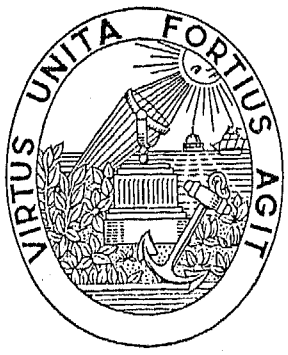
JOÃO PAULO DAVIM TAVARES DA SILVA

ESTUDO DA MAQUINABILIDADE DOS COMPÓSITOS DE MATRIZ DE ALUMÍNIO



FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE DO PORTO
1997

JOÃO PAULO DAVIM TAVARES DA SILVA

ESTUDO DA MAQUINABILIDADE DOS COMPÓSITOS DE MATRIZ DE ALUMÍNIO

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto para a obtenção do grau de Doutor em Engenharia Mecânica, na especialidade de Tecnologia Mecânica

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA E GESTÃO INDUSTRIAL
FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE DO PORTO
1997

Agradecimentos

Em primeiro lugar desejo apresentar os meus agradecimentos ao Prof. Doutor António Paulo Monteiro Baptista, supervisor deste trabalho e meu orientador científico ao longo destes últimos dez anos, pelo incentivo e gosto pela investigação que me transmitiu e, ainda, pela orientação e pelos meios materiais e humanos que me proporcionou para a realização do programa da presente dissertação.

Ao Prof. Doutor A. Augusto Fernandes, Professor Catedrático da FEUP e Presidente do IDMEC-Pólo FEUP, o meu reconhecimento pelos meios materiais imprescindíveis que proporcionou para a realização deste estudo e pela inserção do projecto que esteve na base desta investigação no Instituto a que preside.

Ao Doutor Carlos Sá pela colaboração e gosto pela investigação evidenciado nas diversas sessões de trabalho efectuadas no microscópio electrónico de varrimento instalado no CEMUP-Centro de Engenharia de Materiais da Universidade do Porto.

Estou muito grato ao Engº Rui Neto não só pelos ensinamentos e conselhos dados na área dos compósitos de matriz metálica mas também pelos trabalhos preparatórios de seccionamento do material no CETECOFF-Unidade de Fundição e Novas Tecnologias. Estou igualmente grato ao Director Geral desta Unidade, Prof. Doutor Barbedo de Magalhães, Professor Catedrático da FEUP.

A Monsieur J. F. Verpillot do INSA de Lyon, bolseiro do programa ERASMUS, e aos Eng.os Arnaldo Pinto e Miguel Lopes, bolseiros PEDIP, agradeço toda a colaboração prestada na execução do trabalho experimental na oficina ao logo das suas diversas fases.

Ao Engº Fernando Oliveira, Director das Oficinas Mecânicas e do LET-Laboratório de Ensaios Tecnológicos, pelas facilidades concedidas na utilização dos equipamentos. Uma palavra de apreço para os funcionários das oficinas pela prontidão e cuidado colocado na fabricação das inúmeras peças solicitadas ao longo do estudo.

Desejo também agradecer, em especial, ao Engº J. Gabriel colega da SAIC-Secção de Automação Instrumentação e Controle a ajuda prestada na fase inicial do trabalho.

A todos os meus colegas da SMPT-Secção de Materiais e Processos Tecnológicos desejo agradecer o incentivo e bom ambiente de trabalho que me dispensaram. Em particular, não quero deixar de expressar a minha gratidão ao meu colega de gabinete Engº Miguel Figueiredo pela ajuda e apoio constante prestado no dia à dia durante a realização

desta dissertação.

Ao Prof. Doutor José Grácio, Professor Associado da Universidade de Aveiro e Responsável pela Secção Autónoma de Engenharia Mecânica, pelas facilidades concedidas em termos de serviço docente de modo a permitir a finalização da redacção desta dissertação.

À Reitoria da Universidade do Porto pela dispensa de serviço que me proporcionou após quase nove anos de serviço docente ininterrupto, para a realização de parte deste estudo.

À JNICT-Junta Nacional de Investigação Científica e Tecnológica por ter aprovado e financiado o projecto PBIC/C/TPR/1171/92-Maquinabilidade de Compósitos de Matriz Metálica que esteve na base do programa de trabalhos previsto para esta dissertação.

Ao programa PRODEP II por me ter atribuído um estágio de seis meses para completar trabalho experimental indispensável para concluir os trabalhos.

Estou grato à Sandvik Portuguesa pelas facilidades concedidas na aquisição e selecção de grande parte das ferramentas de corte utilizadas no programa experimental e à AIP-Associação Industrial Portuense pela ajuda na pesquisa nas bases de dados.

Ao INETI-Departamento de Materiais pela produção de compósitos por via pulverometalúrgica para ensaio neste trabalho.

Ao DEMEGI-Departamento de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial, na pessoa do seu Presidente, Senhor Prof. Doutor Vasco Sá, Professor Catedrático da FEUP, agradeço pela aprovação para preparação deste estudo. A todos os colegas do Departamento pelo bom ambiente de trabalho que proporcionaram ao longo destes últimos anos quero exprimir o meu apreço.

À minha colega Engª Isabel pelo apoio prestado ao longo da realização deste trabalho.

À minha Mãe pelo incentivo e pela ajuda na revisão final do texto.

Finalmente, a minha gratidão vai, de um modo geral, para todas as pessoas que estiveram comigo e me auxiliaram e incentivaram na realização deste trabalho.

Estudo da maquinabilidade dos compósitos de matriz de alumínio

por

João Paulo Davim Tavares da Silva

Dissertação submetida para satisfação dos requisitos do grau de Doutor em Engenharia Mecânica, especialidade de Tecnologia Mecânica, pela FEUP e realizada sob a supervisão do
Prof. Doutor António Paulo Monteiro Baptista

Resumo

A presente dissertação tem como objectivo fundamental o estudo experimental da maquinabilidade dos compósitos de matriz de alumínio.

Na prossecução deste objectivo foram adquiridos meios experimentais e efectuados desenvolvimentos para aquisição expedita dos valores das forças de corte, medição do desgaste das ferramentas e medição do acabamento superficial, obtido nos provetes do compósito. Desenvolveram-se vários programas de aquisição de dados, específicos para ensaios de maquinagem que permitem a obtenção directa e contínua com visualização gráfica da evolução das forças de corte, quer em torneamento quer em furação.

O programa de ensaios envolveu o teste de, aproximadamente, meia centena de brocas e sessenta pastilhas de corte (cerca de 150 pontas) criteriosamente seleccionadas. Ensaiaram-se, quer ferramentas de carbonetos sinterizados das classes K10/20 com e sem revestimento de TiN, quer ferramentas com insertos de diamante policristalino ou com revestimento de diamante produzido por via química. Os compósitos de matriz de alumínio ensaiados foram, no que respeita à matriz e reforço, dos seguintes tipos: AA356/SiC/17p ou 20p; AA6061/SiC/20p; AA383/Al2O3/20f.

Os resultados obtidos, sobretudo na maquinagem dos compósitos AA356/SiC/17p ou 20p, permitiram: identificar o tipo e mecanismo de desgaste preponderante nas ferramentas; obter curvas de vida segundo o modelo de Taylor, analisar a evolução das componentes das forças de corte ao longo do tempo de maquinagem; codificar o tipo e forma da apara obtida; determinar débitos das ferramentas; efectuar a modelização em corte ortogonal, calcular o índice de maquinabilidade; correlacionar o desgaste na face de saída com a força de avanço; aplicar e exemplificar a técnica da análise em frequência ao sinal da força de avanço como método indirecto de avaliação do estado da ferramenta.

Foi feita uma comparação da maquinabilidade dos diversos tipo de compósitos ensaiados. Concluiu-se que para a maquinagem dos compósitos reforçados com partículas de SiC, era indispensável utilizarem-se ferramentas com insertos de diamante policristalino para se poderem obter peças mecânicas com qualidade superficial. Identificou-se como desgaste preponderante, por determinar a vida da ferramenta, o que se desenvolve na face de saída.

Palavras Chave: "Maquinabilidade", "forças de corte", "desgaste de ferramentas", "vida das ferramentas", "aparas", "acabamento superficial", "diamante policristalino", "compósitos de matriz de alumínio".

Study of the machinability of aluminium matrix composites

by

João Paulo Davim Tavares da Silva

Dissertation submitted for satisfaction of requirements for Ph.D. degree in Mechanical Engineering, specialtiy of Mechanical Technology, of the FEUP, under the supervision of
Professor António Paulo Monteiro Baptista

Abstract

The main goal of this dissertation was an experimental investigation of the machinability of aluminiun matrix (metal matrix) composites.

To achieve this objective experimental equipment was acquired and developed to allow fast and accurate measurements of the cutting forces, cutting tool wear and surface finish. Many computer programs were developed, specifically for the machining tests, to allow a direct and continuous visualisation of the cutting forces encountered both in drilling and in turning operations.

For the test program approximately fifty drills and sixty inserts of cutting were criteriously selected. Cutting tools of the cemented carbides (K10/20) with and without TiN coatings and cutting tools with PCD (polycrystaline diamond) or CVDD (chemical vapour deposition diamond) coatings were tested. The following types of aluminium matrix composites were tested: AA356/SiC/17p or 20p, AA6061/SiC/20p and AA383/Al2O3/20f.

The results obtained, particularity for the AA356/SiC/17p or 20p composites, have allowed the main type and mechanism of cutting tools wear to be identified, the tool life to be predicted through Taylor's model and the components of cutting forces to be analysed during machining. In additional it has been possible to classify the type and shape of the chip produced, to determine the cutting tool rate, model in orthogonal cutting, calculate the machinability index, correlate the flank wear with the feed force, and utilise the technique of frequency analysis to the feed force signal as an indirect method of evaluation of the state of the cutting tool.

A comparison of the machinability of the different types of composites tested was made. It has been concluded that for machining SiC reinforced composites it is necessary to use cutting tools with PCD inserts to produced a good surface finish. The main wear was identified to be the flank wear as it determines the tool life.

Keywords: "Machinability", "cutting forces", "tool wear", "tool life", "chips", "surface finish", "polycrystalline diamond (PCD)", "aluminium matrix composites".

Etudie de l'usinabilité des composites à matrice d'aluminium

par

João Paulo Davim Tavares da Silva

Resumé

Rapport de thése submit pour la satisfation de requis du degrée de docteur en Ingenerie Mécanique, specialité de Technologie Mécanique, par FEUP et realisé sous la supervision du
Professeur António Paulo Monteiro Baptista

L'objective de cette dissertation c'est l'étude experimentale de l'usinabilité des composites à matrice d'aluminium.

Pour atteindre cet objective des moyens experimentales ont été acquis et développés pour l'acquisition rapide et precise des valeurs des éfforts de coupe, pour la mesure d'usure et pour mesure de l'état de surface obtenu dans les éprouvettes en composite. On a developpé des programmes d'acquisition de donnés specifiques pour les essais d'usinage qui permettent l'obtention directe et continuée avec visualization graphique de l'évolution des éfforts de coupe en tournage et en perçage.

Le programme d'essais a inclu le test, d'environs cinquante forêts et soixante pastilles critterieusement selectionées. On a testé des outils en carbures des classes K10/20 avec et sans revêtement de TiN et des outils avec inserts de PCD ou revêtus de diamant. Les composites à matrice d'aluminium testés etaint, en ce qui concerne la matrice et le renfort, des types suivants: AA356/SiC/17p ou 20p; AA6061/SiC/20p; AA383/Al2O3/20f.

Les résultats obtenus, surtout lors de l'usinage des composites AA356/SiC/17p ou 20p, ont permis: d'identifier le type et le mécanisme de l'usure prédominant dans les outis; d'obtenir des curves de durée de vie avec le modéle de Taylor; d'analyser l'évolution des composantes des éfforts de coupe pendant le temps d'usinage; de codifier le type et la forme des coupeaux obtenus; de determiner le débit des outils; d'efectuer la modelization en coupe orthogonal; de calculer l'índice d'usinabilité; de corrélationer la largeur de la zone d'usure en dépouille avec l'éffort d'avance; d'apliquer et exemplifier la technique d'analyse dans le domaine des frequences au signal de l'éffort d'avance comme méthode indirect d'évaluation de l'état de l'outil.

On a fait une comparaison de l'usinabilité des differents types de composites testés. On a conclu que pour l'usinage des composites renforcés avec SiC, il était indispensable d'utilizer des outils avec des inserts de PCD pour l'obtention de pièces mécaniques avec sufisante qualité superficiel. On a identifié comme usure predominant celle qui se dévellope dans la face de dépouille principale parce qu'elle determine la durée de vie de l'outil.

Mots clef: "usinabilité", éfforts de coupe", "l'usure des outils", "durée de vie", "copeaux", "l'état de surface", "diamant polycristalline", "composites à matrice d'aluminium".

Índice

Agradecimentos. **i**
Resumo. **iii**
Abstract. **v**
Resumé. **vii**
Índice. **ix**
Nomenclatura. **xiii**
Índice de figuras. **xvii**
Índice de tabelas. **xxxi**

1. Introdução. **3**

1.1 Considerações gerais. 3
1.2 Objecto e organização da presente dissertação. 5

2. Introdução aos compósitos de matriz de alumínio. **13**

2.1 Generalidades. 13
2.2 Matrizes e reforços. 16
2.2.1 Matrizes metálicas. 16
2.2.2 Reforços. 18
2.2.2.1 Fibras contínuas. 18
2.2.2.2 Whiskers e fibras curtas. 20
2.2.2.3 Partículas. 21
2.3 Interfaces nos compósitos de matriz de alumínio. 22
2.4 Processos de fabrico/microestruturas obtidas. 24
2.4.1 Infiltração de preformas. 25
2.4.2 Processamento no estado semi-sólido. 27
2.4.3 Pulverometalurgia. 30
2.5 Síntese. 32

3. Fundamentos do corte por arranque de apara. Maquinabilidade. **37**

3.1 Generalidades. Perspectiva histórica. 37
3.2 Formação da apara. 39
3.2.1 Corte ortogonal. 40
3.2.1.1 Análise vectorial das forças. 41

3.2.1.2 Tensões no plano de corte. 43
3.2.1.3 Ângulo de corte. 44
3.2.1.4 Deformação angular (distorção). 46
3.2.1.5 Relações cinemáticas. 47
3.2.1.6 Velocidade de deformação. 48
3.2.2 Corte tridimensional. 49
3.2.3 Tipos e forma de apara. 50
3.2.4 Apara aderente ou aresta postiça de corte (APC). 53
3.2.5 Balanço energético. 55
3.3 Materiais para ferramentas de corte. 57
3.3.1 Aços rápidos. 60
3.3.2 Carbonetos sinterizados (metal duro). 61
3.3.3 Cerâmicos. 64
3.3.3.1 Cerâmicos à base de alumina. 65
3.3.3.2 Cerâmicos à base de nitreto de silício. 66
3.3.3.3 Cerâmicos reforçados com fibras. 67
3.3.4 Ultra duros. 67
3.3.4.1 Nitreto de boro cúbico (CBN). 68
3.3.4.2 Diamante policristalino (PCD). 69
3.4 Desgaste e vida das ferramentas de corte. 70
3.4.1 Tipos de avarias e desgastes. 70
3.4.2 Mecanismos de desgaste. 74
3.4.2.1 Adesão. 75
3.4.2.2 Difusão. 75
3.4.2.3 Abrasão 76
3.4.2.4 Oxidação. 77
3.4.3 Curva de vida. Lei de Taylor. 77
3.5 Maquinabilidade. 80
3.6 Síntese. 82

4. Maquinabilidade de compósitos de matriz de alumínio. Pesquisa bibliográfica. Estado da arte. 87

4.1 Introdução. 87
4.2 Pesquisa bibliográfica. Estado da arte. 90
4.3 Influência do material das ferramentas. 104
4.4 Influência do material a maquinar. 105
4.5 Influência do fluído de corte. 106
4.6 Síntese e algumas conclusões da revisão bibliográfica. 107

5. Desenvolvimentos e meios experimentais. Laboratório de ensaios de maquinagem. 111

5.1 Introdução. 111
5.2 Máquinas-ferramenta utilizadas. 113
5.3 Medição das forças de corte. 115
5.3.1 Dinamómetros extensométricos. 117
5.3.1.1 Dinamómetro para torneamento. 118
5.3.1.2 Dinamómetro para furação. 121

5.3.1.3 Algumas considerações. 125
5.3.2 Dinamómetros piezoeléctricos. 125
5.3.2.1 Dinamómetro para torneamento. 126
5.3.2.2 Dinamómetro para furação. 130
5.3.2.3 Características dos dinamómetros piezoeléctricos. 132
5.3.2.4 Sistema de amplificação do sinal. 134
5.3.3 Aquisição e tratamento de dados. 134
5.3.3.1 Placa de aquisição de dados AT-MIO-16. 135
5.3.3.2 Programa de instrumentação virtual. 136
5.3.3.2.1 Programas (módulos) desenvolvidos. 137
5.3.3.2.2 Interligação dos programas desenvolvidos. Esquema de utilização. 144
5.4 Medição e observação dos desgastes. 145
5.5 Medição do acabamento superficial. 149
5.6 Síntese. 152

6. Programa experimental. **155**

6.1 Introdução. 155
6.2 Compósitos de matriz de alumínio. 155
6.3 Ferramentas de corte. 159
6.3.1 Ferramentas de corte diamantadas. 160
6.4 Preparação dos provetes para os ensaios de maquinabilidade. 164
6.5 Condições operativas. 166
6.6 Síntese e algumas justificações do programa de ensaios. 170

7. Resultados obtidos e sua discussão. **175**

7.1 Introdução. 175
7.2 Desgaste das ferramentas de corte. 177
7.2.1 Tipos de desgaste. 177
7.2.2 Mecanismos de desgaste. 183
7.2.3 Critérios de vida das ferramentas. 197
7.2.3.1 Curvas de desgaste. 197
7.2.3.2 Curvas de vida. 204
7.2.3.3 Percurso de corte. 208
7.3 Força e potência de corte. 212
7.3.1 Forças de corte. 212
7.3.2 Pressão específica de corte. 225
7.3.3 Potência de corte. 228
7.4 Tipos e forma da apara obtida. 232
7.4.1 Generalidades. Codificação de apara. 232
7.4.2 Análise da textura da apara obtida. 237
7.5 Acabamento superficial. 245
7.5.1 Generalidades. 245
7.5.2 Furação. 246
7.5.3 Torneamento. 251
7.6 Débito (volume de material removido). 259
7.7 Modelização experimental em corte ortogonal. 264

7.8 Desgaste das ferramentas de corte e sua relação com as forças de corte. 273
7.8.1 Análise em frequência. 275
7.9 Uma comparação da maquinabilidade dos diversos tipos de compósitos de matriz de alumínio ensaiados. 278
7.9.1 Furação. 280
7.9.2 Torneamento. 286

8. Discussão global dos resultados obtidos. **297**

9 Síntese, conclusões e futuros trabalhos de investigação. **307**

9.1 Síntese dos trabalhos desenvolvidos. 307
9.2 Conclusões gerais. 308
9.3 Perspectivas para futuro trabalho de investigação. 312

Referências bibliográficas. **317**

Anexo A - Programa CNC de furação. **329**

Anexo B - Ensaios de furação. **333**

Anexo C - Ensaios de torneamento. **345**

Anexo D - Estatítica descritiva. **355**

Anexo E - Exemplos de gráficos de forças de corte. **359**

Nomenclatura

Na redacção desta dissertação, sempre que possível, foram definidos os símbolos e as abreviaturas empregues. Contudo, para facilitar uma consulta à posteriori apresenta-se, de seguida, a maior parte dos símbolos e abreviaturas utilizadas e o seu significado.

Símbolos

a	avanço
d	diâmetro da broca
D	débito da ferramenta de corte
e	espessura de corte (da apara não deformada)
e'	espessura da apara obtida
$F\pi$	força no plano de corte
$F\gamma$	força tangencial à face de ataque
Fm	força de maquinagem
Fc	força de corte (principal)
Fp	força de penetramento (passiva)
Fa	força de avanço
f	frequência
h	viscosidade
K	permeabilidade específica
KB	largura da cratera
KT	profundidade máxima da cratera
KM	distância do eixo da cratera à aresta de corte
Ks	pressão específica de corte
l	largura da apara (não deformada)
l'	largura da apara (deformada)
Lc	percurso de corte
L	comprimento de infiltração

Mz	binário
N_γ	força normal à face de ataque
N_π	força normal ao plano de corte
p	penetramento
Pc	potência de corte
P	pressão
r	raio de bico (curvatura da ponta)
r'	inverso do grau de encalque
Ra	rugosidade média aritmética
Rta	rugosidade média aritmética teórica
Rt	amplitude máxima da rugosidade
Rtt	amplitude máxima da rugosidade teórica
Rz	profundidade média da rugosidade
Rc	grau de encalque
R	acção de ferramenta de corte sobre a peça
R'	acção da peça sobre a ferramenta de corte
S	área da secção da apara
S_π	área da secção do plano de corte
t	tempo
T	vida da ferramenta
Vc	velocidade de corte
Vs	velocidade de saída da apara
V_π	velocidade no plano de corte
VB	desgaste médio na face de saída
VBmáx.	desgaste máximo na face de saída
VN	desgaste no entalhe na face de saída
VC	desgaste no bico da ferramenta

Símbolos Gregos

α	ângulo de saída (folga)
ε	deformação
$\dot{\varepsilon}$	velocidade de deformação
$\bar{\varepsilon}$	deformação efectiva
χ	ângulo de posição da aresta de corte
χ_1	ângulo de posição da aresta secundária (lateral) de corte
δ	índice de maquinabilidade
ϕ	ângulo de corte

γ	ângulo de ataque
γ_n	ângulo de ataque normal
γ_e	ângulo de ataque efectivo
η'	ângulo de desvio da apara
λ	ângulo de inclinação da aresta de corte
μ	coeficiente de atrito
π	plano de corte
ρ	ângulo de atrito
σ	ângulo da ponta da broca
σ_π	tensão normal ao plano de corte
τ_π	tensão de corte no plano de corte
ψ	constante de tempo

Abreviaturas

AA	Aluminium Association
APC	Aresta Postiça de Corte
ASM	American Society for Metals
ACS	American Ceramics Society
AISI	American Iron and Steel Institute
CETECOFF	Unidade de Fundição e Novas Tecnologias (do INEGI)
CNC	Comando Numérico Computorizado
CBN	Cubic Boron Nitride
CMM	Compósitos de Matriz Metálica
CVDD	Chemical Vapour Deposition Diamond
CVD	Chemical Vapour Deposition
DIN	Deutsche Institute Norming
DEMEGI	Departamento de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial
DMA	Direct Memory Acess
ER	Electrões Rectrodifundidos
ES	Electrões Secundários
EPMA	Electric Probe Microanalysis
FEUP	Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto
FHT	Fast Hilbert Transform
FFT	Fast Fourier Transform
HSS	High Speed Steel
IDMEC	Instituto de Engenharia Mecânica
INEGI	Instituto de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial

ISO	International Organization for Standartization
JNICT	Junta Nacional de Investigação Científica e Tecnológica
LabVIEW	Laboratory Virtual Instrument Engineering Workbook
LET	Laboratório de Ensaios Tecnológicos (do DEMEGI)
MEV	Microscópio Electrónico de Varrimento
MO	Microscópio Óptico
MA	Movimento de Avanço
MC	Movimento de Corte
MEC	Movimento Efectivo de Corte
NTIS	National Technical Information Service
PC	Personal Computer
PCD	Polycristaline Diamond
PVD	Phisical Vapour Deposition
PRFV	Plásticos Reforçados a Fibras de Vidro
PS	Power Spectrum

Índice de figuras

Fig. 1.1	Microestrutura de dois compósitos de matriz de alumínio com diferente tipo de reforço. a) Fibras curtas de Al_2O_3. b) Partículas de SiC.	4
Fig. 2.1	Classificação dos CMM de acordo com o tipo de reforço [3].	15
Fig. 2.2	Princípio básico do "Squeeze casting infiltration" [13].	26
Fig. 2.3	Aspecto geral da microestrutura do compósito AA383/Al_2O_3/20f .	28
Fig. 2.4	Detalhe da microestrutura da zona não reforçada (matriz-AA383).	28
Fig. 2.5	Detalhe da microestrutura da zona reforçada (matriz+reforço)-AA383/Al_2O_3/20f.	28
Fig. 2.6	Aspecto geral da microestrutura do compósito AA356/SiC/20p.	29
Fig. 2.7	Detalhe da microestrutura da zona representada na Fig. 2.6 do compósito AA356/SiC/20p.	31
Fig. 2.8	Aspecto geral da microestrutura do compósito AA6061/SiC/20p.	33
Fig. 2.9	Detalhe da microestrutura do compósito AA6061/SiC/20p.	33
Fig. 3.1	Esquema do modelo de corte ortogonal [53].	41
Fig. 3.2	Diagrama de corpo livre da apara [54].	41
Fig. 3.3	Esquema das forças no corte ortogonal [54].	42
Fig. 3.4	Decomposição das forças R e R' [53]. a) Plano de corte. b) Face de ataque.	43
Fig. 3.5	Relação entre o ângulo de corte (ϕ) e o inverso do grau de encalque (r') [54].	45

Fig. 3.6	Representação da deformação angular [53]. a) Conceito. b) Corte ortogonal.	47
Fig. 3.7	Triângulo de velocidades relativas no corte ortogonal [53].	47
Fig.3.8	Modelos de corte [52]. a) Corte ortogonal. b) Corte tridimensional.	49
Fig.3.9	Tipos de apara.	51
Fig.3.10	Formas de apara segundo a ISO 3685.	52
Fig.3.11	Rotura da apara aderente ou aresta postiça de corte (APC).	54
Fig.3.12	Principais fontes de calor e zonas de deformação plástica [52].	55
Fig.3.13	Campo de aplicação de diversos materiais para ferramentas de corte.	59
Fig.3.14	Formas típicas de degradação das ferramentas de corte [88].	71
Fig.3.15	Formas de desgaste típicas das ferramentas segundo a ISO 3685 [68].	72
Fig.3.16	Evolução do desgaste na face de saída (VB) com o tempo de corte com a velocidade de corte.	73
Fig. 5.1	Aspecto do posto de ensaios de torneamento.	114
Fig. 5.2	Aspecto do posto de ensaios de furação.	115
Fig. 5.3	Sistema de forças aplicadas na ferramenta durante o torneamento.	116
Fig. 5.4	Sistema de forças aplicadas na broca durante a furação.	116
Fig. 5.5	Esquema de colocação dos extensómetros no elemento tubular.	119
Fig. 5.6	Instalação e dispositivo utilizado na calibração do dinamómetro extensométrico de torneamento. Dinamómetro carregado $\alpha'=30°$ e $\beta'=30°$.	120
Fig. 5.7	Evolução do sinal de força de corte e de avanço com a carga aplicada para várias inclinações β' do dinamómetro com $\alpha'=0$.	121
Fig. 5.8	Esquema de colocação dos extensómetros nas células de carga superior e inferior.	122
Fig. 5.9	Instalação e dispositivo empregue na calibração do dinamómetro extensométrico, para furação.	123

Fig. 5.10	Evolução do sinal da força de avanço e do binário. a) Binário aplicado nulo. b) Carga na direcção de avanço nula.	124
Fig. 5.11	Princípio de funcionamento dos dinamómetros piezoeléctricos. a) 3 componentes (Fx, Fy e Fz). b) 4 componentes (Fx, Fy, Fz e Mz).	127
Fig. 5.12	Desenho do dinamómetro piezoeléctrico (9257B+9403) para torneamento [133].	128
Fig. 5.13	Aspecto de montagem do dinamómetro no torno.	128
Fig. 5.14	Curva de calibração do dinamómetro piezoeléctrico 9257B utilizado em torneamento [133].	129
Fig. 5.15	Desenho do dinamómetro piezoeléctrico (9272) para furação [134].	130
Fig. 5.16	Aspecto da montagem do dinamómetro na fresadora/furadora.	130
Fig. 5.17	Curva de calibração dos binário (Mz) do dinamómetro piezoeléctrico 9272 utilizado em furação [134].	131
Fig. 5.18	Curva de calibração das forças (Fx, Fy, Fz) do dinamómetro piezoeléctrico 9272 utilizado em furação [134].	132
Fig. 5.19	Amplificador de cargas de quatro canais (5019A) utilizado nos ensaios efectuados.	134
Fig. 5.20	Programa FUR.1, painel frontal.	138
Fig. 5.21	Programa FUR.1, diagrama, nível 1.	138
Fig. 5.22	Programa TOR.1, painel frontal.	139
Fig. 5.23	Programa TOR.1, Diagrama, nível 1.	140
Fig. 5.24	Programa A.RAP., painel frontal.	140
Fig. 5.25	Programa A.RAP., detalhe do painel frontal.	141
Fig. 5.26	Programa A.RAP., diagrama, nível 1.	141
Fig. 5.27	Programa A.RAP., diagrama, nível 2.	142
Fig. 5.28	Programa ANALYSIS, painel frontal.	143
Fig. 5.29	Programa ANALYSIS, diagrama.	143

Fig. 5.30 Esquema funcional do equipamento experimental e dos programas desenvolvidos para tratamento das forças de corte [145]. 144

Fig. 5.31 Aspecto do microscópio da oficina Mitutoyo utilizada para a medição do desgaste. 146

Fig. 5.32 Medida do desgaste linear da face de saída (folga) numa pastilha de torneamento (segundo a norma ISO 3685). 147

Fig. 5.33 Medida do desgaste linear na face de saída (folga) numa broca. 148

Fig. 5.34 Rugosímetro portátil T500 a operar no posto de trabalho de torneamento. 150

Fig. 5.35 Visualização do perfil de rugosidade e dos valores dos critérios (Ra, Rz e Rt ISO/DIS 4287/1) com recurso ao "software" Turbo datawin. 151

Fig. 6.1 Microestrutura do compósito AA356/SiC/20p que sofreu o tratamento T6. Dureza ≈151HB. 156

Fig. 6.2 Microestrutura do compósito AA356/SiC/17p que sofreu o tratamento T6. Dureza ≈148HB. 157

Fig. 6.3 Microestrutura do compósito AA6061/SiC/20p que sofreu o tratamento T6. Dureza ≈ 64 HB. 158

Fig. 6.4 Microestrutura do compósito AA383/Al2O3/20f. Dureza ≈ 117HB. 159

Fig. 6.5 Esquema de corte e fixação do inserto PCD numa pastilha de corte. 161

Fig. 6.6 Pastilha de corte com inserto de PCD. (TCMW 16T308F). De cima para baixo podemos observar a camada rica em PCD, seguida da base de WC com 6% Co e da zona de brasagem com uma liga de Zn/Cu e Ag/Cd. 162

Fig. 6.7 Aspecto da pastilha TCGX16T308-AL de carbonetos da classe K10 revestida de diamante por via química (CVD). 163

Fig. 6.8 Aspecto do revestimento de diamante obtido por via química (CVD). As dimensões dos cristais de diamante variam entre 6 a 8 μm. 163

Fig. 6.9 Microestrutura do compósito AA356/SiC/20p. Aglomerado de partículas de SiC. 164

Fig. 6.10 Microestrutura do compósito AA356/SiC/20p. Distribuição heterogenea do reforço de SiC. 165

Fig. 6.11 Diversos tipos de provetes, preparados no compósito AA356/SiC/17p ou 20p, para os ensaios de torneamento, em diversos estados de maquinagem. 166

Fig. 6.12 Pastilha de carbonetos sinterizados da classe K20, N151, utilizada nos ensaios de corte ortogonal. Estado novo, face de ataque. 169

Fig. 7.1 Face de saída, broca N°3, K10/20,Vc=40m/min., a=0,2mm/rot., (tc≈12s). 179

Fig. 7.2 Face de ataque, broca N°3, K10/20, N°3, Vc=40m/min, a=0,2mm/rot., (tc≈12s). 179

Fig. 7.3 Face de saída, broca N°1, PCD, Vc=40m/min., a=0,1mm/rot., (tc≈15min.). 180

Fig. 7.4 Face de ataque, broca N°1, PCD, Vc=40m/min, a=0,1mm/rot., (tc≈15min.). 180

Fig. 7.5 Face de saída, pastilha N°3, K15 com revestimento de TiN, Vc=70m/min., a=0,2mm/rot., p=1 mm, (tc≈50s). 181

Fig. 7.6 Face de ataque, pastilha N°3, K15 com revestimento de TiN, Vc=70m/min., a=0,2mm/rot., p=1mm (tc≈50s). 181

Fig. 7.7 Face de saída, pastilha N°17, K15 com revestimento de TiN, Vc=40m/min., a=0,4mm/rot, p=2 mm -situação de desbaste-, (tc≈90s). 182

Fig. 7.8 Face de ataque, pastilha N° 17, K15 com revestimento de TiN, Vc=40m/min., a=0,4mm/rot., p=2 mm -situação de desbaste-, (tc≈90s). 182

Fig. 7.9 Face de saída, pastilha N°7, K15 com revestimento de TiN, e quebra-aparas, Vc=70m/min., a=0,2mm/rot., p=1 mm, (tc≈30s). 184

Fig. 7.10 Face de ataque, pastilha N°7, K15 com revestimento de TiN, e quebra-aparas, Vc=70m/min., a=0,2mm/rot., p=1 mm, (tc≈30s). 184

Fig. 7.11 Face de saída, pastilha N°57, K10 revestida a diamante (CVD) com quebra-aparas, Vc=50m/min., a=0,2mm/rot., p=1,5 mm, (tc≈4,5min.). 185

Fig. 7.12 Face de ataque, pastilha N°57, K10 revestida a diamante (CVD) com quebra-aparas, Vc=50m/min., a=0,2mm/rot., p=1,5 mm, (tc≈4,5min.). 185

Fig. 7.13 Face de saída, pastilha N°28, com inserto de PCD, Vc=250m/min., a=0,1mm/rot., p=1 mm, (tc≈45 min.). 186

Fig. 7.14 Face de ataque, pastilha N°28, com inserto de PCD, Vc=250m/min., a=0,1mm/rot., p=1mm, (tc≈45 min.). 186

Fig. 7.15 Pastilha N°1, K15 com revestimento de TiN, Vc=40m/min., a=0,2mm/rot., p=1mm. a) Vista geral, face de ataque e face de saída b) Face de ataque. 189

Fig. 7.16 Pastilha N°17, K15 com revestimento de TiN, Vc=40m/min., a=0,4mm/rot., p=2mm. 190

Fig. 7.17 Microanálise por Raios X das três zonas observadas na interface da superfície desgastada da face de ataque da pastilha N°17 com o revestimento de TiN. 191

Fig. 7.18 Pastilha N°17, K15 com revestimento de TiN, Vc=40m/min., a=0,4mm/rot., p=2mm. a) Superfície desgastada na face de saída. b) Detalhe das estrias de abrasão. 192

Fig. 7.19 Pastilha N°54, K10 com revestimento de diamante, Vc=60m/min., a=0,2mm/rot., p=1mm. a) Superfície de desgaste na face de saída. b) Zona do bico, delaminagem do revestimento. 193

Fig. 7.20 Pastilha N°54, K10 com revestimento de diamante, Vc=60m/min., a=0,2mm/rot., p=1mm. a) Zona do bordo (aresta de corte) b) Zona de interface do perfil da superfície desgastada com o revestimento de diamante. 194

Fig. 7.21 Pastilha N°40, com inserto de PCD, Vc=350m/min., a=0,1mm/rot., p=1mm. a) Superfícies de desgaste na face de ataque e saída. Lascamento de ponta. b) Aspecto detalhado da superfície de desgaste da face de saída. 195

Fig. 7.22 Pastilha N°38, com inserto de PCD, Vc=700m/min., a=0,1mm/rot., p=1mm. a) Superfícies desgastadas na face de ataque e saída. Extensa zona de material aderente na face de saída. b) Aspecto detalhado da superfície de desgaste da face de saída junto ao bico da ferramenta. 196

Fig. 7.23 Curvas de desgaste para brocas K10/20, na furação do compósito AA356/SiC/20p, a=0,2mm/rot. com emulsão Alusol-B 8%. 198

Fig. 7.24 Curvas de desgaste para brocas K10/20, na furação do compósito AA356/SiC/20p, Vc=40 m/min. com emulsão Alusol-B 8%. 198

Fig. 7.25 Curvas de desgaste para brocas com insertos de PCD, na furação do compósito AA356/SiC/17p, a=0,1mm/rot. com emulsão Alusol-B 8%. 199

Fig. 7.26 Curvas de desgaste por brocas com insertos de PCD na furação do compósito AA356/SiC/17p, Vc=50m/min. com emulsão Alusol-B 8%. 200

Fig. 7.27 Curvas de desgaste para pastilhas K15 com revestimento de TiN com e sem quebra aparas (UF), no torneamento do compósito AA356/SiC/20p, a=0,4mm/rot., p=2mm com emulsão Alusol-B 8%. 200

Fig. 7.28 Curvas de desgaste para pastilhas K15 com revestimento de TiN com e sem quebra aparas (UF) e K20 com quebra-aparas (UR) no torneamento do compósito AA356/SiC/20p, a=0,2 mm/rot., p=1mm com emulsão Alusol-B 8%. 201

Fig. 7.29 Curvas de desgaste para pastilhas K15 com revestimento de TiN, no torneamento do compósito AA356/SiC/20p, Vc=70m/min., p=1mm com emulsão Alusol-B 8%. 202

Fig. 7.30 Curvas de desgaste para pastilhas K10 com revestimento de diamante com quebra-aparas, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p, a=0,2 mm/rot., p=1mm com emulsão Alusol-B 8%. 202

Fig. 7.31 Curvas de desgaste para pastilhas K10 com revestimento de diamante com quebra-aparas, no torneamento do compósito AA 356/SiC/17p, Vc=50 m/min., p=1mm com emulsão Alusol-B 8%. 203

Fig. 7.32 Curvas de desgaste para pastilhas com inserto de PCD, no torneamento dos compósitos AA356/SiC/17p, a=0,1mm/rot., p=1mm com emulsão Alusol-B 8%. 203

Fig. 7.33 Curvas de desgaste para pastilhas com inserto de PCD, no torneamento dos compósitos AA356/SiC/17p, Vc=500m/min., p=1mm com emulsão Alusol-B 8%. 204

Fig. 7.34 Curvas de vida, na furação, em função de velocidade de corte. 205

Fig. 7.35 Curvas de vida, na furação,em função do avanço. 206

Fig. 7.36 Curvas de vida, no torneamento, em função da velocidade de corte. 207

Fig. 7.37 Curvas de vida, no torneamento, em função do avanço. 207

Fig. 7.38 Percurso de corte, na furação, em função de velocidade de corte. 209

Fig. 7.39 Percurso de corte, na furação, em função do avanço. 210

Fig. 7.40 Percurso de corte, no torneamento, em função da velocidade de corte. 210

Fig. 7.41 Percurso de corte, no torneamento, em função do avanço. 211

Fig. 7.42 Evolução binário o longo do tempo de furação, do compósito AA356/SiC/20p, com brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20. 213

Fig. 7.43 Evolução da força de avanço ao longo do tempo de furação do compósito AA356/SiC/20p com brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20. 214

Fig. 7.44 Aspecto da face de saída da broca N°1 de carbonetos sinterizados da classe K10/20 após a execução de 25 furos, tempo de corte (≈1,5 min.), no compósito AA356/SiC/20p. 214

Fig. 7.45 Evolução binário ao longo do tempo de furação do compósito AA356/SIC/17p com brocas com insertos de PCD. 215

Fig. 7.46 Evolução da força de avanço ao longo do tempo de furação do compósito AA356/SiC/17p com brocas com insertos de PCD. 215

Fig. 7.47 Evolução das três componentes de força de maquinagem (avanço, penetramento e corte) em função do tempo de corte, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p com pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K10, com revestimento de diamante, a=0,2mm/rot., p=1mm com emulsão Alusol B-8%. 217

Fig. 7.48 Evolução das três componentes de força de maquinagem (avanço, penetramento e corte) em função do tempo de corte, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p com pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K10, com revestimento de diamante, Vc=50m/min., p=1mm com emulsão Alusol B-8%. 218

Fig. 7.49 Comparação da evolução das três componentes da força de maquinagem (avanço, penetramento e corte) ao longo do tempo de corte, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p com pastilhas de carbonetos da classe K10 com revestimento de diamante por via química (CVDD) e com insertos de PCD (condições de corte: Vc=250m/min., a=0,1mm/rot, p=1mm com emulsão Alusol B-8%). 219

Fig. 7.50 Evolução das três componentes da força de maquinagem (avanço, penetramento e corte) em função do tempo de corte, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p com pastilhas com insertos de PCD, a=0,1mm/rot., p=1mm com emulsão Alusol B-8%. 221

Fig. 7.51 Evolução das três componentes da força de maquinagem (avanço, penetramento e corte) em função do tempo de corte, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p com pastilhas com insertos de PCD, Vc=500m/min., p=1mm com emulsão Alusol B-8%. 222

Fig. 7.52 Evolução da força de avanço ao longo do tempo de corte, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas com inserto de PCD. 223

Fig. 7.53 Evolução da força de penetramento ao longo do tempo de corte, no torneamento, do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas com inserto de PCD. 223

Fig. 7.54 Evolução da força de corte ao longo do tempo de corte, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas com inserto de PCD. 224

Fig. 7.55 Evolução da pressão específica de corte ao longo do tempo de furação do compósito AA356/SiC/20p com brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20. 225

Fig. 7.56 Evolução da pressão específica de corte ao longo do tempo de furação do compósito AA356/SiC/20p com brocas com inserto de PCD. 226

Fig. 7.57 Evolução da pressão específica de corte ao longo do tempo de corte, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas com carbonetos sinterizados da classe K10 com revestimento de diamante. 227

Fig. 7.58 Evolução da pressão específica de corte ao longo do tempo de corte, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas com inserto de PCD. 228

Fig. 7.59 Evolução da potência de corte ao longo do tempo de furação do compósito AA356/SiC/20p com brocas de carbonetos sinterizados K10/20. 229

Fig. 7.60 Evolução da potência de corte ao longo do tempo de furação, do compósito AA356/SiC/17p, com brocas com insertos de PCD. 230

Fig. 7.61 Evolução da potência de corte ao longo do tempo de corte, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K10 com revestimento de diamante. 231

Fig. 7.62 Evolução da potência de corte ao longo do tempo de corte, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas com inserto de PCD. 231

Fig. 7.63 Influência do avanço na forma da apara obtida no torneamento, do compósito AA356/SiC/17p, com a pastilha N°47 com inserto de PCD,Vc=120 m/min, p=1mm com emulsão Alusol-B 8%. a) a=0,2mm/rot. b) a=0,4mm/rot. 234

Fig. 7.64 Influência da velocidade de corte na forma da apara obtida, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p com pastilha N°47 com inserto de PCD, a=0,2mm/rot., p=1mm com emulsão Alusol-B 8% a) Vc=60m/min. b) Vc=500m/min. 235

Fig. 7.65 Influência do penetramento na forma da apara obtida, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p com a pastilha N°47 com inserto de PCD, Vc=120 m/min., a=0,2mm/rot. com emulsão alusol-B 8%. a) p=1mm. b) p=2mm. 236

Fig. 7.66 Aspecto da forma da apara obtida, na furação do compósito AA356/SiC/17p, com a broca N°4 com insertos de PCD, após ter realizado 183 furos. Vc=40m/min., a=0,1mm/rot. com emulsão Alusol-B 8%. 237

Fig. 7.67 Panorâmica geral de parte da apara de torneamento do compósito AA356/SiC/17p obtida com a pastilha N°28 com inserto de PCD. Vc=250m/min., a=0,1mm/rot., p=1mm com emulsão Alusol-B 8%. 238

Fig. 7.68 Detalhe da apara da Fig. 7.67. a) Zona de deformação primária (face rugosa). b) Zona de deformação secundária (face lisa). 239

Fig. 7.69 Pormenor da zona de deformação secundária. Partículas de SiC a rasgarem a face lisa da apara provocando uma estria. 240

Fig. 7.70 Panorâmica geral de um fragmento da apara de furação, do compósito AA356/SiC/17p, com broca N°1 com insertos de PCD, Vc=40 m/min., a=0,1mm/rot. com emulsão Alusol-B 8%. a) Zona de deformação primária (face rugosa). b) Zona de deformação secundária (face lisa). 241

Fig. 7.71 Detalhe da apara da Fig. 7.70. a) Zona de deformação primária (face rugosa) b) Zona de deformação secundária (face lisa). 242

Fig. 7.72 Face brilhante da apara de furação, do compósito AA356/SiC/20p obtida com a broca N°3 de carbonetos sinterizados da classe K10 com revestimento de TiN, Vc=40m/min., a=0,2mm/rot., com emulsão Alusol-B 8%. a) Aspecto geral. b) Detalhe - rasgos (cavidades) e o estriado. 243

Fig. 7.73 Face rugosa da apara de furação, do compósito AA356/SiC/20p, obtida com a broca N°3 de carbonetos sinterizados da classe K10 com revestimento de TiN, Vc=40m/min., a=0,2mm/rot com emulsão Alusol-B 8%. a) Aspecto geral. b) Detalhe - incrustação superficial de quatro partículas de SiC no material deformado plasticamente da matriz. 244

Fig. 7.74 Evolução da rugosidade média aritmética (Ra) ao longo do tempo de furação, do compósito AA356/SiC/20p, com brocas de carbonetos sinterizados de classe K10/20. 246

Fig. 7.75 Evolução da amplitude máxima da rugosidade do tempo de furação, do compósito AA356/SiC/20p, com brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20. 247

Fig. 7.76 Evolução da rugosidade média aritmética (Ra) ao longo do tempo de furação, do compósito AA356/SiC/17p, com brocas com insertos de PCD. 247

Fig. 7.77 Evolução da amplitude máxima de rugosidade (Rt) ao longo do tempo de furação, do compósito AA356/SiC/17p, com brocas com insertos de PCD. 248

Fig. 7.78 Relatório de caracterização do acabamento superficial. Critérios ISO (Ra, Rz e Rt), perfil de rugosidade e curva de Abbott e Firestone (área suporte). a) Furo 189 no compósito AA356/SiC/20p efectuado com broca N°1 de carbonetos sinterizados ds classe K10/20, Vc=40m/min, a=0,1mm/rot., com emulsão Alusol-B 8%, tc≈1min.(16 furos de ≈12 mm). b) Furo 296 no compósito AA 306/SiC/17p efectuado com a broca N°1 com insertos de PCD, Vc=40m/min, a= 0,1mm/rot., com Alusol-B 8%, tc≈1min. (16 furos de ≈12mm). 250

Fig. 7.79 Aspecto da entrada de vários furos obtidos, no compósito AA356/SiC/20p, com brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20, incluindo o furo 189. 251

Fig. 7.80 Aspecto do furo 189 obtido nas condições indicadas na Fig. 7.78 a). a) entrada. b) saída. 252

Fig. 7.81 a) Aspecto de vários furos obtidos, no compósito AA356/SiC/20p, com brocas com insertos de PCD incluindo o furo 296 do lado direito. b) Detalhe da entrada do furo 296 obtidas nas condições indicadas na Fig. 7.78 b). 253

Fig. 7.82 Evolução da rugosidade média aritmética ao longo do tempo de maquinagem, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p com pastilhas de carbonetos sinterizados de classe K10 com revestimento de diamante. 255

Fig. 7.83 Evolução da amplitude máxima da rugosidade ao longo do tempo de maquinagem, no torneamento, do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas de carbonetos sinterizados de classe K10 com revestimento de diamante. 256

Fig. 7.84 Evolução da rugosidade média aritmética ao longo do tempo de maquinagem, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas com inserto de PCD. 257

Fig. 7.85 Evolução da amplitude máxima da rugosidade ao longo do tempo de maquinagem, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas com inserto de PCD. 258

Fig. 7.86 Comparação do débito obtido na furação do compósito AA356/SiC/20p, com brocas de carbonetos sinterizados K10/20 e do compósito AA356/SiC/17p, com brocas com insertos de PCD, em função da velocidade de corte. 261

Fig. 7.87 Comparação do débito obtido na furação do compósito AA356/SiC/20p, com brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20 e do compósito AA356/SiC/17p, com brocas com insertos de PCD, em função do avanço. 262

Fig. 7.88 Comparação do débito obtido, no torneamento do compósito AA356/SiC/20p, com pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K15 revestidas a TiN e do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K10 revestidas a diamante e de insertos de PCD, em função da velocidade de corte. 263

Fig. 7.89 Comparação de débito obtido, no torneamento de compósito AA356/SiC/20p com pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K15 revestidas a TiN e do compósito AA356/SiC/17p com pastilhas, de carbonetos sinterizados da classe K10 revestidas a diamante e de insertos de PCD, em função do avanço. 264

Fig. 7.90 Esquema da obtenção de corte ortogonal com provete preparado com perfil recortado. 265

Fig. 7.92 Ângulo de corte experimental (ϕ) e deformação angular (ε) em função do grau de encalque (Rc). 267

Fig. 7.93 Grau de encalque (Rc), deformação angular (ε) e velocidade de deformação ($\dot{\varepsilon}$) em função da velocidade de corte, para uma espessura de corte de 0,14 mm. 268

Fig. 7.94 Grau de encalque (Rc), deformação angular (ε) e velocidade de deformação ($\dot{\varepsilon}$) em função da espessura de corte, para uma velocidade de corte de 40 m/min. 268

Fig. 7.95 Tensões de corte e normal, médias, no plano de corte, em função da velocidade de corte, para uma espessura de corte de 0,14 mm. 270

Fig. 7.96 Tensões de corte e normal, médias, no plano de corte, em função da espessura de corte, para uma velocidade de 40m/min. 271

Fig. 7.97 Comparação do ângulo de corte pela via experimental e pela teoria de Ernest/Merchant (equação 7.24). 272

Fig. 7.98 Análise em frequência do sinal da força de avanço (Fa) obtida em torneamento, do compósito AA356/SiC/17p com a pastilha N°40 com inserto de PCD, Vc=350m/min., a=0,1mm/rot. e p=1mm com emulsão Alusol-B 8%. 277

Fig. 7.99 Análise em frequência do sinal da força de avanço (Fa) em furação do compósito AA356/SiC/17p com a broca N°2 com insertos de PCD, Vc=50m/min., a=0,1mm/rot. com emulsão Alusol-B 8%. 279

Fig. 7.100 Aspecto do perfil de desgaste na face de saída da broca N°2 de aço rápido revestida a TiN na furação do compósito AA383/Al2O3/20f, após 36 furos cegos de 15mm (tc≈1 min.), VBmáx.=0,40mm. 281

Fig. 7.101 Curvas de desgaste, obtidas em furação, para os três tipos de compósitos ensaiados, AA356/SiC/20p, AA383/Al2O3/20f e AA6061/SiC/20p. 282

Fig. 7.102 Evolução da força de avanço ao longo do tempo de corte, na furação, para os três tipos de compósitos ensaiados AA356/SiC/20p, AA383/Al2O3/20f e AA6061/SiC/20p. 282

Fig. 7.103 Evolução do binário ao longo do tempo de furação, para os três tipos de compósitos ensaiados, AA356/20SiC/20p, AA383/Al2O3/20f e AA6061/SiC/20p. 282

Fig. 7.104 Evolução da pressão específica de corte ao longo do tempo de furação para os três tipos de compósitos ensaiados, AA356/SiC/20p, AA383/Al2O3/20f e AA6061/SiC/20p. 284

Fig. 7.105 Evolução da potência de corte ao longo do tempo de furação, para os três tipos de compósitos ensaiados, AA356/SiC/20p, AA383/Al2O3/20f e AA6061/SiC/20p. 285

Fig. 7.106 Evolução da rugosidade média aritmética (Ra) ao longo do tempo de furação, para dois tipos de compósitos AA356/SiC/20p e AA383/Al2O3/20f. 286

Fig. 7.107 Aspecto do perfil do desgaste na face de saída e da aresta postiça de corte formada, no torneamento do compósito AA6061/SiC/20p com a pastilha N°31 de carbonetos sinterizados da classe K15 com revestimento de TiN. 287

Fig. 7.108 Curvas de desgaste obtidas em torneamento para os dois tipos de compósitos, em torneamento, para os dois tipos de compósitos ensaiados, AA356/SiC/20p e AA6061/SiC/20p. 288

Fig. 7.109 Evolução da força de avanço ao longo do tempo de corte, em torneamento, para os dois tipos de compósitos ensaiados, AA356/SiC/20p e AA6061/SiC/20p. 289

Fig. 7.110 Evolução da força de penetramento ao longo do tempo de corte, em torneamento, para os dois tipos de compósitos ensaiados, AA356/SiC/20p e AA6061/SiC/20p. 289

Fig. 7.111 Evolução da força de corte ao longo do tempo de corte, em torneamento, para os diversos tipos de compósitos ensaiados, AA356/SIC/20p e AA6061/SIC/20p. 290

Fig. 7.112 Evolução da pressão específica de corte ao longo do tempo de corte, para os dois tipos de compósitos ensaiados, AA356/SiC/20p e AA6061/SiC/20p. 291

Fig. 7.113 Evolução da potência de corte ao longo do tempo de corte, para os dois tipos de compósitos ensaiados, AA356/SiC/20p e AA6061/SiC/20p. 291

Fig. 7.114 Evolução da rugosidade média aritmética (Ra) ao longo do tempo de corte, para os dois tipos de compósitos ensaiados, AA356/SiC/20p e AA6061/SiC/20p. 292

Índice de tabelas

Tabela 2.1	Propriedades físicas e mecânicas de algumas ligas empregues como matrizes.	17
Tabela 2.2	Principais tipos de reforços utilizados e algumas das suas propriedades físicas e mecânicas.	19
Tabela 3.1	Propriedades físicas e mecânicas de alguns materiais para ferramentas de corte.	59
Tabela 3.2	Composição química e características físicas e mecânicas dos carbonetos sinterizados segundo a ISO.	63
Tabela 3.3	Combinações de revestimentos mais vulgares [56].	64
Tabela 3.4	Valores limites de desgaste recomendáveis na prática para diferentes materiais de ferramenta [85].	74
Tabela 4.1	Condições de corte para torneamento e fresagem com PCD [113].	95
Tabela 4.2	Comparação da maquinagem da matriz e do compósito (AA2014/SiC/15p) [116].	99
Tabela 4.3	Compósitos de matriz de alumínio ensaiados por [111].	99
Tabela 4.4	Compósitos, tratamentos térmicos e condições de corte utilizadas nos ensaios de fresagem segundo [117].	101
Tabela 4.5	Comparação da adaptabilidade dos materiais de ferramentas para a maquinagem de compósitos de matriz de alumínio [128].	102
Tabela 4.6	Comparação das características dos diferentes insertos de PCD em função do tamanho de grão [128].	103
Tabela 5.1	Características do torno paralelo "convencional" EFI DU 2010.	114
Tabela 5.2	Características da fresadora/furadora CNC Easimill.	115

Tabela 5.3 Principais características dos dinamómetros piezoeléctricos utilizados nos ensaios de torneamento e furação. 133

Tabela 6.1 Características dos compósitos de matriz de alumínio ensaiados. 156

Tabela 6.2 Comparação das propriedades físicas e mecânicas do material da matriz e dos compósitos AA356/SiC/17p e 20p. 158

Tabela 6.3 Características das brocas utilizadas nos ensaios de furação dos compósitos de matriz de alumínio. 160

Tabela 6.4 Características das pastilhas de corte utilizadas nos ensaios de torneamento dos compósitos de matriz de alumínio. 161

Tabela 6.5 Condições de corte empregues nos ensaios de furação. 167

Tabela 6.6 Condições de corte empregues nos ensaios de torneamento longitudinal exterior em acabamento ou semi-acabamento. 168

Tabela 6.7 Condições de corte empregues nos ensaios de torneamento longitudinal exterior em desbaste. 168

Tabela 6.8 Condições de corte empregues nos ensaios de corte ortogonal no compósito AA356/SiC/20p. 169

Capítulo 1

Introdução.

Capítulo 1

1. Introdução.

1.1 Considerações gerais. 3

1.2 Objecto e organização da presente dissertação. 5

Capítulo 1

Introdução.

1.1 Considerações gerais.

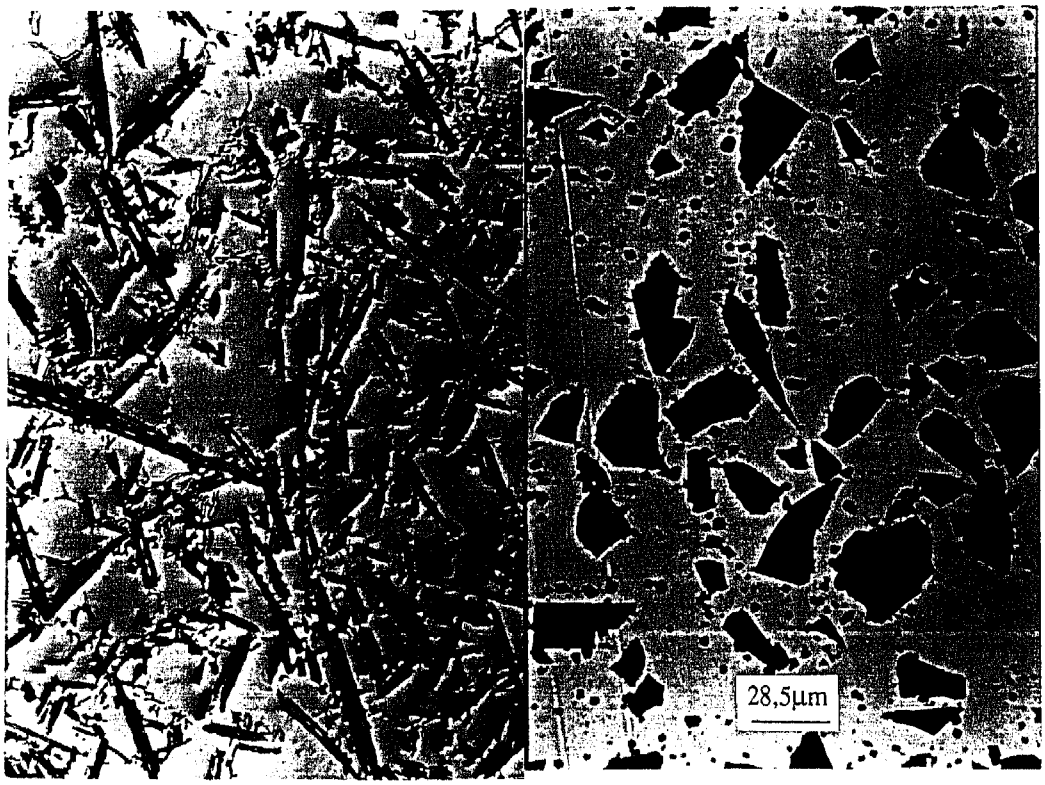
Os materiais compósitos nos quais se incluem os compósitos de matriz metálica têm vindo, nos últimos anos, a ganhar um grande potencial de investigação e desenvolvimento estando a utilizar-se como materiais alternativos em certas aplicações específicas.

Ultimamente foram desenvolvidos alguns processos de produção de peças em compósitos de matriz metálica, estando as aplicações mais correntes destes materiais ligadas às indústrias de ponta aeronaútica e aeroespacial, e à indústria automóvel. Entre outros aspectos, no primeiro caso a utilização destes materiais deve-se às elevadas propriedades mecânicas e à menor dependência destas em relação à temperatura e, no segundo, às elevadas propriedades mecânicas e resistência ao desgaste.

Grande parte da investigação e desenvolvimento na área dos compósitos de matriz metálica inside, actualmente, nos compósitos com matriz em liga de alumínio e reforços descontínuos - fibras e partículas de carboneto de silício e/ou alumina (óxido de alumínio), Fig.1.1.

A maioria das peças obtidas com compósitos de matriz de alumínio, através dos diversos processos de fabrico, em particular os processos derivados da fundição e da enformação plástica, têm geometrias diversificadas e não dispensam, geralmente, operações de maquinagem para atingirem a forma final com a precisão dimensional, a precisão geométrica e o acabamento superficial requerido. Também por maquinagem, são obtidos pormenores de grande relevância para o funcionamento das peças mecânicas, como por exemplo, pequenos furos toleranciados ou roscados, roscas exteriores, escatéis e rebaixos.

As partículas ou fibras cerâmicas introduzidas nos compósitos para melhorarem as suas propriedades mecânicas, Fig.1.1, têm, geralmente, elevada dureza devendo-se a esse facto o intenso desgaste abrasivo nas ferramentas usadas na maquinagem destes materiais.



a) MO: ampliação 350x s/ataque b) MO: ampliação 350x s/ataque

Fig. 1.1 Microestrutura de dois compósitos de matriz de alumínio com diferente tipo de reforço. a) Fibras curtas de Al_2O_3. b) Partículas de SiC.

Os reforços de carboneto de silício e de alumina usados, com frequência, nos materiais compósitos, são mais duros que os carbonetos de tungsténio e mesmo que a maioria dos restantes materiais usados em ferramentas de corte, sobretudo os aços rápidos. Como excepção, temos por exemplo, o diamante em ambas as variedades possíveis - policristalina ou monocristalina.

A tendência actual para a maquinagem de peças destes materiais contempla o recurso a ferramentas com insertos de diamante policristalino (de custo muito elevado), ou revestidas a diamante por via química (de aplicação muito recente e de menor custo). Em alternativa, no caso de produção unitária ou próxima, poderão utilizar-se ferramentas vulgares de carbonetos sinterizados da classe K10/20, revestidas ou não a TiN, de boa resistência à abrasão, que têm, no entanto, um comportamento muito inferior.

A avaliação da maquinabilidade (aptidão do material para ser processado por maquinagem) é feita, habitualmente, através dos seguintes critérios:

- desgaste e vida da ferramenta.
- forças de corte e potências consumidas.
- acabamento superficial.
- produtividade (taxa de remoção de material para uma determinada vida).
- forma e tipos de apara.

1.2 Objecto e organização da presente dissertação.

Esta dissertação tem como objectivo fundamental o estudo experimental da maquinabilidade dos compósitos de matriz de alumínio.

Na prossecução deste objectivo foram adquiridos meios experimentais e efectuados desenvolvimentos para aquisição expedita e precisa dos valores das forças de corte e medição do acabamento superficial, obtido nos provetes do compósito.

Na sequência da instalação de parte da instrumentação associada ao estudo (dois dinamómetros piezoeléctricos sendo um para furação e outro para torneamento, assim como o amplificador de carga correspondente) e do "software" apropriado -LabVIEW-, desenvolveram-se vários programas de aquisição de dados, específicos para ensaios de maquinagem que permitem a obtenção directa e contínua com visualização gráfica da evolução das forças de corte, quer em torneamento quer em furação.

Foram efectuados ensaios de corte e obtidos resultados em furação e torneamento. O programa de ensaios de maquinagem envolveu o teste de, aproximadamente, meia centena de brocas e sessenta pastilhas de corte (cerca de 150 pontas) criteriosamente seleccionadas. Ensaiaram-se, quer ferramentas de carbonetos sinterizados das classes K10/20 com e sem revestimento de TiN, quer ferramentas com insertos de diamante policristalino ou revestimento de diamante produzido por via química. Os compósitos de matriz de alumínio ensaiados foram, no que respeita à matriz e reforço, dos seguintes tipos:

- AA356/SiC/17p (fundição contínua).

- AA356/SiC/20p (fundição contínua).
- AA6061/SiC/20p (pulverometalurgia).
- AA383/Al2O3/20f ("squeeze casting infiltration").

A maior parte dos resultados descritos nesta dissertação diz respeito ao ensaio dos compósitos AA356/SiC/17p ou 20p, por se tratar do material que ao longo dos ensaios preliminares revelou a pior maquinabilidade. Mostrou-se que as ferramentas com insertos de diamante policristalino são indispensáveis no corte destes tipos de compósitos de maquinabilidade reduzida.

Para a satisfação do objectivo fundamental, o trabalho evoluiu de acordo com a concretização do seguinte conjunto de objectivos parcelares:

- identificação do(s) tipo(s) de desgaste predominante(s) nas ferramentas.
- estudo do(s) mecanismo(s) de desgaste.
- obtenção de curvas de desgaste para os diferentes materiais de ferramentas ensaiadas.
- obtenção de curvas de vida, segundo o modelo de Taylor, para os diferentes materiais de ferramenta ensaiados, incluindo o diamante policristalino. Obtenção de equações com base na experimentação que relacionam a vida da ferramenta com as condições de corte (velocidade de corte e avanço) quer em furação quer em torneamento.
- determinação dos percursos de corte obtidos com as diferentes ferramentas de corte (brocas e pastilhas).
- obtenção da evolução ao longo do tempo de maquinagem das forças de corte (força de avanço, força de penetramento e força de corte, no torneamento, e força de avanço e binário, na furação), da pressão específica de corte e da potência consumida.
- codificação e análise da textura da apara obtida, quer em torneamento quer em furação.

- análise do acabamento superficial nos furos e nas superfícies torneadas obtidas nos provetes de compósito. Observação do estado das entradas e saídas dos furos obtidos com diferentes tipos de brocas. Comparação entre os valores da amplitude máxima da rugosidade e da rugosidade média aritmética experimentais, e teóricos previstos pelo modelo geométrico adequado para as superfícies torneadas.

- cálculo do débito (volume do material removido para uma determinada vida) com base em critérios de desgaste admissíveis para as ferramentas de corte, quer para as brocas quer para as pastilhas de corte, para os diferentes materiais da ferramenta, em situações de acabamento.

- modelização experimental em corte ortogonal. Determinação do ângulo de corte, da deformação, da velocidade de deformação e das tensões de corte e normais no plano de corte em função das condições de corte (espessura e velocidade). Cálculo do índice de maquinabilidade do material.

- aplicação da análise em frequência às forças de corte, como método indirecto de avaliar o estado da ferramenta, no que respeita ao desgaste.

- comparação da maquinabilidade dos diversos tipos de compósitos ensaiados. Observação do interesse da utilização do revestimento de nitreto de titânio nas ferramentas de carbonetos sinterizados e do emprego dos fluidos de corte, na maquinagem destes materiais.

A presente dissertação encontra-se dividida em nove capítulos, acrescida da listagem das referências da bibliografia consultada.

Assim, após a introdução efectuada neste capítulo, segue-se no *Capítulo 2* uma introdução aos compósitos de matriz de alumínio. Referem-se os principais tipos de matrizes e reforços empregues e apresenta-se o problema das interfaces nos compósitos de matriz de alumínio. O capítulo é concluído com a referência aos processos de fabrico dos compósitos ensaiados neste trabalho e às microestruturas obtidas.

No *Capítulo 3* apresentam-se os fundamentos do corte por arranque de apara e mostra-se o conceito de maquinabilidade. Trata-se a modelização em corte ortogonal e refere-se como esta se pode efectuar em corte tridimensional. Faz-se referência aos tipos e formas da apara e ao balanço energético durante o processo de corte. De seguida, apresentam-se os materiais de ferramentas de corte com especial ênfase nos materiais mais recentes - cerâmicos

e ultra-duros. Os tipos e mecanismos de desgaste e as avarias das ferramentas são abordadas também. É descrito o modelo de Taylor para determinar a vida das ferramentas de corte. Por fim, são apresentados os critérios de avaliação da maquinabilidade de um material.

No *Capítulo 4* é apresentado o estado de arte da maquinabilidade dos compósitos de matriz de alumínio o qual foi identificado através de uma intensa pesquisa bibliográfica que contemplou a consulta a várias bases de dados internacionais, tendo sido escolhidas dez, para pesquisa. Foram selecionados 153 registos e adquiridos mais de três dezenas de artigos actuais e relevantes para o estudo em causa. Efectuou-se uma síntese com as principais conclusões obtidas até à presente data.

Os desenvolvimentos e meios experimentais adquiridos e criados para o desenrolar desta investigação são apresentados no *Capítulo 5*. Referem-se aspectos do dimensionamento, projecto e calibração de dois dinamómetros extensométricos e características de outros dois piezoeléctricos utilizados para medição das forças de corte, em furação e torneamento. São apresentados detalhes do sistema de aquisição de forças de corte implementado. Mostram-se os programas desenvolvidos em "software" LabVIEW e a sua interligação para aquisição e tratamento estatístico das forças de corte, quer em furação quer em torneamento. Finalmente, apresentam-se os equipamentos e os critérios utilizados, para a medição do desgaste das ferramentas de corte e do acabamento superficial obtido nos compósitos.

O *Capítulo 6* é dedicado à apresentação do programa de ensaios desenvolvido. São apresentados os compósitos de matriz de alumínio ensaiados. São definidas as ferramentas empregues (brocas e pastilhas de corte) no que respeita ao material e à geometria de corte. É feita uma alusão especial às ferramentas com insertos de diamante policristalino e às revestidas a diamante por via química. Apresentam-se com detalhe as condições de corte e operativas empregues, quer em furação quer em torneamento, dos compósitos mais ensaiados (AA356/SiC/17p e AA356/SiC/20p) assim como a geometria dos provetes maquinados.

Os resultados obtidos são apresentados e discutidos no *Capítulo 7* que, para esse efeito, se encontra dividido em nove secções:

- secção 7.1, (Introdução).

- secção 7.2, (Desgaste das ferramentas de corte). Tipos de desgastes. Mecanismos de desgaste. Critérios da vida das ferramentas. Curvas de desgaste. Curvas de vida. Percursos de corte.

- secção 7.3, (Força e potência de corte). Forças de corte. Pressões específicas de corte. Potência de corte.

- secção 7.4, (Tipos e forma da apara obtida). Codificação da apara. Análise da textura da apara obtida.

- secção 7.5, (Acabamento superficial). Furação. Torneamento.

- secção 7.6, (Débito-volume de material removido para uma determinada vida). Furação. Torneamento.

- secção 7.7, (Modelização experimental em corte ortogonal).

- secção 7.8, (Desgaste das ferramentas e a sua relação com as forças de corte). Análise em frequência.

- secção 7.9, (Comparação da maquinabilidade dos diversos tipos de compósitos de matriz de alumínio ensaiados). Furação. Torneamento.

No *Capítulo 8* efectua-se uma discussão global dos resultados obtidos e apresentados anteriormente. Finalmente, a presente dissertação encerra com o *Capítulo 9*, onde se sumariam as principais conclusões e se indicam algumas sugestões para futuros trabalhos de investigação.

Capítulo 2

Introdução aos compósitos de matriz de alumínio.

Capítulo 2

2. Introdução aos compósitos de matriz de alumínio.

2.1 Generalidades. 13

2.2 Matrizes e reforços. 16
- 2.2.1 Matrizes metálicas. 16
- 2.2.2 Reforços. 18

2.3 Interfaces nos compósitos de matriz de alumínio. 22

2.4 Processos de fabrico/microestruturas obtidas . 24
- 2.4.1 Infiltração de preformas. 25
- 2.4.2 Processamento no estado semi-sólido. 27
- 2.4.3 Pulverometalurgia. 30

2.5 Síntese 32

Capítulo 2

Introdução aos compósitos de matriz de alumínio.

2.1 Generalidades.

Desde a antiguidade que os materiais compósitos nas suas formas mais simples estiveram presentes nos mais variados processos produtivos da humanidade. No entanto, a sua utilização no aspecto científico/tecnológico é relativamente recente. A era moderna dos materiais compósitos e, em particular, os plásticos reforçados com fibras, tem início após a segunda guerra mundial (1939/45) e o seu advento dá-se com a sua utilização na indústria aeronáutica e aeroespacial [1].

De um modo geral, os materiais compósitos são formados por uma mistura ou combinação de dois ou mais materiais distintos que diferem na forma e composição química, mas que não reagem entre si. Nestes materiais há que distinguir o reforço constituído, normalmente, por fibras, whiskers[1] ou partículas e a matriz que poderá ser polimérica, metálica ou cerâmica.

Os materiais compósitos apresentam propriedades específicas extremamente elevadas, superiores aos materiais de construção mecânica tradicionais (materiais metálicos) e, daqui, resulta a vasta investigação que lhe tem sido dedicada com vista a explorar as suas elevadas potencialidades. Entre algumas das características físicas e mecânicas que pretendem ser melhoradas pela adição do reforço citam-se a resistência mecânica, a rigidez, a resistência ao desgaste e à corrosão, a vida à fadiga e à fluência, o coeficiente de dilatação térmica e a condutibilidade térmica. Destas características apenas algumas são melhoradas

[1] Monocristais praticamente isentos de defeitos com propriedades mecânicas extremamente elevadas.

simultaneamente.

Segundo Lloyd D. [2] o desenvolvimento dos compósitos de matriz metálica (que passaremos a designar por CMM) pode considerar-se uma das maiores inovações em termos de materiais, nos últimos trinta anos. Entende-se por CMM um material cuja matriz apresenta um carácter predominantemente metálico e em cuja estrutura se encontram dispersos agentes de reforço de natureza diferente da matriz, geralmente, cerâmicos [3]. De acordo com Clyne T. e Withers P. [3] podem também incluir-se nos CMM as ligas metálicas reforçadas com outros metais.

À priori, qualquer liga metálica pode ser utilizada como matriz de um CMM. Na prática, porém, as aplicações concretas têm-se restringido ao uso de ligas de alumínio, cobre, magnésio, zinco, titânio, níquel e chumbo [4 e 5].

Dependendo do objectivo visado, os reforços podem apresentar características geométricas diversas. Desde as fibras contínuas às micropartículas, partículas (esférulas, lamelas ou poliedros mais ou menos irregulares), passando pelas fibras curtas até aos whiskers, praticamente tudo se tem experimentado para se obter aquele conjunto único de propriedades que permite resolver um problema concreto.

Também ao nível dos materiais propriamente ditos, um razoável número tem sido utilizado como reforço. A grafite, o tungsténio, a alumina (Al_2O_3), o carboneto de silício (SiC), a silica (SiO_2), o carboneto de boro (B_4C) são alguns exemplos. Trata-se, geralmente, de materiais com maior resistência mecânica e rigidez e também com propriedades menos dependentes da temperatura do que os usados na matriz.

Segundo alguns autores [3, 6, 7, 8 e 9] os CMM podem ser classificados em três grupos, Fig. 2.1, em função do tipo de reforço utilizado para a sua fabricação:

- compósitos com reforço de fibras contínuas ou longas (mono ou multifilamentos) que têm em geral grande diâmetro (50 a 400μm).

- compósitos com reforço de whiskers ou fibras curtas. No primeiro caso os elementos reforçadores são monocristais, materiais de elevada resistência mecânica, de dimensões reduzidas (diâmetros entre 0,1 a 10μm e relação comprimento/diâmetro 50 a 250). No segundo caso os reforços são fibras curtas de pequeno diâmetro (≥3μm) e relação de comprimento/diâmetro 150 a 200 vezes.

- compósitos com reforço de partículas onde são, geralmente, consideradas duas classes. Uma, com reforço de micropartículas, em que a dimensão das partículas reforçantes varia entre 0,01 e 0,1μm e outra, com reforço de partículas, caracterizada pelo facto das partículas dispersas na matriz terem dimensão superior a 1μm. Assinale-se que, para a dimensão entre 0,1 a 1μm não existe designação específica ficando ao critério de cada investigador a sua inclusão numa ou noutra classe.

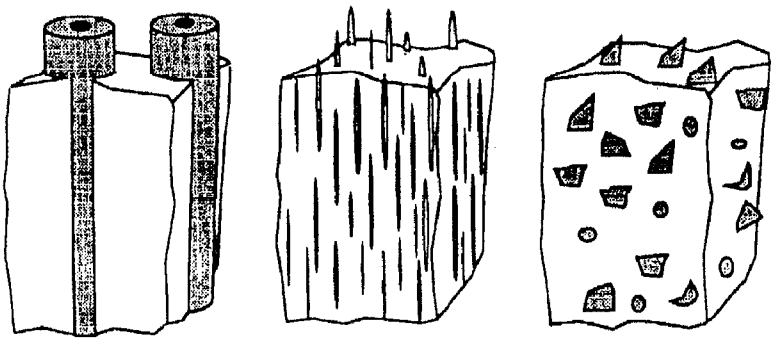


Fig. 2.1 Classificação dos CMM de acordo com o tipo de reforço [3].

Outros autores [10 e 11] preferem classificar os CMM relativamente ao reforço de um modo mais simples. Muito utilizadas são as designações de contínuo ou descontínuo, aplicadas geralmente ao reforço, distinguindo compósitos reforçados por fibras contínuas dos reforçados por fibras curtas, partículas e whiskers. Há que distinguir também as situações em que todo o componente é em compósito, daquelas em que apenas uma parte apresenta reforço, como no vazamento centrífugo em que se dá a segregação de partículas para a periferia ou para o interior, conforme elas sejam mais ou menos densas do que a matriz. Mais apropriada é, neste caso, a designação de CMM com reforço selectivo ou parcial, como é também referido na literatura [5 e 12].

Os CMM aplicaram-se a partir dos anos 70 com sucesso nas indústrias aeronaútica e aeroespacial [13 e 14] devido às suas propriedades mecânicas específicas elevadas e à menor dependência destas em relação à temperatura. Trata-se de uma primeira geração destes materiais e utilizavam-se sobretudo em peças obtidas pelo processo "diffusion bonding"[2]. Em meados dos anos 80 uma segunda geração atingiu e indústria automóvel (produção de um

[2] Processo de elaboração do compósito com aplicação simultânea de calor e pressão.

pistão para motor da Toyota [13] em liga de alumínio reforçada com 5% de fibras curtas de Al_2O_3), devido as elevadas propriedades de resistência mecânica específica e à boa resistência ao desgaste. Neste caso, a fabricação das peças em CMM, efectua-se especialmente pelo processo "squeeze casting infiltration"[3]. Actualmente, para além das aplicações anteriormente referidas nas indústrias de ponta os CMM apresentam um emprego, que embora reduzido, começa a ter algum significado, nomeadamente, em artigos de uso comum [13 e 14], por exemplo, quadros de bicicleta ou motociclos (AA6061/Al_2O_3/10p ou AA2124/SiC/20p)[4] , raquetes de ténis (alumínio reforçado com 20% de partículas de SiC). Conforme já se referiu, os materiais utilizados como matriz ou como reforço foram muitos, apresentando-se as ligas de alumínio como o material mais usado para a matriz e as partículas e fibras curtas de Al_2O_3 bem como as partículas e os whiskers de SiC, como os materiais mais promissores empregues como reforços.

2.2 Matrizes e reforços.

A selecção do par matriz metálica/reforço num CMM, é função das características finais pretendidas, dos processos de fabrico conhecidos ou disponíveis (viáveis do ponto de vista económico) e, ainda, da compatibilidade entre a matriz e o reforço.

2.2.1 Matrizes metálicas.

De acordo com [3, 4, 5, 13, 15 e 20] têm sido diversos os materiais metálicos utilizados como matriz nos CMM, ligas de cobre, de titânio, de magnésio, de alumínio, de ferro, de zinco, de níquel e de chumbo. As ligas leves (alumínio e magnésio) são, no entanto, as mais utilizadas por apresentarem algumas vantagens: as propriedades específicas elevadas, o baixo custo e a facilidade de processamento. Em aplicações até 450°C as ligas de alumínio e magnésio são de primeira preferência. No entanto, para aplicações a elevadas temperaturas, o titânio (≈600°C) e as ligas de níquel (≈1000°C) são as que apresentam melhores características. Na Tabela 2.1 podem observar-se as propriedades físicas e mecânicas de algumas ligas empregues como matrizes nos CMM.

No grupo das ligas de alumínio, a escolha de uma determinada liga ou série de ligas, é função das propriedades específicas destas e da sua aptidão para o processamento. Segundo a "Aluminium Association" os grupos e composição química das ligas de alumínio são

[3] Infiltração de preformas sob pressão.
[4] Designação segundo a "Aluminium Association" (liga da matriz/reforço/fracção volúmica(%) e tipo de reforço).

designados por uma forma numérica (quatro dígitos).

Tabela 2.1 Propriedades físicas e mecânicas de algumas ligas empregues como matrizes.

Matriz	Módulo de elasticidade (GPa)	Tensão de rotura (MPa)	Densidade	Coeficiente de expansão térmica (10^{-6}/K)	Condutibilidade térmica (W/m.K)
Al (1100)	70	170	2,7	23,6	230
Al/Cu (AA2024)	73	470	2,8	23,6	190
Al/Mg/Si (AA6061)	70	380	2,7	23,6	180
Al/Zn (AA7075)	72	570	2,8	22,0	130
Al/Li (AA8090)	80	--	2,55	--	--
Cu (C10100)	117	220	8,9	17,0	391
Mg	45	130	1,8	26,6	107
Fe (aço macio)	208	430	7,8	17,2	60
Ti	110	240	4,5	9,5	22
Ti/6Al/4V	115	950	4,4	9,0	6
Zn	105	120	7,1	31,0	120
Ni	214	300	8,9	13,0	89
Ni (superligas)	214	300	7,9	12,0	11
Pb	14	20	11,3	30,0	25

Fontes:
- M. Taya and R. Arsenaut (1989), Metal matrix composites thermomechanical behaviour, Pergamon, Oxford.An Engineers Guide to Composite Materials, ASM, Ohio
- T. Clyne and P. Withers (1994), An introduction to metal matrix composites, Sc. séries, Cambridge.

O alumínio puro comercial (série 1xxx) é utilizado como matriz nos seus diversos graus de pureza [16, 17 e 18]. A sua propensão para a deformação plástica torna-o um material adequado na fabricação de compósitos por processos que envolvem deformação plástica da matriz.

As ligas de alumínio/cobre e alumínio/cobre/magnésio (série 2xxx) têm como principal característica o endurecimento por precipitação. São geralmente utilizadas as ligas com percentagens de cobre inferiores a 5,65% [21]. A liga 2024 é talvez uma das mais citadas nesta série devido à sua aplicação em aeronáutica.

O grupo das ligas alumínio/silício devido à sua aptidão para a fundição apresenta-se como escolha preferencial nos processos de fabrico que utilizam técnicas próximas da fundição. No geral, estas ligas apresentam boa colabilidade, uma tendênca para o rechupe concentrado e uma quase nula fissuração a quente. As ligas mais empregues são as parcialmente eutécticas (AA356.x)[5] ou eutécticas, por exemplo (AA359.x)[6] e a (AA383.x)[7])

[5] AlSi7Mg
[6] AlSi9
[7] AlSi10Mg

Este grupo de ligas, dentro das ligas de alumínio é o mais utilizado industrialmente nos CMM [3, 13, 17, 19 e 22].

As ligas de alumínio/magnésio/silício (série 6xxx) podem sofrer como as da série 2xxx endurecimento por precipitação. No Departamento de Materiais do INETI (Instituto Nacional de Engenharia e Tecnologia Industrial) decorreu um projecto de investigação e desenvolvimento com o título "Produção de compósitos Al 6061/SiC e Al 6061/Al2O3 por sinterização directa de pós e/ou forjagem" [23, 24, 25, 26, 27 e 28]. Foram produzidos diversos compósitos que utilizaram como matriz a liga 6061 e estudado o seu comportamento mecânico e tribológico.

Outras ligas de alumínio foram também já utilizadas como matrizes sendo, no entanto, menor o número de estudos efectuados. Nesta situação, encontram-se as ligas complexas alumínio/zinco/magnésio/cobre (série 7xxx), as ligas alumínio/magnésio (série 5xxx) e as ligas alumínio/lítio (série 8xxx).

No que respeita às outras ligas metálicas, os estudos e os trabalhos publicados são em número reduzido quando comparado com as ligas de alumínio. Existem vários estudos relativos a ligas de titânio, de cobre e de magnésio [3, 13 e 15].

2.2.2 Reforços.

O tipo de reforços empregues nos CMM tem variado ao longo do tempo. Inicialmente, utilizaram-se monofilamentos de tungsténio ou de SiC (revestidos a boro) [4]. Os multifilamentos de carbono apareceram no começo dos anos setenta [4]. Actualmente, o interesse da investigação recai essencialmente nas partículas e fibras curtas de Al2O3 e partículas e whiskers de SiC [4 e 13]. Esta evolução teve em consideração sobretudo o custo associado à produção dos ditos reforços e à fabricação dos compósitos.

Na Tabela 2.2 podem observar-se algumas das propriedades físicas e mecânicas de diversos reforços já utilizados em CMM.

2.2.2.1 Fibras contínuas.

Nos CMM as fibras contínuas podem apresentar-se como monofilamentos ou multifilamentos. Alguns dos monofilamentos são obtidos, como é o caso dos de boro, por

Tabela 2.2 Principais tipos de reforços utilizados e algumas das suas propriedades físicas e mecânicas.

Reforços	Diâmetro ou dimensão (μm)	Módulo de elasticidade (GPa)	Tensão de rotura (MPa)	Densidade	Coef. de expansão térmica (10^{-6}/K)	Condutibilidade térmica (W/m.K)
Mono filamentos						
B(CVD-núcleo W)	50/100	400	2700/ 7000	2,6	5,0	≈38
Borsic (CVD)	100	415	2930	2,77	5,0	38
SiC (CVD-núcleo C)	150	345	3800	3,29	4,0	16
SiC	100	415	3800	3,29	4,0	16
Fios metálicos						
aço	100	220	4200/ 13000	7,9	13,3	29
W	25/380	405	1700/ 3900	19,3	4,5	168
Fibras curtas						
Al2O3 (Saffil®)	3	285	1500	3,5	7,7	--
Al2O3 (DuPontFP)	20	380	1300/ 2100	4,0	8,3	--
C pitch C PAN	5/13 7	380/690 230	2000 4800	2,0 1,9	-1,4(10,0t) -1,2(10,0t)	355 --
SiC (Nicalon)	15	180	2400/ 8300	2,55	3,0	--
Partículas						
Al2O3	1/50	430	--	3,8	7,0	≈100
B4C	1/50	480	2100	2,5	--	--
SiC	1/50	450	--	3,2	4,0	≈100
TiB2	--	350/570	--	4,5	8,1	≈100
TiC	--	230/400	--	4,9	--	--
WC	--	530	--	15,7	--	--
Whiskers						
SiC	0,1/1	450/700	3100/ 21000	3,2	4,0	>16
Si3N4	0,1/10	350/385	2000/ 14000	3,1	--	--

Fontes:

- M. Taya and R. Arsenaut (1989), Metal matrix composites thermomechanical behaviour, Pergamon, Oxford.An Engineers Guide to Composite Materials, ASM, Ohio
- T. Clyne and P. Withers (1994), An introduction to metal matrix composites, Sc. séries, Cambridge.

deposição por via química (CVD) sob um núcleo de carbono ou tungsténio. Os multifilamentos (fios) já utilizados são de aço e de tungsténio.

2.2.2.2 Whiskers e fibras curtas.

Os whiskers são fibrilas, monocristais praticamente isentos de defeitos cristalinos lineares ou de faltas de empilhamento, que apresentam propriedades mecânicas extremamente elevadas. Os whiskers de SiC, por exemplo, podem apresentar tensões de rotura entre 3,1 e 21 GPa e módulos de elasticidade entre 450 a 700 GPa. Os whiskers mais utilizados são os de SiC, existindo já diversos estudos com estes materiais como reforço [8, 29]. Provavelmente outros ainda em desenvolvimento.

As fibras curtas são utilizadas livres ou em preformas fibrosas, (arranjos tridimensionais) dispondo-se as fibras segundo uma, duas, três ou mais direcções preferenciais. Estes arranjos são mantidos através de ligantes, dando uma consistência à preforma que permite o seu manuseamento sem deterioração. Esta é caracterizada pelo diâmetro e comprimento médio das fibras que a constituem e pela fracção volúmica, que corresponde à razão entre o volume das fibras e o volume envolvente da preforma.

As fibras curtas que aparecem referidas na literatura [4, 13] são as de carbono, Al_2O_3 e Al_2O_3/SiO_2.

As fibras de carbono podem ser classificadas segundo dois tipos em função do material empregue na sua obtenção, PAN[8] ou Pitch[9]. As fibras de carbono PAN apresentam elevada resistência mecânica enquanto que as Pitch têm elevada rigidez (módulo de elasticidade).

As fibras mais empregues são as de Al_2O_3 fabricadas pela ICI e designadas por Saffil . Nestas fibras em função da sua qualidade são considerados três graus o RF, o RG e o RD. O grau RF em Al_2O_3-δ apresenta uma gama de qualidade apertada (fibra homogénea na preforma) e é utilizada quando se pretende elevada resistência mecânica [30]. O grau RG é constituído por Al_2O_3-δ e Al_2O_3-α sendo estas fibras utilizadas quando se pretende elevada resistência ao desgaste. O grau RD em Al_2O_3-η não tem ainda campo específico de utilização [31].

[8] O material de base é o polyachrilonitrile ou seu copolímero.
[9] O material de base é o alcatrão.

As fibras Al_2O_3/SiO_2 embora não apresentem propriedades mecânicas tão elevadas têm como principal vantagem o seu menor custo [4]. Nestas fibras temos a considerar duas variantes, a Fiberfrax e a Fibermax, que diferem na percentagem relativa de Al_2O_3 e SiO_2 e no grau de cristalinidade[10] .

2.2.2.3 Partículas.

Apesar das fibras contínuas permitirem obter óptimas "performances" em termos de propriedades mecânicas, a maior parte dos compósitos actualmente comercializados utilizam partículas como reforço [4]. Este facto deve-se à facilidade com que os CMM reforçados com partículas são processadas por métodos de fabrico próximos dos convencionais, tais como a fundição, a pulverometalurgia e os processos de enformação plástica enquanto que os compósitos reforçados com fibras contínuas, apresentam um processamento mais difícil.

As partículas empregues apresentam uma grande variedade tanto na forma e dimensões como na composição química. Têm-se utilizado diversos óxidos (SiO_2, TiO_2, MgO, Al_2O_3) e carbonetos (TiC, B_4C, SiC). Estas partículas embora melhorem, em geral, as propriedades mecânicas das ligas às quais são adicionadas, trazem muitas vezes problemas de interface com a matriz assim como problemas de decantação ou de flutuação [4].

Actualmente, são os CMM fabricados com partículas de grafite em aplicações específicas e sobretudo os de Al_2O_3 e SiC que apresentam os resultados mais encorajadores obtidos, por exemplo, nos laboratórios de investigação da Duralcan (EUA) [32, 33 e 34] e Hydro Aluminium (Noruega) [35].

As partículas de grafite, quando adicionadas às ligas de alumínio, especialmente às de alumínio/silício permitem obter boa resistência à gripagem. Por esta razão estes compósitos podem substituir as ligas utilizadas no fabrico de peças em que a minimização de atrito seja importante [13]. A principal dificuldade existente na obtenção destes compósitos com reforço de grafite reside na ausência de molhagem entre o par matriz/reforço, o que provoca dificuldades de incorporação e de rejeição (acentuadas pela baixa densidade da grafite ≈ 2,2).

As propriedades físicas e mecânicas das partículas de Al_2O_3 e SiC, Tabela 2.2, e especialmente a sua dureza (Al_2O_3 ≈1800 HV e SiC ≈2600 HV) permitem obter compósitos com boa resistência ao desgaste (tanto mais elevada quanto maior for a dimensão média das partículas) [13]. Segundo Kelly [4] a sua dimensão varia, geralmente, entre 1 a 50μm, no

[10] (49,2% Al_2O_3/50,5% SiO_2, amorfa-72% Al_2O_3/27% SiO_2, policristalina).

entanto, outros autores [37] referem que também foram fabricados compósitos com partículas de dimensão superior (200μm - Al_2O_3 e 120μm - SiC). O seu maior problema é igualmente a molhagem entre as partículas, em especial as de Al_2O_3 e a matriz em liga de alumínio.

2.3 Interfaces nos compósitos de matriz de alumínio

A definição exacta e completa das interações matriz/reforço e da natureza da interface é muito difícil de dar, segundo Milliére citado por [37]. Porém poderá dizer-se, que é uma região de composição química variável que constitui a ligação entre a matriz e o reforço e assegura a transferência de carga. É um assunto que ocupa, actualmente, muitos grupos de investigação na área do comportamento mecânico dos CMM e cujo estado de arte se encontra detalhado em [4, 13, 38 e 39]. A interface matriz/reforço tem um papel determinante no comportamento mecânico de compósitos, dado que é necessário obter uma adequada ligação entre estes dois elementos, para permitir a solicitação dos reforços até à sua resistência máxima. A interface tem quase sempre a função de transmitir o esforço de um material de baixo módulo de elasticidade (matriz) para outro de elevado módulo (reforço).

De acordo com Milliére [40] alguns dos principais requisitos para a obtenção de uma interface ideal são os seguintes:

- a molhagem entre o par matriz/reforço deve ser perfeita.
- a ligação matriz/reforço deve ser estável com a temperatura.
- a zona de reacção deve ser diminuta para não afectar os reforços.
- os coeficientes de dilatação térmica da matriz e do reforço devem ter valores próximos para limitar o efeito das deformações internas na interface.

Na prática não é possivel obter interfaces ideais. Vejamos, então, alguns aspectos relativos às interfaces dos compósitos de matriz de alumínio e suas ligas. Os sistemas alumínio/SiC e alumínio/Al_2O_3 são actualmente os mais utilizados nos CMM embora também se empreguem os sistemas alumínio/boro, alumínio/grafite, conforme já foi anteriormente referido.

O sistema alumínio/SiC apresenta-se reactivo para temperaturas superiores a 650°C, pois dá-se a formação de carboneto de alumínio (Al_4C_3) na interface. Abaixo desta

temperatura não ocorrem, geralmente, reacções químicas na interface [4]. A formação de Al_4C_3 na interface pode ser evitada se se trabalhar em fase sólida (a temperaturas inferiores a 650°C) ou em fase líquida, mas com ligas de alumínio/silício e não alumínio puro comercial [4].

De acordo com Feest [38] a molhagem dos óxidos pelos metais líquidos é pobre. A molhagem pode ser relacionada com a tendência que os metais têm em reagirem com os aniões oxigénio da superfície [42]. Resulta daqui, que os sistemas que envolvem um reforço óxido, como é o caso do sistema alumínio/Al_2O_3, apresentam níveis baixos de reacção química na interface. A molhagem é influenciada pela formação da camada de Al_2O_3 na superfície do alumínio líquido, penetrando este através desta barreira de óxido apenas para temperaturas superiores a 950°C [42]. Segundo Laurent [20] a única reacção que ocorre entre o alumínio puro comercial e Al_2O_3 é uma dissolução ordinária.

Hall et al. citado por [38] estudaram as reacções na interface de dois compósitos utilizando Al_2O_3-α como reforço e duas ligas de alumínio diferentes com matrizes, AlLi2,5, (série 8xxx) e AlSi7Mg. O compósito AlLi2,5/Al_2O_3-α apresentou reacção na interface. A camada de reacção tem uma espessura inferior a 100μm cobrindo toda a superfície de contacto. A camada apresenta óxidos complexos de alumínio, por exemplo, $LiAl_5O_8$. O compósito AlSi7Mg/Al_2O_3-α não apresentou qualquer reacção evidente na interface mesmo para amostras mantidas a 500°C durante 100 horas. Para os sistemas alumínio-magnésio/Al_2O_3 e alumínio-cobre/Al_2O_3, estes mesmos autores indicam também a formação de óxidos complexos considerando-os, por isso, sistemas reactivos.

