de sortie de la buse. Aussi, est-il plus intéressant de décrasser sous forte pression ou sous fort débit ? La figure 53 montre la pression spécifique de décrassage obtenue avec les deux buses testées. Le tir a été effectué avec la distance entre la cible et l'extrémité de la buse égale à 18 mm. Il ressort que P'_{dec} est plus élevé avec la buse de section $6,865 \text{ mm}^2$. On remarque que pour une même pression de décrassage, un débit cinq à six fois plus élevé avec la buse de grande section, permet d'obtenir une pression spécifique quatre fois plus élevée qu'avec la buse de petite section.

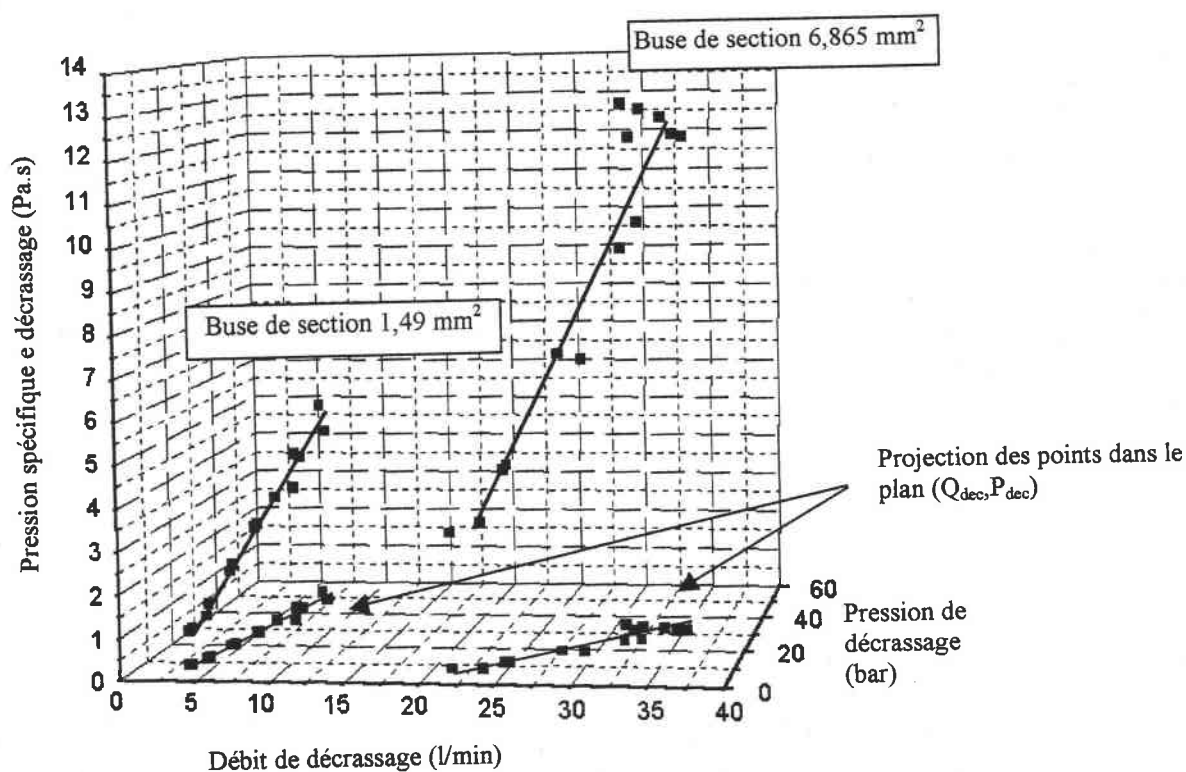


Figure 53 : pression spécifique de décrassage en fonction du débit et de la pression en sortie de buse.

Ainsi, on constate qu'il n'est pas utile de décrasser sous très forte pression : un décrassage est tout aussi efficace sous une pression en sortie de buse de 11 bars avec un débit de 25 l/min, qu'un décrassage sous une pression de 48 bars avec un débit de 5,7 l/min. Une pression plus faible est également intéressante, car le fluide sera moins pulvérisé lors de sa projection sur la meule et la pompe utilisée pourra être moins puissante qu'une pompe haute pression.

IV-3.3 Influence du film d'air

Le film d'air a pour effet de dévier le jet de décrassage. La figure 54 est une modélisation simplifiée de la forme d'un jet non dévié et d'un jet dévié. La surface couverte par le jet dévié est modifiée par rapport à celle couverte par un jet non dévié. De plus, l'effort exercé par le jet sur la meule présente une composante F_x non nulle. La pression spécifique de décrassage ne se trouve affectée que par ce dernier. En effet, la largeur L_x de la surface couverte par le jet n'a pas d'effet sur P'_{dec} .

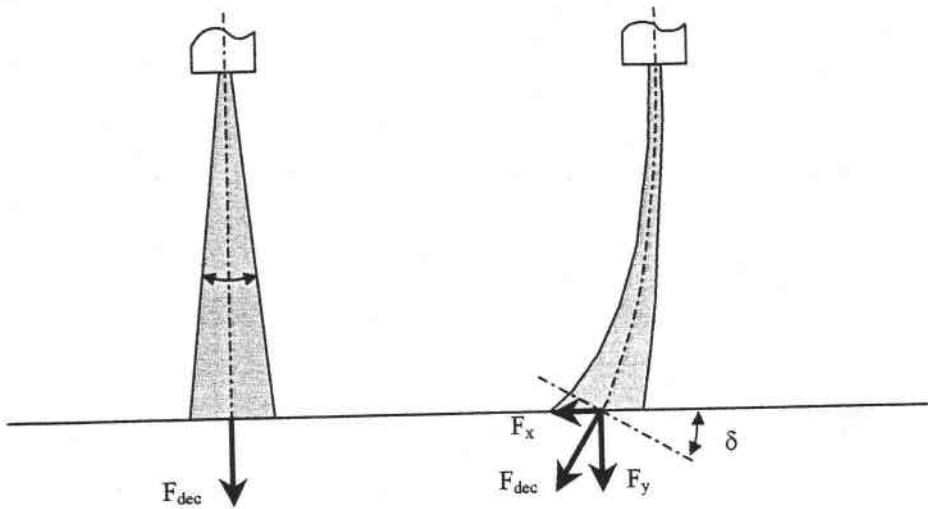


Figure 54 : déviation d'un jet de décrassage par un film d'air.