Cappleman et al. [19] examinaram as interfaces de três compósitos reforçados com fibras de Al_2O_3-δ (Saffil®, grau RF) e matrizes em alumínio puro comercial nas ligas AlSi13 e AlMg10. Não detectaram nenhum produto de reacção na interface nestes três sistemas. Nas ligas alumínio /magnésio observaram a existência de uma troca limitada de magnésio entre a matriz e as fibras. A reacção química, se existir, deverá ser limitada ao nível de uma camada atómica. Admitiram que a troca de magnésio seja devida à presença de SiO_2 na superfície das fibras, bem como, a possível formação do óxido complexo $MgOAl_2O_3$. No compósito com matriz de liga de AlSi13 aparece na interface uma precipitação de silício devido ao poder nucleador da superfície das fibras.

Do anteriormente referido, pode concluir-se que o sistema alumínio/Al_2O_3 apresenta pequena reactividade, excepção feita às ligas de alumínio que contém lítio (série 8xxx) e magnésio.

No sistema alumínio/grafite existe uma reacção entre o par matriz/reforço obtendo-se como produto da reacção Al_2O_3 [4 e 13]. No compósito com matriz na liga AA6061[11] reforçada com grafite o produto da reacção é também Al_2O_3 [4].

O sistema alumínio/boro é de acordo com Schouttens e Tempo [41] reactivo, desenvolvendo-se reacções na interface mesmo para temperaturas inferiores à de *líquidus* do alumínio. No caso de se utilizarem processos de fabrico em que a liga de alumínio se encontra no estado líquido a interface fica profundamente afectada. Os produtos das reacções na interface são, sobretudo, dependentes da composição química da liga de alumínio que constitui a matriz do compósito. Foi identificado o AlB_2 (tetragonal), como produto de reacção com a matriz na liga AA6061 e o AlB_2 (hexagonal) com a matriz em alumínio puro comercial.

2.4 Processos de fabrico/Microestruturas obtidas.

Nos últimos 30 anos, uma grande diversidade de processos tecnológicos, tem sido utilizados na fabricação de CMM. Vários livros tratam este assunto com detalhe [4, 13, 43 e 44]. Kelly e Mileiko [43] apresentam uma descrição extensa de alguns aspectos científicos relevantes, na fabricação dos compósitos. Schwartz [44] apresenta uma listagem exaustiva dos diversos processos de fabrico, recorrendo a esquemas e ilustrações para a sua explicação. Adicionalmente, numerosos artigos técnicos/científicos e "proceedings" de conferências têm sido publicados, recentemente, sobre o tema [47,48,49 e 50].

Após o ciclo de investigação e desenvolvimento dos CMM, tem vindo a tornar-se óbvio que estes materiais deverão ser economicamente competitivos. A ênfase nos meados dos anos 80 é posta na pesquisa de reforços baratos e em técnicas de produção rápidas e simples. Neste contexto, os processos próximos da fundição, da enformação plástica e da pulverometalurgia abrem um grande domínio de aplicação industrial. Estes processos permitem a obtenção de peças na forma quase final, a custos moderados.

Inicialmente, nos anos 70, utilizaram-se compósitos estruturais tipo "sandwich" de matriz em liga de alumínio com reforço de fibras contínuas de boro. O processo de fabricação deste tipo de CMM designa-se por "diffusion bonding". Trata-se de um método de elaboração e consolidação do compósito com aplicação simultânea de calor e pressão que faz apelo à deformação plástica para promover o contacto matriz/reforço e matriz/matriz e à difusão para promover a ligação matriz/reforço [41]. Este processo apresenta como parâmetros principais a

[11] AlMg1SiCuCr

controlar, a temperatura, a pressão e o tempo. Existem diversas variantes do método, função do arranjo matriz/reforço, a processar.

O procedimento de elaboração é idêntico em todas as variantes do processo. Utiliza-se uma pressão que pode atingir 60 MPa e a temperatura situa-se numa gama em que a matriz se encontra semi-sólida. O processo desenrola-se em vácuo. A fabricação de compósitos por este método origina elevados custos de produção, devido não só ao elevado preço dos reforços mas também à baixa cadência de produção associada a um equipamento extremamente dispendioso [4].

2.4.1 Infiltração de preformas.

Genericamente, este processo consiste na infiltração de uma preforma pelo metal no estado líquido, sob a acção ou não de pressão [4 e 26]. As preformas são colocadas nas moldações ou matrizes das peças ou parte das peças que se deseja reforçar localmente. Aquelas são constituídas pelos agentes de reforço, (fibras curtas, partículas, whiskers), aglomerados por um ligante para permitir o manuseamento das preformas, a distribuição e o alinhamento do reforço e a sua própria forma. As preformas unidireccionais são de difícil execução [38], utilizando-se, geralmente, preformas bi e tridireccionais. Caracterizam-se pelos tipos, fracção volúmica, diâmetro e comprimento médio do reforço e, ainda, pelo ligante empregue.

Masur et al [46] determinaram a influência da temperatura do metal líquido e da fracção volúmica no comportamento da infiltração para o alumínio puro comercial. Definiram a permeabilidade específica (K) da preforma, pela expressão:

$$K = h \frac{dL}{dt} \frac{L}{P} \qquad (2.1)$$

em que h é a viscosidade, L o comprimento de infiltração, P a pressão e t o tempo. A permeabilidade específica traduz a facilidade de infiltração na preforma. A dificuldade de infiltração aumenta com a fracção volúmica e com a diminuição da temperatura da preforma e do metal líquido [13 e 46].

De acordo com Kelly [4] vários problemas podem surgir nos compósitos obtidos por estes processos, por exemplo, a distribuição heterogénea dos reforços após a infiltração, as porosidades, os microrechupes e as tensões residuais na matriz. A solução passa por um

controle apertado dos principais parâmetros do processo, como sejam, a temperatura de preforma, a temperatura do metal líquido, a temperatura da moldação ou matriz e a pressão (quando empregue) da infiltração e da solidificação.

A infiltração de preformas sob pressão é um processo, quase universalmente, designado por "Squeeze casting infiltration" que permite obter peças de elevada qualidade, praticamente, isentas de porosidades e microrechupes [4, 13 e 29].

O princípio básico deste tipo de infiltração consiste no vazamento da liga numa matriz, onde previamente foi colocada uma preforma aquecida, submetendo de seguida o metal no estado líquido a uma pressão elevada (em geral, acima de 100MPa) por acção de um êmbolo associado ao punção [4, 29 e 45]. A Fig. 2.2 ilustra, em esquema, o princípio básico do processo. Note-se que estas elevadas pressões não são empregues para a infiltração da preforma, mas aplicadas após a infiltração desta, que é realizada a uma pressão mais reduzida. As temperaturas da preforma, da matriz e da liga no estado líquido estabelecem o ciclo térmico do processo que condiciona a microestrutura do compósito obtido [4].

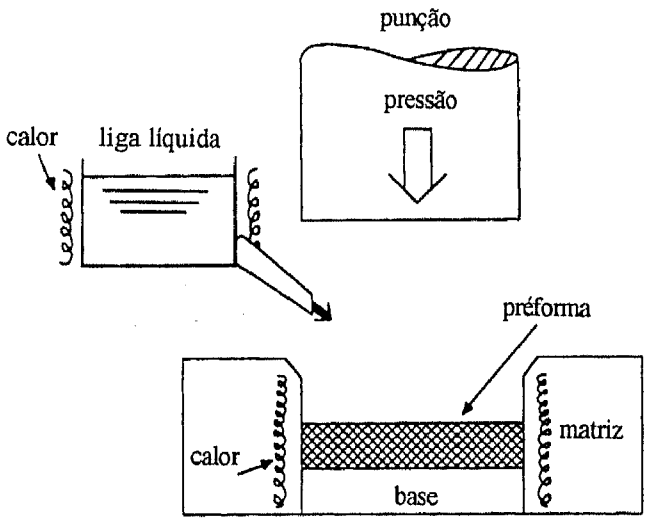


Fig. 2.2. Princípio básico do "Squeeze casting infiltration" [13]

No "Squeeze casting infiltration" podem considerar-se duas variantes: o processo directo em que parte da matriz é móvel (punção), Fig. 2.2, e o processo com transferência [4 e 13].

No processo directo, como o ilustrado na Fig. 2.2, a solidificação da liga no estado líquido dá-se sob pressão na parte fixa da matriz.

No processo com transferência, a liga não é vazada directamente, mas conduzida até à moldação onde se encontra a preforma por acção da compressão provocada pelo êmbolo associado ao punção. A transferência do metal líquido verifica-se através do sistema de gitagem.

O processo directo é a variante mais empregue, dado que não existe praticamente desperdício de material; porque toda a liga vazada é utilizada na fabricação da peça. No entanto, o processo com transferência permite obter peças com forma mais complexa que o processo directo.

O "Squeeze casting infiltration", tem um ciclo de processamento rápido permitindo grandes cadências de produção [45]. Da elevada taxa de extracção de calor do processo resulta um refinamento da estrutura do metal. Em geral, o grão apresenta-se muito fino. Em consequência dos curtos ciclos de processamento, o tempo de contacto entre o reforço e o metal no estado líquido é pequeno, o que reduz a deterioração termoquímica do reforço, produzindo-se interfaces finas e resistentes [4].

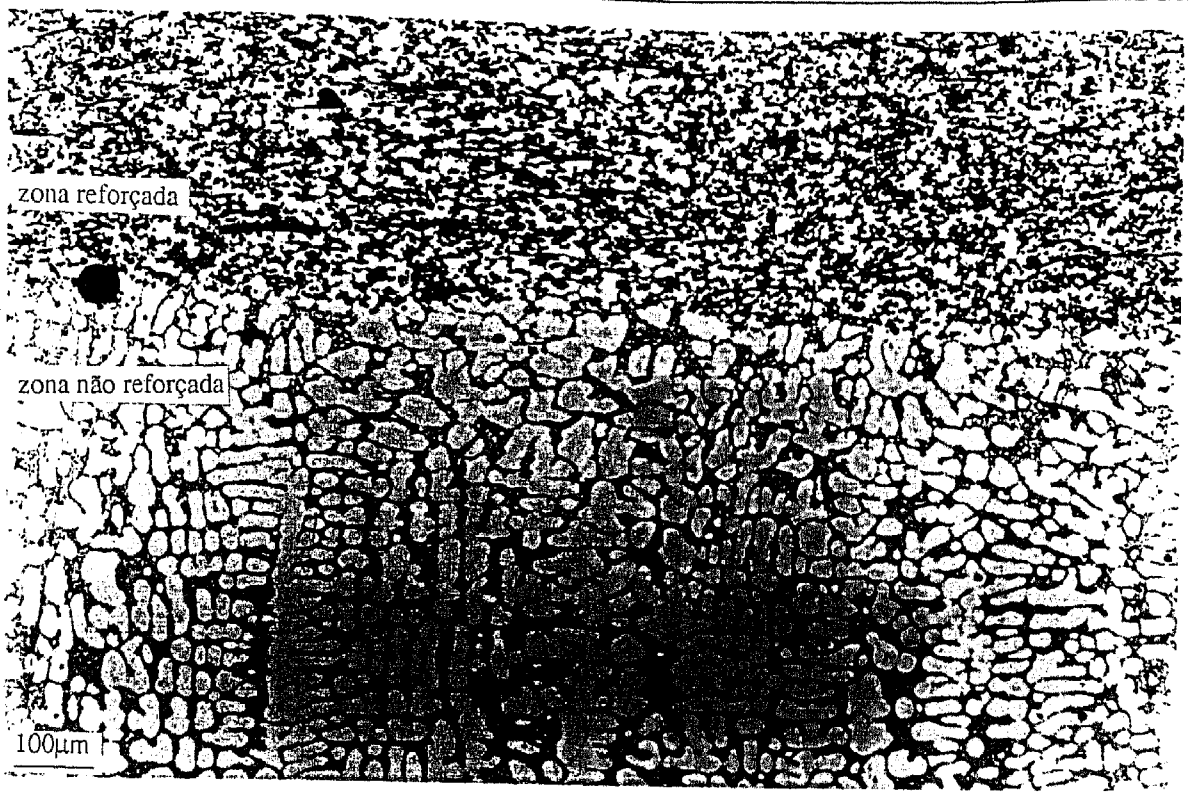
Na Fig. 2.3 pode observar-se a microestrutura do compósito com matriz na liga AA383 (AlSi10Mg) com um reforço de 20% (fracção volúmica) de fibras curtas de Al_2O_3 (Saffil®), com reforço localizado, obtido no âmbito de um projecto EURAM[12] por "Squeeze casting infiltration", processo directo. As fibras de reforço apresentam um diâmetro de 2 a 3μm e um comprimento entre 100 a 200μm. O ligante da preforma utilizada foi a Al_2O_3. No que respeita às condições de obtenção, refere-se que a temperatura do banho foi de 800°C e a pressão de 100MPa. A velocidade de penetração do metal líquido através da preforma foi de 14mm/s.

A Fig. 2.4 apresenta em detalhe a zona não reforçada (matriz) e a Fig. 2.5 a zona reforçada (matriz+reforço)

2.4.2 Processamento no estado semi-sólido.

Esta tecnologia permite a obtenção de CMM em que o reforço é composto de fibras curtas ou partículas. Consiste no enchimento de moldações ou matrizes com compósitos pré-elaborados, ou seja, em que os materiais da matriz são previamente misturados com os

[12] Além do DEMEGI-FEUP, participaram a Universidade de Surrey(Inglaterra) e Center of Industriaforsking Norks Hydro (Noruega).



MO: ampliação (100 x) s/ ataque

Fig. 2.3 Aspecto geral da microestrutura do compósito AA383/Al2O3/20f

MO: ampliação (500 x) s/ ataque

Fig. 2.4 Detalhe da microestrutura da zona não reforçada (matriz-AA383).

MO: ampliação(500x) s/ ataque
Fig. 2.5 Detalhe da microestrutura da zona reforçada (matriz + reforço)-AA383/Al2O3/20f

agentes de reforço que se encontram em suspensão na matriz metálica, utilizada no estado líquido ou semi-líquido[13]. Quando a matriz se encontra no estado líquido o reforço constitui a parte sólida da mistura. O processo apresenta duas etapas distintas:

- a elaboração da mistura semi-sólida, matriz/reforço
- a transformação da mistura semi-sólida em produto final

Nos dois casos (matriz no estado líquido ou semi-líquido) a mistura é sujeita a uma agitação mecânica sendo, em seguida, processada no menor tempo possível.

A agitação da mistura com a matriz no estado líquido processa-se com o objectivo de distribuir os reforços. Na mistura com matriz no estado semi-líquido esta agitação provoca a globulização das dendrites obtendo-se uma matriz em que a fase primária é constituída por pequenas dendrites ou grãos arredondados [12 e 45]. Para além de um determinado nível de agitação o carácter dendrítico desaparece [38 e 40]. Neste caso os estudos microestruturais

13 "Compocasting".

evidenciam a presença de grãos de fase primária aproximadamente esféricos, repartidos uniformemente na matriz, resultante da solidificação rápida do líquido existente no momento do vazamento. A quantidade de *líquidus* existente antes do vazamento é função da temperatura de vazamento.

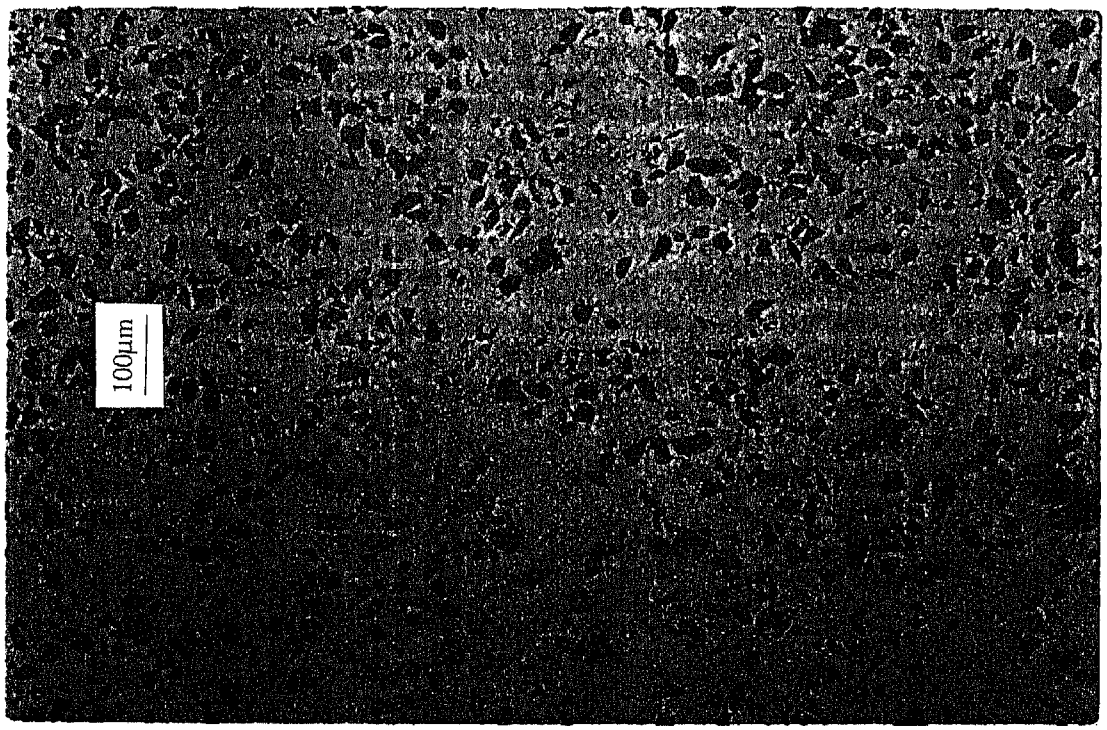
As técnicas de incorporação de reforços são diversas [13 e 22]. Citam-se a injecção de gás, a misturação no vórtice formado, a dispersão por ultrasons, a dispersão por centrifugação, a utilização de "ligas-mãe" com elevada quantidade de reforço e a redispersão deste após a introdução no metal líquido.

A transformação da mistura no estado semi-sólido em produto final pode ser efectuada através de diversos métodos [4, 13 e 38]: o vazamento por gravidade em coquilha, a injecção (processo idêntico à fundição injectada), o vazamento centrífugo e a extrusão. Também podem ser utilizados outros processos de enformação plástica, nomeadamente, o forjamento e a laminagem.

Nas Fig.s 2.6 e 2.7 podemos observar a microestrutura de um compósito com matriz na liga AA356 (AlSi7Mg) com reforço de 20% (fracção volúmica) de partículas de SiC obtido por fundição contínua a partir de uma mistura semi-sólida cuja matriz se encontrava no estado líquido [35]. As partículas de SiC apresentam um diâmetro médio de 20μm. O compósito sofreu um tratamento térmico (homogenização e envelhecimento T6- 5h a 154°C) Este material foi produzido por um equipamento piloto desenvolvido pela Hydro Aluminium a.s. Metallurgical R&D Centre (Noruega).

2.4.3 Pulverometalurgia.

Recentemente uma das tecnologias a que tem sido dada uma particular importância na fabricação de CMM é a pulverometalurgia [4]. Consiste numa mistura homogénea dos pós metálicos com pós cerâmicos de reforço, seguida por processo de consolidação (extrusão, laminagem ou forjamento) de compactados quer em verde quer pré-sinterizados [13 e 27]. A sinterização directa, no caso das ligas de alumínio apenas se utiliza em produtos cujas solicitações em serviço não sejam muito exigentes, dado que a porosidade é quase inevitável. Em aplicações em que a sanidade do material é factor importante, é necessário obter uma compactação total, através da aplicação de uma deformação por corte que conduza à rotura da camada do óxido que envolve os pós da liga de alumínio, permitindo assim uma adequada ligação metal/metal.



MO: ampliação (100x) s/ ataque

Fig. 2.6 Aspecto geral da microestrutura do compósito AA356/SiC/20p

MO: ampliação (500x) s/ ataque

Fig. 2.7 Detalhe da microestrutura da zona representada na Fig. 2.6 do compósito AA356/SiC/20p.

Os processo de fabricação de peças em CMM por esta tecnologia são baseados nas seguintes fases [4, 13 e 27]:

- mistura dos pós metálicos (matriz) e dos pós cerâmicos (reforços) por via húmida ou a seco em atmosfera controlada.

- prensagem isostática que permite compactar a mistura.

- sinterização que provoca coalescência dos pós metálicos e eliminação parcial da porosidade.

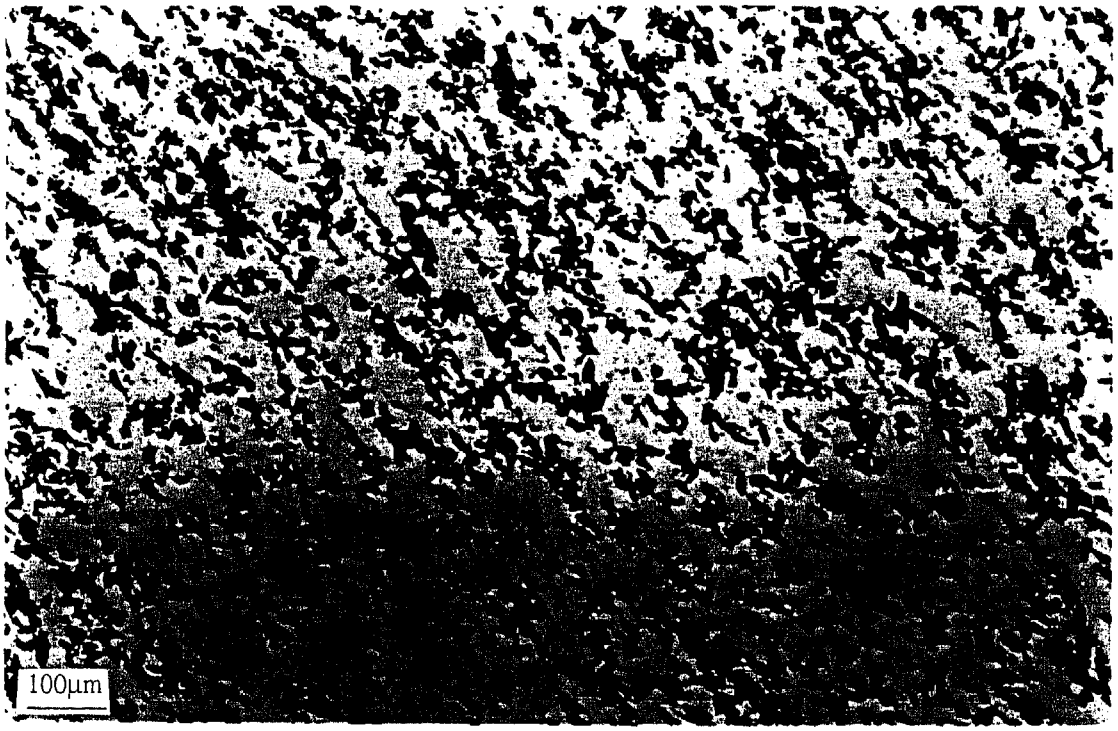
O processamento posterior do compósito pode ser efectuado por processos de enformação plástica o que permite obter a eliminação da porosidade (ou pelo menos a sua redução) e, por conseguinte, propriedades mecânicas superiores. À partida, qualquer compósito pode ser elaborado por este método, dada a relativa facilidade de incorporação dos reforços. No entanto tem-se aplicado à produção de CMM com fibras curtas e partículas de Al_2O_3 e/ou SiC [4 e 13].

Nas Fig.s 2.8 e 2.9 podemos observar a microestrutura do CMM obtido por via pulverometalúrgica a partir de pós da liga AA6061 (fracção <45μm) e pó de SiC (reforço). As partículas de reforço têm uma dimensão média de 13μm (grau F600). Após a misturação a seco (1h) os pós sofreram uma prensagem isostática a frio com uma pressão de 250MPa, seguida de uma sinterização (630°C/1h) e de forjamento (55% redução) com os seguintes parâmetros: pressão 340MPa, temperatura 450°C e uma velocidade de 20cm/min. Finalmente, efectuou-se um tratamento térmico (homogenização a 530°C seguida de envelhecimento T6- 175°C durante 2 a 4h).

Este material foi produzido pelo Departamento de Materiais do INETI no âmbito do projecto "Produção dos compósitos Al 6061/SiC e Al 6061/Al_2O_3 por sinterização directa de pós e/ou forjagem". Outros detalhes sobre o seu processamento ou comportamento mecânico e tribológico poderão ser observados em [23,24, 25, 26, 27 e 28].

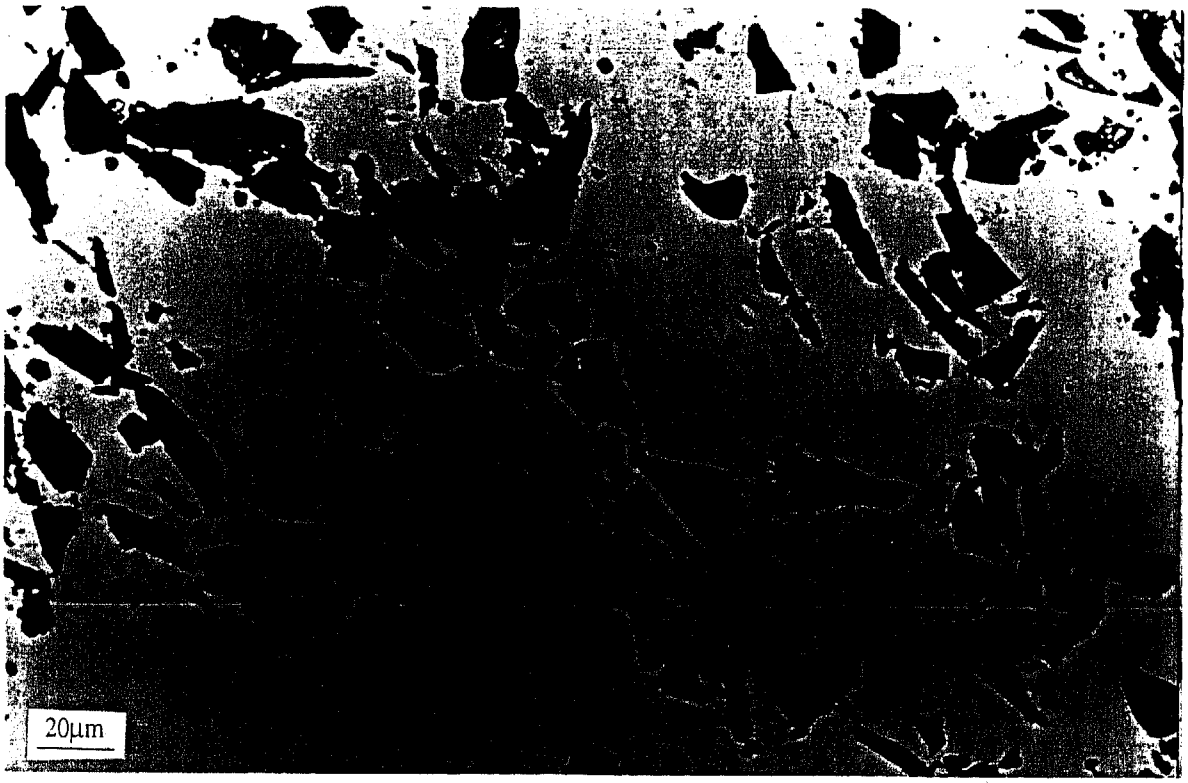
2.5 Síntese.

Actualmente a investigação em CMM tem como objectivo o seu emprego industrial. Tem insidido sobretudo nos compósitos com matriz em liga de alumínio e reforços descontínuos - fibras curtas, partículas e whiskers de SiC e/ou Al_2O_3.



MO: ampliação (100x) s/ ataque

Fig. 2.8 Aspecto geral da microestrutura do compósito AA6061/SiC/20p



MO: ampliação (500x) s/ ataque

Fig. 2.9 Detalhe da microestrutura do compósito AA6061/SiC/20p.

A interface matriz/reforço tem um papel determinante no comportamento mecânico dos compósitos e no seu processamento. A sua estabilidade condiciona o ciclo de vida do compósito.

Os processos de fabrico que permitem obter peças na forma final ou quase final a custos moderados são os mais empregues pelas indústrias e laboratórios de investigação que se dedicam à fabricação de peças em CMM. Assim, os processos próximos da fundição, da enformação plástica e da pulverometalurgia abrem um grande domínio de aplicação.

Capítulo 3

Fundamentos do corte por arranque de apara. Maquinabilidade.

Capítulo 3

3. Fundamentos do corte por arranque de apara. Maquinabilidade.

3.1 Generalidades. Perspectiva histórica. 37

3.2 Formação da apara. 39
- 3.2.1 Corte ortogonal. 40
- 3.2.2 Corte tridimensional. 49
- 3.2.3 Tipos e forma de apara. 50
- 3.2.4 Apara aderente ou aresta postiça de corte (APC). 53
- 3.2.5 Balanço energético 55

3.3 Materiais para ferramentas de corte. 57
- 3.3.1 Aços rápidos. 60
- 3.3.2 Carbonetos sinterizados (metal duro). 61
- 3.3.3 Cerâmicos. 64
- 3.3.4 Ultra duros. 67

3.4 Desgaste e vida das ferramentas de corte. 70
- 3.4.1 Tipos de avarias e desgastes. 70
- 3.4.2 Mecanismos de desgaste. 74
- 3.4.3 Curva de vida. Lei de Taylor. 77

3.5 Maquinabilidade. 80

3.6 Síntese. 82

Capítulo 3

Fundamentos do corte por arranque de apara. Maquinabilidade.

3.1 Generalidades. Perspectiva histórica.

Tendo em consideração a complexidade do fenómeno de corte por arranque de apara e o grande número de parâmetros em análise, a investigação cedo se orientou na criação de um modelo físico/matemático que, baseado em certas hipóteses simplistas não desvirtuasse o fenómeno básico, permitisse traduzir a realidade o mais aproximadamente possível e deduzir consequências que a experimentação tem confirmado. Nasceram, assim, várias teorias e sucessivos aperfeiçoamentos têm sido feitos por muitos investigadores. Embora longe de um consenso, muitos resultados podem já ser tidos como geralmente aceites sendo esse facto de grande utilidade para a compreensão do fenómeno de corte.

A primeira modelização físico/matemática do processo de formação da apara surge publicada em 1945[1]; deve-se a Merchant M. e, ainda, a Ernest H. e a Piispannen V. referidos por [51, 52, 53, 54, 55 e 56]. Admite que na formação da apara o material se comporta como um meio contínuo, a zona de corte é representada geometricamente e analisada de um modo estático. A apara é formada por um escorregamento provocado por tensões de corte e a deformação localiza-se numa zona de pequena espessura (zona de deformação primária) que se estende desde a aresta do corte até à superfície livre da peça. As tensões a aplicar para obter a deformação angular (distorção) necessária à formação da apara são calculadas pelo equilíbrio das forças e pela área do plano de corte. Contudo, este modelo não considera, de um modo evidente, a influência da velocidade de corte. Verificou-se que esta condição de corte condiciona a forma e o tipo de apara, devido a influenciar a localização e dimensão da

[1] Merchant M.E., "Mechanics of metal cutting process-ortogonal cutting" J.Appl.Phys., 16, pp.267-275,(1945) e Merchant M.E. "Plasticity conditions in ortogonal cutting" J.Appl.Phys., 6, pp.318-324,(1945).

zona de deformação primária bem como o valor das forças aplicadas, por alterar a secção resistente e as condições de atrito na face de ataque da ferramenta.

Uma segunda modelização da formação da apara teve a sua origem nos trabalhos de Lee H. e Shaffer B., em 1951, segundo Ferraresi [51]. Um dos primeiros modelos explica o fenómeno com base na teoria da plasticidade considerando, para tal, as equações constitutivas da deformação plástica do corpo rígido-plástico. Vários desenvolvimentos do modelo inicial, com maior ou menor comparação experimental foram apresentados por diversos investigadores tais como Shaw M. et al., Kobayashi et al. [53, 54 e 56].

Mais tarde, nos anos sessenta, Oxley P. et al. referidos por Mesquita [56] desenvolveram equações constitutivas mais elaboradas para a modelização da formação da apara. Partiram de hipóteses mais próximas da realidade, que contemplam nomeadamente o encruamento do material. Através da observação das linhas de fluxo do material durante a deformação, calcularam a velocidade de deformação e, por integração, a deformação. Foi, ainda, possível prever o valor das forças no corte e a forma da apara a partir das condições de corte e das características mecânicas dos materiais.

Em 1973, Klamecki B. e Tay A. citados por Chen Z. e Black J. [58] apresentaram as primeiras modelizações por elementos finitos do corte por arranque de apara. O modelo de Klamecki B. era tridimensional e previa a distribuição de tensões, enquanto o de Tay A. era bidimensional e estudava a distribuição de temperaturas geradas durante o corte ortogonal.

A análise dinâmica do processo de corte, tendo em consideração a variação de um modo sinusoidal da espessura de corte (espessura da apara não deformada) é apresentada por exemplo por Boothroyd G. em 1975 num seu trabalho muito conhecido [52]. Contudo muitos outros investigadores tais como, Tobias S. (1966) e Koenigsberger F. (1971), foram pioneiros desta análise [59].

Recentemente, nos anos noventa, têm sido publicados vários trabalhos sobre a modelização dinâmica [59, 60 e 61] e sobre a análise através do método dos elementos finitos (MEF) do processo de corte [58, 62, 63 e 64]. Apresentam-se, de seguida, alguns dos tópicos que consideramos importantes nos trabalhos analisados.

O modelo de corte dinâmico não linear foi apresentado por Lin J. e Weng C. [60] e considera o efeito não linear da trepidação "chatter". Posteriormente, em 1993, Tarng Y. et al. [61] desenvolveram-no e fizeram a sua comprovação experimental tendo verificado que o modelo descrevia o fenómeno de corte dinâmico de um modo satisfatório. Ainda nesta área

merece realce o trabalho de Marui et al. [59] sobre o efeito do ângulo de posição da aresta de corte na ocorrência do "chatter".

Chen Z. e Black J. [58] apresentaram uma revisão do estado da arte muito pormenorizada da análise do corte por arranque de apara por meio do MEF. Concluiram que a construção de um modelo de elementos finitos não é tarefa fácil, porque requer entre outros aspectos um perfeito conhecimento das propriedades do material da peça e da ferramenta, do processo de corte, das teorias de deformação plástica e do próprio MEF. Estes autores propuseram a utilização futura do MEF na optimização das variáveis dos diversos processos de corte, no projecto e desenho de ferramentas, na criação de modelos tridimensionais e na análise dinâmica do processo de corte.

Joshi V. et al. [62] apresentaram, em 1994, uma análise viscoplástica do processo de corte através do MEF. Fizeram uma análise que considera o comportamento mecânico e térmico na zona de deformação primária. Determinaram o valor médio da tensão de corte e da velocidade de deformação e efectuaram a sua comparação com os valores obtidos experimentalmente.

Shih J. [63] apresentou, em 1996, um trabalho mais completo do que o anteriormente referido, dado que contempla a análise das zonas de deformação primária e secundária do ponto de vista mecânico e térmico. O método dos elementos finitos baseia-se numa análise termo-viscoplástica para a situação de corte ortogonal. Este autor também refere que a formulação por elementos finitos para a modelização do corte tridimensional, com a presença de aresta postiça de corte e apara descontínua, é bastante mais complicada.

Também neste mesmo ano Kim K. e Sin H. [64] apresentaram uma análise por elementos finitos termo-viscoplástica para o corte ortogonal tendo efectuado a sua validação experimental e concluido que é possível obter uma boa correlação entre as simulações numéricas efectuadas e os resultados experimentais obtidos.

3.2 Formação da apara.

A análise científica da maquinabilidade de um material passa pela caracterização do desgaste e vida das ferramentas, das forças de corte, do acabamento superficial, da forma e tipo de apara obtida... para a qual é importante conhecer o mecanismo da sua formação. Contudo, o presente trabalho não tem por objectivo o estudo dos fundamentos do mecanismo da formação da apara. Assim, vamos assumir de acordo com o sugerido por vários autores [51, 53, 54 e 57] que não existe perda de generalidade quando se estuda o processo de corte

por arranque de apara com base no corte ortogonal. Todavia, o modelo não deixa de ser complexo pelo número de variáveis envolvidas.

3.2.1 Corte ortogonal.

O corte diz-se ortogonal quando a apara sai perpendicular à aresta e sofre uma deformação plana. Assim, o fenómeno tem uma representação bidimensional, o que facilita a análise vectorial das forças e velocidades bem como o estabelecimento de relações geométricas simples. Esta modelização que foi introduzida por Ernest H. e Merchant M., não contempla o conceito de deformação heterogénea para o material a maquinar, concentrando-se toda a deformação no plano π, Fig. 3.1. No caso geral, como se sabe, a deformação não é bidimensional e, por isso, o corte diz-se tridimensional.

Vejamos, então, o conjunto de postulados da teoria do corte que, embora sejam em determinadas situações próximos da realidade, se justificam pela simplificação que introduzem na modelização do problema [51, 53 e 54].

- o material a maquinar é homogéneo, isotrópico e idealmente plástico isto é, a deformação elástica é desprezável. O material não encrua. Uma vez atingido o limite elástico a deformação plástica inicia-se e prossegue até à rotura sem aumento da tensão de corte.

- a formação da apara é um fenómeno estacionário (na realidade trata-se de um fenómeno periódico) e a apara é contínua regular sem apara aderente (o que nem sempre acontece).

- a deformação da apara é uma deformação plana e o comprimento da aresta de corte é superior à largura de corte.

- as resistências ao corte reduzem-se à deformação plástica da apara no plano de corte ou escorregamento e à força de atrito na face de ataque, proporcional à componente normal da força (atrito de Coulomb).

- a acção da ferramenta de corte sobre a peça (ou a reacção desta sobre aquela que é igual e oposta R=R') reduz-se a uma força aplicada na aresta de corte.

Nesta modelização não são tomados em consideração, por exemplo, os seguintes aspectos:

- a deformação elástica da peça e da ferramenta de corte.

- a energia superficial de formação das duas novas superfícies resultantes do corte.

- o atrito na face de saída (folga) da ferramenta de corte.

- o efeito da temperatura nas características mecânicas do material a maquinar.

- a deformação plástica na face de ataque da ferramenta de corte.

- o efeito do desgaste sobre a geometria de corte.

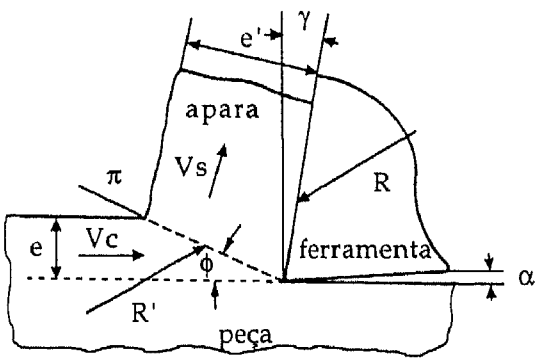


Fig. 3.1 Esquema do modelo de corte ortogonal [53].

3.2.1.1 Análise vectorial das forças.

Quando isolamos uma apara e efectuamos o seu diagrama de corpo livre, Fig. 3.2, consideramos duas forças, a força entre a face de ataque da ferramenta e a apara (R) e a força

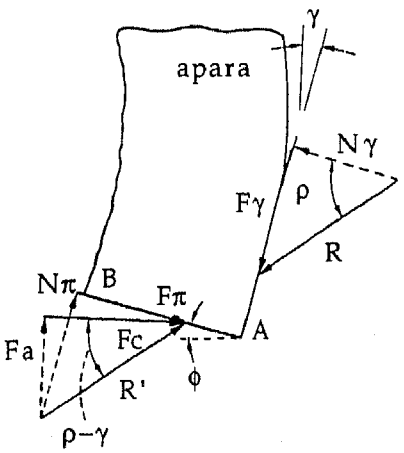


Fig. 3.2 Diagrama de corpo livre da apara [54].

entre a peça e a apara ao longo da plano de corte (R'). Para que haja equilíbrio estas forças devem ser iguais R = R' e ter a mesma linha de acção.

Podemos decompor as forças R e R' em três conjuntos de componentes, conforme o indicado na Fig. 3.3 e obter:

- a força de corte (Fc) e a força de avanço (Fa), segundo as direcções horizontal e vertical, respectivamente.

- a força no plano de corte (Fπ) e a força normal ao plano de corte (Nπ), segundo as direcções do plano de corte e sua perpendicular, respectivamente.

- a força tangencial à face de ataque (Fγ) e a força normal à face de ataque (Nγ), segundo as direcções da face de ataque da ferramenta e sua perpendicular, respectivamente.

Se considerarmos as forças R e R' aplicadas no bico da ferramenta de corte, de acordo com a análise de Merchant M., podemos obter o diagrama de forças representada na Fig. 3.3. Atendendo a considerações geométricas é possível obter a resolução gráfica da resultante da força R aplicada no bico da ferramenta, em referencial de componentes ortogonais, para qualquer direcção.

Assim, podem ser obtidas relações analíticas entre as componentes das forças no plano de corte, força no plano de corte (Fπ) e força normal ao plano de corte (Nπ) e as componentes força de corte (Fc) e força de avanço (Fa), registadas através dos métodos experimentais de medição (por exemplo, os dinamómetros extensométricos ou piezoeléctricos).

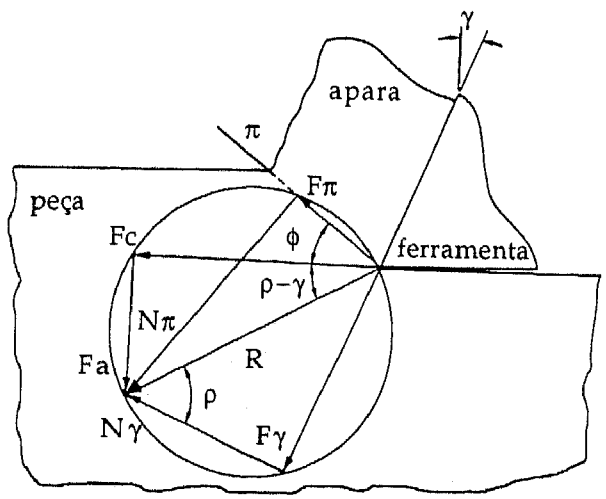
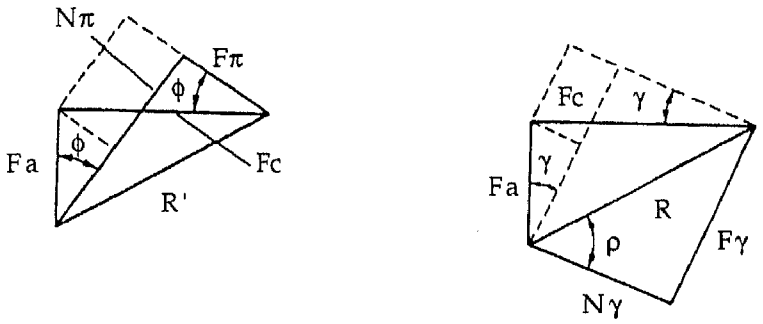


Fig. 3.3 Esquema das forças no corte ortogonal [54].

Então, a partir da Fig. 3.4 a) podemos obter:

$$F_\pi = F_c \cos\phi - F_a \operatorname{sen}\phi \tag{3.1}$$

$$N_\pi = F_a \cos\phi + F_c \operatorname{sen}\phi \tag{3.2}$$



a) b)

Fig. 3.4 Decomposição das forças R e R' [53].
a) Plano de corte. b) Face de ataque.

E da Fig.3.4 b), vem:

$$F_\gamma = F_c \operatorname{sen}\gamma + F_a \cos\gamma \tag{3.3}$$

$$N_\gamma = F_c \cos\gamma - F_a \operatorname{sen}\gamma \tag{3.4}$$

Admitindo para o modelo de corte ortogonal válido, a lei de atrito de Coulomb, na qual se assume que a força aplicada na face de ataque ($F\gamma$) é proporcional à força normal ($N\gamma$), que a origina, então é possível calcular o coeficiente de atrito na face de ataque ($\mu=tg\rho$), onde ρ é o ângulo de atrito mostrado nas Fig.s 3.2 e 3.3, ou seja:

$$\mu = \frac{F_\gamma}{N_\gamma} = \frac{F_c \operatorname{sen}\gamma + F_a \cos\gamma}{F_c \operatorname{sen}\gamma - F_a \cos\gamma} = \frac{F_a + F_c \operatorname{tg}\gamma}{F_c - F_a \operatorname{tg}\gamma} \tag{3.5}$$

3.2.1.2 Tensões no plano de corte.

Considerando uma distribuição uniforme de tensões no plano de corte e sendo a área da secção desse plano dada por:

$$S_\pi = \frac{l\ e}{\text{sen}\phi} \tag{3.6}$$

sendo, l a largura de corte e e a espessura de corte, podemos calcular as tensões médias de corte e normal que actuam neste plano. Assim,

$$\tau_\pi = \frac{F_\pi}{S_\pi} \; ; \; \sigma_\pi = \frac{N_\pi}{S_\pi} \tag{3.7}$$

utilizando, as equações (3.1) e (3.2) podemos obter:

$$\tau_\pi = \frac{\left(F_c \cos\phi - F_a \text{ sen}\phi\right) \text{sen}\phi}{l\ e} \tag{3.8}$$

$$\sigma_\pi = \frac{\left(F_a \cos\phi - F_c \text{ sen}\phi\right) \text{sen}\phi}{l\ e} \tag{3.9}$$

3.2.1.3 Ângulo de corte.

A determinação do ângulo de corte (ϕ) para além do cálculo das forças tangencial ($F\pi$) e normal ao plano de corte ($N\pi$), permite que, as equações (3.8) e (3.9) das tensões que actuam no plano de corte possam ser utilizadas. A obtenção do ângulo de corte baseia-se no cálculo do grau de encalque da apara (Rc), que é a razão entre a espessura da apara obtida (e') e a espessura de corte -espessura da apara não deformada- (e). A primeira pode ser obtida por medida directa, por exemplo, num microscópio apropriado.

Admitindo que existe conservação do volume durante o processo de corte, temos,

$$e\ l\ c = e'\ l'\ c' \tag{3.10}$$

sendo, e, l e c respectivamente a espessura, a largura e o comprimento de corte, e o (') refere-se às correspondentes medidas efectuadas na apara após o corte. Para $l/e \geq 5$, está experimentalmente comprovado que a largura da apara é igual à do material antes de ser maquinado [54], $l = l'$, então,

$$\frac{e}{e'} = \frac{c'}{c} = \frac{1}{R_c} = r' \tag{3.11}$$

A relação entre o inverso do grau de encalque (r'), e o ângulo de corte (ϕ) pode ser obtida através da Fig. 3.5. Podemos tirar que:

$$r' = \frac{e}{e'} = \frac{AB\ sen\phi}{AB\ cos(\phi - \gamma)} \tag{3.12}$$

Resolvendo em ordem a ϕ, temos:

$$\phi = arctg\ \frac{r'\ cos\gamma}{1 - r'\ sen\gamma} = arctg\ \frac{cos\gamma}{R_c - sen\gamma} \tag{3.13}$$

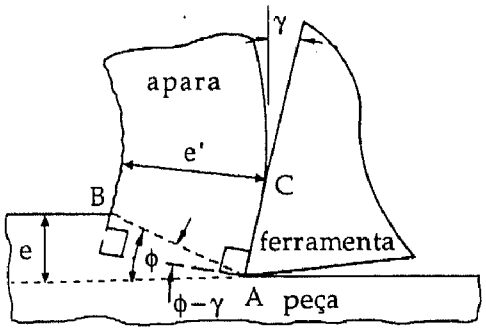


Fig. 3.5 Relação entre o ângulo de corte (ϕ) e o inverso do grau de encalque (r') [54].

Esta expressão permite calcular o valor do ângulo de corte (ϕ) a partir do conhecimento experimental do grau de encalque. Diversos investigadores têm procurado estabelecer relações mais directas e práticas entre o ângulo de corte (ϕ) e as condições de corte. A primeira, e uma das mais conhecidas, foi obtida por Ernest H. e Merchant M. que, baseados na teoria de corte ortogonal, partiram da hipótese de que a tensão de corte ($\tau\pi$) seria função apenas do material e procuraram o valor do ângulo de corte (ϕ) que maximiza esta tensão no plano de corte [51]. Igualando a zero a derivada da tensão de corte ($\tau\pi$), expressão (3.8) em ordem a ϕ deduz-se:

$$\phi = 45° - \frac{1}{2}(\rho - \gamma) \tag{3.14}$$

Verificou-se que os valores experimentais quase sempre se afastavam dos valores obtidos através da fórmula anterior. Mediante a introdução de novas hipóteses baseadas em pressupostos diferentes, vieram a desenvolver-se e a serem corrigidas por vários investigadores, tais como, Lee e Shaffer, Hucks, Shaw, Kronenberg e Oxley citados em [51,54 e 56], outras teorias, resultando geralmente para o ângulo de corte (ϕ) uma expressão

do tipo da anterior, em que figuram sempre o ângulo de ataque (γ) e uma grandeza relacionada com o atrito da apara sobre a face de ataque da ferramenta.

3.2.1.4 Deformação angular (distorção).

A deformação angular (distorção) no caso do corte ortogonal é definida como se apresenta na Fig. 3.6.

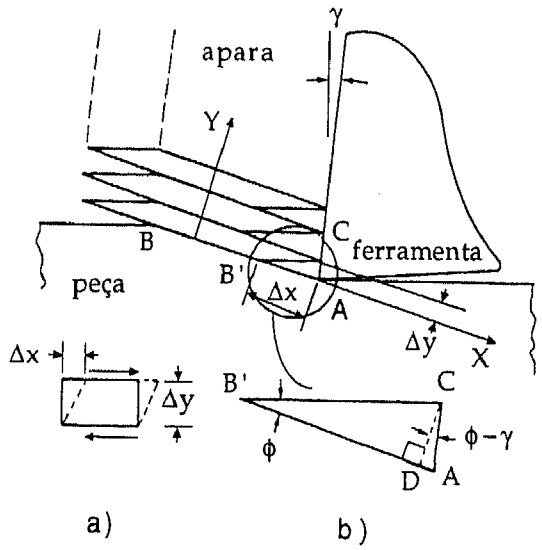


Fig. 3.6 Representação da deformação angular [53].
a) Conceito. b) Corte ortogonal.

$$\varepsilon = \frac{\Delta x}{\Delta y} = \frac{AB'}{CD} = \frac{AD}{CD} + \frac{DB'}{CD} = tg(\phi - \gamma) + \cot g\phi \qquad (3.15)$$

Através de transformação trigonométrica e da equação (3.13) podemos obter

$$\varepsilon = \frac{\cos\gamma}{\operatorname{sen}\phi\ \cos(\phi - \gamma)} = \frac{1 + R_c^2 - 2\ \operatorname{sen}\gamma}{R_c\ \cos\gamma} \qquad (3.16)$$

No corte de arranque da apara obtêm-se valores de deformação angular (entre 0,5 a 5) muito superiores aos obtidos nos ensaios mecânicos vulgarmente utilizados na caracterização dos materiais [53 e 54].

O principal motivo para os elevados valores de deformação angular prende-se com o facto da propagação da fractura ser retardada devido à presença de uma elevada tensão normal de compressão no plano de corte [51 e 54].

3.2.1.5 Relações cinemáticas.

O estudo da cinemática do processo de corte contempla a utilização de três velocidades:

- a velocidade de corte (Vc); é a velocidade entre a ferramenta e a peça, definida na direcção da força de corte.

- a velocidade de saída da apara (Vs); é a velocidade entre a apara e a ferramenta, definida na direcção da face de ataque da ferramenta.

- a velocidade no plano de corte (Vπ); é a velocidade entre a apara e a peça, definida na direcção do plano de corte.

Segundo os princípios da cinemática, estes três vectores velocidade devem formar um triângulo de velocidades relativas, cuja representação é efectuada na Fig. 3.7

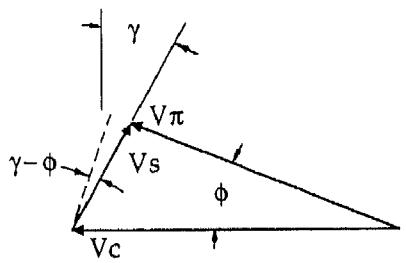


Fig. 3.7 Triângulo de velocidades relativas no corte ortogonal [53].

O vector resultante da soma da velocidade de corte com o da velocidade de saída da apara, é o vector da velocidade no plano de corte. Analiticamente, temos:

$$V_s = \frac{\operatorname{sen}\phi}{\cos(\phi - \gamma)} V_c \tag{3.17}$$

$$V_\pi = \frac{\cos\gamma}{\cos(\phi - \gamma)} V_c \tag{3.18}$$

Introduzindo, as definições de grau de encalque e de deformação angular, respectivamente, dadas pelas equações (3.13) e (3.16), estas expressões tomam a seguinte forma

$$V_s = r' \; V_c \tag{3.19}$$

$$V_\pi = \varepsilon \; \text{sen}\phi \; V_c \tag{3.20}$$

3.2.1.6 Velocidade de deformação.

Tal como foi efectuado anteriormente para a deformação angular, podemos também definir a velocidade de deformação no plano de corte como:

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{\Delta x}{\Delta y \; \Delta t} = \frac{V_\pi}{\Delta y} \tag{3.21}$$

Sendo, Δt o tempo necessário para a deslocação Δx no plano de corte, e Δy a espessura da zona em deformação. Substituindo as expressões (3.16), (3.19) e (3.20) na expressão anterior (3.21), temos:

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{\cos\gamma}{\cos(\phi - \gamma)} \; \frac{V_c}{\Delta y} \tag{3.22}$$

Considerando que o "plano"[2] de corte é, geralmente, muito fino é de esperar que poucos planos de escorregamento estejam activos ou mesmo tempo. O valor de 2,5 μm é tido como sendo um valor médio aceitável para o espaçamento dos sucessivos planos de escorregamento Δy [51 e 53].

Os resultados experimentais obtidos por Shaw mostraram que o valor da velocidade de deformação é extremamente elevado (entre 10^3 a $2x10^5$ s^{-1}) [53 e 54].

Note-se que a velocidade de deformação num ensaio normal de tracção é da ordem de $10^{-3}s^{-1}$ e num ensaio de resiliência é cerca de 10^3s^{-1} [65 e 66].

É neste contexto que deve ser introduzida a noção de tensão de corte dinâmica que tome em consideração, não só a velocidade de deformação, mas também diversos parâmetros dos quais se salientam, a tensão normal de compressão, a deformação e a temperatura no plano de corte.

[2] Zona cuneiforme (demonstrado por Kececioglu através de fotomicrografias de corte congelado-1958)

Por exemplo, a influência da tensão normal de compressão é contemplada na teoria de Ernest e Merchant corrigida através da introdução do índice de maquinabilidade (δ), específico de cada material [51].

3.2.2 Corte tridimensional.

O estudo efectuado na secção precedente considera apenas o caso do corte ortogonal. Embora algumas operações de maquinagem, tais como o sangrar ou ranhurar em torneamento, e a fresagem cilíndrica tangencial se enquadrem neste caso, a maioria são operações de corte tridimensional. A ferramenta de corte tridimensional mais vulgar é a ferramenta de base (torneamento longitudinal) que possui duas arestas de corte (principal e secundária) interligadas por um raio de curvatura da ponta (bico), que actuam simultaneamente. De igual modo, na fresagem e na furação, importantes operações de maquinagem, utilizam-se ferramentas de múltiplas arestas de corte. A Fig. 3.8 apresenta uma comparação entre o corte ortogonal e o corte tridimensional. A geometria da ferramenta de corte, através do ângulo de inclinação da aresta de corte (λ) e do ângulo de posição da aresta de corte (χ) obriga a apara a desviar-se relativamente à direcção perpendicular à aresta de corte provocando a variação do comprimento de contacto apara/ferramenta.

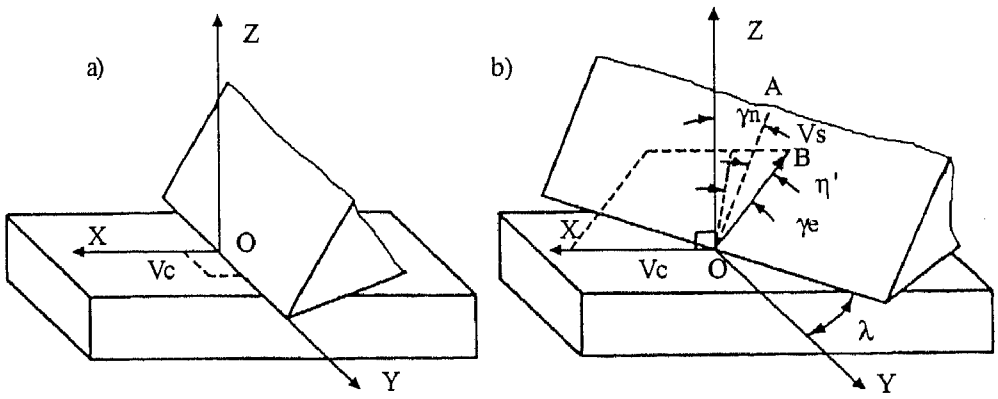


Fig.3.8 Modelos de corte [52]. a) Corte ortogonal. b) Corte tridimensional.

A Fig. 3.8 b) ilustra a geometria do corte tridimensional em que a apara sofre um desvio η'. A apara não escorrega ao longo da face de ataque da ferramenta pelo percurso perpendicular à aresta de corte OA mas, ao contrário, escorrega pelo percurso OB, que está inclinado em relação à normal de um ângulo η'. O ângulo de ataque efectivo (γe) é o ângulo entre a direcção de saída da apara OB e a normal à velocidade de corte (Vc) no plano que contém Vc e Vs. Este ângulo pode ser obtido através da seguinte expressão devida a Stabler segundo [54].

$$\text{sen}\gamma_e = \text{sen}\,\eta'\ \text{sen}\lambda + \cos\eta'\ \cos\lambda\ \text{sen}\gamma_n \tag{3.23}$$

Este autor mostrou que, em primeira aproximação, se pode considerar $\eta'=\lambda$.

O efeito combinado do ângulo de aresta principal de corte (χ) e do ângulo de aresta secundário de corte (χ_1) também altera as condições de saída da apara. Por exemplo, Rosenberg e Eremin referidos por Mesquita [56] aplicam a seguinte expressão para a sua quantificação:

$$\eta' = \text{arctg}\ \frac{\text{sen}(\chi+\chi_1)}{\dfrac{2\ p}{a\ \text{sen}\chi} + \cos(\chi+\chi_1)} \tag{3.24}$$

sendo, a o avanço e p o penetramento. Outros investigadores tais como Colwell e Morcos, apresentaram diversas expressões com objectivos idênticos às referidas anteriormente. Deste modo, conhecidos os ângulos de inclinação (λ) e de ataque normal (γ_n), facilmente se determina o ângulo de ataque efectivo (γ_e) através das equações (3.23) e (3.24) que aplicado nas expressões gerais do corte ortogonal permite prever a situação em corte tridimensional.

3.2.3 Tipos e forma de apara.

A apara pode apresentar-se, fundamentalmente, sob três tipos [51, 53, 54, 56 e 67], Fig. 3.9:

- contínua regular, característica de materiais dúcteis e do corte a médias e elevadas velocidades de corte.

- contínua irregular (com aderências), característica de materiais dúcteis maquinados a baixas velocidades de corte com e sem lubrificação.

- descontínua (ou de rotura), característica de materiais frágeis e da maquinagem a baixas velocidades de corte.

A modificação dos parâmetros de maquinagem numa operação de corte de um dado material pode determinar alteração do tipo da apara produzida. Assim, se se verificarem vibrações da ferramenta, uma apara contínua pode passar a apresentar uma variação sensível de espessura se a vibração é ligeira, ou transformar-se, mesmo, numa apara de tipo "descontínua não fragmentada", se a vibração é elevada.

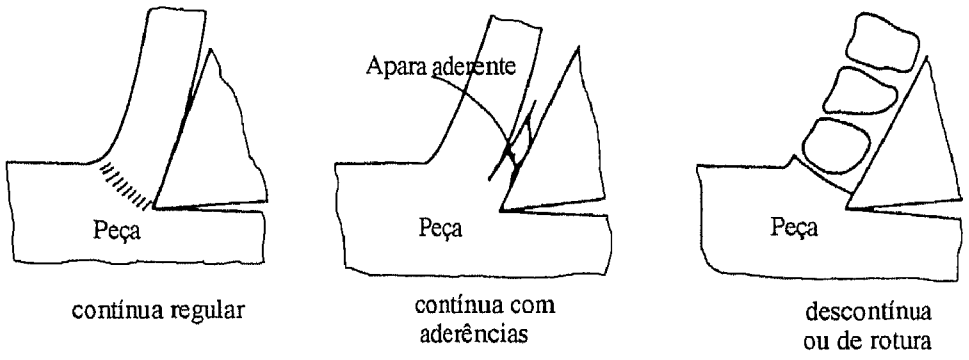


Fig.3.9 Tipos de apara.

Neste último caso a apara apresenta contudo uma característica típica, que é o facto de ser composta por elementos ponteagudos em vez de paralelos. No caso das brocas helicoidais, por exemplo, o ângulo de ataque diminui da periferia para o centro, enquanto que, pelo contrário, o ângulo de inclinação aumenta. Assim na periferia, onde a velocidade de corte é máxima, esta e o valor do ângulo de ataque são suficientes para que o tipo de apara produzida seja contínua para materiais dúcteis e descontínua para materiais frágeis. Todavia, a partir do meio raio para o eixo da broca, o ângulo de ataque e a velocidade de corte menores, conjuntamente com um ângulo de inclinação maior, produzem a formação de aparas descontínuas, mesmo no caso de furação de aço macio.

Vejamos agora como podemos classificar a apara quanto à sua forma [68], Fig. 3.10:

- apara lisa ou de fita, que ocupa muito espaço e dificulta a sua evacuação da zona de trabalho, podendo provocar acidentes.

- apara helicoidal, que ocupa um espaço muito menor que a anterior e é de evacuação fácil.

- apara em espiral que é também uma forma conveniente.

- apara em lascas, preferida quando houver um espaço reduzido disponível para a evacuação ou quando a sua remoção for forçada por acção de um fluido de corte, como é o caso da furação profunda.

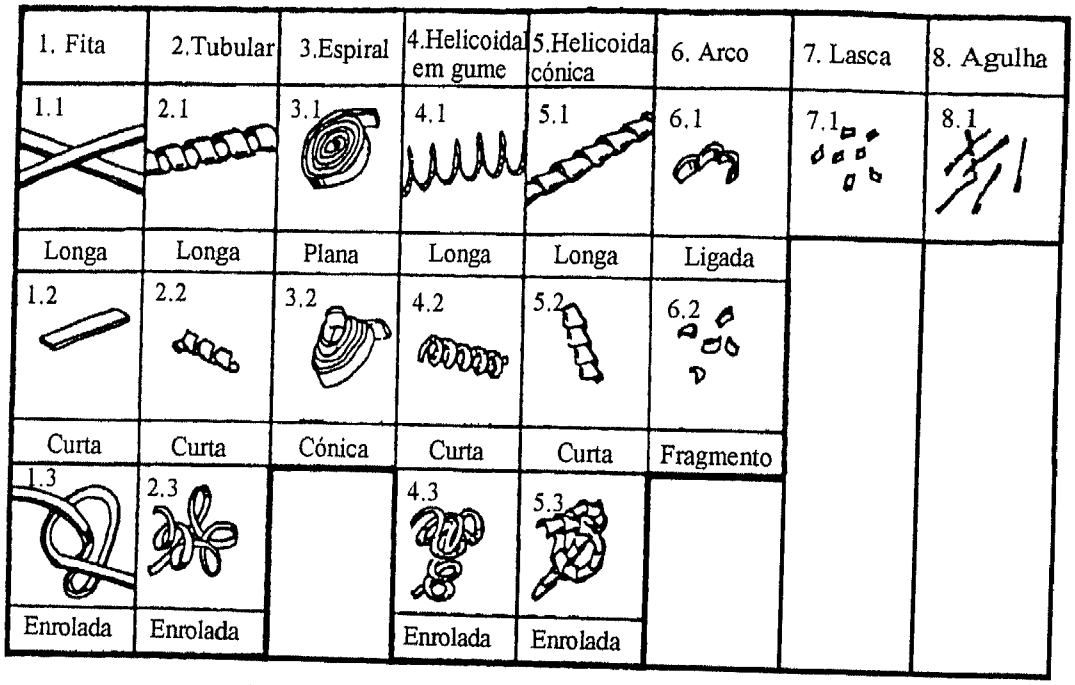


Fig.3.10 Formas de apara segundo a ISO 3685.

O controle da direcção de saída e da forma da apara tem especial interesse porque permite a sua evacuação eficiente da zona de trabalho, evitando o seu envolvimento nas partes móveis da máquina, na ferramenta e nas peças. Para além dos danos que pode produzir nestes elementos é uma fonte potencial de acidentes para o operador. O problema tem especial importância no caso de maquinagem de materiais dúcteis a velocidades de corte elevadas, pois formam-se aparas contínuas resistentes cujo escoamento é muito rápido sobre a face de ataque o que as torna perigosas. Outro caso típico é o de operações múltiplas em máquinas automáticas em que as ferramentas de corte, por vezes, em grande número, são montadas na proximidade umas das outras e atacam o material em movimentos sucessivos, alguns deles simultâneos, que se processam num espaço relativamente restrito.

A mudança da forma da apara pode efectuar-se modificando as condições de corte ou dando uma forma especial à face de ataque da ferramenta de corte, ou seja, utilizando quebra-aparas [51 e 52]. A alteração das condições de corte no sentido do aumento da capacidade de quebra da apara deve conduzir a um aumento da deformação da apara no plano de corte, o que pode conseguir-se do seguinte modo [51 e 52]:

- diminuindo o ângulo de ataque e ângulo de inclinação da aresta da ferramenta de corte (usando eventualmente valores negativos).

- aumentando a espessura da apara e reduzindo a velocidade de corte.

A mudança das condições de corte de modo a obter uma forma adequada da apara deve ser tanto quanto possível evitada. A diminuição dos ângulos referidos aumenta a força de maquinagem, podendo ocasionar vibrações. A velocidade de corte e o avanço devem ser fixados pelas condições económicas de maquinagem. Assim, a solução passa pela utilização de quebra-aparas na face de ataque das ferramentas, o que permite obter aparas curtas. Ao contrário do que o nome poderia levar a concluir, a função do quebra-aparas é enrolar a apara e não quebrá-la directamente. É, no entanto, desse enrolamento que resulta a maior aptidão da apara a partir, dando origem às aparas curtas (helicoidal ou espiral).

O quebra-aparas deforma a apara elástica e plasticamente. Devido à deformação elástica haverá na apara, à saída do bordo do quebra-aparas, um recuo elástico (efeito de mola), isto é, o raio de curvatura da hélice formada pela apara é maior que o raio de curvatura inicial (R') obtido através da forma do quebra-aparas. Se a espessura da apara (e) for reduzida, isto é, se a relação R'/e for elevada, a parte da deformação elástica será grande e o raio da hélice da apara será bastante maior do que o raio de curvatura inicial. Por outro lado se a espessura da apara for elevada, ter-se-á maior deformação plástica e o raio de curvatura da hélice da apara será menor que no caso anterior.

A posição e forma dos quebra-aparas estão relacionadas com a espessura da apara, com a velocidade de corte e com o material a maquinar. Os quebra-aparas podem ser executados directamente sobre a ferramenta de corte ou podem ser postiços [51]. No primeiro caso, a versatilidade de emprego da ferramenta é menor, além de que os custos de afiamento são superiores. No segundo caso, a posição do quebra-aparas pode ser regulada consoante as condições de maquinagem com vantagens evidentes, resultando em contra partida quebra-aparas de forma menos elaborada.

3.2.4 Apara aderente ou aresta postiça de corte (APC).

No caso de materiais dúcteis, de apara contínua, e devido ao atrito na área de extrema pressão, a apara tem tendência a soldar à face de ataque da ferramenta de corte. Se o atrito é elevado verifica-se a formação de uma apara aderente, também vulgarmente designada por aresta postiça de corte (APC) [51, 52 e 54]. Quando a força de atrito por unidade de área é superior à resistência ao corte do material da peça, uma porção de apara, junto da face de

ataque da ferramenta não escorrega ao longo do plano de escorregamento mas adere à face de ataque e solda-se a ela por acção da pressão de contacto e da temperatura. À medida que este processo prossegue, a apara aderente vai crescendo até atingir uma dimensão instável com rotura subsequente em três pedaços, Fig. 3.11: um que sai agarrado à apara; outro que fica aderente à superfície maquinada e, um terceiro, que permanece soldado à face de ataque da ferramenta e que constitui o núcleo de crescimento de uma nova apara aderente que por sua vez se romperá atingida a dimensão de instabilidade e, assim, sucessivamente .

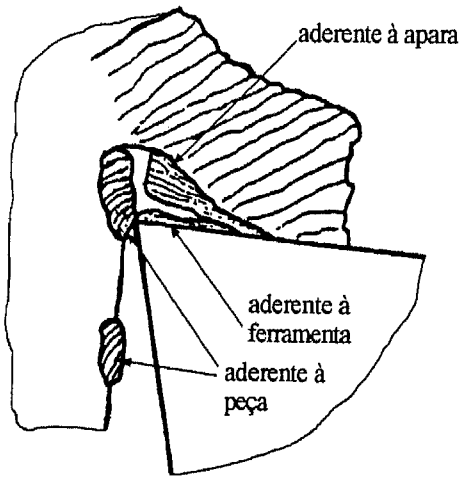


Fig.3.11 Rotura da apara aderente ou aresta postiça de corte (APC).

A formação, estabilidade e dimensões da apara aderente têm um papel fundamental na vida da ferramenta de corte e no acabamento superficial das peças e, por isso, analisaremos os factores de que dependem. De facto, enquanto por um lado a apara aderente oferece certa protecção contra a formação de cratera na face de ataque da ferramenta, pode causar o desgaste prematuro da superfície de saída (folga) devido à acção abrasiva dos fragmentos desagregados que se vão afastando da zona de corte agarrados à superfície maquinada. Estes fragmentos vão aumentar a rugosidade da superfície da peça e afectar, portanto, o seu acabamento. Devido à elevada deformação plástica e consequente encruamento do material da apara aderente, esta substitui-se à parte activa da ferramenta, desempenhando a parte frontal o papel de uma aresta deslocada que altera as relações geométricas de corte da ferramenta. A apara aderente aparece no corte de materiais de apara contínua, pois a pressão específica de corte e a temperatura desenvolvida na área de extrema pressão são, no caso da apara descontínua, insuficientes para produzir uma soldadura forte entre a apara e a face de ataque.

No que respeita às condições de corte, a que maior influência exerce na formação e

dimensões da apara aderente é a velocidade de corte, porque condiciona a temperatura de corte atingida. Supondo fixadas todas as outras condições de corte, existe uma velocidade crítica abaixo da qual, e para valores bastante inferiores, não se verifica a formação de apara aderente ou, então, esta apresenta-se com dimensões reduzidas que, todavia, vão aumentando à medida que se utilizam velocidades mais próximas daquela velocidade crítica para a qual a dimensão da apara aderente é máxima. Para além deste limite, a velocidade de corte produz temperaturas elevadas que levam a um amaciamento do material da apara aderente pelo que esta diminui de dimensões e, para velocidades suficientemente elevadas, acaba por desaparecer.

3.2.5 Balanço energético.

O desenvolvimento de calor no corte por arranque de apara tem as seguintes origens, Fig. 3.12.

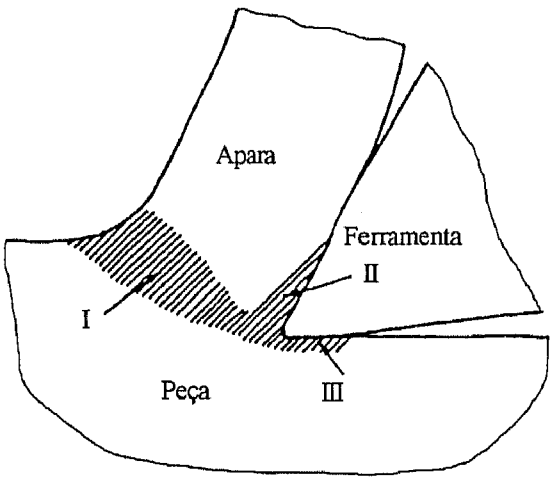


Fig.3.12 Principais fontes de calor e zonas de deformação plástica [52].

- na região de escorregamento ou zona de deformação primária (I), devido ao atrito interno que acompanha a deformação plástica do material e subsequente escorregamento.

- no atrito entre a apara e a face de ataque da ferramenta na área ou zona de deformação secundária (II).

- no atrito entre a face de saída (folga) da ferramenta na área adjacente à aresta de corte e a superfície maquinada (III).

Foi experimentalmente comprovado segundo [51] que cerca de 90% de energia consumida no processo de corte se transforma em calor cuja dissipação se vai fazer através da apara, da peça, da ferramenta e do meio ambiente (onde se considera incluído o fluido de corte). Sendo,

- Q_I , o calor produzido na região de escorregamento (I).
- Q_{II} , o calor produzido pelo atrito apara/ferramenta (II).
- Q_{III} , o calor produzido pelo atrito peça/ferramenta (III).
- Q_a , o calor dissipado pela apara.
- Q_p , o calor dissipado pela peça.
- Q_f , o calor dissipado pela ferramenta.
- Q_m , o calor dissipado pelo meio ambiente.

podemos escrever a seguinte equação de balanço térmico [51]

$$Q_I+Q_{II}+Q_{III}=Q_a+Q_p+Q_f+Q_m \tag{3.25}$$

Os valores numéricos destas quantidades, isto é, a proporção das quantidades de calor gerado nas áreas I, II e III e a proporção das quantidades de calor dissipadas pela apara, peça, ferramenta e meio ambiente, dependem do tipo da operação de corte, do material da peça e da ferramenta, dos parâmetros de maquinagem, da geometria da ferramenta e das características do fluido de corte, quando presente.

Pode verificar-se [52 e 54] que a temperatura máxima da ferramenta não é atingida na aresta de corte, mas sim num ponto da face de ataque a uma certa distância dela. Esta distribuição de temperatura é modificada em valor e em posição, pelas condições de corte e pelo desgaste da ferramenta. Em regime de elevadas velocidades de corte a justificação das altas temperaturas na área de extrema pressão é reforçada pelo facto de que a geração de calor por atrito nessa área passa a preponderar em relação à quantidade de calor gerada devido à deformação plástica na região de escorregamento. O procedimento experimental da medição da temperatura no corte pode ser analisado em diversa literatura da especialidade [51, 52, 54 e 69]

Genericamente, podemos dizer que as temperaturas de corte dependem da quantidade de calor gerado, das secções de dissipação na peça, na apara e na ferramenta, da condutibilidade térmica dos respectivos materiais e da dissipação para o meio ambiente. Mais especificamente a temperatura é tanto mais elevada, quanto mais elevada a velocidade de corte, que é a principal condição, mas também quanto maior a secção da apara, ou seja, o avanço e o penetramento. Quanto mais elevada for a pressão específica de corte, (a qual está intimamente relacionada com a resistência do material da peça a maquinar) mais elevada será a temperatura atingida para as mesmas condições de maquinagem. Assim, a temperatura atingida no corte dos aços é mais elevada que a que se verifica no corte de materiais mais macios e menos resistentes como o alumínio e suas ligas. A importância das temperaturas atingidas no corte tem implicação nos seguintes aspectos:

- vida (duração da ferramenta de corte), assunto que pela sua importância analisaremos, posteriormente, em pormenor.

- taxa de produção, uma vez que o tempo de maquinagem depende da velocidade de corte e da secção da apara, ou seja, do avanço e do penetramento seleccionados, cuja influência sobre a temperatura já foi referida o que nos remete para o problema da vida.

- acabamento superficial da peça, sobretudo devido à formação e dimensões da apara aderente que, como já foi referido, depende estreitamente da temperatura.

- precisão dimensional e a precisão geométrica na peça. Embora a temperatura média da peça seja muito inferior à temperatura atingida na zona de corte, pode produzir uma dilatação térmica durante o corte que afecte as dimensões funcionais da peça maquinada. Esta situação especial, assume importância nos casos em que a precisão dimensional e a precisão geométrica requeridas são elevadas.

3.3 Materiais para ferramentas de corte.

A selecção de materiais adequados à execução de ferramentas de corte por arranque de apara é muito importante na realização de uma operação de maquinagem eficiente, não só em termos tecnológicos mas também em termos económicos. Uma má escolha do material pode conduzir ao malogro da ferramenta e da peça a fabricar, originando custos de produção desnecessários.

A obtenção de um material com as características adequadas ao fabrico de ferramentas

de corte apenas é possível após uma análise cuidada e ponderada de um conjunto de propriedades físicas, mecânicas e químicas e sua evolução com a temperatura. A combinação destas propriedades permitiu o fabrico de ferramentas que possuem em maior ou menor grau, as seguintes características, consideradas mais apropriadas para as ferramentas de corte [55, 56 e 70]:

- elevada resistênca ao desgaste.
- elevada dureza a frio e a quente.
- elevada tenacidade.
- baixo coeficiente de atrito.
- elevada condutibilidade térmica.
- baixo coeficiente de dilatação termica.

Os materiais para ferramentas devem combinar uma elevada resistência à deformação do gume com uma elevada resistência ao desgaste, a frio e a quente, e uma tenacidade apropriada às intermitências (ou descontinuidades) do corte [56]. Estas condições não podem ser satisfeitas simultaneamente por um único material, uma vez que, por vezes, elas são contraditórias. O material para ferramentas de corte que conjugasse todas estas características seria considerado o material "ideal". Na sua ausência, dever-se-á seleccionar aquele que apresenta as características mais adequadas para a aplicação em causa, Fig. 3.13.

Tendo em consideração as características anteriormente referidas, foi desenvolvido um elevado número de materiais para ferramentas. Alguns dos inicialmente introduzidos possuem, actualmente, campos de aplicação muito restritos, enquanto que outros sofreram evoluções apreciáveis no que se refere à sua composição química (elementos de liga) ou processos de fabrico (pulverometalurgia, tratamentos térmicos e revestimentos). A Tabela 3.1 apresenta algumas das propriedades físicas e mecânicas dos materiais para ferramentas de corte.

Basicamente, os materiais para ferramentas de corte por arranque de apara podem ser agrupados nas seguintes classes [54, 55, 69 e 70], apresentadas por ordem crescente de dureza:

- aços rápidos.
- carbonetos sinterizados (metal duro).
- cerâmicos.
- ultra duros.

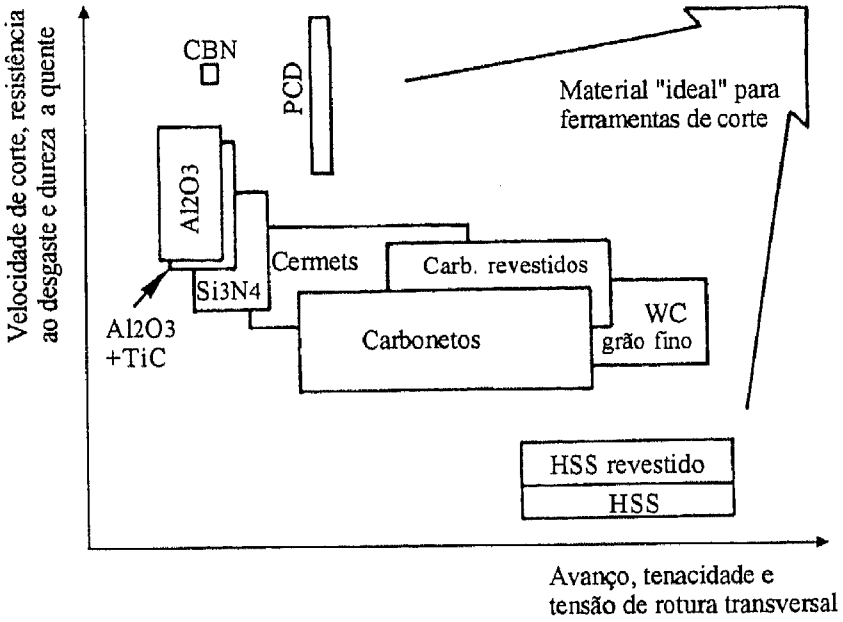


Fig.3.13 Campo de aplicação de diversos materiais para ferramentas de corte.

Tabela 3.1 Propriedades físicas e mecânicas de alguns materiais para ferramentas de corte.

Material da ferramenta	Dureza HV 10/30	Tensão de rotura transversal (MPa)	Módulo elasticidade (GPa)	Coeficiente de dilatação térmica ($x10^{-6}/K$)	Condutibilidade térmica (W/m.K)
Aço rápido	700-900	2500-4000	260-300	9-12	15-48
Carbonetos	1200-1800	1300-3200	470-650	4,6-7,5	20-80
Si_3N_4	1350-1600	600-900	280-320	3-3,3	20-35
SIALON	1350-1600	600-900	280-320	3-3,3	20-35
Al_2O_3	1450-2100	400-800	300-450	5,5-8	10-38
Al_2O_3 + TiC	1450-2100	400-800	300-450	5,5-8	10-38
CBN*	3500-4000	500-800	≈680	≈4,9	≈100
PCD**	4400-8000	600-1500	≈840	≈1,5	≈560

* CBN "Cubic boron nitride" ** PCD "Polycristaline diamond"

A classe mais utilizada em produção é a dos carbonetos sinterizados, ultrapassando os aços rápidos que perderam a sua predominância, sobretudo nos últimos anos. Os materiais de maior dureza, nomeadamente os cerâmicos, estão a ganhar lugar em determinadas aplicações.

Embora de grande dureza, especialmente a quente, proporcionando velocidades de corte muito elevadas, são frágeis. Contudo, o desenvolvimento das máquinas-ferramenta e dos dispositivos de aperto das ferramentas (sistemas anti-vibratórios) permitem o incremento da sua utilização.

3.3.1 Aços rápidos.

O principal motivo da aplicação dos aços rápidos como ferramentas de corte reside no compromisso obtido entre a sua resistência ao desgaste e a tenacidade. Os aços rápidos podem ser classificados em duas categorias fundamentais, segundo a AISI "American Iron and Steel Institute":

- aços rápidos ao tungsténio (grupo T).
- aços rápidos ao molibdénio (grupo M).

Os aços rápidos ao tungsténio contêm, além deste elemento de liga (12 a 18%), crómio (≈4%), vanádio (1 a 5%) e, por vezes, cobalto (5 a 12%). Por sua vez, os aços rápidos ao molibdénio (com teores variando entre 3,5% e 9,5%) têm adições de crómio (≈4%), vanádio (1 a 4%), tungsténio (1,75 a 6%) e cobalto (5 a 8%).

No estado recozido, a microestrutura dos aços rápidos é constituída por uma dispersão de carbonetos complexos na matriz ferrítica. Os carbonetos de vanádio são extremamente duros e resistentes à abrasão, e apenas se dissolvem na matriz a temperaturas elevadas de austenitização. Os outros carbonetos começam a dissolver-se a temperaturas de austenitização mais baixas. Os carbonetos de crómio, estão completamente dissolvidos a cerca de 1100°C e; os carbonetos de tungsténio e de molibdénio, embora mais resistentes à dissolução, estão quase totalmente dissolvidos a 1250°C; os carbonetos de vanádio mantêm-se ainda em percentagens significativas em relação aos teores iniciais a temperaturas de austenitização próximas de 1500°C.

Os aços rápidos, conservam a dureza até temperaturas da ordem dos 500 a 600°C. Este facto só é possível devido à formação dos referidos carbonetos que precipitam durante o revenido sob a forma W_2C, por exemplo, no interior da matriz martensítica.

A escolha de uma temperatura de revenido adequada permite a obtenção de uma dureza superior à dureza do material antes do revenido (principalmente devido ao vanádio). É esta precipitação de carbonetos finos na matriz e o endurecimento secundário que por ela é

promovido que está na origem do poder de corte destes aços (dureza a quente). As referidas adições de vanádio exigem o aumento de teor em carbono, sendo o carboneto formado o mais duro ($V_4C_3 \approx 2500$ HV) dos encontrados no aço [55]. Estes aços são designados de super-rápidos e apresentam a maior resistência ao desgaste e a maior dureza a quente sendo, especialmente, adequados à maquinagem de materiais abrasivos.

Ultimamente, as ferramentas de aço rápido sofreram dois desenvolvimentos significativos, no sentido de lhe aumentar a dureza superficial e a resistência ao desgaste [55, 56 e 75]:

- fabricação através da pulverometalurgia (prensagem e sinterização).
- revestimentos através deposição física em fase de vapor (PVD).

No entanto a limitação futura do emprego de ferramentas em aço rápido nos sistemas de produção modernos prende-se com o facto das velocidades de corte e dos avanços admissíveis se situarem em valores muito inferiores aos possíveis com carbonetos sinterizados, por exemplo. Assim, aumenta o tempo de fabrico por peça e o tempo de paragem para substituição e/ou afiamento das ferramentas, por um lado, e diminui a produtividade, por outro. No caso de máquinas-ferramenta que realizem operações múltiplas simultâneas (tornos automáticos, furadoras múltiplas) ou operações múltiplas sequenciais (centros de fresagem, centros de torneamento), a utilização conjunta de ferramentas em aço rápido e em carbonetos promoverá uma sub-utilização das ferramentas de carbonetos e um estrangulamento do processo produtivo por força das condições de corte que se têm de utilizar. Contudo, no caso de ferramentas de forma complexa (brocas e algumas fresas) não parece possível eliminar completamente as ferramentas em aço rápido. Noutras condições, e apesar da evolução verificada nos carbonetos, é a elevada tenacidade típica dos aços rápidos que os torna indispensáveis para o corte interrompido (ou descontínuo). Todavia, continua a ser significativa a reduzida resistência ao desgaste e dureza a quente típica dos aços rápidos, quando comparadas com as dos carbonetos sinterizados.

3.3.2 Carbonetos sinterizados (metal duro).

Actualmente, as ferramentas de carbonetos sinterizados são as mais utilizadas na indústria, devido às diferentes combinações de dureza a frio e a quente, resistência ao desgaste e tenacidade que é possível obter pela variação da sua composição química. É um produto obtido através da pulverometalurgia (metalurgia do pó) e é designado vulgarmente por metal duro. Os seus constituintes são misturados na forma de pós e submetidos a um

processo que compreende a compactação em prensas apropriadas, a sinterização em fornos de atmosfera controlada, o corte e a rectificação, resultando num produto de elevada densidade, com excelentes características para a utilização no corte por arranque de apara. Este tipo de material é, fundamentalmente, formado por um carboneto muito duro e por um elemento aglomerante:

- um carboneto muito duro e de elevada resistência ao desgaste, geralmente, o carboneto de tungsténio (WC), que pode apresentar-se só ou associado com outros carbonetos, em particular, o carboneto de titânio (TiC), o carboneto de vanádio (V_4C_3), o carboneto de nióbio (NbC) e o carboneto de tântalo (TaC). São estes carbonetos que garantem a dureza a quente e a resistência ao desgaste.

- um elemento aglomerante, normalmente o cobalto, cuja função é ligar as partículas duras (carbonetos), sendo o responsável pela tenacidade do material.

Existem inúmeras classes de carbonetos sinterizados de modo a atender às condições mais diversas de maquinagem, não só no que se refere aos materiais a maquinar, mas também no que diz respeito às condições de corte tais como a velocidade de corte, o avanço e o penetramento. Essa diversidade de aplicações é possibilitada pela modificação dos teores de carbonetos presentes e do elemento aglomerante, e pela modificação, entre outros aspectos, do tamanho de grão, da porosidade e da temperatura da sinterização.

A ISO (International Organization for Standardization) recomenda o agrupamento dos carbonetos sinterizados (metal duro) em três grandes grupos:

Grupo P - Compreendendo as classes empregues na maquinagem de ligas ferrosas que apresentam aparas longas e dúcteis (apara contínua plástica).

Grupo M - Compreendendo as classes empregues na maquinagem de ligas ferrosas e não ferrosas que apresentam aparas longas ou curtas; é um grupo de transição.

Grupo K - Compreendendo as classes que se destinam a maquinagem de ligas ferrosas e não ferrosas que apresentam aparas fragmentadas e ainda materiais não metálicos.

Na Tabela 3.2 apresenta-se a composição química e as principais propriedades físicas e mecânicas dos carbonetos sinterizados segundo a ISO. Os números afectos às letras (P, M e K) correspondem a subdivisões dos grupos (P, M e K) em classes de aplicação.

Tabela 3.2 Composição química e características físicas e mecânicas dos carbonetos sinterizados segundo a ISO.

Classes	Composição química aproximada (%)			Características físicas e mecânicas				
	WC	TiC + TaC	Co	Massa volúmica (g/cm^3)	Dureza Vickers (HV)	Tensão de rotura transversal (MPa)	Módulo de Young (GPa)	Coef. de dilatação térmica ($x10^{-6}/K$)
P01	30	64	6	7,2	1500	750	-	-
P10	55	36	9	10,4	1600	1400	520	6,5
P20	76	14	10	11,9	1500	1500	540	6,0
P25	73	19	8	12,5	1500	1700	550	6,0
P30	82	8	10	13,0	1450	1700	560	5,5
P40	77	12	11	13,1	1400	1800	560	5,5
P50	70	14	16	12,9	1300	2000	520	5,5
M10	84	10	6	13,1	1650	1400	580	5,5
M20	82	10	8	13,4	1550	1600	560	5,5
M30	81	10	9	14,4	1450	1800	580	5,5
M40	78	7	15	13,5	1300	2000	550	5,5
K01	93	2	5	15,0	1750	1200	630	5,0
K05	92	2	6	14,6	1700	1350	630	5,0
K10	92	2	6	14,8	1650	1500	630	5,0
K20	91,5	2,5	6	14,8	1550	1700	620	5,0
K30	89	2	9	14,5	1450	1900	-	5,5
K40	88	-	12	14,3	1300	2100	580	5,5

Os carbonetos sinterizados revestidos, consistem num substracto com a tenacidade adequada à base de WC + Co e, por vezes, WC + TiC + Co e de um revestimento muito resistente ao desgaste de carbonetos de titânio - TiC com uma espessura da ordem dos 5 a 7 μm [55]. Conforme já foi referido para o caso dos aços rápidos, foram introduzidas técnicas de revestimentos múltiplos (deposição em fase de vapor) em que se promoveu uma maior aderência do revestimento ao substrato. São exemplos destes revestimentos o nitreto de titânio (TiN), carbonitreto de titânio (TiCN) e a alumina (Al2O3), entre outros [80]. A Tabela 3.3 apresenta as principais combinações de materiais de substracto e de revestimentos vulgarmente utilizados.

O desenvolvimento verificado permite pensar que, através da utilização de um substracto tenaz e de revestimentos de elevada resistência ao desgaste, se tende para a utilização de um menor número de qualidades de carbonetos, com um largo campo de aplicação. Para que tal seja possível, tem sido efectuado um grande esforço no desenvolvimento do processo de sinterização, no sentido de controlar de melhor forma o crescimento de grão nessa fase, de promover a modificação da estrutura superficial das pastilhas de forma a aumentar a resistência da ligação do revestimento ao substracto e na produção de novos tipos de revestimentos que funcionem nalguns casos como barreiras térmicas e noutros como inibidores de reacções químicas e dos fenómenos de difusão.

Recentemente, surgiram pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K10 revestidas a diamante por via química em fase de vapor (CVD) para aplicação, sobretudo, na maquinagem das ligas de alumínio [79, 81 e 82].

De salientar ainda, o aparecimento de carbonetos de grão muito fino com uma elevada tenacidade e estabilidade da aresta de corte, especialmente adequados para operações de acabamento.

Tabela 3.3 Combinações de revestimentos mais vulgares [56].

Tipo de Carboneto do substracto	Revestimentos						
	TiC	TiN	TiC Ti(CN) TiN	Al_2O_3	TiC Al_2O_3	TiC TiN Al_2O_3	HfN
P25	•	•	•				•
P40	•		•				
M15	•		•	•	•	•	•
K10	•	•	•		•		

O emprego de ferramentas de carbonetos revestidos permite uma taxa de remoção de apara superior às obtidas com os aços rápidos, velocidades de corte superiores que promovem um melhor acabamento superficial, menores tempos de produção por peça, uma maior vida da ferramenta com menores custos de substituição ou afiamento de ferramentas.

3.3.3 Cerâmicos.

Os cerâmicos para ferramentas de corte mais empregues são o óxido de alumínio (Al_2O_3) alumina branca[3], prensada a frio e uma mistura de óxido de alumínio (Al_2O_3) com carboneto de titânio (TiC) - alumina preta, prensada a quente. Estes materiais apresentam uma elevada resistência ao desgaste, mas baixa tenacidade, possibilitando o corte a elevadas velocidades (excepto corte interrompido).

Ultimamente, têm surgido outros cerâmicos como por exemplo, o nitreto de silício (Si_3N_4), por vezes adicionado com a alumina (Al_2O_3) e com óxido de ítrio (Y_2O_3) numa matriz de carboneto de titânio (TiC). Nalguns casos as pastilhas de Si_3N_4 são revestidas com uma película de Al_2O_3 ou diamante. Outra das variedades de cerâmico de grande importância como ferramenta de corte é o SIALON, constituída por uma base de nitreto de silício em que parte do silício foi substituído por alumínio e parte do azoto por oxigénio, obtendo-se um composto da forma Si-Al-O-N [71 e 72].

[3] os cerâmicos à base de alumina de designação comercial "degussit" foram desenvolvidos durante a 2ª guerra mundial pela Degussa-Alemanha.

Muito recentemente, foram ainda desenvolvidos compósitos de matriz cerâmica para utilização em ferramentas de corte. Um dos materiais deste tipo é constituído por uma matriz cerâmica de alumina (Al_2O_3) reforçada por fibrilas de carboneto de silício (SiC) dispersas na matriz [77, 78 e 83].

Os cerâmicos ocupam um campo de aplicação ainda reduzido, tendo em consideração as necessidades de elevada potência e rigidez que as máquinas-ferramenta exigem para sua utilização. No entanto, a elevada velocidade de corte que permitem (na ordem dos 500m/min), especialmente no caso das aluminas brancas, possibilitam a obtenção de bom acabamento superficial dispensando, muitas vezes, operações dispendiosas de rectificação. De notar que os cerâmicos não devem ser utilizados a baixas velocidades de corte pois dão origem a desgastes mais elevados do que os carbonetos sinterizados e são totalmente inadequados ao corte de ligas de alumínio, titânio e magnésio.

Um aspecto importante na utilização dos cerâmicos é o tipo de preparação da aresta de corte da ferramenta. Têm-se obtido bons resultados com as arestas de corte chanfradas. Por um lado, para robustecer o gume garantindo uma maior tenacidade e, por outro, polidas de forma a eliminar descontinuidades nas arestas que pudessem facilitar o seu lascamento. A geometria de corte duplamente negativa, o ângulo posição da aresta de corte e raio de bico (elevados) são detalhes importantes na ferramenta [56 e 73 e 74]. Outros aspectos referem-se à pré-preparação da superfície da peça (chanfro na entrada e na saída da peça), à eliminação de vibrações, ao aperto rígido da peça e da ferramenta .

3.3.3.1 Cerâmicos à base de alumina.

Conforme já se referiu, os cerâmicos para pastilhas de corte utilizados actualmente são na sua maior parte à base de alumina. Esta revela-se quimicamente estável, particularmente, na maquinagem do aço e ferro fundido. Como conserva a sua elevada dureza e estabilidade química a altas temperaturas, permite a utilização de elevadas velocidades de corte sem que os mecanismos de deformação ou de desgaste por dissolução se tornem problemáticos.

Os principais inconvenientes da alumina são a sua baixa condutibilidade térmica e valor elevado do coeficiente de dilatação térmica, Tabela 3.1, que a tornam particularmente susceptível ao choque térmico e uma baixa tenacidade, que a torna sensível à rotura, logo que as tensões de corte variem bruscamente, quer seja à escala macroscópica (interrupções na operação de corte), quer seja à escala microscópia (corte de materiais contendo inclusões).

O domínio dos cerâmicos à base de alumina estende-se desde a alumina virtualmente

pura "alumina branca", podendo conter pequenas quantidades de outros óxidos MgO, Cr2O3, TiO2, até às composições que comportam uma adição substancial (cerca de 30%) de outros compostos duros, como o carboneto de titânio (TiC). Este último material "alumina preta" apresenta melhor condutibilidade térmica e, por consequência, uma melhor resistência ao choque térmico. No entanto, não são tão facilmente sinterizáveis como as aluminas brancas, sendo necessária a prensagem a quente, o que limita a obtenção de diferentes formatos [75 e 76]. A tecnologia de fabrico geralmente utilizada, é a prensagem a quente uniaxial ou a prensagem isostática a quente (HIP- "hot isostatc pressing"). Para eliminar este inconveniente pode substituir-se o TiC por nitreto de titânio (TiN), que para além de permitir que a prensagem se faça a frio, aumenta ainda mais a sua resistência ao choque térmico [75, 76 e 78].

A alumina preta, devido à sua maior rigidez, Tabela 3.1, permite a manutenção das arestas de corte, é particularmente usada no acabamento médio e fino de aços e, também, no desbaste de ferros fundidos cinzentos e superligas de níquel.

As aluminas brancas evoluíram recentemente para composições mistas alumina/zircónia (em proporções aproximadas 85/15% em peso), de designação comercial "ATZ's". A adição de zircónia finamente dispersa, promove o aumento significativo da tenacidade, através de estados de tensão elevados resultantes, nomeadamente, da nucleação de fissuras, com consequências na resistência ao colapso e desgaste da ferramenta. As referidas tensões induzem uma transformação estrutural nas partículas de zircónia (passagem do estado tetragonal a monoclínico) com expansão volúmica (4%), o que promove tensões de natureza compressiva que retardam a propagação das fissuras [77 e 83]. Mesmo assim, as ATZ's não admitem valores elevados de condições de corte (velocidade de corte, avanço e penetramento) já que sua tenacidade decresce significativamente com a temperatura. Aplicam-se no desbaste e acabamento de ferros fundidos e no desbaste de aços de cementação.

3.3.3.2 Cerâmicos à base de nitreto de silício.

Os cerâmicos à base de nitreto de silício (Si3N4) conservam melhor a dureza a elevadas temperaturas e possuem uma tenacidade superior aos cerâmicos tradicionais à base de alumina. O nitreto de silício, composto covalente, apresenta ainda, em qualquer das duas variedades estruturais (α e β), estabilidade térmica até aos 1900°C, boa resistência à oxidação e baixo coeficiente de dilatação térmica (resistência ao choque térmico).

Esta boa combinação de propriedades destes cerâmicos só é conseguida para corpos de máxima densidade, obtidos por prensagem a quente, ou sinterização sem pressão com adição

de óxidos (Li_2O, MgO, CaO e Y_2O_3). O resultado final é uma estrutura bifásica com grãos cristalinos de nitreto de silício e fase intergranular amorfa ou parcialmente cristalina [72 e 77]. As pastilhas de corte à base de Si_3N_4, encontram aplicações em operações de torneamento e fresagem, principalmente na maquinagem de ferros fundidos, aços e superligas de níquel.

Com o desenvolvimento destes materiais apareceram os SIALON's, já anteriormente referidos, cuja estrutura apresenta grãos de substituição parcial de Si_3N_4 por Al_2O_3 (solução sólida), rodeados por uma fase total ou parcialmente cristalina com propriedades de resistência a alta temperatura superiores aos nitretos tradicionais [71, 72, 77 e 83].

Os SIALON's apresentam também valores melhorados de coeficiente de dilatação térmica relativamente ao nitreto de silício, com consequência na resistência ao choque térmico.

O potencial destes materiais como ferramentas de corte situa-se em três áreas de maquinagem: ferros fundidos, aços e superligas. O corte dos ferros fundidos, nomeadamente o cinzento, é uma aplicação por excelência. Também tem sido particularmente bem sucedida a aplicação destes materiais na maquinagem de ligas metálicas com elevada resistência a alta temperatura: as superligas de níquel (Inconel e Incalloy).

3.3.3.3 Cerâmicos reforçados com fibras.

Uma inovação prometedora no domínio dos cerâmicos de corte foi o reforço dos óxidos e nitretos com fibrilas de carboneto de Silício (SiC). A tenacidade da pastilha de corte pode duplicar, constituindo as fibrilas de SiC (normalmente adicionadas em percentagens ponderais de 10 a 20%) um meio de travar a propagação de fissuras. Estes materiais estão ainda em fase experimental, apresentando excelente comportamento em ensaios já efectuados na maquinagem de aço e ligas de níquel (Nimonic). No entanto, parece colocar-se um entrave importante ao seu desenvolvimento: risco de inalação com graves consequências para a saúde [72 e 77].

3.3.4 Ultra duros.

Nesta categoria de materiais duros, incluem-se como mais representativos o nitreto de boro cúbico (CBN) e o diamante policristalino (PCD). Ambos se caracterizam por apresentarem durezas extremamente elevadas, Tabela 3.1, em consequência do carácter fortemente covalente das suas estruturas e simetria da rede cristalina [55].

3.3.4.1 Nitreto de boro cúbico (CBN)

O CBN "cubic boron nitride" pode ser obtido a partir de grãos muito finos de nitreto de boro de estrutura hexagonal, que são sujeitos a uma elevada compressão (8000MPa) e temperatura (1500°C) na presença de um aglomerante metálico [55]. Este material pode ser fornecido, dependendo do fabricante, sob a forma de insertos sólidos (redondos, quadrados, rectangulares ou romboidais) ou sob a forma de uma camada revestindo um substracto de carbonetos.

O CBN é um material que apresenta uma dureza a frio e a quente maior que a dos cerâmicos e mesmo uma tenacidade superior à da generalidade dos carbonetos. A sua elevada condutibilidade térmica, Tabela 3.1, com o consequente aumento da taxa de transferência do calor desenvolvido, a sua estabilidade química e pequena afinidade com os aços a elevadas temperaturas e a sua elevada resistência à oxidação são, também, características deste material.

O CBN é, sobretudo, empregue no corte de materiais com durezas compreendidas entre 45 e 68HRc, como sejam, aços ferramenta temperados, aços rápidos, aços endurecidos por deformação plástica, ligas de cobalto e níquel, ferro fundido branco muito duro com adições de crómio e níquel, de elevada abrasividade [55 e 56]. No caso do torneamento do ferro fundido cinzento pode ser utilizado a velocidades de corte na ordem dos 800m/min. No entanto, no caso da maquinagem de aços macios ou de pequena liga apresentam resultados inferiores aos obtidos com os carbonetos, bem como para algumas ligas de níquel. O CBN é, geralmente, utilizado a seco e permite avanços e descontinuidades superiores aos admitidos pelos cerâmicos.

Quando se apresentam descontinuidades no corte, devido a inclusões de partículas duras ou porosidades, dando origem a uma vida extremamente curta das ferramentas em cerâmico, comparou-se a aptidão do CBN neste tipo de corte com a dos carbonetos sinterizados da classe K10 de maior tenacidade. Os resultados obtidos continuaram a indicar melhorias significativas com a utilização de ferramentas em CBN [56 e 73].

As pastilhas de CBN são montadas em suportes de geometria duplamente negativa (ângulos de ataque e de inclinação da aresta) e apoiadas em calços rectificados de carboneto de tungsténio. A utilização do ângulo de ataque negativo (com o consequente robustecimento do gume) em conjunto com a elevada velocidade de corte utilizada dá origem a uma elevada geração de calor no plano de corte. Assim, o aquecimento do material a maquinar, além de intenso à superfície, é muito rápido e tem uma tendência para amaciar facilitando a formação

de apara e reduzindo as forças de corte [56 e 73]. Este aumento de calor gerado dá origem a aparas mais quentes e no que se refere à pastilha, a uma taxa de extracção de calor suficientemente elevada, dada a elevada condutibilidade térmica do CBN.

3.3.4.2 Diamante Policristalino (PCD).

O mais duro dos materiais, o diamante, tem sido utilizado como ferramenta de corte. No entanto, devido ao seu elevado custo, a sua aplicação tem sido restrita a operações onde é impossível a utilização de outros materiais. As ferramentas de diamante possuem a menor taxa de desgaste e a maior vida útil de todas as ferramentas, especialmente, onde o mecanismo relevante de desgaste é a abrasão.

A extrema dureza do diamante é devida à sua estrutura cristalina. Consiste em dois arranjos interpenetrados, cúbicos de faces centradas, em que cada átomo de carbono tem quatro ligações covalentes com outros átomos de carbono [55 e 70]. Os cristais de diamante são muito anisotrópicos. A sua dureza e a resistência ao desgaste abrasivo de uma superfície é muito dependente da orientação desta, relativamente à estrutura (varia entre 5000 e 10000HV, contra cerca de 1800HV dos carbonetos ou alumina). Daí que, quando da lapidação, a direcção é criteriosamente escolhida e, consequentemente, a colocação no suporte da ferramenta.

O PCD "polycristaline diamond" é obtido através de sinterização, com temperaturas elevadas (1500°C) na compressão a altas pressões (6000MPa) [70 e 81]. Podem obter-se insertos com espessura entre 0,5 e 1mm. Estes, colocados sobre substratos de carbonetos permitem obter pastilhas de elevada dureza e resistência ao desgaste, contudo, a um preço muito elevado (entre 30 a 50 vezes o custo das pastilhas de carbonetos sinterizados).

Na maquinagem de certos materiais, por exemplo ligas de alumínio/silício hipereutéticas as pastilhas de carbonetos apresentam vidas curtas (devido ao desgaste) para velocidades entre 100 e 150m/min, enquanto as de PCD possuem vidas longas para velocidades na ordem de 500m/min. A sua condutibilidade térmica é muito elevada (665W/m.K para o diamante natural e 560W/m.K para o policristalino) quando comparada com a do cobre 400W/m.K, condutor por excelência [55].

Embora de elevada dureza, as pastilhas de PCD não são utilizadas na maquinagem dos aços (a altas velocidades - só assim se justificaria), porque sofrem um processo de desgaste rápido. Devido ao desenvolvimento de elevada temperatura na interface apara/face de ataque da ferramenta, dá-se a transformação do diamante em grafite apartir de 730°C [55, 70 e 82].

Com ligas de níquel e, de um modo geral, em metais de elevado ponto de fusão e ligas cuja maquinagem desenvolve elevadas temperaturas, deve ser evitado a utilização de pastilhas de PCD pela razão anteriormente referida. São recomendadas para a maquinagem de ligas de alumínio/silício hipereutécticas e para materiais extremamente abrasivos, por exemplo, CMM e os plásticos reforçados a fibras de vidro (PRFV).

3.4 Desgaste e vida das ferramentas de corte.

A optimização das operações de maquinagem depende entre outros factores da eficiência das ferramentas de corte. Esta eficiência passa pela selecção do material de ferramenta apropriado, da geometria indicada e da utilização das condições de corte correctas. Destes factores depende a vida útil da ferramenta de corte e, como consequência, a estratégia a implementar para a sua substituição ou afiamento. Neste contexto, torna-se indispensável conhecer os mecanismos pelos quais os parâmetros de maquinagem influenciam a vida útil da ferramenta, e prever, em cada instante, qual o tempo de corte disponível.

A vida útil da ferramenta de corte é definida como o tempo de corte efectivo da(s) sua(s) aresta(s) em trabalho antes que seja necessário afiá-la ou substituí-la. O conhecimento da vida útil das ferramentas tem grande importância na prática, seja na determinação do tempo em que deve ser executada a substituição das pastilhas no caso das máquinas que utilizam a tecnologia de comando numérico computorizado, seja como elemento de avaliação do desempenho das ferramentas, sendo mesmo imprescindível na economia das operações de maquinagem.

3.4.1 Tipos de avarias e desgastes.

Os processos de degradação das ferramentas de corte são diversos. No entanto, podemos considerar à partida dois grupos [54 , 85 e 88]:

- os que originam o colapso da ferramenta de uma forma mais ou menos abrupta.

- os que conduzem à remoção gradual e progressiva de material de zonas localizadas na face de ataque ou na face de saída da ferramenta.

É comum designar as primeiras por avarias, distinguindo-as assim das segundas, para as quais se utiliza o termo desgaste. No que respeita às avarias, existem três formas básicas, Fig. 3.14, segundo [85]:

- as roturas frágeis da aresta de corte (lascamento) ou da ponta.
- a deformação plástica do gume.
- as fissuras em "pente".

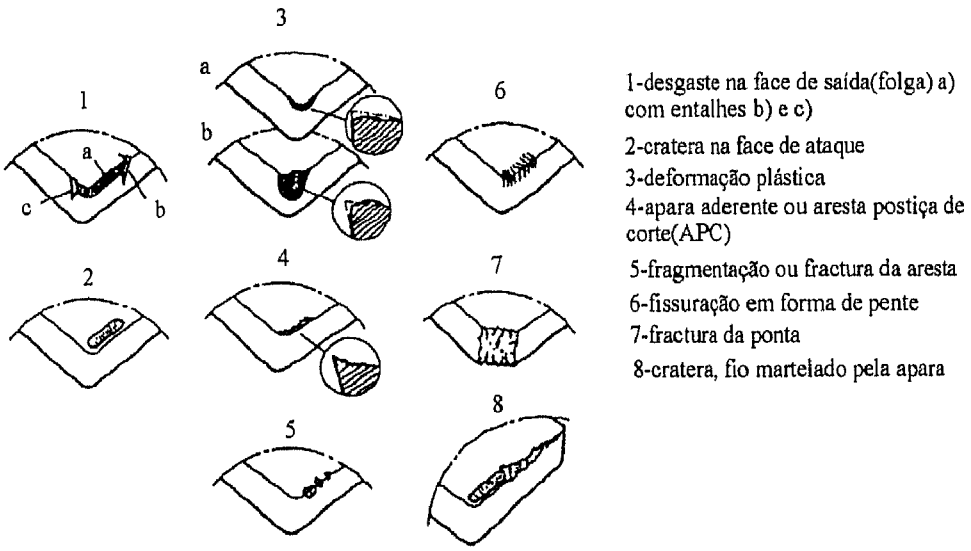


Fig.3.14 Formas típicas de degradação das ferramentas de corte [88].

As primeiras são devidas, quase sempre, a tensões de tracção de origem mecânica (resultantes da força de maquinagem) e descontinuidades de corte (inclusões duras, corte interrompido). As segundas, são originadas por elevada velocidade de corte que conduz ao aumento excessivo da temperatura com amolecimento da ponta da ferramenta. As terceiras avarias, as fissuras em "pente" são originadas por tensões térmicas provocadas, por exemplo, pelas fases sucessivas de aquecimento e arrefecimento brusco (choque térmico) do gume dos dentes de fresas para os quais o acesso do fluido de corte é irregular.

O desgaste dá-se normalmente, em duas regiões adjacentes à aresta de corte, a face de ataque e a face de saída, Fig. 3.14. Na maioria dos casos, o desgaste na face de saída ou de folga não é regular ao longo do comprimento da aresta, apresentando variações, geralmente, com máximos na parte correspondente à extremidade da aresta de corte -entalhe-, (VN), Fig. 3.15 e junto do raio de curvatura da ferramenta de corte -bico- (VC), Fig. 3.15.

O desgaste da face de saída é, geralmente, definido pelo valor médio VB ou máximo VBmáx enquanto o desgaste em cratera toma em consideração a profundidade máxima da cratera KT, a sua largura KB e a distância da aresta de corte principal ao eixo da cratera KM,

Fig. 3.15.

Nos casos em que é utilizada a profundidade máxima da cratera (KT), pode recorrer-se ao parâmetro adimensional K'=KT/KM, onde KM é a referida distância do eixo da cratera à aresta principal de corte. Esta opção decorre com o facto de, para o mesmo KT, a maior proximidade da aresta de corte conduzir a uma maior fragilização da ferramenta de corte.

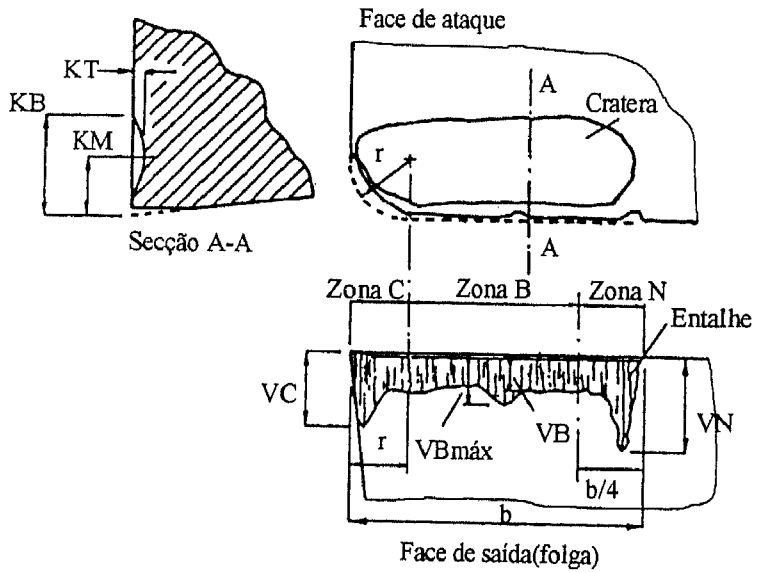


Fig.3.15 Formas de desgaste típicas das ferramentas segundo a ISO 3685 [68].

Segundo Shaw [54] estes dois tipos de desgaste aumentam gradualmente com o tempo de corte, mas enquanto o desgaste em cratera varia linearmente, o desgaste na face de saída, apresenta, por vezes, três zonas características, Fig. 3.16. Esta forma é modificada podendo mesmo apresentar-se como uma linha recta pela variação das condições de corte. A zona A (primária) corresponde ao início do corte com uma ferramenta afiada na qual, devido à elevada tensão aplicada num gume de pequena secção, o desgaste é muito rápido até que a aresta fique arredondada. No final desta zona, o desgaste VB aumenta linearmente e a uma taxa reduzida. É a zona B (secundária), em que o desgaste aumenta de uma forma gradual, controlável e previsível. Finalmente, quando VB for da ordem de grandeza de VB crítico o desgaste volta a aumentar muito rapidamente até à rotura "catastrófica" da aresta de corte, zona C (terciária).

A quantificação do valor dos desgastes admissíveis até à substituição ou afiamento da ferramenta de corte deve tomar em consideração ambos os desgastes anteriormente referidos. No entanto, se a escolha do material da ferramenta for efectuada de forma criteriosa é o

desgaste da face de saída (VB) que leva à fixação da vida útil da ferramenta. Este aparece em quase todas as condições e é predominante a baixas velocidades de corte e pequenos avanços. Assim, a medida desse desgaste pode servir de critério para o estabelecimento da vida da ferramenta de corte.

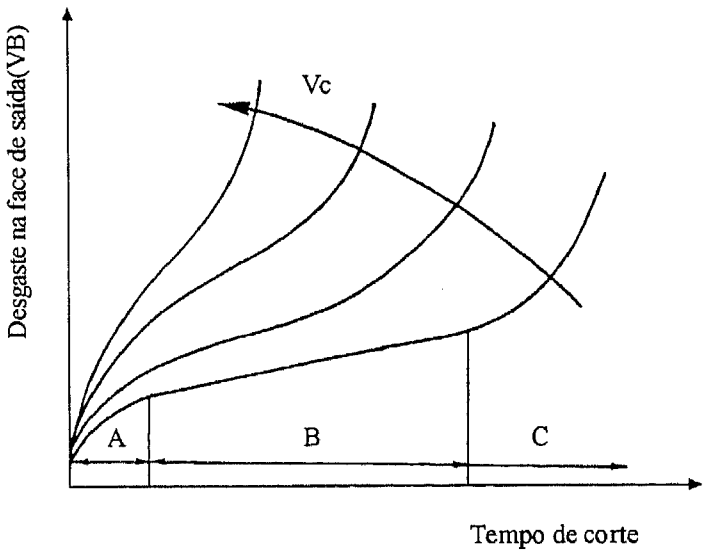


Fig.3.16 Evolução do desgaste na face de saída (VB) com o tempo de corte com a velocidade de corte.

Existem vários critérios possíveis para quantificar a vida de uma ferramenta de corte. Assim, colocam-se dificuldades na escolha do critério a utilizar. Para ultrapassar estas dificuldades, normalizaram-se os critérios (ISO 3685). As recomendações desta norma são as seguintes (por ordem hierárquica):

Ferramentas de aço rápido e de cerâmico:

1) Destruição total.

2) VB=0,3mm, se o flanco apresenta uma certa regularidade.

3) VBmáx=0,6mm, se o flanco se apresentar irregularmente desgastado.

Ferramentas de carbonetos sinterizados:

1) VB=0,3mm.

2) VBmáx=0,6mm, no caso do flanco irregular.

3) KT=0,06 + 0,3 a, onde a é o avanço.

Na Tabela 3.4 apresentam-se os valores limites de desgaste recomendáveis na prática, para diferentes materiais de ferramenta quer em operações de desbaste quer em operações de acabamento.

Tabela 3.4 Valores limites de desgaste recomendáveis na prática para diferentes materiais de ferramenta [85].

Material da ferramenta		Aço rápido	Carbonetos	Carbonetos revestidos	Cerâmicos	
Operação	Desgaste(mm)				Al2O3	Si3N4
Desbaste	VB	0,35-1,0	0,3-0,5*	0,3-0,5	0,25-0,3	0,25-0,5
	VBmáx	0,4-1,4	0,5-0,8*	0,4-0,7	--	--
	KT	0,1-0,3	0,1-0,2	0,1-0,15	0,1	0,1-0,15
Acabamento	VB	0,2-0,3	0,1-0,25	0,1-0,25	0,1-0,2	0,1-0,2
	VBmáx	--	--	--	--	--
	KT	--	--	--	--	--

* Em pastilhas soldadas, deve aumentar-se ≈ 30%.

Os métodos de medição de desgaste, actualmente disponíveis, podem ser agrupados em directos e indirectos. Os métodos directos baseiam-se na medida da perda de material por parte da ferramenta de corte, quando esta não se encontra a cortar. Citam-se, as técnicas ópticas, os palpadores mecânicos de contacto ou de proximidade e as resistências eléctricas. Os métodos indirectos utilizam a medida de parâmetros de controle relacionados com os desgastes ou avarias da ferramenta e podem realizar seu o controle no decorrer do corte. Citam-se as variações dimensionais da peça, o deslocamento relativo peça/ferramenta, a variação da potência de maquinagem, a variação das componentes da força de maquinagem, a temperatura na zona de corte e a emissão acústica ou vibrações induzidas pelo sistema. O detalhe das diversas técnicas citadas pode ser observado na literatura da especialidade [51, 54, 55, 69, 85, 86, 87 e 93].

3.4.2 Mecanismos de desgaste.

Geralmente, os mecanismos responsáveis pelo desgaste quer na face de saída quer na face de ataque são diversos. A literatura consultada [51, 54, 55, 56, 85, 89, 90 e 94] indica a abrasão, a difusão, a adesão e a oxidação. Estes mecanismos podem actuar de uma forma isolada ou combinada total ou parcialmente. De seguida, vamos apresentar, de um modo sintético, as ideias base em que assentam estes mecanismos que desde os anos sessenta têm sido investigados de um modo sistemático por muitos dos que estudaram os fenómenos do

corte por arranque de apara.

3.4.2.1 Adesão.

Decorrido o desgaste inicial rápido, da ferramenta de corte, nota-se de seguida um desgaste lento e progressivo. Para velocidades de corte reduzidas, mas tal que não exista formação de aresta postiça de corte, verifica-se que o desgaste na face de saída se deve sobretudo ao fenómeno de adesão e corte de microsoldaduras [55 e 56].

Devido ao estado de compressão nas interfaces apara/ferramenta e peça/ferramenta, respectivamente, na face de ataque e de saída, e às temperaturas atingidas, dá-se a aderência entre a apara e a ferramenta, na face de ataque, e entre a peça e a ferramenta na face de saída. Esta aderência é facilitada pela menor resistência que as asperezas em contacto apresentam, uma vez que a sua secção resistente é reduzida e a temperatura nas interfaces atinge valores elevados, e pela compatibilidade metalúrgica dos materiais em contacto [51 e 56].

No que se refere à face de saída, as aderências formam-se entre a superfície transiente da peça aquecida devido à geração do calor no plano de corte e que difundiu para a peça, ao calor devido ao atrito, e às saliências microscópicas existentes na face de saída. O movimento relativo peça/ferramenta promove o corte das microsoldaduras, muito raramente pela interface, mais geralmente pelo interior do material mais macio (peça). Por vezes dá-se também pelo interior do material mais duro (ferramenta).

O desgaste na face de saída da ferramenta é função da interacção ferramenta/peça, das temperaturas desenvolvidas, da dureza dos materiais em contacto e da sua compatibilidade metalúrgica, da geometria de corte, das forças aplicadas, do tempo de maquinagem e, finalmente, das condições de corte.

3.4.2.2 Difusão.

A difusão entre dois materiais resulta de diferenças de concentração química dos diferentes elementos na estrutura do material. É também um processo de activação térmica por excelência. Dada a elevada temperatura atingida no corte por arranque de apara, as interfaces de contacto estão sujeitas à ocorrência da difusão. Neste caso particular, este é o principal mecanismo de desgaste da face de ataque da ferramenta de corte, conducente à formação de uma cratera de desgaste [51].

A difusão influencia o desgaste das ferramentas de corte, principalmente a elevadas

velocidades de corte. Esta influência no desgaste pode caracterizar-se por dois aspectos distintos. De uma forma directa, através da perda de elementos químicos da ferramenta que difundem para a peça, ou indirecta, pelo enfraquecimento da estrutura da ferramenta em consequência dessa perda e/ou da formação de ligas com os elementos que difundem da peça ou apara para a ferramenta. Este fenómeno é tanto mais importante quanto maior for a temperatura, dado que a velocidade de difusão cresce exponencialmente com a temperatura. Por essa razão, a contribuição da difusão para o desgaste da face de saída revela-se preponderante a elevadas velocidades de corte [55 e 56].

3.4.2.3 Abrasão.

O desgaste por abrasão ocorre por acção de partículas duras entre duas superfícies em deslizamento. A abrasão (mecânica) depende da existência de inclusões duras na peça a maquinar ou da presença de partículas provenientes do desgaste da ferramenta de corte as quais durante a sua saída, deslizam sobre as superfícies de ataque e de saída. Também a aresta postiça de corte é responsável por este tipo de desgaste, uma vez que, a sua destruição periódica produz fragmentos de material muito duro, devido ao encruamento, os quais na sua trajectória de saída, promovem a abrasão nas referidas superfícies de contacto. Todas estas partículas penetram no material da ferramenta de corte devido à sua elevada dureza e às pressões de contacto, pelo que, em consequência do seu movimento relativo à ferramenta, riscam aquelas superfícies, actuando como micro-arestas de corte. Quanto menor for a dureza do material da ferramenta maior é a abrasão [54 e 56]. A dependência da dureza do material da ferramenta com a temperatura é o factor com maior influência no desgaste abrasivo [55].

Devido ao efeito da dureza do material da ferramenta na sua resistência ao desgaste por abrasão, a face de saída das ferramentas menos duras (aço rápido) desgasta-se mais na zona de formação da aresta postiça de corte do que para velocidades superiores, em que se deixam de formar as aderências. Também a importância da abrasão no desgaste total da ferramenta é mais acentuada a elevadas velocidades de corte em que quase todos os materiais para ferramentas exibem uma tendência para uma diminuição de dureza [51 e 56].

A atmosfera que envolve as zonas em contacto tem muita influência na intensidade do desgaste abrasivo. Quando o corte é efectuado num meio quimicamente activo, (determinados tipos de fluídos de corte-por exemplo, CCl_4), as superfícies das ferramentas encontram-se deterioradas e possuem uma menor resistência à deformação. Deste modo, os constituintes duros referidos riscam a ferramenta de corte. Este tipo de desgaste é geralmente designado por químico/abrasivo [54 e 56].

3.4.2.4 Oxidação.

Normalmente, devido ao elevado aquecimento da ferramenta de corte e à influência do meio em que se efectua a maquinagem, pode verificar-se o fenómeno de oxidação de algumas zonas da ferramenta [51]. Contudo, verifica-se que a oxidação se estende, na face de saída, por zonas que estão afastadas da zona desgastada. Este facto deve-se ao empobrecimento em oxigénio dessas zonas, uma vez que ele terá migrado para as superfícies em estado nascente produzidas pelo corte. Assim, verifica-se um enriquecimento em azoto nessa zona que impede a oxidação. Já na zona mais afastada a oxidação é possível, bem como, na face de saída secundária e na face de ataque na periferia da cratera [51 e 56].

Na maior parte das vezes a oxidação como responsável pela deterioração da aresta de corte secundária, promove um mau acabamento superficial das peças e, por consequência, uma redução da vida útil das ferramentas [51]. Este tipo de mecanismo de desgaste actua de forma mais acentuada a altas velocidades de corte e, quando o material da ferramenta for constituído por aço rápido ou alguns tipos de carbonetos sinterizados. Contudo, pode também ter alguma influência no desgaste dos cerâmicos [91].

3.4.3 Curva de vida. Lei de Taylor.

Entende-se por vida útil de uma ferramenta de corte (T), o tempo de corte efectivo da(s) sua aresta(s) de corte em trabalho, antes que seja necessário afiá-la ou substituí-la. A vida da ferramenta está ligada, por uma lado, ao desgaste ou a variáveis dele dependentes e, por outro lado, ao critério utilizado na determinação do fim da sua vida - critério de vida.

A determinação da vida da ferramenta efectua-se através de ensaios de maquinagem controlada. Para calcularmos a vida da ferramenta correspondente a cada uma das condições de ensaio, é necessário aplicar aos resultados obtidos um determinado critério de vida, por exemplo, o valor limite do desgaste na face de saída (VB) a partir do qual se considera que a ferramenta deve ser retirada de trabalho. Podemos então construir um gráfico com os valores (Vc,T) recolhidos e obter uma curva de vida.

Para compararmos, de um ponto de vista técnico-económico, o desempenho de uma ferramenta de corte em condições de trabalho diferentes (por exemplo quando varia a velocidade de corte) tornam-se bastante úteis as curvas de percurso ou as curvas de débito [88]. O percurso de corte (Lc) obtém-se multiplicando a velocidade de corte (Vc) pelo tempo de corte (tc):

$$Lc = Vc \; tc \tag{3.26}$$

Se o tempo em relação ao qual é calculado o percurso de corte, coincidir com a vida de ferramenta segundo um dado critério, então o percurso de corte equivale ao comprimento teórico de uma apara que a ferramenta seria capaz de levantar até esgotar a sua capacidade de corte.

O débito de uma ferramenta (D) é o volume de material removido à peça por essa ferramenta durante a sua vida. Assim, a forma de curva é idêntica à da curva de percurso, apenas diferindo desta nos valores das ordenadas, que aparecem multiplicados por uma constante, a secção da apara (S).

$$D = Lc \; S \tag{3.27}$$

O máximo da curva de percurso corresponde à velocidade de corte que, para as condições de ensaio (operação, avanço, penetramento, geometria e material de ferramenta, material da peça, desgaste admissível, etc.) conduz ao débito máximo da ferramenta. Esta velocidade, designada *velocidade de menor desgaste* deve ser utilizada para minimizar os custos de ferramentas.

Na prática industrial, o que interessa é minimizar o custo total ou seja maximizar os proveitos. Na análise económica, tem grande importância o conceito de taxa de produção, (Tp), definido como o volume de material removido por unidade de tempo.

$$Tp = S \; Vc \tag{3.28}$$

Como a secção da apara (S) é constante, a taxa de produção varia linearmente com a velocidade de corte. Assim, para velocidades de corte inferiores à velocidade de menor desgaste temos um débito baixo da ferramenta e uma taxa de produção baixa. Estas condições, duplamente gravosas do ponto de vista estritamente económico, são ainda agravadas pelo facto de favorecerem o aparecimento de aresta postiça de corte e não permitirem obter bom acabamento superficial. Por estas razões, as velocidades de corte inferiores à velocidade de menor desgaste são sempre de evitar.

Para velocidades superiores, o menor débito da ferramenta é compensado, pelo menos até um certo limite, pela maior taxa de produção, o que permite reduzir os custos de produção ou aumentar os proveitos. Assim, por razões económicas e técnicas, a velocidade de corte a utilizar numa qualquer operação de maquinagem, deve ser sempre igual ou superior à

velocidade de menor desgaste.

Na representação convencional da curva de vida recorre-se a escalas bilogarítmicas, o que tem a vantagem de permitir uma aproximação por uma função linear, do tipo.

$$\log T = \log K - x \log Vc \tag{3.29}$$

que é equivalente às expressões:

$$T = K\ Vc^{-x} \quad \text{ou} \quad T\ Vc^{x} = K \tag{3.30}$$

que traduzem a lei de Taylor, onde T é a vida de ferramenta (min.), Vc é a velocidade de corte (m/min.) x e K são coeficientes determinados a partir da curva de vida.

Na literatura [51,52 e 54] encontra-se muitas vezes a equação da lei de Taylor sob a forma:

$$Vc\ T^{y} = C \tag{3.31}$$

onde os parâmetros C e y se encontram relacionados com x e K da seguinte maneira, $y=1/x$ e $C=K^{y}$.

A velocidade de corte resultante da aplicação da lei de Taylor para uma determinada vida da ferramenta é denominada *velocidade óptima de corte*. Quando a vida útil da ferramenta (T) é calculada pelas condições económicas de corte, a velocidade óptima de corte correspondente recebe a designação de *velocidade económica de corte*, ou seja a velocidade à qual o custo de produção é minímo ou a produção é máxima.

Conforme já foi referido, só através de ensaios de maquinagem controlada podemos determinar a curva de vida e obter os valores dos coeficientes x e K. Estes valores tabelados na literatura da especialidade [51 e 95] devem ser assumidos apenas como indicativos.

A análise da expressão da lei de Taylor (3.30), indica como factores que influenciam a vida da ferramenta, a velocidade de corte, o coeficiente x e a constante K. Estes não são variáveis tecnológicas, são coeficientes da recta que conforme já foi referida, por simplificação se associa à curva de vida. Os seus valores são influenciados não só pelo critério de vida adoptado, mas também pelas condições de elaboração das curvas de desgaste, ou seja, pelos seguintes factores [51,69 e 88]:

- material da peça (maquinabilidade).
- material da ferramenta.
- geometria da ferramenta.
- condições de corte.
- fluido de corte.

3.5 Maquinabilidade.

O conceito de maquinabilidade de um dado material (aptidão desse material para ser processado por maquinagem) não pode ser entendido como uma propriedade, no sentido corrente do termo propriedade, porque depende de um conjunto complexo de factores, muitos dos quais externos ao próprio material em estudo [51, 92, 96 e 97]. Não existe ainda hoje uma definição satisfatória e muito menos um processo incontroverso de avaliação, apesar de quase um século de investigação[4].

A avaliação da maquinabilidade é feita com recurso a ensaios de corte que não se encontram normalizados, de longa ou de curta duração [51 e 99]. Os primeiros, são efectuados em condições perfeitamente idênticas às usadas na prática, de modo a reproduzir as condições mecânicas e térmicas de contacto peça/ferramenta em operações de corte. Os segundos devem fornecer informações num curto intervalo de tempo a um custo mínimo. Não é necessário, nestes casos, utilizar condições de corte significativas. Em contrapartida torna-se imprescindível estabelecer a correlação entre os resultados dos ensaios de curta e longa duração. Enquanto na indústria se utilizam com maior frequência os ensaios de curta duração, sempre menos precisos, na investigação recorre-se sobretudo aos ensaios de longa duração [51 e 99].

Tendo em conta a dificuldade na escolha de um modo de avaliação da maquinabilidade, têm-se procurado exprimi-la através de um valor numérico (índice ou percentagem) que se fixa em relação a um material tomado como padrão. Neste contexto, é frequente utilizar-se o índice de produtividade ou o indíce de longevidade [84 e 88]. Sabe-se, no entanto, quais são os factores que, de um modo combinado, afectam a maquinabilidade:

[4] o primeiro trabalho científico sistemático publicado remonta a 1906 e deve-se a Taylor F.: On the art of cutting metals, Trans. ASME, vol.28.

- o material a maquinar.
- o tipo de operação e condições de maquinagem.
- os critérios de avaliação utilizados.

Relativamente ao material a maquinar há vários aspectos a considerar:

- a composição química.
- a microestrutura.
- a dureza.
- as propriedades mecânicas e físicas.

No que respeita ao tipo de operação e condições de maquinagem, incluímos:

- o material de ferramenta e geometria de corte.
- a velocidade de corte, o avanço e o penetramento.
- o fluido de corte.
- a rigidez do sistema (máquina/peça/ferramenta).
- o modo de funcionamento (corte contínuo ou interrompido).

Quanto aos critérios de avaliação da maquinabilidade os investigadores [51, 54 e 55] costumam agrupá-los em:

- desgaste e vida da ferramenta.
- forças de corte e potência consumida.
- acabamento superficial.
- produtividade (taxa de remoção de material para uma determinada vida).

- forma e tipo de apara obtida.

3.6 Síntese.

As diversas teorias propostas para o corte por arranque de apara, sobretudo durante os anos cinquenta e sessenta, e mesmo a modelização através do método elementos finitos utilizada nos anos noventa, não permitem obter uma solução única dado o elevado número de parâmetros que intervêm no fenómeno. No entanto, em determinadas situações específicas podem obter-se resultados previstos pela modelização, que se aproximem dos obtidos pela experimentação de um modo extremamente satisfatório. Um facto ressalta desde logo, a experimentação é indispensável para a compreensão do fenómeno do corte por arranque de apara.

Nesta dissertação optámos por apresentar o modelo de corte "clássico" desenvolvido inicialmente por Ernest H. e Merchant M. e referido pela maioria dos investigadores desta área. Trata-se de uma primeira aproximação do problema da formação da apara, com bastantes limitações que oportunamente foram indicadas. O modelo aplica-se ao corte ortogonal tendo-se apresentado a maneira de efectuar a previsão em corte tridimensional. A importância da forma e tipo de apara obtida e da temperatura desenvolvida durante o corte foi abordada.

No que respeita aos materiais para ferramentas de corte foram referidos os materiais tradicionais, o aço rápido e os carbonetos sinterizados. Foi dada atenção aos revestimentos por PVD e CVD sobretudo à base de Al_2O_3, TiC e TiN ditos de primeira geração. Os revestimentos de diamante efectuados por CVD em substractos de carbonetos da classe K10 que têm sobretudo aplicação na maquinagem das ligas de alumínio/silício e dos materiais compósitos são designados de segunda geração serão referidos a propósito da maquinabilidade dos CMM. Foram apresentados os cerâmicos que recentemente têm tido grande expansão no mercado devido ao seu desempenho na maquinabilidade dos ferros fundidos e das ligas de níquel, sobretudo os cerâmicos à base de nitreto de silício. Por último, foram abordados os ultra duros o CBN e o PCD que têm aplicação restrita, particularmente, devido ao seu custo. Na maquinagem de CMM como iremos ver o PCD é um material de ferramenta de corte quase indispensável.

Podemos dizer que um dos objectivos primordiais da investigação no corte por arranque de apara, senão o único, é determinar, à priori, as melhores condições de utilização das ferramentas e simultaneamente aumentar a sua vida. Neste contexto, o estudo dos tipos de desgaste e seus mecanismos assim como a determinação da vida das ferramentas é um

assunto fundamental e que consome grande parte do tempo das equipas de investigação.

Finalmente, foi apresentado o conceito de maquinabilidade, de um modo breve, seguido pela generalidade da literatura que trata os assuntos do corte por arranque de apara tendo-se referido os principais critérios de avaliação: o desgaste e vida das ferramentas, as forças de corte e potência consumida, o acabamento superficial, a produtividade (taxa de remoção de material para uma determinada vida) e a forma e tipo de apara obtida.

Capítulo 4

Maquinabilidade de compósitos de matriz de alumínio. Pesquisa bibliográfica. Estado da arte.

Capítulo 4

4. Maquinabilidade de compósitos de matriz de alumínio. Pesquisa bibliográfica. Estado da arte.

4.1 Introdução. 87

4.2 Pesquisa bibliográfica. Estado da arte. 90

4.3 Influência do material das ferramentas. 104

4.4 Influência do material a maquinar. 105

4.5 Influência do fluído de corte. 106

4.6 Síntese e algumas conclusões da revisão bibliográfica. 107

Capítulo 4

Maquinabilidade de compósitos de matriz de alumínio. Pesquisa bibliográfica. Estado da arte.

4.1 Introdução.

Os CMM têm vindo a impôr-se como materiais alternativos. Depois de intensamente aplicados nas indústrias aeronáutica e aeroespacial, a partir dos anos setenta, chegou a vez de atingirem a indústria automóvel, onde apresentam um peso que, embora ainda pequeno, começa a ser significativo. Assim, desde o início dos anos oitenta, que se vêm produzindo cada vez mais componentes em CMM existindo, actualmente, diversos fabricantes[1] destes materiais, principalmente baseados em ligas de alumínio com reforços, fibrosos ou em partículas, de SiC e/ou Al_2O_3.

A partir de 1985 começam a aparecer em ritmo crescente, trabalhos publicados versando a maquinabilidade destes compósitos. Para esta dissertação foi feita uma pesquisa bibliográfica cuidadosa, com vista a identificar o estado actual do conhecimento neste domínio. Consultaram-se várias bases de dados internacionais tendo sido escolhidas as seguintes dez para pesquisa:

- NTIS-National Technical Information Service US, Department of Commerce.
- Aluminium Industry Abstracts, ASM (American Society for Metals), International of the Aluminium Association, European Aluminium Association and Japan Light Metal Association.

[1] Por exemplo, Alcan Aluminium Limited (EUA), Hydro Aluminium a.s.(Noruega), DWA composites specialties, Inc. (EUA).

- Métadex, materials information of ASM (American Society for Metals), International and the institute of metals.
- Pascal, INIST (Institute National d'information Scientifique et Thecnique du CNRS.
- Ceramic Abstracts, ACS (Americam Ceramics Society).
- Japan Tecnology, SCAN C2C.
- Compendex Plus, Engineering Information Inc.
- Material Business File, Metals information.
- Engineered Materials Abstracts, Metals information of ASM (American Society for Metals), International and Institute of Metals.
- Dissertation Abstracts Online, University microfilms international.

Foram seleccionados 153 registos e adquiridos mais de três dezenas de artigos actuais e relevantes para o estudo em causa. Salientam-se, pela extensão e profundidade entre outras as investigações de McGinty M. e Preuss C. [101], Ricci W. [102], Gindy N. e Clegg A. [103], Chadwick e Heath P. [104, 109 e 110], Chen P. [120], Tomac e Tønessen [119], Cronjäger L. e Meister D.[111, 115 e 128], Jawaid A.[116], Lane C. [105, 117, 118, 121 e 126], Bergman F. e Jacobson S.[123],Weinert [128], Morin E. [125] e Lin J. [126].

Após uma primeira abordagem do problema foi possível esclarecer desde logo alguns dos aspectos relevantes para a maquinagem deste tipo de materiais compósitos. Assim, verificou-se que as partículas ou fibras cerâmicas introduzidas nos compósitos para melhorarem as suas propriedades físicas e mecânicas têm, geralmente, elevada dureza, sendo, por isso, causa de intenso desgaste abrasivo nas ferramentas usadas no corte destes materiais.

O carboneto de silício (SiC), por exemplo, usado frequentemente como reforço em materiais compósitos, é mais duro que o carboneto de tungsténio (WC) e que a generalidade dos materiais para ferramentas de corte, com excepção, por exemplo, do diamante em ambas as variedades policristalinas[2] ou monocristalina.

[2] Compax® 6500 a 8000HV e Syndite® 4400 a 4700HV.

As ferramentas de corte em aço rápido não são apropriadas para a maquinagem de CMM [102, 104, 105 e 109]. Desgastam-se muito rapidamente perdendo a aresta de corte em poucos segundos. Mesmo as pastilhas de carbonetos, geralmente, da classe K10, só se aplicam com sucesso na maquinagem de compósitos com um teor em reforço inferior a 25%, sobretudo à base de Al_2O_3 e para reduzido volume de material removido [104 e 105]. O diamante policristalino PCD é o material de ferramenta mais conveniente para a maquinagem de CMM. Embora muito caro (30 a 50 vezes o custo dos carbonetos), permite velocidades de corte e vidas de ferramenta extremamente elevadas, o que o pode tornar económico.

O desgaste abrasivo no material da ferramenta de corte resulta da energia cinética transferida das partículas cerâmicas para a aresta da ferramenta (depende fundamentalmente da dimensão da partícula e da velocidade de corte) [105 e 121]. A resistência à abrasão do material da pastilha de corte depende directamente da dureza relativa dos dois materiais. Assim, as pastilhas de carbonetos da classe K10 devem ser utilizadas para velocidades de corte muito reduzidas, enquanto que as ferramentas de PCD podem ser empregues para velocidades de corte substancialmente mais elevadas.

Outra importante questão no desgaste abrasivo é a área e o tempo de contacto entre a ferramenta e o material da peça a maquinar. Considerando o volume de material removido, como o produto da largura de corte, profundidade de corte e avanço, para uma dada largura e profundidade de corte, a área de contacto entre a ferramenta de corte e a superfície da peça a maquinar é proporcional ao avanço. Por outro lado, o percurso de corte correspondente ao comprimento de escorregamento entre o par ferramenta/peça a maquinar é, para o mesmo volume de material maquinado, inversamente proporcional ao avanço. Assim, quando se utiliza um avanço elevado (desbaste), o acabamento superficial piora, mas o desgaste da ferramenta de corte é menor do que quando se emprega um avanço reduzido (acabamento).

Estas conclusões são uma consequência directa do carácter abrasivo do desgaste das ferramentas na maquinagem deste tipo de materiais. É sabido que o volume de material desgastado por abrasão é proporcional à distância de escorregamento. Esta pode ser reduzida para o mesmo volume de material maquinado, aumentando o valor do avanço.

O critério de desgaste usado para estabelecer a vida das ferramentas é, geralmente, o valor do desgaste atingido na face de saída (ou de folga). Noutros casos a vida é limitada pela qualidade do acabamento das superfícies maquinadas. Porém, na furação a fragmentação na saída dos furos passantes ou ainda a formação de rebarba à entrada dos furos cegos podem determinar a vida das brocas [101].

4.2 Pesquisa bibliográfica. Estado da arte.

McGinty M. e Preuss C. (1985) [101] foram dos primeiros investigadores a estudarem em furação, torneamento e fresagem a maquinabilidade de compósitos com matrizes em ligas de alumínio e de magnésio reforçados com fibras de alumina FP. Efectuaram ensaios de furação e fresagem em placas de 12,7mm de espessura e ensaios de torneamento em varões com 157mm de diâmetro.

Os ensaios de furação foram realizados com brocas de diâmetro 6,35mm em carbonetos sinterizados, usando velocidades de corte desde 23 a 50m/min. com um avanço máximo admissível de 0,3mm/rot.. Um avanço de 0,37mm/rot. origina fragmentação da aresta. Verificou-se também que o uso de um fluido de corte (óleo solúvel) poderá estar na origem de um desgaste intenso na zona da aresta. Este fenómeno é atribuído à formação de uma pasta que se acumula junto à aresta, promovendo a abrasão. Estes investigadores [101] optaram por usar ar comprimido como fluido de corte nos ensaios seguintes, para remover as aparas.

Após 120 ensaios de furação sugerem o uso de brocas em carbonetos sinterizados com velocidade de corte de 30m/min. e avanço de 0,3mm/rot., obtendo um desgaste na face de saída (folga) inferior a 0,2mm. Segundo estes autores [101], no caso da furação destes compósitos, a vida da ferramenta de corte pode ser dada pela presença ou não de rebarbas ou fragmentações à saída dos furos ou pelo material encalcado à entrada. Foram testadas várias geometrias de brocas tendo sido obtidos os melhores resultados com uma broca cujo ângulo de ponta era 135°. Os ensaios com brocas revestidas a TiN não mostraram melhoramentos significativos.

O uso de brocas com insertos de PCD (quer um só inserto quer com dois insertos) nem sempre se revelou vantajoso. No entanto estas brocas mostraram uma grande resistência ao desgaste para velocidades de corte mais elevadas. Os melhores resultados usando a broca com um inserto de PCD foram obtidos com uma velocidade de corte de 30m/min. e um avanço de 0.05 mm/rot. O desgaste na face de saída depois de 120 furos era de 0,15mm. Com condições de corte mais severas (Vc=60m/min. e a=0,1mm/rot.) o inserto separou-se do corpo da broca. Estes investigadores [101] sugerem que empregando brocas com duplo inserto de PCD é possível duplicar as condições de corte para um desgaste idêntico. Para os compósitos com matriz em liga de magnésio verificou-se que o tipo de matriz tem uma influência não negligenciável para os resultados dos ensaios de maquinagem não sendo, por isso, possível extrapolar directamente os dados obtidos nos compósitos com matriz de alumínio.

No que respeita ao torneamento, este autores [101] efectuaram numa primeira fase ensaios com pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K10 com e sem revestimento de TiN com um raio de bico de 0,4mm e, numa segunda fase, ensaios com pastilhas com insertos de PCD.

A qualidade do material do substrato das pastilhas de carbonetos foi idêntica à utilizada nas brocas. Com uma velocidade de corte de 30m/min. e um avanço variando de 0,1 a 0,56mm/rot. determinaram como avanço máximo admissível o valor de 0,4mm/rot.. Um avanço superior torna o acabamento superficial inaceitável segundo o seu critério. A partir deste avanço, variaram a velocidade de corte de 30 a 150m/min.. Segundo estes investigadores [101], tal como o verificado na furação, a velocidade de corte influi de um modo significativo no desgaste da face de saída da pastilha de corte.

Os resultados obtidos em pastilhas com insertos de PCD não apresentaram vantagens significativas. Os autores [101] atribuem a fraca "performance" destes insertos a uma desagregação súbita da aresta de corte sob a acção da força de maquinagem durante o processo de corte. Mais tarde, ensaiaram uma ferramenta com um monocristal de diamante não tendo obtido, igualmente, bons resultados.

Na fresagem destes compósitos recomendam também a utilização de pastilhas de carbonetos sinterizados com uma velocidade de corte próxima de 30m/min. e um avanço elevado, da ordem de grandeza do sugerido para o torneamento e para a furação.

Finalmente, estes investigadores [101] não recomendam as ferramentas diamantadas, em particular as pastilhas com insertos de PCD, porque não se revelaram economicamente competitivas na maquinagem destes compósitos.

De acorto com Vaccari J. (1985) [100], na maquinagem destes materiais podem utilizar-se brocas de carbonetos sinterizados com insertos de composições mais duras na ponta, devido à menor exigência de tenacidade. Os revestimentos de TiN ou TiC poderão conferir alguma melhoria, mas o seu uso está confinado à furação de compósitos com baixa fracção volúmica de reforço descontínuo. A preparação para o revestimento exige o arredondamento da aresta o que origina, geralmente, maiores forças de corte.

Ricci W. et al. (1988) [102] estudaram intensivamente os processos de furação aplicáveis a compósitos de matriz de alumínio reforçados com SiC, quer na forma fibrosa quer como partículas (AA6061-T4/ SiC/45f - unidireccional e AA6091-T6/SiC/30p).

Ensaiaram quatro tipos de broca (de diâmetro 12,7mm): broca helicoidal revestida a diamante, broca oca de trepanar "core drill" também revestida a diamante, broca helicoidal com inserto de PCD e broca tipo lança "spade drill" com revestimento de diamante. Usaram, geralmente, fluido de corte e a metodologia dos ensaios envolveu o uso de força de avanço constante, aproximadamente 90N, com medição em contínuo do binário e da profundidade do furo.

As brocas helicoidais com inserto de PCD revelaram-se as mais eficazes, furando 12,7 mm de profundidade em 10 segundos no compósito com 45% de reforço de fibras de SiC. As brocas tipo lança sofreram fragmentação da aresta ao fim de 5 segundos e as restantes brocas revestidas, ao fim de 240 segundos, ainda não tinham ultrapassado metade da profundidade. Nestes casos, observou-se a vitrificação das superfícies das ferramentas com acumulação de material entre os cristais de diamante e o polimento destes, impedindo a sua acção de corte. Na ausência de fluido de corte a duração destas brocas não atinge 20 segundos. No caso da furação do compósito com 30% de partículas de SiC os resultados são, de certo modo, semelhantes, embora este material ofereça melhor maquinabilidade que o anterior. Mesmo assim, o uso de brocas em carbonetos sinterizados não é possível dado que se desgastam em 20 segundos, depois de penetrarem apenas 1mm no compósito.

Segundo os mesmos autores [102], as brocas helicoidais com inserto de PCD são as que permitem maiores velocidades com compósitos de elevada fracção volúmica de reforço, o que justifica o seu uso apesar do elevado custo. As brocas de trepanar tornam-se interessantes para diâmetros elevados, dado que o seu custo aumenta mais lentamente com o diâmetro do que o das brocas com insertos de PCD.

Para uma elevada vida da ferramenta, estes investigadores [102] aconselham a utilização de uma velocidade de corte reduzida com um avanço elevado, quer para os compósitos reforçados com fibras ou partículas de SiC. O efeito do fluido de corte permite aumentar a vida da ferramenta em cerca de 50%. A forma e dimensão do reforço tem um papel não negligenciável.

Ginty N. e Clegg A. (1989) [103], fizeram ensaios de maquinagem em torneamento e furação em compósitos de diversas proveniências. Para os compósitos de alumínio reforçados com fibras de Al_2O_3 até 55% aconselham a empregar brocas de carbonetos da classe K10. Para os compósitos de alumínio reforçados com partículas de SiC até 25% podem ser também utilizadas brocas de carbonetos sendo, no entanto, a sua vida muito curta. Ensaios efectuados em compósitos com um reforço de 40% de partículas de SiC mostraram a necessidade de se

utilizar um material de ferramenta de dureza claramente superior à do reforço. Neste caso, o emprego de brocas com insertos de PCD é indispensável.

Os ensaios de torneamento foram efectuados por estes autores [103] segundo o modelo de Taylor. O compósito ensaiado tinha matriz de zinco/alumínio (ZA27), era reforçado com 15% de partículas de SiC e foi produzido por "squeeze casting infiltration". Utilizaram-se ferramentas com insertos de PCD sem lubrificação. O desgaste máximo admissível foi VB=0,3mm. Os resultados obtidos mostraram que a velocidade de corte tem uma influência relevante na maquinagem destes materiais. Valores baixos de velocidade de corte permitem obter uma maior vida da ferramenta de corte (>12min.). O melhor acabamento superficial, embora deteriorando-se com o desgaste da ferramenta, foi obtido para elevada velocidade de corte, baixo avanço e penetramento.

Os ensaios de corte ortogonal no compósito mostraram uma diminuição de cerca de 8% no ângulo de corte e um aumento de cerca de 70% no coeficiente de atrito apara/face de ataque da ferramenta em relação aos ensaios efectuados no material da matriz. Estes factos foram segundo os autores [103], eventualmente, ocasionados pelo ao aumento da resistência mecânica do material devido à presença do reforço.

Chadwick e Heath P. (1990) [106] estudaram o torneamento e fresagem com ferramentas de carbonetos sinterizados da classe K10 e outras com insertos de PCD utilizando dois compósitos com matriz em liga de alumínio/magnésio (AlMg5). Um, reforçado com 20% de fibras de Al2O3 (Saffil®) com ≈3μm de diâmetro e obtido por "squeeze casting infiltration". Outro, híbrido, reforçado com 15% de partículas de SiC com ≈35μm de dimensão média e com 15% de fibras de ≈3μm de diâmetro Al2O3. Ensaiaram ainda de uma liga de alumínio/silício (AlSi20).

No torneamento, o critério de desgaste utilizado foi o de VBmáx.=0,2mm. A lei de Taylor foi empregue para caracterizar a vida da ferramenta em função da velocidade de corte. Estes autores [104] observaram que é relativamente fácil maquinar o compósito híbrido, com velocidades de corte entre 50 a 100m/min., para vidas de 40 a 80 minutos com ferramentas usando insertos de PCD. As pastilhas de carbonetos tipo K10 com ângulos de ataque de 0 e +6°, apresentam uma vida inferior a meio minuto na maquinagem deste compósito a 50m/min. e, mesmo a velocidades extremamente reduzidas (5m/min.), só conseguem prolongá-la até 2 minutos.

No compósito reforçado com 20% de fibras Al2O3 (Saffil®), a diferença observada não foi tão acentuada. As pastilhas com insertos de PCD comportam-se pior e as de

carbonetos da classe K10 melhor que no caso anterior. Assim, observaram-se para velocidades de corte acima de 200m/min., vidas de 10 minutos para o PCD e 5 minutos para o K10. Esta melhoria de "performance" por parte das pastilhas da classe K10 ficou a dever-se, segundo estes investigadores ao aparecimento de aresta postiça de corte com um efeito de protecção em termos do desgaste verificado na ferramenta de corte.

Para liga de alumínio/silício (AlSi20), os melhores resultados com pastilhas do tipo K10 foram obtidos com uma velocidade de corte de 150m/min., um avanço de 0,1mm/rot. e um penetramento de 0,25mm. Com pastilhas com insertos de PCD são necessárias velocidades de corte de 1000 a 2000m/min. para se produzir uma marca de desgaste na face de saída mensurável, num intervalo de tempo razoável.

Nestes ensaios foi usado fluido de corte "Syintilo Rh", tendo-se verificado que o ângulo de ataque positivo conduz a uma ligeira diminuição da vida relativamente à situação do emprego do ângulo de ataque nulo.

Os ensaios de fresagem foram realizados com uma fresa de 13mm de diâmetro na qual se colocou uma pastilha de carbonetos da classe K10 ou uma pastilha com inserto de PCD. O ângulo de ataque empregue em ambos os casos foi 0°. O compósito ensaiado foi um alumínio com 20% de partículas de SiC obtido por "squeeze casting infiltration" numa preforma de Al_2O_3. Os ensaios foram realizados com um avanço de 0,1mm/rot. e uma profundidade de corte de 1mm.

Os resultados obtidos mostram que mesmo a baixa velocidade de corte (5m/min.) a taxa de remoção de apara é reduzida com pastilhas do tipo K10. Ao contrário, as pastilhas com insertos de PCD apresentam uma vida longa, sobretudo para velocidades de corte inferiores a 200m/min..

Em resumo, de acordo com estes autores [104 e 106] as pastilhas com insertos de PCD devem ser utilizadas, sobretudo, em compósitos em que o reforço tenha elevada fracção volúmica (>20%) de partículas de SiC. As pastilhas de carbonetos tipo K10 apresentam uma vida curta, mas podem permitir um melhor acabamento superficial, quando o reforço do compósito são fibras Al_2O_3, onde as suas "performances" se aproximam das pastilhas com insertos de PCD.

A Alcan (1991) [113] recomenda, para a furação dos seus compósitos de matriz em liga de alumínio e reforçados com partículas de carboneto de SiC ou de Al_2O_3, o seguinte:

- usar, sempre que possível, brocas com insertos de PCD. A utilização de brocas helicoidais de carbonetos sinterizados é viável para furos com profundidade até três vezes o diâmetro. Não se devem usar brocas em aço rápido. Notar que as brocas com insertos de PCD são mais frágeis, exigindo cuidados maiores no seu emprego.

- utilizar uma velocidade de corte da ordem dos 30m/min., avanço maior ou igual a 0,25mm/rot. e ângulo de ponta 118°, são as condições indicadas para furos de diâmetro 8mm.

- evitar a acumulação de aparas junto às arestas de corte. Grandes ângulos de hélice, o uso de fluido de corte ou, ainda, uma rectificação cuidada das faces de ataque e de folga com chanfros, para facilitar a quebra de apara, podem minimizar este problema.

Para o torneamento e fresagem dos seus compósitos a Alcan [113] recomenda, Tabela 4.1, passagens de desbaste com o maior avanço e penetramento (profundidade de corte) possível, seguida de uma única operação de acabamento com um valor reduzido de avanço.

Tabela 4.1 Condições de corte para torneamento e fresagem com PCD [113]

Tipo de operação	Velocidade de corte (m/min.)	Avanço (mm/rot.) *	Profundidade de corte (mm)
desbaste	≤450	>0,38	>1,5
acabamento	≤650	>0,13	>0,5

* ou mm/dente no caso de ferramenta múltipla

Segundo a mesma referência, é possível maquinar nestas condições 4900cm^3 de compósito, até se esgotar a capacidade de corte de um inserto com 0,5mm de espessura de PCD. Para operações de acabamento o penetramento nunca deve exceder metade do comprimento útil da aresta e o avanço não deve exceder metade do raio de ponta. Nestas condições, reduz-se a probabilidade de fractura da aresta de PCD e salvaguarda-se o acabamento da peça [113]. Os valores dos ângulos de ataque e de saída (folga) devem ser idênticos aos usados para a maquinagem do alumínio e suas ligas [113].

Segundo König (1991) [112], a aplicação de um fluido de corte na furação promove o desgaste da ferramenta, dado que diminui a possibilidade de formação de apara aderente protectora, reduzindo também o aquecimento e, portanto, o amolecimento da matriz. Esta opinião, contrária às observações de Ricci et al. [102], aparece também defendida por Heath [109 e 110].

Como vimos no parágrafo anterior, persiste alguma controvérsia em torno do efeito da presença do fluido de corte e da apara aderente. Dada a diversidade dos materiais em causa, quer no que respeita à peça quer no que respeita à ferramenta e, ainda, quanto ao fluido utilizado, tal divergência não pode ser considerada muito estranha.

Heath (1991) [109] recomenda valores de velocidade de corte muito inferiores aos indicados na Tabela 4.1, mesmo na maquinagem com pastilhas com insertos de PCD - 50 a 150m/min.. Na maquinagem de compósitos reforçados com fibras de alumina, o mesmo autor [110] verificou ser possível usar ferramentas de carbonetos da classe K10 com revestimento de TiN, cuja vida se aproxima das de PCD. No entanto, a extensão dos danos sub-superficiais impostos ao compósito é muito maior no primeiro caso do que no segundo.

Chen P. (1992) [120] propõe o uso de uma ferramenta rotativa auto-accionada para o torneamento de um compósito de matriz de alumínio. Trata-se de uma pastilha circular de carbonetos da classe K10 com e sem revestimento de TiN, montada num suporte construído de tal forma que o contacto com a peça provoca a sua rotação. Deste modo, consegue-se:

- distribuir o desgaste por um comprimento muito maior de aresta, impedindo o desgaste localizado.
- reduzir a velocidade de escorregamento peça/ferramenta e, em consequência, a distância de deslizamento para a mesma quantidade de material maquinado.
- reduzir as forças de corte.
- permitir elevadas taxas de produção, com um acabamento superficial adequado, com baixo custo da ferramenta.

Os resultados obtidos na maquinagem de um compósito à base de uma liga de alumínio de fundição, reforçada com whiskers de SiC numa fracção volúmica de 18%, com tratamento térmico T6, demonstram as potencialidades da utilização destas pastilhas rotativas nesta operação. Segundo estes investigadores [120], foi possível concluir alguns aspectos importantes :

- a resistência ao desgaste na face de saída é muito superior à das pastilhas fixas quase comparável à resistência ao desgaste das pastilhas com insertos de PCD.

- a vida da ferramenta é apenas ligeiramente influenciada pela elevação da velocidade de corte. Embora a vida decresça com o aumento do avanço e do penetramento, a taxa de remoção de material aumenta consideravelmente. Por exemplo, duplicando o avanço (0,4 para 0,8mm/rot.) a vida diminui 15%, enquanto a taxa de material removido aumenta 45%.

- o aumento do ângulo de inclinação da pastilha de 15° para 30° provoca um aumento da vida de 72%.

- o acabamento superficial obtido foi bastante superior ao produzido o com pastilhas fixas devido ao elevado raio de curvatura da ponta.

Tomac e Tønnessen (1992) [119] realizaram ensaios de torneamento sobre o compósito com matriz na liga AlSi7Mg com um reforço de 14% de partículas de SiC tendo verificado que as pastilhas mais indicadas são as que têm insertos de PCD. Os carbonetos sinterizados da classe K10 com revestimento de TiN podem ser usados a baixas velocidades de corte entre 20 e 50 m/min. e para pequenos volumes de produção. Os aços rápidos são inadequados.

Nas pastilhas de carbonetos da classe K10 o revestimento de TiN desaparece rapidamente e, consequentemente, a vida destas pastilhas é curta. O critério de desgaste admissível VB=0,8mm foi atingido ao fim de 6 minutos com as seguintes condições (Vc=60m/min., a=0,1mm/rot. e p=0,4mm). Nas mesmas condições, as pastilhas com insertos de PCD apresentaram metade do desgaste VB=0,4mm, ao fim de 62 minutos de corte.

Estes autores [119] recomendam o uso do maior avanço compatível com as especificações de acabamento superficial, de modo a reduzir o tempo de corte e o desgaste abrasivo por unidade de volume de material maquinado.

Aparentemente, o acabamento superficial piora com o aumento da velocidade de corte, devido ao aparecimento de estrias abrasivas na superfície da peça, produzidas por acção das partículas do reforço (neste caso de SiC) [119]. Esta observação contradiz a generalidade aos dados relativos à maquinagem de outros materiais, em que o aumento de velocidade de corte conduz, sistematicamente, a uma melhoria do acabamento superficial [51, 52, 54 e 98].

A justificação do referido anteriormente poderá dever-se ao aumento de temperatura que pode tornar a matriz mais macia, o que facilitará a chegada das partículas de reforço à superfície.

Finalmente, é sugerido neste trabalho que em operações de desbaste se utilizem pastilhas de carbonetos da classe K10 (com uma velocidade de corte entre 30 a 50m/min.); em operações de acabamento devem empregar-se pastilhas com insertos de PCD com o avanço máximo admissível e um grande raio de bico.

Jawaid A. et al. (1992) [116], efecturam ensaios de furação num compósito com a matriz na liga AA2041 reforçada com 15% de partículas de SiC obtido por pulverometalurgia, produzido pela Alcan.

Foram utilizadas brocas helicoidais com 10mm de diâmetro com um ângulo de ponta de 118° e um ângulo de hélice de 25° em carbonetos sinterizados da classe K10 e em aço rápido. Utilizou-se como fluido de corte um óleo solúvel (10% de diluição). As velocidades de corte variaram de 16 a 126m/min. e os avanços de 0,13 a 0,4mm/rot. O desgaste foi medido tendo em conta a formação da aresta postiça de corte.

As brocas de aço rápido mostraram-se impróprias para a furação destes materiais. Os melhores resultados no que respeita às brocas em carbonetos da classe K10 foram obtidos com uma velocidade de corte de 63m/min. e um avanço de 0,13 ou 0,26mm/rot.

Após terem sido efectuados 168 furos de 15mm de profundidade, com um avanço de 0,26mm/rot. o desgaste era de 0,245mm enquanto que 232 furos puderam ser efectuados com um avanço de 0,13mm/rot. para um desgaste de 0,228mm.

Segundo estes autores [116] a presença de rebarbas à saída dos furos é resultado de vários efeitos. O desgaste é máximo na periferia da broca onde a velocidade de corte é mais elevada. Neste local a aresta é, então, rapidamente arredondada e vai gerar um aumento do atrito nesta zona. Assim, o material é repuxado à saída do furo em vez de ser seccionado. Observaram que o fenómeno de craterização na face de ataque da broca é praticamente inexistente.

Na Tabela 4.2 podemos observar uma comparação entre a furação do material da matriz (convencional) e o compósito. A manifestação do carácter abrasivo do compósito é evidente.

Em conclusão, estes investigadores [116] consideram que a utilização do fluido de corte é essencial no caso da furação destes compósitos. Os valores dos avanços e das velocidades de corte elevadas favorecem o aparecimento de rebarbas à saída dos furos.

Tabela 4.2 Comparação na furação da matriz e do compósito (AA2014/SiC/15p) [116].

Broca	Carbonetos K10	Carbonetos K10	Aço rápido	Aço rápido
Peça	AA2014	AA2014/SiC/15p	AA2014	AA2014/SiC/15p
Vc (m/min.)	126	63	126	16
a (mm/rot.)	0,4	0,13	0,4	0,13
desgaste	0,054	0,228	0,093	0,352
Nº de furos	500	232	100	20

Cronjäger L. e Meister D. (1992) [111] fizeram um extenso programa de ensaios de furação com brocas de insertos de PCD de 5 e 6mm de diâmetro, com e sem o emprego de fluido de corte. Os compósitos ensaiados foram os indicados na Tabela 4.3.

Tabela 4.3 Compósitos de matriz de alumínio ensaiados por [111].

Matriz	Reforço partículas/fibras	Fracção volúmica (%)	Dimensão das partículas/diâmetro das fibras (μm)
AlMg1SiCu	SiCp	12,5	17
AlMg1SiCu	SiCp	25	21
AlMg1SiCu	Al2O3p	20	17
AlSi7	SiCp	20	13
AlMg3	B4Cp	10	13
AlSi12CuMgNi	δ-Al2O3f (curtas)	25	1 a 4
AlMg1SiCu	α-Al2O3f (curtas)	5, 12,5, 20	20
AlSi12CuMgNi	α-Al2O3f (contínuas)	22	20
Al	α-Al2O3f (curtas)	55	20

Os resultados mostraram a obtenção de um desgaste diferente segundo o tipo de reforço empregue. As partículas de SiC criaram um desgaste abrasivo na face de saída da ferramenta de corte enquanto as fibras tendem a arredondar a aresta de corte. Este facto pode explicar-se pela formação de aresta postiça de corte APC, no caso dos compósitos reforçados com fibras de Al2O3, que protege a aresta de corte. Com os compósitos reforçados com partículas de SiC e de B4C não se verificou a formação de APC (senão para pequenos avanços), mas o desgaste na face de saída é mais significativo.

O emprego do fluido de corte com vista a reduzir o desgaste da ferramenta não interessa senão quando há formação de APC. A penetração do fluido de corte até à zona de formação da apara conduz à redução das forças de corte.

A vida das brocas com insertos de PCD é muito superior à das brocas de carbonetos quer para os compósitos reforçados com partículas de SiC quer para os compósitos reforçados com partículas de B4C. As condições de corte empregues foram uma velocidade de corte de 75m/min. e um avanço de 0,05mm/rot.

Estes ensaios mostraram igualmente a importância do tamanho de grão do PCD e do avanço utilizado. Estes investigadores aconselham a empregar o maior avanço admissível tendo em atenção o acabamento superficial pretendido com insertos de PCD de grão entre 6 a 10μm. Observaram que nos compósitos reforçados com partículas, o aumento do avanço provoca uma redução do desgaste dado que o tempo de contacto ferramenta/partículas abrasivas é menor. Acontece o contrário quando da maquinagem dos compósitos reforçados com fibras. Esta diferença poderá ser atribuída à formação de APC.

Em conclusão: as brocas com insertos de PCD mostraram maior rentabilidade em termos produtivos (menor desgaste e melhor acabamento superficial obtido) tendo em consideração o seu elevado custo. As brocas de carbonetos apresentaram rapidamente elevado desgaste e provocaram rebarbas na saída dos furos.

Lane C. (1993) [105, 117 e 118] efectuou um programa de ensaios de fresagem com o objectivo de estudar o efeito da matriz (microestrutura e tratamento térmico) e dos diversos tipos de reforços na vida das ferramentas com insertos de PCD e no acabamento superficial obtido.

Foram realizados ensaios em três compósitos diferentes que sofreram vários tratamentos térmicos (num total de sete combinações), com as condições de corte apresentadas na Tabela 4.4. Nas pastilhas triangulares indexáveis com insertos de PCD (1500 Compax®) foi tolerado um desgaste admissível de VBmáx.=0,18mm.

Os resultados obtidos mostraram que o compósito com maiores características de abrasão é o reforçado com 20% de partículas de SiC. Nas situações ensaiadas com uma velocidade de corte 762m/min., o avanço de 0,51mm/rot. permite vidas cerca de duas vezes maiores do que o avanço de 0,13mm/rot.. Contudo, com a velocidade de corte mais baixa, 380m/min. o aumento da vida situa-se apenas em aproximadamente 10%.

Este investigador [117] atribui grande importância ao efeito dos tratamentos térmicos (homogenização+envelhecimento) nos compósitos na vida da ferramenta de corte. Verificou que o aumento da dureza devido ao tratamento térmico influi directamente no desgaste da ferramenta.

Segundo Lane C. [117 e 121] para idêntica fracção volúmica, os compósitos reforçados com Al_2O_3 são menos agressivos para as ferramentas, do que os reforçados com SiC, devido à sua menor dureza. Este facto traduz-se num aumento da vida das ferramentas da ordem dos 25%, se todos os outros factores se mantiverem inalterados.

Tabela 4.4 Compósitos, tratamentos térmicos e condições de corte utilizadas nos ensaios de fresagem segundo [117].

Nº	Compósito de matriz de alumínio	Homogenização	Envelhecimento	Velocidade de corte (m/min.)	Avanço (mm/rot.)
1	AA359/SiC/20p	8h a 538°C	T6-(5h/154°C)	381	0,13
	AA359/SiC/20p	8h a 538°C	T6-(5h/154°C)	381	0,51
	AA359/SiC/20p	8h a 538°C	T6-(5h/154°C)	762	0,13
	AA359/SiC/20p	8h a 538°C	T6-(5h/154°C)	762	0,51
2	AA359/SiC/20p	8h a 538°C	T4-(48h/20°C)	762	0,13
	AA359/SiC/20p	8h a 538°C	T4-(48h/20°C)	762	0,51
3	AA383/SiC/20p	--	--	762	0,13
	AA383/SiC/20p	--	--	762	0,51
4	AA383/SiC/20p	--	T5-(5h/177°C)	762	0,13
	AA383/SiC/20p	--	T5-(5h/177°C)	762	0,51
5	AA6061/Al2O3/15p	--	--	762	0,13
	AA6061/Al2O3/15p	--	--	762	0,51
6	AA6061/Al2O3/15p	2h a 532°C	T4-(48h/20°C)	762	0,13
	AA6061/Al2O3/15p	2h a 532°C	T4-(48h/20°C)	762	0,51
7	AA6061/Al2O3/15p	2h a 532°C	T6-(18h/160°C)	762	0,13
	AA6061/Al2O3/15p	2h a 532°C	T6-(18h/160°C)	762	0,51

A vida das ferramentas de corte na maquinagem destes compósitos depende, entre outros aspectos, do tipo de reforço, da sua proporção e do tratamento térmico.

Este mesmo autor [121] pode observar que, ao contrário do que se verificava com o alumínio e suas ligas, o acabamento superficial destes compósitos é relativamente independente do valor do avanço utilizado. Assim, o avanço máximo admissível deve ser empregue com o objectivo de aumentar a vida da ferramenta. Com avanços pequenos a força de maquinagem concentra-se sobre a ponta da ferramenta e esta deteriora-se rapidamente.

Para concluir, este investigador [121] afirma que a maquinagem dos compósitos de matriz de alumínio é controlada pelas características dos reforços (quantidade, tamanho e dureza) sendo, contudo, o efeito do material da matriz igualmente importante. A dimensão das partículas de reforço parece ser o parâmetro essencial no que respeita ao desgaste da ferramenta de corte e ao acabamento superficial obtido. A selecção do tratamento térmico poderá afectar a vida da ferramenta de um modo significativo. Será, talvez, uma atitude inteligente efectuar em primeiro lugar um tratamento de homogenização seguido das operações de maquinagem e, depois, o tratamento de envelhecimento, para obter a resistência mecânica desejada.

Bergman F. e Jacobson S. (1994) [123] simularam o corte por maquinagem, por meio de um pêndulo Charpy modificado, com o objectivo de estudarem os mecanismos de desgaste presentes nas ferramentas. Ensaiaram dois tipos de compósitos, um com a matriz na liga

AlSi7 reforçado com 20% de whiskers de Al_2O_3 de 3 a 4μm de diâmetro com um comprimento de 60 a 70μm (1500 a 2300HV) e outro com a matriz na liga AlMg1Si reforçado com 30% de partículas de SiC de 20μm de dimensão média (3100 a 3500HV). As ferramentas colocadas no impactor foram de aço rápido, carbonetos da classe K10 sem e com revestimento de diamante. As ferramentas tinham uma aresta única de 2mm, um ângulo de ataque de 20° e um ângulo de saída de 10°.

Os resultados obtidos mostraram que qualquer um dos compósitos provocou um intenso desgaste abrasivo nas ferramentas de aço rápido, acontecendo o mesmo nas de carbonetos sinterizados sem revestimento. No entanto, estes autores [123] verificaram que o compósito reforçado a whiskers de Al_2O_3 é menos agressivo para as ferramentas do que o reforçado a partículas de SiC tendo atribuido este facto, não só à menor dureza do reforço mas também à fragmentação que os whiskers sofrem ao passarem a zona de deformação primária. No que respeita às ferramentas de carbonetos revestidas a diamante concluiram que a protecção contra o desgaste abrasivo é eficiente desde que a adesão da película de diamante seja boa.

Weinert et al. (1995) [128] apresentaram um estudo continuador dos trabalhos de Cronjäger et al. [111 e 112] que envolveu ensaios de furação e torneamento. Efectuaram ensaios com ferramentas de diversos materiais com o objectivo de caracterizar a sua adaptabilidade para a maquinagem de três tipos de compósitos de matriz de alumínio conforme o indicado na Tabela 4.5.

Tabela 4.5 Comparação da adaptabilidade dos materiais de ferramentas para a maquinagem de compósitos de matriz de alumínio [128].

Material da ferramenta	AlSi12CuMgNi 20% δ-Al_2O_3f (curtas)	AlMgSi1Mn 20% SiCp	AlMg3 10% B4Cp
WC-(grão grosso)	1	1	0
WC-(grão médio)	1	1	0
WC-(grão fino)	1	0	0
Al_2O_3	1	0	0
Al_2O_3/TiC	1	0	0
WC+TiN	1	0	0
WC+diamante(CVD)	2	2	0
PCD	3	3	3

0-inadaptado, 1-adaptado, 2-muito adaptado, 3-muitíssimo adaptado

Verificaram que as ferramentas com insertos de PCD são as mais indicadas para a maquinagem de qualquer um dos compósitos estudados. As recentes pastilhas de carbonetos revestidas a diamante apresentam um bom desempenho excepto na maquinagem do compósito AlMg3 com 10% B4Cp. O compósito reforçado com fibras curtas de Al_2O_3-δ pode

ser maquinado com qualquer um dos materiais de ferramenta indicados na Tabela 4.5 embora com "performances" diferentes.

Estes investigadores [128] estudaram a influência do tamanho de grão do PCD no desgaste verificado nos insertos, em operações de torneamento, com os três compósitos anteriormente referidos. Nos compósitos reforçados com fibras curtas de Al_2O_3-δ esta influência não se revelou significativa. Ao contrário, quer nos compósitos reforçados com partículas de SiC ou B_4C verificou-se uma redução do desgaste no inserto com o aumento do tamanho de grão. As características comparadas dos diferentes insertos de PCD empregues podem ser observadas na Tabela 4.6.

No torneamento dos compósitos reforçados com partículas de SiC ou B_4C, algumas experiências efectuadas de medição da temperatura na ferramenta, através de termopares, mostraram que se atingem no máximo cerca de 600°C para uma velocidade de corte da ordem dos 1000m/min. Portanto, um valor abaixo do que é recomendado na literatura [55] 730°C para a utilização do PCD.

Tabela 4.6 Comparação das características dos diferentes insertos de PCD em função do tamanho de grão [128].

PCD	Tamanho de grão (μm)	Dureza (HV)	Tensão de rotura transversal (MPa)	Tenacidade à fractura (MPa $m^{1/2}$)
PCD (grão fino)	2	5000	1550	6,8
PCD (grão médio)	10	5000	1256	8,8
PCD (grão grosso)	25	5000	1188	8,8

Na furação quer dos compósitos reforçados com fibras curtas de Al_2O_3-δ quer dos compósitos reforçados com partículas de SiC, a utilização de brocas de carbonetos sinterizados revestidas a TiN (PVD) e a diamante (CVD), respectivamente, mostrou uma considerável redução do desgaste obtido na face de saída, quando se comparou com as brocas de carbonetos sem revestimento.

Morin E. et al. (1995) [125] estudaram o efeito do desgaste das brocas nas forças de corte durante a furação de um compósito de matriz de alumínio. Ensairam brocas de aço rápido (HSS) de 10 mm de diâmetro no compósito AA6061-T6/SiC/20p com uma velocidade de corte de 35m/min. e diferentes avanços, 0,16, 0,31 e 0,63mm/rot.

Os resultados mostraram que existem relações lineares entre o desgaste obtido na face de saída, o binário e a força de avanço em função do comprimento de furação. Também estabeleceram relações lineares entre o binário ou a força de avanço com o desgaste na face

de saída. Utilizaram a modelização proposta por Shaw [54] para os materiais metálicos tradicionais que assume que o binário e a força de avanço são função do avanço empregue. Estes investigadores [125] propuseram relações válidas, análogas às anteriormente referidas, para o compósito ensaiado, mas que têm em consideração o efeito do desgaste na face de saída da broca. Concluiram, entre outros aspectos, que o avanço afecta de um modo determinante as forças de corte na furação e o desgaste obtido na broca.

Lin J. et al. (1995) [126] no seguimento dos trabalhos de Lane C. [105, 117 e 118] apresentaram um trabalho sobre a maquinabilidade de um compósito de matriz de alumínio (A359/SiC/20p) usando pastilhas com insertos de PCD (1500 Compax®- tamanho de grão ≈25μm) em torneamento. Os ensaios foram realizados com três velocidaddes de corte (300, 500 e 700m/min.) e três avanços (0,1, 0,2 e 0,4mm/rot.) com um penetramento constante de 0,5mm. O valor máximo de desgaste admissível foi VBmáx=0,25mm. O objectivo fundamental do estudo foi obter a vida da ferramenta de corte segundo o modelo de Taylor em função da velocidade de corte e do avanço. Com base nesta vida, foi possível estabelecer uma equação para determinar o volume de material removido. Ainda segundo estes autores [126] a força de corte variou entre 90 e 180N.

4.3 Influência do material das ferramentas.

Como já foi referido ao longo desta capítulo, na maquinagem de CMM o diamante policristalino é, na generalidade, em termos de material para ferramenta a opção, mais adequada [101, 105, 106, 107, 108, 111, 113, 114, 116, 118, 119, 122, 124, 127, 129 e 130].

Geralmente, existem três graus de PCD em função do tamanho de grão - fino, médio e grosso. O grau fino tem 3 a 5μm de diâmetro médio e é apenas utilizado em pastilhas indicadas para obter um óptimo acabamento superficial. O grau médio é empregue correntemente nas pastilhas com insertos de PCD, sendo composto por cristais com 5 a 10μm de diâmetro médio. O grau grosso contém cristais com 15 a 25μm de diâmetro médio. É particularmente utilizado na fresagem de ligas de alumínio/silício hipereutécticas e de PRFV.

O PCD não é a única variedade de diamante utilizado. Recentemente [80, 81, 82 e 121] tem-se obtido avanços significativos na deposição por via química em fase de vapor de diamante. Alguns fabricantes referidos por Lane C. [121] estão a tentar comercializar pastilhas com um revestimento de diamante (CVD) obtendo assim melhores "performances" do que as que têm insertos em PCD. As pastilhas revestidas a diamante são, por exemplo, mais estáveis a elevadas temperaturas do que as que têm insertos de PCD. Apresentam a desvantagem, significativa, da deposição do filme fino ser feita sobre substractos de

carbonetos sinterizados da classe K10 ou mesmo cerâmicos à base de Si_3N_4 com desigual coeficiente de expansão térmica, o que poderá fragilizar a ferramenta [121]. Embora as ferramentas revestidas não sejam tão robustas como as de PCD, poderão ser utilizadas com vantagem no torneamento em acabamento de CMM com baixos volumes de reforço sobretudo quando o reforço é a Al_2O_3.

Os carbonetos sinterizados da classe K10, tem aplicabilidade apenas na maquinagem de compósitos com matriz em liga de alumínio reforçados, com Al_2O_3, em fracções volúmicas inferiores a 25%. Verificou-se que o seu revestimento (TiN ou diamante) poderá melhorar a vida da ferramenta de corte [112, 123 e 128], tendendo, no entanto, para aumentar as forças de corte devido ao arredondamento da aresta, que decorre da preparação da ferramenta para o revestimento.

4.4 Influência do compósito a maquinar.

Embora os CMM sejam, geralmente, referidos como uma classe de materiais, actualmente apresentam uma extensa gama de matrizes e reforços, com propriedades mecânicas variadas. A composição química e o estado (tratado termicamente ou não) da liga que constitui a matriz, tem uma importância considerável. No entanto, as variáveis mais importantes dizem respeito ao reforço: o tipo, a forma, o tamanho, a quantidade e a distribuição [117, 118 e 121].

No tipo de reforço, ou seja, no material que é utilizado, a dureza é a propriedade que mais influencia a maquinabilidade.

A forma do reforço determina a facilidade com que se deteriora a aresta da ferramenta de corte. As partículas de pequena dimensão, redondas ou poliédricas, apresentam grande dificuldade ao corte por arranque de apara.

O tamanho do reforço, no caso específico de partículas o diâmetro está geometricamente relacionado com a massa (volume). Para partículas esféricas o volume da partícula é proporcional ao cubo do diâmetro. Assim, por exemplo, uma partícula de 10μm de diâmetro tem o mesmo volume (ou massa) de 8 partículas de 5μm. A maior distribuição destas acarreta, para a mesma fracção volúmica de reforço, uma dispersão da abrasão na ferramenta de corte.

A quantidade de reforço, fracção volúmica, expressa em percentagem, condiciona, por exemplo, o material da ferramenta a empregar. Os carbonetos sinterizados da classe K10 só

Capítulo 5

Desenvolvimentos e meios experimentais. Laboratório de ensaios de maquinagem.

Capítulo 5

5. Desenvolvimentos e meios experimentais. Laboratório de ensaios de maquinagem.

5.1 Introdução. 111

5.2 Máquinas-ferramenta utilizadas. 112

5.3 Medição das forças de corte. 115
- 5.3.1 Dinamómetros extensométricos. 117
- 5.3.2 Dinamómetros piezoeléctricos. 125
- 5.3.3 Aquisição e tratamento de dados. 134

5.4 Medição e observação dos desgastes. 145

5.5 Medição do acabamento superficial. 149

5.6 Síntese. 152

Capítulo 5

Desenvolvimentos e meios experimentais. Laboratório de ensaios de maquinagem.

5.1 Introdução.

Quer a investigação fundamental[1] quer a investigação aplicada[2], no domínio do corte por arranque de apara, têm-se revelado da maior importância para o desenvolvimento da indústria metalomecânica. Apesar dos inúmeros trabalhos realizados, ainda hoje são apresentados, com interesse, muitos assuntos, designadamente o desenvolvimento de novos materiais e revestimentos para ferramentas de corte bem como o conhecimento dos seus mecanismos de degradação, o estudo da maquinabilidade de novos materiais de construção mecânica, a previsão das forças e potências de corte em jogo, o tipo de apara produzida e o acabamento superficial obtido.

Neste contexto, foi identificado e comprovado através de exaustiva pesquisa bibliográfica que o estudo da maquinabilidade dos materiais compósitos de matriz de alumínio se encontrava entre os assuntos da actualidade nesta área científica.

Conforme já foi referido no capítulo 3, secção 3.6, a complexidade do fenómeno de corte por arranque de apara e o elevado número de parâmetros envolvidos, têm dificultado a obtenção de um modelo único que resolva todas as situações práticas. Assim, é necessário desenvolver modelos que necessitam de comprovação experimental apropriada. Tendo em

[1] Consiste em trabalhos experimentais ou teóricos empreendidos com a finalidade de obtenção de novos conhecimentos científicos sobre os fundamentos de fenómenos e factos observáveis, sem objectivo específico de aplicação prática. É também designada por "investigação básica", "investigação de base" ou "investigação pura". Fonte: OCDE, "Frascati manual", 1993.

[2] Consiste em trabalhos, originais também, efectuados com vista à aquisição de novos conhecimentos, mas para uma finalidade ou objectivo pré-determinado. Fonte: OCDE, "Frascati manual", 1993.

consideração a falta de tradição na Faculdade Engenharia da Universidade do Porto (FEUP) nesta área científica [131], onde apenas foi apresentado em meados dos anos sessenta um excelente trabalho de investigação [67] da autoria do Professor Vasco Sá, foi necessário dedicar uma primeira fase dos trabalhos de doutoramento, ao projecto, fabrico, aquisição e instalação de equipamento, para desenvolver a investigação proposta, no seguimento de trabalhos já realizados pelo autor em 1990 [98].

A experimentação no domínio da tecnologia de corte por arranque de apara exige um conjunto de equipamentos que permita, entre outros aspectos, efectuar a medição das forças de corte, do desgaste nas ferramentas e do acabamento superficial das peças maquinadas.

Assim foram, inicialmente, projectados e fabricados nas oficinas mecânicas do DEMEGI-FEUP dois dinamómetros, um para torneamento e, outro para furação, baseados em sensores do tipo extensométrico. Efectuou-se a sua calibração, utilizando sistemas de aplicação de cargas imaginados para tal procedimento. Mais tarde, em 1992, foram seleccionados e adquiridos, à Kistler, dois dinamómetros baseados em sensores piezoeléctricos (bastante mais sofisticados e versáteis do que os fabricados), sendo um mais indicado para a furação e, outro, para torneamento, fresagem e rectificação. Foi adquirido também um amplificador de carga apropriado.

Todo este equipamento foi adquirido com o suporte financeiro do Programa Ciência. Foi, ainda, seleccionado e adquirido equipamento para efectuar um sistema de aquisição, transferência e tratamento informático de dados, incluindo computadores, placas e o "software" LabVIEW. Foram fabricados ou adquiridos todos os cabos e acessórios necessários para se proceder às respectivas ligações. Com base no referido "software" foram desenvolvidos vários programas necessários à execução do trabalho experimental. Tratou-se de uma tarefa difícil e morosa, mas relevante e fundamental para a realização da investigação a efectuar.

Foram projectados e fabricados cerca de uma dezena de peças para fixação e posicionamento dos dinamómetros nas mesas ou carros das máquinas-ferramenta, aperto das peças a maquinar e, ainda, suportes para o posicionamento apropriado das ferramentas, com o objectivo de efectuar a medição do desgaste. Para a avaliação da qualidade superficial das peças maquinadas foi adquirido um rugosímetro portátil da Hommelwerke. Posteriormente, foi comprado o "software" Turbo datawin para efectuar a comunicação com o computador, tendo como objectivo a visualização dos perfis de rugosidade e o tratamento estatístico das medições.

5.2 Máquinas-ferramenta utilizadas.

A experimentação no domínio do corte por arranque da apara exige a utilização preferencial de máquinas-ferramenta de elevada potência, rigidez e precisão. A presente investigação decorreu nas oficinas mecânicas do DEMEGI da FEUP, tendo sido utilizadas as seguintes máquinas-ferramenta:

- Torno paralelo EFI DU 2010 com 5,9kW de potência e variação escalonada de velocidade de rotação (máximo da gama 2500r.p.m). O aspecto do posto de ensaios de torneamento pode ser observado na Fig. 5.1 e as principais características do torno podem observar-se na Tabela 5.1. A variação escalonada da velocidade de rotação levou a que, no caso dos ensaios de corte de longa duração, onde é necessário manter a velocidade de corte constante em cada uma das passagens (com a variação do diâmetro), fosse efectuado um estudo prévio para que não se cometesse um erro significativo entre a velocidade de corte teórica pretendida e a velocidade real a que foi realizado o ensaio. Estipulou-se para esse erro um valor máximo admissível de 10%. Para a realização dos ensaios de torneamento foi fixada por aparafusamento ao carro transversal uma base, na qual era aparafusado o dinamómetro piezoeléctrico Kistler 9257B, de maneira a que o bico da ferramenta ficasse coincidente com o plano horizontal que passa pelo eixo de rotação de árvore.

- Fresadora/furadora CNC Easimill, com 1,5kW de potência e variação contínua (frequência) de 0 a 3000r.p.m. Na Fig. 5.2 pode observar-se o aspecto do posto de ensaios de furação e as principais características da Fresadora/furadora encontram-se na Tabela 5.2. O controlador Heidenhain TNC355 é programável com uma linguagem interactiva ou com códigos ISO. Foi realizado um programa de CNC (Anexo A) que facilitou a realização dos ensaios de furação. O dinamómetro piezoeléctrico Kistler 9272 foi fixado com ajuda de calços à mesa da máquina-ferramenta. O eixo de rotação da árvore ficou coaxial com o furo central do referido dinamómetro.

Atendendo às características limitativas das máquinas-ferramenta, nomeadamente a sua potência, foi feito um estudo prévio, tendo-se verificado, de um modo aproximado, que a potência e a precisão seriam suficientes para a realização do trabalho proposto. Tendo em consideração a longa duração da investigação e a disponibilidade dos equipamentos referidos foi tomada a decisão de executar todos os ensaios de corte nestas máquinas-ferramenta.