Ainsi, il est possible d'exprimer P'_{dec} en fonction de l'angle de déviation du jet δ , selon la relation 50.

$$P'_{dec} = \frac{\cos(\delta) \cdot F_y}{L_x \cdot V_s} \quad (50)$$

Un essai est réalisé, avec une distance de tir de 18 mm et une vitesse de film d'air simulant une rotation de meule à 140 m/s. La figure 55 présente l'évolution de F_y en fonction du débit

de décrassage : Q_{dec} . La pression correspondante à chaque débit a été fournie lors des précédents chapitres notamment par la figure 53.

On remarque que l'effort F_y est diminué de 15% lorsqu'un film d'air à 140 m/s est établi. Il est par conséquent possible d'en déduire la valeur de l'angle de déviation qui vaut ici 32° . De plus, on remarque que la déviation n'est pas plus élevée lorsque le débit ou la pression varie : le film d'air agit à l'identique, quelque soit le type de jet.

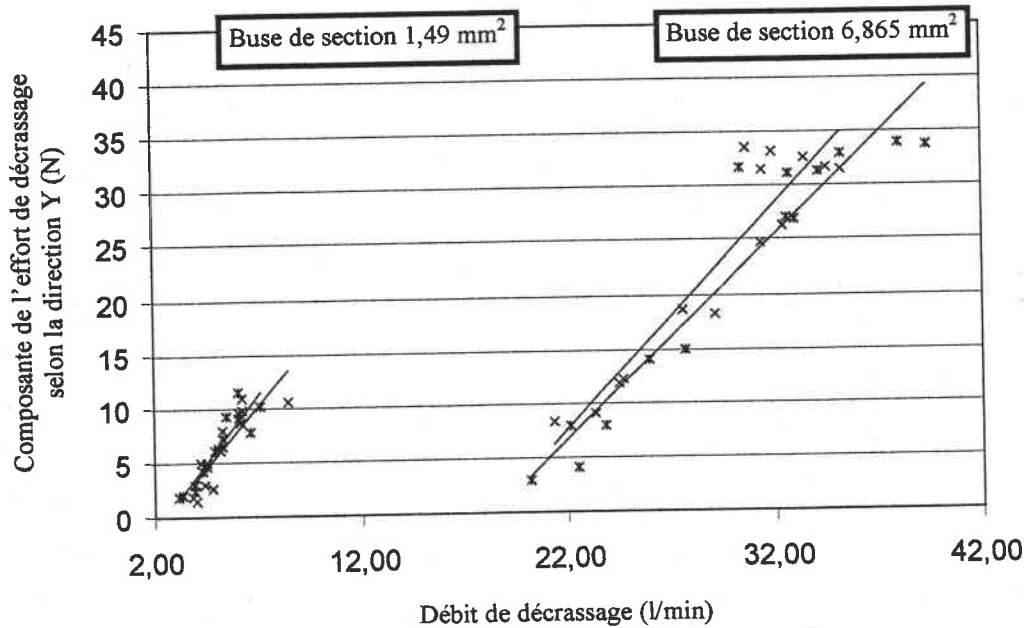


Figure 55 : influence d'un film d'air sur l'effort exercé par le jet sur la meule.

IV-3.4 Influence de la température du fluide

L'huile entière utilisée pour ces essais est identique à celle qui avait été testée en tant qu'huile au niveau haut sur la rectifieuse de la SMAE (chapitre III). Il s'agit de la Coupe 1783, fabriquée par SHELL. La courbe de viscosité cinématique ν en fonction de la température du fluide nous est fournie par SHELL (figure 56). Ainsi, il apparaît que l'huile est d'autant plus fluide, que la température est élevée, selon une courbe de type puissance. Sa masse volumique est de $\rho_h = 850 \text{ kg/m}^3$.

Le fluide est maintenu à une température de consigne en passant dans un échangeur thermique. Habituellement, la température visée correspond à la température ambiante et il est admis industriellement qu'une variation de $\pm 1^\circ\text{C}$ n'a pas d'incidence sur la qualité des

pièces produites. C'est par ailleurs une des conclusions qui était ressortie du chapitre III où une variation de 10 °C de la température de l'huile était sans effet sur la rugosité de la pièce.

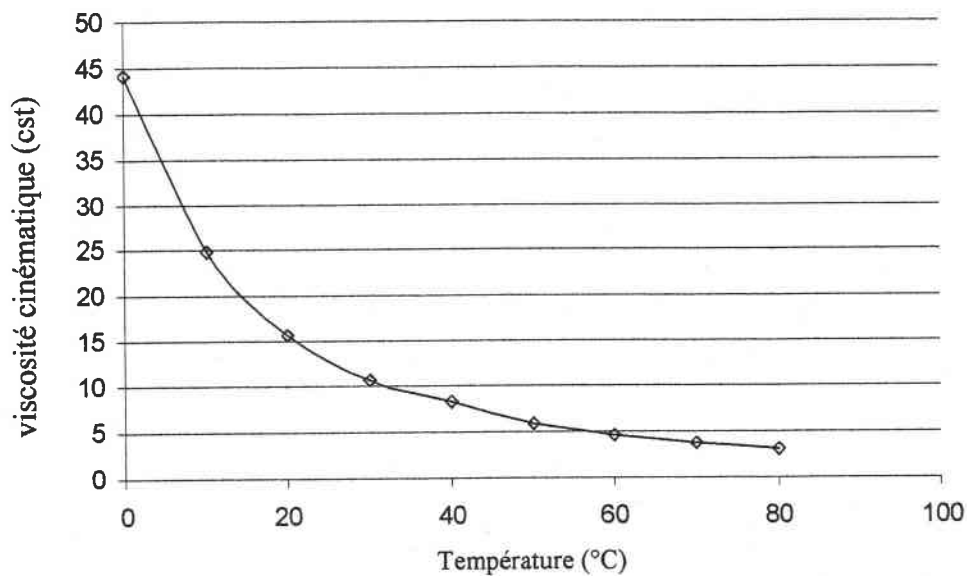


Figure 56 : viscosité cinématique de l'huile SHELL 1783 en fonction de la température.