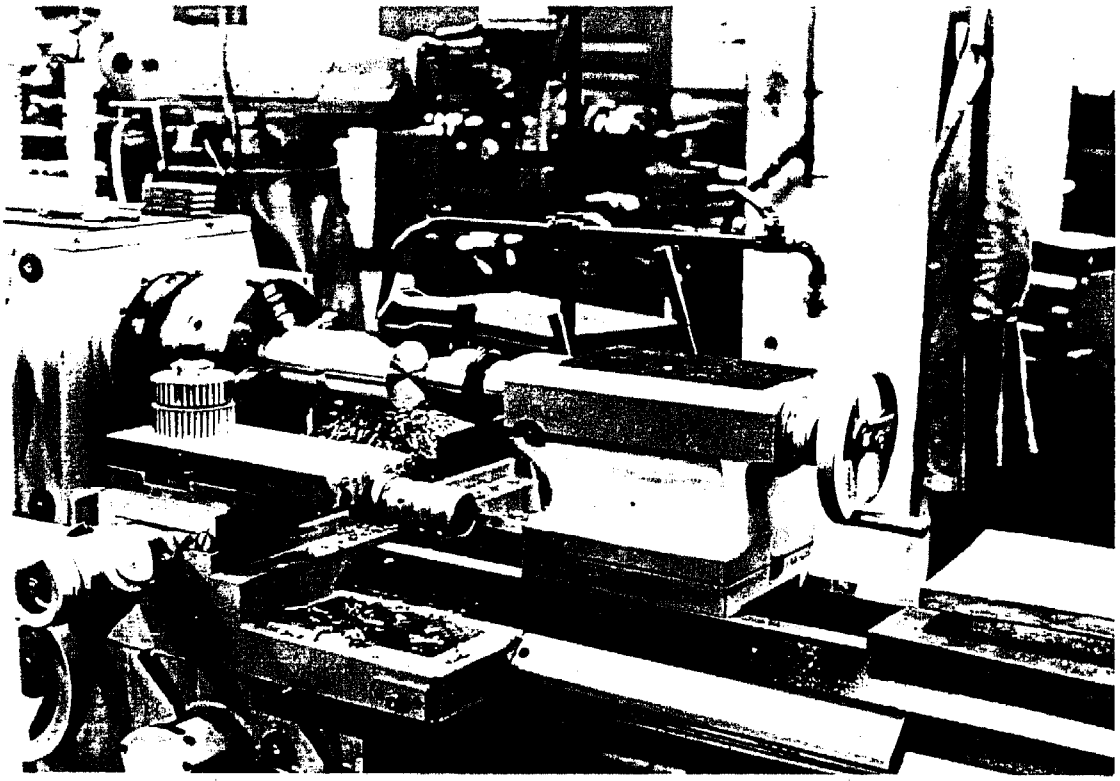


Fig. 5.1 Aspecto do posto de ensaios de torneamento.

Tabela 5.1 Características do torno paralelo "convencional" EFI DU 2010.

Capacidade de maquinagem (mm)	
altura de pontos	200
diâmetro admitido sobre o barramento	400
diâmetro admitido sobre a carruagem	220
diâmetro admitido sobre o carro sem blindagem	610
comprimento da carga à frente do prato	240
distância disponível entrepontos	1000
curso longitudinal da carruagem	910
curso máximo do carro transversal	255
curso máximo de espera	170
Gama de velocidades (r.p.m.)	
	56-80-112-160 224-315-450-6300 900-1200-1800-2500
Gama de avanços (mm/rot.)	
72 avanços longitudinais	0,035 a 4
72 avanços transversais	0,018 a 2
Potência máxima	5,9 kW (7,5 cv)

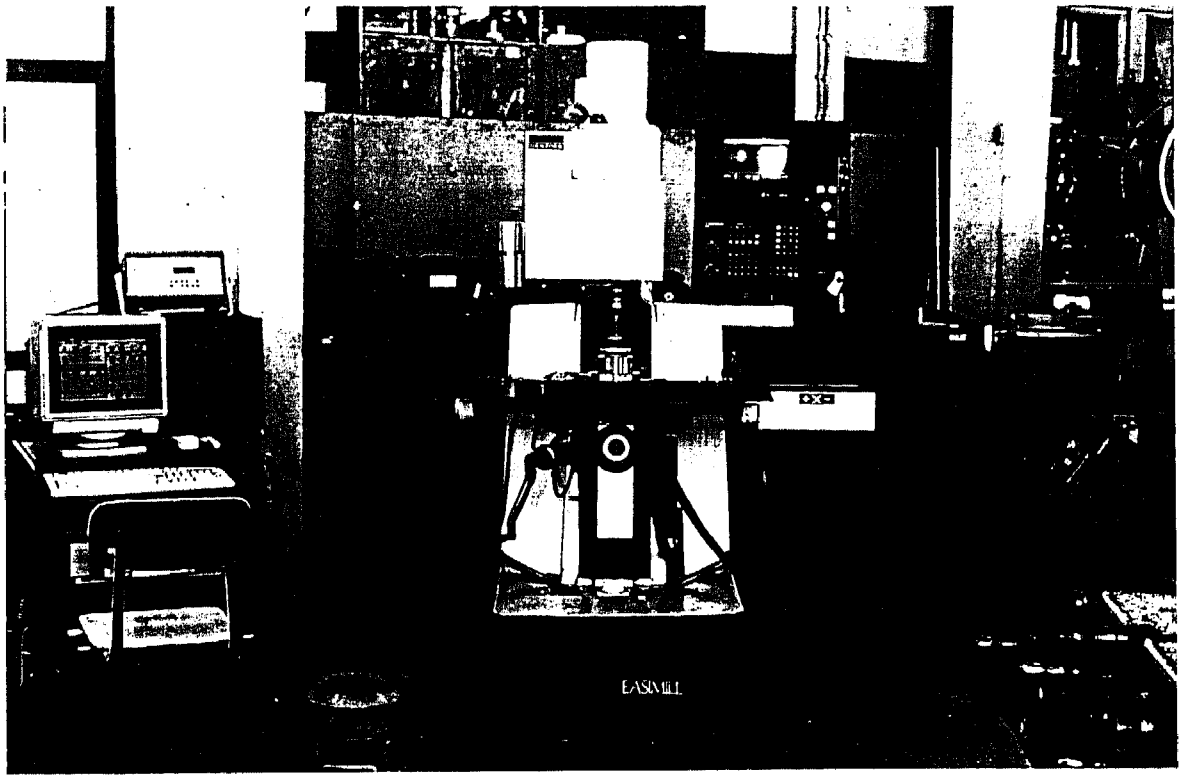


Fig. 5.2 Aspecto do posto de ensaios de furação.

Tabela 5.2 Características da fresadora/furadora CNC Easimill.

Comando Numérico Computorizado	Controlador Heindenhain TNC355
Programação	Códigos ISO
	Linguagem interactiva Heindenhain
Capacidade de maquinagem (mm)	
Curso longitudinal xx Curso transversal yy Curso da árvore zz	375 250 70
Gama de velocidades (r.p.m.)	0-3000, (Variação de frequência)
Ferramentas	Mudança manual
Potência máxima	1,5 kW (2cv)

5.3 Medição das forças de corte.

A interacção entre a peça e a ferramenta, durante a maquinagem, dá origem ao aparecimento de uma força de contacto, responsável pelo arranque da apara. Geralmente, por simplificação, consideram-se as componentes dessa força a actuar num ponto de referência cuja posição não varia com as condições de corte, embora, na realidade, actuem sobre uma determinada área de contacto. No torneamento é comum definir o estado de carga na ferramenta pelas três componentes ortogonais da força de maquinagem - a força de corte (Fc).

a força de avanço (Fa) e a força de penetramento (Fp), Fig. 5.3, enquanto que, na furação é comum utilizar a força de avanço (Fa) e o binário (Mz), Fig. 5.4. No caso de uma broca com as arestas de corte perfeitamente afiadas ou com desgaste equilibrado as forças laterais (Fy) não são significativas, ficando o estado definido pela força de avanço e pelo binário.

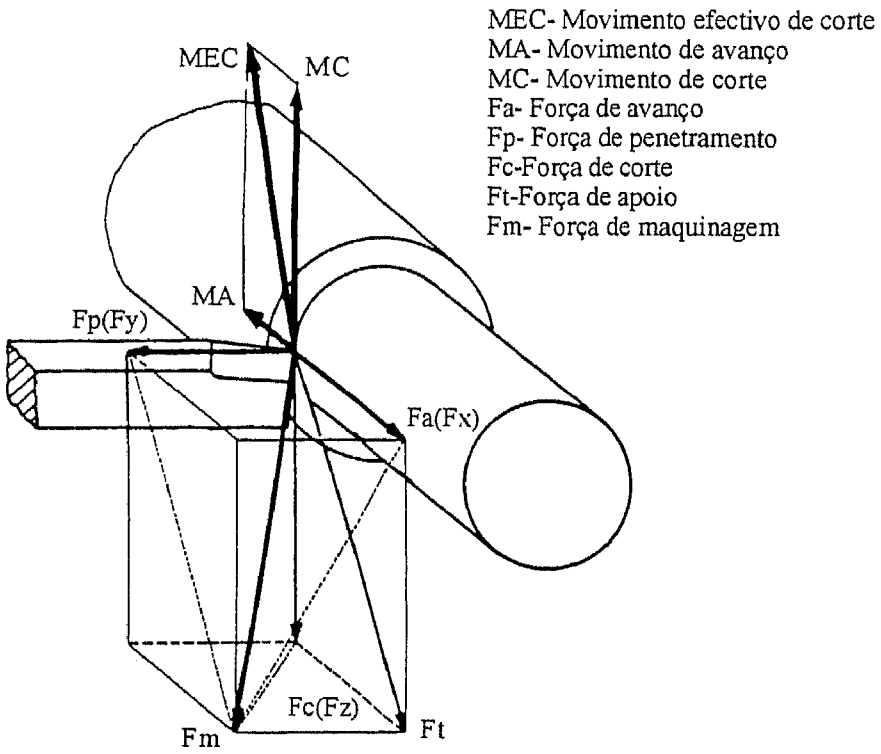


Fig. 5.3 Sistema de forças aplicadas na ferramenta durante o torneamento.

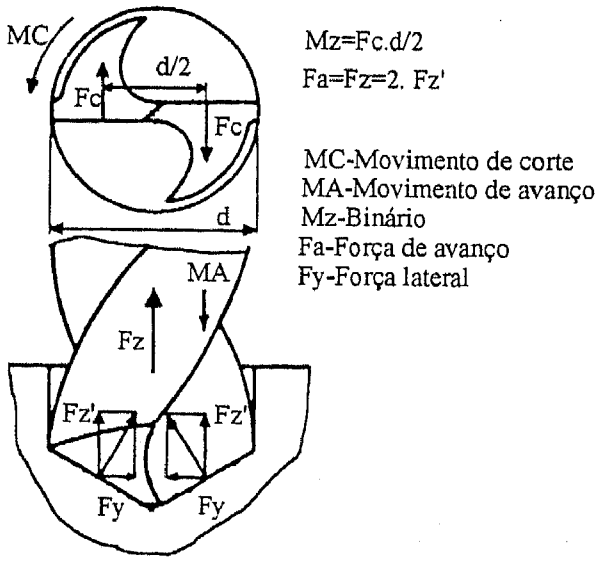


Fig. 5.4 Sistema de forças aplicadas na broca durante a furação.

A medida das várias componentes destas forças é efectuada por meio de dinamómetros ou plataformas dinamométricas. O sistema de medida é constituído pelo dinamómetro, o equipamento de amplificação e o sistema de registo dos sinais de saída (osciloscópio ou computador). Dos vários tipos de dinamómetros dois são os mais comuns: o baseado no princípio extensométrico e o baseado no princípio piezoeléctrico. Os sinais provenientes do dinamómetro extensométrico ou piezoeléctrico são introduzidos numa ponte amplificadora, no primeiro caso, e num amplificador de carga, no segundo.

A avaliação do desempenho de um dinamómetro ou de uma plataforma dinamométrica é efectuada em função da análise das suas caraterísticas estáticas e dinâmicas. Segundo diversos autores [51, 52, 54 e 56] salientam-se algumas das seguintes características:

- sensibilidade (factor de calibração).
- sensibilidade transversal.
- precisão e repetibilidade.
- linearidade.
- rigidez linear.
- histerese.
- influência da temperatura.
- frequência própria de vibração.

Vejamos agora os diversos tipos de dinamómetros que foram manuseados no decurso desta investigação.

5.3.1 Dinamómetros extensométricos.

Numa primeira fase deste trabalho, conforme já foi referido, foram projectados, construídos e, mais tarde, calibrados estaticamente dois dinamómetros baseados em sensores extensométricos sendo, um, para furação e, outro, para torneamento.

Embora estes dinamómetros não tenham sido utilizados na experimentação efectuada para esta tese não deixaremos de apresentar algumas considerações sobre o seu projecto, instrumentação e calibração.

5.3.1.1 Dinamómetro para torneamento.

Para o dinamómetro de torneamento a solução construtiva escolhida baseou-se no dinamómetro tubular de Horn e Schüman apresentado em [51] e também construído por Mesquita [56]. Esta escolha apresentou, entre outras, a vantagem de se poderem utilizar métodos de dimensionamento simples. O dimensionamento foi efectuado para uma força de corte pré-estabelecida de 2kN. O cálculo efectuado mostra que para a solução adoptada a rigidez linear se situava na ordem de $11,1x10^7$N/m (segundo Shaw este valor deve situar-se próximo de $10x10^7$N/m) e frequência própria obtida foi de cerca de 4,2kHz.

No elemento tubular foram colocados seis extensómetros para medida das deformações na direcção de corte, avanço e penetramento. Este elemento tubular é fixado num apoio apropriado. O conjunto foi protegido com blindagens e tampas. Numa das extremidades do elemento tubular foi projectado um rasgo rectangular, excêntrico, para colocação dos suportes das ferramentas. Assim, é possível regular com auxílio de calços, de maneira a que o eixo geométrico do elemento tubular passe pela ponta da ferramenta.

A ponta da ferramenta deve ser regulada de modo a que se situe no plano horizontal que passa pelo eixo de rotação do torno. Esta regulação permite evitar os momentos torsores devido a uma possível excentricidade da ferramenta. Os seis extensómetros de resistência eléctrica foram dispostos na parede exterior do elemento tubular de acordo com o indicado na Fig. 5.5.

Os extensómetros 1 e 2, colocados longitudinalmente relativamente ao eixo do elemento tubular, estão ligados em meia ponte nos braços adjacentes de uma ponte de Weaststhone que é utilizada para a medição da força de corte. Para a medição da força de avanço são empregues os extensómetros 3 e 4 dispostos igualmente segundo o eixo longitudinal, e a 90º em relação aos extensómetros 1 e 2. Esta disposição, ao longo do eixo neutro das tensões originadas pela força de corte deveria garantir que a força de corte não provocava qualquer sinal nestes extensómetros. Na prática, verifica-se sempre um efeito transversal parasita também comprovado por Mesquita [56]. O mesmo raciocínio é válido para os extensómetros 1 e 2 quando solicitados, apenas, pela força de avanço.

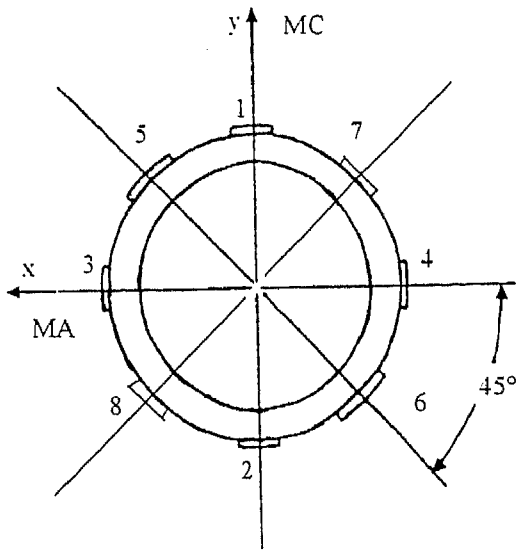
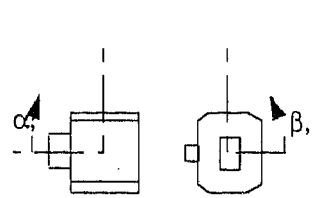


Fig. 5.5 Esquema de colocação dos extensómetros no elemento tubular.
1-2 força de corte
3-4 força de avanço
5-6 e 7-8 força de penetramento

A força de penetramento (passiva) é medida pelos extensómetros 5-6 e 7-8 ligados em ponte completa estando o primeiro par disposto transversalmente e o segundo longitudinalmente. Por acção de uma compressão sobre o elemento tubular, os extensómetros 5-6 ficam à tracção e os extensómetros 7-8 à compressão.

Para se efectuarem os procedimentos de calibração estática foi concebido um dispositivo, utilizado na instalação, o qual se pode observar na Fig. 5.6. Consiste na montagem do dinamómetro, num torno de duplo deslocamento angular (α'-em torno de um eixo perpendicular à base do torno e β'-em torno de um eixo paralelo à base do torno) apertado numa placa aparafusada a uma parede. Num varão de secção quadrada no qual é fixado uma ponteira esférica de aço endurecido, suspenderam-se pesos através de um suporte, simulando assim os esforços sobre a ferramenta de corte. Esta calibração permitiu relacionar o sinal eléctrico (tensão) com as forças aplicadas por meio dos referidos pesos. Foram ligados os três canais que medem a força de corte, força de avanço e a força de penetramento a uma ponte amplificadora e as leituras dos sinais de tensão obtidos foram efectuados com um multímetro.

Os ensaios iniciais de calibração do dinamómetro mostraram uma má resposta a solicitações de compressão. Verificou-se uma baixa sensibilidade de resposta e a necessidade



Esquema da dupla rotação

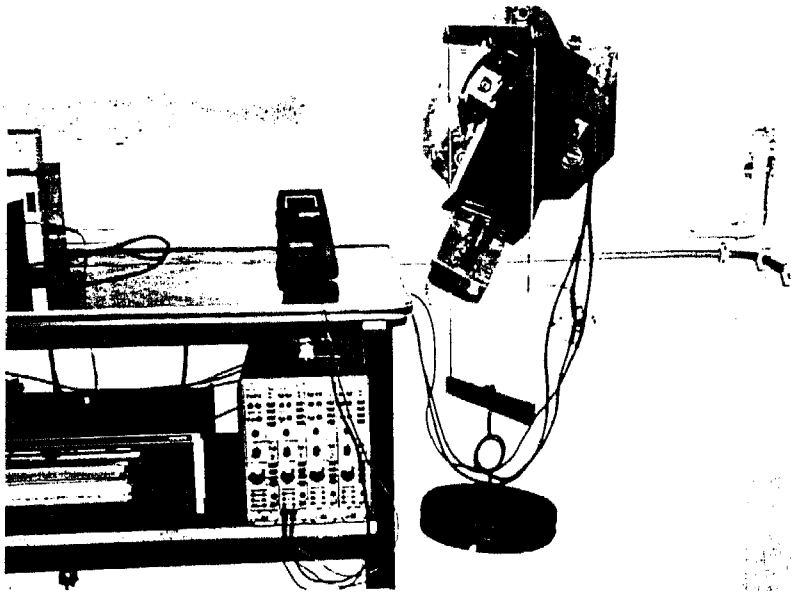


Fig. 5.6 Instalação e dispositivo utilizado na calibração do dinamómetro extensométrico de torneamento. Dinamómetro carregado $\alpha'=30°$ e $\beta'=30°$.

de utilizar ganhos elevados na ponte amplificadora o que mostrou que a solução adoptada (os extensómetros 5-6 ligados transversalmente e 7-8 ligados longitudinalmente) não permite melhores resultados. Este facto foi também comprovado por Mesquita [56].

De seguida foram feitos ensaios de calibração para os canais da força de corte e de avanço com o objectivo de verificar a linearidade entre a carga aplicada em diversas posições ($\alpha'=0°$ e $\beta'=0°$, 45° e 90°) e o valor de tensão obtido no multímetro. Existiu o cuidado de efectuar ensaios de carga e descarga para verificar eventuais efeitos de histerese. Na Fig. 5.7 apresenta-se a título de exemplo alguns dos resultados obtidos. Note-se, desde já, que as cargas de ensaio variaram numa gama de 121 a 427N.

Constatou-se que o dinamómetro apresenta linearidade verificando-se, no entanto, uma ligeira interferência entre os diferentes canais. No que diz respeito à situação de carga e descarga (histerese) o dinamómetro apresenta igual comportamento.

Finalmente, foram efectuados ensaios para uma solicitação a carga constante (223N), variando os ângulos de inclinação do torno de aperto (α' e β') simulando as componentes de corte, avanço e penetramento. Utilizaram-se os seguintes ângulos α' - 0°, 15°, 30° e 45° e β' - 0°, 10°, 15°, 20°, 25°, 30°, 45° e 90°.

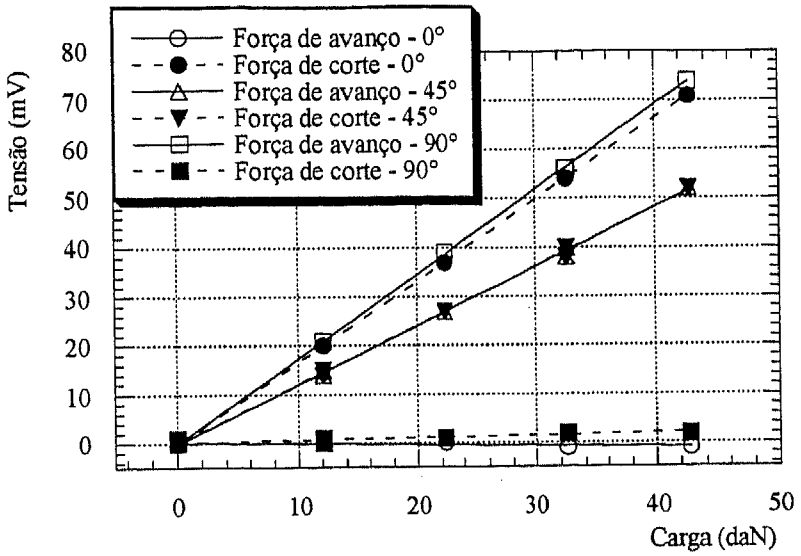


Fig. 5.7 Evolução do sinal de força de corte e de avanço com a carga aplicada para várias inclinações β' do dinamómetro, com α'=0.

Como no torneamento a força de corte é, geralmente, duas a quatro vezes superior à força de avanço e este facto acontece para ângulos β' entre 10 a 30°, aproximadamente, foi dada especial atenção a esta gama de ângulos.

Tendo como base os valores lidos no multímetro foram calculados os valores teóricos com base numa aproximação polinomial. Obteve-se, então, uma curva (teórica) que representa a evolução do sinal da força de avanço e força de corte com a inclinação α' e β', para a situação de carga constante.

Para todas as posições ensaiadas, com excepção de α'=45°, o desvio máximo do valor lido no multímetro comparativamente com o valor teórico é de, aproximadamente, 6%, quer para a componente da força de avanço quer para a componente da força de corte.

5.3.1.2 Dinamómetro para furação.

Para o dinamómetro de furação utilizou-se uma solução construtiva com duas células de carga. Uma, a célula de carga superior destina-se a medir o binário aplicado e consiste num volante com quatro lâminas de espessura reduzida, portanto, muito sensíveis a qualquer momento torsor aplicado. A outra, a célula de carga inferior, destina-se a medir a força de

avanço e é constituída por um corpo também com quatro lâminas de altura reduzida dispostas na perpendicular à direcção da força de avanço.

Quer a célula de carga inferior quer a célula de carga superior foram instrumentadas com uma ponte de Wheatstone completa, com extensómetros de 120Ω. Para cada um dos casos as pontes foram ligadas com dois extensómetros em tracção e dois extensómetros em compressão.

Na Fig. 5.8 pode observar-se, em esquema, a colocação dos extensómetros nas células de carga superior e inferior. As lâminas a utilizar foram dimensionadas de modo a

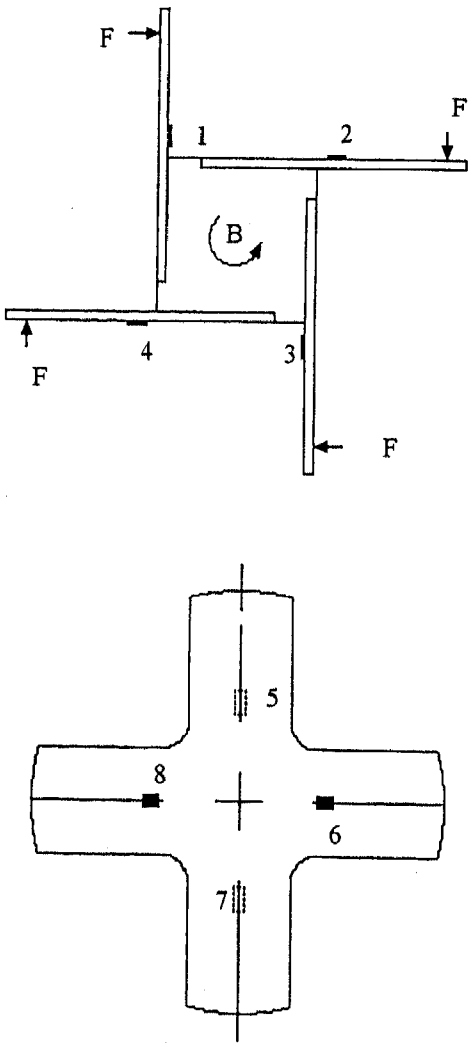


Fig. 5.8 Esquema de colocação dos extensómetros nas células de carga superior e inferior.
1-2-3-4 binário
5-6-7-8 força de avanço

apresentarem a resistência mecânica adequada e a permitirem que os extensómetros nelas fixados efectuem leitura de valores de deformação superior a $4x10^{-6}$. Assim, a espessura escolhida para as lâminas da célula de carga superior foi de 3 mm e a altura escolhida para as lâminas da célula de carga inferior foi de 4mm. O dimensionamento foi efectuado para um binário aplicado entre 40 a 1400N.cm e uma força de avanço entre 125 a 5000N. Para a célula de carga superior e inferior foi obtida uma frequência de vibração de aproximadamente 0,8kHz e 1,5kHz, respectivamente.

Para se efectuarem os procedimentos de calibração estática foi concebido o dispositivo utilizado na instalação que se pode observar na Fig. 5.9. O dinamómetro foi fixado sobre um pequeno barramento aparafusado a uma placa. Para se simular o binário aplicado durante a furação foram colocados pesos suspensos por cabos de aço através dos roletes de modo a criar um binário. Para se simular a força de avanço os pesos foram colocados, alinhadamente, em cima da tampa do dinamómetro.

Foram efectuados ensaios de calibração para diferentes forças de avanço com o binário nulo e, ao contrário, com a força de avanço nula e o binário variável. As forças de avanço variaram discretamente de 49 a 1274N e o binário de 101 a 1184N.cm. A título de exemplo podemos observar alguns resultados na Fig. 5.10.

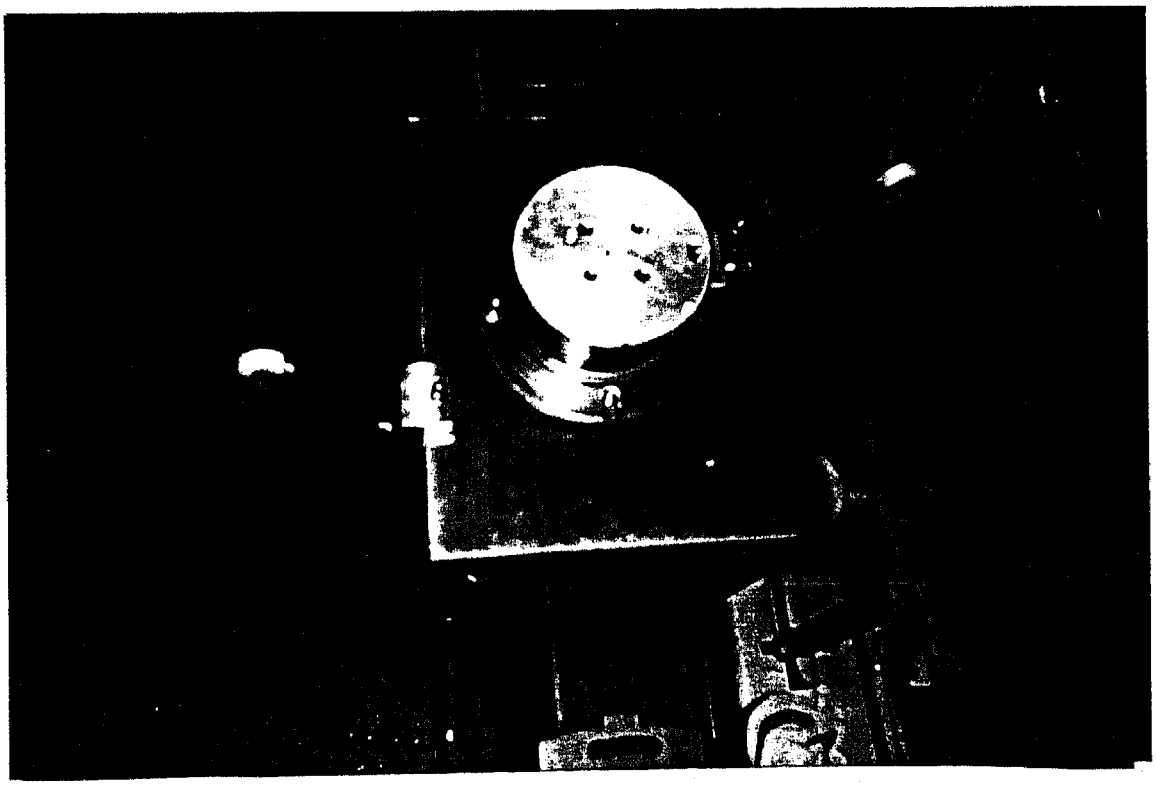
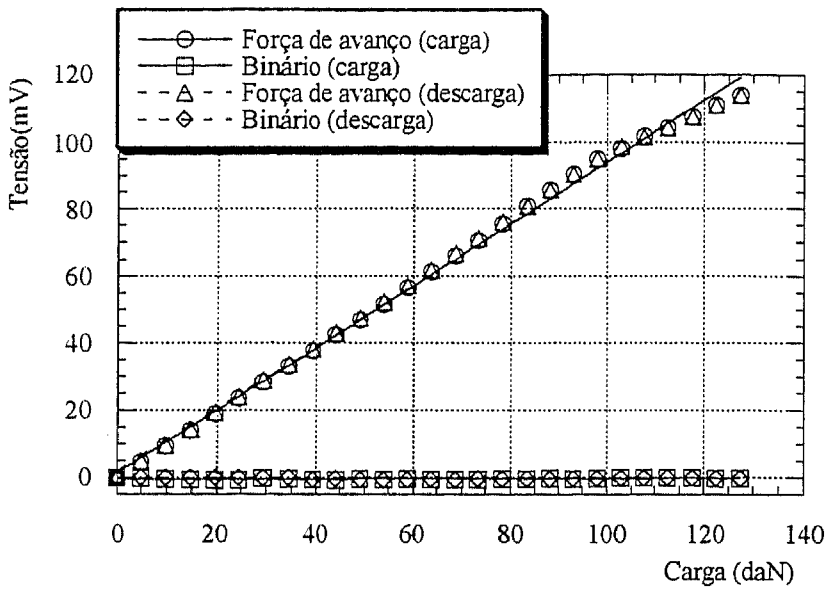
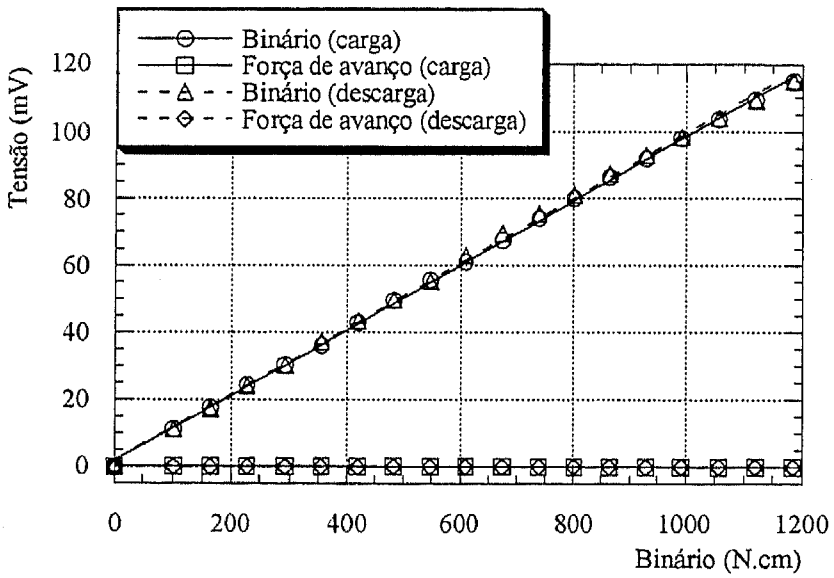


Fig. 5.9 Instalação e dispositivo empregue na calibração do dinamómetro extensométrico, para furação.



a)



b)

Fig. 5.10 Evolução do sinal da força de avanço e do binário.
a) Binário aplicado nulo. b) Carga na direcção de avanço nula.

Verificou-se que o dinamómetro apresenta linearidade excepto para carga na direcção do avanço, superior a aproximadamente 1000N. No que respeita a carga e descarga (histerese) o dinamómetro apresentou bom comportamento.

De seguida foram efectuados ensaios para diversas forças de avanço (98, 196, 980N) com o binário a variar discretamente entre 101 e 1120N.cm. Por fim, realizaram ensaios para

diversos binários aplicados (100, 228, 1120N.cm) com a força de avanço a variar discretamente entre 196 e 980N.

Os resultados obtidos mostraram que não houve interferência (apenas se observaram valores residuais) na leitura dos sinais obtidos para o binário quando aplicada uma carga na direcção do avanço e vice-versa.

5.3.1.3 Algumas considerações.

Os aspectos que acabaram de se apresentar sobre o projecto, o dimensionamento, a instrumentação e a calibração, constituem uma súmula de um extenso trabalho que se encontra detalhado em vários relatórios internos do DEMEGI.

Contudo, em nenhum destes trabalhos foi referida a proposta "STC: Recommentation on calibration and operation of machine-tool-dynamometer" elaborada por uma comissão do CIRP referida por [56] e que apresenta recomendações a respeitar em termos de características estáticas e dinâmicas para dinamómetros de medição de forças de corte, tais como a sensibilidade transversal, a histerese, a rigidez linear e a frequência própria de vibração.

O procedimento atrás referido, que pensamos seria indispensável para uma validação das medições das forças de corte efectuadas com estes dinamómetros não foi efectivamente realizado, porque nos foi possível adquirir dois dinamómetros baseados em sensores piezoeléctricos com os quais efectuámos os nossos trabalhos. Equipamentos deste tipo são usados também nos diversos centros de investigação na área de corte por arranque da apara.

5.3.2 Dinamómetros piezoeléctricos.

Os objectivos e o rigor da investigação que nos propusemos efectuar levou-nos a seleccionar e a adquirir à Kistler, dois dinamómetros baseados em sensores piezoeléctricos[3] sendo um mais indicado para furação (9272) que permite medir quatro componentes (Fx, Fy, Fz e Mz) e outro para torneamento, fresagem e rectificação (9257B) que permite medir três componentes (Fx, Fy e Fz). Foi ainda adquirido um dispositivo apropriado (9403) para fixação do buril utilizado nas operações de torneamento. Os dinamómetros baseados em

[3] O material piezoeléctrico utilizado é cristal de quartzo. É anisotrópico e as suas propriedades dependem da orientação dos planos de corte do cristal de quartzo.

sensores piezoeléctricos de quartzo apresentam de um modo genérico, as seguintes características [132, 136, 137 e 138]

- elevada rigidez e frequência própria de vibração.
- extrema sensibilidade sem histerese.
- mínima sensibilidade transversal (≤1%).
- desenho compacto e vida longa.
- protecção contra a acção dos fluidos de corte de acordo com a norma IP67.

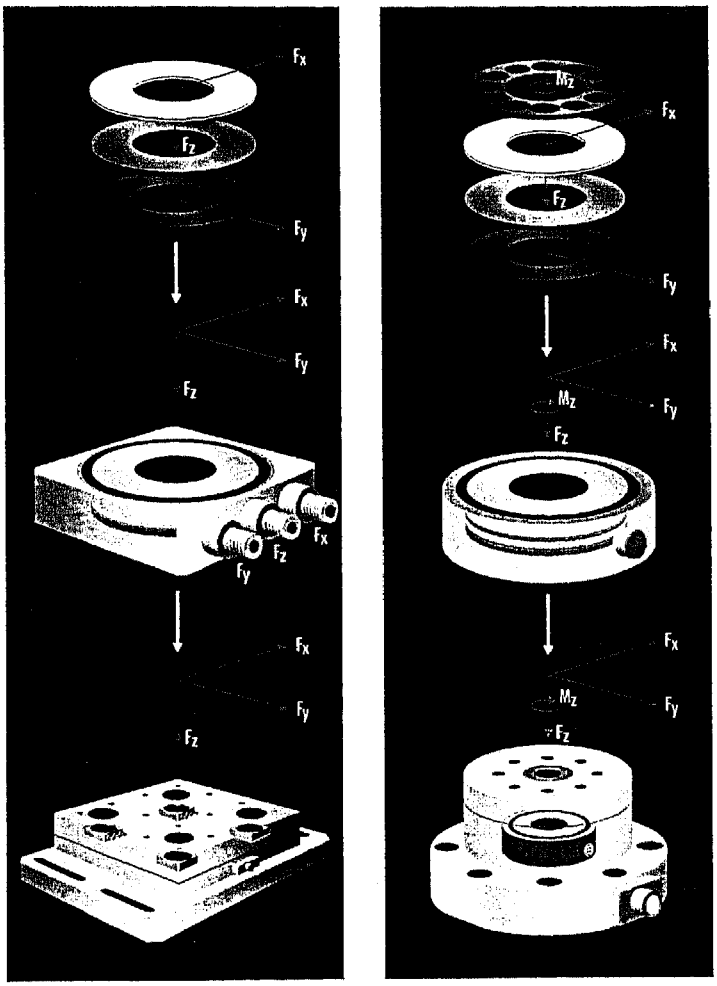
A plataforma dinamométrica que permite medir as três componentes (Fx, Fy e Fz) é constituída por duas placas de aço inoxidável onde se encontram dispostas quatro células de medida. Na Fig. 5.11 a) pode observar-se a sua disposição e o detalhe de uma célula com a sua constituição. Cada célula é constituída por três pares de cristais de quartzo sendo dois pares sensíveis ao corte (Fx - força de avanço e Fy - força de penetramento) e o par restante sensível à pressão (Fz - força de corte). Assim, cada uma das células permite medir as três componentes ortogonais das forças aplicadas. A ligação em paralelo de cada um dos canais e a disposição das quatro células permite que a medida total seja independente do ponto de aplicação da carga.

O dinamómetro que permite medir as quatro componentes (Fx, Fy, Fz e Mz) tem montada uma célula de medida conforme se pode observar na Fig. 5.11 b), em detalhe. No que respeita à medida das forças (Fx, Fy e Fz) o sistema de células de medida é idêntico ao descrito para a plataforma dinamométrica. Para a medida do binário (Mz) são utilizados discos de quartzo cortados de modo a que o eixo sensível ao corte seja tangencial ao círculo disposto no sensor apropriado, Fig. 5.11 b). Todos os discos de quartzo estão ligados em paralelo, logo a medida total é proporcional ao binário aplicado ao sistema.

5.3.2.1 Dinamómetro para torneamento.

Para a medição das forças de corte (Fx=Fa, Fy=Fp e Fz=Fc) durante as operações de torneamento foi utilizada a plataforma dinamométrica (9275B) com o dispositivo de fixação do suporte da ferramenta (9403) acoplado. Na Fig. 5.12 podemos observar o desenho do conjunto e na Fig. 5.13 o aspecto da montagem no posto de torneamento. Em todos os ensaios

efectuados foi respeitada a posição do bico da ferramenta de corte indicado na Fig. 5.12, conforme é aconselhado em [133].



a) b)

Fig. 5.11 Princípio de funcionamento dos dinamómetros piezoeléctricos.
a) 3 componentes (Fx, Fy e Fz).
b) 4 componentes (Fx, Fy, Fz e Mz).

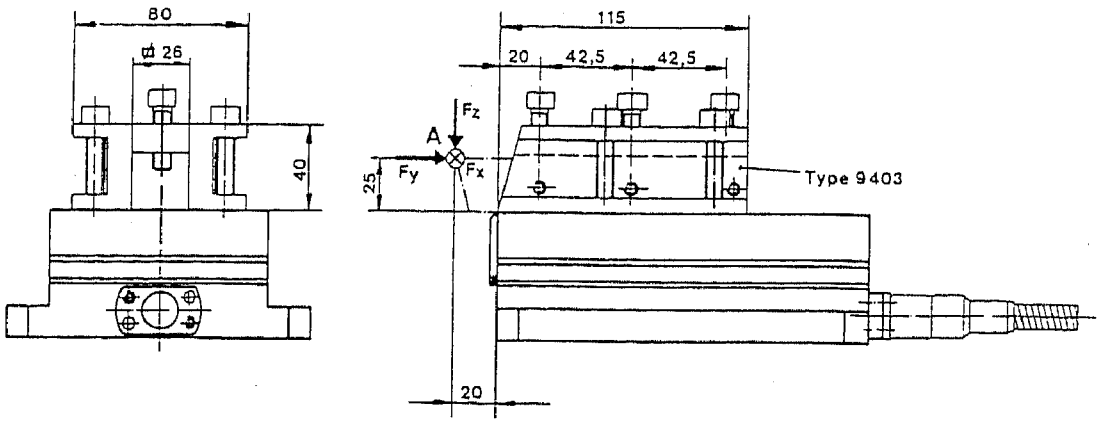


Fig. 5.12 Desenho do dinamómetro piezoeléctrico (9257B + 9403) para torneamento [133].

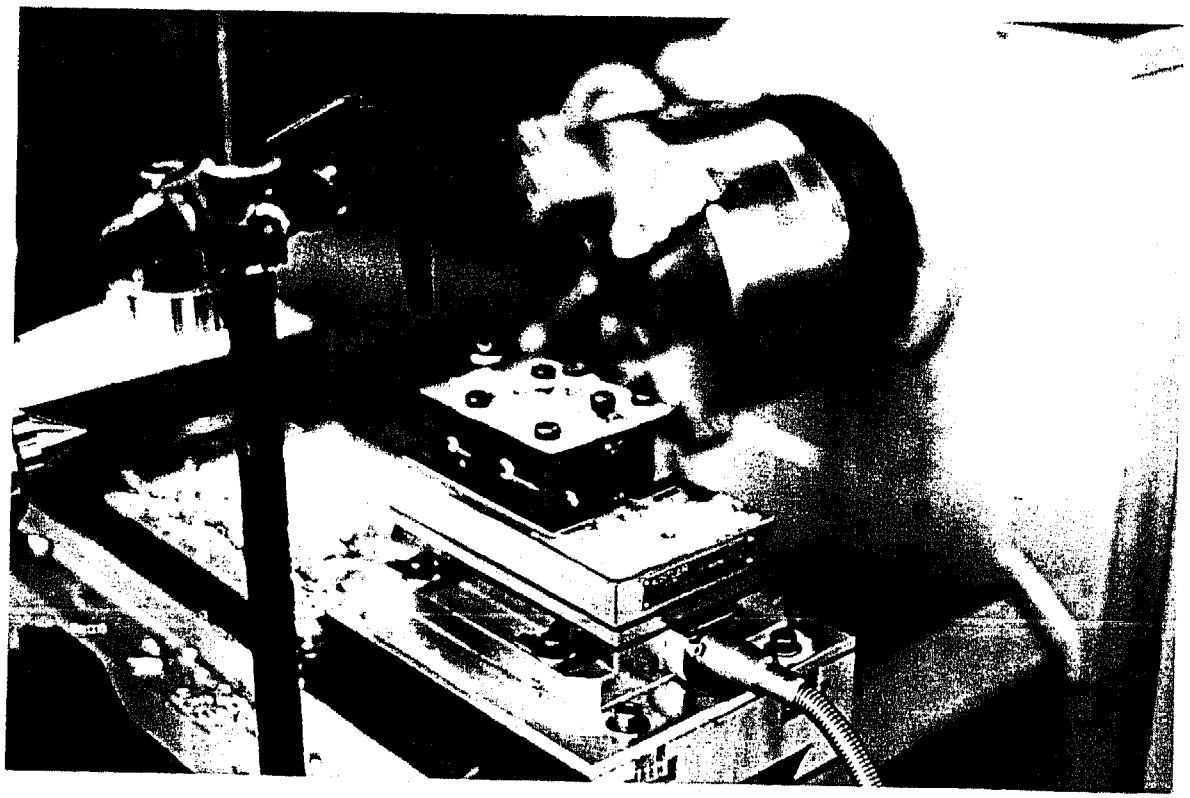


Fig. 5.13 Aspecto de montagem do dinamómetro no torno.

No que respeita à calibração do dinamómetro foi assumida a efectuada pelo fabricante Kistler Instrument AG.

Na Fig. 5.14 apresenta-se a calibração original considerando a carga aplicada no centro da plataforma dinamométrica, para a seguinte gama de forças (Fx- 0 a 5000N, Fy- 0 a 5000N e Fz- 0 a 10000 N). Para além da gama escalonada de forças para a qual foi feita a calibração podemos observar na Fig. 5.14 as seguintes características: sensibilidade, linearidade e sensibilidade transversal. Foi também efectuada uma calibração mais fina (Fx- 0 a 500N, Fy- 0 a 500N e Fz-0 a 1000N). Indicações do fabricante [133] e procedimentos de calibração efectuados por Mesquita [56] para uma plataforma idêntica, com aplicação de carga num ponto diferente mostraram que quer os efeitos transversais quer as sensibilidades de cada um dos canais se mantêm idênticos.

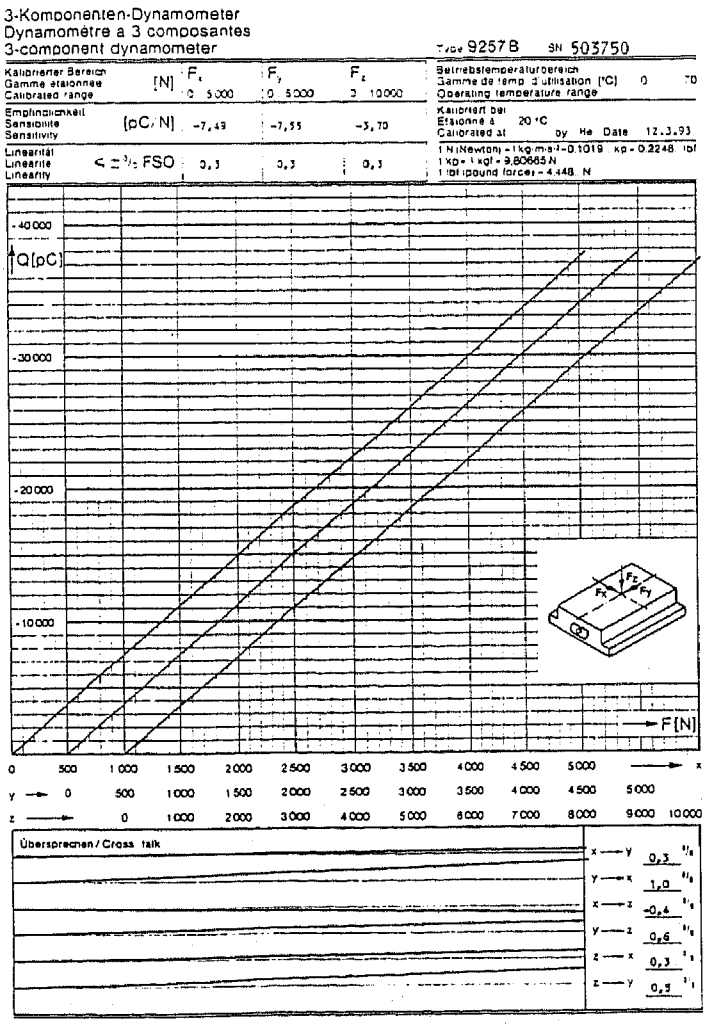


Fig. 5.14 Curva de calibração do dinamómetro piezoeléctrico 9257B utilizado em torneamento [133].

5.3.2.2 Dinamómetro para furação.

Para a medição do binário (Mz), força de avanço (Fz=Fa) e das forças laterais (Fy) em operações de furação foi utilizado o dinamómetro (9272). Na Fig. 5.15 podemos observar o desenho do dinamómetro e na Fig. 5.16 o aspecto da montagem no posto de furação.

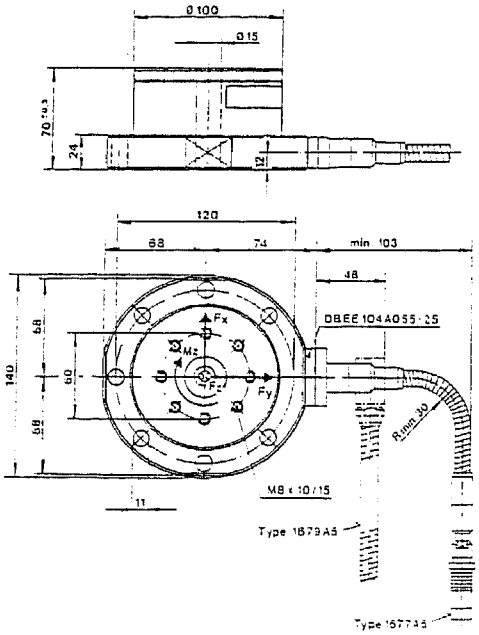


Fig. 5.15 Desenho do dinamómetro piezoeléctrico (9272) para furação [134].

Fig. 5.16 Aspecto da montagem do dinamómetro na fresadora/furadora.

Também, neste caso, foi assumida a calibração realizada pelo fabricante. Na Fig. 5.17 apresentam-se as curvas de calibração para duas gamas de binário (Mz) ±2000N.cm e ±20000N.cm. Igualmente, na Fig. 5.18, podemos observar as curvas de calibração para a seguinte gama de forças (Fx- 0 a 5000N, Fy- 0 a 5000N e Fz- 0 a 20000N). Foi também realizada uma calibração mais fina para as forças (Fx- 0 a 500N, Fy - 0 a 500N e Fz-0 a 2000N) tal como aconteceu para o binário.

Para além das referidas curvas de calibração podemos também observar nas Fig. 5.17 e 5.18 as seguintes características: a sensibilidade, a linearidade e a sensibilidade transversal.

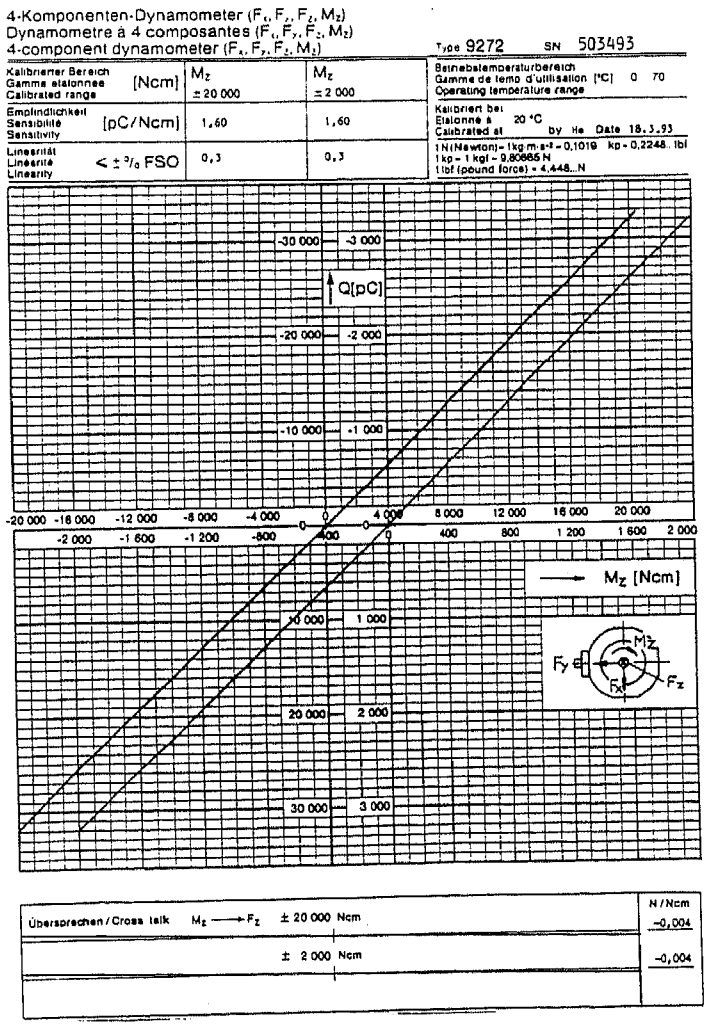


Fig. 5.17 Curva de calibração dos binário (Mz) do dinamómetro piezoeléctrico 9272 utilizado em furação [134].

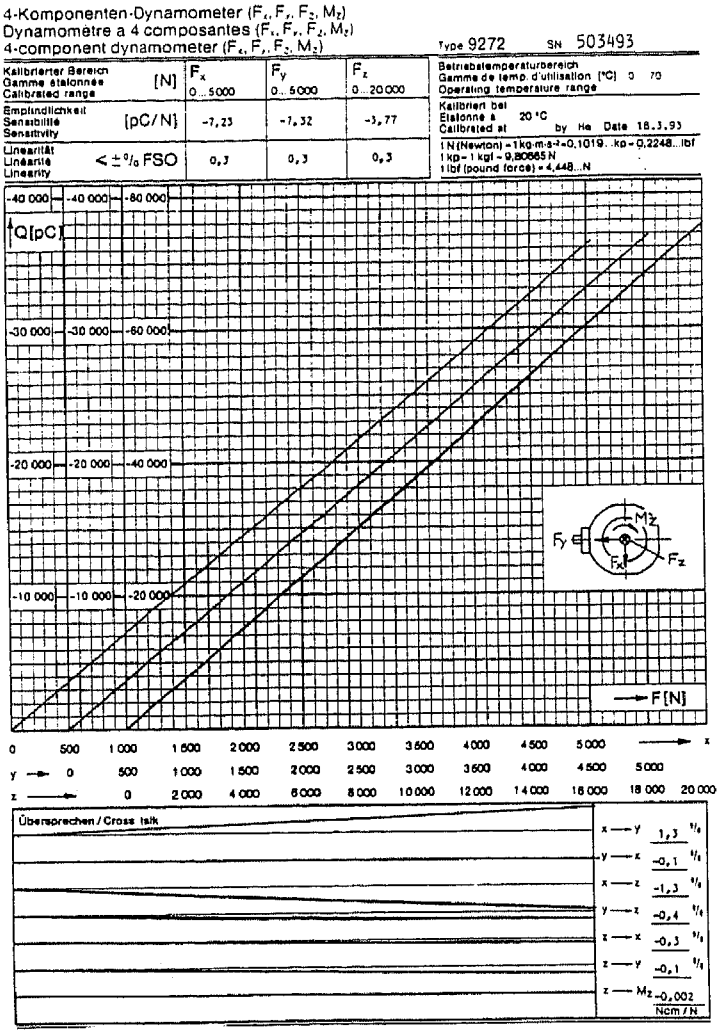


Fig. 5.18 Curva de calibração das forças (Fx, Fy, Fz) do dinamómetro piezoeléctrico 9272 utilizado em furação [134].

5.3.2.3 Características dos dinamómetros piezoeléctricos.

Na Tabela 5.3 apresentam-se, em resumo, as principais características da plataforma dinamométrica piezoeléctrica (9257B) utilizada em torneamento e do dinamómetro piezoeléctrico (9272) empregue em furação. É feita uma comparação dos valores indicados pelo fabricante e pela recomendação da CIRP [56] no que respeita à sensibilidade transversal, à rigidez linear, à histerese e à frequência própria de vibração. Verificou-se, assim, que os dinamómetros piezoeléctricos utilizados nesta investigação são adequados.

Também, neste caso, foi assumida a calibração realizada pelo fabricante. Na Fig. 5.17 apresentam-se as curvas de calibração para duas gamas de binário (Mz) ±2000N.cm e ±20000N.cm. Igualmente, na Fig. 5.18, podemos observar as curvas de calibração para a seguinte gama de forças (Fx- 0 a 5000N, Fy- 0 a 5000N e Fz- 0 a 20000N). Foi também realizada uma calibração mais fina para as forças (Fx- 0 a 500N, Fy - 0 a 500N e Fz-0 a 2000N) tal como aconteceu para o binário.

Para além das referidas curvas de calibração podemos também observar nas Fig. 5.17 e 5.18 as seguintes características: a sensibilidade, a linearidade e a sensibilidade transversal.

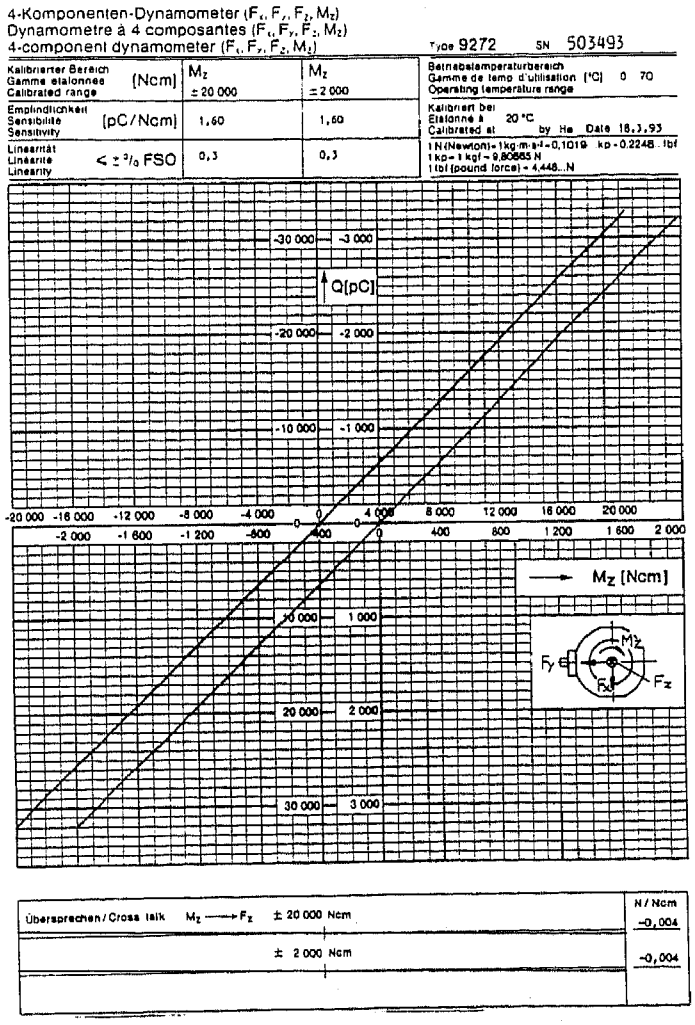


Fig. 5.17 Curva de calibração dos binário (Mz) do dinamómetro piezoeléctrico 9272 utilizado em furação [134].

Tabela 5.3 Principais características dos dinamómetros piezoeléctricos utilizados nos ensaios de torneamento e furação.

Características	Dinamómetro 9257B (x,y,z) (Torneamento)	Dinamómetro 9272 (x,y,z,Mz) (Furação)	Recomendação do CIRP [56]
Gama de medida			
Fx(kN)	-5 a 5	-5 a 5	--
Fy(kN)	-5 a 5	-5 a 5	--
Fz(kN)	-5 a 10	-5 a 20	--
Mz(N.cm)	--	-20000 a 20000	--
"Threshold"			
Fx(N)	<0.01	<0,01	--
Fy(N)	<0.01	<0,01	--
Fz(N)	<0.01	<0,02	--
Mz(N.cm)	--	<0,02	--
Sensibilidade (pC/N)			
Fx	-7,6	-7,3	--
Fy	-7,5	-7,2	--
Fz	-3,5	-3,8	--
Mz	--	-1,6	--
Linearidade (±%FSO)			
Fx	0,3	0,3	--
Fy	0.3	0,3	--
Fz	0,3	0,3	--
Mz	0,3	0,3	--
Sensibilidade transversal (%)			
Fx - Fy	0,3	1,3	<1,5
Fy - Fx	1,0	-0,1	<0,7
Fx - Fz	-0,4	-1,3	0,6
Fy - Fz	0,6	-0,4	<0,4
Fz - Fx	0,3	-0,3	<1,7
Fz - Fy	0,5	-0,1	<2,5
Fz - Mz	--	-0,002	--
Mz - Fz	--	-0,004	--
Histerese (%FSO) (todas as gamas)	≤0.5	≤1	<2
Rigidez linear (N/m)			$>10^7$
Fx	$>100x10^7$	$\approx 40x10^7$	--
Fy	$>100x10^7$	$\approx 40x10^7$	--
Fz	$>200x10^7$	$\approx 200x10^7$	--
Frequência própria de vibração (kHz)			>2,5
Fx	≈3,5	≈4	--
Fy	≈3,5	≈4	--
Fz	≈3,5	≈7	--
Mz	--	≈5	--
Peso (kg)	7,3	4,2	--

5.3.2.4 Sistema de amplificação do sinal.

Os sinais provenientes dos três canais (Fx, Fy, Fz) da plataforma dinamométrica (9257B).ou dos quatro canais (Fx, Fy, Fz, Mz) do dinamómetro (9272) são introduzidos num amplificador de carga de quatro canais (5019A). Este amplificador converte os sinais de carga eléctrica dos sensores piezoeléctricos em sinais proporcionais de tensão [135].

Os parâmetros desejados (canais, escalas, filtros, contante de tempo ...) podem ser regulados no painel frontal ou através de interfaces do tipo RS-232 C ou IEEE-488 por meio de um computador usando "software" apropriado. É possível visualizar o valor da força obtida no canal selecionado no "display" da aparelho. Na Fig. 5.19 podemos observar o aspecto do amplificador de carga (5019A) utilizado no presente trabalho.

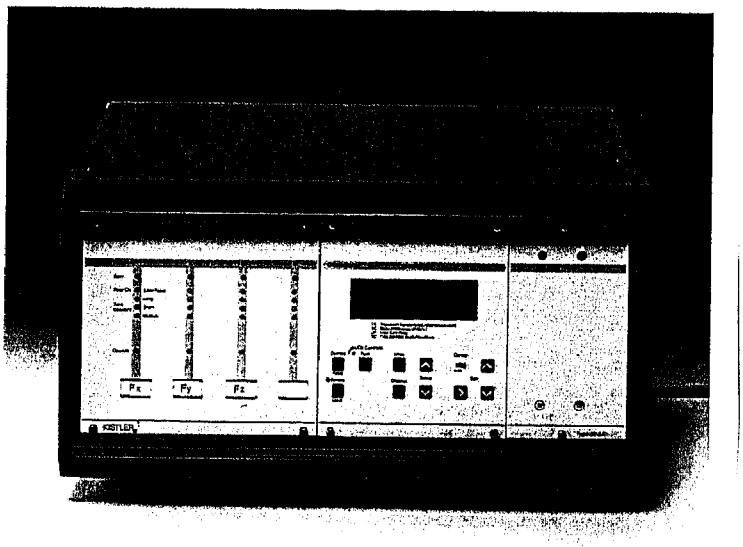


Fig. 5.19 Amplificador de cargas de quatro canais (5019A) utilizado nos ensaios efectuados.

5.3.3 Aquisição e tratamento de dados.

Há muito que a aquisição de dados feita da forma tradicional, isto é, do tipo "papel e lápis" está ultrapassada pelos avanços da técnica. O computador pessoal com o acoplamento de uma ou várias placas de aquisição de dados colocada no barramento é uma solução interessante de implementar dada a sua flexibilidade e o seu baixo custo. Estas placas de aquisição integram, habitualmente, conversão analógico/digital e digital/analógico, entradas e saídas do tipo digital, temporizadores, contadores e, eventualmente, outros módulos capazes de executar tarefas específicas.

Assim, para a execução deste trabalho foi adquirida à National Instruments uma placa de aquisição AT-MIO-16 à qual foram ligadas as saídas analógicas do amplificador de carga. Foi, também, adquirido o "software" de instrumentação virtual LabVIEW para efectuar a aquisição e tratamento de dados.

5.3.3.1 Placa de aquisição de dados AT-MIO-16.

A placa AT-MIO-16 da firma National Instruments proporciona uma interface para entradas/saídas analógicas e, ainda, algumas linhas digitais para PC, sendo compatível com o "software" de aquisição. É indicada, entre outros aspectos, para aplicação na automação de máquinas, controlo de processos, monitorização e instrumentação [139].

As suas principais características são:

- 16 canais não diferenciáveis ou 8 diferenciáveis, expansíveis, usando o acessório multiplexador AMUX-64.
- ganhos programáveis 1, 10, 100 e 500.
- 25 μs de tempo de conversão.
- gamas de variação da entrada de 0 a 10 V, -5 a +5V e -10 a +10V seleccionáveis por "jumper's".
- gamas de variação de saída de 0 a +10V ou -10 a +10V, seleccionáveis por "jumper's".
- 2 conversores D/A e um A/D de 12 bits.
- 2 postos de 4 bits configuráveis com entradadas ou saídas.
- 3 contadores/ "timers" 16 bits.
- taxas de transferência da ordem de 100K amostras/segundo por recurso a DMA (Direct memory acess).

5.3.3.2 Programa de instrumentação virtual.

Em 1983 Jeff Kodosky da National Instruments (USA) teve a ideia de criar o instrumento virtual (I.V.) que não é mais que um módulo de "software" que permite que o computador funcione como se de um instrumento virtual se tratasse. O "software" por ele desenvolvido foi baptizado de LabVIEW (Laboratory Virtual Instrument Engineering Workbench) e era interpretado a preto e branco. Corria apenas em computador Apple Macintosh[4] , isto em 1987. Instrumentos virtuais tais como, osciloscópio digital, gerador de funções, analisador de espectros, filtros, multímetros, ... são hoje disponibilizados por fabricantes[5] deste tipo de instrumentos de utilização laboratorial. Dispondo de uma significativa biblioteca de funções matemáticas é sempre possível que qualquer dos instrumentos virtuais implementados seja completado, bem como ligado a um instrumento real. Paralelamente, foram desenvolvidos outros tipos de "software" tais como, o LabTeach Notebook, o Real Time Vision e o LabWindows.

Assim, num só aparelho -o computador- podemos reunir todas as tarefas que têm estado dispersas pelos mais variados equipamentos e que envolvem basicamente [146 e 148]:

- controlo de instrumentação.
- aquisição de dados.
- análise e processamento de sinal.
- estatística e álgebra.
- representação de dados.
- armazenamento de dados.

O "software" LabVIEW permite que o próprio utilizador crie instrumentos virtuais (I.V.) e possa adicioná-los à biblioteca de instrumentos existente. A etiqueta associada a cada I.V. permite construir novos I.V. por incorporação de outros já existentes. A etiqueta pode representar um I.V. ou um módulo lógico de cálculo, de manipulação entrada/saída, tratamento de ficheiros ou outros. A sua programação é efectuada por meio de uma

[4] Actualmente corre em IBM compatível e "workstations".
[5] Hewlett-Packard, Tetronix, Philips, Fluke, Lecroy...

linguagem gráfica designada de G, que facilita esta tarefa, porque vai ao encontro da tendência natural de se utilizarem figuras ou diagramas como modo explícito e intuitivo de mostrar como funciona um processo [146, 147, 148 e 149].

Um instrumento vitual (I.V.) ou um módulo lógico de cálculo, aquisição de dados, tratamento de ficheiros ou outros, é constituído basicamente pelos seguintes elementos:

- o painel frontal (front panel), que é a janela onde se define o painel dos instrumentos pretendidos, usando para isso, botões, sensores, sinalizadores, gráficos, registadores...

- o diagrama (diagram), que é a janela onde se cria a lógica que liga todos estes elementos entre si e é, por conseguinte, o programa.

- a etiqueta (icon), que é um pequeno símbolo que serve para representar unicamente o instrumento assim criado.

Podemos assim dizer, que o LabVIEW constitui uma ferramenta revolucionária, potente, flexível e vocacionada para aplicações em domínios da engenharia, investigação e desenvolvimento. No nosso trabalho este "software" foi utilizado para a aquisição e tratamento matemático (análise) do sinal das forças de corte obtido nos processos de maquinagem - furação e torneamento.

5.3.3.2.1 Programas (módulos) desenvolvidos.

Por meio do LabVIEW 2.5.1 versão para PC, foram desenvolvidos oito programas, totalizando cerca de 1 Mbyte de "software", que foram utilizados no decurso desta investigação e em outros trabalhos nas áreas da tribologia e do comportamento mecânico de estruturas. Vejamos, então, alguns deles com detalhe; o nome, as funções que desempenham, o painel frontal e o diagrama

Nome: FUR.1

Funções: obtenção directa e contínua, com visualização gráfica do binário (Mz), da força de avanço (Fz) e da força lateral (Fy), na furação. Possibilidade de regulação dos ganhos (scale). Visualização do tempo e do número de amostras. Utilização do relógio do computador (base de tempo) para controlar a aquisição. Frequência da aquisição típica

empregue ≈6Hz. Qualquer aquisição pode ser gravada e o ficheiro utilizado em programas de uso comum tipo Excel ou Word em ambiente Windows. Na Fig. 5.20, pode observar-se o painel frontal e na Fig. 5.21 o diagrama.

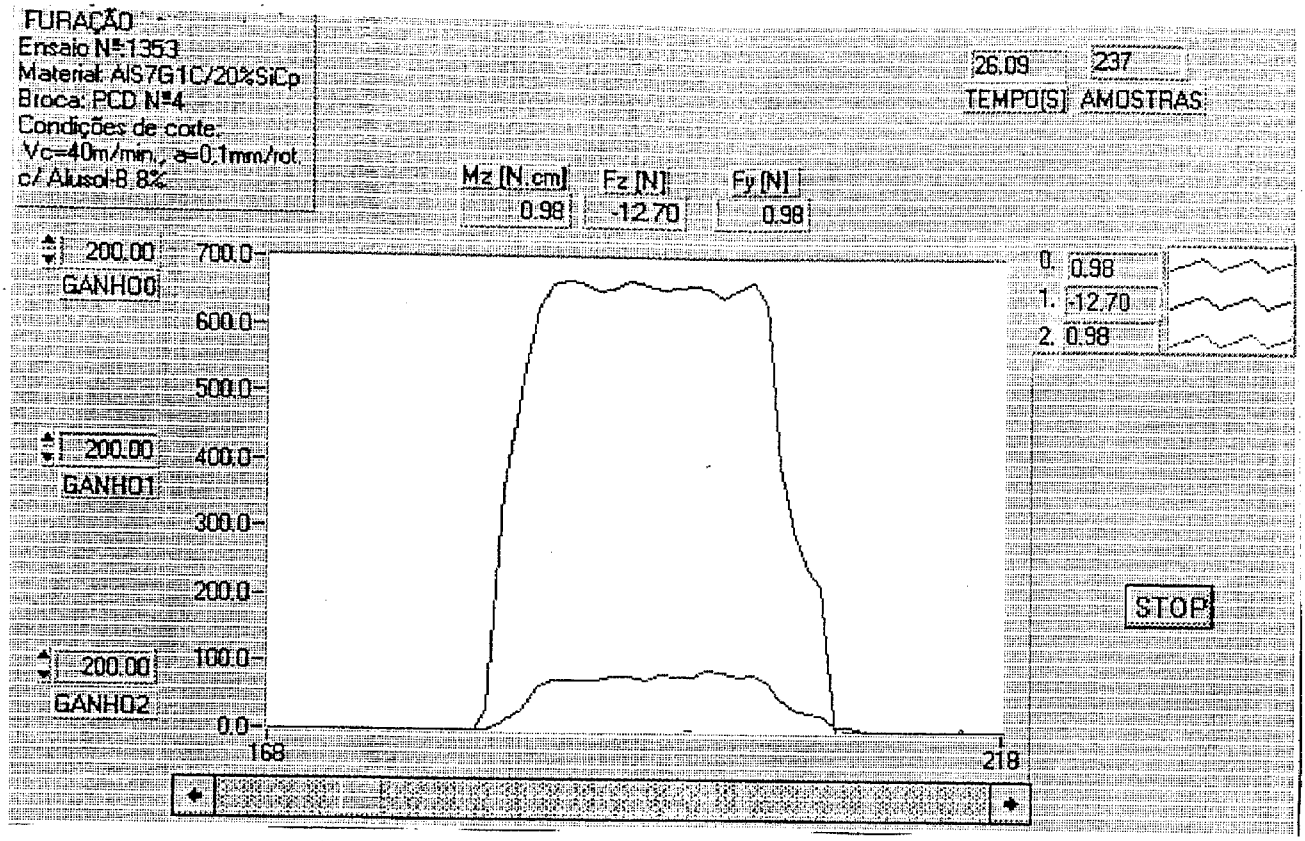


Fig. 5.20 Programa FUR.1, painel frontal.

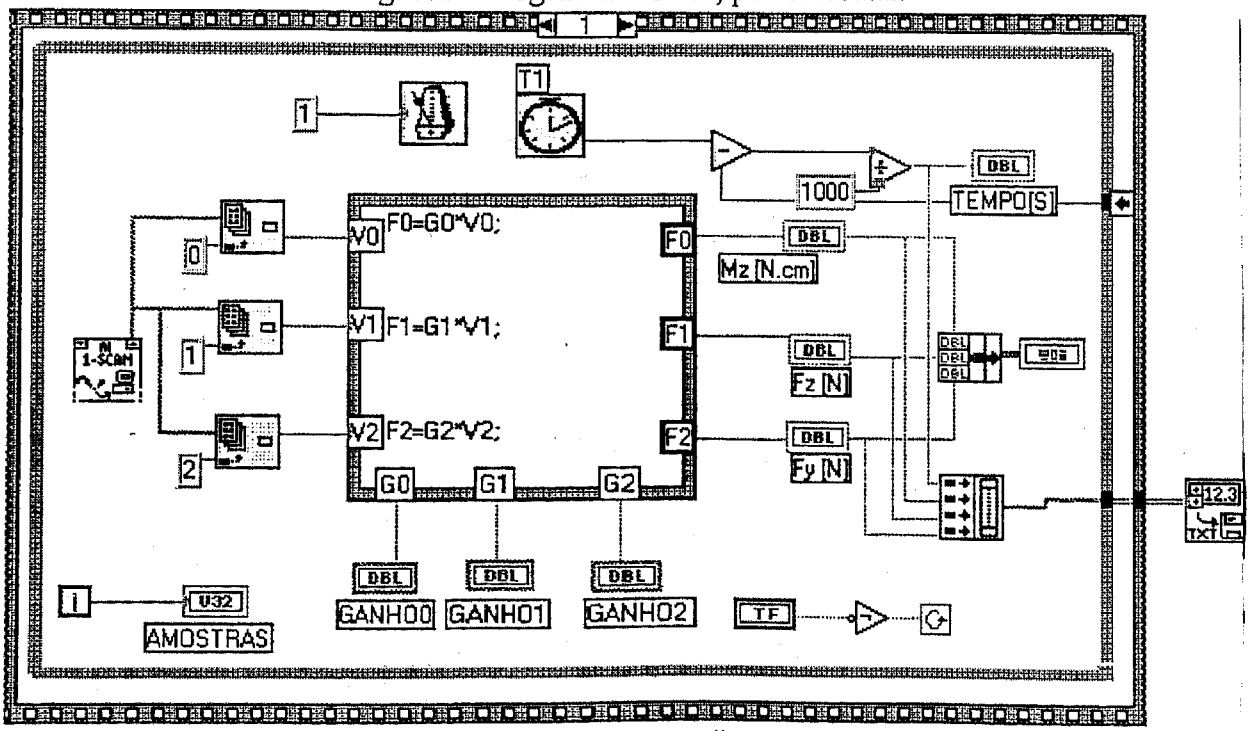


Fig. 5.21 Programa FUR.1, diagrama, nível 1.

Nome: TOR.1

Funções: obtenção directa e contínua, com visualização gráfica das três componentes da força de maquinagem - penetramento, avanço e corte no torneamento. Visualização do tempo e do número de amostras. Utilização do relógio do computador (base de tempo) para controlar a aquisição. Frequência de aquisição típica empregue ≈6Hz. Qualquer aquisição pode ser gravada e o ficheiro utilizado em programas de uso comum do tipo Excel ou Word em ambiente Windows. Na Fig. 5.22 pode observar-se o painel frontal e na Fig. 5.23 o diagrama.

Nome: A.RAP

Funções: aquisição rápida com visualização após aquisição. Permite seleccionar o número de amostras a adquirir a uma determinada velocidade de aquisição (amostras/segundo) para três canais. Pode ser utilizado em furação e em torneamento. Frequência da aquisição típica ≈1kHz. Qualquer aquisição pode ser gravada e o ficheiro utilizado em programas de uso comum do tipo Excel ou Word em ambiente Windows. Na Fig. 5.24 e 5.25 pode observar-se o painel frontal e nas Fig.s 5.26 e 5.27 o diagrama nível 1 e 2.

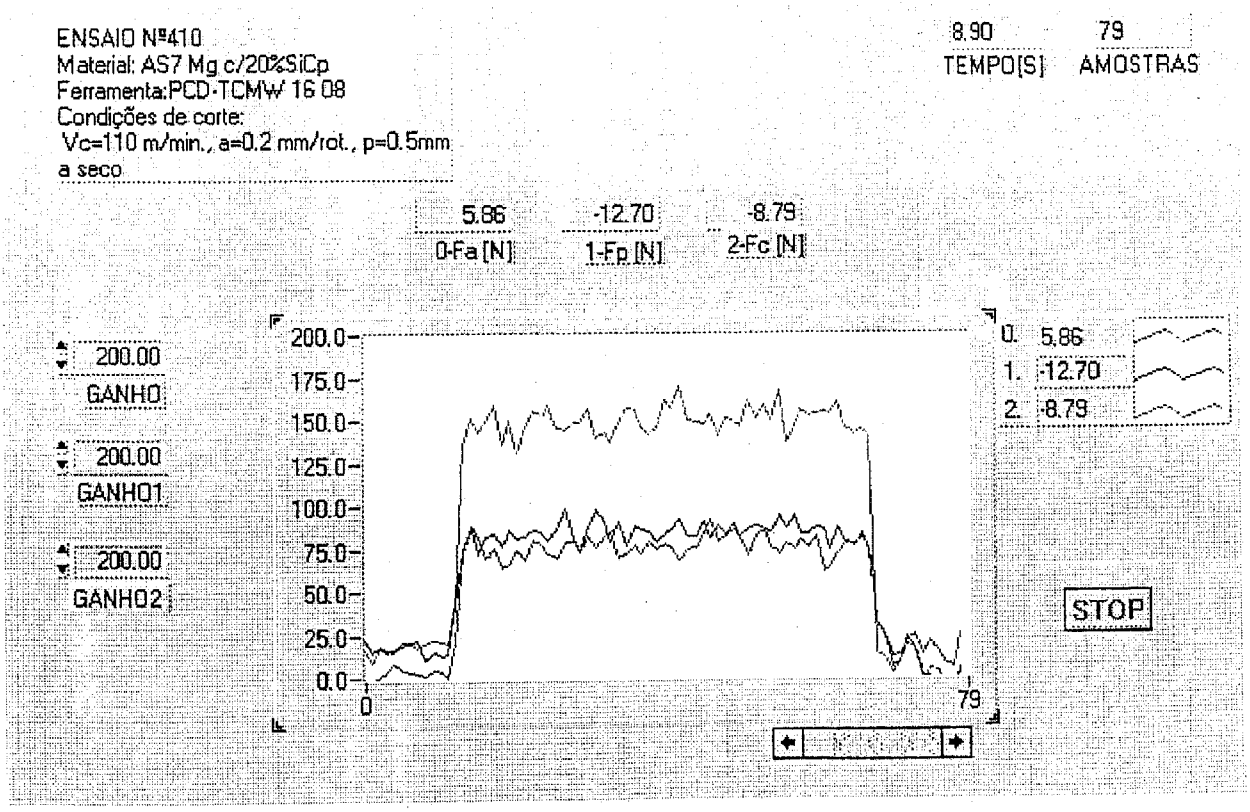


Fig. 5.22 Programa TOR.1, painel frontal.

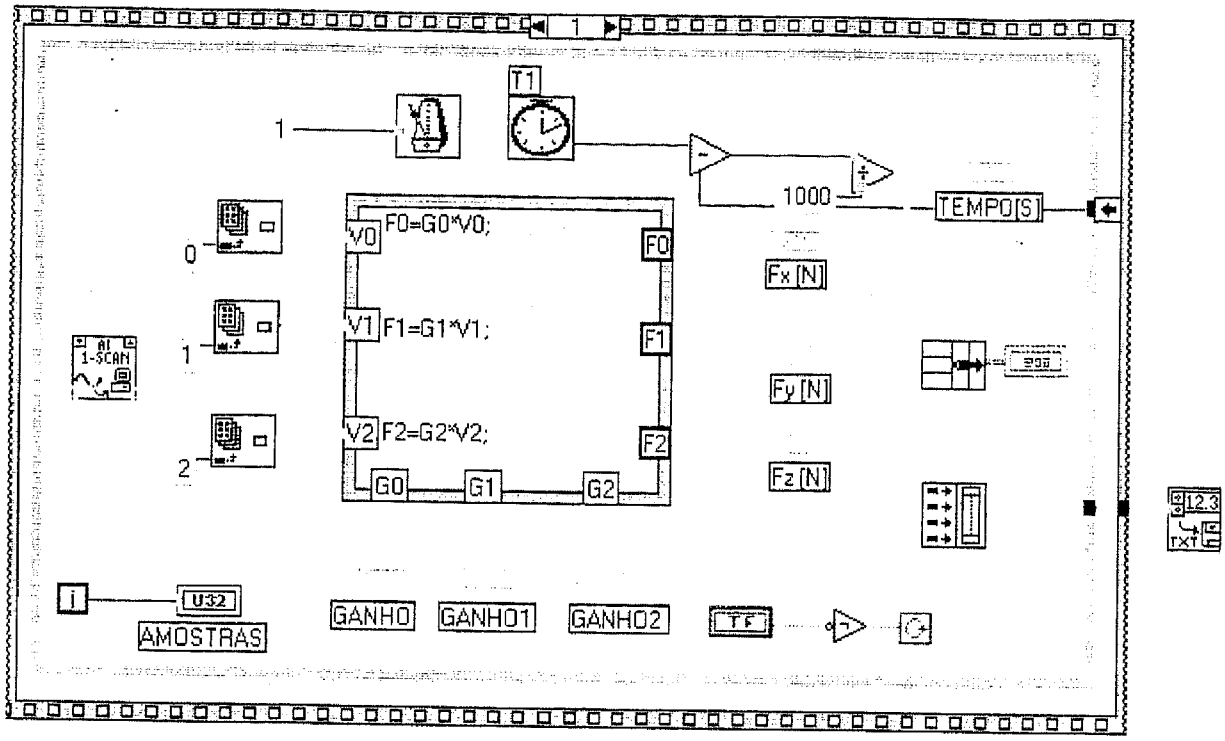


Fig. 5.23 Programa TOR.1, Diagrama, nível 1.

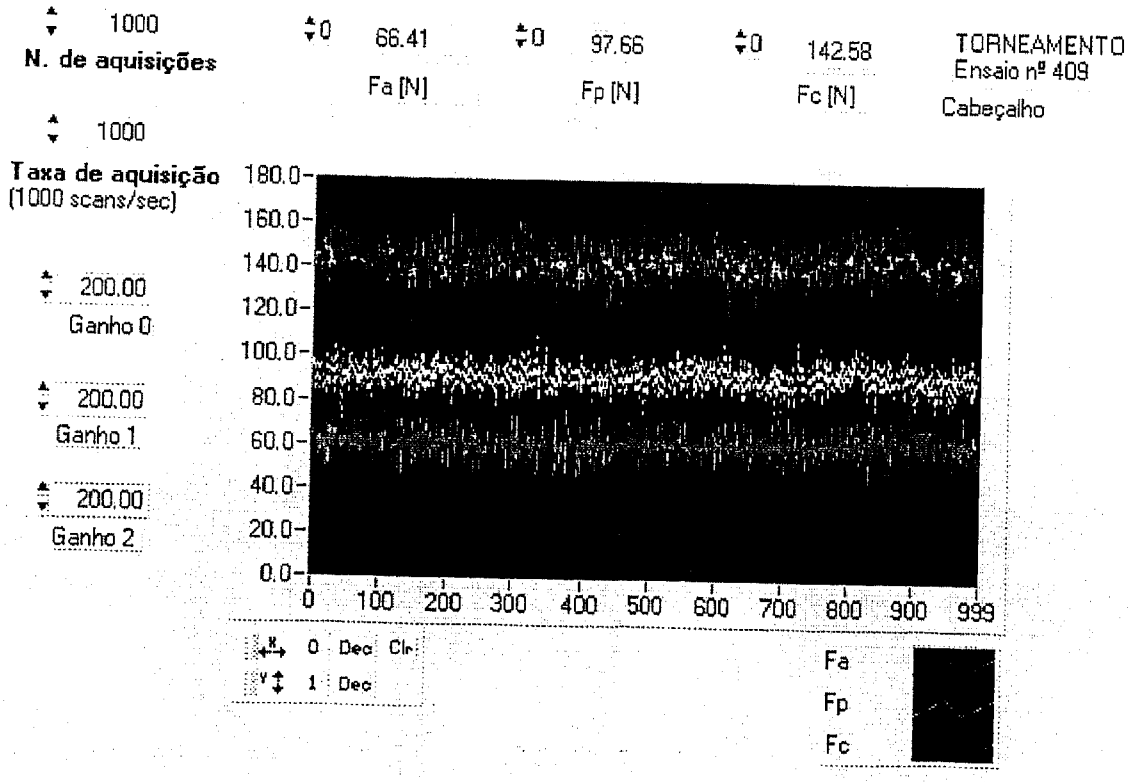


Fig. 5.24 Programa A.RAP, painel frontal.

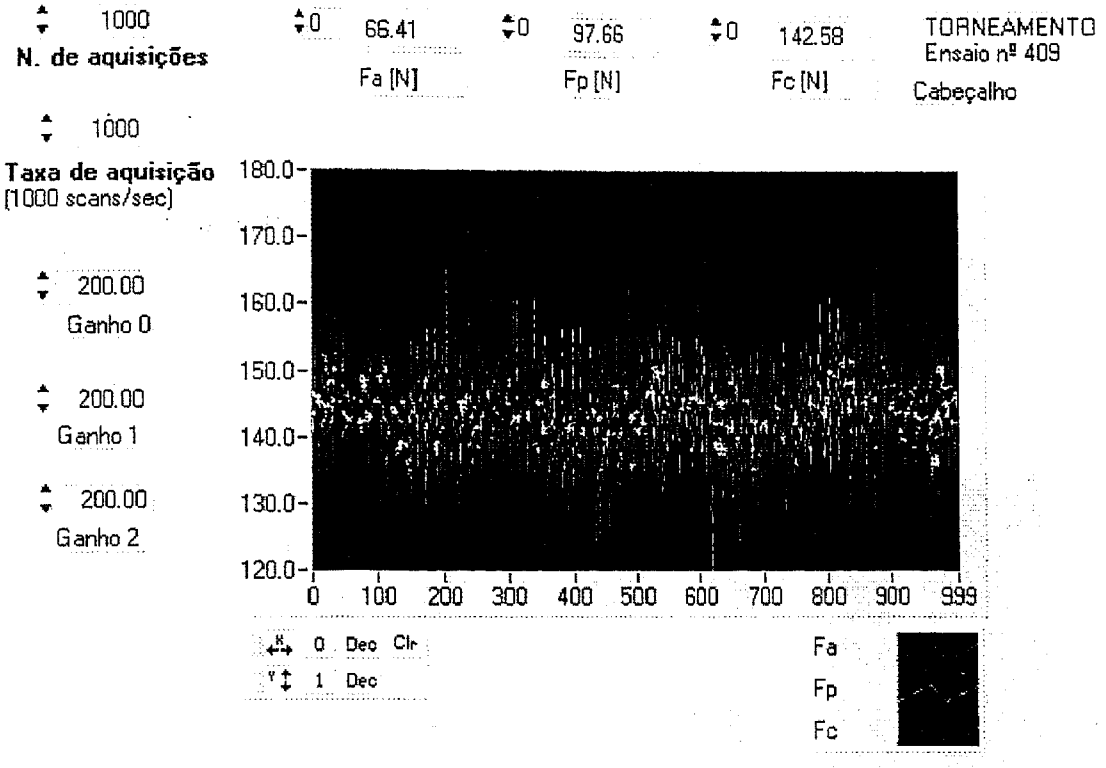


Fig. 5.25 Programa A.RAP, detalhe do painel frontal.

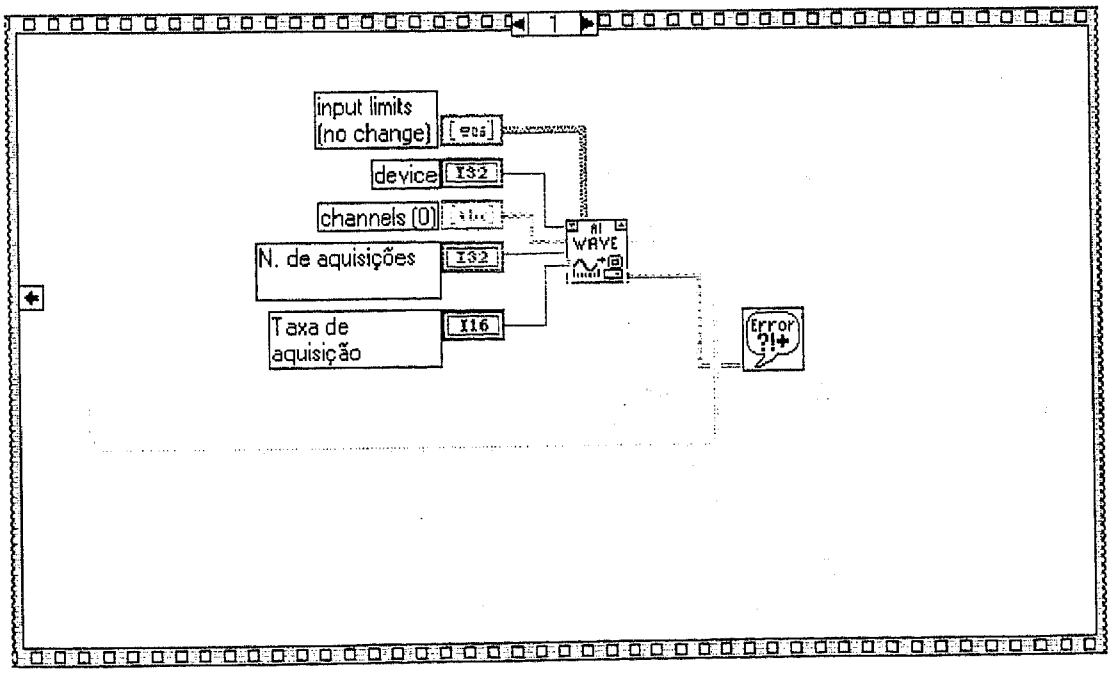


Fig. 5.26 Programa A.RAP, diagrama, nível 1.

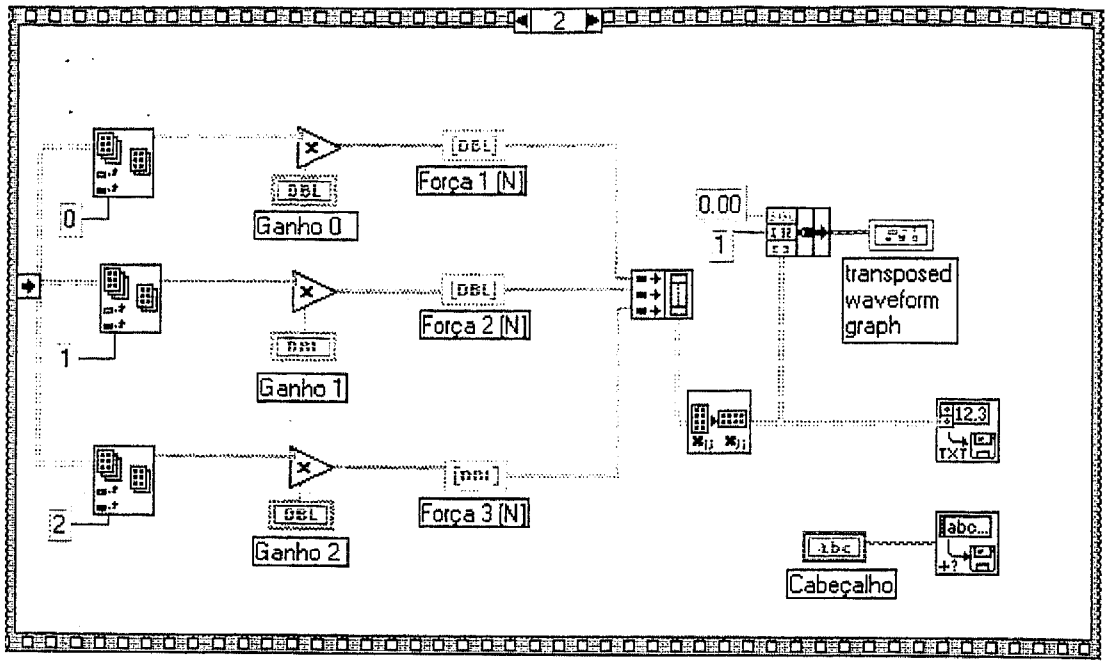


Fig. 5.27 Programa A-RAP, diagrama nível 2.

Nome: LE

Funções: efectua a leitura de qualquer um dos ficheiros que se pretenda tratar. É um programa auxiliar.

Nome: GRAVA

Funções: efectua a gravação dos valores da aquisição num ficheiro. É um programa auxiliar.

Nome: ESTATIS

Funções: Lê um ficheiro. Calcula a média e o desvio padrão para três canais de forças e representa o histograma de frequência para o canal seleccionado. É um programa auxiliar.

Nome: ANALYSIS

Funções: permite efectuar o tratamento do sinal das forças de corte. Obtenção e visualização para o canal seleccionado da transformada rápida de Fourier (FFT - Fast Fourier

Transform), do espectro de potência (PS-Power Spectrum) e da transformada rápida de Hilbert (FHT - Fast Hilbert Transform) ou de outras funções a implementar. Permite igualmente guardar os valores obtidos num ficheiro que podem ser utilizados em programa de uso comum. Na Fig. 5.28 pode observar-se o painel frontal e na Fig. 5.29 o diagrama.

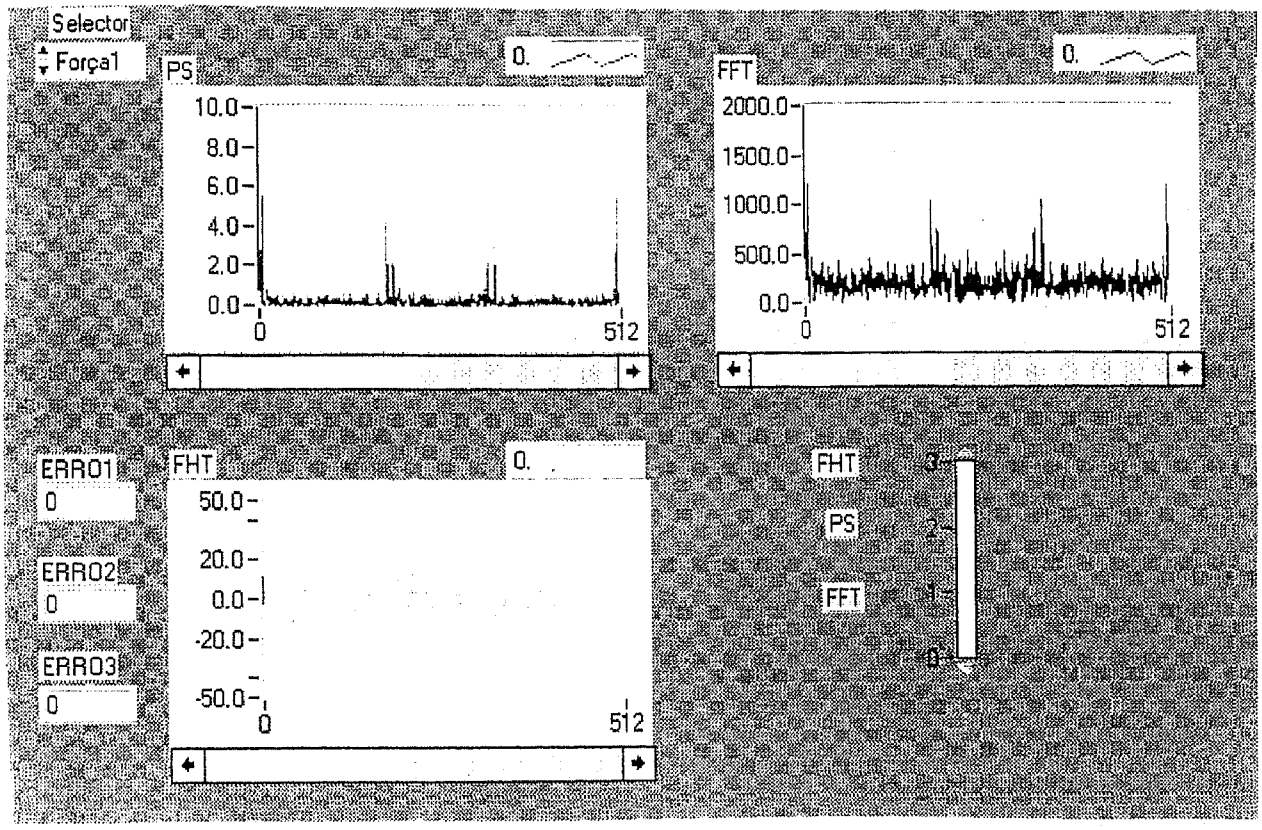


Fig. 5.28 Programa ANALYSIS. painel frontal.

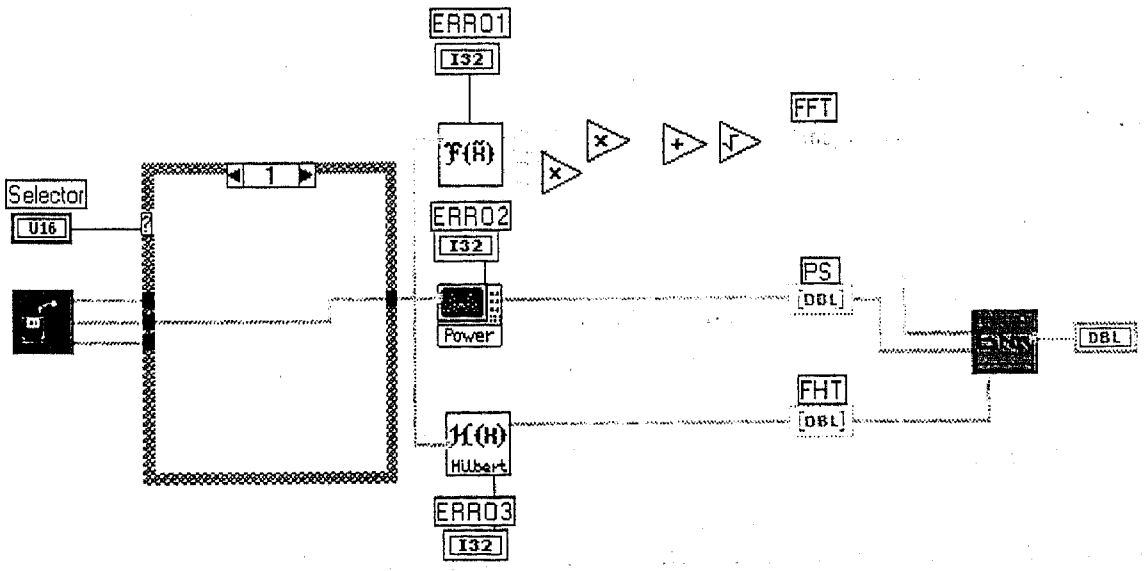


Fig. 5.29 Programa, ANALYSIS. diagrama.

5.3.3.2.2 Interligação dos programas desenvolvidos. Esquema de utilização.

Na Fig. 5.30 apresenta-se esquematicamente a interligação do funcionamento dos equipamentos experimentais com os programas desenvolvidos para tratamento das forças de corte [145].

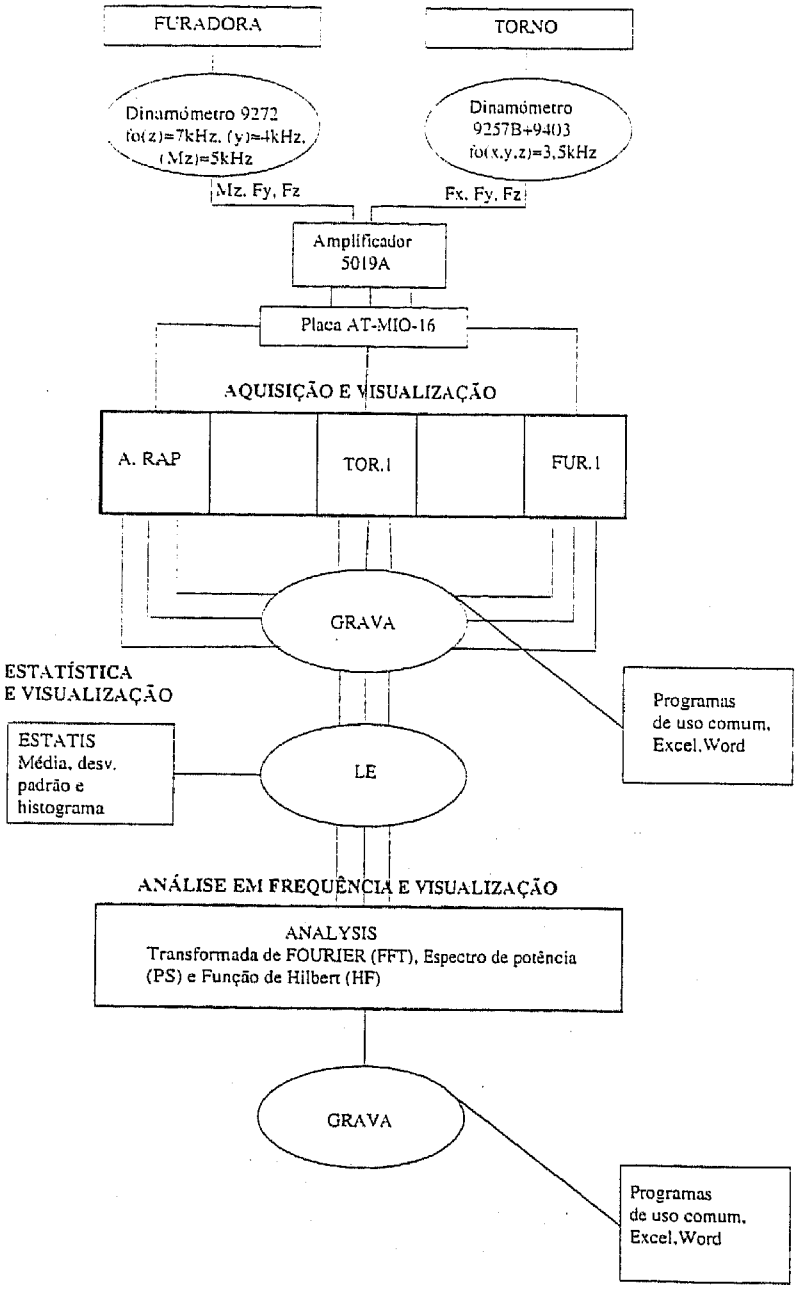


Fig. 5.30 Esquema funcional do equipamento experimental e dos programas desenvolvidos para tratamento das forças de corte [145].

5.4 Medição e observação dos desgastes.

Para a caracterização da maquinabilidade de um material é indispensável a medição do desgaste.das ferramentas de corte conforme foi referido no capítulo 3, secção 3.5.

No presente trabalho, a medição do desgaste é efectuada no fim de cada passagem ou de um determinado número de passagens, pré-estabelecidas, nos ensaios de torneamento e no fim de cada furo ou de um determinado número de furos, no caso dos ensaios da furação. O elevado número de medições a realizar e a sua frequência, até que se tenha atingido um valor limite do desgaste pré-estabelecido ou se obtenha o número de medidas necessárias e suficientes para a determinação da sua evolução, obriga a que a sua execução seja rápida e precisa.

Segundo as indicações da pesquisa bibliográfica (capítulo 4) e a nossa experimentação, o desgaste típico observado no torneamento dos compósitos de matriz de alumínio quer com ferramentas de carbonetos sinterizados quer com ferramentas de PCD foi o desgaste linear na face de saída (principal) que é definido pela sua largura (VB) variável ao longo da aresta de corte. Conforme já foi referido no capítulo 3, secção 3.3, e segundo a norma ISO3685, o desgaste na face de saída possui dois pontos singulares de maior largura de desgaste: um junto do bico (VC) e outro na extremidade correspondente à superfície da peça a tornear (VN). Na face de saída secundária verifica-se um desgaste que tem o seu ponto mais significativo no entalhe, que ocorre a uma distância igual à do avanço empregue a partir do bico da pastilha de corte.

Na furação verifica-se que o desgaste, nas faces de saída principais da broca, vai crescendo de uma forma aproximadamente linear, do eixo (ponto de velocidade periférica nula) para a periferia vértice (ponto de velocidade periférica máxima). Verificou-se que, nesta zona, o desgaste mais intenso tende a arredondar o vértice da broca. Adoptámos para quantificar o desgaste, efectuar a medição na zona de desgaste linear à distância de 1/4 do raio da broca, medida a partir do vértice.

A ordem de grandeza dos desgastes (centésimos de milímetro) a medir, exige a utilização de meios ópticos com ampliação adequada e de elevada resolução no caso dos meios mecânicos.

Para a medição na oficina foi adquirida uma lupa de mão Mitutoyo (ampliação 8x e escala em décimas de milímetro) para efectuar medidas rápidas (sem grande rigor), nos postos

de trabalho de torneamento e de furação, do desgaste nas pastilhas de corte e das brocas, respectivamente.

Para a medição rigorosa do desgaste, na face de saída ou folga das pastilhas de corte e das brocas foi utilizado um microscópio de oficina Mitutoyo, instalado no Laboratório de Ensaios Tecnológicos (LET), com as seguintes características e cujo aspecto se pode observar na Fig. 5.31.

- ocular (10x) e objectiva (2x) - intermutáveis.
- dispositivo de iluminação.
- carros micrométricos cruzados (curso 50mm).

Foram concebidos e fabricados dois posicionadores, um para brocas e outro para pastilhas de corte, de modo a possibilitarem a colocação da face de saída ou da folga a observar na perpendicular à objectiva do microscópio de oficina.

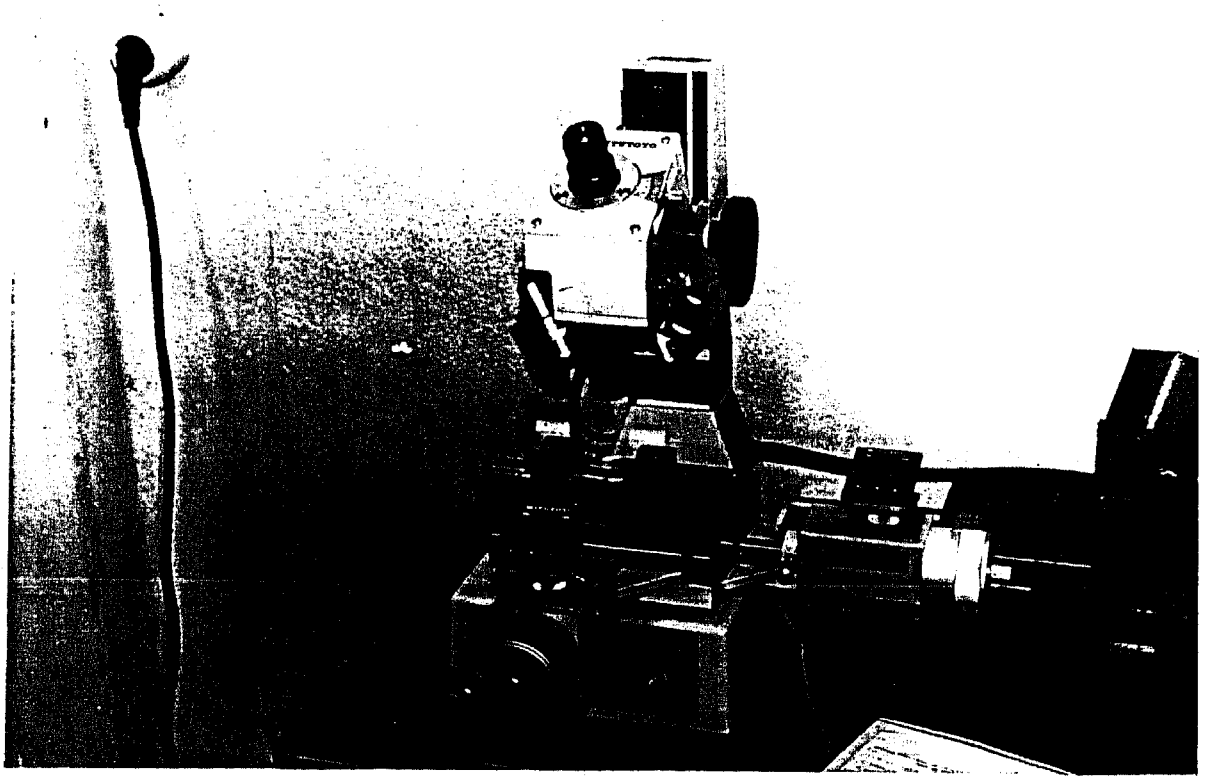


Fig. 5.31 Aspecto do microscópio da oficina Mitutoyo utilizada para a medição do desgaste.

A medição do desgaste linear na face de saída quer das pastilhas de corte quer das brocas foi efectuada do seguinte modo:

- colocação da ferramenta (broca ou pastilha, no posicionador adequado que se encontrava em cima de dois suportes em "V" fixados no carro de movimentos cruzados do microscópio.

- deslocação do carro longitudinal de forma a efectuar o zero do micrómetro numa zona não desgastada da aresta de pastilha ou no vértice da broca.

- deslocação do carro longitudinal, para a zona B da Fig. 5.32 e medição do valor do desgaste em três pontos equidistantes, VB1, VB2 e VB3 da face de saída da pastilha; ou para o ponto A da Fig. 5.33 e medição do VBmáx. nas duas faces de saída desgastadas da broca.

- determinação em alguns casos dos desgastes VC e VN dos pontos singulares, Fig. 5.32.

- determinação das dimensões da APC quando existente.

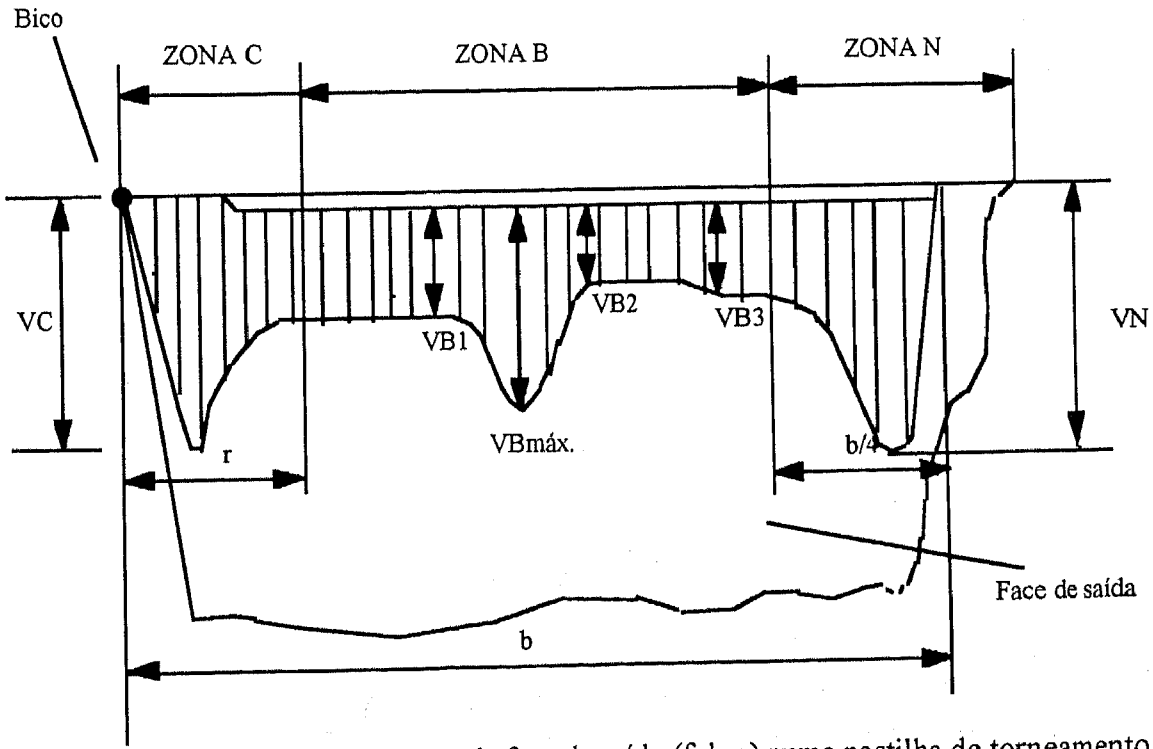


Fig. 5.32 Medida do desgaste linear da face de saída (folga) numa pastilha de torneamento (segundo a norma ISO 3685).

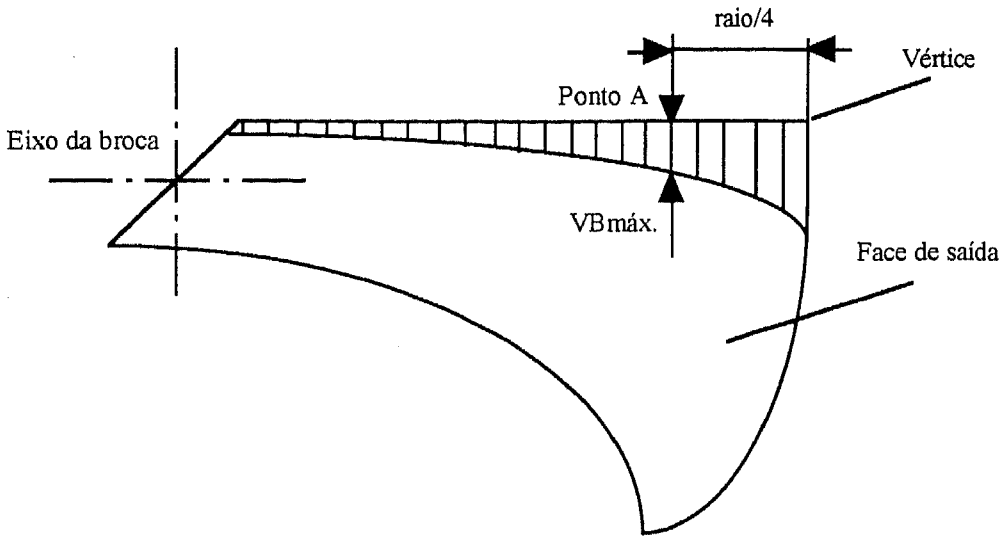


Fig. 5.33 Medida do desgaste linear na face de saída (folga) numa broca.

O desgaste na face de saída (VB) das pastilhas de corte foi obtido pelo cálculo da média aritmética das leituras VB1, VB2 e VB3. Experiências por nós efectuadas mostraram que não existe vantagem em considerar um maior número de medidas dado que os resultados considerados foram muito próximos dos obtidos com três medidas. Este estudo teve origem nas recomendações de Tseng citadas e verificadas por [56] segundo os quais diferentes tipos de medição do mesmo desgaste na face de saída (VB, VBmáx., VN e VC) apresentam resultados diferentes podendo alterar de um modo significativo a vida da ferramenta, se for este o critério de vida empregue. De qualquer modo este mesmo autor refere que a determinação do valor médio na zona B, conforme foi efectuado nesta investigação, parece ser o mais adequado dado que conduz a resultados mais consistentes. A norma ISO 3685 [68] estabelece também que as medições para obter o desgaste linear médio na face de saída devem ser efectuados na zona B, excluindo os desgastes típicos próximos do bico e do entalhe.

No que respeita ao desgaste linear na face de saída das brocas este foi obtido pela média aritmética das leituras do desgaste linear máximo (VBmáx) efectuado a 1/4 do raio da broca medido a partir do vértice de cada uma das arestas de corte principais (no caso geral da broca helicoidal são duas arestas). A escolha deste critério teve por base um estudo ponderado, com vista a eliminar imprecisões que poderiam surgir se a leitura fosse efectuada no vértice da broca que é uma zona de desgaste acentuado, rápido e de evolução imprevisível. Deste modo, procurou-se tal como foi referido para as pastilhas de corte, evitar que a vida da broca fosse alterada de um modo significativa se fosse utilizado o critério do desgaste admissível na face de saída.

Refere-se ainda que as inúmeras observações e registos fotográficos das superfícies desgastadas das ferramentas (brocas e pastilhas) e das aparas obtidas com as diversas condições de corte utilizadas quer em torneamento quer em furação, foram efectuados no microscópio óptico Zeiss Axiophot instalado no Laboratório de Metalografia da SMPT (Secção de Materiais e Processos Tecnológicos) do DEMEGI-FEUP e no microscópio estereoscópico (lupa) Olympus instalado no CETECOFF-Unidade de Fundição e Novas Tecnologias, do INEGI. Tendo em consideração a topografia das superfícies a analisar e as limitações em termos de profundidade de campo, no caso da microscopia óptica, fomos condicionados a empregar uma baixa ampliação 50x (mínima), no sentido de obter a melhor focagem possível. Este problema foi ultrapassado recorrendo ao microscópio estereoscópico, (ampliação 2,5x a 64x) com iluminação apropriada (fibras ópticas).

Também foi utilizado o microscópio electrónico de varrimento (MEV) para caracterizar não só os tipos e mecanismos de desgaste presentes nas ferramentas de corte mas também as superfícies das aparas criteriosamente escolhidas. Nas observações e registos fotográficos efectuados utilizou-se o MEV, JSM-35C instalado no CEMUP (Centro de Engenharia de Materiais da Universidade do Porto). Os modos de observação empregues foram electrões rectrodifundidos (ER) e electrões secundários (ES). Antes de cada observação as pastilhas de corte e as aparas foram cuidadosamente limpas com tricloroetileno numa tina de ultra-sons. Foi também utilizada a unidade de microanálise por raios X-EPMA[6] que trabalha acoplada ao MEV, para identificar localmente a transferência de material entre a peça a maquinar e a ferramenta de corte.

5.5 Medição do acabamento superficial.

Tal como o desgaste da ferramenta e a evolução das forças de corte durante a maquinagem, o acabamento superficial obtido na peça maquinada é outro importante critério de avaliação da maquinabilidade de um material.

Os métodos de avaliação (geométricos e estatísticos) e as técnicas utilizadas na caracterização do acabamento superficial (rugosimetria) encontram-se amplamente tratados nos trabalhos do autor [98 e 141] não cabendo o seu detalhe no conteúdo desta dissertação.

O elevado número de medições de rugosidades a efectuar em torneamento e a impossibilidade de conservar as superfícies obtidas inerente a este processo de maquinagem

[6] EPMA (Electron probe microanalysis).

levou-nos a adquirir um rugosímetro portátil, T500 da Hommelwerke Fig. 5.34, que se revelou imprecindível no decorrer desta investigação.

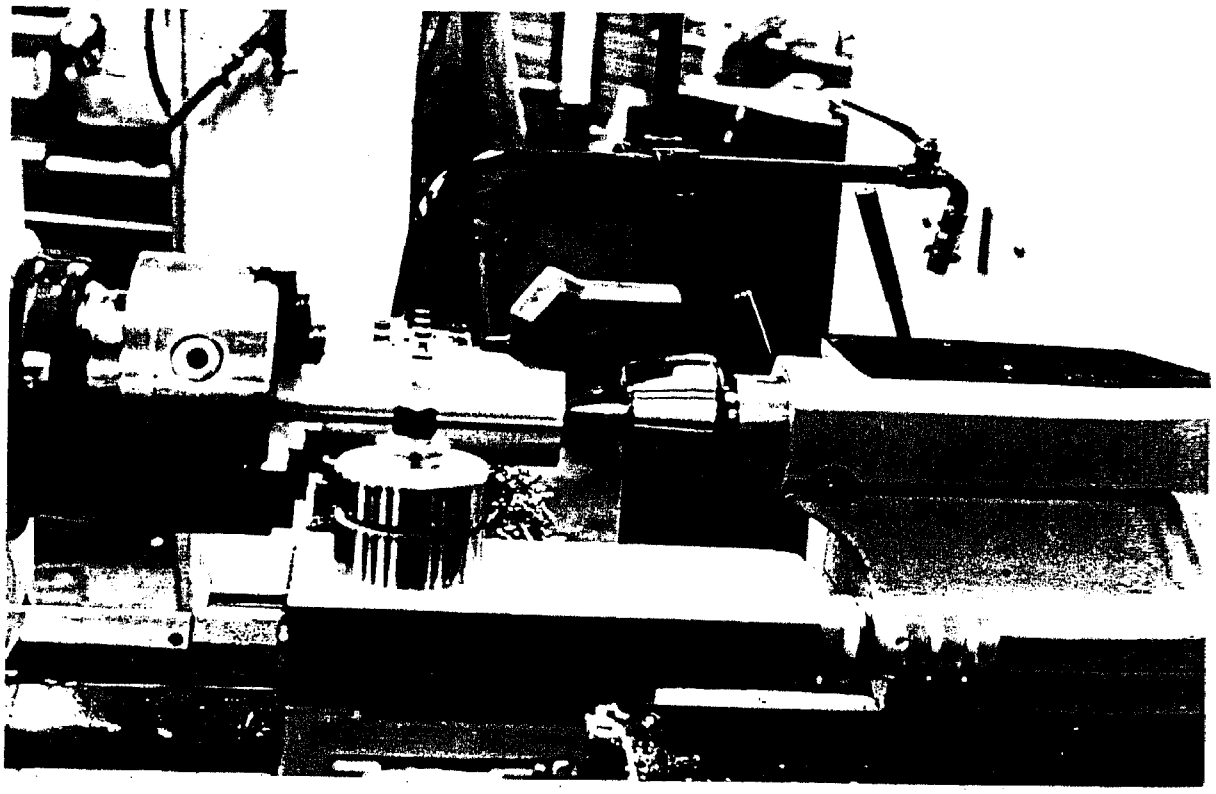


Fig. 5.34 Rugosímetro portátil T500 a operar no posto de trabalho de torneamento.

Trata-se de um aparelho de medida da classe da precisão 1, fácil de manter na mão e que permite a elaboração móvel de valores de medida de rugosidade e sua transferência para computador, utilizando o "software" Turbo datawin para PC. Como características funcionais salientam-se as seguintes [140]:

- 3 critérios de estados de superfície (Ra, Rz, Rmáx,/Rt) segundo as normas DIN, ISO e JIS.
- 3 cursos de apalpação.
- 2 escalas de medida com comutação automática.
- avanço motorizado, apalpador T5E e lógica de comando
- alimentação de um acumulador 9V recarregável e unidade de alimentação.

- visualizador de cristais líquidos de 7 segmentos. Visualização digital e analógica da posição do apalpador para um nivelamento preciso do aparelho.

- interface da série 24V para tratamento estatístico e visualização de perfis (R e W) e da curva de Abbott-Firestone.

- Medições a 180°. Aparelho com pés de suporte rectráteis.

Para efectuar as medições de rugosidade nos furos foi necessário desenhar e fabricar uma ponteira com dimensões apropriadas de modo a permitir o posicionamento e movimentação do apalpador.

Este trabalho, em conjunto com o "software" Turbo datawin, facilitou a realização, o registo e posterior tratamento dos perfis dos inúmeros ensaios de rugosimetria, em furos, efectuados no decurso deste trabalho.

Na Fig. 5.35 podemos visualizar um perfil de rugosidade e os valores dos critérios no ecran do computador. Este "software" permite, entre outros aspectos, regular todos os

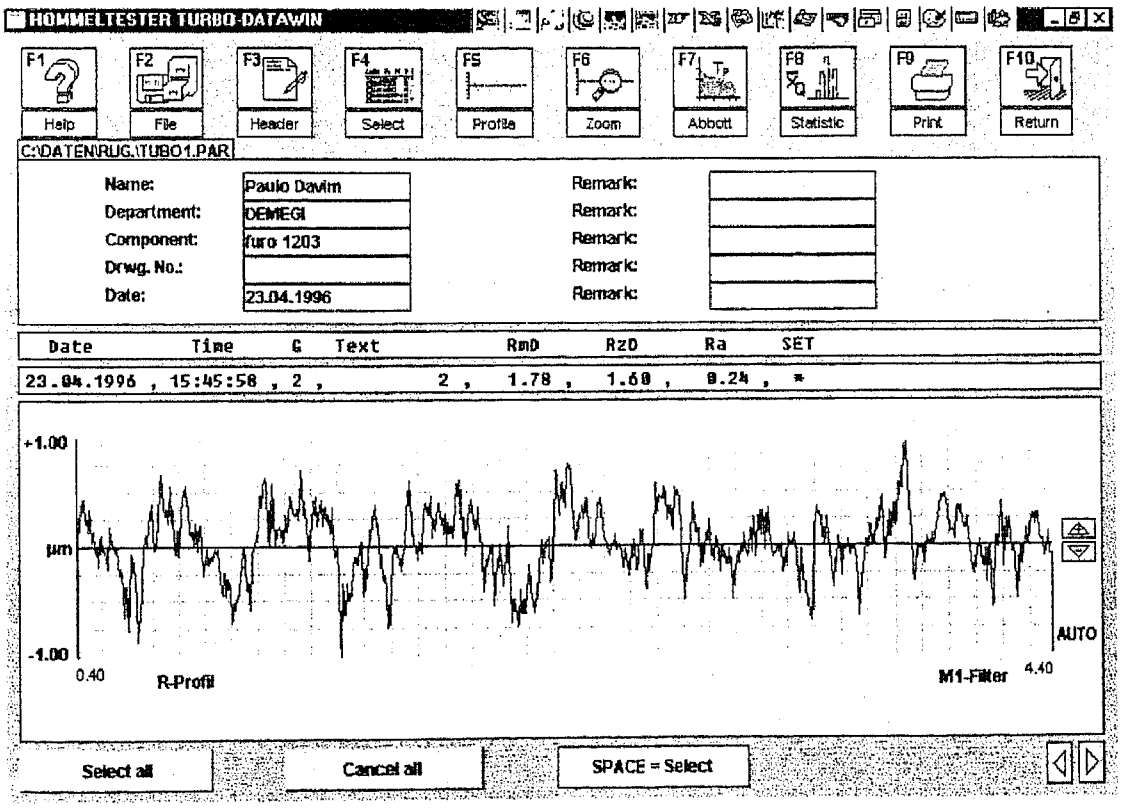


Fig. 5.35 Visualização do perfil de rugosidade e dos valores dos critérios (RmD, RzD e Ra DIN 4777) com recurso ao "software" Turbo datawin.

parâmetros para efectuar a leitura e a aquisição, visualizar os perfis de rugosidade, obter a curva de Abbott-Firestone, realizar o tratamento estatístico das medições obtidas (média, desvio padrão, amplitude...) e guardar os ensaios realizados.

5.6 Síntese.

Os desenvolvimentos experimentais efectuados no decurso deste trabalho ocuparam uma parte muito significativa do nosso tempo mas revelaram-se indispensáveis para a investigação que nos propusemos realizar. Salientamos, os seguintes:

- calibração estática de dois dinamómetros com sensores extensométricos sendo um para torneamento e outro para furação. Embora estes dinamómetros não tenham sido utilizados, a sua calibração permitiu tirar ilacções muito importantes na escolha dos dinamómetros a utilizar.

- selecção e aquisição de dois dinamómetros com sensores piezoeléctricos sendo um, preferencialmente, para furação e outro para torneamento, fresagem e rectificação. Instalação de dois postos de ensaio, um para furação e outro para torneamento, que incluiu além da escolha do amplificador de carga adequado para os referidos dinamómetros, a fabricação de diversos cabos e a escolha da placa de aquisição para transferência de dados para o computador.

- desenvolvimento com o "software" LabVIEW de vários programas para aquisição de dados e seu tratamento estatístico e matemático. Estes programas foram construídos para a aquisição e tratamento dos sinais das forças de corte obtidas nos processos de maquinagem, podendo também ser utilizados noutras áreas tais como a tribologia (já foram realizados vários ensaios de desgaste com base num destes programas na aquisição de sinais de forças de atrito e temperatura do contacto) bem como no comportamento mecânico de estruturas (aquisição de sinais provenientes de células de carga).

- realização e projecto de cerca de uma dezena de pequenas peças, para a fixação dos dinamómetros na calibração e em trabalho, no aperto dos provetes a maquinar, no posicionamento das ferramentas para medição do desgaste e outras.

- selecção, aquisição e instalação de um rugosímetro com possibilidade de transferência dos perfis para o computador, utilizando "software" Turbo datawin.

Capítulo 6

Programa experimental.

Capítulo 6

6. Programa experimental.

6.1 Introdução. 155

6.2 Compósitos de matriz de alumínio. 155

6.3 Ferramentas de corte. 159

6.3.1 Ferramentas de corte diamantadas. 160

6.4 Preparação dos provetes para os ensaios de maquinabilidade 164

6.5 Condições operativas. 166

6.6 Síntese e algumas justificações do programa de ensaios. 170

Capítulo 6

Programa experimental.

6.1 Introdução.

Um extenso programa de ensaios, que teve por base o projecto de investigação científica JNICT PBIC/C/TPR/1171 92 - "Maquinabilidade de compósitos de matriz metálica" foi delineado e executado pelo autor desta dissertação com o objectivo de permitir, entre outros aspectos, a recolha de informação sobre a evolução dos desgastes, das forças de corte e do acabamento superficial, para diferentes pares de provete em compósito/ferramenta de corte, em operações quer de torneamento quer de furação [144].

Os provetes em compósitos de matriz de alumínio, os materiais das ferramentas utilizadas e as condições de corte empregues em toda a experimentação desenvolvida, podem ser observadas no Anexo B, para o caso da furação e, no Anexo C, para o caso do torneamento.

6.2 Compósitos de matriz de alumínio.

Tendo em consideração as indicações retiradas através da pesquisa bibliográfica, as possibilidades de aquisição e o objectivo de se ensairem compósitos obtidos por diferentes processos de fabrico foram escolhidos no que respeita a matriz e reforço, os seguintes tipos:

- AA356/SiC/17p (fundição contínua)
- AA356/SiC/20p (fundição contínua)
- AA6061/SiC/20p (pulverometalurgia)

- AA383 Al2O3/20f ("squeeze casting infiltration")

Na Tabela 6.1 podemos observar as características gerais dos compósitos da matriz de alumínio ensaiados.

Tabela 6.1 Características dos compósitos da matriz de alumínio ensaiados.

Material da matriz	Material de reforço	Fracção volúmica (%)	Dimensões das partículas ou fibras (μm)	Tratamento térmico	Processos de fabrico (semi-producto)
AA356 (AlSi7Mg)	SiC	20	20	T6**	Fundição contínua ø65x600mm
AA356 (AlSi7Mg)	SiC	17	20	T6**	Fundição contínua ø85x600mm
AA6061 (AlMn Si)	SiC	20	12-14	T6***	Pulverometa-lurgia ø85x60mm
AA383 (AlSi7Mg)	Al2o3*	20	o 2 a 3 100<l<200	Temperatura:800ºC Pressão:100MPa	"squeeze casting iinfiltration" ø95x40mm

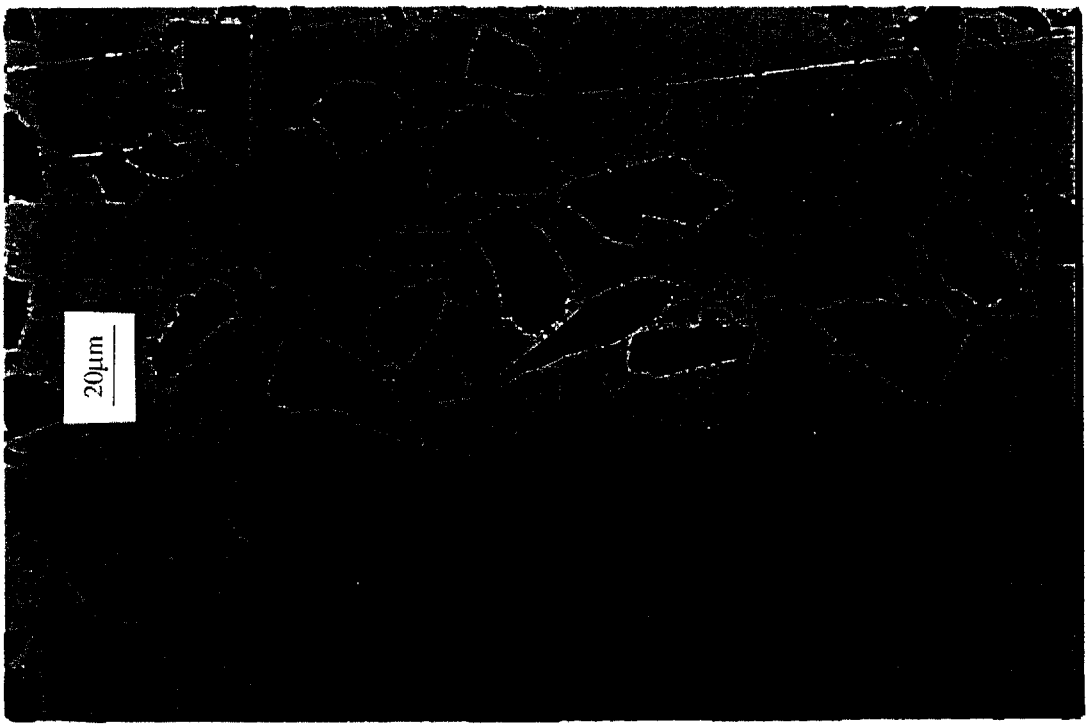
* Saffil ®
** homogenização a 530°C seguida de envelhecimento (154°C-5h)
*** homogenização a 530°C seguida de envelhecimento (176°C-2 a 4h)

Na Fig. 6.1 podemos observar a microestrutura de um varão de compósito com matriz

MO:ampliação (500x) s/ ataque.
Fig. 6.1 Microestrutura do compósito AA356/SiC/20p que sofreu o tratamento T6. Dureza ≈151HB.

na liga AA356 (AlSi7Mg) com reforço de 20% (fracção volúmica) de partículas de SiC obtido por fundição contínua a partir de uma mistura semi-sólida cuja matriz se encontrava no estado líquido. As partículas de SiC apresentavam um diâmetro médio de 20μm. O compósito sofreu um tratamento térmico (homogenização e envelhecimento T6- 5h a 154°C e foi produzido por um equipamento piloto desenvolvido pela Hydro Aluminium a.s. Metallurgical R&D Centre (Noruega).

Ensaiámos também um compósito com as mesmas características mas com uma fracção volúmica de reforço inferior (17%). A microestrutura deste material pode ser observada na Fig. 6.2. Na Tabela 6.2 podemos observar uma comparação entre as propriedades físicas e mecânicas do material da matriz AA356 e os compósitos AA356/SiC/17p e 20p. Estes compósitos foram escolhidos pela dificuldade que se previa em efectuar a sua maquinagem de acordo com as informações colhidas na pesquisa bibliográfica devido ao tipo de reforço, fracção volúmica, dispersão e dimensão das partículas em presença.



MO:ampliação (500x) s/ ataque.
Fig. 6.2 Microestrutura do compósito AA356/SiC/17p que sofreu o tratamento T6. Dureza ≈148HB .

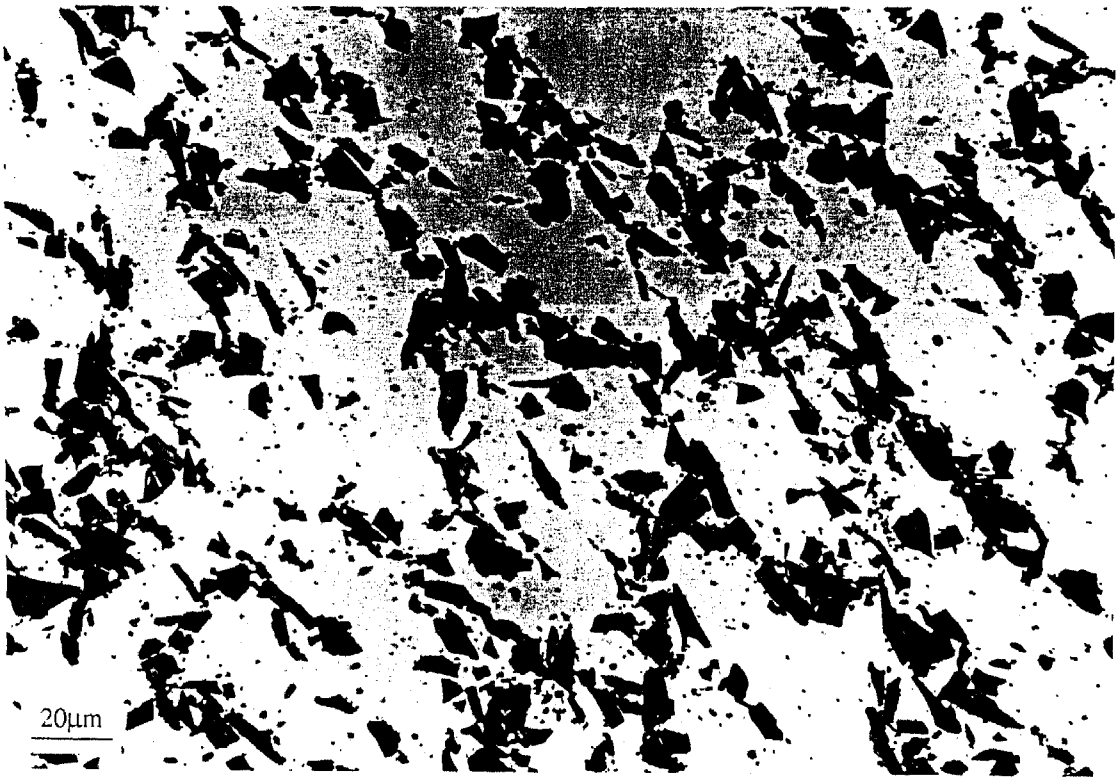
Na Fig. 6.3 podemos observar a microestrutura de um provete de CMM obtido por via pulverometalúrgica a partir de pós da liga AA6061 (fracção <45μm) e pó de SiC (reforço). As partículas de reforço têm uma dimensão média de 13μm (grau F600). Após a misturação a seco (1h) os pós sofreram uma prensagem isostática a frio com uma pressão de 250MPa, seguida de uma sinterização (630°C/1h) e de forjamento (55% redução da altura) com os

seguintes parâmetros: pressão 340MPa, temperatura 450°C e uma velocidade de 20cm/min. Finalmente, efectuou-se um tratamento térmico (homogenização a 530°C seguida de envelhecimento T6-175 °C durante 2 a 4h).

Tabela 6.2 Comparação das propriedades físicas e mecânicas do material da matriz e dos compósitos AA356/SiC/17p e 20p [35].

Compósitos	Módulo de elasticidade (GPa)	Extensão após rotura (%)	Tensão de rotura (MPa)	Tensão limite elastico (MPa)	Coef. de expansão térmica (10^{-6}/°C)	Cond. térmica (W/m°C)	Densidade	Desgaste (volume perdido) (mm^3)*
AA 356	75	3.8	130	210	22.2	155	2.68	3.7
AA356/SiC/17p	97	0.6	300	308	19	175	2.75	<0.01
AA356/SiC/20p	-	-	-	-	18	185	2.76	<0.01

* pino-disco, V=0.1m/s, L=2,5km e F=10N.



MO:ampliação (500x) s/ ataque.

Fig. 6.3 Microestrutura do compósito AA6061/SiC/20p que sofreu o tratamento T6. Dureza ≈64 HB.

Este material foi produzido pelo Departamento de Materiais do INETI no âmbito do projecto "Produção dos compósitos Al 6061/SiC e Al 6061/Al_2O_3 por sinterização directa de pós e/ou forjagem" patrocinado pela JNICT. Após ter sido estudado o comportamento mecânico e tribológico destes materiais efectuámos diversos ensaios de furação e torneamento para avaliar a sua maquinabilidade. Note-se que se trata de um processo que permite a obtenção de peças na forma final ou próxima da final, mas a um custo elevado.

Na Fig. 6.4 pode observar-se a microestrutura de um provete de compósito com matriz na liga AA383 (AlSi10Mg) com um reforço de 20% (fracção volúmica) de fibras curtas de Al_2O_3 (Saffil®), com reforço localizado, obtido por infiltração com forjamento no estado líquido, no âmbito de um projecto EURAM. As fibras de reforço apresentam um diâmetro de 2 a 3μm e um comprimento entre 100 a 200μm. O ligante da preforma utilizada foi a Al_2O_3. No que respeita às condições de obtenção, refere-se que a temperatura do banho foi de 800°C e a pressão de 100MPa. A velocidade de penetração do metal líquido através da preforma foi de 14mm/s. Trata-se de um material com muito interesse para aplicação na indústria automóvel. Note-se que já foram produzidos pistões com materiais semelhantes e diversos construtores de automóveis mostram actualmente interesse na sua utilização comum devido, entre outros aspectos, à sua boa resistência ao desgaste.

MO:ampliação (500x) s/ ataque.
Fig. 6.4 Microestrutura do compósito AA383/Al_2O_3/20f. Dureza ≈ 117HB.

6.3 Ferramentas de corte.

Após a escolha e aquisição dos compósitos, o passo seguinte foi adquirir ferramentas apropriadas para a sua maquinagem. As indicações da bibliografia foram muito importantes dado que a experiência dos fabricantes de ferramentas na selecção de materiais e geometrias de corte na maquinagem destes materiais é muito reduzida, uma vez que os compósitos de matriz metálica ainda se situam na área da investigação e desenvolvimento e não constituem,

propriamente, um material de aplicação industrial corrente. Mesmo para os compósitos tradicionais de matriz polimérica só alguns fabricantes apresentam gamas de ferramentas apropriadas.

Deste modo, optámos por ensaiar ferramentas de carbonetos sinterizados com e sem revestimento que se pensa poderem ser utilizadas na produção unitária ou de pequenas séries de peças e, principalmente, ferramentas com insertos diamante de policristalino (PCD), bastante mais caras, para utilização na maquinagem de grandes séries.

Assim, testaram-se brocas de aço rápido (HSS) revestidas de TiN, brocas e pastilhas de carbonetos sinterizados com e sem revestimento de TiN do tipo K05/20, brocas e pastilhas com insertos de PCD e, finalmente, pastilhas de carbonetos da classe K10 revestidas por CVD com um filme de diamante. Na Tabela 6.3 podemos observar as características de todas as brocas utilizadas nos ensaios de furação. Igualmente, na Tabela 6.4 podemos observar as características de todas as pastilhas de corte empregues nos ensaios de torneamento.

Tabela 6.3 Características das brocas utilizadas nos ensaios de furação dos compósitos de matriz de alumínio.

Referência do fabricante	Norma	Material	Revestimento	Diâmetro (mm)	Ângulo de ponta (°)	Ângulo de hélice (°)	Comprimento corte/total (mm)
s/referência	DIN338	aço rápido	--	5	--	--	50/85
R410	--	aço rápido	TiN	5	130	20	18/70
R520CDX	DIN1897	K10	TiN	5	130	25	26/62
R950	--	K10	--	5	118/60	s/hélice	18/84
R120	DIN1887	K10/20	--	5	118	20	12,5/62
R120	DIN1887	K10/20	TiN*	5	118	20	12,5/62
EDTH	--	K10/20	--	5	118	20	35/86
R950	--	PCD	--	5	118/60	s/hélice	17,5/60
VHM/EMR	DIN338	PCD	--	5	130	20	40/85
VHM/QHNL	DIN338	PCD	--	5	130	20	40/75

* Revestidas para esta investigação por PVD.

6.3.1 Ferramentas de corte diamantadas.

As ferramentas diamantadas utilizadas neste trabalho de investigação foram de dois tipos:

- brocas e pastilhas com inserto(s) de PCD.

- pastilhas de carbonetos da classe K10 revestidas a diamante por via química.

Tabela 6.4 Características das pastilhas de corte utilizadas nos ensaios de torneamento dos compósitos de matriz de alumínio.

Qualidade do fabricante	Norma ISO	Material	Revestimento	Quebra aparas	α (°)	γ (°)	ε (°)	λ (°)
GC415	TCMW16T308	K15	TiN	Sem	7	0	60	0
GC415	TCMT16T308-UF	K15	TiN	Com	7	--	60	0
H13A	TCMT16T308-UR	K20	--	Com	7	--	60	0
CT5015	TCMT16T308-UF	K05	--	Com	7	--	60	0
H10	TCMW16T308	K10	--	Sem	7	0	60	0
00A	--	K20	--	Sem	6	0	60	(-)
06RA	--	K20	--	Com	6	--	60	(-)
H13A	N151.2-850-60-313	K20	--	Sem	10	0	—	0
1810	TCGX16T308-AL	K10	Diamante (CVD)	Com	7	--	60	0
CD10	TCMW16T308F	PCD	--	Sem	7	0	60	0

Geometria, α-ângulo de saída, γ-ângulo de ataque, ε-ângulo de ponta, λ-ângulo de inclinação

Na Fig. 6.5 podemos observar um esquema do corte e fixação de um inserto de PCD numa pastilha. São obtidos discos, por sinterização a elevadas temperaturas (1500°C) e pressões (6000MPa), de carbonetos de tungsténio (WC), cobalto e, na camada superior, diamante policristalino.

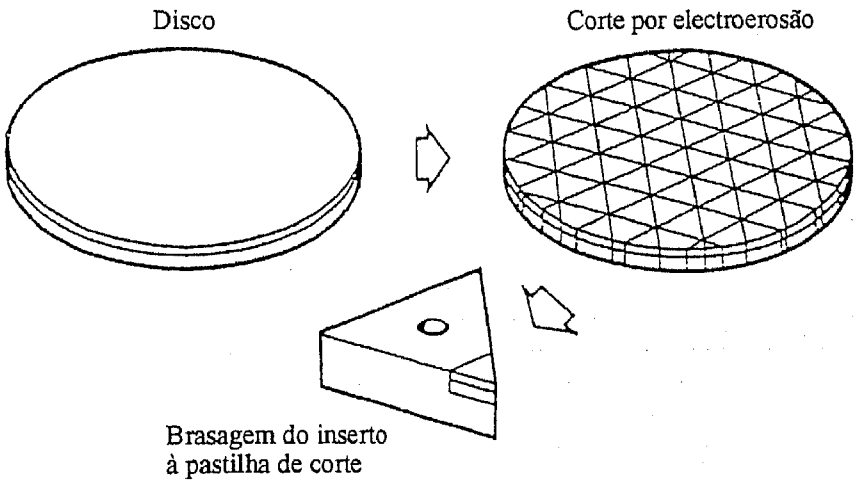
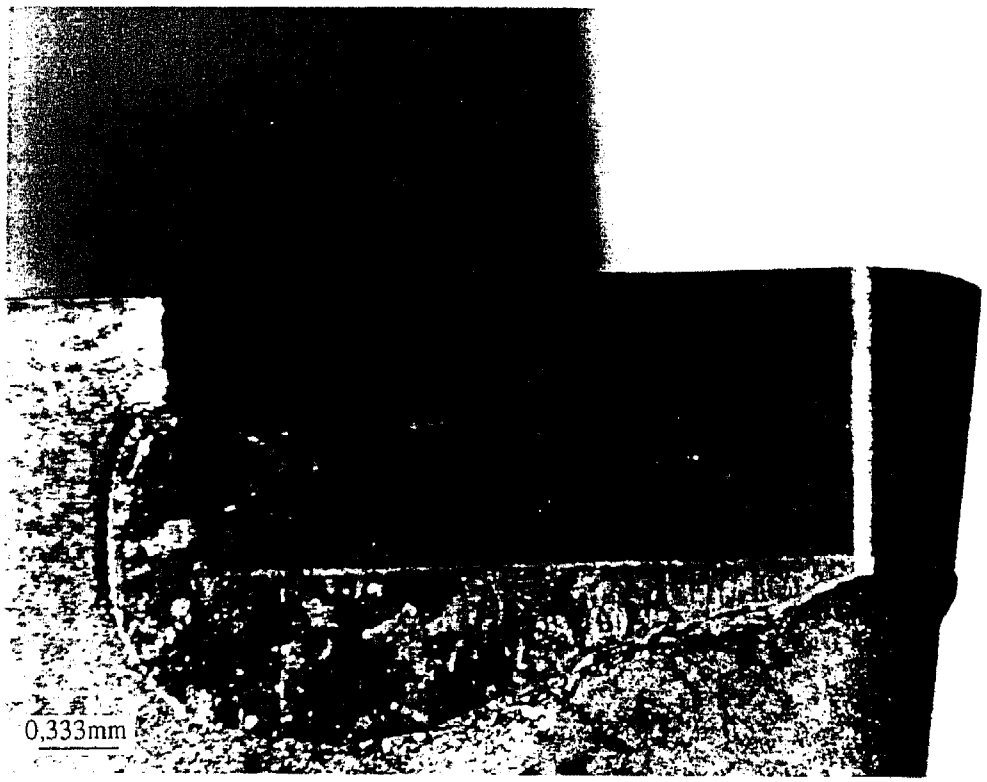


Fig. 6.5 Esquema do corte e fixação do inserto de PCD numa pastilha.

A interface entre as duas camadas é rica em cobalto. A camada inferior é contituída de WC com uma fase ligante de cobalto (≈6%), segundo as nossas observações em microanálise por Raios X. Os discos são seccionados por electroerosão de modo a poderem obter-se insertos triangulares. Estes insertos são fixados por brasagem com uma liga de Zn/Cu e Ag/Cd ao corpo da pastilha em carbonetos da classe K10.

O tamanho de grão do diamante é de cerca de 5 a 10μm (tamanho médio) segundo as nossas observações no MEV. De acordo com o fabricante [142 e 143] os insertos de PCD têm

as seguintes propriedades físicas: dureza ≈6000HV, condutividade térmica ≈550 W/m°C e um coeficiente de dilatação térmica ≈1,5 (10^{-6}/°C).



Ampliação (30x)

Fig. 6.6 Pastilha de corte com inserto de PCD (TCMW 16T308F). De cima para baixo podemos observar a camada rica em PCD, seguida da base de WC com 6% Co e da zona de brasagem com uma liga de Zn/Cu e Ag/Cd.

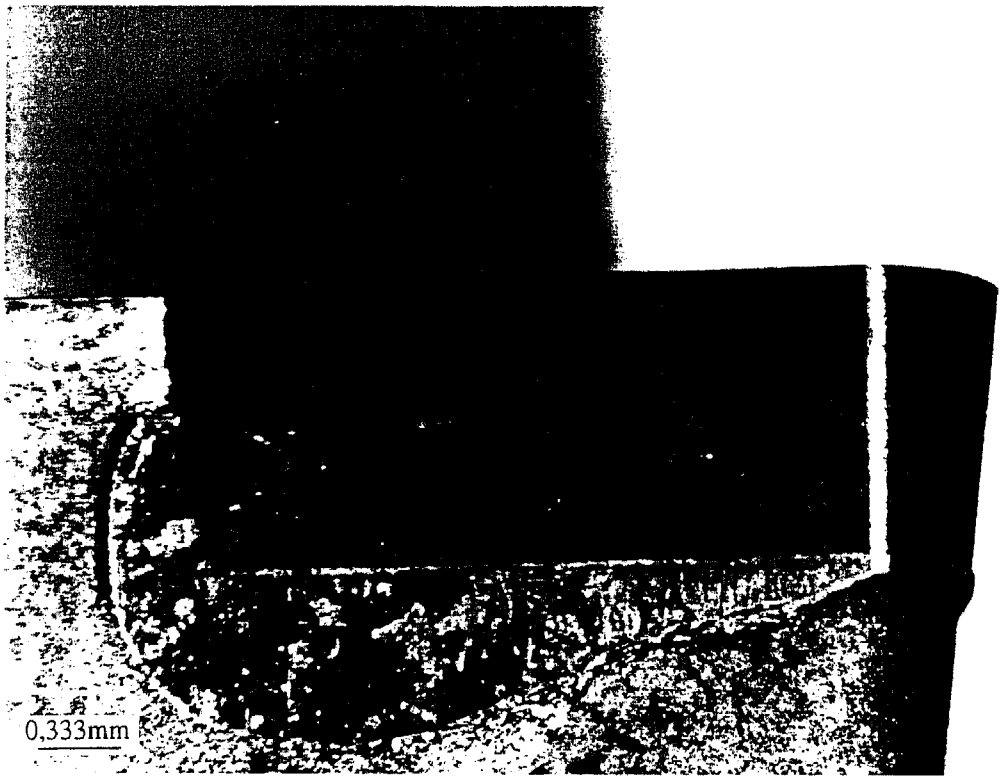
As brocas utilizadas (R950, VHM/EMR e VHM/QHNL) tinham insertos de PCD com características semelhantes às da pastilha de corte anteriormente referidas.

Na Fig. 6.7 podemos observar o aspecto de uma pastilha de carbonetos sinterizados da classe K10 com revestimento de diamante obtido por via química (CVD). O aspecto deste revestimento pode ser visualizado na Fig. 6.8, onde se pode observar que a dimensão média dos cristais de diamante varia entre 6 a 8μm. Este tipo de revestimento assegura uma boa aderência ao substracto em carbonetos da classe K10 independentemente da geometria da pastilha de corte.

Em comparação com as pastilhas de corte não revestidas, as pastilhas com revestimento de diamante por via química (CVD) apresentam:

- muito boa resistência ao desgaste.

as seguintes propriedades físicas: dureza ≈6000HV, condutividade térmica ≈550 W/m°C e um coeficiente de dilatação térmica ≈1,5 (10^{-6}/°C).



Ampliação (30x)

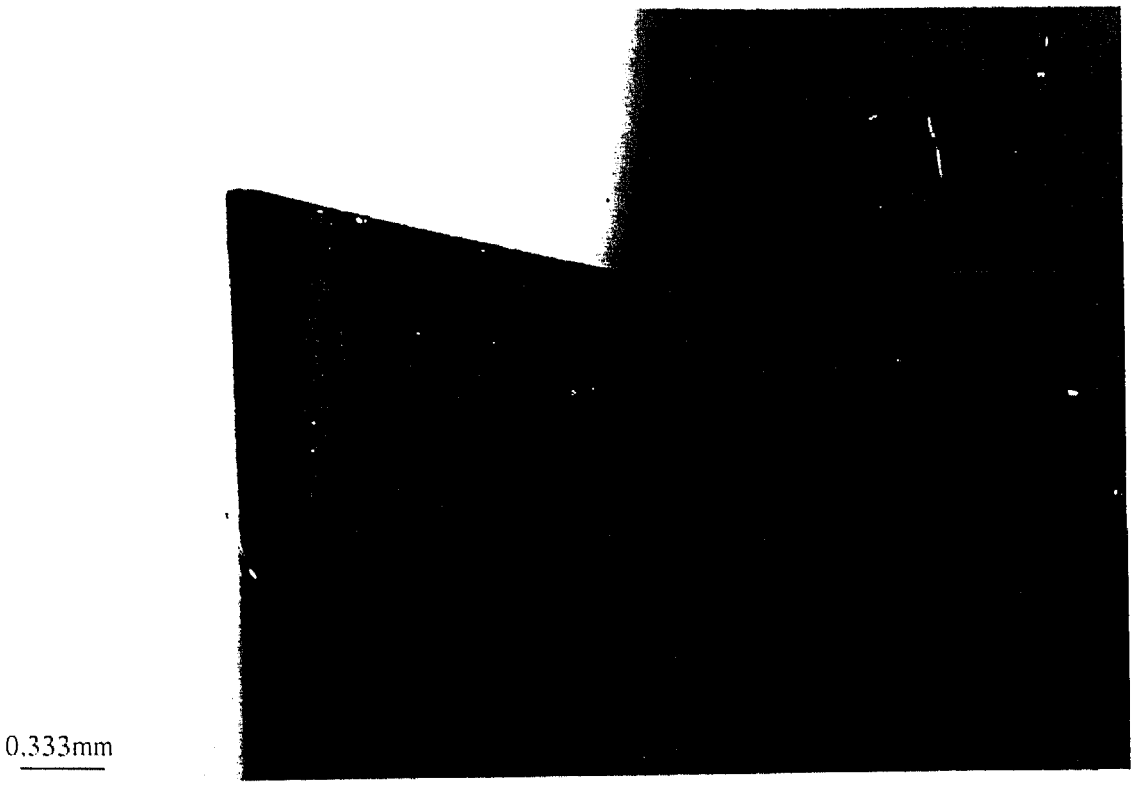
Fig. 6.6 Pastilha de corte com inserto de PCD (TCMW 16T308F). De cima para baixo podemos observar a camada rica em PCD, seguida da base de WC com 6% Co e da zona de brasagem com uma liga de Zn/Cu e Ag/Cd.

As brocas utilizadas (R950, VHM/EMR e VHM/QHNL) tinham insertos de PCD com características semelhantes às da pastilha de corte anteriormente referidas.

Na Fig. 6.7 podemos observar o aspecto de uma pastilha de carbonetos sinterizados da classe K10 com revestimento de diamante obtido por via química (CVD). O aspecto deste revestimento pode ser visualizado na Fig. 6.8, onde se pode observar que a dimensão média dos cristais de diamante varia entre 6 a 8μm. Este tipo de revestimento assegura uma boa aderência ao substracto em carbonetos da classe K10 independentemente da geometria da pastilha de corte.

Em comparação com as pastilhas de corte não revestidas, as pastilhas com revestimento de diamante por via química (CVD) apresentam:

- muito boa resistência ao desgaste.



Ampliação (30x)

Fig. 6.7 Aspecto da pastilha TCGX16T308-AL de carbonetos da classe K10 revestida de diamante por via química (CVD).

MEV:ES ampliação (2000x)

Fig. 6.8 Aspecto do revestimento de diamante obtido por via química (CVD). As dimensões dos cristais de diamante variam entre 6 a 8μm.

• redução do coeficiente de atrito entre a apara e a face de ataque da ferramenta.

• menores riscos de formação de aresta postiça de corte.

Relativamente à comparação com as pastilhas que têm insertos de PCD apresentam:

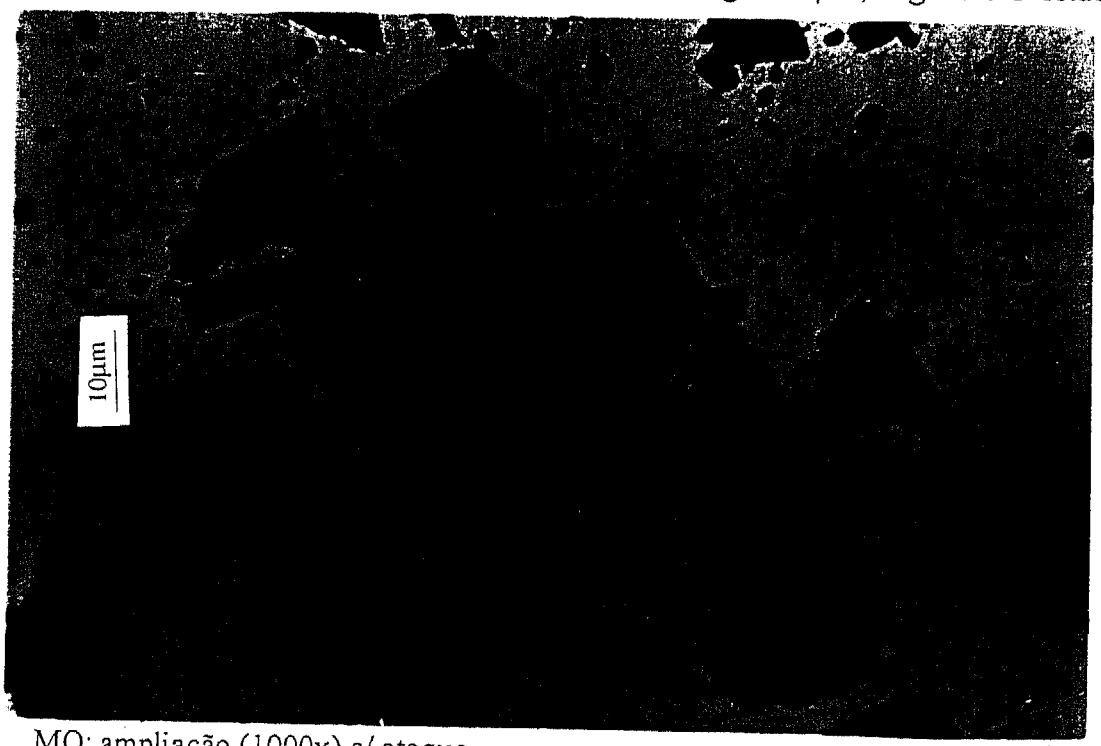
• maior número de arestas de corte.

• geometria optimizada com quebra aparas.

• forças de corte menores devido ao ângulo de ataque positivo.

6.4 Preparação dos provetes para os ensaios de maquinabilidade.

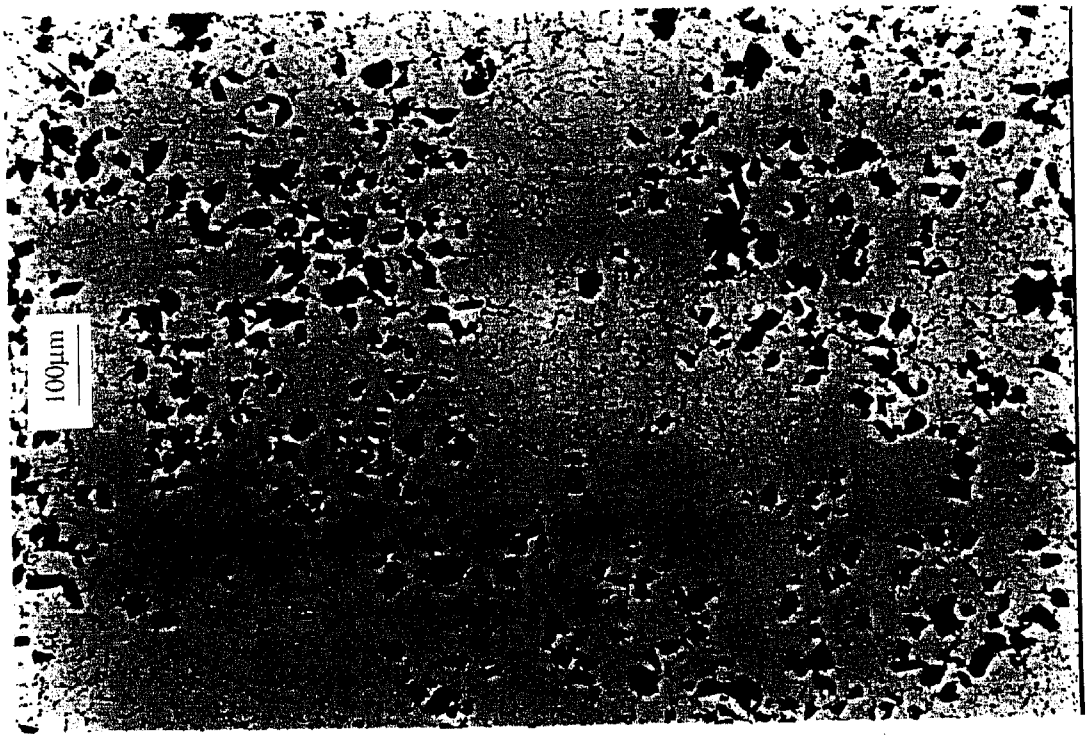
Com estas ferramentas foi delineado um extenso programa de ensaios de corte que envolveu a maquinagem dos vários tipos de compósitos anteriormente referidos, com especial incidência no compósito com matriz na liga AA356 (AlSi7Mg) com reforço de 17 ou 20% (fracção volúmica) de partículas de SiC obtido por fundição contínua. Este facto ficou a dever-se à maior dificuldade que este compósito poderia apresentar para a maquinagem devido à elevada dimensão das partículas de reforço (valor médio 20μm) que, por vezes, aparecem juntas, podendo a dimensão do aglomerado atingir 100μm, Fig. 6.9. O estudo da



MO: ampliação (1000x) s/ ataque.

Fig. 6.9 Microestrutura do compósito AA356/SiC/20p. Aglomerado de partículas de SiC.

microestrutura deste material evidenciou não só o anteriormente referido mas também uma distribuição heterógenea do reforço na estrutura do compósito, Fig. 6.10.



MO: ampliação (100x) s/ ataque.
Fig. 6.10 Microestrutura do compósito AA356/SiC/20p. Distribuição heterogenea do reforço de SiC.

A preparação dos provetes a partir dos varões de compósito AA356/SiC/20p ou 17p de 65 e 85mm de diâmetro foi uma tarefa difícil e morosa. Exigiu que o seu corte fosse efectuado com um serrote com disco diamantado que se encontra instalado no CETECOFF. Após o seccionamento em varões de 200mm de comprimento e patelas de 15mm de espessura foram efectuadas operações muito ligeiras de maquinagem para garantir a centragem e assentamento dos provetes.

Deste modo, foram obtidos meias patelas de 15mm de espessura, para furação, e varões com pistas de 15mm, para torneamento exterior longitudinal, com pastilhas de carbonetos. Para o torneamento exterior longitudinal com pastilhas de PCD foram obtidos varões com pistas de 100mm de comprimento. A razão comprimento/diâmetro dos provetes variou entre 2,1 e 3,1.

No que respeita aos ensaios de torneamento em corte ortogonal foram preparados varões com um perfil longitudinal recortado, com a forma de uma onda quadrada, de maneira a garantir que a a largura de corte seja inferior à dimensão da aresta de corte da pastilha. Nos

nossos ensaios a largura de corte foi 5mm e a dimensão da aresta de corte 10mm. Note-se, desde já, que o movimento de avanço da ferramenta foi transversal.

Na Fig. 6.11 podemos observar os provetes preparados nestes compósitos para a execução desta investigação.

Para a realização dos ensaios de maquinagem nos outros tipos de compósitos ensaiados, AA6061/SiC/20p (pulverometalurgia) ou AA383/Al2O3/20f ("squeeze casting infiltration"), utilizámos semi-produtos na forma obtida pelos processos de fabrico destes materiais. Foram realizadas apenas operações de seccionamento e furação com vista à sua fixação.

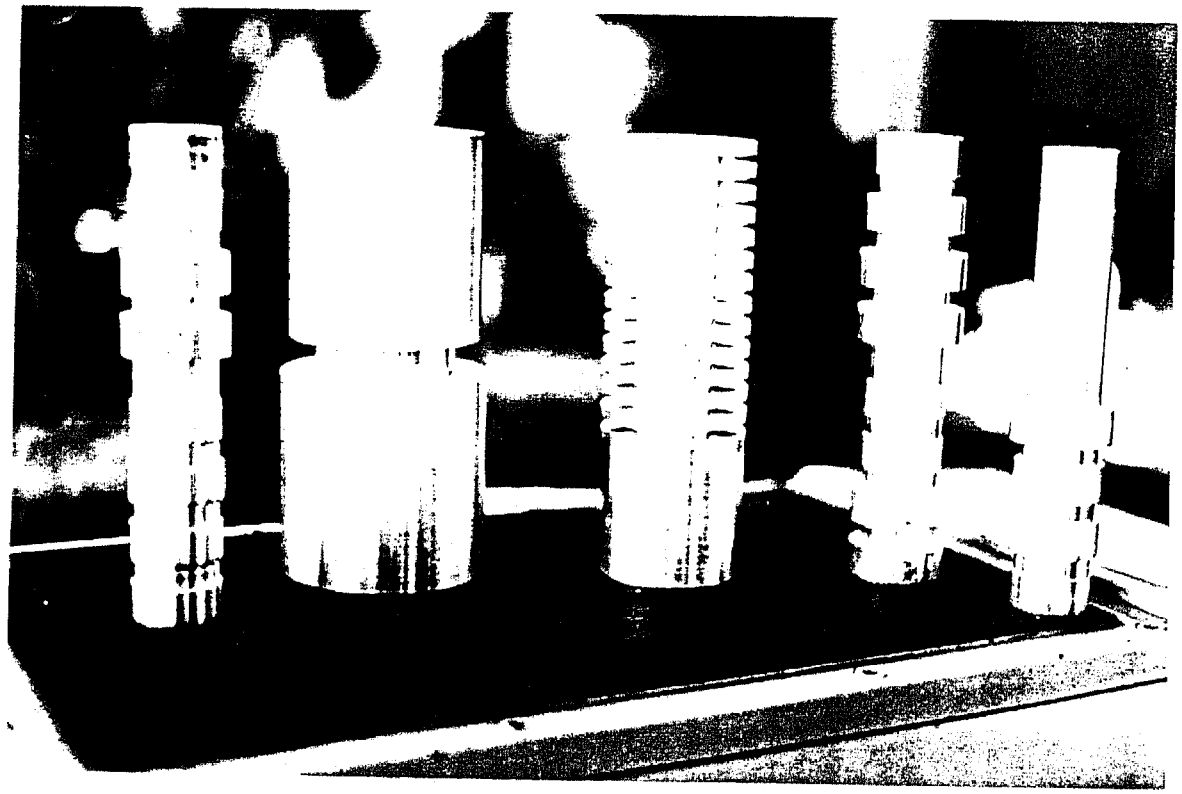


Fig. 6.11 Diversos tipos de provetes, preparados no compósito AA356/SiC/17p ou 20p, para os ensaios de torneamento, em diversos estados de maquinagem.

6.5 Condições Operativas.

A experimentação contemplou a realização de ensaios de maquinagem de longa duração, com condições de corte variáveis, em furação e torneamento, dos compósitos AA356/SiC/20p e AA356/SiC/17p. O primeiro compósito foi utilizado nos ensaios com ferramentas de carbonetos sinterizados com e sem revestimento de TiN e, o segundo, com ferramentas com insertos de PCD ou com revestimento de diamante.

Na Tabela 6.5 podemos observar as condições de corte empregues na furação. Os ensaios de furação foram realizados com brocas de 5mm de diâmetro de encabadouro cilíndrico e fixadas numa bucha de aperto rápido apropriada.

Tabela 6.5 Condições de corte empregues nos ensaios de furação.

Material da ferramenta (broca)	Velocidade de corte (m/min.)	Avanço (mm/rot.)	Emulsão
Carbonetos sinterizados-K10/20 Broca R120	20	0,2	Alusol-B 8%
	30	0,2	Alusol-B 8%
	40	0,2	Alusol-B 8%
	45	0,2	Alusol-B 8%
	40	0,25	Alusol-B 8%
	40	0,3	Alusol-B 8%
	35	0,2	Alusol-B 8%
	40	0,2	Seco
	30	0,2	Seco
diamante policristalino-PCD	40	0,1	Alusol-B 8%
	50	0,1	Alusol-B 8%
	30	0,1	Alusol-B 8%
	50	0,05	Alusol-B 8%
	50	0,2	Alusol-B 8%

Nas Tabelas 6.6 e 6.7 podemos observar as condições de corte utilizadas nos ensaios de torneamento.

Os ensaios de torneamento longitudinal exterior foram efectuados em acabamento ou semi-acabamento com um penetramento (profundidade de corte) de 1mm. Todas as pastilhas utilizadas tinham um raio de bico de 0,8mm e foram fixadas num suporte STTCR 2020K 16 (Sandvik Coromant).

Foram, igualmente, realizados alguns ensaios de desbaste, com um penetramento de 2mm, segundo as condições indicadas na Tabela 6.7.

Excepcionalmente, foram realizados ensaios de curta duração, usando ferramentas com insertos de PCD, não tendo sido contabilizado o efeito do desgaste. Note-se, desde já, que o desgaste neste tipo de ferramentas apresenta uma progressão extremamente lenta. Em cada situação foram realizados, pelo menos, três ensaios.

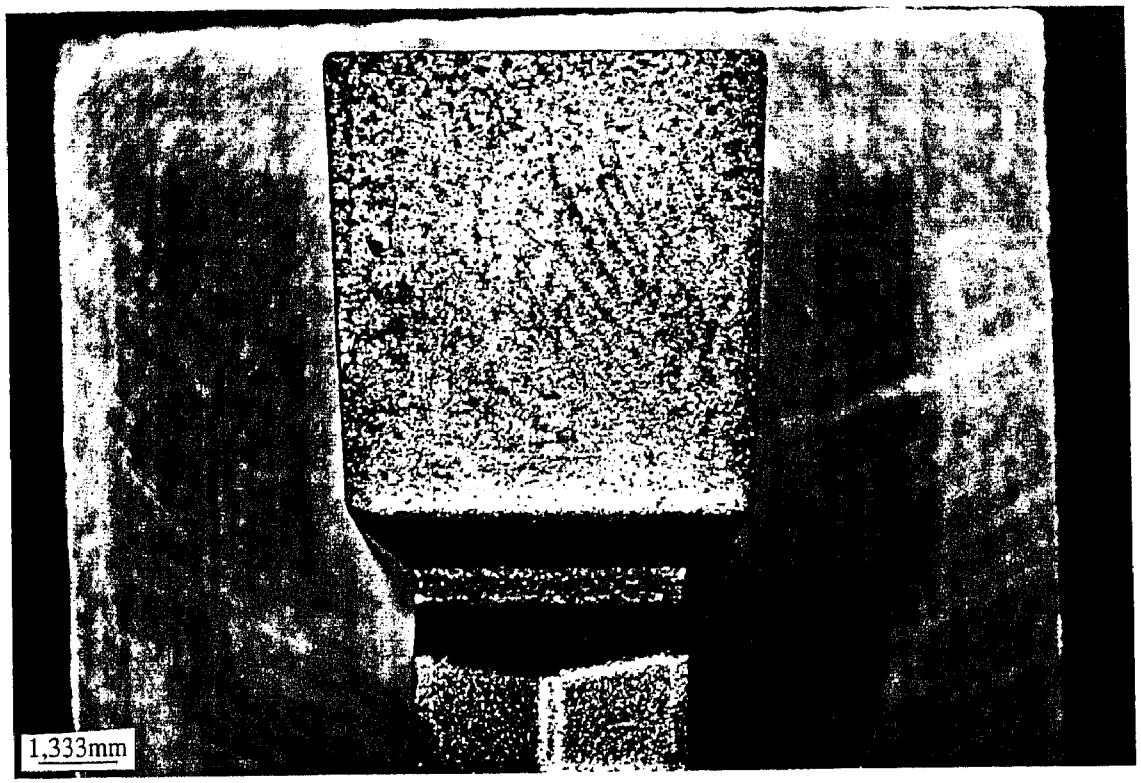
Foram também realizados ensaios de torneamento, de curta duração, em corte ortogonal, com as pastilhas N151.2-850-60-313, Fig. 6.12, fixadas no suporte RF151.22-2525-60 (Sandvik Coromant). Este suporte permite obter um ângulo de ataque e de inclinação da aresta de 0°.

Tabela 6.6 Condições de corte empregues nos ensaios de torneamento longitudinal exterior, em acabamento ou semi-acabamento.

Material de Ferramenta	Velocidade de corte (m/min)	Avanço (mm/rot.)	Emulsão
Carbonetos sinterizados-K15 Pastilhas GC415 (revestidas a TiN)	40	0,2	Seco
	40	0,2	Alusol B 8%
	60	0,2	Alusol-B 8%
	70	0,2	Alusol-B 8%
	90	0,2	Alusol-B 8%
	110	0,2	Alusol-B 8%
	70	0,16	Alusol-B 8%
	70	0,25	Alusol-B 8%
	70	0,315	Alusol-B 8%
	70	0,4	Alusol-B 8%
Carbonetos sinterizados-K15 Pastilhas GC415 (revestidas a TiN) (com quebra-aparas)	40	0,2	Seco
	40	0,2	Alusol B 8%
	70	0,2	Alusol-B 8%
	90	0,2	Alusol-B 8%
	110	0,2	Alusol-B 8%
Carbonetos sinterizados-K20 Pastilhas H13A (com quebra-aparas)	40	0,2	Seco
	40	0,2	Alusol B 8%
	70	0,2	Alusol-B 8%
Carbonetos sinterizados-K10 Pastilhas 1810 (revestidas a diamante-CVD)	50	0,2	Alusol-B 8%
	60	0,2	Alusol-B 8%
	90	0,2	Alusol-B 8%
	50	0,14	Alusol-B 8%
	50	0,4	Alusol-B 8%
diamante policristalino-PCD Pastilhas CD10	250	0,1	Alusol B 8%
	350	0,1	Alusol-B 8%
	500	0,1	Alusol-B 8%
	700	0,1	Alusol-B 8%
	500	0,2	Alusol-B 8%
	500	0,05	Alusol-B 8%

Tabela 6.7 Condições de corte empregues nos ensaios de torneamento longitudinal, em desbaste.

Material da ferramenta	Velocidade de corte (m/min)	Avanço (mm/rot.)	Emulsão
Carbonetos sinterizados-K15 Pastilhas GC415 (revestidas a TiN)	40	0,4	Alusol B-8%
	70	0,4	Alusol B-8%
	90	0,4	Alusol B-8%
Carbonetos sinterizados Pastilhas GC415 (revestidas a TiN c/ quebra aparas)	40	0,4	Alusol B-8%
	70	0,4	Alusol B-8%
	90	0,4	Alusol B-8%
Carbonetos sinterizados K20 Pastilhas H13A (Quebra-aparas)	40	0,4	Alusol B-8%
	70	0,4	Alusol B-8%
	90	0,4	Alusol B-8%



Ampliação (7,5x)

Fig. 6.12 Pastilha de carbonetos sinterizados da classe K20, N151, utilizada nos ensaios de corte ortogonal. Estado novo, face de ataque.

As condições de corte empregues nos ensaios de corte ortogonal de curta duração podem ser visualizados na Tabela 6.8.

Tabela 6.8 Condições de corte empregues nos ensaios de corte ortogonal no compósito AA356/SiC/20p.

Material da ferramenta	Velocidade de corte (m/min)	Avanço (espessura de corte) (mm/rot.)	Emulsão
Carbonetos sinterizados K10 Pastilha N151	40	0,14	Alusol B-8%
	45	0,14	Alusol B-8%
	60	0,14	Alusol B-8%
	65	0,14	Alusol B-8%
	60	0,14	Alusol B-8%
	85	0,14	Alusol B-8%
	40	0,10	Alusol B-8%
	40	0,20	Alusol B-8%
	40	0,20	Alusol B-8%
	40	0,25	Alusol B-8%
	40	0,25	Alusol B-8%

O fluido de corte utilizado nesta investigação foi o Alusol-B a 8% de diluição. Trata-se de um produto desenvolvido para maquinar o alumínio e suas ligas. É formulado a partir de uma base mineral altamente refinada e contém gorduras neutrais e aditivos de extrema pressão que prolongam a vida da ferramenta de corte e permitem a obtenção de um bom acabamento superficial. Esta emulsão apresenta excelentes propriedades anti-corrosivas e anti-espuma sendo, além disso, muito resistente ao ataque de bactérias e fungos.

6.6 Síntese e algumas justificações do programa de ensaios.

Ensaiaram-se compósitos de matriz de alumínio de vários tipos matriz/reforço obtidos por diferentes processos de fabrico:

- AA 356/SiC/17p (fundição contínua).
- AA 356/SiC/20p (fundição contínua).
- AA 6061/SiC/20p (pulverometalurgia).
- AA 383/Al2O3/20p ("squeeze casting infiltration").

Contudo, a grande parte do programa experimental insidiu na maquinagem (torneamento e furação) dos compósitos AA 356/SiC/17p ou 20p dado que à partida se pressupunha serem os materiais de pior maquinabilidade.

As ferramentas ensaiadas, brocas e pastilhas de corte, foram de carbonetos sinterizados das classes K10/20 com e sem revestimento de TiN e com insertos de PCD ou revestimento de diamante por via química (CVD). Excepcionalmente, ensaiaram-se brocas de aço rápido revestidas a TiN.

Na maquinagem do compósito AA356/SiC/17p ou 20p foi imprescindível a utilização de ferramentas com insertos de PCD, de custo bastante elevado.

As condições de corte escolhidas para a maquinagem destes materiais pretenderam simular, geralmente, operações de acabamento e semi-acabamento, dado que são estas as situações que poderão ter interesse na prática industrial. Assim, foi fixado o penetramento, no torneamento, e o diâmetro das brocas, na furação, e foram variados o avanço e a velocidade de corte, numa gama de valores possíveis tendo em consideração as características do material a maquinar, as ferramenta de corte e a potência da máquina-ferramenta. Foram realizados,

sobretudo, ensaios de longa duração. Pontualmente e sempre que se justificou foram efectuados ensaios de curta duração usando ferramentas com insertos de PCD.

Em corte ortogonal foram realizados ensaios de curta duração e, em cada condição de corte, utilizámos uma pastilha nova, de maneira a minimizar o efeio de desgaste e consequente arrendondamento da aresta de corte. Note-se, que as pastilhas empregues foram de carbonetos sinterizados da classe K20, uma vez que não foi possível obter pastilhas com insertos de PCD com a geometria pretendida.

O estudo da maquinabilidade dos compósitos de matriz de alumínio foi efectuado tendo em consideração, entre outros, os seguintes critérios de avaliação:

- medição da evolução do desgaste na face de saída das brocas e das pastilhas com o tempo de corte.

- medição da evolução das forças de corte, avanço e penetramento, no torneamento; e da força de avanço e do binário, na furação.

- avaliação da qualidade superficial do provete em compósito que foi maquinado.

- determinação da taxa de material removido para uma determinada vida da ferramenta de corte.

- determinação experimental do ângulo de corte, das tensões normais e de corte, da deformação e da velocidade de deformação, no plano de corte, em função das condições de corte. Cálculo do índice de maquinabilidade do material.

Capítulo 7

Resultados obtidos e sua discussão.

Capítulo 7

7. Resultados obtidos e sua discussão.

7.1 Introdução. 175

7.2 Desgaste das ferramentas de corte. 177
7.2.1 Tipos de desgaste. 177
7.2.2 Mecanismos de desgaste. 183
7.2.3 Critério da vida das ferramentas. 197

7.3 Força e potência de corte. 212
7.3.1 Forças de corte. 212
7.3.2 Pressão específica de corte. 225
7.3.3 Potência de corte. 228

7.4 Tipos e forma da apara obtida. 232
7.4.1 Generalidades. Codificação de apara. 232
7.4.2 Análise da textura da apara obtida. 237

7.5 Acabamento superficial. 245
7.5.1 Generalidades. 245
7.5.2 Furação. 246
7.5.3 Torneamento. 251

7.6 Débito (volume de material removido). 259

7.7 Modelização experimental em corte ortogonal. 264

7.8 Desgaste das ferramentas de corte e sua relação com as forças de corte. 273
7.8.1 Análise em frequência. 275

7.9 Comparação da maquinabilidade dos diversos compósitos ensaiados. 278
7.9.1 Furação. 280
7.9.2 Torneamento. 286

Capítulo 7

Resultados obtidos e sua discussão.

7.1 Introdução.

Os ensaios de maquinagem realizados em furação e torneamento permitiram avaliar, entre outros aspectos, a resistência ao desgaste das ferramentas de corte (brocas e pastilhas), o acabamento superficial obtido nos compósitos e, ainda, analisar o efeito do desgaste sobre as diversas componentes das forças de corte.

Numa primeira fase foram efectuados ensaios preliminares com ferramentas de diferentes geometrias e materiais, com vista a testar as suas aptidões para a maquinagem de compósitos de matriz de alumínio.

Após esta fase em que se efectuaram ensaios de corte nos vários tipos de compósitos, referidos no capítulo 6, secção 6.2, o material mais testado foi o compósito AA356/SiC/17p ou 20p dado que apresentou menor aptidão para o corte por arranque de apara e, daí, o maior interesse no estudo da sua maquinabilidade.

Uma vez estabelecidas as ferramentas a utilizar quer em carbonetos sinterizados para a produção unitária ou quase (tempos de corte muito curtos) quer as ferramentas com insertos de diamante policristalino para a produção de grandes séries, após selecção do compósito a maquinar foi, então, possível desenvolver uma segunda fase de ensaios de furação e torneamento. Nesta, procurou obter-se a vida das ferramentas de corte através do modelo de Taylor para critérios de desgaste previamente definidos, determinar a evolução das forças de corte com o tempo e estabelecer correlações com os desgastes desenvolvidos.

Para se efectuar esta análise foi necessário realizar ensaios de maquinagem, em torneamento e em furação, de longa duração, com condições de corte variáveis de acordo com o material da ferramenta utilizado, com medição contínua das forças de corte e em intervalos correspondentes ao fim das passagens ou dos furos, do desgaste das ferramentas e do acabamento superficial obtido no compósito.

Para a avaliação da maquinabilidade foi também contabilizada a potência de corte, a pressão específica de corte e o débito das ferramentas em furação e torneamento.

Foram também efectuados, nos dois processos, ensaios de corte de curta duração utilizando ferramentas com insertos de diamante policristalino, previamente desgastadas a fim de verificar o efeito da variação das condições de corte bem como da presença ou ausência do fluido de corte nos critérios avaliadores da maquinabilidade, nomeadamente as forças e potências de corte, a pressão específica de corte e o acabamento superficial obtido.

Numa terceira fase, foram realizados ensaios de corte ortogonal, de curta duração, com vista a determinar a variação de algumas grandezas importantes no corte por arranque de apara, tais como o ângulo de corte, as tensões de corte e normal ao plano de corte, a deformação e a velocidade de deformação em função das condições de corte (velocidade e avanço). Determinou-se , ainda, o índice de maquinabilidade do material.

Por fim, efectou-se um estudo comparativo sobre a maquinabilidade dos diversos tipos de compósitos ensaiados AA356/SiC/20p, AA6061/SiC/20p e AA383/Al2O3/20f.

As diversas séries de ensaios decorreram num período de dois anos e envolveram a execução de 1361 ensaios de furação e 459 ensaios de torneamento. Foram ensaiadas cerca de 50 brocas e 60 pastilhas de corte (120 a 150 pontas) criteriosamente seleccionadas. O tratamento informático dos resultados dos ensaios, realizado após o período de ensaio e aquisição de dados, desenrolou-se por um longo período de tempo.

Foi realizada uma análise estatística, cujos resultados se apresentam no Anexo D, para os ensaios de desgaste e de rugosimetria, em condições de corte de torneamento previamente definidas, com o objectivo de determinar o número de ensaios necessários para garantir um intervalo de confiança na média a 95%.

Os resultados que de seguida se apresentam e discutem, constituem uma parte significativa da investigação efectuada e são apresentados em função das condições de corte empregues (velocidade de corte e avanço) e/ou do tempo de maquinagem. Insidem,

sobretudo, na maquinagem dos compósitos de matriz de alumínio reforçados com partículas de SiC - AA356/SiC/17p e 20p.

7.2 Desgaste das ferramentas de corte.

7.2.1 Tipos de desgaste.

Os processos de desgaste nas ferramentas de corte conduzem à remoção gradual e progressiva de material de zonas localizadas na face de ataque ou na face de saída da ferramenta.

Para os compósitos de matriz de alumínio maquinados, para os materiais de ferramentas (carbonetos sinterizados K10/20 com e sem revestimento de TiN, K10 com revestimento de diamante e diamante policristalino-PCD) e para as condições de corte empregues, identificou-se, quer em furação quer em torneamento, o tipo de desgaste predominante nas ferramentas de corte. Trata-se, em ambos os casos, do desgaste na face de saída ou de folga. Este facto foi também comprovado por outros investigadores que se dedicaram ao estudo da maquinabilidade de materiais semelhantes, conforme foi anteriormente referido no capítulo 4 secção 4.2.

O efeito de craterização (formação de cratera de desgaste) na face de ataque das ferramentas de corte, muito comum na maquinagem dos aços com ferramentas de aço rápido ou certos tipos de carbonetos sinterizados [51, 52 e 54] não foi verificado de uma forma pronunciada. Em certos casos, que iremos referir, nota-se uma ligeira depressão na face de ataque com algum material aderente em determinadas zonas, a partir da aresta de corte da ferramenta. Do nosso ponto de vista não podemos considerar o tradicional efeito de craterização. Vejamos, então, alguns desgastes típicos que se manifestaram nas diversas ferramentas (brocas e pastilhas) ao longo do tempo de maquinagem.

Na furação com brocas helicoidais de carbonetos sinterizados da classe K10/20 e com pontas com insertos de PCD identificou-se como tipo de desgaste preponderante o que ocorre na face de saída ou de folga.

Na Fig. 7.1 podemos observar o desgaste típico desenvolvido na face de saída da broca N°3 de carbonetos sinterizados da classe K10/20 após efectuar 9 furos cegos (de ≈12mm cada). O desgaste medido nesta face - VBmáx- foi de 0,60mm. A leitura do desgaste foi efectuada à distância de 1/4 do raio da broca a partir do vértice. O valor obtido resulta da média aritmética das leituras efectuadas em cada uma das faces de saída principais

desgastadas (no caso da broca helicoidal são duas medidas). Este critério, seguido em todas as medições efectuadas nas brocas, teve como objectivo evitar a quantificação do desgaste no vértice tendo-se verificado que não este variava de uma forma progressiva com o tempo de maquinagem e, portanto, não poderia ser um indicador fiável do estado de degradação da face de saída da broca, conforme foi referido no capítulo 5, secção 5.4.

O aspecto da face de ataque da mesma broca pode ser observado na Fig. 7.2. Verificou-se a presença de algum material compósito aderido à face de ataque a partir da aresta de corte.