Un essai a été réalisé avec une distance de tir de 18 mm, sans jet d'air, avec la buse de section 6,865 mm², sous une pression de $P_{dec} = 35$ bar et un débit de $Q_{dec} = 31$ l/min. La variation de température est obtenue en shuntant le passage par l'échangeur thermique. La température du fluide augmente alors progressivement du fait de l'énergie qui lui est apportée notamment lors du pompage. Des mesures sont effectuées périodiquement durant la montée en température du fluide. La figure 57 présente l'évolution de P'_{dec} en fonction de T_{dec} .

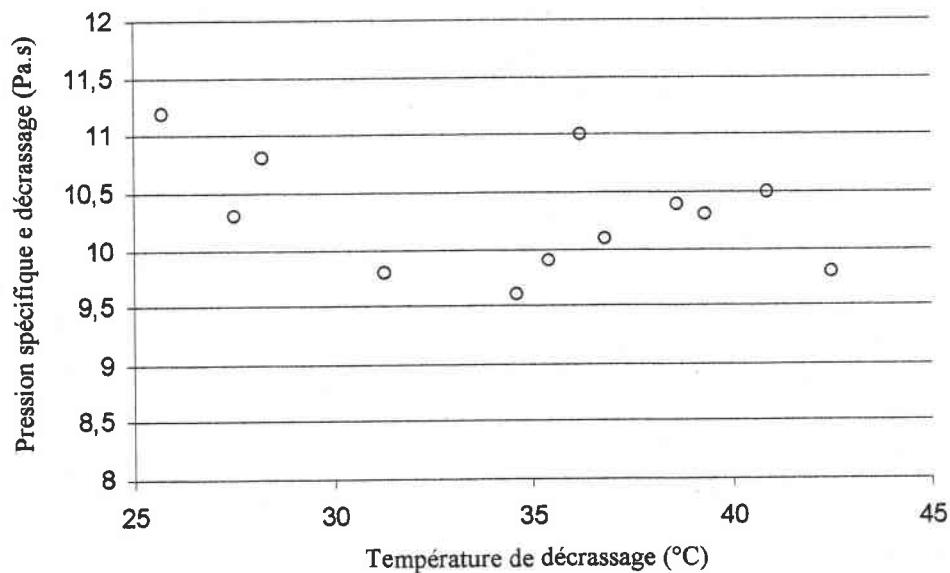


Figure 57 : pression spécifique de décassage en fonction de la température du fluide.

De ce graphe, il apparaît à nouveau que la température du fluide n'a pas d'effet significatif sur le critère de sortie. La fluctuation observée a pour origine des bruits provenant d'autres facteurs, mais un fluide plus ou moins visqueux ne permet pas de modifier l'efficacité du décrassage.

IV-3.5 Influence du taux de particules contenues dans le fluide

Les particules métalliques et abrasives contenues dans le fluide ont une masse volumique plus élevée que celle du fluide. Ainsi, l'énergie cinétique de ces particules est plus forte que celle d'une unité de volume d'huile à la même vitesse. La projection de particules métalliques sur la meule, s'apparente au procédé d'usinage par découpe au jet d'eau : un jet sous très haute pression (jusqu'à 6000 bar), dans lequel sont incorporés des abrasifs, est focalisé par un canon afin d'effectuer une découpe avec un minimum de dispersion [97]. Ponctuellement, ces particules exercent des efforts élevés sur le bandeau de la meule. Ils dépendent de la géométrie et de la masse de ces éléments. La figure 58 représente un jet de décrassage où le taux de particules n'est pas nul.

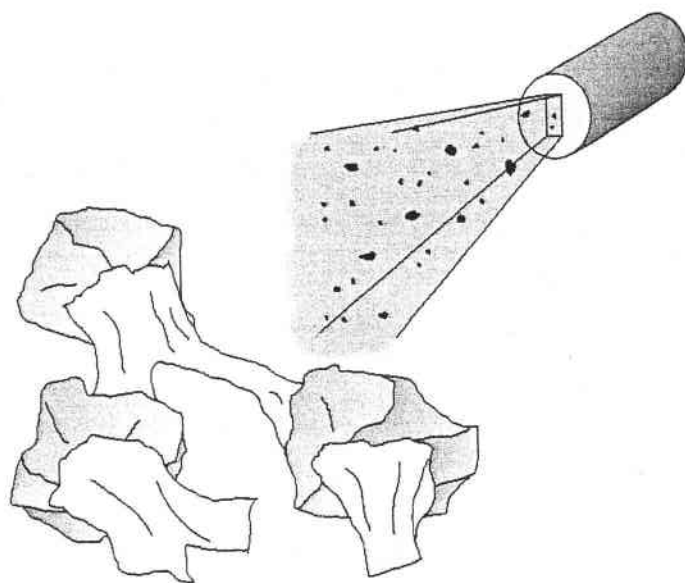


Figure 58 : jet de décrassage avec un fluide chargé de particules.

Sur la rectifieuse utilisée pour les essais, la filtration du fluide se fait par passages successifs dans un filtre magnétique puis dans un filtre à cartouches papier. La méthode employée pour avoir un taux de particules donné dans le fluide, consiste à réaliser un mélange d'huile propre

avec une certaine quantité de boues dans une cuve annexe. La pompe de décrassage est relié à cette cuve au lieu d'être reliée au bac de fluide propre et réfrigéré de la centrale d'arrosage. Il n'est pas possible de maîtriser la température du fluide contenu dans cette cuve annexe, cependant, l'incidence devrait être nulle étant donné les conclusions précédentes.

La mesure du taux de particules s'effectue par analyse gravimétrique : méthode par pesage des particules contenues dans un volume donné de fluide. Un volume connu de fluide pollué est passé au travers de deux membranes filtrantes superposées. Le passage de l'huile au travers des filtres est forcé par aspiration à l'aide d'une pompe à vide, l'huile étant mélangée avec de l'éther pour diminuer sa viscosité. Chacune des deux membranes est ensuite pesée, la première ayant recueilli les particules et la seconde étant propre. Le taux de particules a pour unité des mg/l. La résolution de cette mesure est de 10 mg/l.

Un essai a été réalisé avec une distance de tir de 18 mm, sans jet d'air, avec la buse de section $1,49 \text{ mm}^2$, sous une pression de sortie de buse de $P_{\text{dec}} = 53 \text{ bar}$ et un débit de $Q_{\text{dec}} = 7 \text{ l/min}$. La figure 59 présente l'évolution de F_y en fonction du taux de particules.