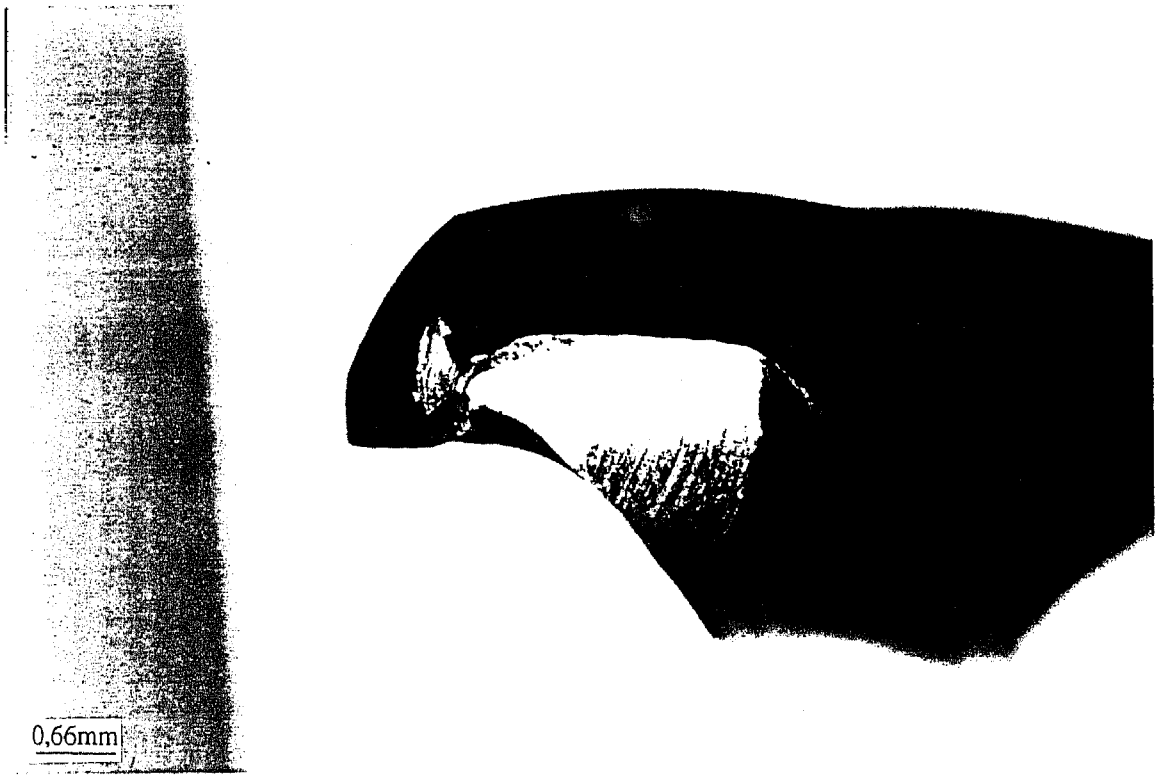
Na Fig. 7.3 observa-se o desgaste típico na face de saída da broca N°1 com insertos de PCD após a realização de 300 furos cegos (de ≈12mm cada). O desgaste medido para este caso foi VBmáx=0,15mm. O aspecto da face de ataque da mesma broca pode ser observado na Fig. 7.4. Notou-se a presença de algum material compósito aderido à face de ataque a partir da aresta de corte.

No que respeita ao desgaste desenvolvido na face de saída das pastilhas de torneamento verificou-se o aparecimento de uma superfície desgastada de perfil quase regular. Não verificámos para as nossas condições de corte uma irregularidade de perfil acentuado junto ao entalhe, correspondente à extremidade da aresta de corte. Na face de ataque verificou-se a formação de um ligeira depressão com material aderente, a partir da aresta de corte.

Na Fig. 7.5 podemos observar o desgaste típico na face de saída da pastilha N°3 de carbonetos sinterizados da classe K15 com revestimento de TiN após 5 passagens (de ≈15mm cada). O desgaste médio medido nesta face - VB - foi de 0,82mm. O cálculo deste desgaste médio (VB) foi efectuado de acordo com a norma ISO 3685, ou seja, resulta da média aritmética de três leituras efectuadas na zona central da superfície de saída desgastada, que não inclui a zona do bico da pastilha nem a zona do entalhe, conforme o referido no capítulo 5, secção 5.4.

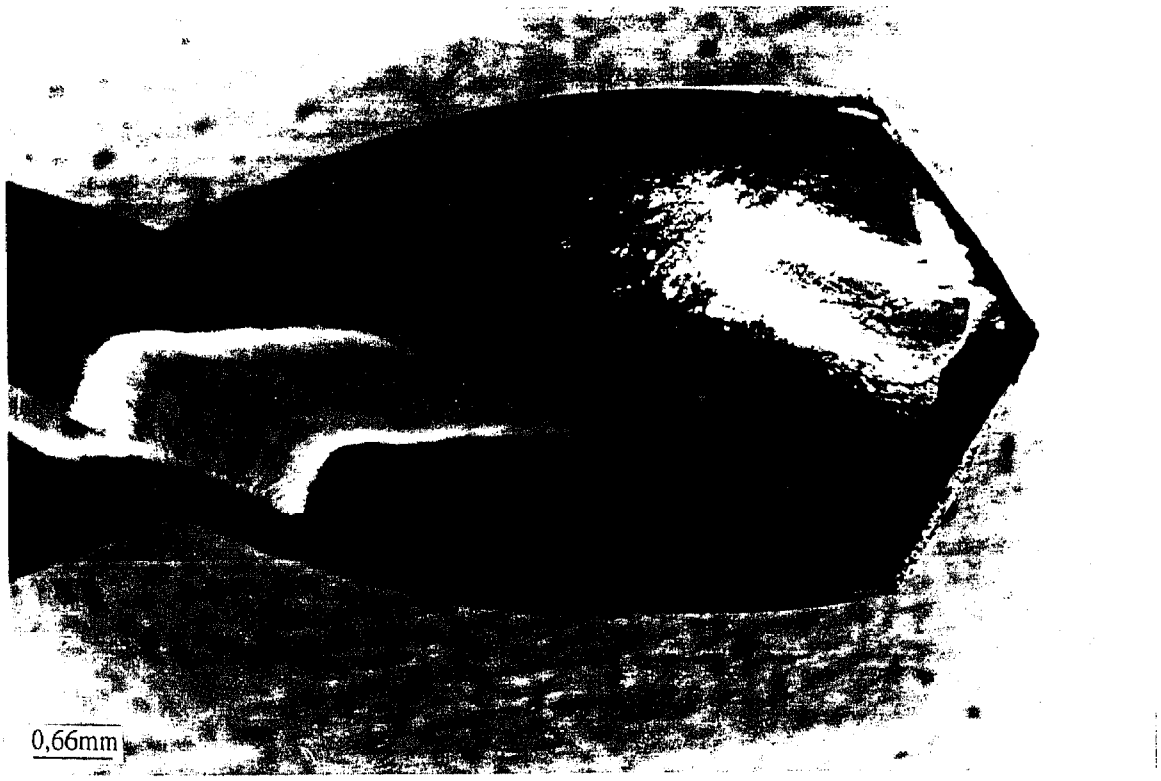
Para a mesma pastilha, podemos observar a face de ataque na Fig. 7.6 onde é visível a depressão a partir da aresta de corte com algum material compósito aderido.

Nas Fig.s 7.7 e 7.8 podemos observar as superfícies de desgaste na face de saída e de ataque para a pastilha N°17 de idêntico material, que efectuou 12 passagens (de ≈15mm cada) em desbaste, ou seja com um avanço de 0,4mm/rot. e um penetramento de 2mm. O desgaste VB foi de 0,80mm.



Ampliação (15x)

Fig. 7.1 Face de saída, broca N°3, K10/20,Vc=40m/min., a=0,2mm/rot., (tc≈12s).

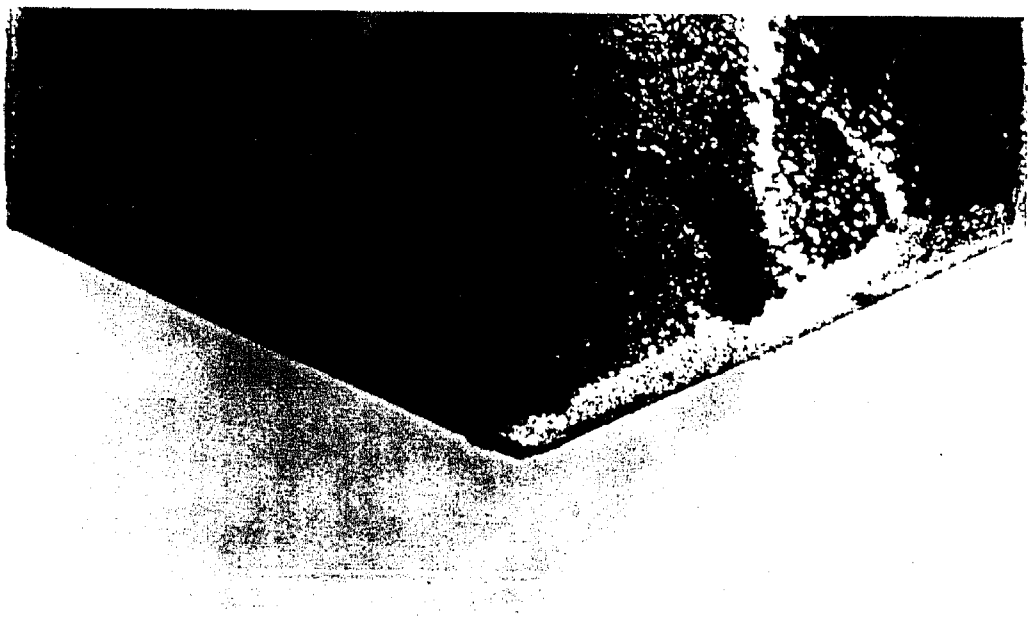


Ampliação (15x)

Fig. 7.2 Face de ataque, broca N°3, K10/20, N°3, Vc=40m/min., a=0,2mm/rot., (tc≈12s).

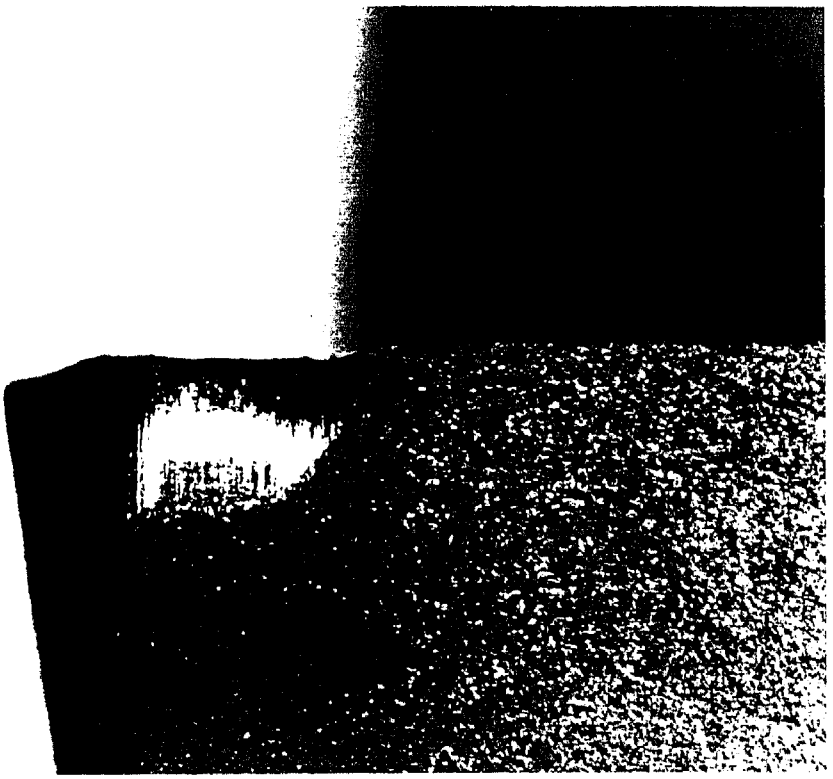
Ampliação (30x)

Fig. 7.3 Face de saída, broca N°1, PCD, Vc=40m/min., a=0,1mm/rot., (tc≈15 min.)



Ampliação (30x)

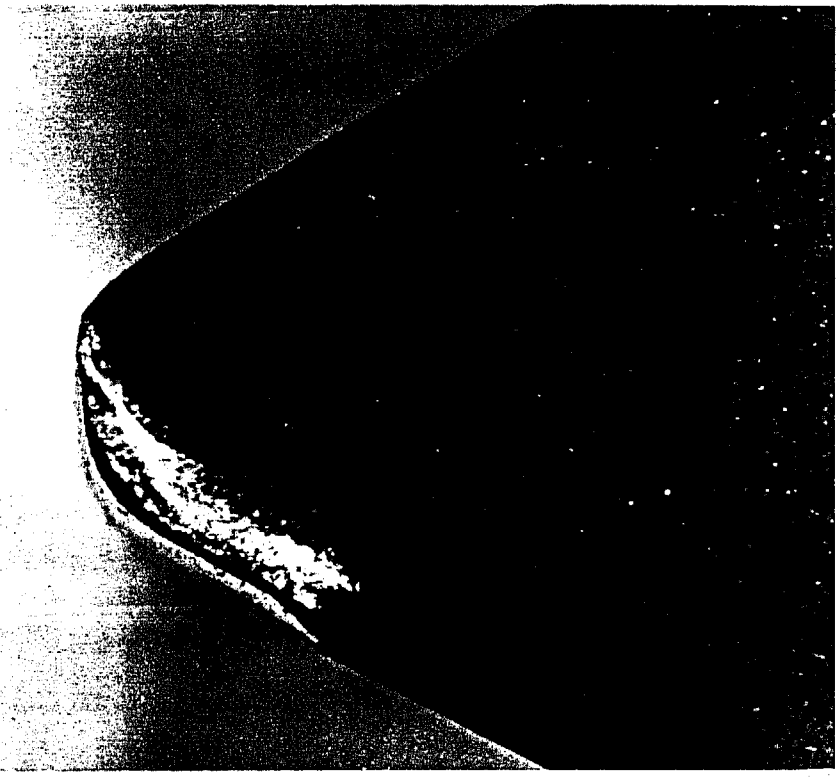
Fig. 7.4 Face de ataque , broca N°1, PCD, Vc=40m/min., a=0,1mm/rot., (tc≈15 min.)



0,33mm

Ampliação (30x)

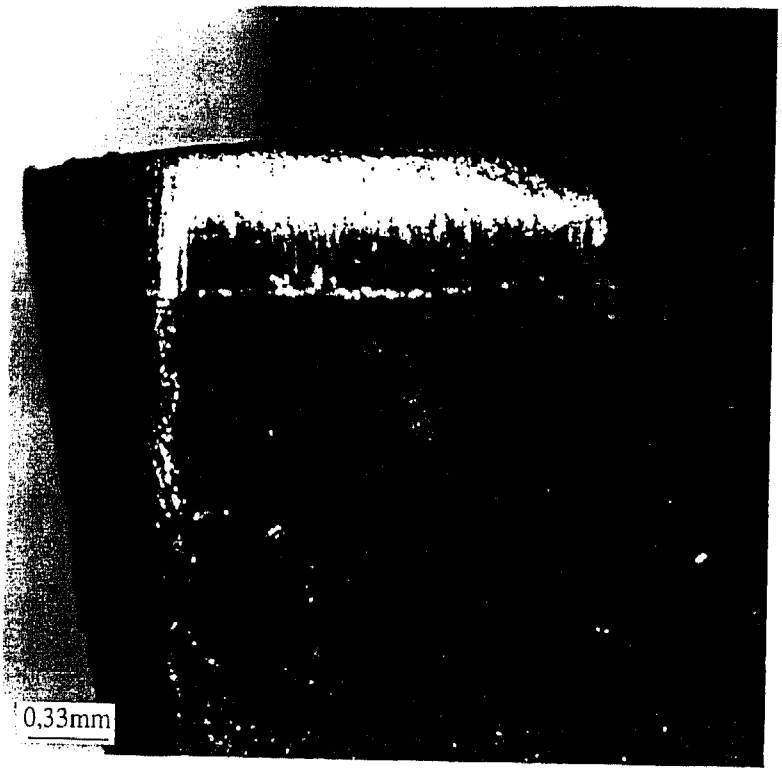
Fig. 7.5 Face de saída, pastilha N°3, K15 com revestimento de TiN, Vc=70m/min., a=0,2mm/rot., p=1 mm (tc≈50s).



0,33mm

Ampliação (30x)

Fig. 7.6 Face de ataque, pastilha N°3, K15 com revestimento de TiN, Vc=70m/min., a=0,2mm/rot., p=1mm (tc≈50s).



Ampliação (30x)

Fig. 7.7 Face de saída, pastilha N°17, K15 com revestimento de TiN, Vc=40m/min., a=0,4mm/rot., p=2 mm -situação de desbaste-, (tc≈90s).

Ampliação (30x)

Fig. 4.8 Face de ataque, pastilha N° 17, K15 com revestimento de TiN, Vc=40m/min., a=0,4mm/rot., p=2mm –situação de desbaste–, (tc≈90s).

Nas Fig.s 7.9 e 7.10 podemos observar as superfícies de desgaste na face de saída e de ataque, respectivamente, da pastilha N°17 que possui quebra-aparas e efectuou 3 passagens (de ≈15mm cada) nas condições de corte da pastilha N°3 de igual material (K15) lisa. O desgaste médio (VB) na face de saída foi de 0,65mm. A face de ataque também apresenta algum material aderido conforme se pode observar na Fig. 7.10.

Na Fig. 7.11 podemos observar a face de saída da pastilha N°57 de K10 revestida a diamante por via química (CVD) com quebra-aparas, após 2 passagens (de ≈10cm cada). O desgaste VB observado foi de 0,93mm. O aspecto da face de ataque pode ser observado na Fig. 7.12.

Finalmente, na Fig. 7.13 observa-se a superfície de desgaste obtido na face de saída da pastilha N° 28 com inserto de PCD, após 55 passagens (de ≈10cm cada). O desgaste VB obtido foi de 0,24 mm.

Na face de ataque que se pode observar na Fig. 7.14 verificou-se a aderência de algum material compósito. Contudo notou-se que, mesmo após um elevado tempo de corte da pastilha (≈45 min.), o raio de ponta e a aresta de corte se mantinham sem alteração de forma substancial, ao contrário do que acontecia para as pastilhas de carbonetos para um tempo de corte muito curto (inferior a 1min.), conforme as Fig.s 7.6, 7.8 e 7.10.

Procurou identificar-se o tipo de desgaste predominante nas ferramentas de corte (brocas e pastilhas) com vista a estabelecer o critério de vida.

A observação sistemática dos desgastes verificados nas pastilhas e brocas ensaiadas (das quais se mostraram exemplos) permitiu identificar quer para a variedade de materiais de ferramenta quer para as diferentes condições de corte que o desgaste típico preponderante se desenvolve na face de saída principal. Deste modo, deverá ser o valor limite do desgaste na face de saída a estabelecer o critério de vida a partir do qual se considera que a ferramenta deve ser retirada de trabalho.

7.2.2 Mecanismos de desgaste.

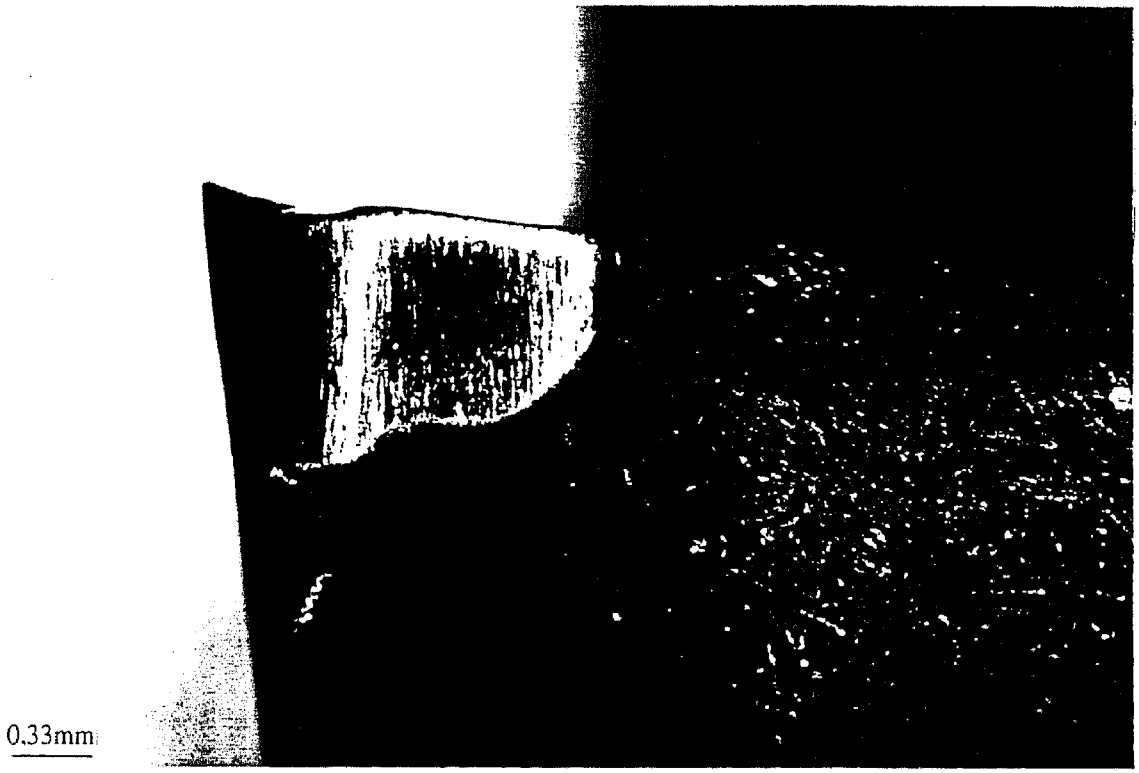
De um modo geral, os mecanismos responsáveis pelo desgaste, quer na face de saída quer na face de ataque das ferramentas de corte, são os de abrasão, adesão, difusão e oxidação, conforme referimos no capítulo 3, secção 3.4.2 . Estes mecanismos podem actuar de forma isolada ou combinada, total ou parcialmente.

Ampliação (30x)

Fig. 7.9 Face de saída, pastilha N°7, K15, com revestimento de TiN, e quebra-aparas, Vc=70m/min., a=0,2mm/rot., p=1mm (tc≈30s).

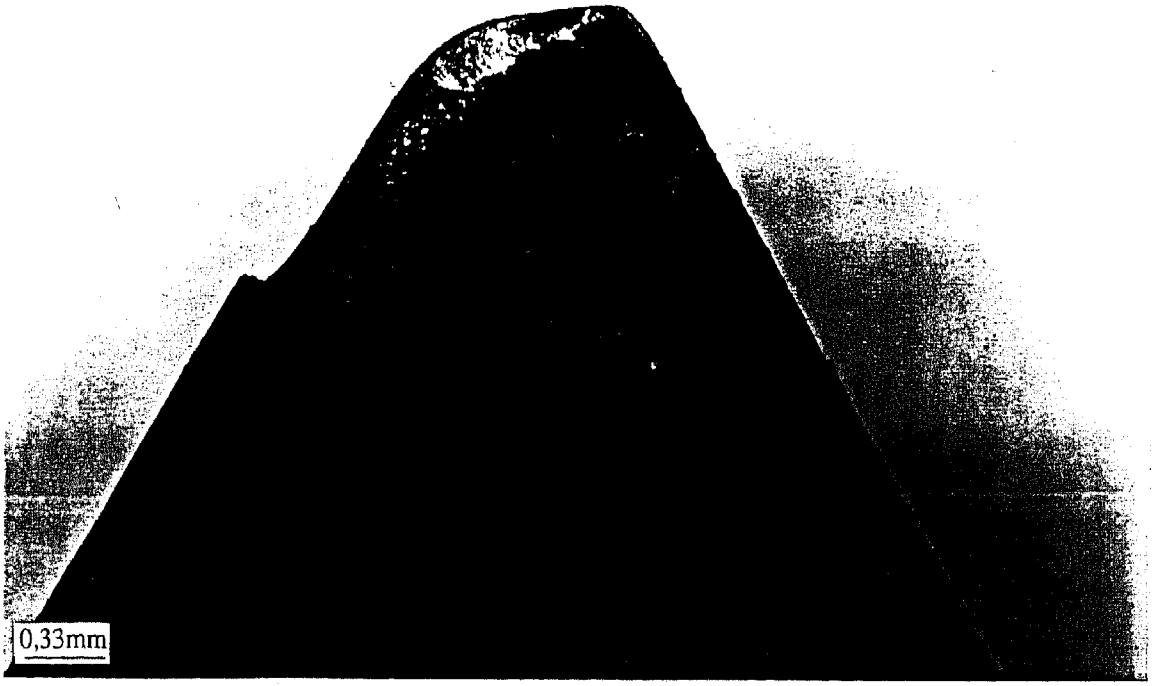
Ampliação (30x)

Fig. 7.10 Face de ataque, pastilha N°7, K15 com revestimento de TiN, e quebra-aparas, Vc=70m/min., a=0,2mm/rot., p=1mm, (tc≈30s).



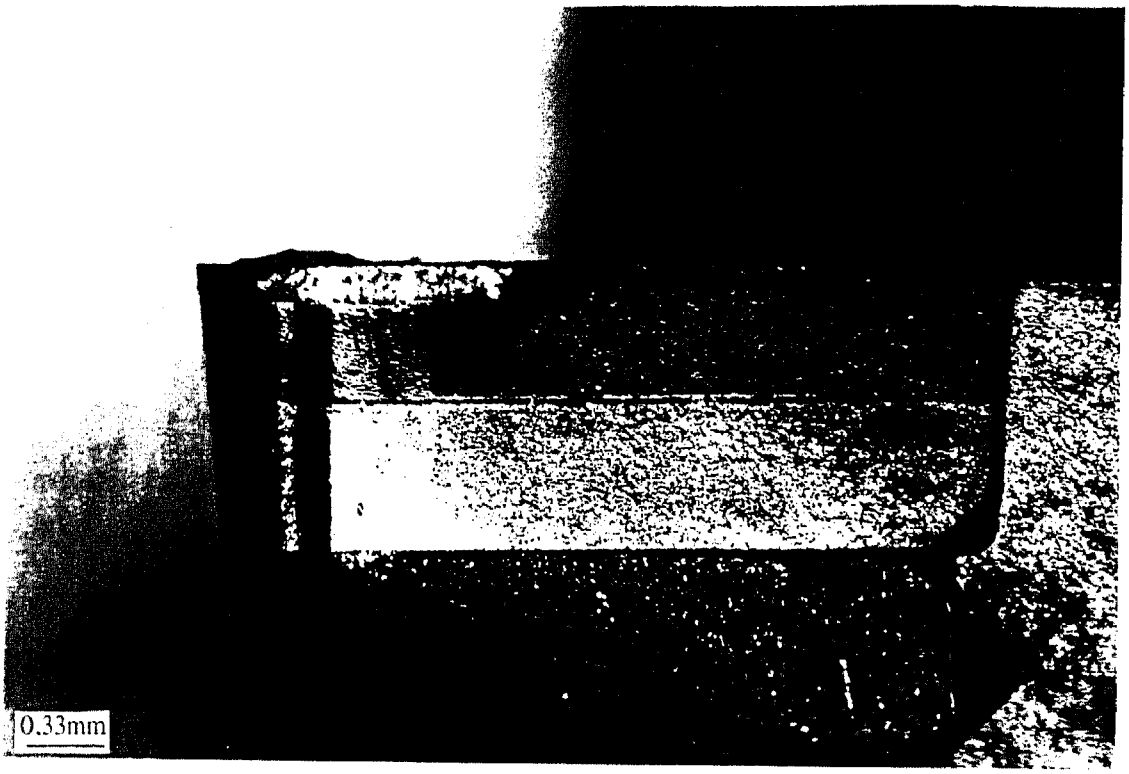
Ampliação (30x)

Fig. 7.11 Face de saída, pastilha N° 57, K10 revestida a diamante (CVD), com quebra-aparas, Vc=50m/min., a=0,2mm/rot., p=1,5mm, (tc≈4,5 min.).



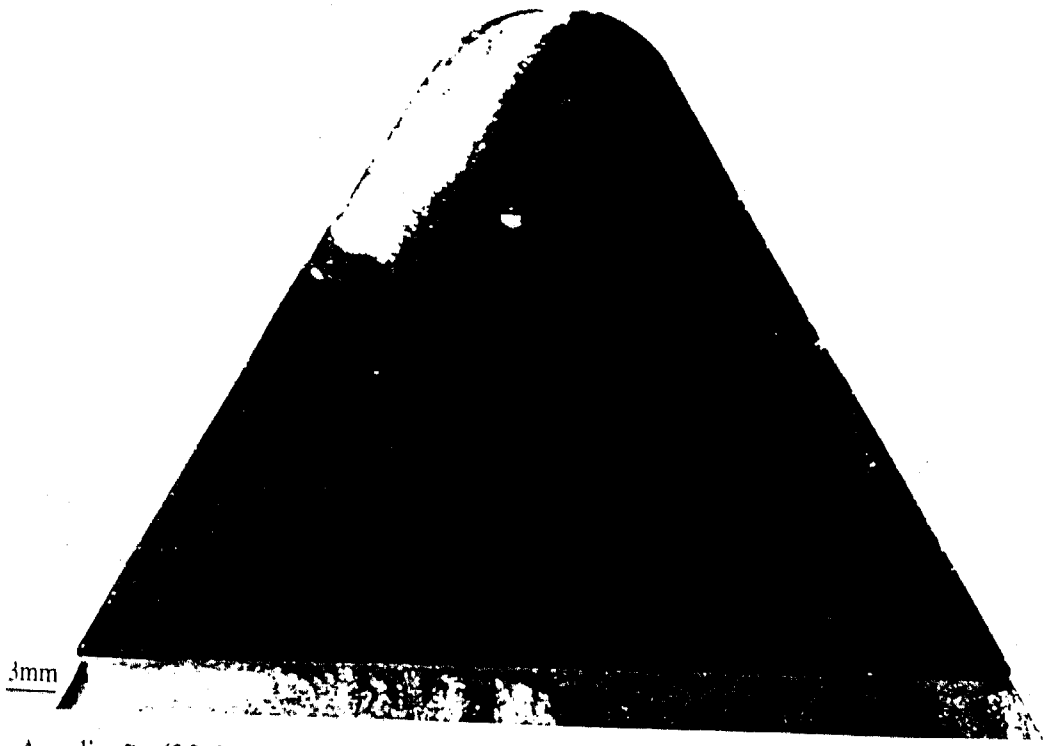
Ampliação (30x)

Fig. 7.12 Face de ataque, pastilha N° 57, K10 revestida a diamante (CVD) com quebra-aparas, Vc=50m/min., a=0,2mm/rot., p=1,5mm, (tc≈4,5 min.).



Ampliação (30x)

Fig. 7.13 Face de saída, pastilha N° 28, com inserto de PCD, Vc=250m/min., a=0,1mm/rot., p=1mm, (tc≈45 min.).



Ampliação (30x)

. 7.14 Face de ataque, pastilha N° 28, com inserto de PCD, Vc=250m/min., a=0,1mm/rot., p=1mm, (tc≈45 min.).

Na maquinagem destes materiais compósitos a abrasão a dois ou três corpos é o mecanismo de desgaste predominante [118 e 121]. A resistência à abrasão do material da ferramenta de corte depende directamente da dureza relativa dos materiais em presença. O carboneto de silício (SiC), usado como reforço neste compósito de matriz de alumínio é mais duro que o carboneto de tungsténio (WC) e o seu revestimento mais usual, o nitreto de titânio (TiN), e ainda mais que a generalidade dos materiais para ferramentas de corte, com excepção, por exemplo, do diamante policristalino (PCD). Contudo, os insertos de PCD, utilizados nas pastilhas e brocas, além do diamante policristalino propriamente dito, possuem como aglomerante cobalto e ainda carbonetos de tungsténio, cuja dureza é inferior às partículas de reforço de SiC. Deste modo, verificou-se a danificação da ligação entre o cobalto e o carboneto de tungsténio e, consequentemente, dos grãos de diamante que neles se encontram aglomerados. Assim, pensamos, dá-se a desagregação do material do inserto junto à aresta de corte. O dano mecânico do material da ferramenta de corte resulta da energia cinética transferida das partículas de reforço para a aresta de corte e depende, fundamentalmente, da dimensão das partículas e da velocidade de corte [118].

No que respeita ao mecanismo de adesão verificou-se a presença de algumas aderências de material compósito em determinadas zonas desgastadas da face de saída e, preferencialmente, da face de ataque das ferramentas. O movimento relativo peça/ferramenta promoveu o corte das microsoldaduras pelo interior do material maquinado, o que leva a que não seja este mecanismo o grande responsável pelo desgaste das ferramentas de corte. Estas aderências parecem diminuir com a presença do fluido de corte abundante, não sendo, no entanto, completamente eliminadas como iremos observar no nosso estudo.

Não foi comprovada a actuação de mecanismos de difusão e oxidação e, tal facto, pensamos, que se deverá à temperatura máxima que se atinge no corte destes compósitos (≈600°C), segundo a comprovação experimental efectuada descrita na referência [115] para material idêntico ao ensaiado, utilizando a técnica dos termopares implantados na ferramenta de corte. De acordo com o referido por vários investigadores [51, 54 e 70], a oxidação nos carbonetos sinterizados da classe K à base de WC e Co inicia-se a temperaturas da ordem dos 700 a 800°C no corte do aço e a difusão entre o aço e os carbonetos sinterizados ocorre preferencialmente para temperaturas que variam entre 1200 e 1500°C. Note-se, desde já, que podem ocorrer reacções de difusão com a fase ligante à base de cobalto para temperaturas inferiores às referidas.

No caso das ferramentas com insertos de PCD sabe-se que a grafitização do diamante só ocorre para temperaturas superiores a 730°C [54 e 70]. Trata-se do mecanismo de desgaste predominante quando se utiliza este material de ferramenta no corte de materiais que lhe

provocam temperaturas de grandeza igual ou superior. Este facto, impede a utilização do PCD na maquinagem dos aços dado que se podem desenvolver na face de ataque temperaturas da ordem dos 1200°C ou mesmo superiores.

Para a caracterização dos mecanismos de desgaste presentes nas ferramentas de corte por nós ensaiadas utilizámos o microscópio electrónico de varrimento (MEV). Foi ainda utilizada a unidade de microanálise por Raios X-EPMA (electronic probe microanalysis) que trabalha acoplada ao MEV, para identificar, localmente, a transferência de material entre o compósito maquinado e a ferramenta de corte. Os resultados que se apresentam provêm da observação efectuada em pastilhas de torneamento de carbonetos da classe K15 com revestimento de TiN, de carbonetos da classe K10 com revestimento de diamante e com inserto de PCD, que maquinaram o compósito em condições de corte perfeitamente conhecidas. As observações em brocas tornaram-se mais difíceis, pois, por vezes, seria necessário seccionar a ferramenta para poder introduzir a ponta na câmara do MEV. Assim, embora tenhamos realizado algumas observações de desgaste em brocas, optámos por apresentar o estudo efectuado nas pastilhas de torneamento.

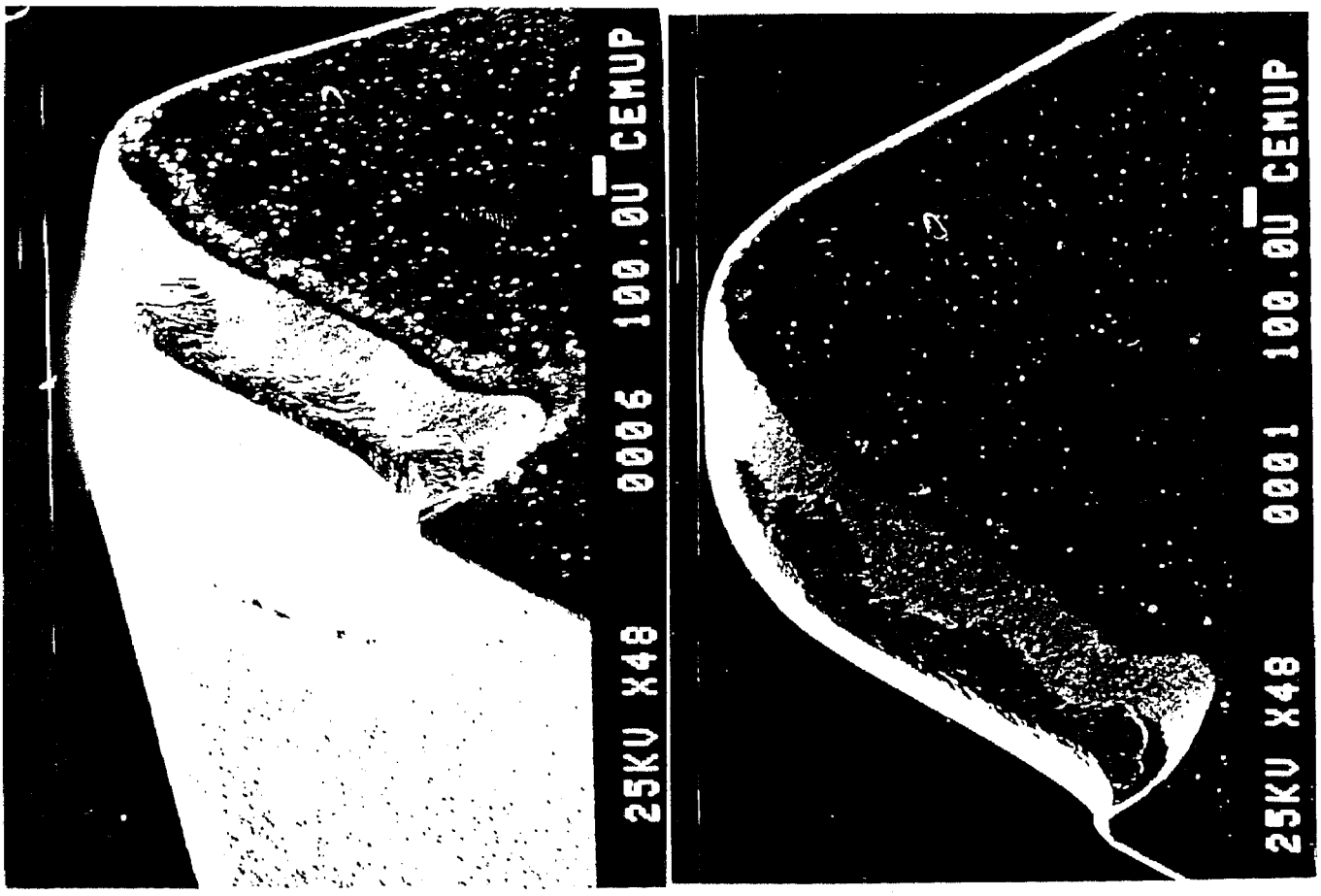
Vejamos então, com detalhe os desgastes na face de ataque e na face de saída da pastilha N°1 de carbonetos sinterizados da classe K15 com revestimento de TiN, que trabalhou numa situação de acabamento, após 40 segundos de corte, correspondente a 2 passagens (de ≈15mm cada) e que apresenta um desgaste médio na face de saída VB=0,58mm. Na Fig. 7.15 a) podemos observar que a superfície de desgaste na face de saída tem um perfil uniforme e não apresenta aderência de material maquinado, excepto no bordo onde de verifica a deposição de um filme de material aderido por cima do revestimento de TiN. Ao contrário, podemos observar que a superfície desgastada na face de ataque apresenta uma zona de entrada com material compósito aderido seguido de uma zona limpa, Fig. 7.15 b).

Observou-se também a presença dum filme contínuo de material aderente na saída da apara da depressão na face de ataque que se situa por cima do revestimento de TiN. A corroborar o referido podemos observar na Fig. 7.16 a) a pastilha N°17 de carbonetos sinterizados da classe K15 com revestimento de TiN, que trabalhou em desbaste, após cerca de 1,5 minutos de corte, 12 passagens de (de ≈15mm cada) e um desgaste médio na face de saída VB=0,8mm. Na Fig. 7.16 b) observa-se, em detalhe, o filme de cerca de 100μm de largura de compósito aderido (zona cinza escuro) sobre o revestimento de TiN (zona cinza intermédia) após a zona desgastada (zona clara).

Os resultados obtidos através da microanálise por Raios X podem ser observados na Fig. 7.17 e confirmam o que acabámos de referir.

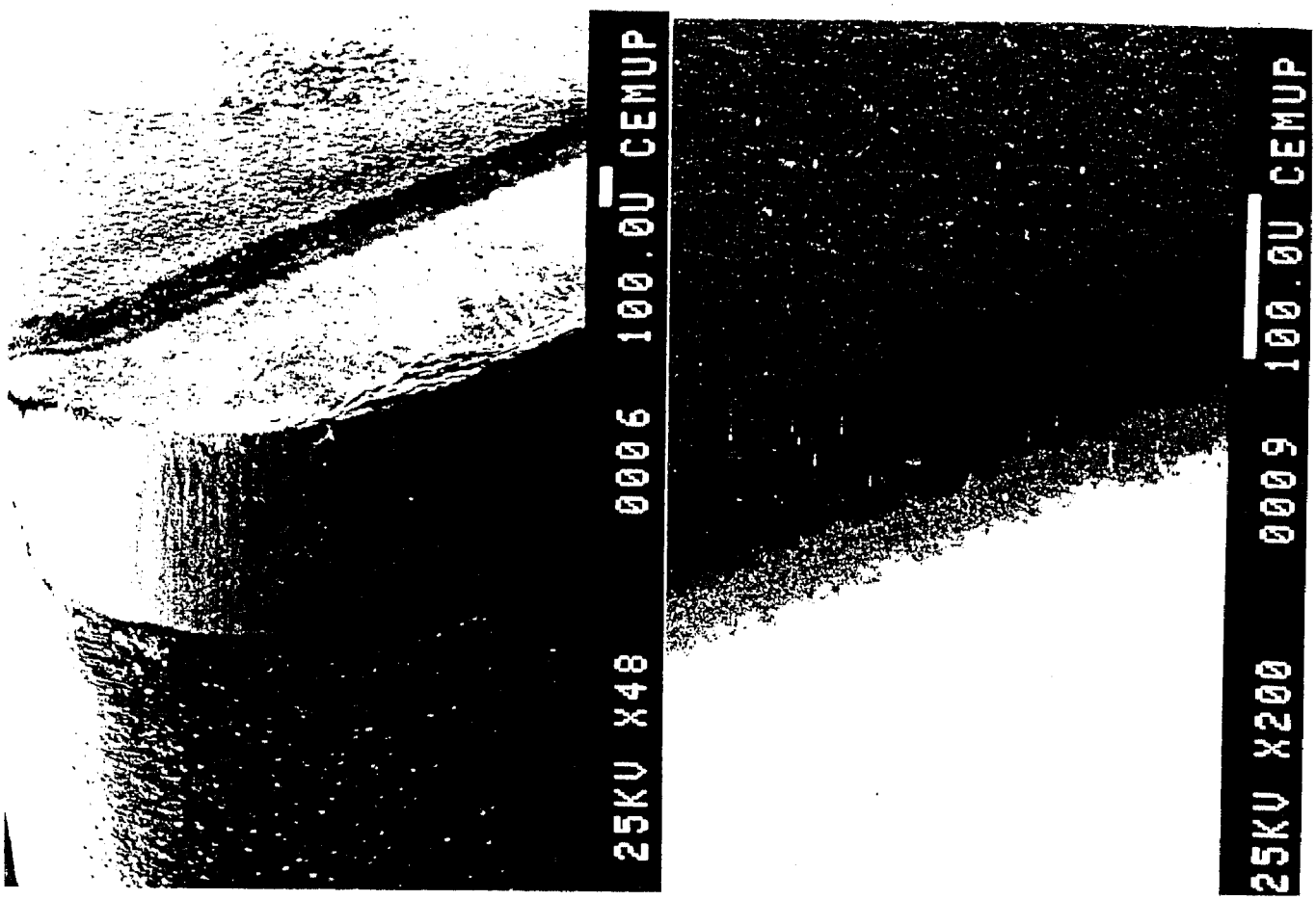
Para esta mesma pastilha podemos observar na Fig. 7.18 a) o aspecto geral da superfície de saída desgastada. Para além do aspecto abradido da superfície nota-se também a presença do filme do material aderido na interface da superfície desgastada com o revestimento.

Na Fig. 7.18 b) podemos observar em detalhe as estrias provocadas pela abrasão das partículas de reforço do compósito maquinado ou mesmo grãos soltos do material da ferramenta.



a) MEV:ES ampliação (48x) b) MEV:ES ampliação (48x)

Fig. 7.15 Pastilha N°1, K15 com revestimento de TiN, Vc=40m/min., a=0,2mm/rot., p=1mm
a) Vista geral, face de ataque e face de saída
b) Face de ataque

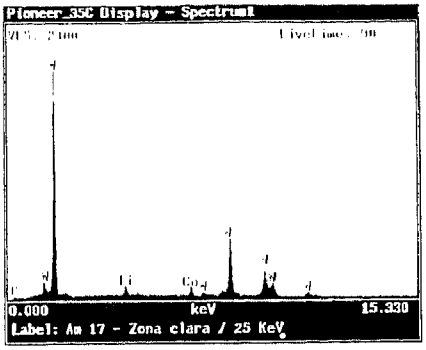


a) MEV:ES ampliação (48x) b) MEV:ES ampliação (200x)

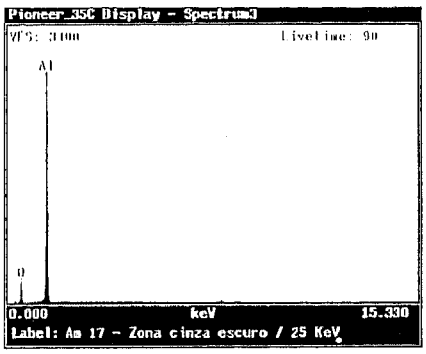
Fig. 7.16 Pastilha N°17, K15 com revestimento de TiN, Vc=40m/min, a=0,4mm/rot, p=2mm.
a) Aspecto da zona do bico da ferramenta desgastada.
b) Interface da zona desgastada da face de ataque com o revestimento de TiN.

Vejamos, agora, em pormenor, os desgastes observados na pastilha N°54 de carbonetos sinterizados da classe K10 com revestimento de diamante com quebra-aparas, após 4,5 minutos de corte, 2 passagens (de ≈10cm cada) e um desgaste médio na face de saída da VB=0,66mm. Na Fig. 7.19 a) podemos observar a superfície de saída desgastada de perfil irregular. Notam-se estrias de desgaste abrasivo e é visível a delaminagem do revestimento de diamante. Na Fig. 7.19 b) podemos observar em detalhe a zona desgastada junto ao bico da ferramenta.

a)



b)



c)

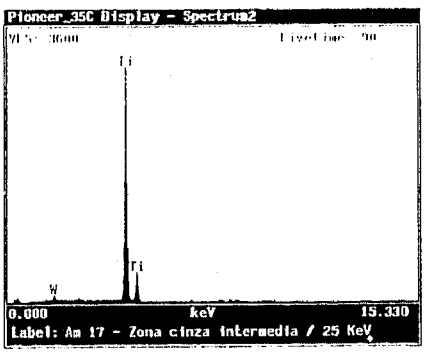
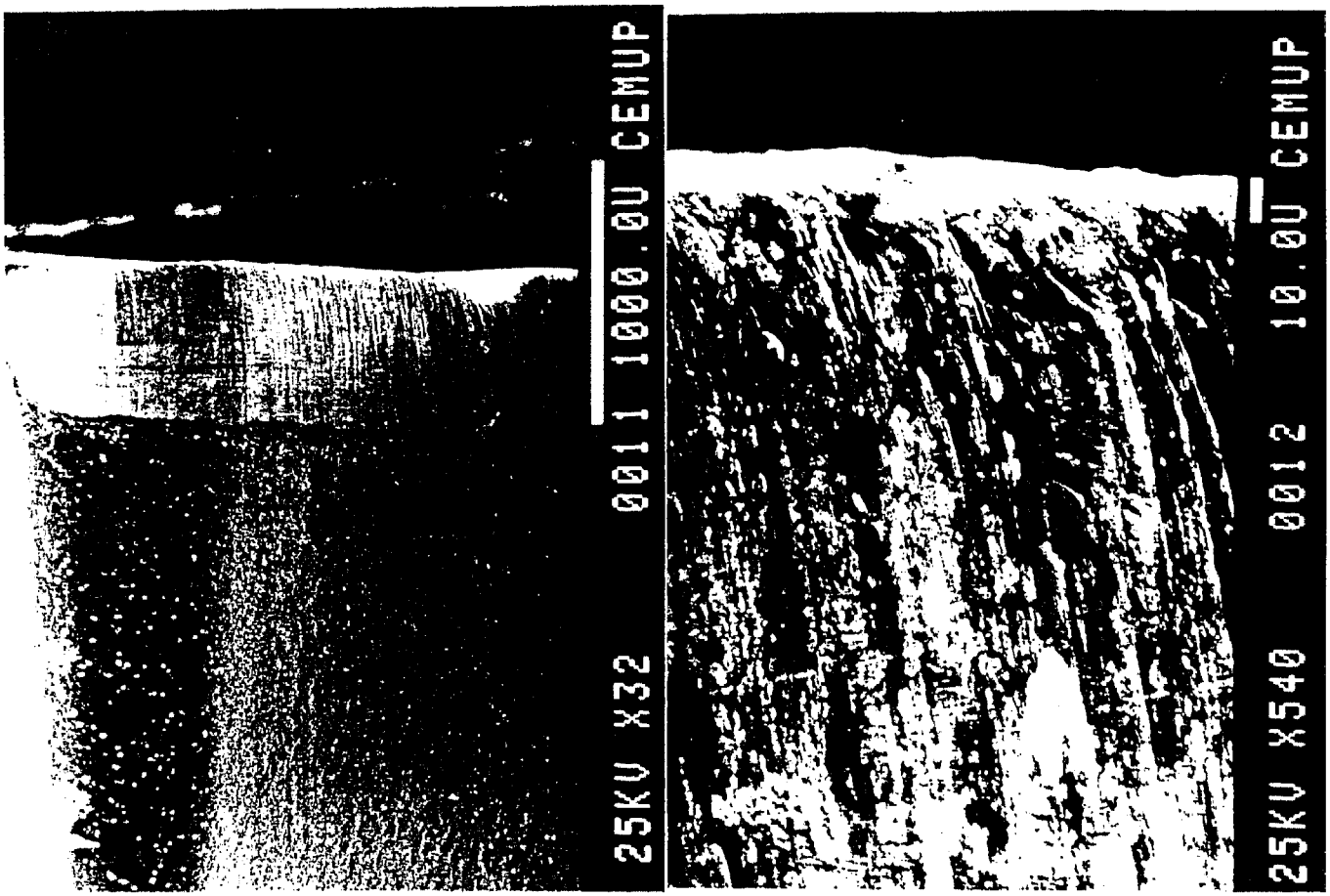


Fig. 7.17 Microanálise por Raios X das três zonas observadas na interface da superfície desgastada da face de ataque da pastilha N°17 com o revestimento de TiN.
a) Zona desgastada (zona clara).
b) Filme de compósito aderido (zona cinza escuro).
c) Revestimento de TiN (zona cinza intermédia).



a) MEV:ES ampliação (32x) b) MEV:ES ampliação (540x)

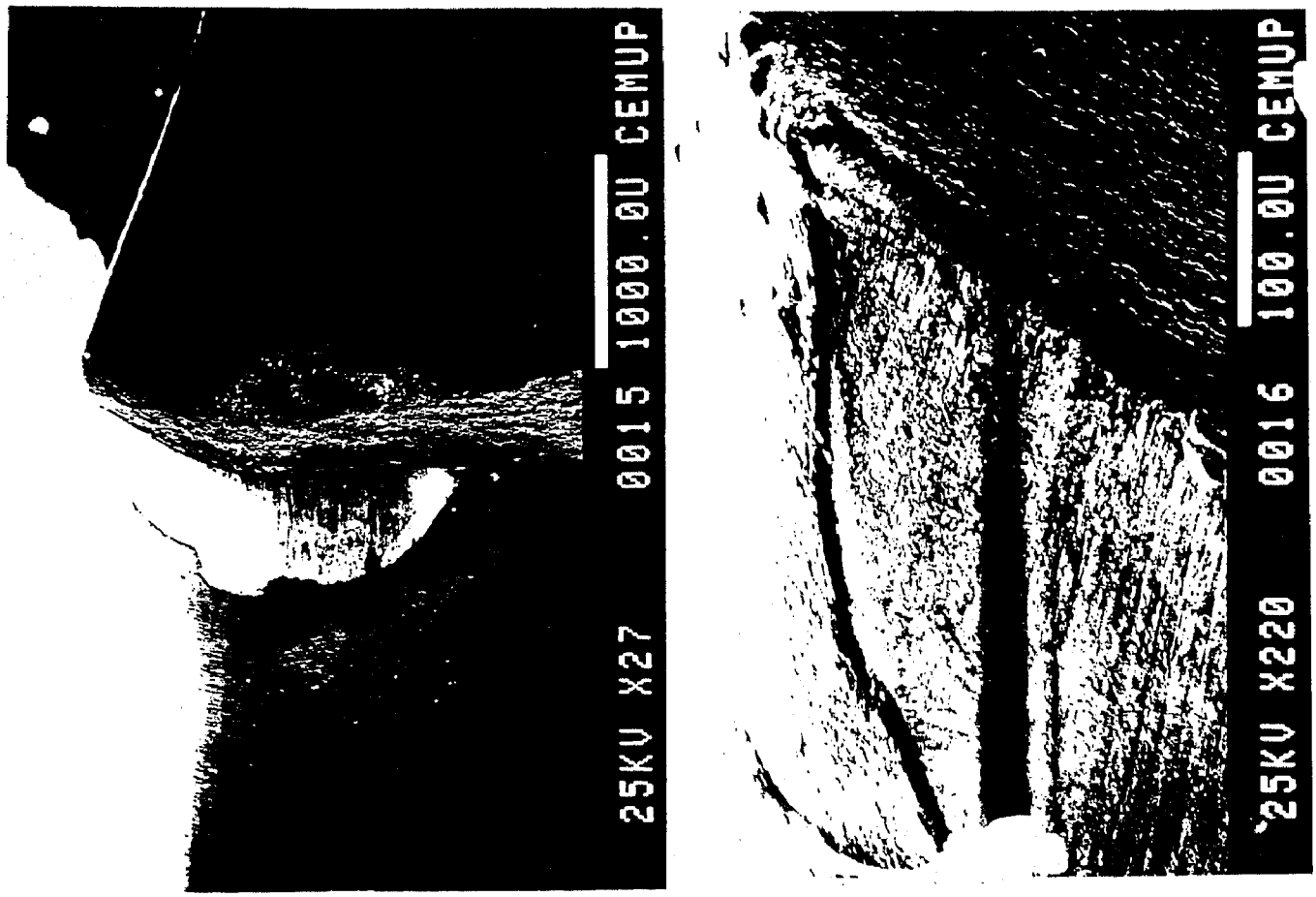
Fig. 7.18 Pastilha N° 17, K15 com revestimento de TiN, Vc=40m/min., a=0,4mm/rot., p=2mm.
a) Superfície desgastada na face de saída.
b) Detalhe das estrias de abrasão.

O aspecto do desgaste abrasivo no substracto junto à aresta de corte pode ser observado na Fig. 7.20 a) assim como o revestimento de diamante delaminado (espessura média 5 a 8μm). Na Fig. 4.20 b) podem observar-se os mesmos aspectos na zona de interface do perfil da superfície desgastada com o revestimento de diamante.

Para a generalidade das pastilhas de carbonetos da classe K10 com revestimento de diamante analisadas no MEV verificou-se que não existiu adesão do compósito maquinado na face de ataque nem manifestação significativa de desgaste, nesta face. Note-se que estas pastilhas tem quebra-aparas.

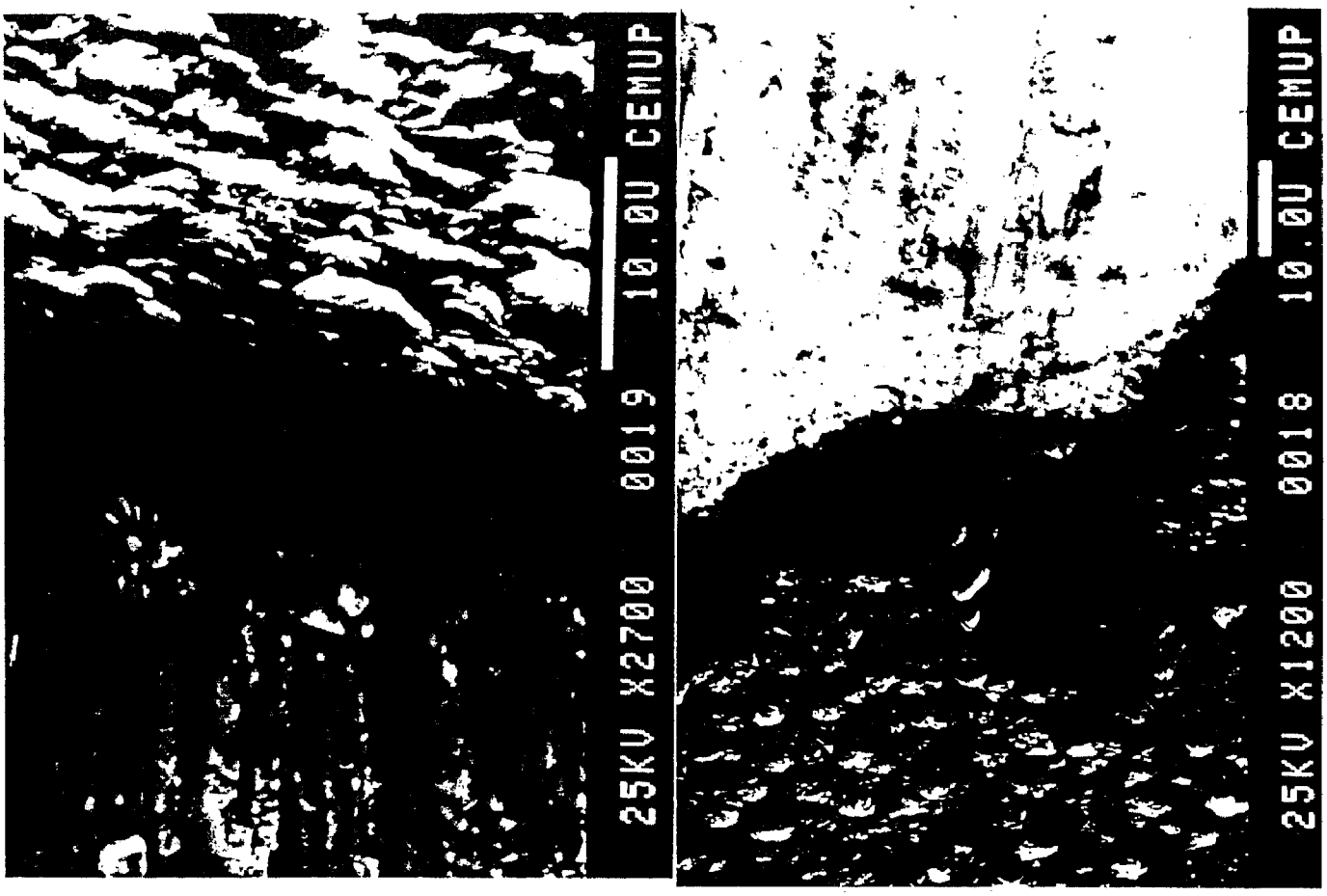
No que respeita à face de saída verificou-se que quase todos os perfis das superfícies de saída desgastadas apresentavam um aspecto irregular. Este facto foi atribuído ao fenómeno da delaminagem do revestimento que poderá dever-se à falta de adesão deste ao substracto.

Experiências muito recentes mostraram que a rugosidade do substrato dos carbonetos sinterizados (relevo dos carbonetos de tungsténio relativamente à fase ligante de cobalto) promove um aumento de adesão [81 e 82].



a) MEV:ES ampliação (27x) b) MEV:ES ampliação (220x)

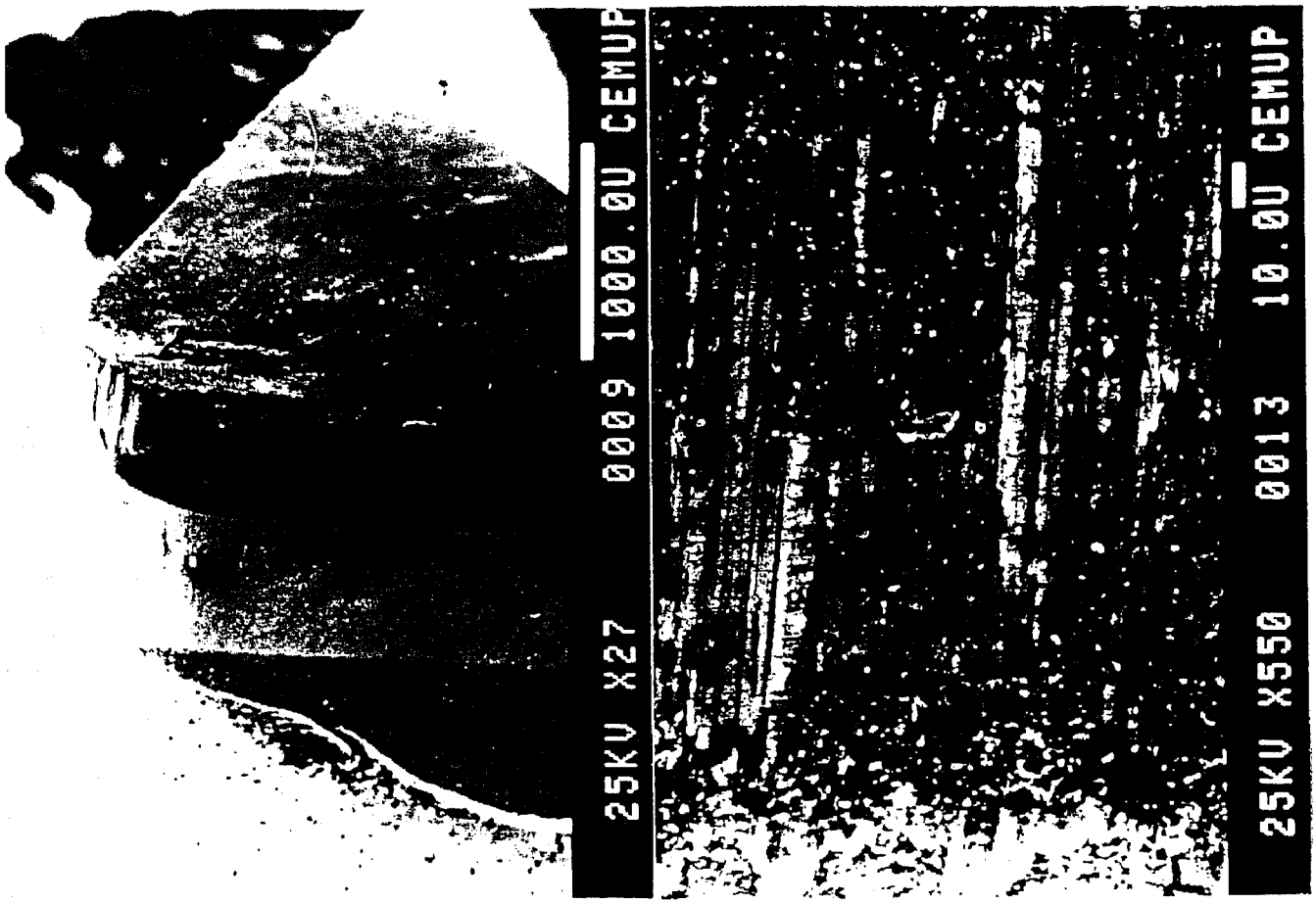
Fig. 7.19 Pastilha N°54, K10 com revestimento de diamante, Vc=60m/min., a=0,2mm/rot., p=1mm.
a) Superfície de desgaste na face de saída.
b) Zona do bico, delaminagem do revestimento.



a) MEV:ES ampliação (2700x) b) MEV:ES ampliação (1200x)

Fig. 7.20 Pastilha N°54, K10 com revestimento de diamante, Vc=60m/min., a=0,2mm/rot., p=1mm.
a) Zona do bordo (aresta de corte).
b) Zona de interface do perfil da superfície desgastada com o revestimento de diamante.

Finalmente, vejamos os desgastes observados na pastilha N°40 com inserto de PCD, após 22 minutos de corte, 28 passagens (de ≈10cm cada) e um desgaste médio na face de saída VB=0,29mm. Na Fig. 7.21 a) podemos observar a superfície de desgaste na face de saída e na face de ataque da pastilha de corte. O perfil de desgaste na face de saída revelou-se, geralmente, regular nas diversas observações efectuadas para diversas pastilhas. Contudo, no presente caso, observou-se um lascamento mais acentuado da pastilha, na zona do bico. Na face de ataque verificou-se a existência de uma depressão que tem origem na aresta de corte. Verificou-se que o compósito maquinado se depositou junto à aresta de corte e na saída da depressão. Entre estas duas zonas surge outra, limpa, apenas abradida. Na Fig. 7.21 b) pode observar-se, em pormenor, o aspecto da superfície de desgaste da face de saída onde é visível para além das estrias de abrasão a aderência de compósito como que a "sujar" a superfície desgastada.

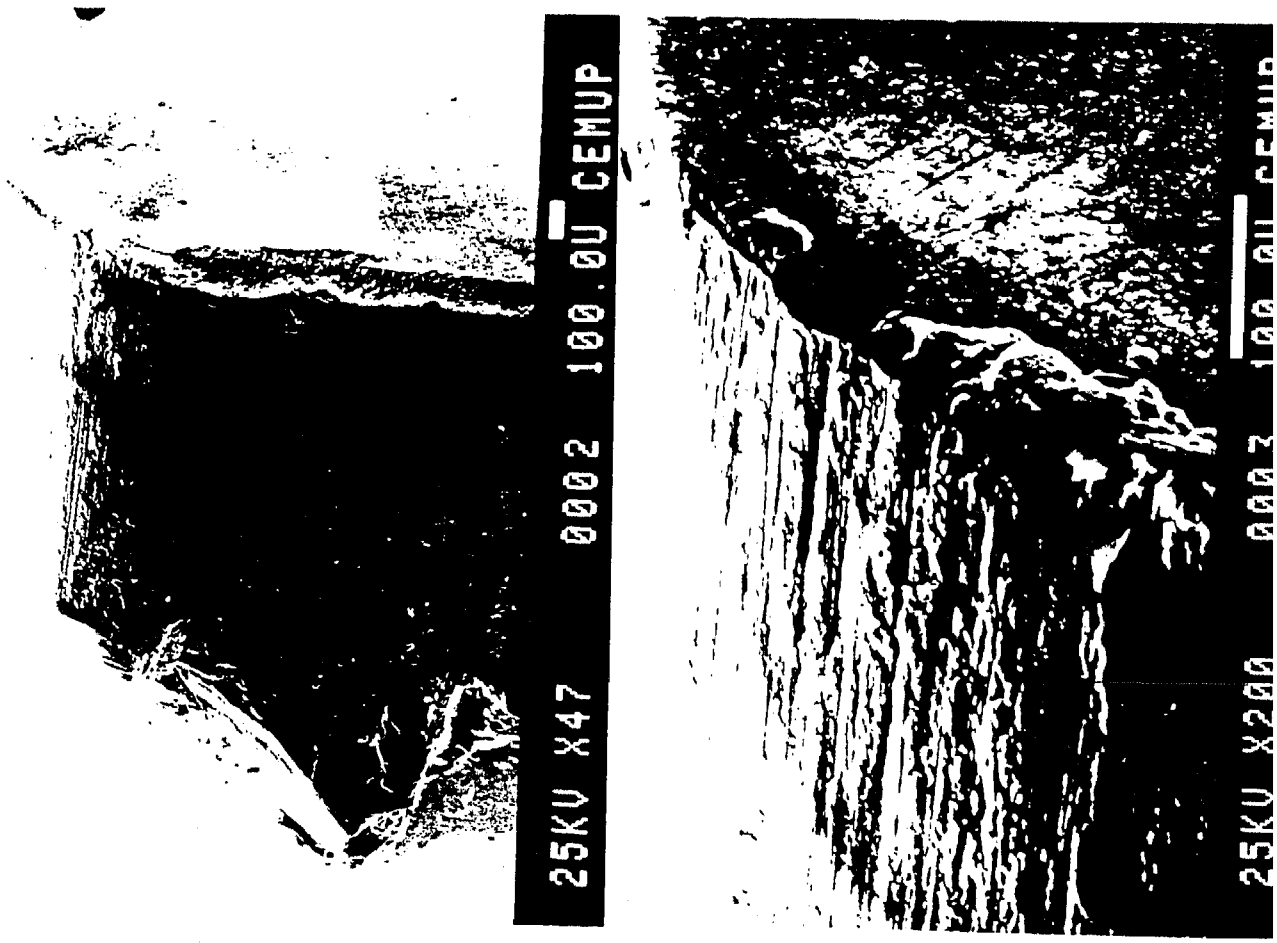


a) MEV:ES ampliação (27x) b) MEV:ES ampliação (550x)

Fig. 7.21 Pastilha N°40, com inserto de PCD, Vc=350m/min., a=0,1mm/rot., p=1mm.
a) Superfícies de desgaste na face de ataque e saída. Lascamento de ponta.
b) Aspecto detalhado da superfície de desgaste da face de saída.

Na Fig. 7.22 a) podemos observar as superfícies de desgaste na face de saída e de ataque da pastilha N°38, com inserto de PCD, após cerca de 2 minutos de corte, 5 passagens (de ≈10cm cada) e um desgaste médio na face de saída VB=0,42mm. Para além das considerações efectuadas para o caso anterior, e que resultam de várias observações realizadas em pastilhas com inserto de PCD convém notar, desde já, que no caso particular da maquinagem a elevada velocidade de corte (700m/min.) se desenvolveu na face de saída uma aderência de material de elevadas dimensões logo abaixo da zona desgastada. Esse facto, pensamos ficar a dever-se não só à elevada velocidade de corte e consequente temperatura desenvolvida mas também a uma ineficaz aplicação de fluido de corte por manifesta dificuldade em o fazer chegar à zona de formação da apara.

Na Fig. 7.22 b) observámos em detalhe o desgaste junto ao bico da ferramenta, onde podemos verificar que, para além da superfície de saída desgastada por abrasão com aderências, aparecem quantidades apreciáveis de compósito aderido na face de ataque junto à aresta de corte.



a) MEV:ES ampliação (47x) b) MEV:ES ampliação (200x)

Fig. 7.22 Pastilha Nº 38, com inserto de PCD, Vc=700m/min., a=0,1mm/rot., p=1mm.
a) Superfícies desgastadas na face de ataque e saída. Extensa zona de material aderente na face de saída.
b) Aspecto detalhado da superfície de desgaste da face de saída junto ao bico da ferramenta.

As observações efectuadas no MEV, nas pastilhas com inserto de PCD permitem-nos afirmar que as superfícies de desgaste na face de saída apresentam um carácter predominantemente abrasivo com algumas aderências de material maquinado.

No que respeita à face de ataque identificou-se uma manifestação de desgaste que tem origem na aresta de corte. Nesta zona, junto à referida aresta verificou-se a deposição de material aderido assim como na zona de saída de contacto da apara com a face de ataque. Entre estas duas zonas observou-se uma região com estriado característico de abrasão, quase limpa de aderências.

7.2.3 Critério de vida das ferramentas.

7.2.3.1 Curvas de desgaste.

Após ter sido identificado o tipo de desgaste predominante nas ferramentas na maquinagem destes compósitos- o desgaste na face de saída - e o modo de o quantificar, VBmáx. (média do desgaste máximo nas duas arestas medidas) nas brocas e o VB (desgaste médio na face de saída de acordo com a ISO3685) nas pastilhas, foram obtidas curvas de desgaste em função das condições de corte (velocidade e avanço), para os dois processos em estudo (furação e torneamento).

Vejamos então, para a furação, os resultados obtidos quer com brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20 quer com brocas com insertos de PCD.

A Fig. 7.23 mostra as curvas de desgaste obtidas para diferentes velocidades de corte com brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20. Na melhor situação (Vc=20m/min.) é possível efectuar a furação do compósito AA356/SiC/20p durante 30 segundos, 13 furos cegos de (de ≈12mm cada) para um desgaste VBmáx=0,6mm. Nota-se um efeito claro da velocidade de corte no desgaste obtido, dado que para a mauor velocidade ensaiada (45m/min.) o desgaste anteriormente verificado atinge-se ao fim de cerca de 10 segundos, 7 furos cegos de (de ≈12mm cada).

Na Fig. 7.24 podem observar-se as curvas de desgaste obtidas para diferentes avanços com o mesmo compósito. Ao contrário da análise efectuada para a velocidade de corte não é tão evidente, neste caso, o efeito da variação do avanço no desgaste obtido. Poderá talvez atribuir-se este facto à realização dos ensaios com avanços variáveis a uma velocidade de corte (40m/min.) que provoca um desgaste muito acelerado conforme se pode observar a Fig. 7.23.

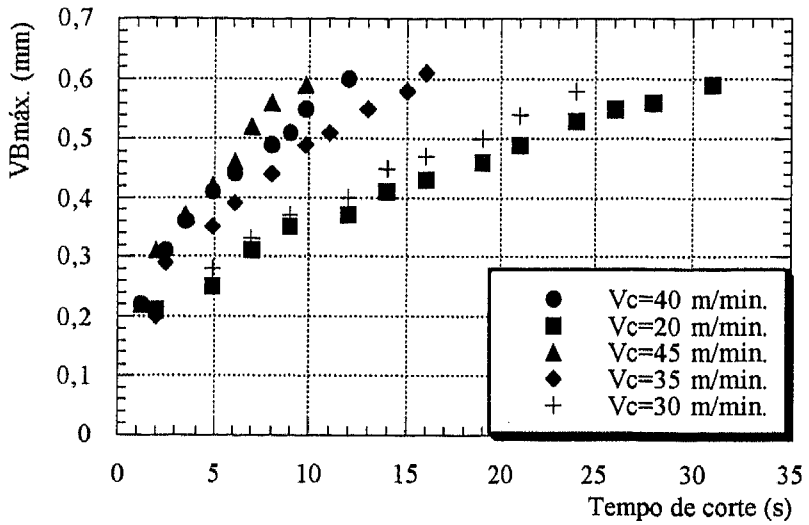


Fig. 7.23 Curvas de desgaste para brocas K10/20, na furação do compósito AA356/SiC/20p, a=0,2 mm/rot. com emulsão Alusol-B 8%.

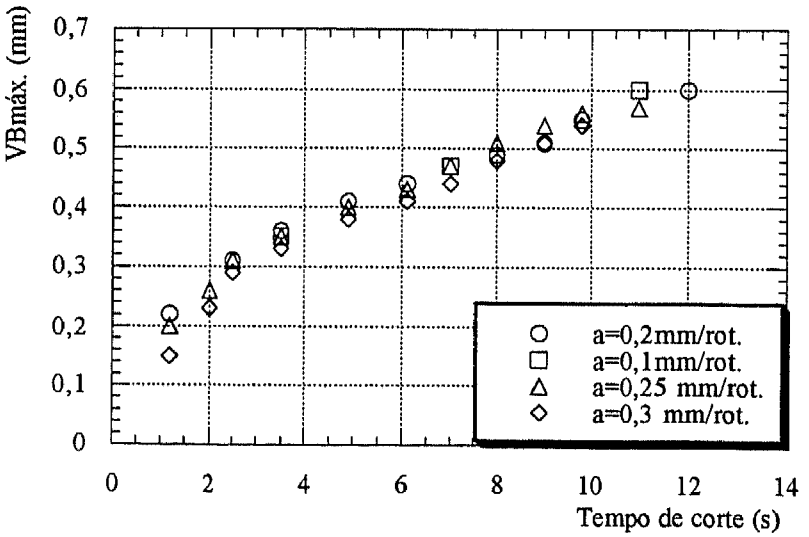


Fig. 7.24 Curvas de desgaste para brocas K10/20, na furação do compósito AA356/SiC/20p, Vc=40 m/min. com emulsão Alusol-B 8%.

As curvas de desgaste obtidas para as brocas com insertos de PCD para diversas velocidades de corte podem ser visualizadas na Fig. 7.25. Da sua análise pode concluir-se que embora a elevação da velocidade de corte promova um aumento do desgaste este não é significativo na gama de velocidades ensaiadas. Por exemplo, para uma velocidade de corte

de 40m/min., é possível efectuar a furação durante cerca de 14 minutos, 300 furos cegos (de ≈12mm cada) para um desgaste VBmáx.=0,15mm.

Comparando com a melhor situação verificada para as brocas de carbonetos do tipo K10/20 anteriormente referida podemos furar com brocas com insertos de PCD durante cerca de 30 vezes mais tempo, ao dobro de velocidade de corte e com 1/4 do desgaste VBmáx. verificado nas brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20.

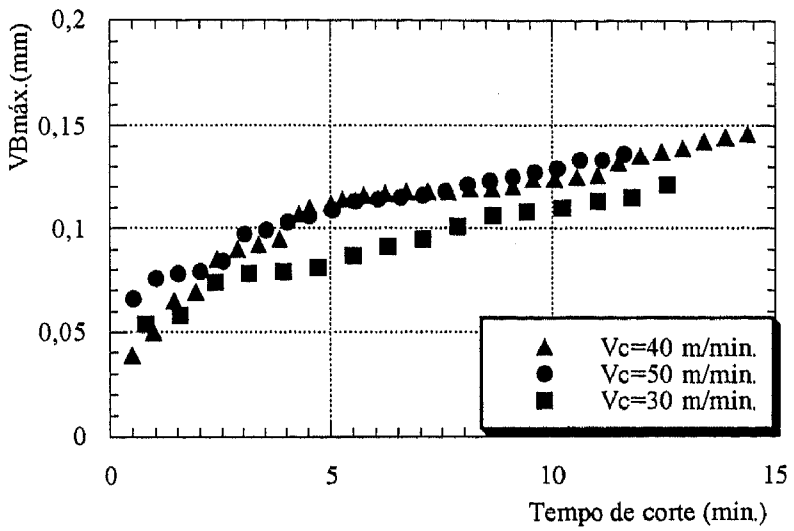


Fig. 7.25 Curvas de desgaste para brocas com insertos de PCD, na furação do compósito AA356/SiC/17p, a=0,1mm/rot. com emulsão Alusol-B 8%.

Na Fig. 7.26 podemos observar as curvas de desgaste obtidas para diferentes avanços. Neste caso, já se notou que o aumento do avanço se traduziu numa diminuição do desgaste VBmáx. ao longo do tempo de corte o que não se verificou nos ensaios efectuados com brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20, pelo motivo que anteriormente referimos.

Vejamos, agora, para o torneamento, os resultados obtidos usando as seguintes pastilhas: de carbonetos sinterizados da classe K15 e K20 com e sem quebra-aparas (UF e UR) revestidas ou não a TiN; de carbonetos sinterizados da classe K10 com revestimento de diamante (CVD) com quebra-aparas; e de insertos de PCD.

Na Fig. 7.27 mostram-se as curvas de desgaste obtidas, numa situação de desbaste, com diversos tipos de pastilhas de carbonetos sinterizados a várias velocidades de corte

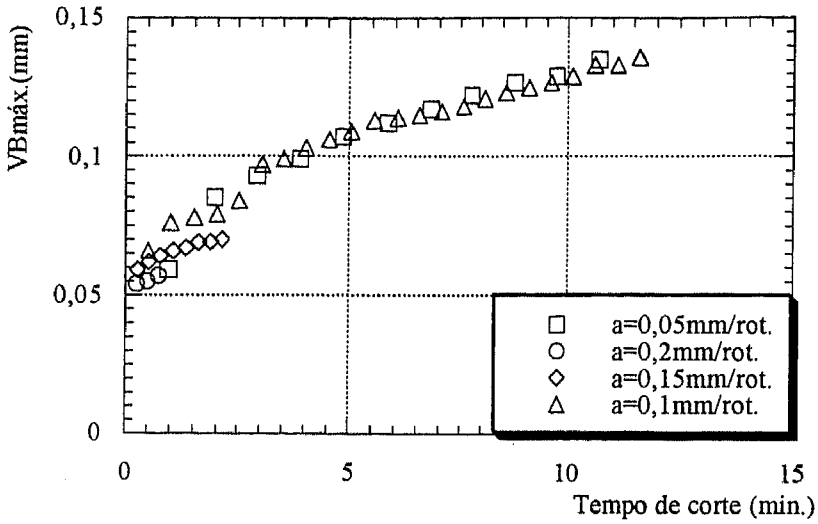


Fig. 7.26 Curvas de desgaste por brocas com insertos de PCD na furação do compósito AA356/SiC/17p, Vc=50m/min. com emulsão Alusol-B 8%.

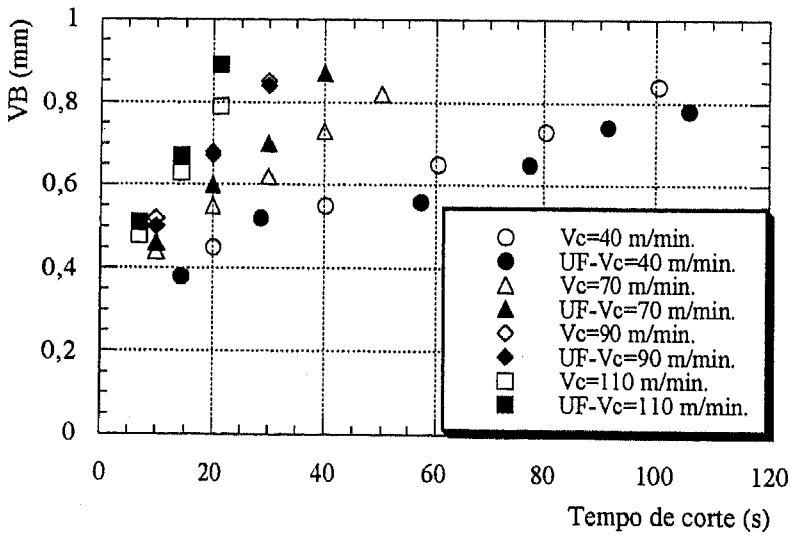


Fig. 7.27 Curvas de desgaste para pastilhas K15 com revestimento de TiN com e sem quebra aparas (UF), no torneamento do compósito AA356/SiC/20p, a=0,4mm/rot., p=2mm com emulsão Alusol-B 8%.

Não foram efectuados ensaios a velocidades inferiores por se ter verificado tendência para a formação de APC, o que não se revelou benéfico para uma diminuição do desgaste na face de saída. Pelo contrário, verificou-se que a sua presença acelera este tipo de desgaste. Observou-se que o emprego do quebra-aparas não se revelou benéfico em termos de redução

do desgaste das pastilhas. Na melhor situação, para uma velocidade de corte de 40m/min. é possível efectuar o corte durante cerca de 1,5 minutos, 12 passagens (de ≈15mm cada) para um desgaste médio na face de saída VB=0,8mm. Da análise da Fig. 7.28, verificou-se que as pastilhas de carbonetos sinterizados de classe K20 sem revestimento e com quebra-aparas têm menor resistência ao desgaste na face de saída do que as outras duas qualidades ensaiadas, carbonetos sinterizados de classe K15 com revestimento de TiN com e sem quebra-aparas as quais, entre si, mostram um comportamento muito semelhante, tal como tinha ocorrido para a situação anterior em desbaste. Desta análise parece-nos que a utilização de quebra-aparas não apresenta vantagens em termos de melhoria da resistência ao desgaste na face de saída das pastilhas para a maquinagem deste tipo de compósito.

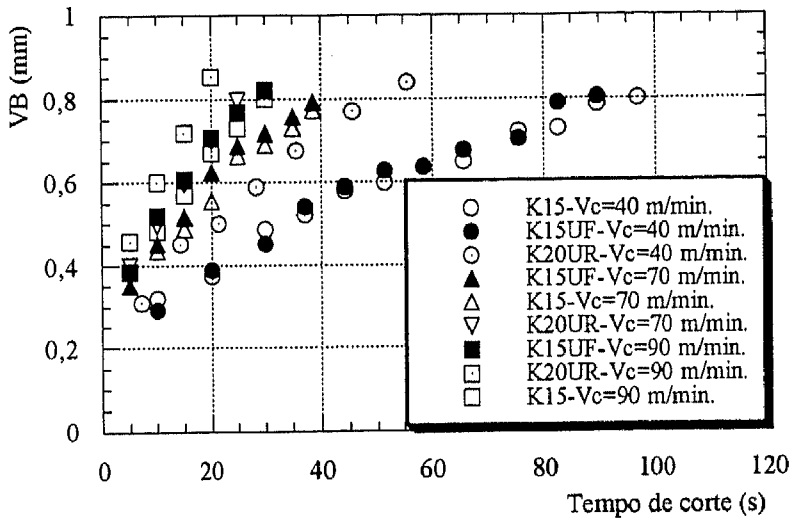


Fig. 7.28 Curvas de desgaste para pastilhas K15 com revestimento de TiN com e sem quebra aparas (UF) e K20 com quebra-aparas (UR), no torneamento do compósito AA356/SiC/20p, a=0,2mm/rot., p=1mm com emulsão Alusol-B 8%.

Na Fig. 7.29 pode observar-se as curvas de desgaste obtidas para diferentes avanços. O menor avanço empregue, 0,16mm/rot., conduziu a um desgaste mais acelerado na face de saída como seria de esperar.

Vejamos, de seguida, as curvas de desgaste obtidas com pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K10 com revestimento de diamante (CVD), com quebra-aparas, para diferentes velocidades de corte, Fig. 7.30. Na melhor situação representada, para uma velocidade de corte de 50m/min. é possível efectuar o corte duranter cerca de 4 minutos, 2 passagens (de ≈10cm cada) para um desgaste médio na face de saída VB=0,6mm. Na Fig.

7.31 observa-se as curvas de desgaste obtidas para diferentes avanços. Neste caso não parece possível, da análise das referidas curvas, mostrar a influência do avanço no desgaste obtido na face de saída ao longo do tempo de maquinagem.

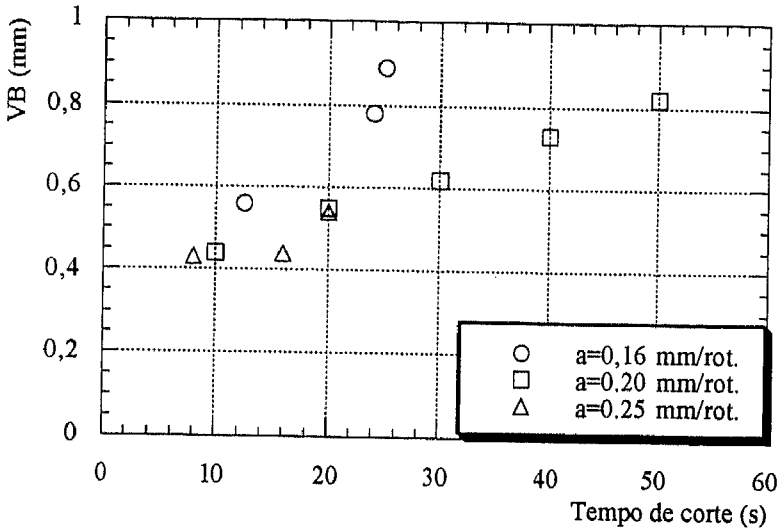


Fig. 7.29 Curvas de desgaste para pastilhas K15 com revestimento de TiN, no torneamento do compósito AA356/SiC/20p, Vc=70m/min., p=1mm com emulsão Alusol-B 8%.

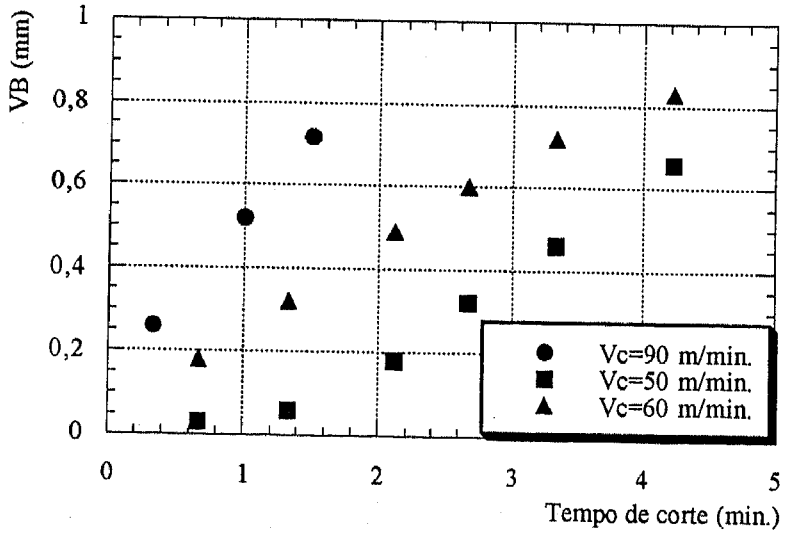


Fig. 7.30 Curvas de desgaste para pastilhas K10 com revestimento de diamante com quebra-aparas, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p, a=0,2mm/rot., p=1mm, com emulsão Alusol-B 8%.

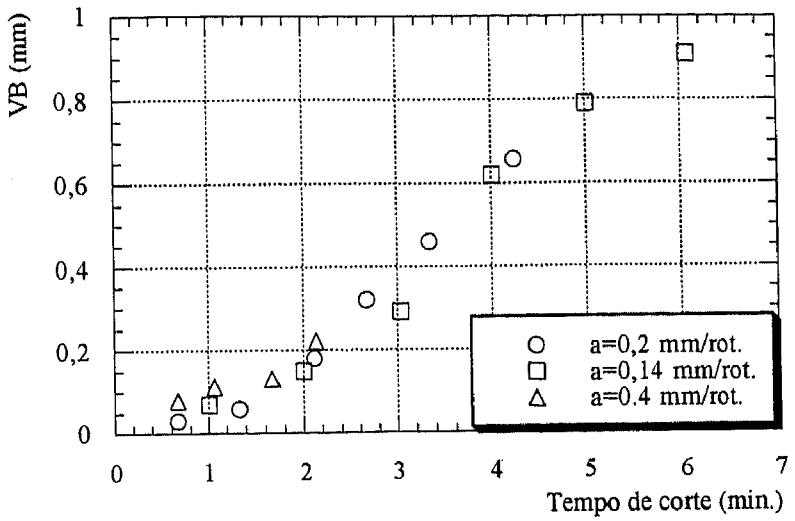


Fig. 7.31 Curvas de desgaste para pastilhas K10 com revestimento de diamante com quebra-aparas, no torneamento do compósito AA 356/SiC/17p, Vc=50m/min., p=1mm, com emulsão Alusol-B 8%.

Finalmente, vejamos as curvas de desgaste obtidas com pastilhas com inserto de PCD para diferentes velocidades de corte, Fig. 7.32.

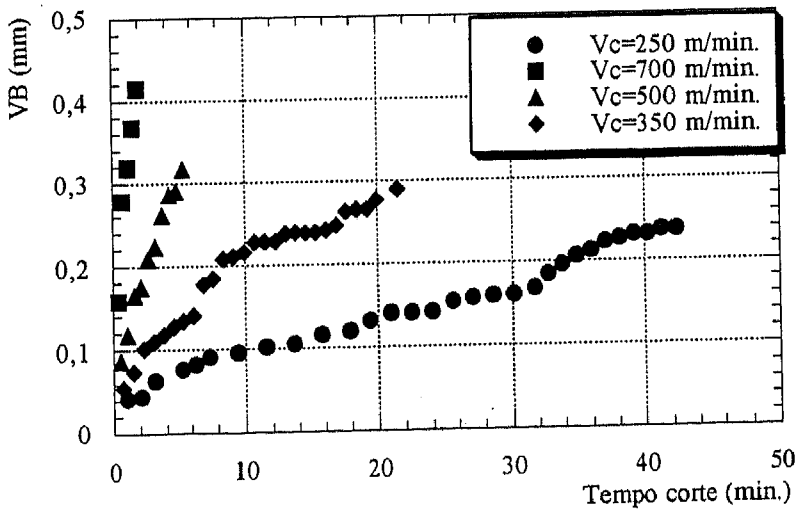


Fig. 7.32 Curvas de desgaste para pastilhas com inserto de PCD, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p, a=0,1mm/rot., p=1 mm, com emulsão Alusol-B 8%.

7.31 observa-se as curvas de desgaste obtidas para diferentes avanços. Neste caso não parece possível, da análise das referidas curvas, mostrar a influência do avanço no desgaste obtido na face de saída ao longo do tempo de maquinagem.

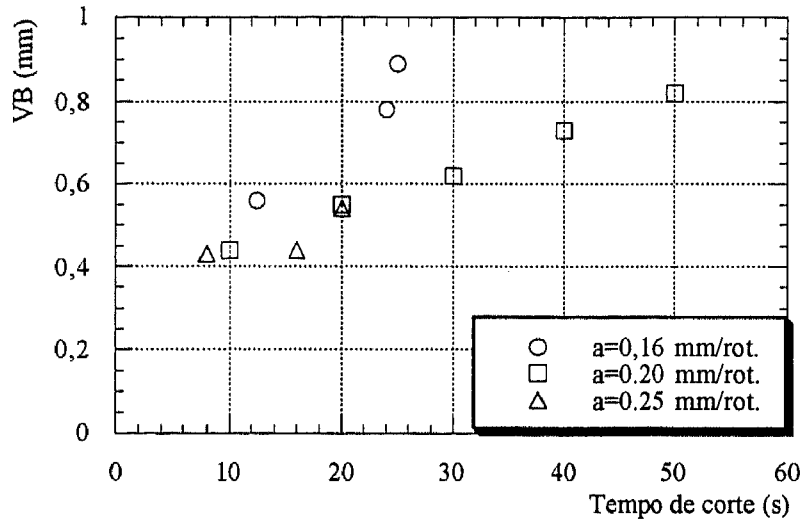


Fig. 7.29 Curvas de desgaste para pastilhas K15 com revestimento de TiN, no torneamento do compósito AA356/SiC/20p, Vc=70m/min., p=1mm com emulsão Alusol-B 8%.

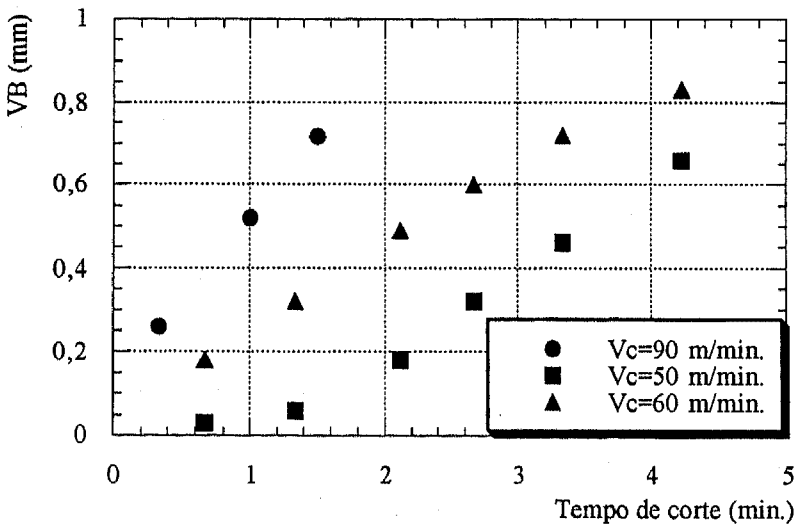


Fig. 7.30 Curvas de desgaste para pastilhas K10 com revestimento de diamante com quebra-aparas, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p, a=0,2mm/rot., p=1mm, com emulsão Alusol-B 8%.

Na melhor situação representada, para uma velocidade de corte de 250m/min. é possível efectuar o corte durante cerca de 45 minutos, 55 passagens (de ≈10cm cada), para um desgaste médio na face de saída VB=0,24mm. Na situação contrária, para uma velocidade de corte de 700m/min. apenas foi possível maquinar durante cerca de 2 minutos, 5 passagens (de ≈10cm cada), para um desgaste médio na face de saída VB=0,42 mm.

Comparada com a melhor situação verificada para as pastilhas de carbonetos da classe K15 com revestimento de TiN anteriormente referida, podemos maquinar usando pastilhas com inserto de PCD durante cerca de 30 vezes mais tempo, com uma velocidade de corte 6,25 vezes superior e com cerca de 1/3 do desgaste VB.

Na Fig. 7.33 observam-se as curvas de desgaste obtidas para diferentes avanços. Verificou-se, como seria de esperar, que o aumento do avanço provocou uma diminuição do desgaste VB ao longo do tempo de corte.

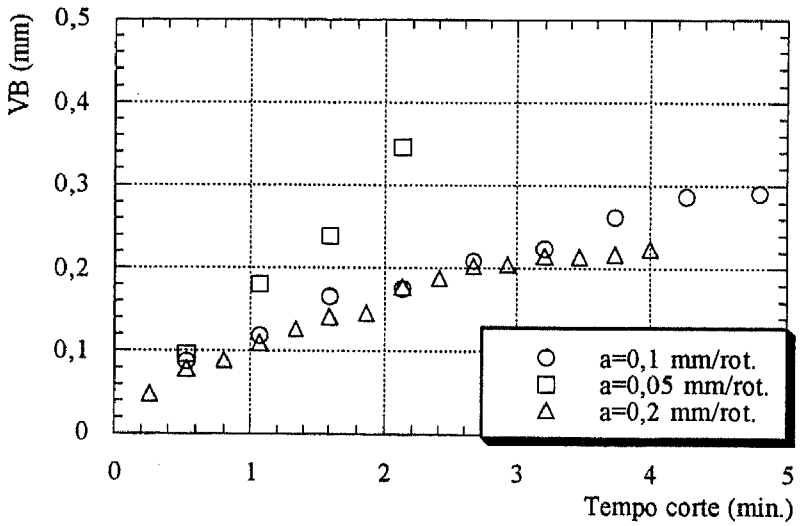


Fig. 7.33 Curvas de desgaste para pastilhas com inserto de PCD, no torneamento dos compósito AA356/SiC/17p, Vc=500m/min., p=1 mm, com emulsão Alusol-B 8%.

7.2.3.2 Curvas de vida.

Para a obtenção das curvas de vida foram estabelecidos valores limite de desgaste admissível na face de saída das ferramentas de corte que se observou ter sido o tipo de desgaste predominante na maquinagem dos compósitos de matriz do alumínio. No caso da

furação, considerou-se para as brocas de carbonetos sinterizados com e sem revestimento de TiN, VBmáx=0,6 mm e para as brocas com insertos de PCD, VBmáx.=0,125mm.

No caso do torneamento, considerou-se para as pastilhas de carbonetos sinterizados com e sem revestimento de TiN ou com revestimento de diamante, VB=0,6mm e para as pastilhas com inserto de PCD, VB=0,25mm.

Estes valores foram estabelecidos com base em indicações de outros investigadores colhidas na bibliografia consultada e, sobretudo, de modo a permitirem obter uma precisão dimensional e geométrica bem como o acabamento superficial requerido para as superfícies da peça em compósito, na maquinagem com os diferentes materiais de ferramenta. Assim, para cada curva de desgaste, anteriormente apresentada, foi determinada para o desgaste imposto na face de saída, a vida útil da ferramenta de corte (entenda-se o tempo de corte efectivo da(s) sua(s) aresta(s) de corte em trabalho, antes que seja necessário substituí-la)

Na Fig. 7.34 podemos observar as curvas de vida obtidas para a furação em função da velocidade de corte com base nas curvas de desgaste das Fig.s 7.23 e 7.25.

Note-se, que na representação convencional da curva de vida recorre-se a uma escala bilogarítmica o que tem a vantagem de permitir uma aproximação da curva por uma função linear.

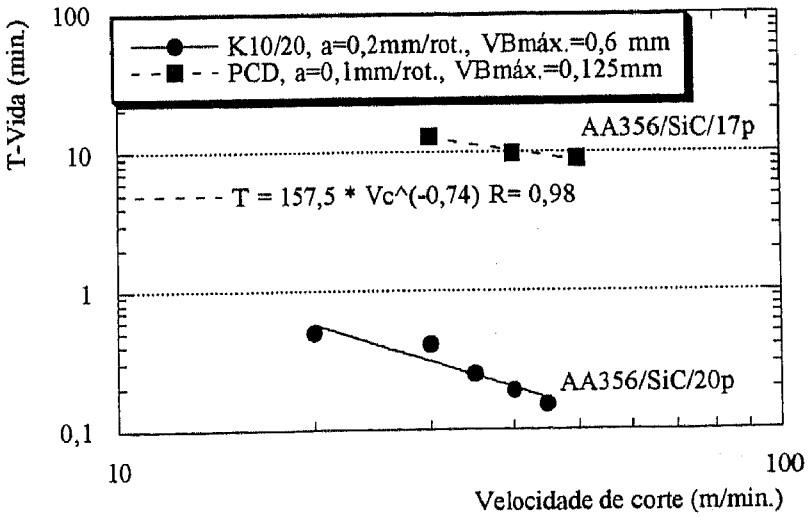


Fig. 7.34 Curvas de vida, na furação, em função de velocidade de corte.

A vida das brocas de carbonetos da classe K10/20 é sempre extremamente curta, inferior a 1 minuto, para a gama de velocidades ensaiadas. A vida das brocas com insertos de PCD, bastante mais longa, pode ser calculada pela equação se apresenta na Fig. 7.34.

Na Fig. 7.35 podemos observar as curvas de vida em função do avanço, obtidas a partir da curva de desgaste apresentada nas Fig.s 7.24 e 7.26. Podemos constatar a tendência do aumento da vida com o avanço. Apresenta-se também, a equação que nos dá a vida das brocas com insertos de PCD, em função do avanço.

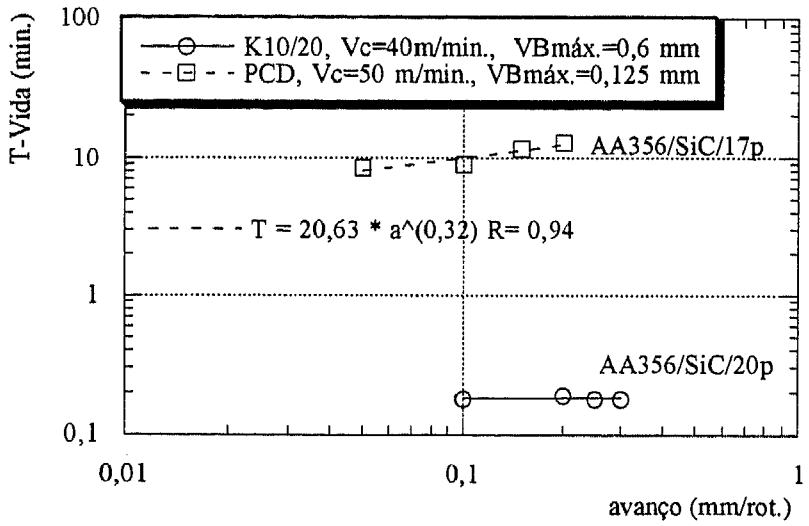


Fig. 7.35 Curvas de vida, na furação,em função do avanço.

Utilizando a técnica da regressão múltipla foi possível obter uma equação que relaciona a vida da ferramenta (T) -minutos- em função da velocidade de corte (Vc) -m/min.- e do avanço (a) -mm/rot.- para a furação, do compósito AA356/SiC/17p, com brocas com insertos de PCD.

$$T = 13,85 - 0,146\ Vc + 28,62\ a \qquad R=0,92 \qquad (7.1)$$

Na Fig. 7.36 podem observar-se as curvas de vida obtidas para o torneamento em função da velocidade de corte com base nas curvas de desgaste das Fig.s 7.28 , 7.30 e 7.32.

A vida das pastilhas de carbonetos sinterizados, com e sem revestimento de TiN e quebra-aparas, apresentaram sempre uma vida inferior a 1 minuto, tal como já tinha

acontecido na furação para as brocas de material semelhante. A vida das pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K10 com revestimento de diamante e das pastilhas com inserto de PCD pode ser calculada pelas equações de vida (T) que se apresentam em função da velocidade de corte.

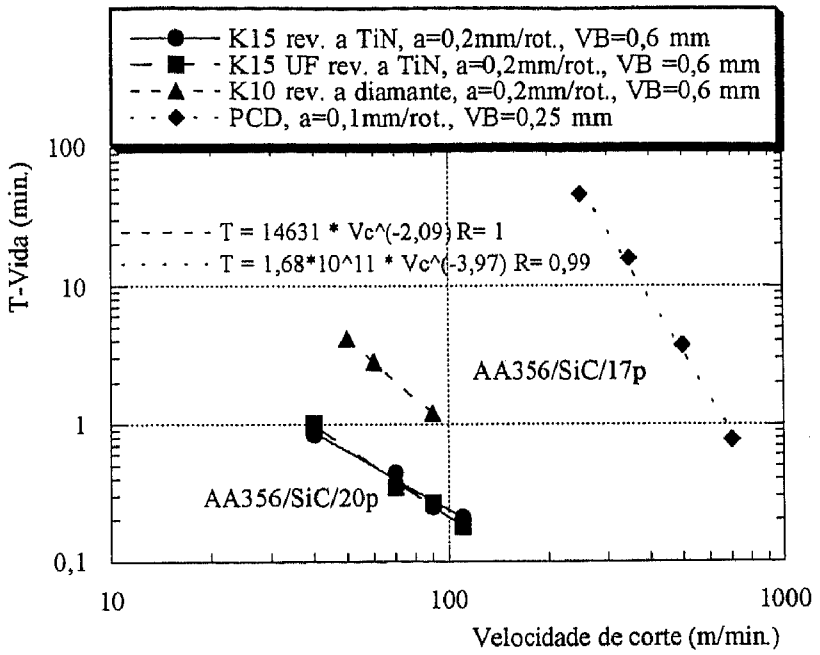


Fig. 7.36 Curvas de vida, no torneamento, em função da velocidade de corte.

Na Fig. 7.37 podemos observar as curvas de vida em função do avanço. Verificou-se, tal como o que acontece na furação, o aumento da vida com o avanço.

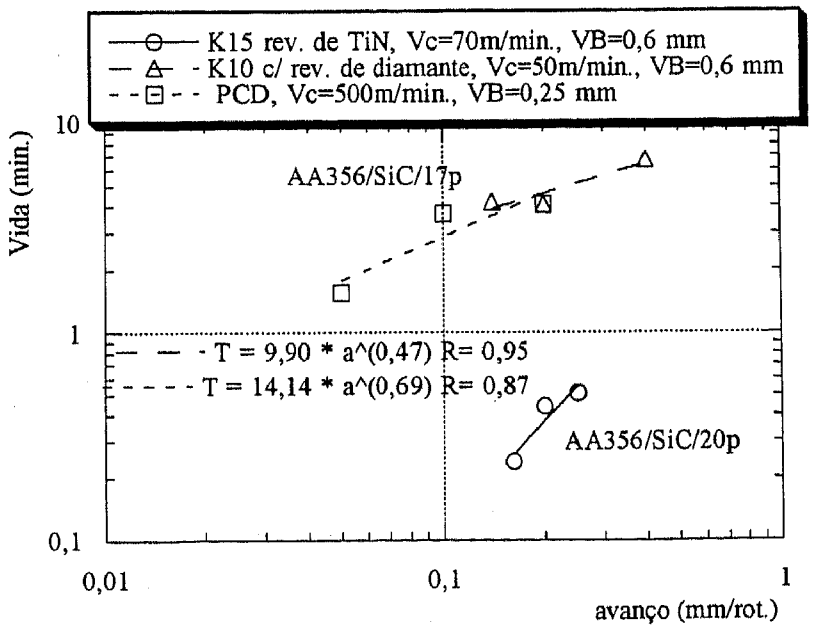


Fig. 7.37 Curvas de vida, no torneamento, em função do avanço.

Apresentam-se na Fig. 7.37 as equações da vida em função do avanço para as pastilhas de carbonetos da classe K10 com revestimento de diamante e para as pastilhas com inserto de PCD.

Utilizando a técnica de regressão múltipla foi possível obter equações que relacionam a vida da ferramenta (T) -min.- em função da velocidade de corte (Vc) -m/min.- e do avanço (a) -mm/rot.-, para o torneamento do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K10 revestidas a diamante,

$$T = 6{,}233 - 0{,}082\ Vc + 10{,}982\ a \qquad R=0{,}97 \qquad (7.2)$$

e com pastilhas com inserto de PCD

$$T = 57{,}124 - 0{,}098\ Vc + 8{,}949\ a \qquad R=0{,}84 \qquad (7.3)$$

A análise efectuada mostrou-nos que, ao contrário do que acontece nos materiais tradicionais em que o aumento do avanço provoca uma diminuição da vida da ferramenta, embora em muito menor grau do que a velocidade de corte, no caso da maquinagem dos compósitos de matriz de alumínio o referido aumento provoca o prolongamento da vida da ferramenta. Atribuímos este facto ao mecanismo de desgaste predominante no corte destes materiais -o desgaste abrasivo- conforme já foi explicado no capítulo 7, secção 7.2. O percurso de corte correspondente ao comprimento do escorregamento entre o par ferramenta/peça a maquinar é, para o mesmo volume de material maquinado, inversamente proporcional ao avanço. Assim, é de toda a conveniência utilizar o maior avanço possível desde que compatível com a qualidade de acabamento superficial pretendida.

7.2.3.3 Percurso de corte.

Para compararmos, de um ponto de vista técnico-económico, o desempenho de uma ferramenta de corte, em condições de trabalho diferentes (velocidade de corte e avanço), são bastante apropriadas as curvas de percurso. Note-se que, o percurso de corte (Lc) é definido como o resultado do produto da velocidade de corte (Vc) pelo tempo de corte (tc)

$$Lc = Vc\ tc \qquad (7.4)$$

Na análise que vamos apresentar considerámos que o tempo em relação ao qual é calculado o percurso de corte coincide com a vida da ferramenta de corte que foi definida com base no valor do desgaste admissível na face de saída.

Na Fig. 7.38 podemos observar, para a furação, as curvas de percurso obtidas em função da velocidade de corte. Verificou-se que para a gama de velocidades ensaiadas, o seu efeito pode considerar-se insignificante, mas com tendência para aumentar o percurso de corte realizado pelas brocas com insertos de PCD. No caso das brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20, verificou-se o contrário, ou seja, uma tendência para a diminuição do percurso de corte com o aumento da velocidade. Note-se as grandezas dos percursos de corte em análise para os dois tipos de materiais de ferramenta ensaiados.

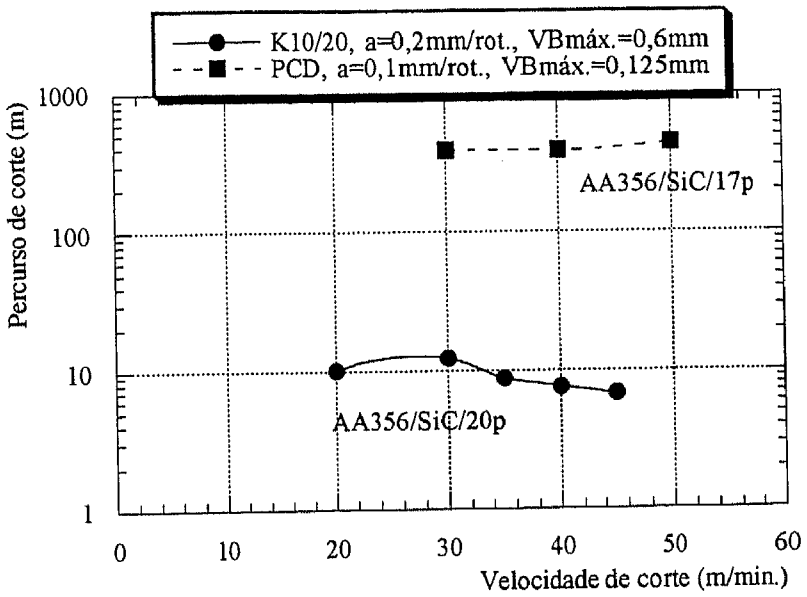


Fig. 7.38 Percurso de corte, na furação, em função de velocidade de corte.

O efeito do avanço, no percurso de corte obtido em furação, para brocas com insertos de PCD ou de carbonetos sinterizados de classe K10/20 pode ser analisado na Fig. 7.39. Neste último material da ferramenta o efeito do avanço foi insignificante. Nas brocas com insertos de PCD o aumento do avanço significou um aumento do percurso de corte da ferramenta.

Note-se a diferença da grandeza de percursos de corte em análise. Por exemplo, para um avanço de 0,2mm/rot. podemos atingir para a broca com insertos de PCD um percurso próximo de 1km enquanto que com uma broca de carbonetos sinterizados da classe K10/20 este não chega aos 10m mesmo utilizando um critério de desgaste mais largo e a uma velocidade de corte inferior.

Na Fig. 7.40 observa-se, para o torneamento, as curvas de percurso obtidas em função da velocidade de corte.

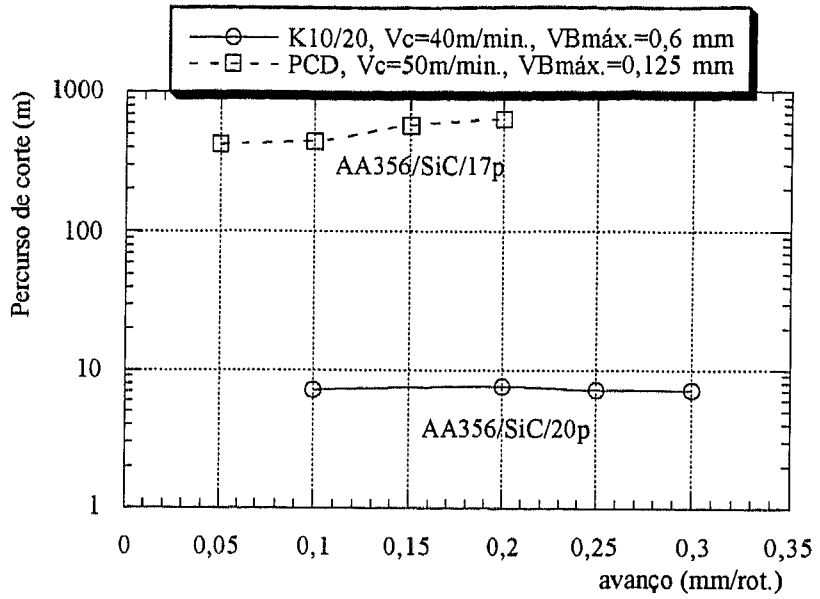


Fig. 7.39 Percurso de corte, na furação, em função do avanço.

Para os três tipos de pontas de corte ensaiadas, carbonetos sinterizados da classe K15 com revestimento de TiN com e sem quebra-aparas, carbonetos sinterizados da classe K10 com revestimento de diamante e insertos de PCD e para diferentes gamas de velocidade de

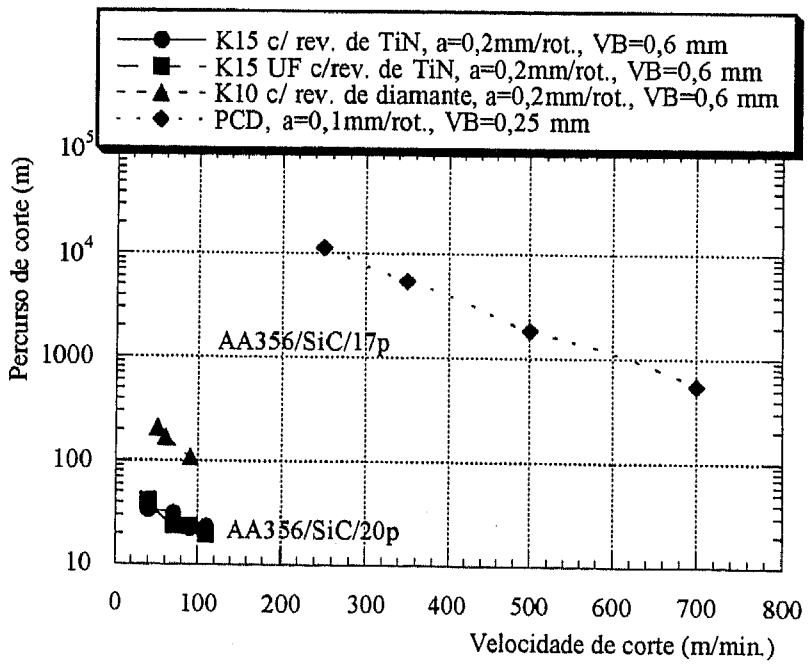


Fig. 7.40 Percurso de corte, no torneamento, em função da velocidade de corte.

corte, verificou-se que um aumento de velocidade se traduziu na redução do percurso de corte da ferramenta.

O efeito do avanço no percurso de corte obtido, no torneamento, para os três grupos de materiais de ferramentas ensaiados pode ser analisado na Fig. 7.41. Em todos os casos verificou-se que o aumento do avanço significa o aumento do percurso do corte da ferramenta.

A título de exemplo apresentam-se os resultados obtidos para um avanço de 0,2mm/rot.. Obtivemos um percurso de corte de aproximadamente 30m para as pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K15 com revestimento de TiN, cerca de 200m para as pastilhas de carbonetos sinterizados de classe K10 com revestimento de diamante e cerca de 2km para as pastilhas com insertos de PCD. Note-se que estas últimas foram ensaiadas a uma velocidade de corte elevada (500m/min.) e o critério de desgaste foi mais apertado do que o utilizado para as outras duas situações referidas.

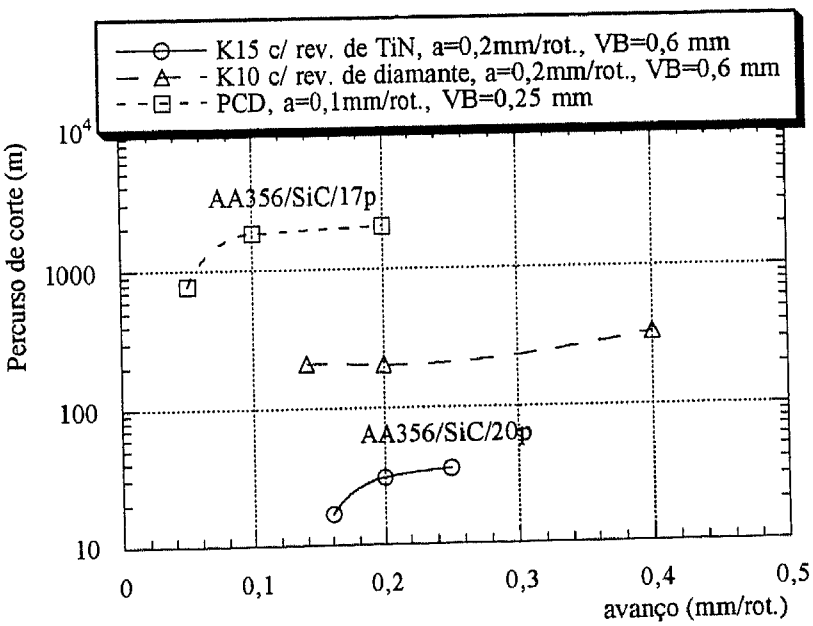


Fig. 7.41 Percurso de corte, no torneamento, em função do avanço.

O conjunto de resultados que foi apresentado a respeito dos percursos de corte obtidos, quer em furação quer em torneamento, corrobora o explicado em termos de desgaste, ou seja que a escolha do avanço é um aspecto determinante na optimização da maquinagem destes compósitos.

7.3 Força e potência de corte.

7.3.1 Forças de corte.

A evolução ao longo do tempo de maquinagem das forças de corte, da pressão específica de corte e da potência consumida constituem critérios de avaliação da maquinabilidade, referidos pela maioria dos investigadores [51, 54, 55, 67, 91 e 92] que se dedicaram a estudos semelhantes em materiais tradicionais, ao que nós realizámos para os compósitos de matriz de alumínio.

Até à presente data poucas das investigações efectuadas têm dado especial ênfase a estes critérios de avaliação conforme se pode retirar do estudo bibliográfico efectuado no capítulo 4. Pensamos que tal facto se deverá, entre outros aspectos, à morosidade que uma investigação destas leva e à dificuldade acrescida do tratamento informático das forças de corte obtidas nas operações de furação e/ou torneamento.

As forças de corte foram registadas utilizando o equipamento descrito no capítulo 5, secção 5.3. Foram efectuadas medições em contínuo quer em torneamento quer em furação.

Os gráficos apresentados nesta secção foram obtidos após aquisição de dados e seu tratamento informático representando a evolução dinâmica das forças de corte. A aquisição das diversas componentes, força de avanço, força de penetramento e força de corte no torneamento, o binário e a força de avanço, na furação, foi sempre efectuada a uma frequência de 6Hz (6 amostras por segundo), excepto em situações de aquisição rápida (pontuais) em que se utilizou uma frequência de 1kHz. No Anexo E podemos observar os gráficos da evolução destas componentes. Nos ensaios 277, 286, 296, 306, 316 e 326 em furação e nos ensaios 213 e 223 em torneamento as aquisições foram realizadas com uma frequência de 6Hz. No ensaio 191, em torneamento, a aquisição foi efectuada com uma frequência de 1kHz.

Na furação foi desprezada a alteração das forças (binário e força de avanço) na entrada e na saída dos furos. Foi utilizado o valor máximo observado, quando se empregaram brocas de carbonetos sinterizados ou o valor médio, quando se utilizaram brocas com insertos de PCD. No primeiro caso, as medições foram efectuadas furo a furo; no segundo caso, de dez em dez furos.

No torneamento, também foi desprezada a alteração das forças (avanço, penetramento e corte) na entrada e saída de cada uma das passagens. Foi utilizado o valor máximo quando se utilizaram pastilhas de carbonetos sinterizados e o valor médio quando se empregaram

pastilhas com inserto de PCD. Todas as medições foram sempre efectuadas passagem a passagem. Note-se que ao contrário do que aconteceu na furação, em que com ambos os tipos de materiais de ferramenta a profundidade dos furos foi sempre igual -furos cegos ≈12mm e furos passantes ≈15 mm-, no torneamento o comprimento de corte em cada passagem variou. Para as pastilhas de carbonetos sinterizados com e sem revestimento de TiN as passagens foram de ≈1,5cm e para as pastilhas com revestimento de diamante ou inserto de PCD as passagens foram de ≈10cm.

Nas Fig.s 7.42 e 7.43 podemos observar a evolução do binário e da força de avanço ao longo do tempo de furação, para as diversas condições de corte ensaiadas na furação, com brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20.

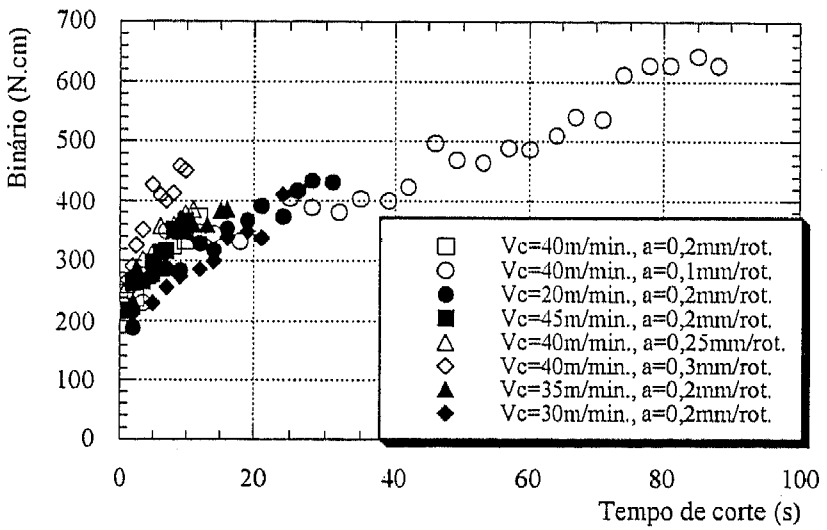


Fig. 7.42 Evolução do binário ao longo do tempo de furação, do compósito AA356/SiC/20p, com brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20.

Note-se que o ensaio efectuado a uma velocidade de corte de 40m/min. e um avanço de 0,1mm/rot. foi prolongado para além do desgaste admissível considerado para este material de ferramenta, VBmáx=0,6mm. Assim, verificámos que foi possível efectuar 25 furos passantes com a face de saída quase totalmente desgastada, Fig. 7.44, obtendo-se, por conseguinte, furos com mau acabamento superficial e com a entrada e a saída muito deterioradas. Note-se que a broca de 5mm de diâmetro suportou um binário máximo de quase 700N.cm e uma força de avanço máxima próxima de 5000N.

No geral, e como pode observar-se nas Fig.s 7.42 e 7.43, para o desgaste admissível VBmáx.=0,6mm, o binário obtido situa-se entre 200 e 450N.cm e a força de avanço entre 1000 e 3000N, dependendo das condições de corte.

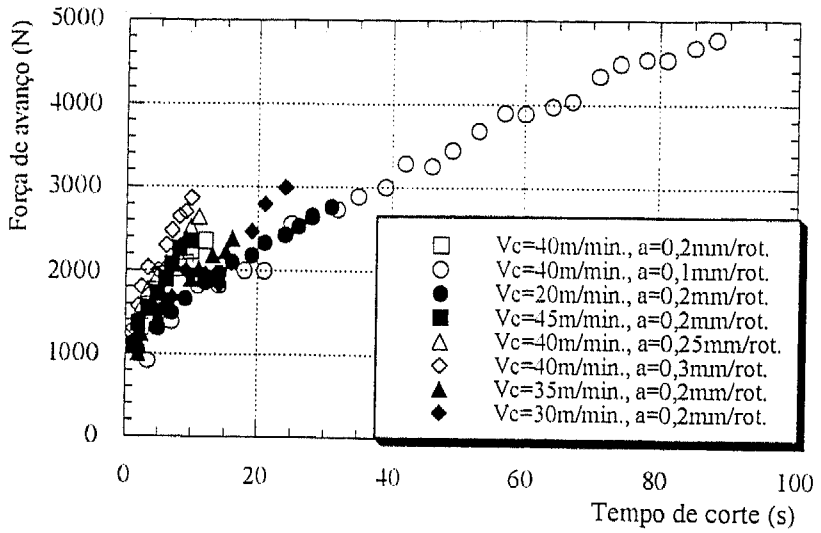


Fig. 7.43 Evolução da força de avanço ao longo do tempo de furação do compósito AA356/SiC/20p, com brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20.

Ampliação (30x)

Fig. 7.44 Aspecto da face de saída da broca N°1 de carbonetos sinterizados da classe K10/20 após a execução de 25 furos, tempo de corte (≈1,5 min.), no compósito AA356/SiC/20p.

Trata-se de valores elevados e com um crescimento extremamente rápido (ao fim de poucos segundos podem verificar-se aumentos muito superiores a 100%) quando comparados com os valores obtidos na furação com brocas com insertos de PCD.

Nas Fig.s 7.45 e 7.46 podemos observar a evolução do binário médio e da força de

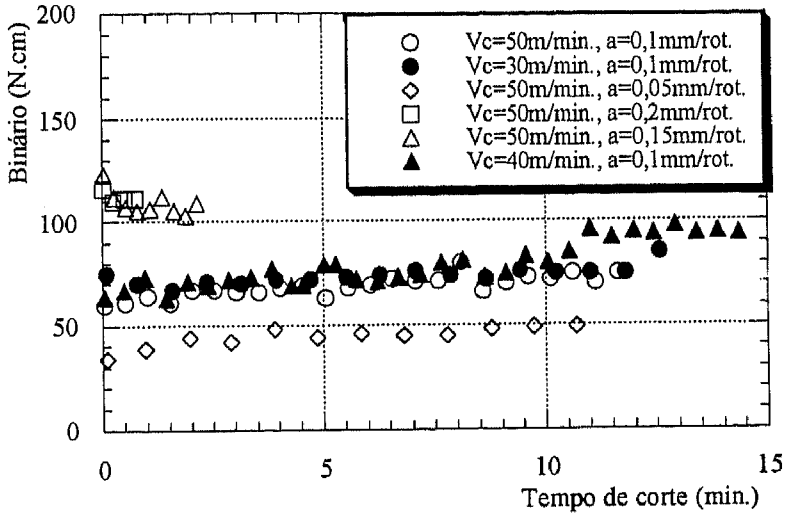


Fig. 7.45 Evolução do binário ao longo do tempo de furação, do compósito AA356/SiC/17p, com brocas com insertos de PCD.

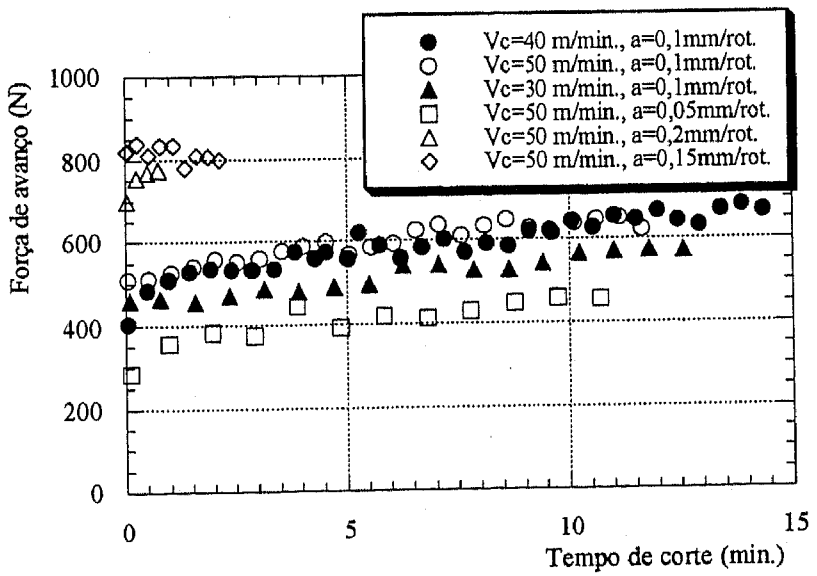


Fig. 7.46 Evolução da força de avanço ao longo do tempo de furação, do compósito AA356/SiC/17p, com brocas com insertos de PCD.

avanço média, de dez em dez furos, obtida na furação com brocas com insertos de PCD. O binário, para as diversas condições de corte ensaiadas variou entre aproximadamente 30 e 120N.cm e a força de avanço entre cerca de 250 e 900N. Em ambos os casos trata-se de valores muito inferiores aos valores anteriormente apresentados para a furação com brocas de carbonetos sinterizados.

Da análise das Fig.s 7.45 e 7.46 pode concluir-se que o aumento do avanço foi determinante no aumento quer do binário quer da força de avanço. Para o aumento da velocidade de corte esse efeito não foi tão pronunciado. Entendemos atribuir este facto à gama de velocidades ensaiadas ter sido muito próxima, 30 a 50m/min.

No que respeita à evolução da força de maquinagem (avanço, penetramento e corte) no torneamento ao longo do tempo com pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K10/20 com e sem revestimento de TiN e/ou quebra-aparas, verificou-se um comportamento semelhante ao referido para as brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20, na furação do compósito AA356/SiC/20p. Após alguns segundos de corte evidenciaram-se aumentos das componentes da referida força muito superiores a 100%. Verificou-se uma tendência do crescimento mais rápido nas componentes de avanço e de penetramento do que na componente de corte. Este facto também ocorreu no torneamento deste compósito de matriz de alumínio com pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K10 com revestimento de diamante.

Nas Fig.s 7.47 e 7.48 podemos observar os registos da evolução das três componentes da força de maquinagem (avanço, penetramento e corte) para diferentes velocidades de corte e avanços, respectivamente. Note-se que estes registos, e os que iremos apresentar de seguida, foram realizados a uma frequência de aquisição de 6Hz. Observou-se que a força de avanço e a força de penetramento apresentaram um crescimento mais significativo do que a força de corte, particularmente quando se maquinou à velocidade de corte mais elevada (90m/min.), Fig.7.47, ou com o maior avanço (0,4mm/rot.), Fig.7.48.

Nas condições de corte (a=0,14mm/rot.), Fig. 7.48, foi possível obter ao fim de cerca de 5 minutos de corte, 500N para a força de avanço, 300N para a força de penetramento e 350N para a força de corte. Trata-se de uma situação em que a delaminagem do revestimento de diamante já era evidente e o comportamento da pastilha era típico do material de substracto, carbonetos da classe K10, na maquinagem deste compósito. No início do corte, com o revestimento de diamante em bom estado, obtiveram-se, Fig. 7.48, aproximadamente 50N para a força de avanço e penetramento e 150N para a força de corte.

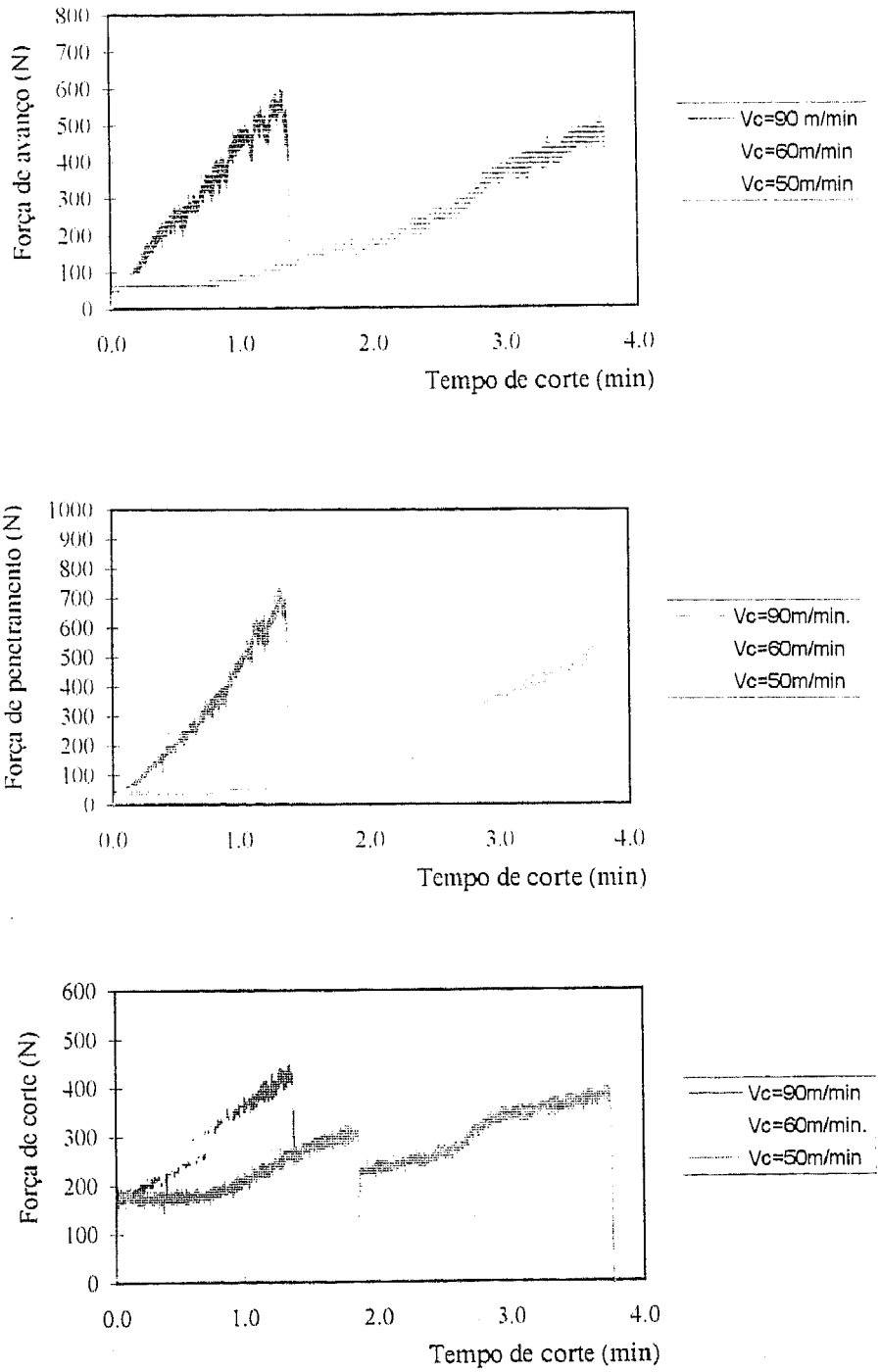


Fig. 7.47 Evolução das três componentes de força de maquinagem (avanço, penetramento e corte) em função do tempo de corte, no torneamento, do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K10, com revestimento de diamante, a=0,2mm/rot., p=1mm com emulsão Alusol B-8%.

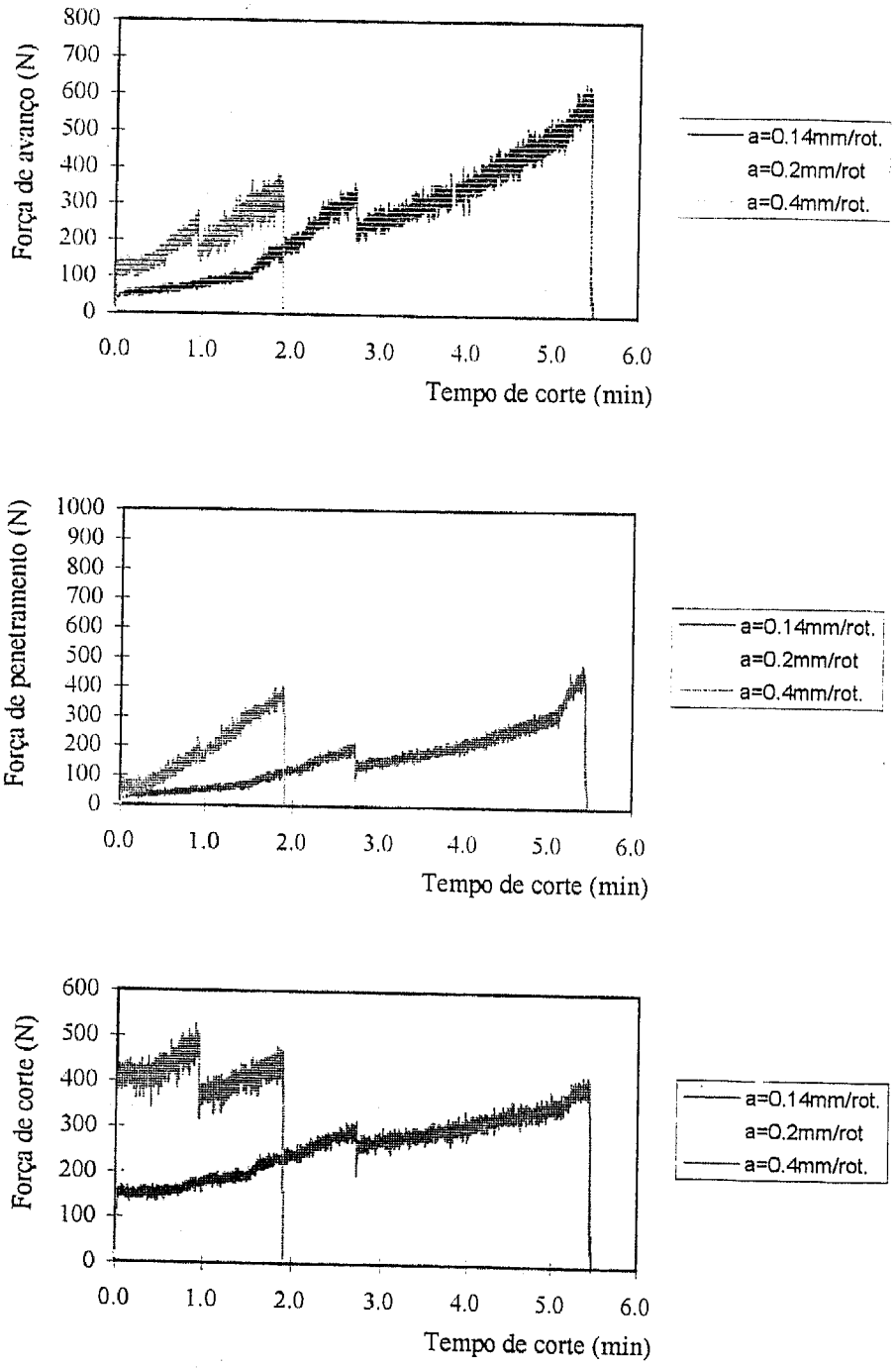


Fig. 7.48 Evolução das três componentes de força de maquinagem (avanço, penetramento e corte) em função do tempo de corte, no torneamento, do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K10, com revestimento de diamante, Vc=50m/min., p=1mm com emulsão Alusol B-8%.

Na Fig. 7.49 podemos observar uma comparação em termos das componentes da força de maquinagem (avanço penetramento e corte), efectuada a uma velocidade de corte mais elevada (250m/min.), entre pastilhas de carbonetos da classe K10 com revestimento de diamante e pastilhas com inserto de PCD. Observou-se que após a delaminagem rápida do revestimento de diamante, cerca de meio minuto, as componentes da força de maquinagem que inicialmente tinham valores semelhantes aos obtidos com as pastilhas com insertos de PCD aumentaram abruptamente. Das três componentes, a força de penetramento foi a que atingiu maiores valores, aproximadamente 1700N. A força de avanço atingiu cerca de 700N e força de corte 400N. No que respeita aos valores obtidos para as componentes da força de maquinagem (avanço, penetramento e corte), no torneamento, utilizando pastilhas com insertos de PCD, situaram-se próximos de 200N para a força de corte e 100N para as forças de avanço e penetramento.

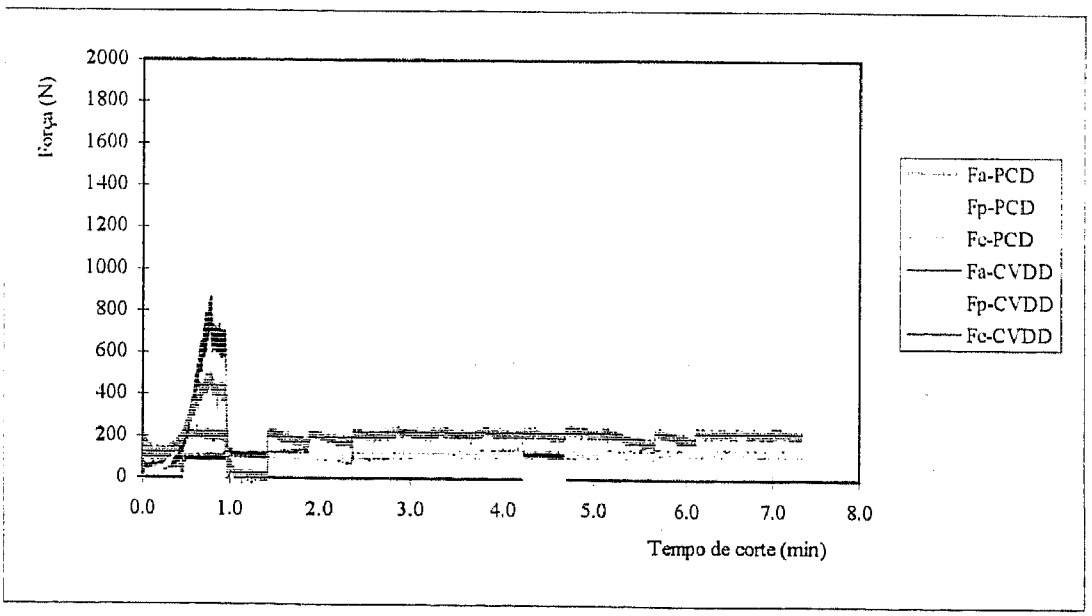


Fig. 7.49 Comparação da evolução das três componentes da força de maquinagem (avanço, penetramento e corte) ao longo do tempo de corte, no torneamento, do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas de carbonetos da classe K10 com revestimento de diamante por via química (CVDD) e com insertos de PCD (condições de corte: Vc=250m/min., a=0,1mm/rot., p=1mm com emulsão Alusol B-8%).

Pudemos constatar que enquanto não se verifica a delaminagem do revestimento de diamante as pastilhas apresentam um comportamento semelhante, em termos das três componentes da força de maquinagem (avanço, penetramento e corte) ao das pastilhas com insertos de PCD.

Vejamos, então com detalhe a evolução das componentes da força de maquinagem (avanço, penetramento e corte), no torneamento usando pastilhas de inserto de PCD, com o tempo de corte. Na Fig. 7.50 podemos observar para diferentes velocidades de corte, a evolução das forças de avanço, penetramento e corte, respectivamente. Observou-se que para velocidades de corte elevadas (500 e 700m/min.) as forças de avanço e de penetramento crescem rapidamente atingindo valores 100% superiores aos iniciais, antes de se atingirem 2 minutos de corte. Este mesmo facto não foi verificado para a força de corte. Para velocidades de corte mais baixas (250 e 350m/min.) o crescimento das forças de avanço e de penetramento foi lento e gradual.

Na Fig. 7.51, observam-se com detalhe para diferentes avanços a uma velocidade de corte elevada (500m/min.), a evolução das componentes da força de maquinagem (avanço, penetramento e corte) com pastilhas com insertos de PCD. Evidenciou-se que as forças de avanço e penetramento crescem rapidamente ao longo do tempo de corte o mesmo não acontecendo de uma forma tão evidente, para a força de corte. A utilização de avanço crescente, conduz também à obtenção de qualquer uma das componentes da força de maquinagem crescente.

Nas Fig.s 7.52 e 7.53 podemos observar a evolução dos valores médios das forças de avanço e de penetramento, respectivamente, tomadas passagem a passagem e obtidas no torneamento usando as pastilhas com inserto de PCD.

De acordo com a Fig. 7.52, nos ensaios realizados com as menores velocidades de corte (250 e 350m/min) com um avanço de 0,1mm/rot. e um penetramento de 1mm a força de avanço variou entre aproximadamente 100 e 200N, para um tempo de corte de cerca de 40 e 20 minutos, respectivamente. Note-se que as elevadas velocidades de corte e consequente desgaste provocaram um crescimento rápido da força de avanço. Por exemplo, para qualquer avanço ensaiado a 500m/min. atingem-se valores próximos de 300N ao fim de apenas 5 minutos de corte.

Da análise da Fig. 7.53 pode concluir-se que, os resultados obtidos para a força de penetramento são idênticos aos referidos anteriormente para a força de avanço.

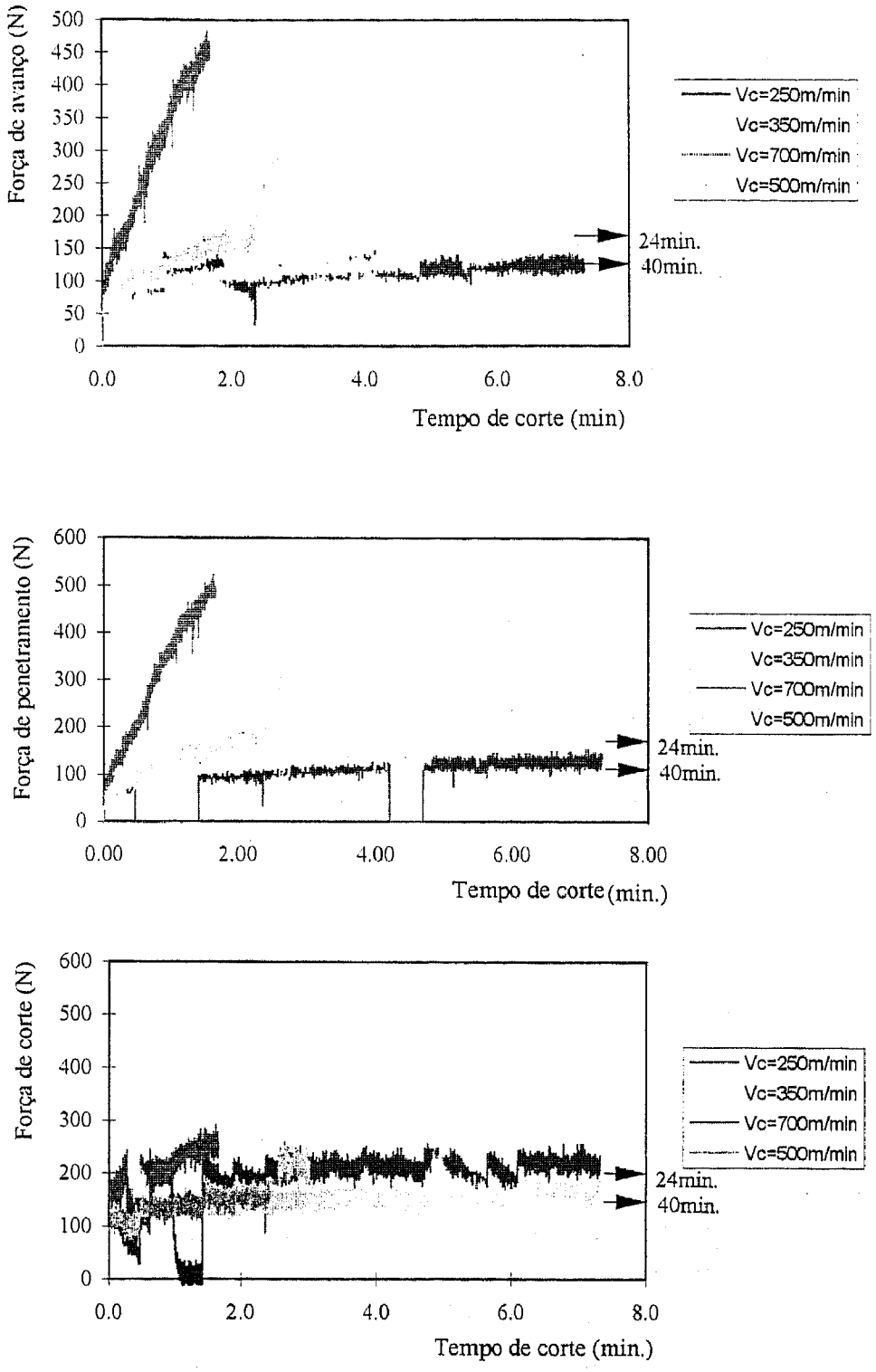


Fig. 7.50 Evolução das três componentes da força de maquinagem (avanço, penetramento e corte) em função do tempo de corte, no torneamento, do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas com insertos de PCD, a=0,1mm/rot., p=1mm com emulsão Alusol B-8%.

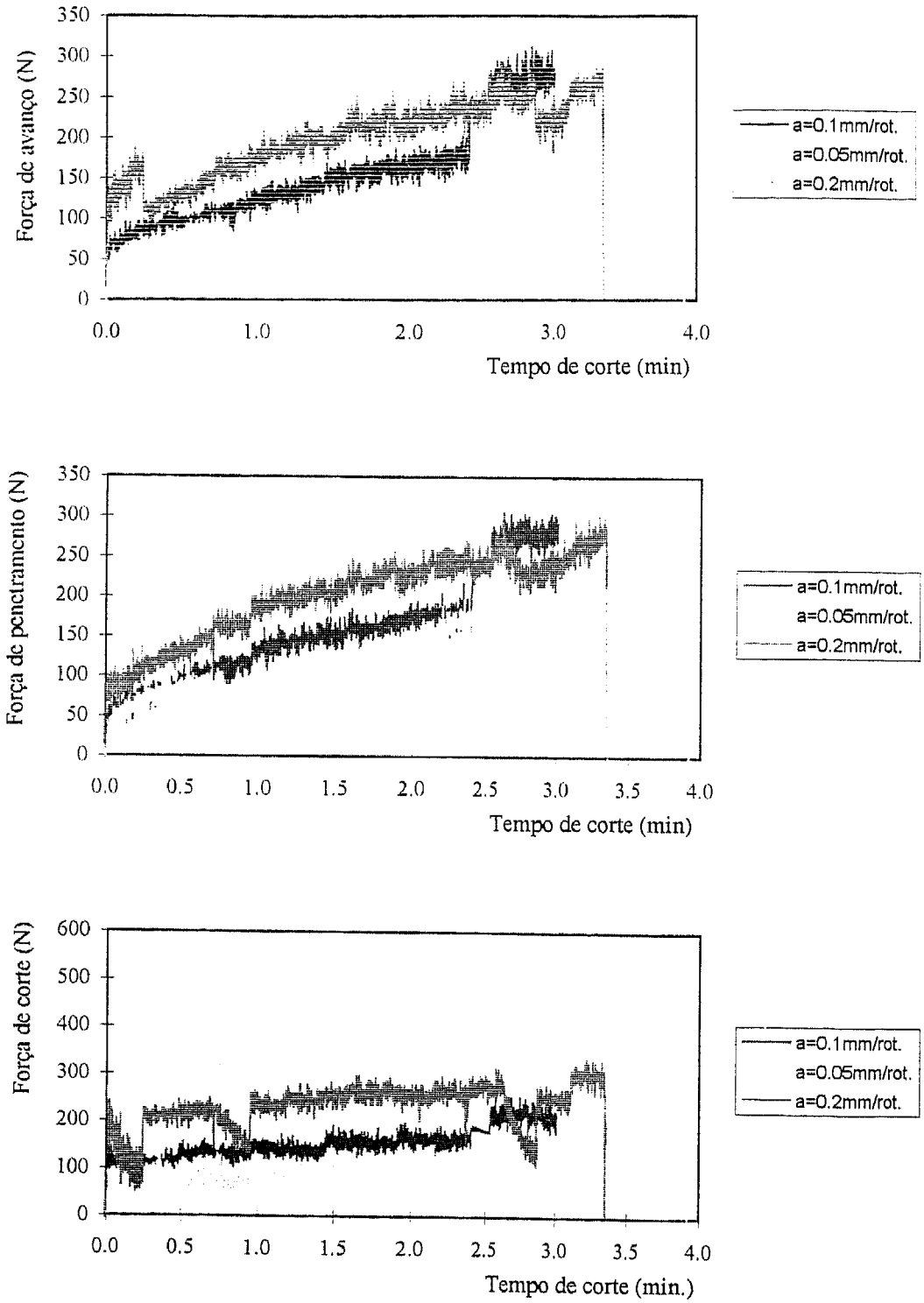


Fig. 7.51 Evolução das três componentes da força de maquinagem (avanço, penetramento e corte) em função do tempo de corte, no torneamento, do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas com insertos de PCD, Vc=500m/min., p=1mm com emulsão Alusol B-8%.

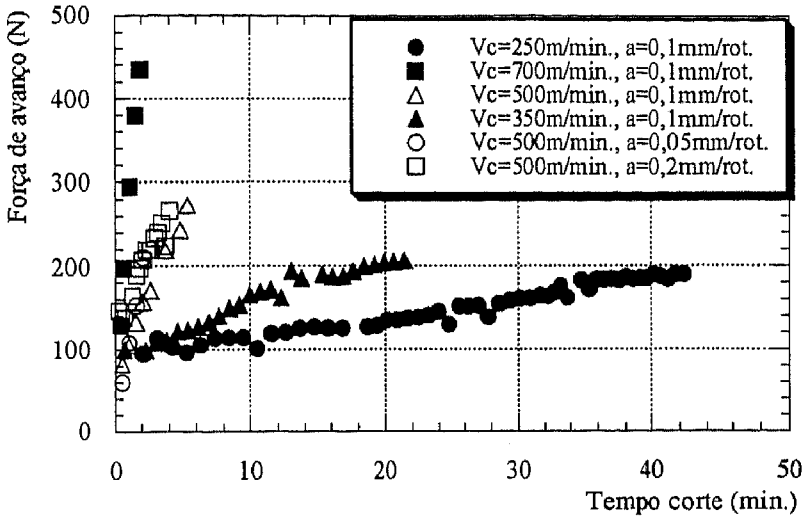


Fig. 7.52 Evolução da força de avanço ao longo do tempo de corte, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas com insertos de PCD.

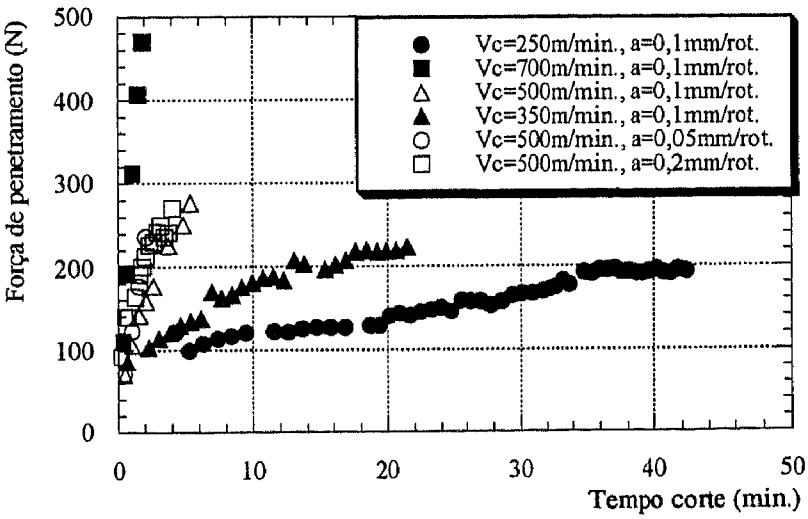


Fig. 7.53 Evolução da força de penetramento ao longo do tempo de corte, no torneamento, do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas com insertos de PCD.

Nas situações anteriormente referidas (250 e 350m/min.) para a análise da evolução da força de avanço, verificámos que a força de penetramento variou entre aproximadamente 100 e 200N para um tempo de corte de 35 e 15 minutos, respectivamente. Nota-se que o crescimento da força de penetramento foi ligeiramente mais rápido.

No que respeita à evolução das força de corte ao longo do tempo de maquinagem, pode observar-se, na Fig. 7.54, para as situações anteriormente referidas, (250 e 350m/min.), que a força de corte, no primeiro caso, inicialmente tinha um valor aproximado de 200N, após de 30 minutos de corte atinge cerca de 250N e, no segundo caso, a força de corte tem inicialmente um valor aproximado de 125N e decorridos 20 minutos atinge 200N. Verificou-se que o aumento da velocidade de corte provoca uma diminuição da força de corte obtida. Note-se que este raciocínio poderá não ser válido quando uma velocidade de corte excessiva provoca um desgaste prematuro na ferramenta, o qual origina um crescimento acelerado da força de corte.

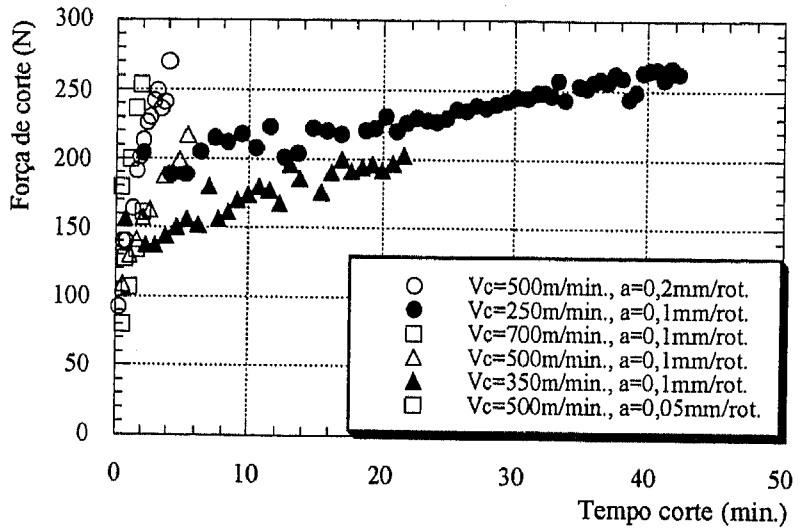


Fig. 7.54 Evolução da força de corte ao longo do tempo de corte, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas com inserto de PCD.

Observe-se a evolução das forças de corte obtidas, a 500 e 700m/min. para corroborar o anteriormente referido.

De toda a análise efectuada pode concluir-se que a obtenção de forças de corte reduzidas só é possível se se utilizarem ferramentas com insertos de PCD ou mesmo ferramentas com revestimento de diamante, durante um período de corte, de modo a que não se verifique a delaminagem do referido revestimento. É ainda importante utilizar as condições de corte adequadas de modo a evitar um desgaste acelerado e um consequente aumento das forças de corte com particular ênfase na força de avanço e penetramento, no torneamento e, da força de avanço, na furação.

7.3.2 Pressão específica de corte

Vejamos, de seguida, como evoluiu a pressão específica de corte ao longo do tempo de maquinagem para os dois processos investigados - furação e torneamento - com os diversos pares de material de ferramenta e compósito a maquinar. Entenda-se por pressão específica de corte (Ks) a razão entre a força de corte (Fc) e a secção da apara (S).

Assim, no torneamento temos:

$$K_s = \frac{F_c}{S} \tag{7.5}$$

e, na furação, considerando que a broca tem duas arestas de corte aplicando-se em cada uma delas uma força de corte tangencial, de acordo com a Fig. 5.4, temos

$$K_s = \frac{8\ M_z}{a\ d^2} \tag{7.6}$$

sendo Mz o binário, a o avanço e d o diâmetro da broca.

Na Fig. 7.55 podemos observar os elevados valores obtidos para a pressão específica de corte na furação do compósito AA356/SiC/20p com brocas de carbonetos sinterizados da

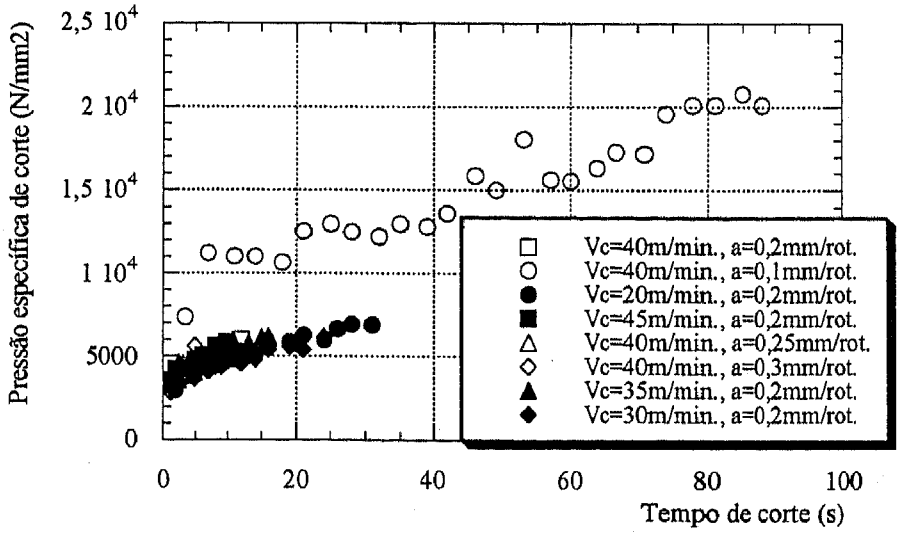


Fig. 7.55 Evolução da pressão específica de corte ao longo do tempo de furação, do compósito AA356/SiC/20p, com brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20.

classe K10/20. Rapidamente se atinge o valor de 5000N/mm^2 e no caso em que se levou a broca N°1 de carbonetos sinterizados da classe K10/20, ao quase total desgaste das faces de saída, com um avanço de 0,1mm/rot., os valores da pressão específica de corte apresentam-se extremamente elevados podendo atingir (≈20000N/mm^2).

Na Fig. 7.56 podemos observar a evolução da pressão específica de corte na furação deste compósito com brocas com insertos de PCD. Observou-se que a pressão específica de corte se situou sempre entre os 1500 e os 2500N/mm^2 excepto quando se utilizaram os avanços menores (0,05 ou 0,1mm/rot.), após 10 minutos de furação. Ao contrário do avanço, a velocidade de corte na gama ensaiada não revelou uma influência tão significativa nos valores de pressão específica de corte.

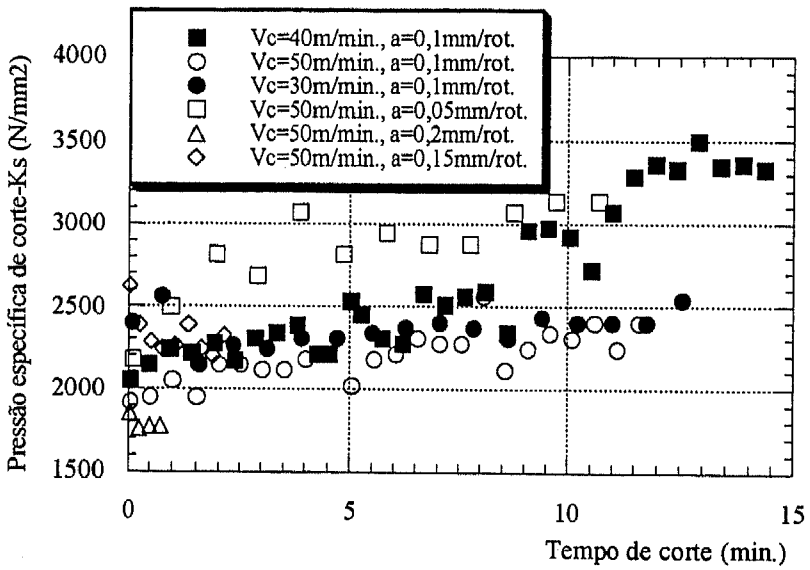


Fig. 7.56 Evolução da pressão específica de corte ao longo do tempo de furação, do compósito AA356/SiC/20p, com brocas com insertos de PCD.

Podemos observar na Fig. 7.57 a evolução da pressão específica de corte, no torneamento, do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K10 com revestimento de diamante para as diversas condições de corte ensaiadas.

Não foi fácil observar com clareza a tradicional influência das condições de corte, avanço e velocidade, na pressão específica de corte. A diminuição do avanço e da velocidade provocam o aumento do valor da pressão específica de corte embora com pesos diferentes. O avanço tem um efeito muito mais acentuado do que a velocidade de corte segundo a opinião da maior parte dos investigadores [51, 52 e 53].

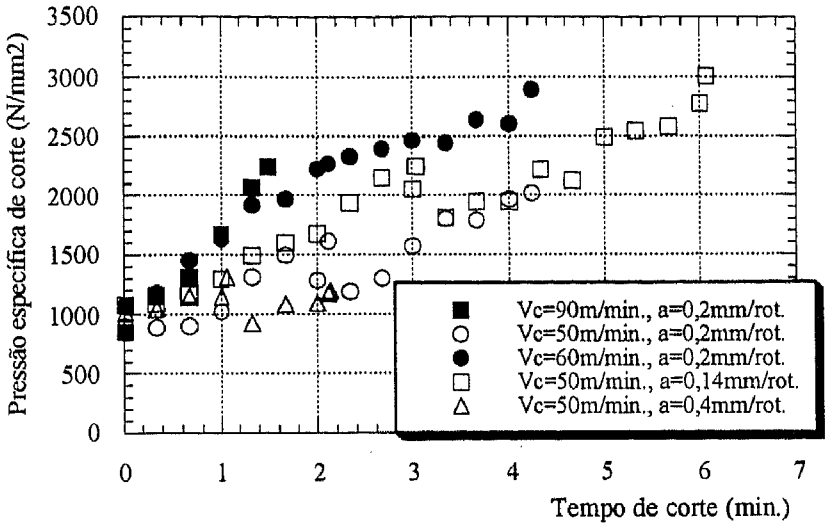


Fig. 7.57 Evolução da pressão específica de corte ao longo do tempo de corte, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas com carbonetos sinterizados da classe K10, com revestimento de diamante.

Neste caso verificámos que a pressão específica de corte apresenta um crescimento rápido para todas as condições de corte ensaiadas. Atribuímos esse facto, à delaminagem do revestimento de diamante e à pastilha de corte se comportar de acordo com o material do substracto -carbonetos sinterizados da classe K10- que, como já vimos, na furação, conduzem a pressões específicas de corte muito elevadas.

Na Fig. 7.58 podemos observar, também, a evolução da pressão específica de corte no torneamento deste compósito, com pastilhas com insertos de PCD. Evidenciou-se, de um modo claro, a influência das condições de corte -avanço e velocidade de corte- na evolução da pressão específica de corte.

A diminuição do avanço e da velocidade de corte provoca o aumento da pressão específica de corte.

Por exemplo, para as velocidades de corte mais baixas ensaiadas (250 e 350m/min.) verificou-se que a pressão específica de corte foi sempre superior no primeiro caso. Assim, a pressão específica de corte para a velocidade de corte de 250m/min. varia, aproximadamente, entre 2000 e 2700N/mm^2 e, para uma velocidade de corte de 350m/min. varia entre cerca de, 1300 e 2000N/mm^2, no tempo de corte útil de cada situação.

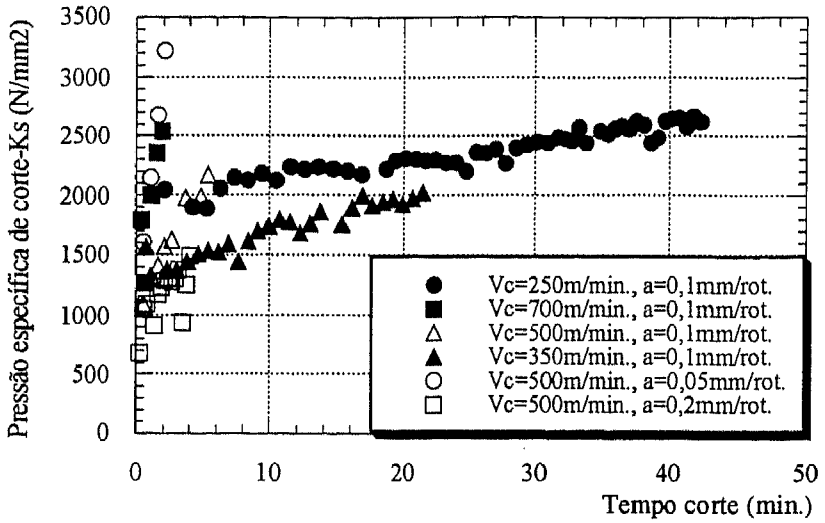


Fig. 7.58 Evolução da pressão específica de corte ao longo do tempo de corte, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas com insertos de PCD.

Da análise de todas as situações anteriormente apresentadas, podemos concluir que as ferramentas com insertos de PCD ou com revestimento de diamante (em perfeito estado) conduzem à obtenção de valores de pressão específica de corte menores do que os obtidos com as ferramentas de carbonetos sinterizados. Permitem, ainda, que o crescimento da pressão específica de corte com o tempo de maquinagem seja lento e progressivo, conforme se pode observar nas Figuras 7.56 e 7.58.

7.3.3 Potência de corte.

Finalmente, vejamos também para os dois processos - furação e torneamento - como evolui a potência de corte ao longo do tempo de maquinagem para os diversos pares de material de ferramenta e compósito a maquinar. A potência efectiva de corte é dada pela soma da potência de corte (Pc) com a potência de avanço (Pa). Como a velocidade de avanço é, geralmente, muito pequena quando comparada com a velocidade de corte podemos considerar, sem erro apreciável, apenas a potência de corte. A potência de corte (Pc), no torneamento, é obtida pelo produto da força de corte (Fc) com a velocidade de corte (Vc),

$$P_c = F_c \, V_c \tag{7.7}$$

e, na furação, pelo produto do binário (Mz) com a velocidade de rotação (w), ou seja,

$$P_c = M_z \, w \tag{7.8}$$

Para a furação do compósito AA356/SiC/20p, com brocas de carbonetos sinterizados K10/20 podemos observar na Fig. 7.59 a evolução da potência de corte para as condições de corte ensaiadas. Observou-se que as maiores velocidades de corte e avanços (implicam uma secção da apara maior) e, consequentemente, uma força de corte (binário) mais elevada que conduz a uma maior potência de corte.

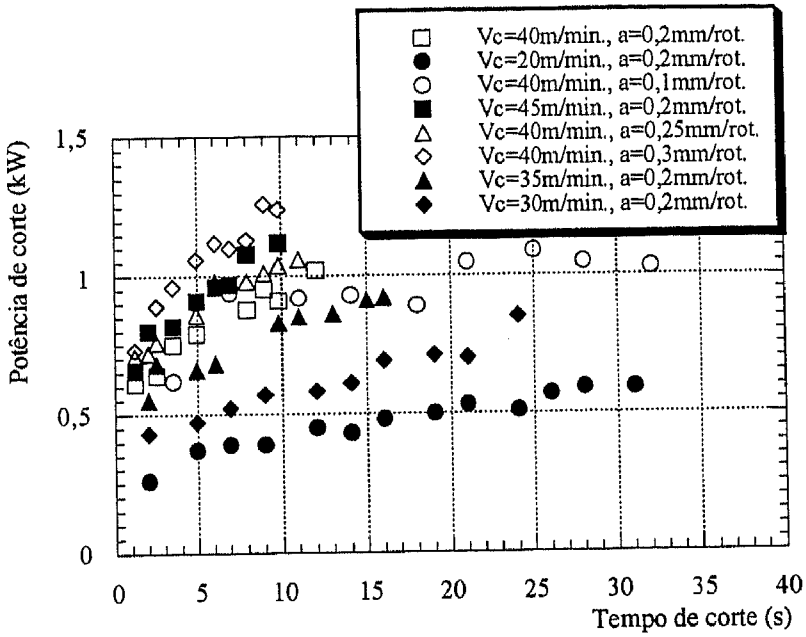


Fig. 7.59 Evolução da potência de corte ao longo do tempo de furação, do compósito AA356/SiC/20p, com brocas de carbonetos sinterizados K10/20.

Assim, na situação mais favorável, para uma velocidade de corte de 20m/min. e um avanço de 0,2mm/rot., a potência de corte consumida é de cerca de 0,5kW ao fim de 30s de corte. Ao contrário, para uma velocidade de corte de 40m/min. e um avanço de 0,3mm/rot. a potência de corte consumida é de cerca de 1,3kW para 1/3 do anterior tempo de corte, 10 segundos.

Na Fig. 7.60 podemos observar a evolução da potência de corte, na furação do compósito AA356/SiC/17p, com brocas com insertos de PCD. Também nesta situação as considerações anteriormente efectuadas são válidas; às maiores velocidades de corte correspondem as potências mais elevadas. Assim, nas situações mais favoráveis (Vc=30m/min., a=0,1mm/rot.) e (Vc=50m/min., a=0,05mm/rot.) a potência de corte consumida foi de cerca de 0,15kW ao fim de 10 minutos de corte. Ao contrário, para as condições de corte (Vc=50m/min., a=0,2mm/rot.) e (Vc=50m/min., a=0,15mm/rot.) a potência de corte consumida é de cerca de 0,35kW ao fim de 1/4 do tempo anterior, 2,5 minutos. Em ambas as situações trata-se de potências de corte bastante inferiores às obtidas na furação com brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20.

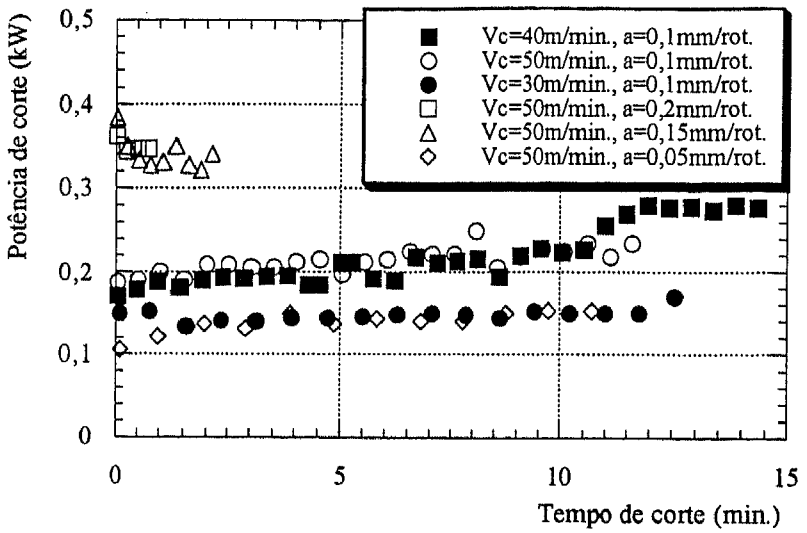


Fig. 7.60 Evolução da potência de corte ao longo do tempo de furação, do compósito AA356/SiC/17p, com brocas com insertos de PCD.

Podemos observar, ainda, e em consequência do binário se manter estável ao longo do tempo de corte, que a potência de corte ao contrário do que aconteceu na furação com brocas de carbonetos da classe K10/20 não cresceu significamente .

Para o torneamento do mesmo compósito AA356/SiC/17p com pastilhas de carbonetos sinterizados K10 com revestimento de diamante pode observar-se, na Fig. 4.61, a evolução da potência de corte ao longo do tempo de corte. Na situação mais favorável, para uma velocidade de corte de 50m/min. e um avanço de 0,14mm/rot., a potência de corte consumida ao fim de 6 minutos é de cerca de 0,3kW. Ao contrário, para uma velocidade de corte de 90m/min. e um avanço de 0,2mm/rot., a potência de corte consumida é de cerca de 0,5kW para 1/6 do tempo de corte anterior - 1 minuto.

As considerações anteriormente feitas a propósito da influência das condições de corte - avanço e velocidade - na potência de corte para a furação, são válidas também para esta situação. Note-se, ainda, que devido à delaminagem do revestimento de diamante o comportamento da pastilhas passa a ser regido pelo material do substracto -carbonetos sinterizados da classe K10-. Verificou-se, então, um crescimento da potência de corte ao longo do tempo de maquinagem. Este facto pode ser atribuído ao aumento rápido da força de corte típico na maquinagem destes materiais com ferramentas de carbonetos sinterizados.

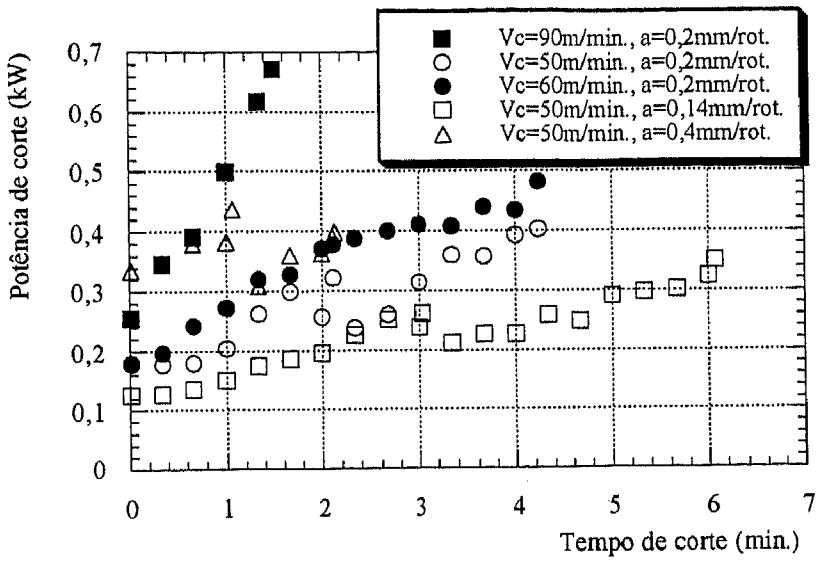


Fig. 7.61 Evolução da potência de corte ao longo do tempo de corte, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K10, com revestimento de diamante.

Na Fig. 7.62 podemos observar a evolução da potência de corte para o torneamento do mesmo compósito ao longo do tempo de corte com pastilhas com inserto de PCD. Verificou-se que para as velocidade de corte mais baixas ensaiadas (250 e 350m/min.) as potências de corte pouco excederam 1kW. Note-se que a potência de corte consumida para a

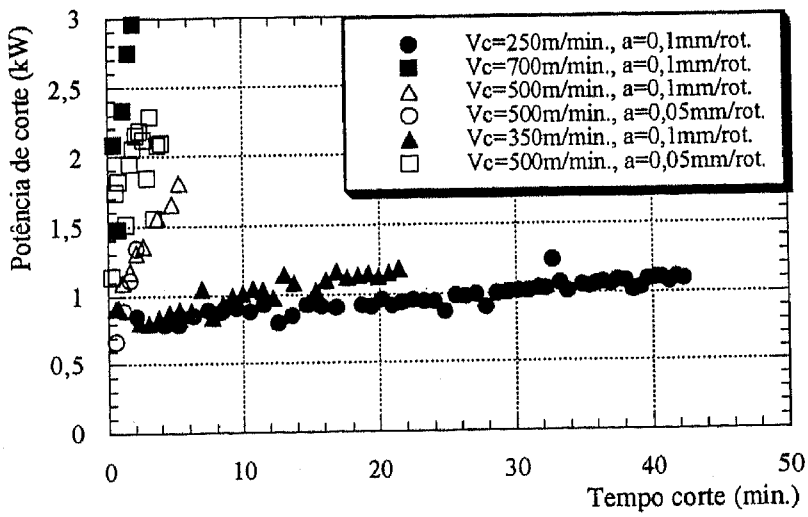


Fig. 7.62 Evolução da potência de corte ao longo do tempo de corte, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas com inserto de PCD.

velocidade de corte mais elevada destas duas, 350m/min., foi ligeiramente superior.

Para as velocidades de corte mais elevadas ensaiadas, (500 e 700m/min.) as potências de corte consumidas foram bastante maiores. Por exemplo, para as condições de corte (Vc=700m/min. e a=0,1mm/rot.) a potência de corte ao fim de 1 minuto de maquinagem era aproximadamente 3kW. Podemos concluir que, mesmo com ferramentas com insertos de PCD, condições de corte exageradas, em particular a velocidade de corte, originam potências de corte elevadas.

Na secção 7.2 e no que respeita ao desgaste e vida das ferramentas dissemos que na maquinagem destes materiais se deveriam utilizar baixas velocidades de corte (inferiores às aconselhadas para o material da matriz) e avanços elevados desde que compatíveis com a qualidade superficial requerida. Pretendendo-se obter pressões específicas e potência de corte reduzidas esta escolha parece correcta e vantajosa.

O emprego de avanços elevados, promove o aumento da secção de apara e por conseguinte o aumento da força de corte o que se poderá traduzir num aumento destes dois critérios de avaliação da maquinabilidade, a pressão específica de corte e a potência de corte. Note-se que por outro lado o aumento do avanço se traduz directamente numa diminuição da pressão específica de corte. No que respeita à utilização de velocidades de corte reduzidas é sempre benéfico no sentido de diminuir a potência de corte.

7.4 Tipos e forma da apara obtida.

7.4.1 Generalidades. Codificação da apara.

A apara obtida, no torneamento longitudinal ou em corte ortogonal dos compósitos da matriz de alumínio AA356/SiC/17p ou 20p, foi contínua regular, característica de materiais dúcteis e do corte a médias e elevadas velocidades de corte.

No torneamento do compósito AA6061/SiC/20p a apara obtida foi contínua com aderências.

Na furação dos compósitos AA356/SiC/17p ou 20p e devido às características geométricas de corte inerente ao processo, a apara apresentou-se, em geral descontínua (ou de rotura).

Para efectuar a codificação da forma da apara utilizámos a norma ISO 3685. Na Fig. 3.10 (capítulo 3, secção 3.2.3), podemos observar segundo esta norma as formas de aparas que ocorrem nos processos de maquinagem.

No que respeita à forma da apara obtida nas operações de torneamento longitudinal, em que foram realizados ensaios de corte de longa duração, verificou-se que a sua forma variou com a progressão do desgaste da pastilha.

No início de corte do compósito AA356/SiC/17p usando uma ferramenta nova com inserto de PCD identificou-se a apara tubular ou helicoidal em gume, longa (tipo 2.1 ou 4.1) que passou com o decorrer do tempo de corte, a curta (tipo 2.2 ou 4.2).

As condições de corte também modificaram a forma da apara obtida. Nas Fig.s 7.63, 7.64 e 7.65 podemos apreciar a influência do avanço, velocidade de corte e penetramento, respectivamente, na forma da apara obtida quando se efectua a maquinagem com uma ferramenta com insertos de PCD, quase nova.

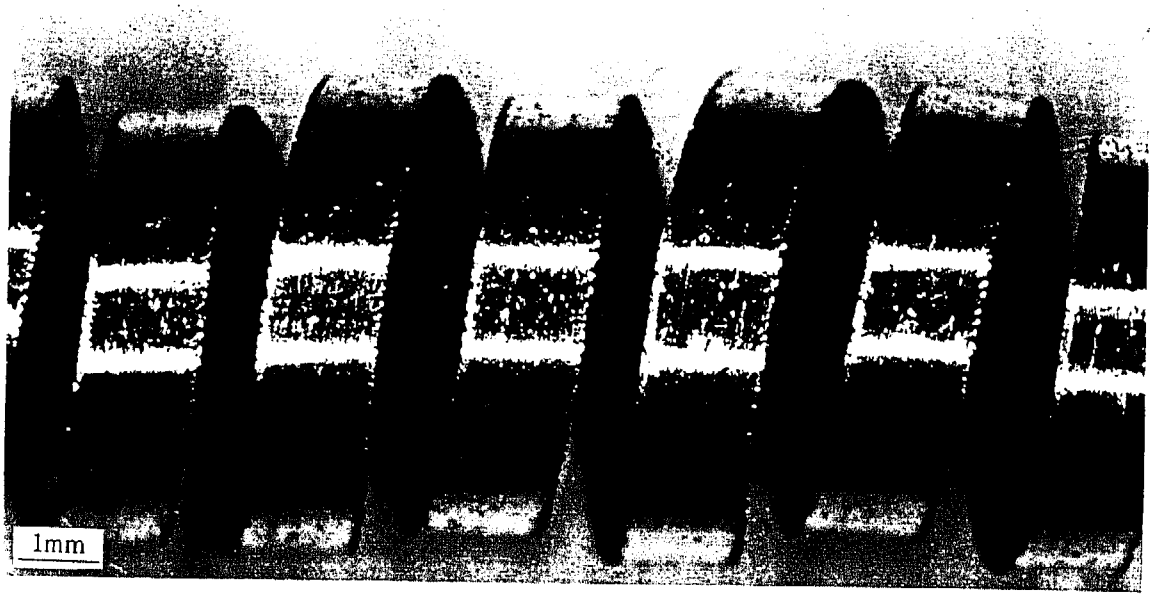
No torneamento do compósito AA356/SiC/20p com pastilhas de carbonetos sinterizados com revestimento de TiN ou diamante obtivemos no início de corte apara tubular ou helicoidal em gume, curta (tipo 2.2 ou 4.2) passando com o desgaste acelerado, a enrolada (tipo 2.3 ou 4.3).

No caso das pastilhas de corte que possuíam quebra-aparas no início de corte obtinha-se apara em lasca (tipo 7.1) passando, logo que se verificava a deterioração do quebra-aparas, às formas referidas anteriormente.

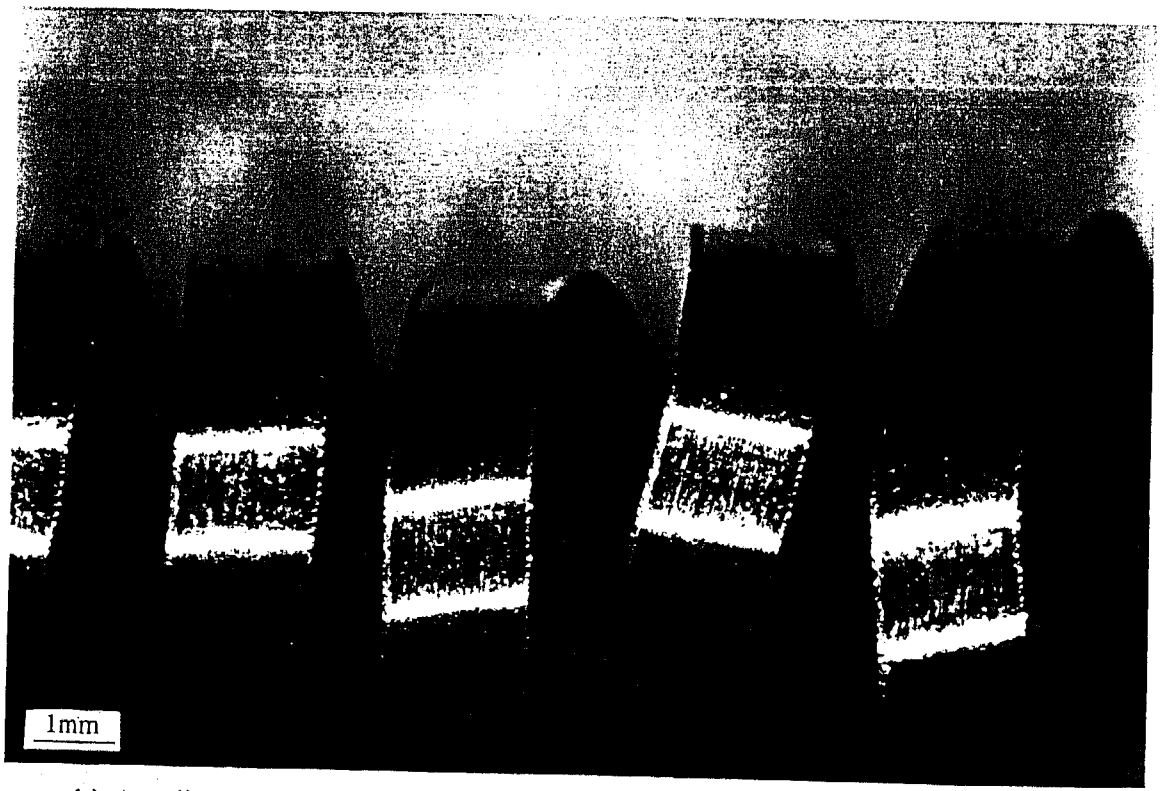
No que respeita à furação do compósito AA356/SiC/17p com brocas com insertos de PCD obteve-se a apara helicoidal cónica curta (tipo 5.2) no início do corte e, posteriormente, a apara em lasca (tipo 7.1). A Fig. 7.66 mostra o aspecto da forma da apara obtida num caso particular.

No caso da furação do compósito AA356/SiC/20p com brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20 obteve-se, geralmente, apara em lascas (tipo 7.1).

Verificámos, também, que a presença ou não do fluido de corte durante a maquinagem não pareceu alterar a forma da apara obtida.