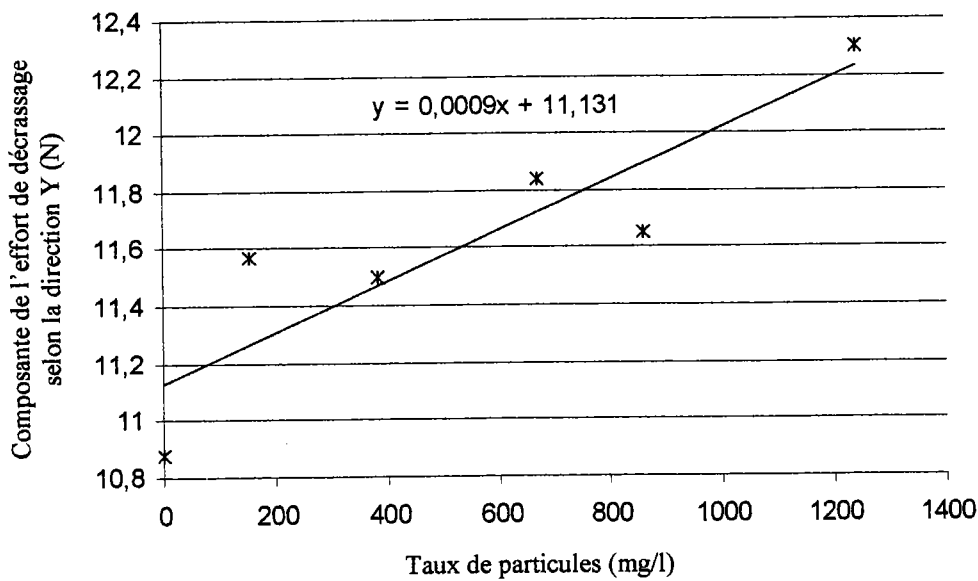


Figure 59 : pression spécifique de décrassage en fonction du taux de particules.

Il apparaît une proportionnalité entre le taux de particules et l'effort exercé par le jet sur la meule. Néanmoins, un taux de particules acceptable industriellement ne doit pas dépasser 50 mg/l. Or, le passage d'un fluide propre à un fluide pollué à 50 mg/l n'engendre une

augmentation d'effort que de 5%. Globalement, ce nouvel effort n'a pas de conséquences importantes sur le nettoyage de la meule. Par contre, localement, des piliers d'agglomérant peuvent être brisés par l'impact de particules métalliques et débris de meule. Le chapitre III a montré qu'à partir de 800 mg/l la rugosité de la pièce usinée se dégrade notablement. Néanmoins, ni les essais réalisés alors, ni ceux réalisés ici, ne permettent de comprendre si cette augmentation de rugosité est due à l'apport de particules qui sont envoyées à l'interface meule pièce ou à des particules qui dégradent la meule par les impacts qu'elles produisent sur son bandeau. En effet, sur une machine de production comme celle de la SMAE, le fluide envoyé à l'interface meule pièce et le fluide utilisé pour le décrassage proviennent du même réservoir. Ici, des essais ont été réalisés uniquement en testant le décrassage et ils ne permettent pas de conclure à l'existence d'un seuil à partir duquel l'effort exercé par le jet aurait une augmentation plus rapide et par conséquent, une incidence éventuelle sur la rugosité.

IV-4 Conclusions

Pour la rectification de certains matériaux, le maintien en état du bandeau abrasif par désincrustation des copeaux adhérents est une obligation. Cependant, la mise en oeuvre d'un système de décrassage est à la fois onéreux, techniquement complexe et perturbateur de l'environnement de travail.

L'étude proposée ici a permis d'identifier quelles sont les conditions de décrassage permettant un nettoyage de meule efficace lorsque le décrassage est réalisé par une ou des buses. Il en est ressorti les conclusions suivantes :

- Une surface de meule couverte importante permet un meilleur nettoyage.
- Un fort débit de fluide est plus efficace qu'une forte pression en sortie de buse.
- La vitesse du film d'air entraîné par la meule réduit significativement l'efficacité du décrassage.
- La température du fluide n'a pas d'effet sur le décrassage.
- L'effet du taux de particules est peu significatif globalement.

Une étude de l'effet ponctuel du taux de particule est maintenant à mener. Ces travaux seront à coupler avec ceux menés sur la technique de la découpe au jet d'eau, puisque les conséquences y sont les mêmes en cas de dégradation de la meule. Une prochaine campagne

d'essai est en préparation avec la prise en compte de la taille moyenne des particules. En effet, à taux de particules égal, il paraît évident que des particules, assimilées à des sphères, auront une énergie cinétique d'autant plus importante que leur masse sera élevée. Des trémies de différents tramages seront utilisées pour séparer les boues de rectification selon la taille des particules et des essais seront conduits pour chaque catégorie. Enfin, une étape supplémentaire consistera à étudier l'influence de la géométrie des particules, c'est à dire, différencier l'effet de particules sphériques et de particules filamenteuses, comme le sont fréquemment celles produites en rectification à grande vitesse.

Par ailleurs de nouvelles méthodes de nettoyage du bandeau sont envisagées, autrement que par buses. Un système par patin qui entoure une partie de la circonférence de la meule, permet, avec les turbulences qui sont générées du fait de la rotation, de désincruster les copeaux pendant une durée nettement plus élevée qu'avec une buse. De plus, le volume de fluide agissant sur une unité de surface de meule est important, ce qui va dans le sens des conclusions issues de notre étude. La centrale d'arrosage se trouve ainsi simplifiée avec la suppression de la pompe haute pression qui n'est plus nécessaire. Ceci permet également de diminuer la pulvérisation du fluide et de réduire le brouillard d'huile formé dans et aux alentours de la rectifieuse. En contre-partie, le fluide exerce un couple résistant important et l'entraînement en rotation de la meule nécessite une puissance encore plus élevée d'où un inéluctable redimensionnement de l'électrobroche.

Conclusion générale

La rectification grande vitesse par contournage (RGVC) est un procédé récent qui permet de produire des pièces comme aucun autre procédé ne le permettait jusqu'alors. Que ce soit par des débits matières très élevés, des temps de cycle courts, une grande flexibilité ou encore une très grande qualité des pièces réalisées, cette technique est en train de trouver sa place dans de nombreuses gammes de fabrication. Elle provient de l'évolution des composants machine et des outils mais aussi des expériences acquises quant à l'utilisation des superabrasifs en rectification hautes performances. Elle allie à la fois les avantages du tournage en terme de stratégies d'usinage et les avantages de la rectification en terme de précision et de qualité.

Pour présenter la problématique de cette technique, nous avons dans un premier temps décrit les particularités de l'usinage par abrasion : procédé de coupe à très faible rendement où à peine 10 % des grains au contact de la pièce réussissent à former des copeaux. Les frottements, déformations élastiques et plastiques sans enlèvement de matière effectués par les 90 % restant sont à l'origine d'une importante quantité d'énergie thermique qui se répartie entre la meule, les copeaux, le fluide de coupe et en majeure partie, la pièce. La rectification est un procédé sensible dont la fenêtre des conditions de travail viables est étroite. La réussite d'une opération est un compromis entre le choix de la meule, sa mise en œuvre et les conditions environnementales. La maîtrise des sollicitations thermiques et mécaniques subies par la pièce passe en l'occurrence par l'utilisation d'un système d'arrosage adapté qui a été étudié aux chapitres III et IV.

Dans un second temps, nous avons décrit l'intérêt de la grande vitesse couplée avec l'utilisation de superabrasifs : diminution de l'épaisseur des copeaux permettant la réduction des efforts de coupe supportés par chaque grain, avec des abrasifs de haute dureté et de grande conductibilité thermique. Néanmoins, une surface de contact importante entre la meule et la pièce comme c'est le cas en rectification passe profonde hautes performances ou en rectification grande vitesse par plongée, nécessite des puissances de coupe importantes et des déformations et altérations de pièces sont à craindre. En contournage, le contact meule pièce ne s'effectue que selon l'arête d'attaque de la meule. Les efforts appliqués à la pièce comme la quantité d'énergie qui lui est transmise sont limités. De plus, l'utilisation d'une meule étroite permet de réaliser différentes formes par suivi de profil. Un entraînement des pièces simplifié, par adhérence dans les trous de centre, offre à ce procédé une très grande flexibilité. Cependant, l'usure de meule est concentrée sur son arête d'attaque : nous avons réalisé une étude des modes d'usure d'une meule de contournage et nous avons comparé la durée de vie,

le coût, le volume de matière usiné et les cadences en RGVC par rapport à ceux produits en rectification conventionnelle et en tournage dur. Pour chacun de ces critères, la RGVC est intéressante, mais l'étude est partielle puisque ne concernant que les coûts liés à l'outil. Une étude économique globale est maintenant à mener avec la prise en compte de : l'investissement initial, l'arrosage, la main d'œuvre et son niveau de qualification, le traitement des déchets.

Dans un troisième temps, nous avons étudié l'effet des facteurs agissant sur la maîtrise des sollicitations thermiques et mécaniques subies par la pièce. Nous nous sommes attachés à identifier ces conditions favorables en situation réelle, c'est à dire sur une machine de production. L'entreprise SMAE, constructeur de boîtes de vitesse pour l'automobile, rectifie en grande vitesse des pignons de synchronisation. Un groupe de travail constitué des fabricants de la meule, de la machine et du fluide de coupe, de l'utilisateur et d'universitaires a permis d'extraire selon l'expérience de chacun, les facteurs de l'arrosage estimés influents sur la qualité des pièces. Une étude par la méthode des plans d'expérience conduite sur plusieurs milliers de pièces, en cours de production, a mis en évidence le taux de particules contenues dans le fluide, la vitesse tangentielle de la meule et la pression décrassage.

Il s'avère que ces trois facteurs agissent sur le maintien de la topographie de meule. C'est pourquoi, dans un quatrième temps, nous avons mené une nouvelle campagne d'essai, en laboratoire, afin d'identifier les conditions d'un décrassage efficace. Pour un nettoyage par jet, il est ressorti l'effet de la distance entre la meule et la pièce, de la durée d'exposition et du débit de fluide sur le bandeau de la meule. En contre-partie, l'effet du taux de particules n'a toujours pas pu être expliqué et des travaux complémentaires seront à effectuer. Notamment, l'effet de la taille et la géométrie des particules projetées par le jet sur la meule tant au niveau du décrassage, qu'au niveau de l'apport de fluide à l'interface meule-pièce seront à étudier. Egalement, des solutions de décrassage sans jet haute pression, exploitant les turbulences que génère la rotation de la meule dans un fluide pour décrasser feront également l'objet de prochains travaux.

Les technologies pour la rectification grande vitesse continuent d'évoluer et les thèmes de recherche restant non traités sont encore très nombreux :

- Modélisation globale de la chaîne cinématique d'une rectifieuse. Etude du comportement dynamique en usinage,

- Etude des sécurités intégrées. Intégration des nouveaux matériaux et protections dédiées,
- Développement de meules pour la très grande vitesse (tenue des bandeaux vitrifiés sous force centrifuge élevée, diminution de l'inertie par l'emploi d'un corps composite),
- Amélioration de la qualité des pièces et diminution de l'usure des meules par le traitement des vibrations apparaissant en rectification des pièces élancées,
- Approche systématique de la rectification et conséquence sur l'environnement socioprofessionnel et écologique,
- Intégration à part entière de la RGVC dans les gammes d'usinage et adaptation des stratégies d'usinage,
- Positionnement du procédé de rectification par contournage parmi l'ensemble des procédés de rectification,
- Méthodologie de caractérisation et étude de capabilité des machines de rectification grande vitesse.

Outre ces développements en cours et à venir, la rectification grande vitesse par contournage doit aussi se plier à de nouvelles tendances et réglementations comme la maîtrise des énergies, la production de déchets « propres », la diminution des nuisances.

La quantité de thèmes à traiter est importante et les laboratoires de recherche se penchant sur les procédés de fabrication et les techniques abrasives en particulier sont bien peu nombreux en France et au-delà. A tel point que les développements sont menés par les fabricants de matériels et les utilisateurs eux-même, devançant bien souvent les travaux des scientifiques. Aussi, ces travaux ont été réalisés en étroite collaboration avec des acteurs du monde industriel. Ils ont montré qu'il est possible de faire se réunir, se comprendre et travailler en synergie des fabricants, des ingénieurs de production, des constructeurs de matériel et des scientifiques. C'est avec des groupes de travail ainsi constitués que la recherche sur les procédés pourra progresser et s'enorgueillir à l'avenir d'une reconnaissance tant industrielle que scientifique.

Références bibliographiques

- [1] **M.E. Merchant**, Basic Mechanics of the metal Cutting Process, Journal of Appl. Mechanics, 15, p. A168, 1944.
- [2] **W. König**, Fertigungsverfahren Band 2 - Schleifen, Honen, Läppen. VDI-Verlag Düsseldorf, 1980.
- [3] **W.F. Hastings, P.L.B. Oxley**, Mechanics of chip formation for conditions appropriate to grinding, Proceedings of the 17TH Intern. Machine Tools Design and Research Conference, Birmingham, 20-24 sept. 1976.
- [4] **J.C. Tanguy**, Rectification – Connaissances de base et données pratiques, Centre Technique des Industries Mécaniques, ISBN 2-85400-048-X, 1985.
- [5] **M.C. Shaw**, A New Theory of Grinding, Mechanical & Chemical Engineering Transactions of the Institution of Engineers, Australia, Vol. MC8, N01, pp 73-78, May 1972.
- [6] **W. Lortz**, A model of the cutting mechanism in grinding, Wear Vol. 53, pages 115-128, 1979.
- [7] **B. Lamy**, Modes d'enlèvement de matière et de déformations de surface générées lors du choc abrasif d'une aspérité tronconique émoussée sur un plan, Revue Mécanique Matériaux Electricité, n°373, pages 27-32, 1981.
- [8] **E. Verlemann**, Prozeßgestaltung beim Hochgeschwindigkeitsaußenrundsleifen von Ingenieurkeramik, Dissertation TH Aachen, 1994
- [9] **T.C. Buttery, M.S. Hamed**, Some factors affecting the efficiency of individual grits in simulated grinding experiments, Wear, Vol. 44, Nr. 2, 1977
- [10] **K. Martin**, Der Abtragsvorgang beim Schleifen. Lehrgangshandbuch "Herstellung hoher Oberflächengüte". VDI-Bildungswerk Düsseldorf, 1983.
- [11] **K. Martin, K. Yegenoglu**, HSG-Technologie – Handbuch zur praktischen Anwendung, Hrsg. : Guehring Automation GmbH, Tetten a.k.M.-Frohnstetten, 1992.
- [12] **M. Ouadou**, Contribution de la sclérométrie et de la topométrie des surfaces à l'optimisation de la rectification, Thèse de l'Ecole Centrale de Lyon, 1991.
- [13] **M.C. Shaw**, Principle of abrasive processing, Clarendon Press - Oxford, ISBN 0-19-859021-0, 1996.
- [14] **J. Peters, R. Snoeys et A. Decneut**, L'épaisseur de coupe équivalente, paramètre déterminant en rectification, CRIF, Conférence GAMI-Lyon, 6 décembre 1974.

- [15] **L.N. Filippov**, Determination of the cutting force during high-speed grinding, Russian Engineering Journal, Vestnik Mashinostroeniya, Vol. 57, Issue 2, 1977.
- [16] **G. Werner**, Kinematik und Mechanik des Schleifprozesses, doctoral thesis RWTH Aachen, 1972.
- [17] **F. Klocke, E. Brinksmeier, C. Evans, T. Howes, I. Inasaki, E. Minke, H.K. Tönshoff, J.A. Webster, D. Stuff**, High-Speed Grinding – Fundamentals and State of the Art in Europe, Japan, and the USA, Annals of the CIRP, Vol. 46/2/1997, 1997.
- [18] **P.L. Tso, S.H. Wu**, Analysis of grinding quantities through chip sizes, Journal of Materials Processing Technology 95, 1999.
- [19] **J. Verkerk**, The real contact length in cylindrical plunge grinding, Annals of the CIRP, Vol. 24/1/1975, 1975.
- [20] **Z.X. Zhou, A. Van Lutterwelt**, The Real Contact Length between Grinding Wheel and Workpiece – A new Concept and a New Measuring Method, Annals of the CIRP, Vol. 41/1/1992, 1992.
- [21] **D.P. Saini**, Elastic Deflections in Grinding, Annals of the CIRP, Vol. 29/1/1980, 1980.
- [22] **D.P. Saini**, A New Model of Local Elastic Deflections in Grinding, Transactions of the ASME, Vol. 106, January 1984.
- [23] **K. Stefens, W. König**, Closed loop simulation of grinding, Annals of the CIRP, Vol. 32/1/1983, 1983.
- [24] **W.B. Rowe**, Thermal analysis of high efficiency deep grinding, International Journal of Machine Tools & Manufacture 41, 2000.
- [25] **A. Decneut**, Amélioration de la productivité et de la qualité en rectification, Publication du Centre de recherches scientifiques et techniques de l'industrie des fabrications métalliques, Bruxelles, 1975.
- [26] **S. Malkin et R.B. Anderson**, Thermal aspect of grinding Part 1 – Energy partition, Transactions of the ASME, n°4, 1974.
- [27] **R. Snoyes, K.U. Leuvin, M. Marris, N.F. Wo, J. Peters**, thermally induced damage in grinding, Annals of the CIRP, Vol. 27/2/1978, 1978.
- [28] **J.Y. Catherin**, Que devient l'usinage à grande vitesse ?, Techniques & Equipements de Production, n° 9, mai 1990.
- [29] **C. Guo**, Energy Partition and Cooling During Grinding, 3rd International Machining & Grinding Conference, Cincinnati, Ohio, USA, October 1999.
- [30] **N.K. Kim, C. Guo, S. Malkin**, Heat Flux Distribution and Energy Partition in Creep-Feed Grinding, Annals of the CIRP, Vol. 46/1/1997, 1997.

- [31] **W.B. Rowe, S.C.E. Black, B. Mills**, Temperature Control in CBN Grinding, International journal of Advanced Manufacturing Technologies, 12, 1996.
- [32] **W.B. Rowe, S.C.E. Black, B. Mills, H.S. Qi, N. Morgan**, Experimental Investigation of heat Transfer in Grinding, Annals of the CIRP, Vol. 44/1/1995, 1995.
- [33] **T. Obikawa, H. Takahara, T. Shirakashi**, Energy Flowing Rate into Workpiece in Surface Grinding Based on 3-Dimensional Temperature analysis (1st Report), International Journal of JSPE, Vol. 30, N° 1, 1996.
- [34] **X. Chen, W.B. Rowe, D.F. McCormack**, Analysis of the transitional temperature for tensile residual stress in grinding, Journal of Materials Processing Technology 107, 2000.
- [35] **L. Zhang, M. Mahdi**, Applied Mechanics in grinding - IV. The mechanism of grinding induced phase transformation, International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 35, N° 10, 1995.
- [36] **M. Mahdi, L. Zhang**, Applied Mechanics in grinding - V. Thermal residual stresses, International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 37, N° 10, 1995.
- [37] **M. Mahdi, L. Zhang**, Applied Mechanics in grinding - VI. Residual stresses and surface hardening by coupled thermo-plasticity and phase transformation, International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 38, 1998.
- [38] **C. Vatoz**, Rectification à hautes performances au CBN des vilebrequins et des arbres à cames, Journées d'informations du CETIM, 3 décembre 1996.
- [39] **S. Okada**, Rectification par la meule borazon à liant céramique, Annals of the CIRP, Vol. 25/1/1976, 1976.
- [40] **J.C. Crappart**, La rectification au CBN, Document technique, Journée d'information CETIM, mars 1993.
- [41] **E.R. Fielding et T.J. Vickerstaff**, The prediction of grinding forces in cylindrical plunge grinding, International Journal of Production Research, Vol. 24, Nr 1, 1986.
- [42] **R. Holz, J. Sauren**, La rectification avec le diamant et le nitrure de bore cubique, Documentation technique, Ernst Winter & Sohn (GmbH & Co), mars 1992.
- [43] **E. Minke**, The influence of high grinding speeds on achievable removal rate and surface integrity, 1st French and German Conference on High Speed Machining, June 1997.
- [44] **E. Minke**, Improving the Metal Removal Rate of Conventional Wheels in High-Speed Grinding Processes, Abrasives Magazine, April/May 1996.

- [45] **M. Puech**, Usinage TGV (à très grande vitesse) : une impulsion salubre, Machines Production, février 1992.
- [46] **H. Friedrich Draut**, Hochgeschwindigkeitsschleifen – Arbeitsergebnis und Wirtschaftlichkeit, Maschinenmarkt, Würzburg, Jg 76, Nr 19, 1970.
- [47] **B. Bourgoïn**, L'efficacité de l'arrosage pour l'utilisation à grande vitesse des meules Diamant et Nitrure de Bore, en particulier pour l'usinage des matériaux de grandes duretés projetés par métallisation, Journée d'études CETIM, 6 juin 1975.
- [48] **W. König, F. Klocke, D. Stuff**, High-Speed Grinding with CBN Grinding Wheels – Boundary Conditions, Applications and Prospects of a Future-oriented Technology, 1st French and German Conference on High Speed Machining, 1997.
- [49] **A. Decneut, R. Snoeys**, Doublement de la productivité de la rectification en plongée par augmentation de la vitesse de meule, Publication du Centre de recherches scientifiques et techniques de l'industrie des fabrications métalliques, Bruxelles, 1970.
- [50] **C. Treffert**, Hochgeschwindigkeitsschleifen mit galvanisch gebundenen CBN-Schleifscheiben, doctoral thesis, RWTH Aachen, 1994.
- [51] **N. Ukai**, Super high speed grinding with vitrified CBN wheels, 5th International Grinding, Cincinnati, USA, October 1993.
- [52] **H.R. Meyer, F. Klocke, J. Sauren, U. Mertens**, Grenzen beim Hochgeschwindigkeitsschleifen mit CBN, Conférence Braunschweig, septembre 1990.
- [53] **D. Molle**, Les évolutions des machines nécessaires pour la rectification à grande vitesse – RDC Gendron, Journées d'informations du CETIM, 3 décembre 1996.
- [54] **K. Yegenoglu**, HSG Technology – High Performance Grinding Machines for Serial Production, 5th International Grinding, Cincinnati, USA, October 1993.
- [55] **W. Koëinig, F. Ferlemann**, Eine neue Dimension für das Hochgeschwindigkeitsschleifen, IDR, 2-1991.
- [56] **T. Tawakoli**, High Efficiency Deep Grinding, VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf, Germany, 1993.
- [57] **M. Couret**, 260 m/s, la plus grande vitesse de coupe en production connue au monde pour rectifier en plongée – Ford Bordeaux, Journées d'informations du CETIM, 3 décembre 1996.
- [58] **A. Carius**, PCBN Turns the Hard Stuff, Cutting Tool Engineering Magazine, volume 47, numéro 4, 1995.

- [59] **M. Chambe**, Eléments de recherche quant aux applications de l'usinage à grande vitesse et de précision dans le processus de fabrication, Thèse de l'Ecole Centrale de Lyon, 2000.
- [60] **W. König, B. Schröder, C. Treffert**, High Speed Grinding of any contour using CBN Grinding Wheels, 5th International Grinding, Cincinnati, USA, October 1993.
- [61] **C.B. Zhu, P.S. Midha, G.J. Trmal**, Monitoring and evaluation of process parameters in a plunge grinding operation, International Journal Prod. Res., volume 34, numéro 2, 543-553, 1996.
- [62] **J. Peters, R. Aereens**, Evaluation of some factors influencing tool life in plunge grinding, Annals of the CIRP, volume 25, 1977.
- [63] **J.C. Ramos, J. Vinolas, F.J. Nieto**, A simplified methodology to determine the cutting stiffness and contact stiffness in the plunge grinding process, International Journal of Machine Tools Manufacture 41, 33-49, 2001.
- [64] **A. Carius**, PCBN turns the hard stuff, Cutting Tool Engineering Magazine, volume 47, numéro 4, juin 1995.
- [65] **J. Shiraishi, F. Fukaya, Y. Ogata, T. Nakai**, Hard turning with Sumiboron® BNX10, 1^{ère} Conférence Franco-Allemande sur l'usinage à grande vitesse, juin 1997.
- [66] **G. Poulachon, A. Moisan, I.S. Jawahir**, Tool-wear mechanisms in hard turning with polycrystalline cubic boron nitride tools, Wear 250, 576-586, 2001.
- [67] **H.K. Tönshoff, H.G. Wobker, G. Brunner, F. Kroos**, Möglichkeiten und Grenzen des Trockenschleifens gehärteter Stähle, Carl Hanser Verlag, HTM, 50, 1995.
- [68] **H. Fu, M.A. Matthews, L.S. Warner**, Recycling steel from grinding swarf, Waste Management 18, 321-329, 1998.
- [69] **J. Burke**, Grinding clean and legal, American Machinist, 1994.
- [70] **E. Minke**, Contribution to the Role of Coolants on Grinding Process and Work Results, 3rd International Machining & Grinding Conference, Cincinnati, Ohio, USA, October 1999.
- [71] **S. Paul et A.B. Chattopadhyay**, Effects of cryogenic cooling by liquid nitrogen jet on forces, temperature and surface residual stresses in grinding steels, Cryogenics, Vol. 35, N° 8, 1995.
- [72] **S. Paul et A.B. Chattopadhyay**, Determination and control of grinding zone temperature under cryogenic cooling, International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 36, N° 4, 1996.

- [73] **M. Pech**, La cryogénie comme fluide de coupe, un nouveau concept, Machine Production, septembre 1998.
- [74] **O. Sinot**, Rectification grande vitesse – Dossier technique « Vu pour vous à l'EMO de Hanovre », Centre Technique des Industries Mécaniques, 1997.
- [75] **M. Yamanaka, T. Oi, M. Sakai, D. Mukai**, Development of Grinding Fluid for CBN Grinding Wheels – Part I : Establishment of the Block-on-Ring Grinding Method for Simple Evaluation of the Grinding Performance of Grinding Fluids, Paper at the STLE/ASME Tribology Conference in Kissimmee, Florida, USA, October 1995.
- [76] **R. Comolet**, Mécanique expérimentale des fluides – Tome II, Masson, ISBN 2-285-84535-2, 2000.
- [77] **Z.C. Liu, S. Abe, M. Noda**, The influence of Grinding Oil Viscosity on Grinding Heat and Burn Damage in Creep-Feed Grinding, Journal of Tribologists and Lubrication Engineers, Vol. 51, 8, 1994.
- [78] **M. Yokogawa, K. Yokogawa**, Improving Grinding Performance of CBN Wheels by Dual-fluid Supply Method, International Journal of JSPE, Vol. 27, N° 1, 1993
- [79] **P. Hryniewicz, A.Z. Szeri, S. Jahanmir**, Coolant flow in surface grinding with non-porous wheels, International Journal of Mechanical Sciences 42, 2000.
- [80] **C. Guo, S. Malkin**, Analysis of Fluid Flow Through the Grinding Zone, Journal of Engineering for Industry, Vol. 114, February 1992.
- [81] **J.A. Webster, C. Cui, R.B. Mindek**, Grinding Fluid Application System Design, Annals of the CIRP, Vol. 44/1/1995, 1995.
- [82] **J. Campbell**, Modelling and Analysis of Fluid Dynamics in the Grinding Zone, 3rd International Machining & Grinding Conference, Cincinnati, Ohio, USA, October 1999.
- [83] **F. Engineer, C. Guo, S. Malkin**, Experimental Measurement of Fluid Flow Through the Grinding Zone, Journal of Engineering for Industry, Vol. 114, February 1992.
- [84] **J. Shibata, T. Goto, M. Yamamoto**, Characteristics of air Flow Around a Grinding Wheel and Their Availability for Assessing the Wheel Wear, Annals of the CIRP, Vol. 31/1/1992, 1992.
- [85] **C.C. Chang**, An application of lubrication theory to predict useful flow-rate of coolants on grinding porous media, Tribology International, Vol. 30, N° 8, 1997.
- [86] **CC. Chang, S.H. Wang, A.Z. Szeri**, On the Mechanism of Fluid Transport Across the Grinding Zone, Transactions of the ASME, Vol. 118, August 1996.

- [87] **C. Cui, J.A. Webster**, Experimental Investigation of Coolant jet Design for Creep Feed Grinding of Gas Turbine Airfoils, Proceedings of the 5th International Gas Turbine Institute of the ASME, Portland, OR, October 25-27 1994.
- [88] **C. Heinzl**, Methoden zur Untersuchung und Optiemiierung der Külschimierung beim Schleifen, doctoral thesis, Forschungsberichte aus der Stiftung Institut für Werkstofftechnik, Bremen, 1999.
- [89] **S. Ebbrell, N.H. Woolley, Y.D. Tridimas, D.R. Allanson, W.B. Rowe**, The effect of cutting fluid application methods on the grinding process, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 40, 2000.
- [90] **W. König, H. Lauer-Schmaltz**, Loading of the Grinding Wheel Phenomenon and Measurement, Annals of the CIRP, Vol. 27/1/1978, 1978.
- [91] **H. Lauer-Schmaltz, W. König**, Phenomenon of Wheel Loading Mechanisms in Grinding, Annals of the CIRP, Vol. 29/1/1980, 1980.
- [92] **L.V. Khudobin**, Cutting fluid and its effect on grinding-wheel clogging, Machines & Tooling, Vol. 40, N° 9, 1969.
- [93] **A. Devillez, O. Sinot, P. Chevrier, D. Dudzinski**, High speed grinding: an industrial study of lubrication parameters, 3^{ème} Conférence Internationale sur la coupe des métaux, juin 2001.
- [94] **M. Pillet**, Les plans d'expériences par la méthode Taguchi, Les éditions d'organisation, ISBN 2-7081-2031-X, 1997.
- [95] **T. Matoussi**, Contribution à la modélisation de durée de vie et l'optimisation de la géométrie du foret hélicoïdal en acier rapide 6-5-2 par plan d'expériences et méthode Taguchi, Thèse de l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tunis, 2000.
- [96] **D. Benoist, Y. Tourbier, S. Germain-Tourbier**, Plans d'expériences : construction et analyse, Lavoisier Editions, ISBN 2-85206-988-1, 1994.
- [97] **A.W. Momber, R. Kovacevic**, Principles of Abrasive Water Jet Machining, Springer, ISBN 3-540-76239-6, 1998.