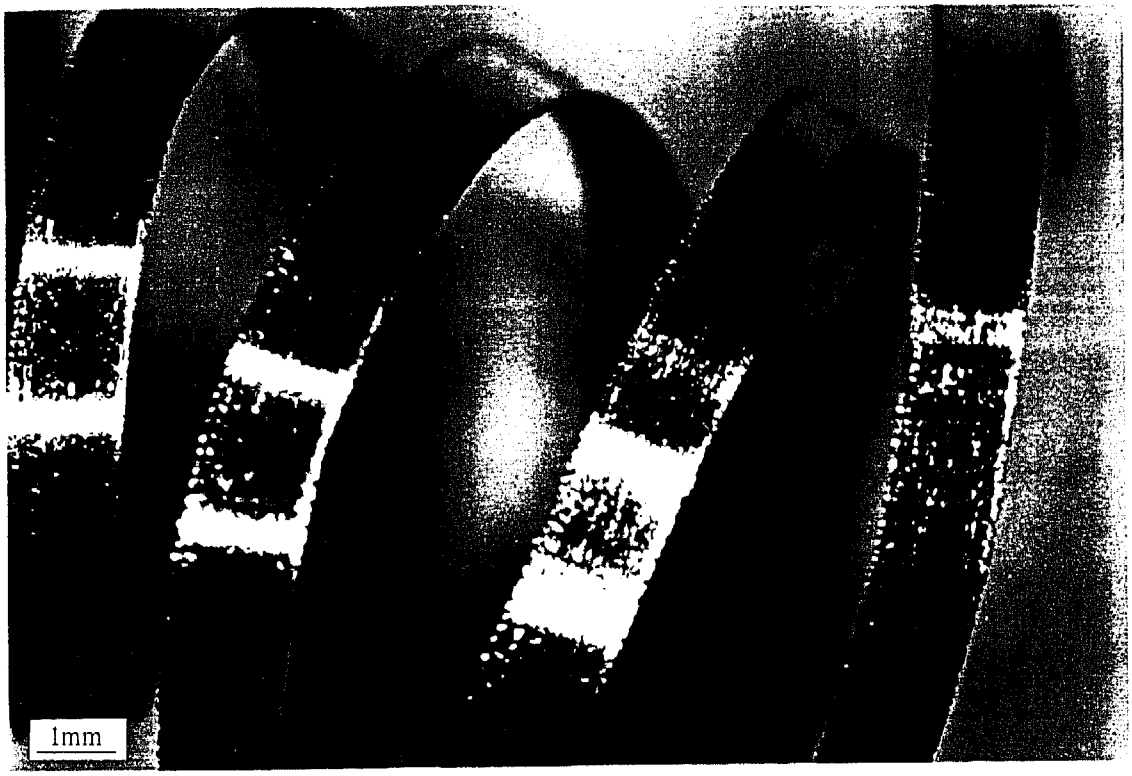


a) Ampliação (10x)

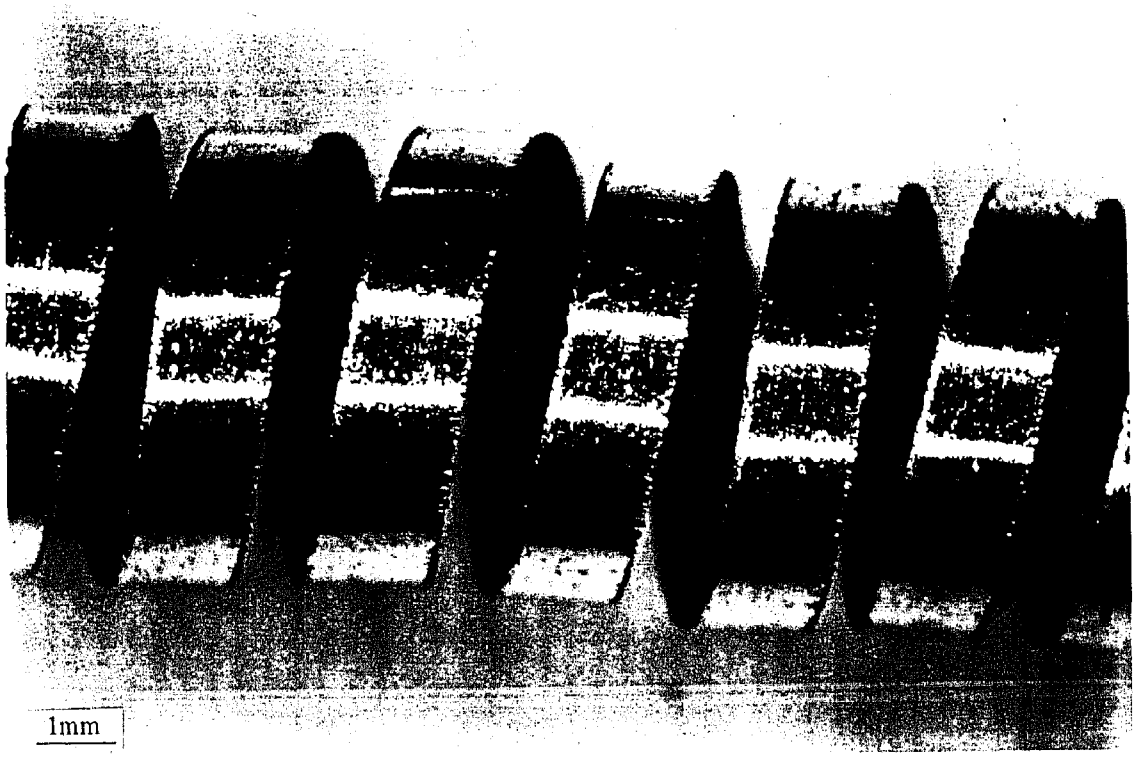


b) Ampliação (10x)

Fig. 7.63 Influência do avanço na forma da apara obtida, no torneamento, do compósito AA356/SiC/17p, com a pastilha N°47 com inserto de PCD, Vc=120m/min., p=1mm com emulsão Alusol-B 8%.
a) a=0,2mm/rot. b) a=0,4mm/rot.

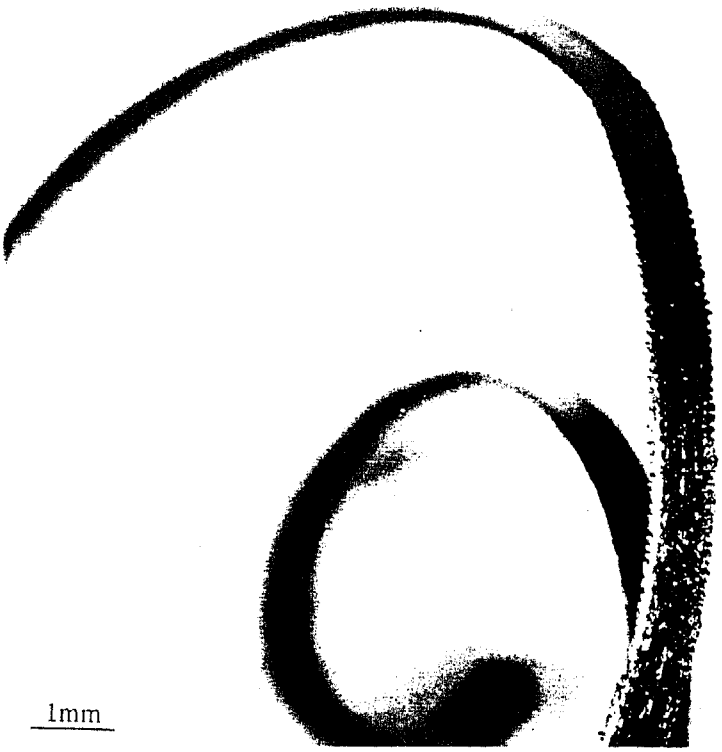


a) Ampliação (10x)

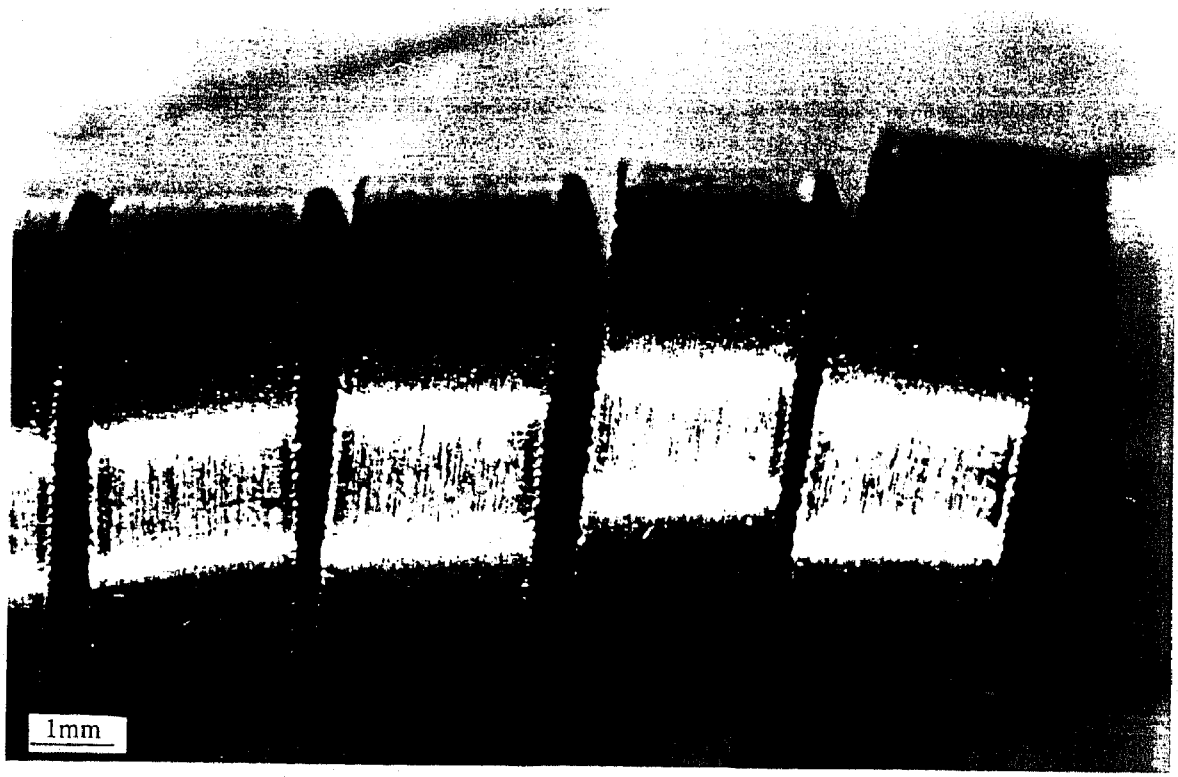


b) Ampliação (10x)

Fig. 7.64 Influência da velocidade de corte na forma da apara obtida, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p, com a pastilha N°47 com inserto de PCD, a=0,2mm/rot., p=1mm com emulsão Alusol-B 8%
a) Vc=60m/min. b) Vc=500m/min.



a) Ampliação (10x)



b) Ampliação (10x)

Fig. 7.65 Influência do penetramento na forma da apara obtida, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p, com a pastilha N°47 com inserto de PCD, Vc=120m/min., a=0,2mm/rot. com emulsão Alusol-B 8%.
a) p=0,5mm. b) p=2mm.

Fig. 7.66 Aspecto da forma da apara obtida, na furação do compósito AA356/SiC/17p, com a broca N°4 com insertos de PCD, após ter realizado 183 furos, Vc=40m/min., a=0,1mm/rot. com emulsão Alusol-B 8%.

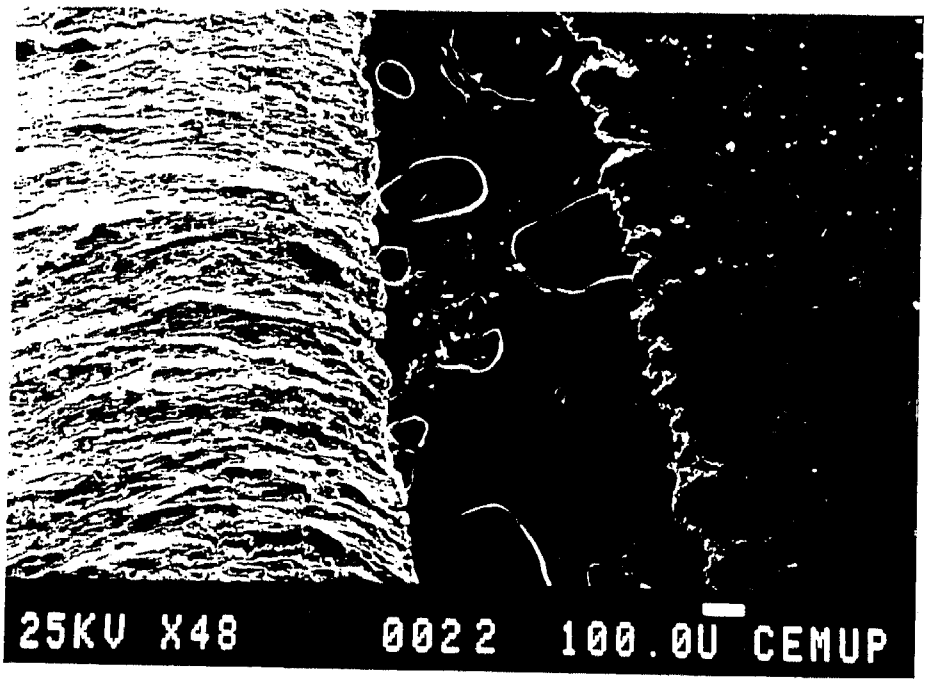
7.4.2 Análise da textura da apara obtida.

Para se efectuar a análise da textura da apara obtida utilizámos o Microscópio Electrónico de Varrimento (MEV) e observámos em diversas aparas a zona de deformação primária (face rugosa) quer a zona de deformação secundária (face lisa), ou seja, a face da apara que contacta com a face de ataque da ferramenta.

A título de exemplo, podemos observar na Fig. 7.67 uma parte de uma apara do compósito AA356/SiC/17p, obtida com uma pastilha com inserto de PCD. Do lado esquerdo, podemos observar a face rugosa e, do lado direito, a face lisa da apara. O detalhe destas duas faces pode ser observado na Fig. 7.68. Podemos observar na Fig. 7.68 a) as lamelas formadas e, na Fig. 7.68 b) vários rasgos na face lisa da apara onde se encontram alojadas partículas de SiC. Este facto foi comprovado através da microanálise por Raios X. Notam-se ainda as estrias provocadas pela abrasão de partículas soltas.

Na Fig. 7.69 podemos observar um desses rasgos, em pormenor, com partículas de SiC à superfície. Verificou-se que as partículas de SiC ou se encontram "livres" ou muito próximas da superfície, junto aos rasgos, preferencialmente.

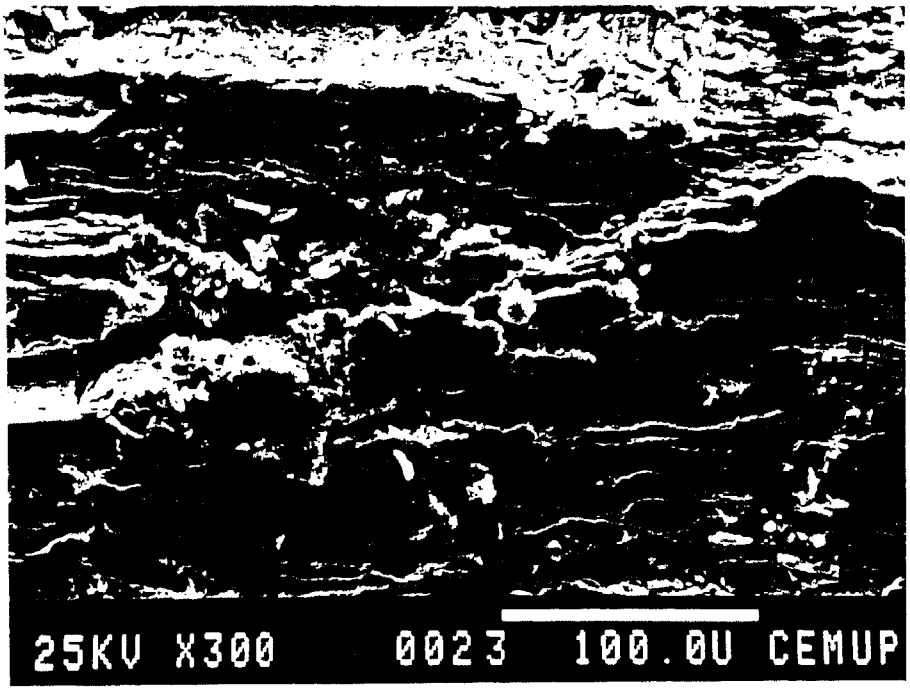
Na maquinagem com ferramentas com insertos de PCD não verificámos que houvesse transferência de material da ferramenta para a apara. Atribuímos este facto ao pequeno desgaste da ferramenta. Ao contrário, na maquinagem com pastilhas de carbonetos sinterizados observámos a presença de material da ferramenta, carboneto de tungsténio (WC) e cobalto, sobretudo junto aos referidos rasgos.



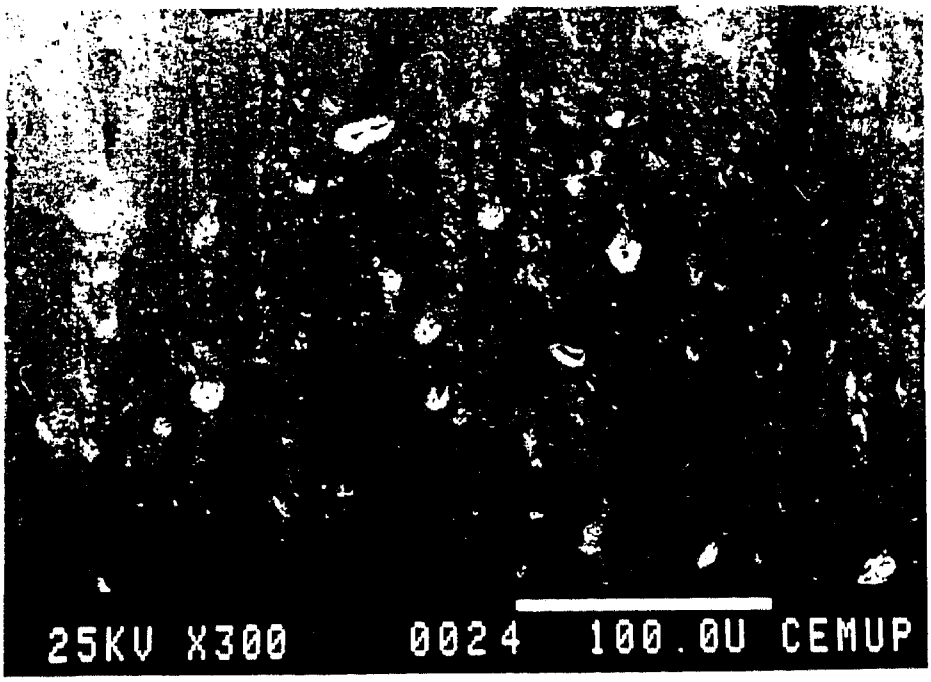
MEV:ES ampliação (48x)
Fig. 7.67 Panorâmica geral de parte da apara de torneamento, do compósito AA356/SiC/17p, obtida com a pastilha N°28 com inserto de PCD, Vc=250m/min., a=0,1mm/rot., p=1mm com emulsão Alusol-B 8%.

Na Fig. 7.70 podemos observar uma panorâmica geral de um fragmento da apara de furação do compósito AA356/SiC/17p. A face rugosa observa-se na Fig. 7.70 a) e a face lisa na Fig. 7.70 b). Em detalhe, cada uma destas faces pode ser observada na Fig. 7.71 a) e b), respectivamente. Na Fig. 7.71 a) observa-se na face rugosa a densidade de lamelas formadas e, na Fig. 7.71 b) a face lisa estriada com uma densidade de rasgos superficiais muito superior ao apresentado para o caso do torneamento na Fig. 7.68 b).

Observações em diversas aparas mostraram que o aumento da velocidade de corte promove uma diminuição do número de rasgos na superfície lisa da apara, o que confirma o anteriormente referido. A apara de furação foi obtida a uma velocidade de 40m/min. e a de torneamento a 250m/min.

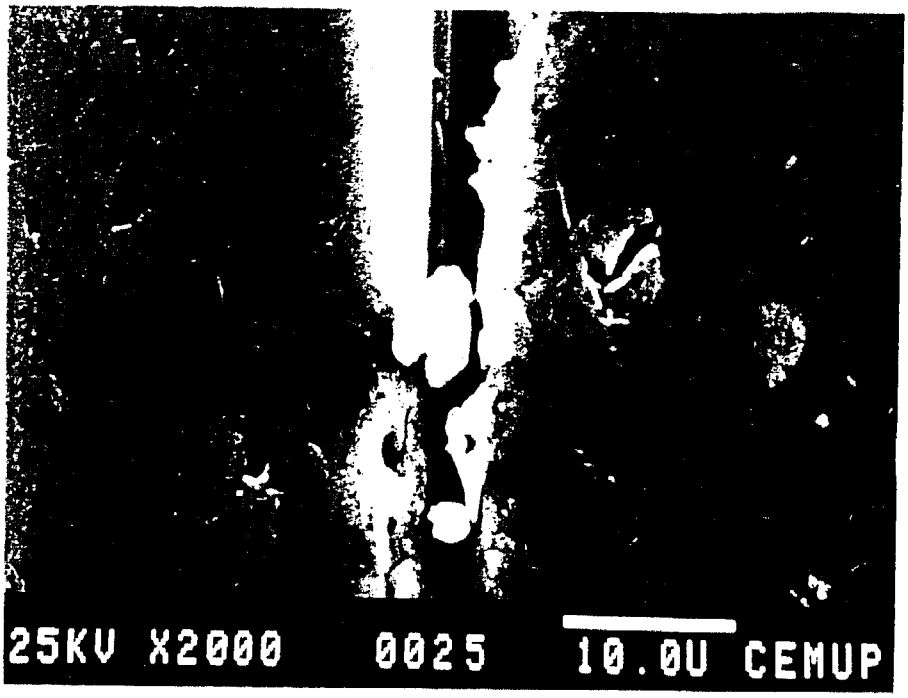


a)MEV:ES ampliação (300x)



b) MEV:ES ampliação (300x)

Fig. 7.68 Detalhe da apara da Fig. 7.67.
a) Zona de deformação primária (face rugosa).
b) Zona de deformação secundária (face lisa).

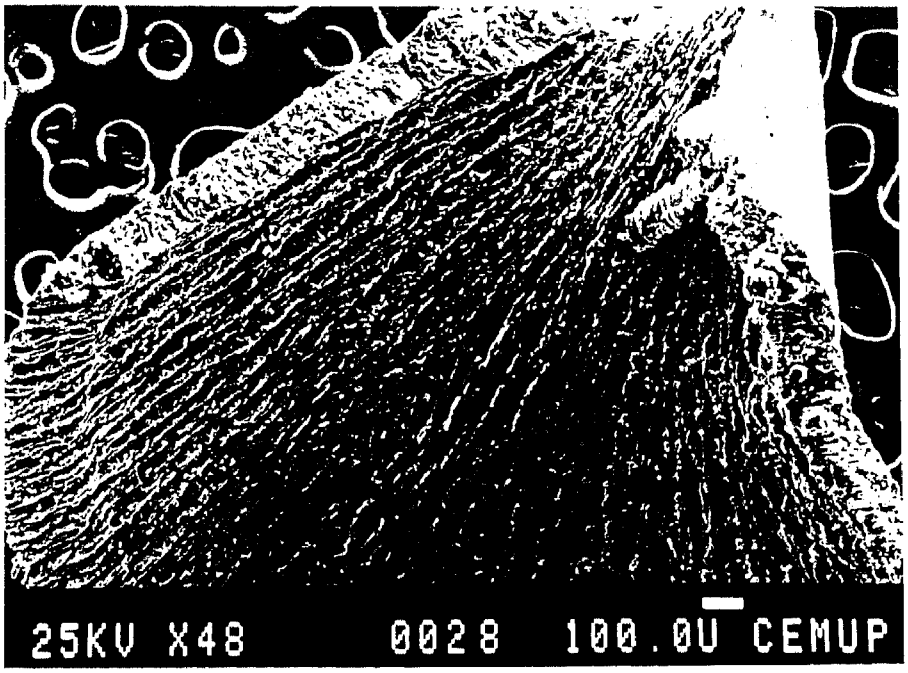


MEV:ES ampliação (2000x)
Fig. 7.69 Pormenor da zona de deformação secundária. Partículas de SiC a rasgarem a face lisa da apara provocando uma estria.

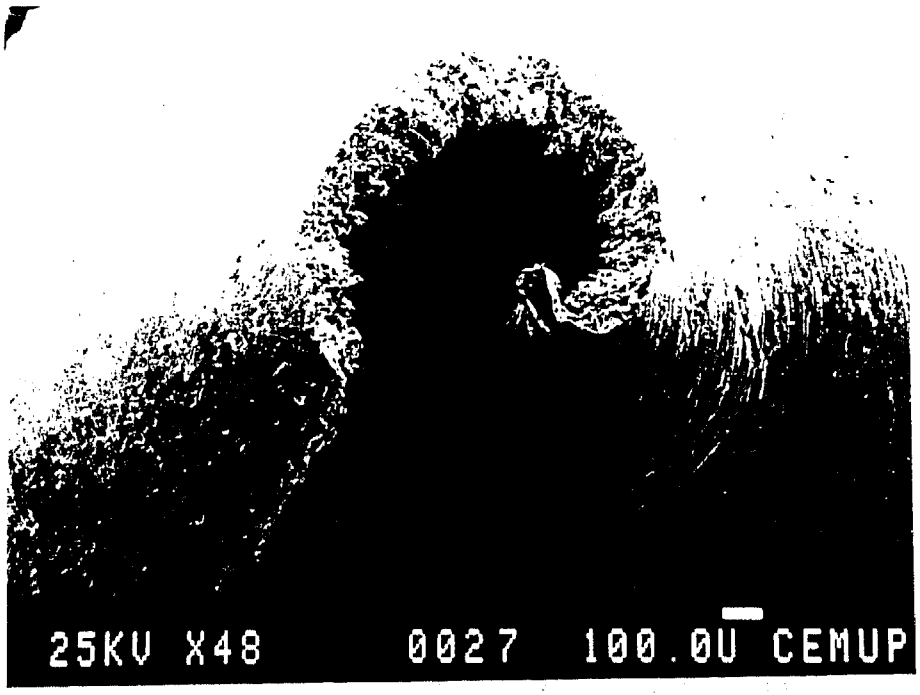
Para a furação do compósito AA356/SiC/20p com brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20 as observações foram em tudo semelhantes às verificadas para as brocas com insertos de PCD. Foi detectada presença de material da ferramenta, tal como aconteceu no torneamento, preferencialmente junto aos rasgos onde se encontram alojadas as partículas de SiC. Na Fig. 7.72 a) podemos observar o aspecto geral da face lisa da apara e na Fig. 7.72 b) o detalhe dos rasgos onde, preferencialmente, se encontram as partículas de SiC e o material desgastado da ferramenta.

Na Fig. 7.73 a) observa-se o aspecto geral da face rugosa da apara e na Fig. 7.73 b), o detalhe. Nesta última, é possível observar, à superfície, a presença de quatro partículas de SiC incrustadas na superfície do material deformado da apara.

Do referido anteriormente sobre a textura das aparas, pode concluir-se que a presença das partículas de SiC no material a maquinar é determinante. Na face brillhante, as partículas soltas são responsáveis pelo estriado observado na apara. Os rasgos poderão ser devidos à diferente aptidão para a deformação plástica da matriz e do reforço. As partículas inseridas no material da matriz em plena deformação podem actuar como "travão" obrigando à



a) MEV:ES ampliação (48x)

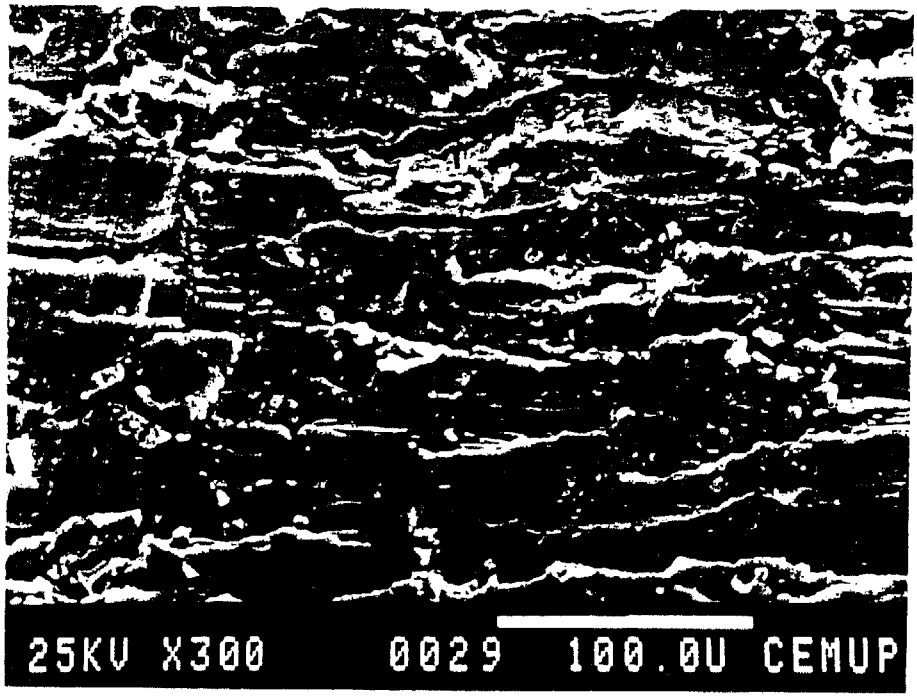


b) MEV:ES ampliação (48x)

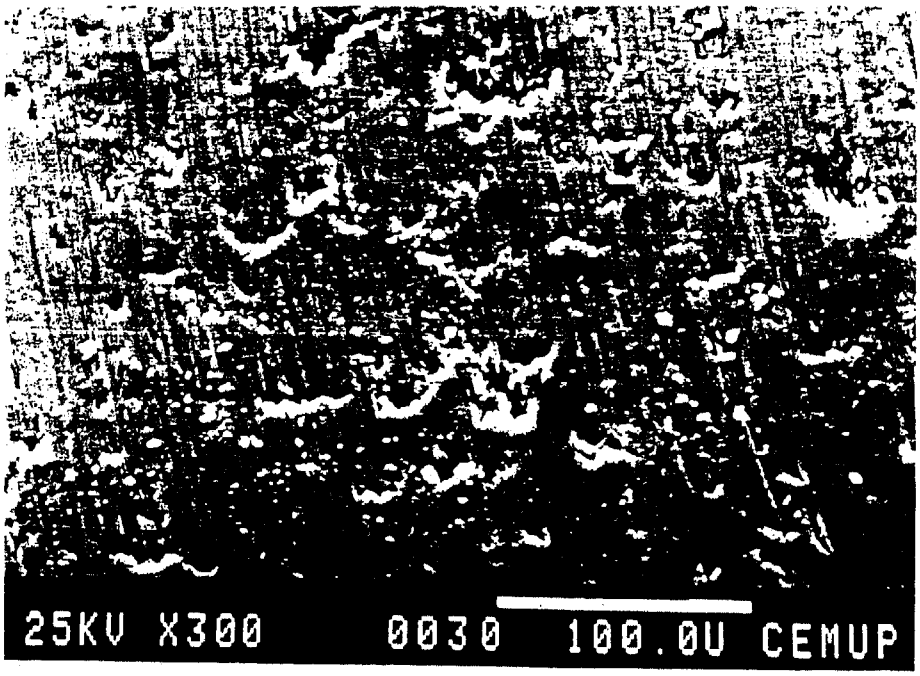
Fig. 7.70 Panorâmica geral de um fragmento da apara de furação, do compósito AA356/SiC/17p, com a broca N°1 com insertos de PCD, Vc=40m/min., a=0,1mm/rot. com emulsão Alusol-B 8%.

a) Zona de deformação primária (face rugosa).

b) Zona de deformação secundária (face lisa).

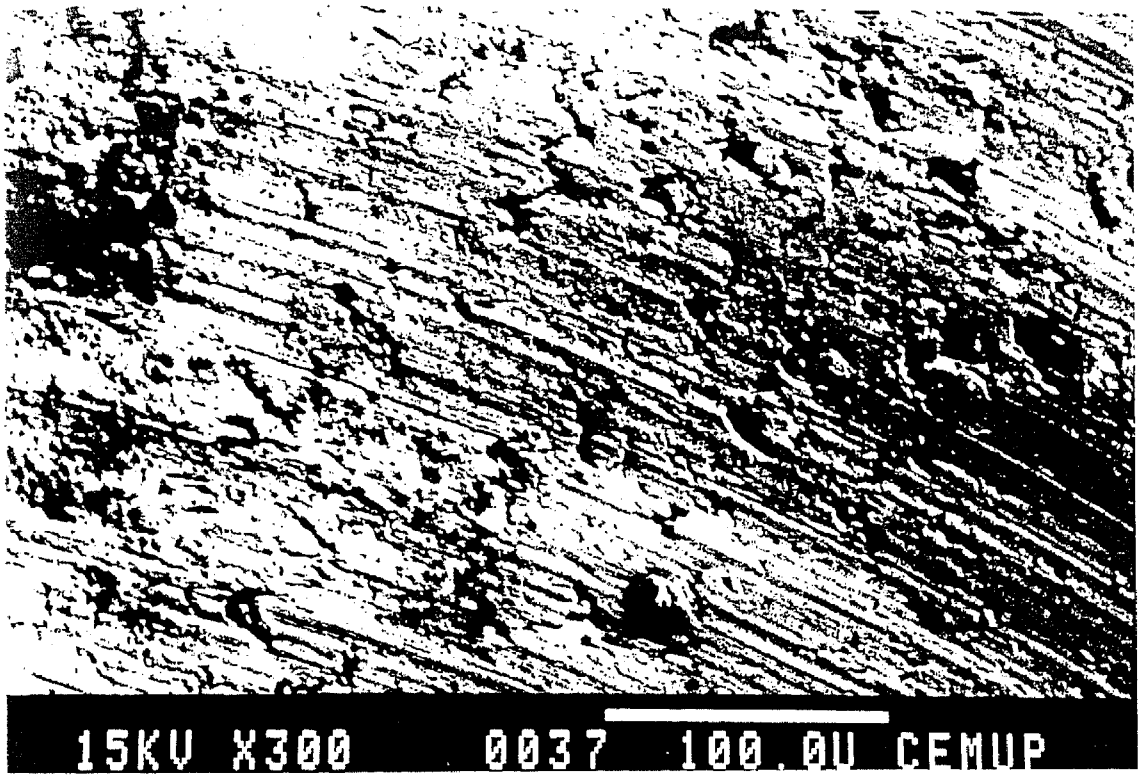


a) MEV:ES ampliação (300x)

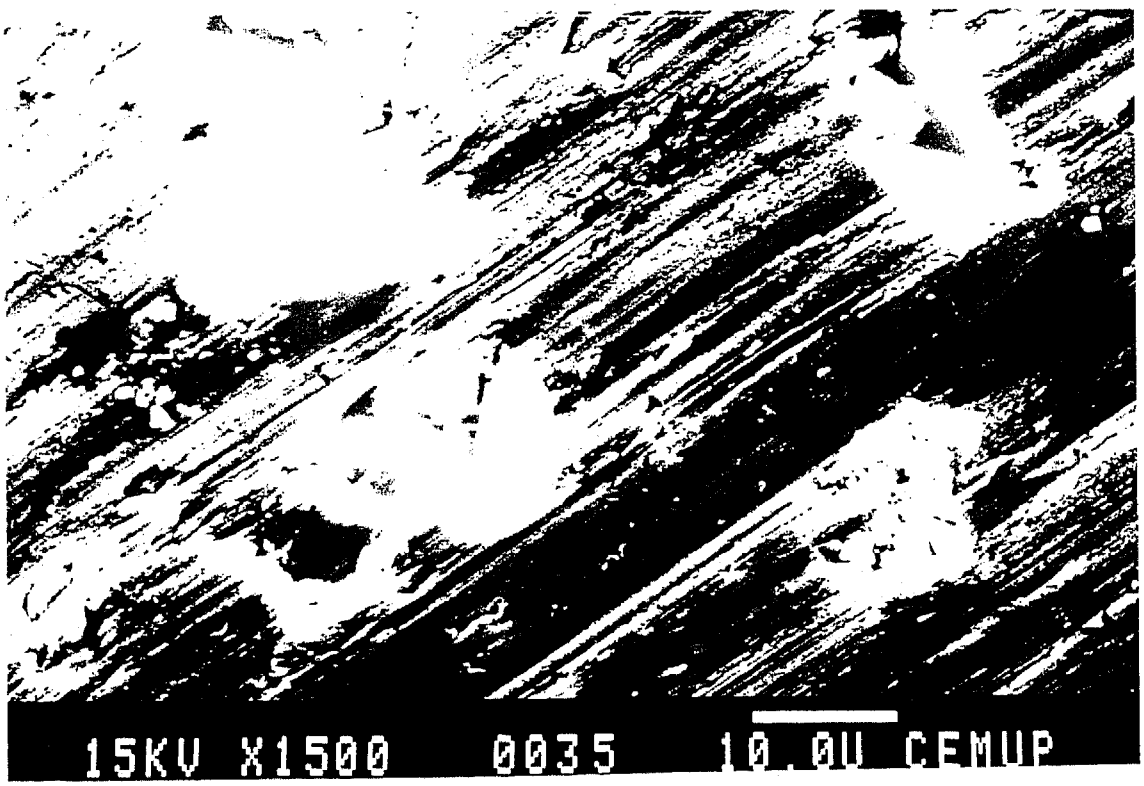


b) MEV:ES ampliação (300x)

Fig. 7.71 Detalhe da apara da Fig. 7.70.
a) Zona de deformação primária (face rugosa).
b) Zona de deformação secundária (face lisa).

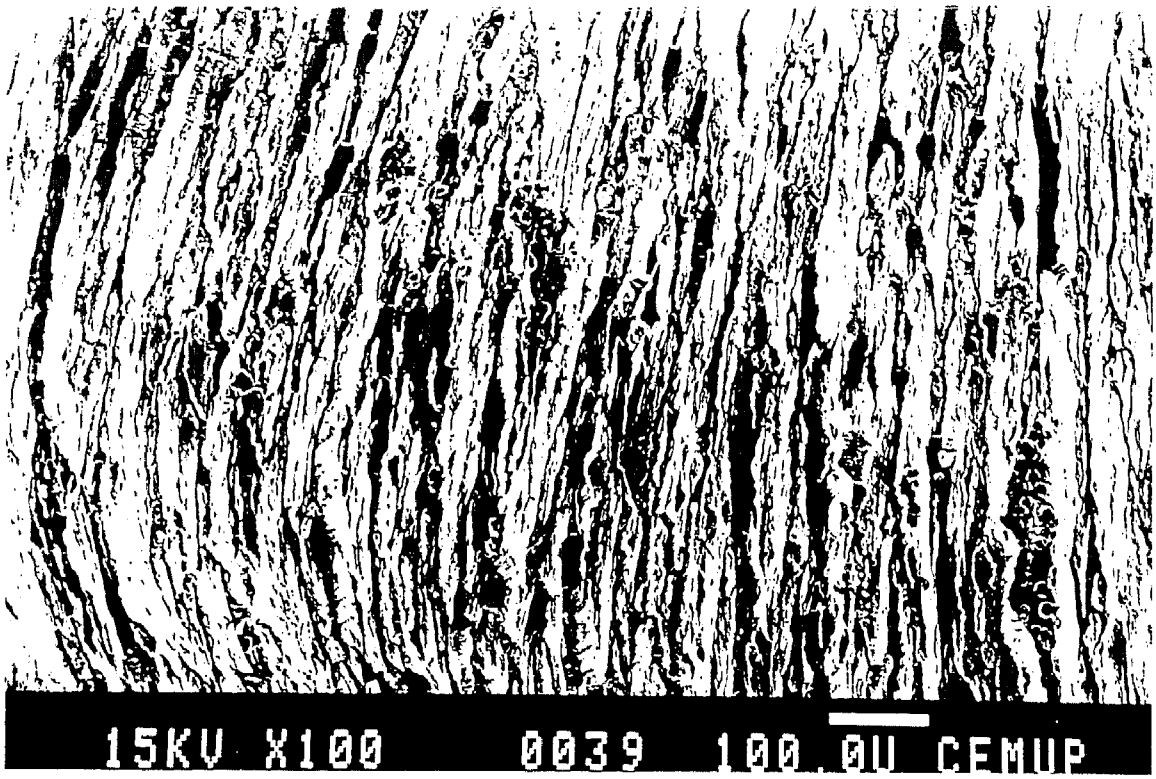


a) MEV:ES ampliação (300x)



b) MEV:ES ampliação (1500x)

Fig. 7.72 Face brilhante da apara de furação, do compósito AA356/SiC/20p obtida com a broca Nº 3 de carbonetos sinterizados da classe K10 com revestimento de TiN, Vc=40m/min., a=0,2mm/rot. com emulsão Alusol-B 8%. a) Aspecto geral. b) Detalhe - rasgos (cavidades) e o estriado.



a) MEV:ES ampliação (100x)

b) MEV:ES ampliação (900x)

Fig. 7.73 Face rugosa da apara de furação, do compósito AA356/SiC/20p, obtida com a broca N°3 de carbonetos sinterizados da classe K10 com revestimento de TiN, Vc=40m/min., a=0,2mm/rot com emulsão Alusol-B 8%. a) Aspecto geral. b) Detalhe - incrustação superficial de quatro partículas de SiC no material deformado plasticamente da matriz.

rotura do material da matriz originando os rasgos observados. Nestes locais poderão ainda depositar-se partículas soltas do reforço e do material da ferramenta desgastada como foi verificado para as ferramentas de carbonetos sinterizados.

As aparas obtidas constituem um facto integrante da caracterização da maquinabilidade de um material. Nos diversos processos de maquinagem é importante caracterizar o tipo e forma das aparas obtidas conforme foi documentado no capítulo 3, secção 3.2.3. No nosso caso este estudo serve ainda para melhor compreender e fundamentar os mecanismos de desgaste das ferramentas.

Finalmente, refere-se que na maquinagem com ferramentas com insertos de PCD a forma da apara que conduz, na generalidade, a forças de corte mais estáveis foi a apara curta, tubular ou helicoidal em gume (tipo 2.2 e 4.2), em torneamento, e apara em lasca (tipo 7.1), em furação.

7.5 Acabamento superficial.

7.5.1 Generalidades.

O fim último da maquinagem é produzir peças mecânicas, com superfícies funcionais, com precisão dimensional e geométrica adequada e, ainda, com o acabamento superficial requerido.

Para os mais diversos materiais metálicos tradicionais em que são efectuadas as peças mecânicas têm sido realizados numerosos estudos [51, 52, 53, 98 e 141] com o objectivo de optimizar os parâmetros de corte e obter a qualidade superficial desejada. Contudo, no que respeita aos compósitos de matriz de alumínio esses estudos têm sido pontuais e escassos. Entendemos, portanto, apresentar alguns aspectos de realce da nossa investigação dado que o acabamento superficial obtido pode e deve ser utilizado como critério da avaliação da maquinabilidade, quer em furação quer em torneamento.

O termo acabamento superficial, engloba os defeitos microgeométricos de superfície de 3ª e 4ª ordem (rugosidade periódica e aleatória).

A rugosimetria é a técnica de caracterização do acabamento superficial mais divulgada. Serve de suporte à aplicação dos critérios - parâmetros de rugosidade. A caracterização completa do acabamento superficial necessita de três grupos de critérios: de amplitude, de espaçamento e híbridos. Os critérios de amplitude, a rugosidade média

aritmética (Ra), a amplitude máxima de rugosidade (Rt) e a profundidade média da rugosidade (Rz) são os mais utilizados segundo as principais normas internacionais.

No nosso trabalho utilizámos os critérios, Ra, Rz e Rt de acordo com a norma ISO/DIS 4287/1 e todas as palpagens foram realizadas perpendicularmente às estrias de maquinagem, conforme a recomendação das normas.

7.5.2 Furação.

Para a furação do compósito AA356/SiC/20p podemos observar a evolução do acabamento superficial caracterizado pela rugosidade média aritmética (Ra), Fig. 7.74 e pela amplitude máxima da rugosidade (Rt), Fig. 7.75, obtido com brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20, ao longo do tempo de corte.

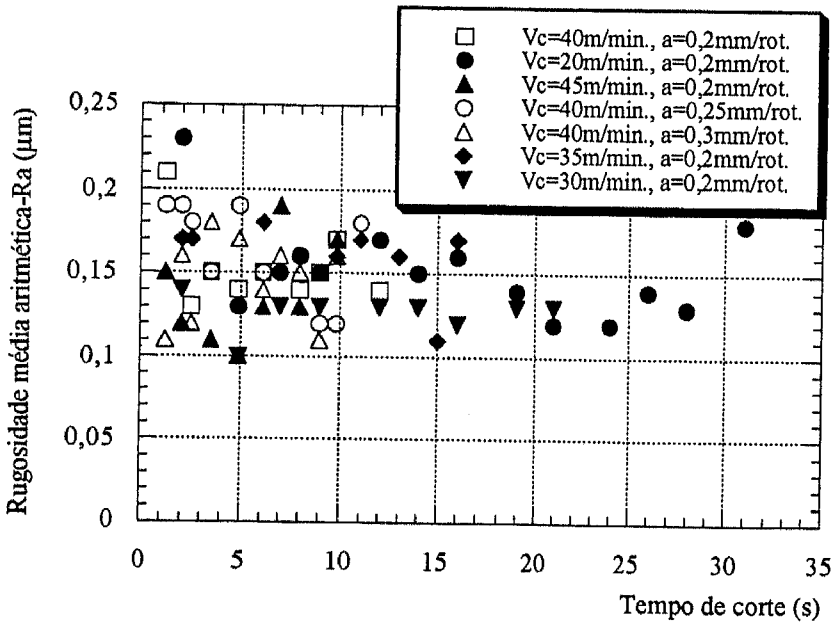


Fig. 7.74 Evolução da rugosidade média aritmética (Ra) ao longo do tempo de furação, do compósito AA356/SiC/20p, com brocas de carbonetos sinterizados de classe K10/20.

Da análise dos resultados obtidos não nos foi possível distinguir a influência das condições de corte -velocidade de corte e avanço- ensaiadas nos valores de Ra e Rt obtidos. No entanto, em qualquer das situações ensaiadas o valor de Ra variou, aproximadamente, entre 0,1 e 0,25 µm, Fig. 7.74 e o valor de Rt variou, aproximadamente, entre 1 e 4 µm, Fig. 7.75. Os valores obtidos permitem-nos dizer que, do ponto de vista do acabamento superficial, é dispensável qualquer operação posterior de mandrilagem.

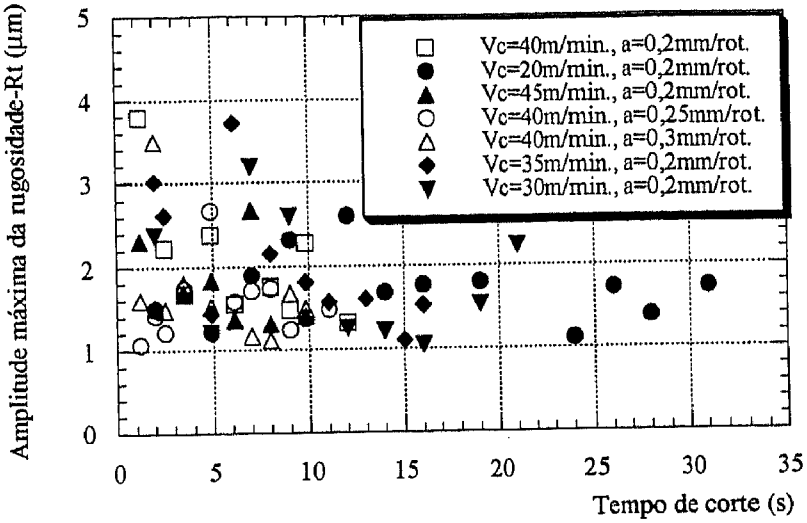


Fig. 7.75 Evolução da amplitude máxima da rugosidade (Rt) ao longo do tempo de furação, do compósito AA356/SiC/20p, com brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20.

Nas Fig.s 7.76 e 7.77 podemos observar a evolução da rugosidade média aritmética (Ra) e da amplitude máxima da rugosidade (Rt), respectivamente, ao longo do tempo de furação, do compósito AA356/SiC/17p, com brocas com insertos de PCD.

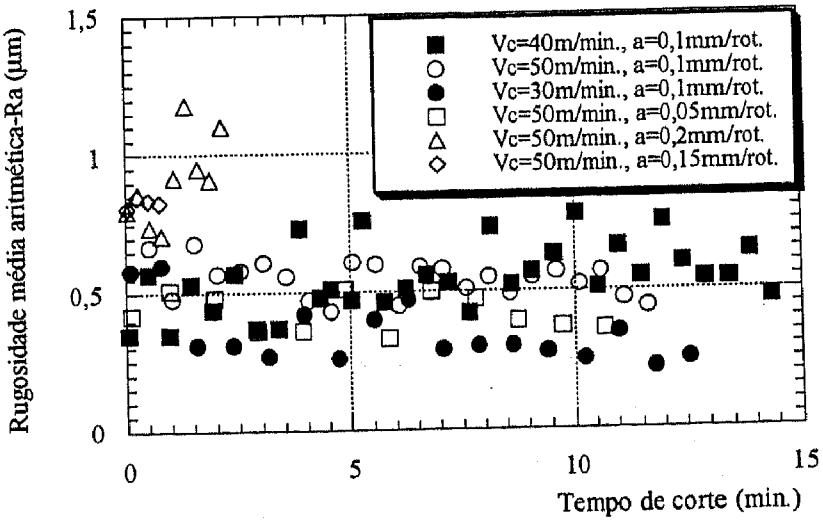


Fig. 7.76 Evolução da rugosidade média aritmética (Ra) ao longo do tempo de furação, do compósito AA356/SiC/17p, com brocas com insertos de PCD.

Neste caso, ao contrário do que aconteceu na furação com as brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20, foi possível identificar a influência das condições de corte -velocidade de corte e avanço- nos dois critérios de avaliação da rugosidade, Rt e Ra, ao longo do tempo de corte. Verificou-se que, tal como acontece nos materiais tradicionais, a influência do avanço é mais significativa do que a da velocidade de corte, para a gama de condições de corte ensaiadas. Em geral, o aumento do avanço e a diminuição da velocidade de corte originam o aumento do Ra e Rt . Assim, a modificação das condições de corte neste sentido significa, na prática, piorar o acabamento superficial obtido.

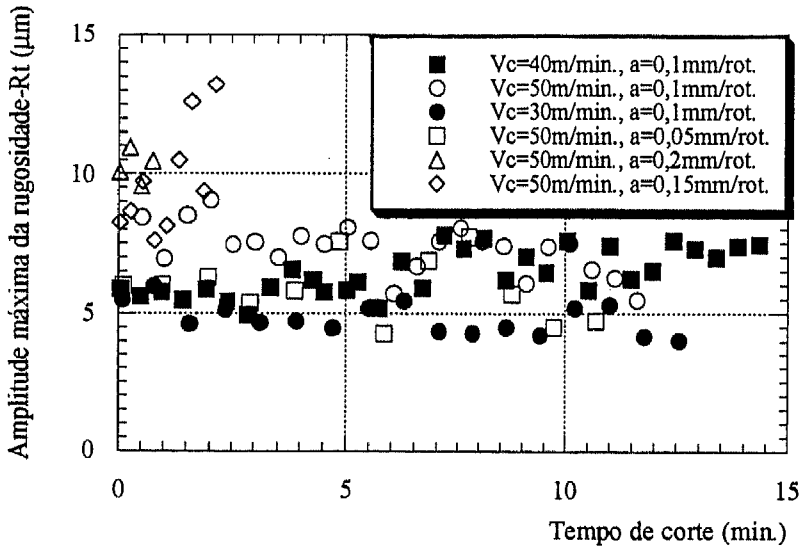


Fig. 7.77 Evolução da amplitude máxima de rugosidade (Rt) ao longo do tempo de furação, do compósito AA356/SiC/17p, com brocas com insertos de PCD.

Com excepção de algumas situações ensaiadas, na generalidade, o valor de Ra variou, aproximadamente, entre 0,25 e 0,8µm, Fig. 7.76 e o Rt entre 4 e 10µm, Fig. 7.77. Embora se trate de valores que representam um pior acabamento superficial do que o obtido com brocas de carbonetos sinterizados do tipo K10/20 pode, ainda, dispensar-se a operação de mandrilagem posterior. Note-se que na prática industrial utilizam-se as operações de mandrilagem quando se pretende obter furos com um acabamento superficial, Ra ≤ 0,8 µm.

Do que foi referido anteriormente podemos inferir que as brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20 conduzem à obtenção de um acabamento superficial melhor do que as brocas com insertos de PCD.

A corroborar este raciocínio podemos observar o relatório de caracterização do acabamento superficial típico na Fig.7.78 a) de um furo (189) obtido com a broca N°1 de carbonetos sinterizados da classe K10/20 e, na Fig.7.78 b), de um furo (296) obtido com a broca N°1 com insertos de PCD. As condições de corte -velocidade de corte e avanço- utilizadas na obtenção dos dois furos foram idênticas (Vc=40m/min., a=0,1mm/rot.) assim como o tempo de corte (1 minuto) e o número de furos realizados (16 furos de ≈12mm).

Na Fig. 7.79 podemos observar o aspecto da entrada de vários furos, todos obtidos com brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20 com um desgaste superior ao admissível, VBmáx=0,6mm.

Observou-se a presença de rebarba fissurada na entrada dos furos e fragmentação na saída. Estes factores podem observar-se com detalhe para o furo 189, na Fig. 7.80 a) e b), respectivamente. Assim, podemos inferir que, embora no relatório de caracterização do acabamento superficial, Fig. 7.78 a), o furo apresente uma qualidade muito boa, não tem contudo, uma entrada e uma saída satisfatórias.

Poderemos, pois concluir, que avaliar a qualidade do furo neste tipo de compósito obtido com broca de carbonetos sinterizados da classe K10/20, pelo acabamento superficial, não é suficiente como ficou demonstrado.

Na Fig. 7.81 a) podemos observar o aspecto da entrada de vários furos obtidos com brocas com insertos de PCD. A entrada do furo 296, da qual se apresenta o relatório de caracterização de acabamento superficial, Fig. 7.78 b), pode ser observada, com detalhe, na Fig. 7.81 b). Ao contrário do que se verificou na furação destes materiais com brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20 não se verificou a presença de rebarba, na entrada dos furos ou de fragmentação, na saída.

Da análise anteriormente efectuada podemos concluir que na furação deste tipo de compósitos as brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20 embora conduzam a um acabamento superficial do furo, muito bom, não permitem a obtenção da entrada e saída com qualidade aceitável, sobretudo quando o desgaste na face de saída se torna elevado.

No que respeita à furação com brocas com insertos de PCD podemos observar que, por um lado, conduzem a um acabamento superficial pior que no caso anterior, embora satisfatório, dependendo das condições de corte empregues e, por outro, permitem a obtenção

HOMMELTESTER TURBO-DATAWIN Measurement Report

Name : Maq.CMMs
Department: DEMEGI-FEUP
Component : Furo189
Drwg. No. :
Date : 01.02.1995

Remark :
Remark :
Remark :
Remark :
Remark :

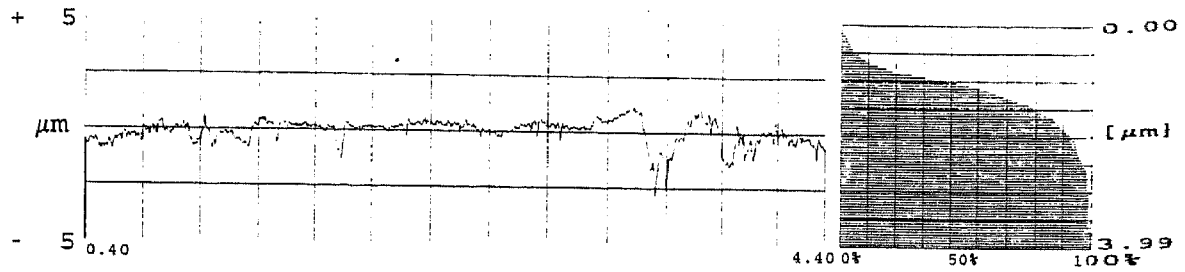
File : C:\DATEN\K10-189.PAR
Filter : M1-Filter

Lt = 4.80mm Lc = 0.80mm Mb = 160µm C1 = +0.50µm C2 = -0.50µm

Date : 01.02.1995
TEXT Rt RzI Ra

1 , 4.02 , 2.44 , 0.38 ,

a)



Date : 01.02.1995
TEXT Rt RzI Ra

1 , 8.10 , 5.20 , 0.70 ,

b)

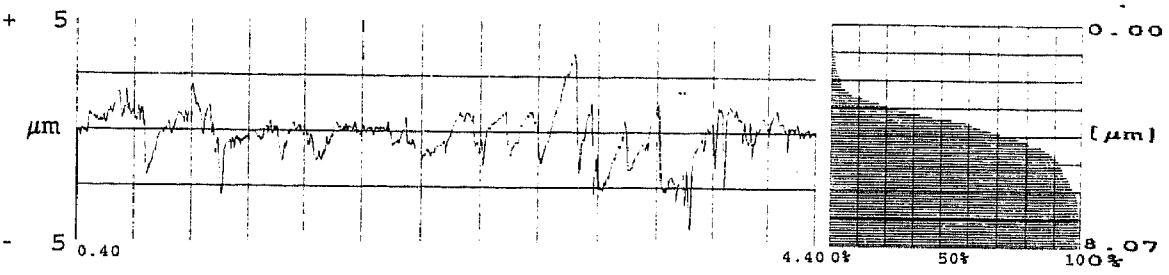
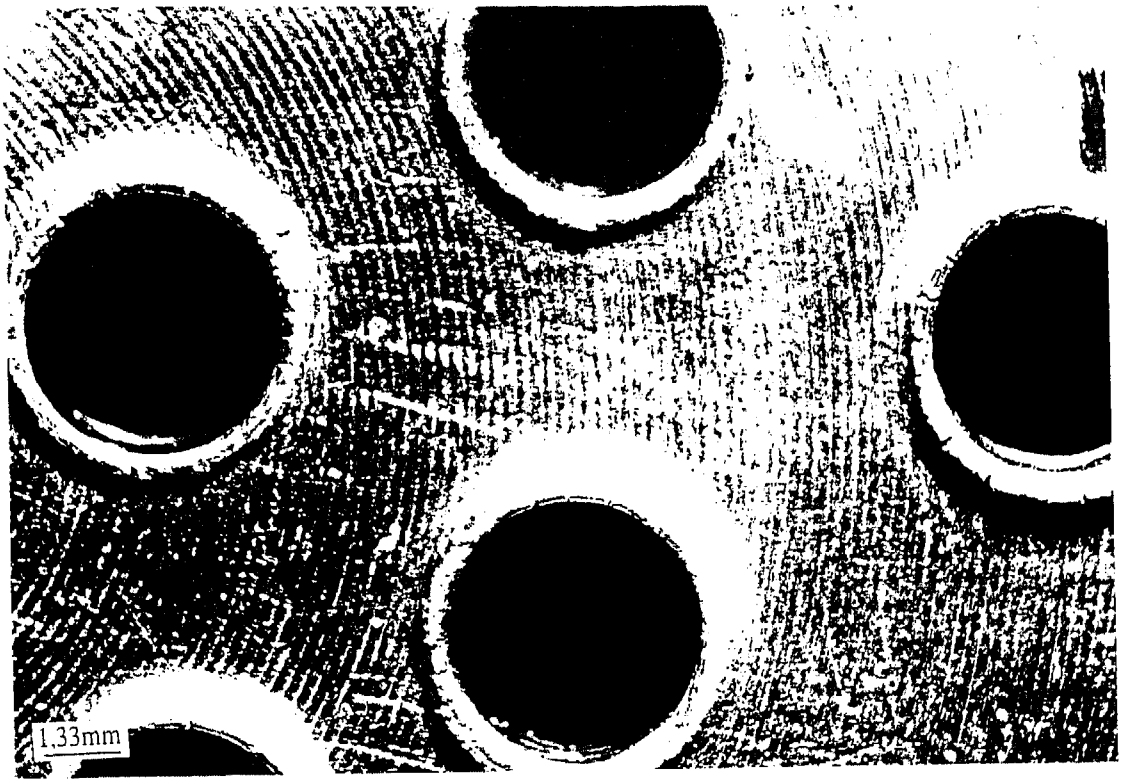


Fig. 7.78 Relatório de caracterização do acabamento superficial. Critérios ISO (Ra, Rz e Rt), perfil de rugosidade e curva de Abbott e Firestone (área suporte).
a) Furo 189 no compósito AA356/SiC/20p efectuado com broca N°1 de carbonetos sinterizados da classe K10/20, Vc=40m/min., a=0,1mm/rot., com emulsão Alusol-B 8%, tc≈1min.(16 furos de ≈12 mm).
b) Furo 296 no compósito AA 306/SiC/17p efectuado com a broca N°1 com insertos de PCD, Vc=40m/min., a= 0,1mm/rot., com Alusol-B 8%, tc≈1min. (16 furos de ≈12mm)



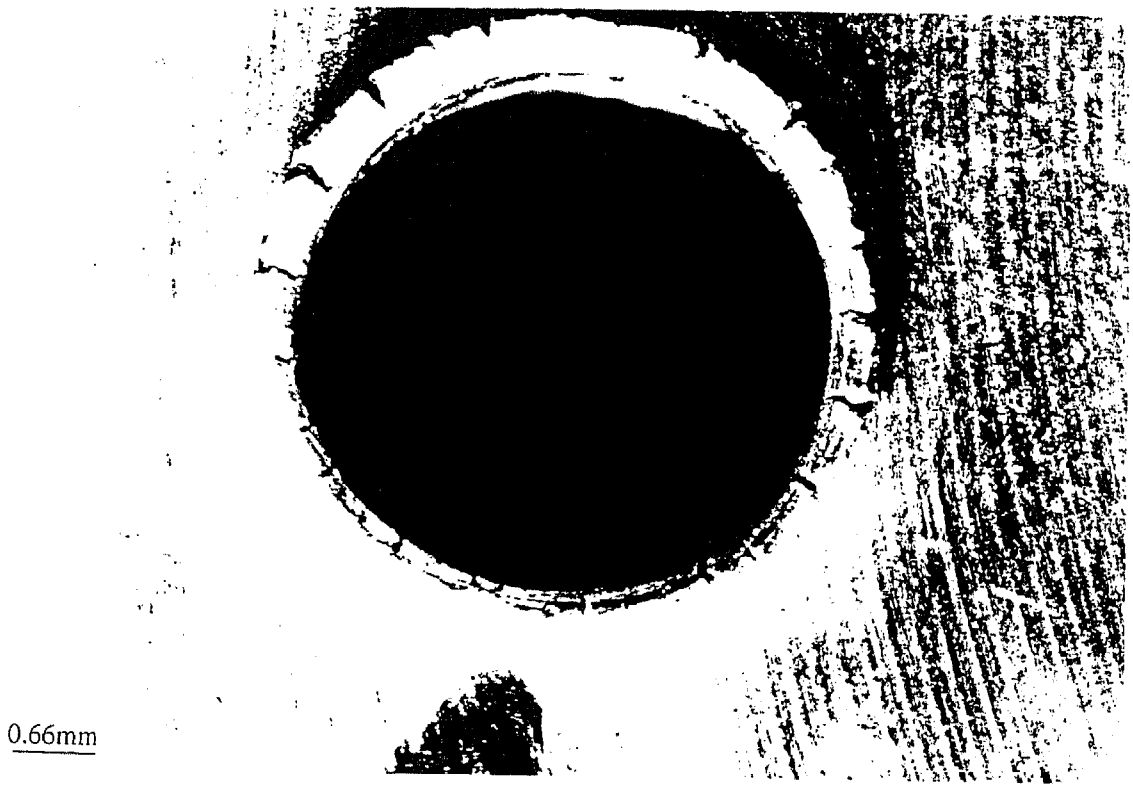
Ampliação (7,5x)
Fig. 7.79 Aspecto da entrada de vários furos obtidos, no compósito AA356/SiC/20p, com brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20, incluindo o furo 189.

de entradas e saídas dos furos praticamente isentas de rebarbas e fragmentação. Assim, a nossa análise permite questionar a avaliação da maquinabilidade deste material na furação, exclusivamente através do acabamento superficial obtido.

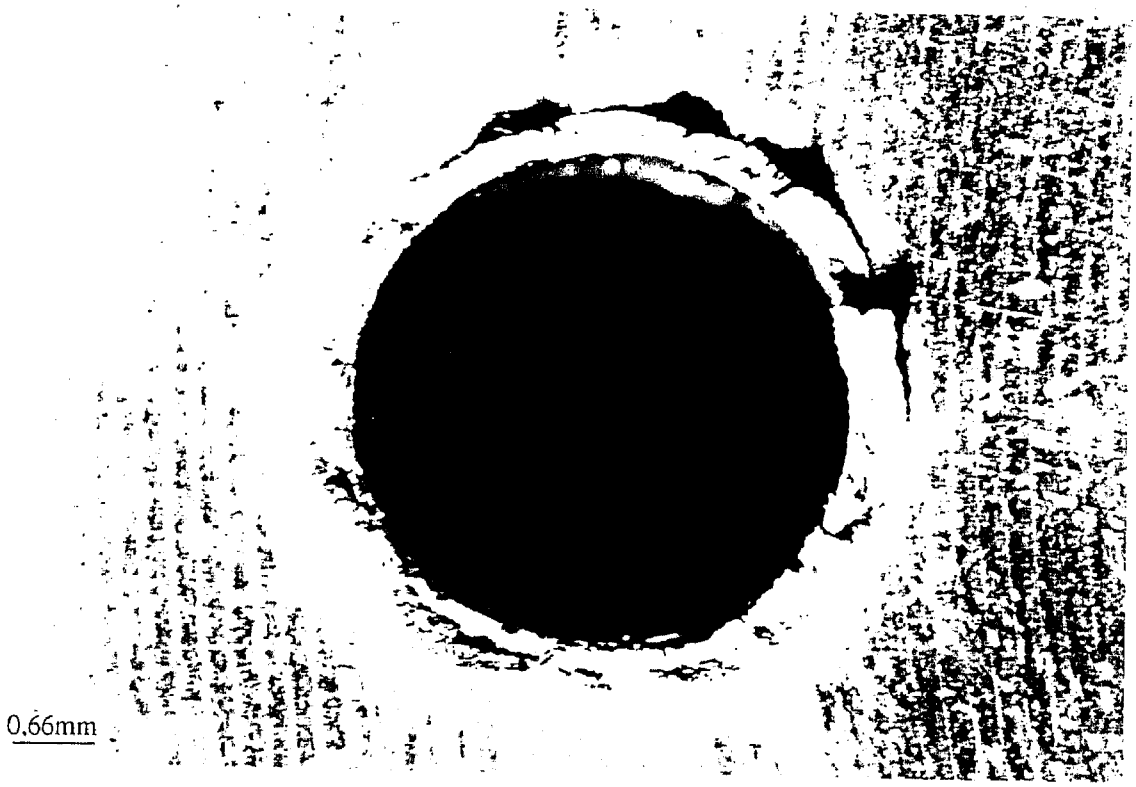
7.5.3 Torneamento.

O acabamento superficial obtido por torneamento, pode ser conseguido utilizando ferramentas de forma, com uma única aresta de corte ou, no caso geral, usando ferramentas com duas arestas de corte interligadas pelo bico.

No primeiro caso, a formação de rugosidade deve-se, nos materiais metálicos tradicionais, apenas, à contribuição devida às "imperfeições" que podem ocorrer durante o processo de corte (fracturas subsuperficiais, aresta postiça de corte, por exemplo), considerando que, do ponto de vista geométrico a superfície gerada será perfeitamente lisa. No segundo caso, existe uma contribuição geométrica, adicional, regida por um modelo teórico [52 e 53].

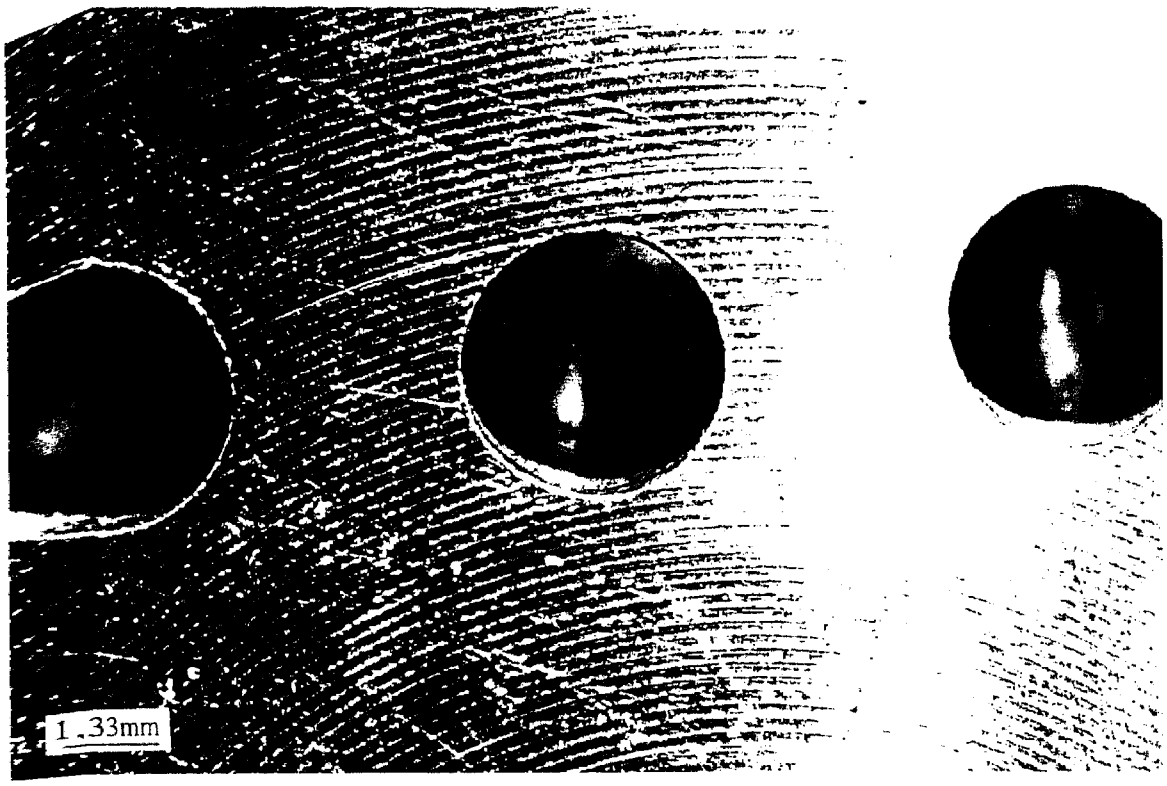


a) ampliação (15x)

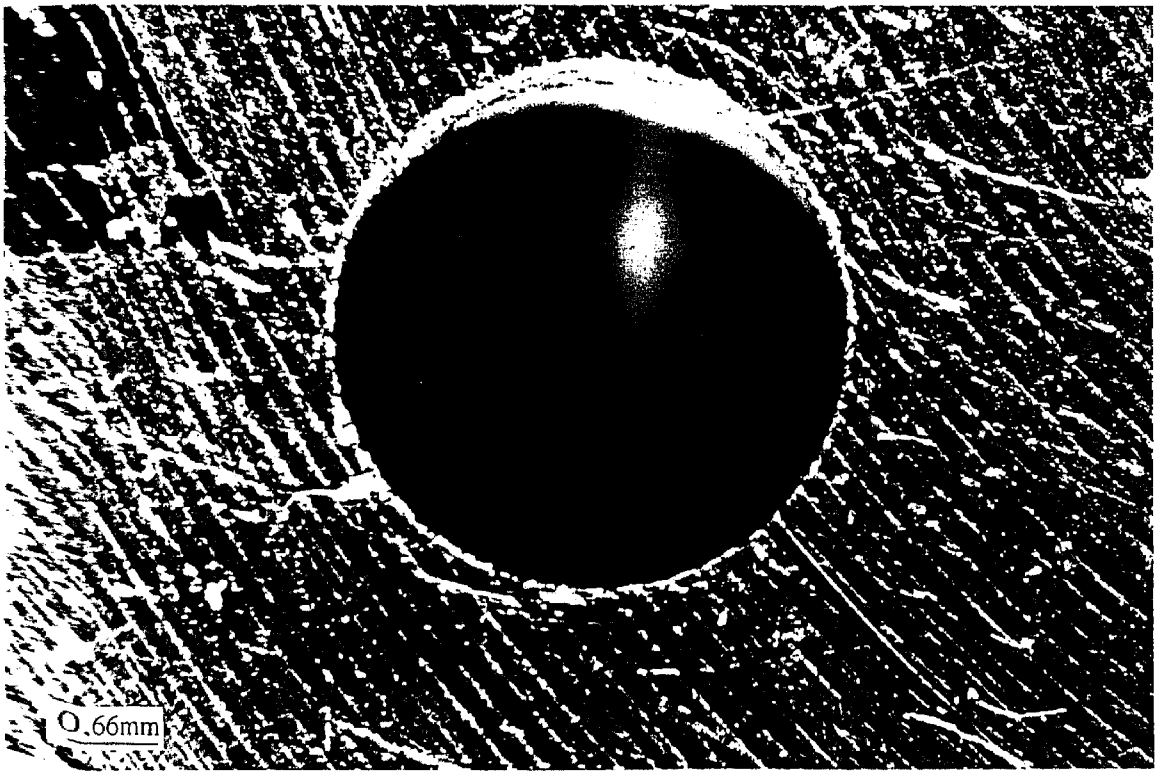


b) ampliação (15x)

Fig. 7.80 Aspecto do furo 189 obtido nas condições indicadas na Fig. 7.78a).
a) Entrada.
b) Saída.



Ampliação (7,5x)



Ampliação (15x)

Fig. 7.81 a) Aspecto de vários furos obtidos, no compósito AA356/SiC/20p, com brocas com insertos de PCD incluindo o furo 296 do lado direito.
b) Detalhe da entrada do furo 296 obtidas nas condições indicadas na Fig. 7.78b).

Os modelos geométricos teóricos têm em consideração o avanço utilizado e os elementos de forma da ferramenta de corte que asseguram o contacto com a superfície a maquinar. Deste modo, podemos diferenciar quatro modelos [52 e 53], cujos elementos de forma, relevantes no referido contacto, são os seguintes:

- a aresta de corte principal e a aresta de corte secundária, absolutamente rectilíneas.
- o raio de bico (raio de curvatura de ponta).
- a aresta de corte secundária e o raio de bico.
- a aresta de corte principal, a aresta de corte secundária e o raio de bico.

Tendo em consideração a gama de valores de avanço utilizada e a geometria das pastilhas de corte (o raio de bico e o ângulo de posição da aresta de corte principal) empregues, no nosso procedimento experimental, revelou-se apropriado o segundo modelo, em que o contacto é unicamente assegurado pelo raio de bico da ponta, como boa aproximação ao torneamento cilíndrico exterior longitudinal, em acabamento. Este modelo apresenta para o cálculo da amplitude máxima da rugosidade teórica (Rtt) a seguinte expressão:

$$R_{tt} = \frac{a^2}{8\,r} \tag{7.9}$$

Para o cálculo da rugosidade média aritmética teórica (Rta) utiliza-se uma expressão análoga:

$$R_{ta} \approx \frac{0{,}032\,a^2}{r} \tag{7.10}$$

sendo, em ambas as expressões (7.9) e (7.10), a o avanço e r o raio de bico. Foi demonstrado que este modelo só é válido quando se verificar a seguinte condição:

$$0 < \frac{a}{r} < 2\ \mathrm{sen}\chi_l \tag{7.11}$$

sendo, a o avanço, r o raio de bico e χ_l o ângulo da aresta secundária (lateral) de corte.

Do referido, anteriormente, conclui-se que a condição de corte -avanço- em conjunto com o raio de bico é determinante na contribuição geométrica (estriado de maquinagem), que entra no acabamento superficial obtido. Na nossa investigação utilizámos sempre pastilhas de

corte com um raio de bico de 0,8mm. Alguns investigadores [51, 52, 53 e 98] sugeriram que, no geral, a razão entre o raio de bico e o avanço (r/a) se deverá situar entre 3 a 5, com vista a obter um bom acabamento.

Igualmente, a condição de corte -velocidade de corte- influencia de um modo acentuado a contribuição devido às "imperfeições" resultantes do processo de corte. Com efeito, a velocidade de corte baixa ou intermédia detectou-se a tendência, na maior parte dos casos, para a formação da aresta postiça de corte, de fracturas subsuperficiais, etc. Verificou-se, também, que o penetramento é a condição de corte que tem menor relevância no acabamento superficial obtido.

Para o torneamento do compósito AA356/SiC/17p com pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K10 com revestimento de diamante podemos observar nas Fig. 7.82 a evolução ao longo do tempo de maquinagem da rugosidade média aritmética (Ra), ou seja, o

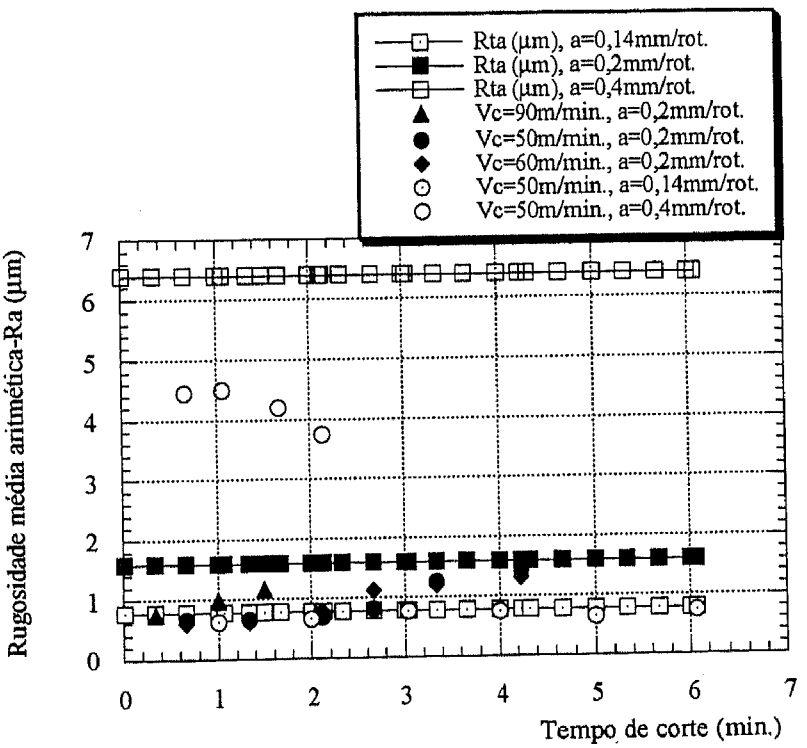


Fig. 7.82 Evolução da rugosidade média aritmética ao longo do tempo de maquinagem, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K10, com revestimento de diamante.

valor experimental obtido por meio das leituras efectuadas com o rugosímetro (média aritmética de três leituras realizadas, sobre a superfície maquinada) e o valor teórico da rugosidade média aritmética teórica (Rta), prevista pelo modelo geométrico anteriormente

apresentado para diversas condições de corte. Na Fig. 7.83 podemos observar idêntica evolução, mas para a amplitude máxima de rugosidade, valor experimental Rt e teórico Rtt.

Observou-se que, em muitos casos, os valores experimentais eram inferiores aos previstos pelo modelo geométrico. Tal facto que poderá, numa primeira análise, parecer estranho dado que à contribuição geométrica é, normalmente, adicionada uma contribuição inerente às "imperfeições" do processo de corte o que leva a que os valores experimentais sejam superiores aos teóricos. No entanto, uma explicação simples ocorre; trata-se da modificação do raio do bico provocado pelo desgaste acentuado da face de saída. Observe-se, por exemplo, a Fig. 7.12 onde se pode verificar o que acabámos de referir e que se traduz num aumento do raio do bico da ferramenta diminuindo, por conseguinte, a contribuição geométrica.

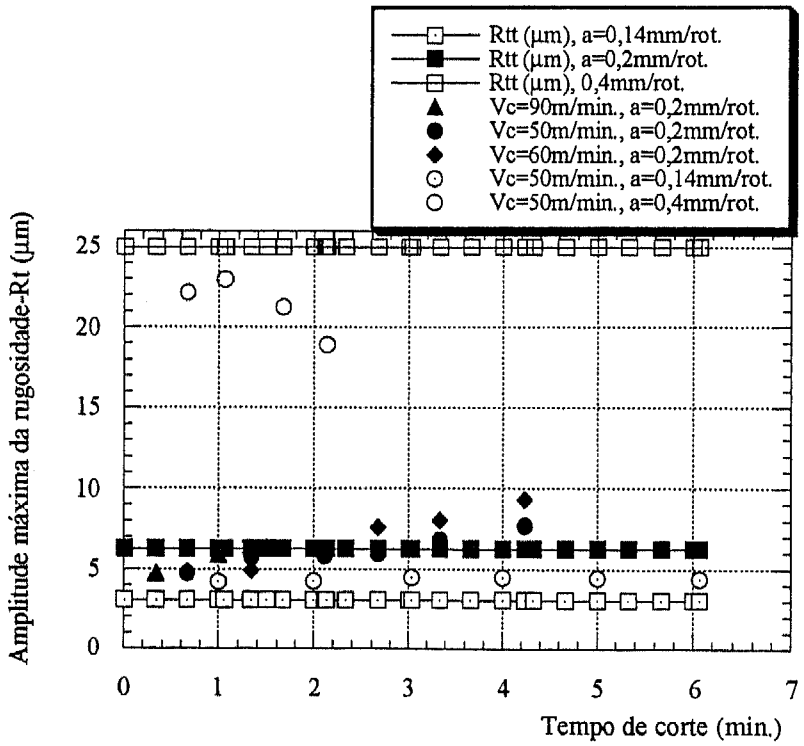


Fig. 7.83 Evolução da amplitude máxima da rugosidade ao longo do tempo de maquinagem, no torneamento, do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas de carbonetos sinterizados de classe K10, com revestimento de diamante.

Por um lado, os factos que acabamos de referir são notórios nas Fig.s 7.82 e 7.83 quando se utiliza um avanço de 0,4mm/rot.. Os valores teóricos de Ra e Rt são, respectivamente, 6,25 e 25µm e os valores experimentais obtidos situam-se, aproximadamente, entre 3,5 e 4,5µm, no primeiro caso, e 18 e 23µm, no segundo caso. Por outro, é claro que o efeito do aumento do avanço provoca um aumento da contribuição geométrica no valor dos critérios de rugosidade - Ra e Rt -, por conseguinte, um pior

acabamento superficial. A influência da velocidade de corte não parece significativa nos valores de Ra e Rt obtidos.

O aumento do tempo de corte e, por conseguinte, do desgaste da ponta de corte e consequente alteração do raio de bico poderão levar a uma melhoria do acabamento superficial. Assim, podemos observar, na Fig. 7.82, que os valores experimentais de Ra se situam, aproximadamente, entre 0,5 e 1,5μm e, na Fig. 7.83, os valores experimentais de Rt se situam, aproximadamente entre 5 e 10μm, exceptuando a situação em que se utiliza um avanço elevado, 0,4mm/rot.

Ao contrário do que acabámos de referir para o torneamento com pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K10 com revestimento de diamante, na maquinagem com pastilhas com inserto de PCD observámos que a contribuição geométrica surge adicionada à contribuição inerente às "imperfeições" do processo de corte. Nas Figs. 7.84 e 7.85 podemos observar a evolução ao longo do tempo de corte dos valores experimentais e teóricos da rugosidade média aritmética e da amplitude máxima da rugosidade obtida no torneamento do mesmo compósito com pastilhas com inserto de PCD, para diversas condições de corte.

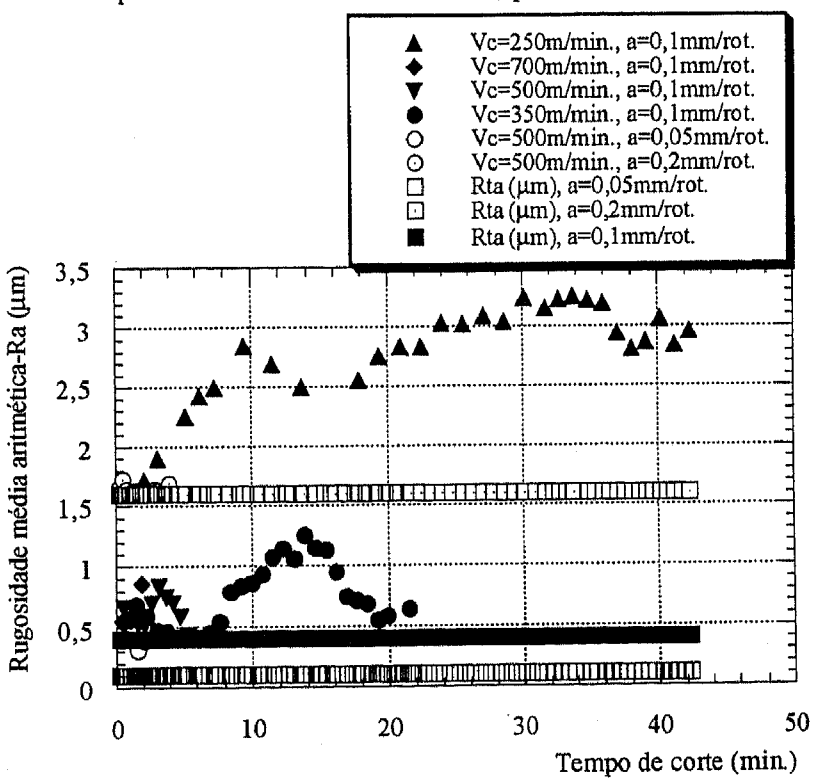


Fig. 7.84 Evolução da rugosidade média aritmética ao longo do tempo de maquinagem, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas com inserto de PCD.

Verificou-se que a velocidade de corte tem, neste caso, uma importância determinante. Para a menor velocidade de corte ensaiada -250m/min- é notória a contribuição das

"imperfeições" inerentes ao processo de corte, nos dois critérios de rugosidade utilizados - Ra e Rt. Em ambos os casos os valores experimentais são muito superiores aos obtidos pelo modelo teórico. Este facto pode ser atribuído à presença de estrias abrasivas na superfície maquinada e, sobretudo, ao arrancamento de partículas de reforço pela ponta de corte, conforme foi comprovado pela observação das superfícies no microscópio estereoscópico.

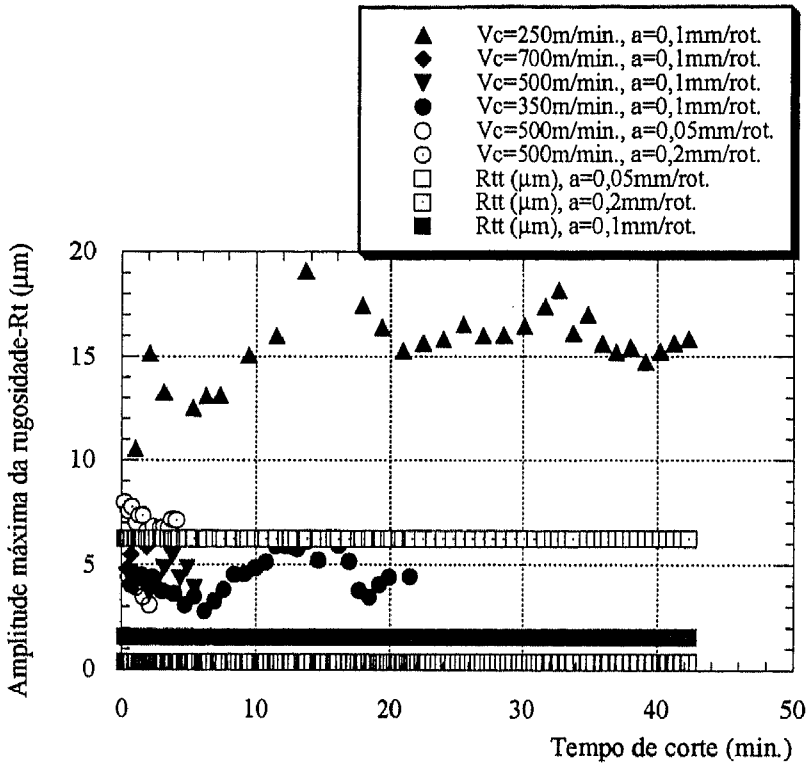


Fig. 7.85 Evolução da amplitude máxima da rugosidade ao longo do tempo de maquinagem, no torneamento do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas com inserto de PCD.

O aumento da velocidade de corte provoca uma menor discrepância entre os valores geométricos teóricos previstos pelo modelo e os obtidos experimentalmente, Fig.s 7.84 e 7.85.

O efeito do avanço é semelhante ao já anteriormente referido para o torneamento com pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K10 revestidas a diamante. O aumento do avanço e, por conseguinte, da contribuição geométrica provoca o aumento do valor dos critérios Ra e Rt e, logo, piora o acabamento superficial obtido.

Podemos observar na Fig. 7.84 que os valores experimentais de Ra obtidos se situaram aproximadamente entre 0,3 e 2μm e, na Fig. 7.85, que os valores experimentais de Rt obtidos se situaram aproximadamente entre 2,5 e 9,5μm exceptuando a situação em que se utilizou menor velocidade de corte - 250m/min.

Assim podemos inferir que é possível obter valores de Ra<0,8μm, desde que se utilizem condições de corte -velocidade de corte e avanço- adequadas, o que na prática significa dispensar as peças em compósito da operação de rectificação cilíndrica, garantindo o acabamento superficial adequado para as superfícies funcionais de precisão.

De toda a análise anteriormente realizada no torneamento deste compósito podemos concluir que as pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K10 com revestimento de diamante conduzem a um acabamento superior dado que o desgaste, em particular, na face de saída afecta o raio do bico da pastilha provocando o seu aumento e, por conseguinte, uma diminuição da contribuição geométrica. Assim se explica que os valores experimentais sejam inferiores aos obtidos através do modelo geométrico teórico que contempla a utilização de raio do bico inicial da pastilha.

Verificações experimentais mostraram que a precisão dimensional bem como a entrada e saída das peças maquinadas não se apresentam satisfatórias, sobretudo, após se ter ultrapassado o desgaste admissível, VB=0,6mm.

As pastilhas com inserto de PCD conduzem a um acabamento superficial ligeiramente inferior ao caso anterior. Nesta situação o raio do bico da pastilha mantem-se perfeito ao longo de um elevado tempo de corte. À contribuição geométrica é adicionada a contribuição devido às "imperfeições" inerentes ao processo de corte, o estriado abrasivo e o arrancamento de partículas de reforço da superfície. De acordo com os nossos ensaios para as menores velocidade de corte, esta última contribuição tem um peso mais significativo. Verificações experimentais mostraram que, neste caso, a precisão dimensional e as entradas e saídas das peças maquinadas apresentam-se muito satisfatórias ao longo de um extenso tempo de corte. Note-se que existiu um caso (Vc=250m/min, a=0,1mm/rot.) em que o tempo de corte para se atingir um desgaste, VB=0,25mm, foi superior a 40 minutos.

7.6 Débito (volume de material removido).

Embora nesta investigação não se tenha pretendido optimizar o volume de material removido à peça em compósito dado que se optou por utilizar condições de corte típicas de acabamento ou semi-acabamento, vamos apresentar os débitos obtidos para as diversas ferramentas de corte ensaiadas.

Neste contexto, utilizámos quase sempre, em torneamento, um penetramento de 1mm. Na furação, efectuámos sistematicamente furos com brocas de 5mm de diâmetro. O emprego de diâmetros elevados será discutível dado que o furo poderá ser sempre aberto por outro

processo de fabrico primário. A escolha das condições de corte -velocidade de corte e avanço - teve por base outros critérios de maquinabilidade, tais como, o desgaste e vida das ferramentas, as forças e potência de corte bem como o acabamento superficial e outros.

A opção tomada (condições de corte típicas de acabamento) teve por base a prática industrial onde a maquinagem é indispensável à obtenção de superfícies funcionais com precisão geométrica e dimensional e com o acabamento superficial requerido. Também por maquinagem são obtidos furos toleranciados, rebaixos, escatéis e outros pormenores, por vezes, importantes para o funcionamento dos componentes mecânicos.

Podemos dizer que seria impensável utilizar a maquinagem como processo de remoção em massa de material compósito de matriz de alumínio, dado o seu próprio custo e o das ferramentas necessárias para o seu corte. Postas estas considerações que limitam os valores obtidos para o débito das ferramentas passaremos à sua definição.

Conforme referimos no capítulo 3, secção 3.4.3, entende-se por débito de uma ferramenta (D) o volume de material removido à peça por essa ferramenta durante a sua vida. Assim, considerando a expressão 3.27 temos:

$$D = Lc\ S \tag{7.12}$$

sendo, Lc o percurso de corte e S a secção da apara.

Os débitos foram calculados com base nos critérios de desgaste admissíveis para as ferramentas de corte estabelecidos na secção 7.2 quer para as brocas quer para as pastilhas de corte, para os diferentes materiais de ferramenta ensaiados.

Na Fig. 7.86 podemos observar o débito obtido na furação com brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20 e com brocas de insertos de PCD em função da velocidade de corte. O avanço utilizado no primeiro caso foi 0,2mm/rot. e na segundo 0,1mm/rot.

Observámos que para as brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20, na melhor situação, obteve-se um débito de, aproximadamente, $3cm^3$ para uma velocidade de corte de 30m/min. Para velocidade de corte superior o débito tende a diminuir.

No caso da furação com brocas com insertos de PCD observou-se que o débito se manteve, praticamente, constante para as velocidades ensaiadas e próximo de $50cm^3$.

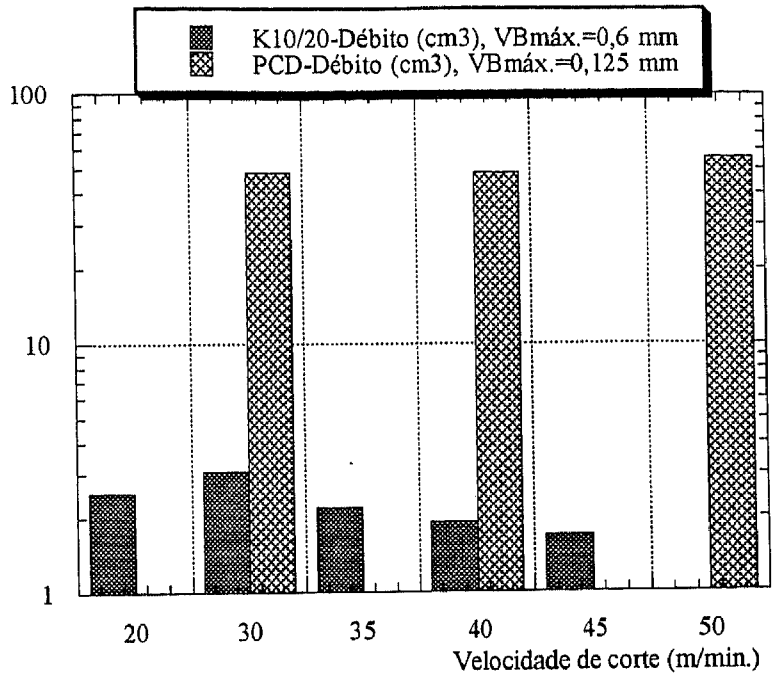


Fig. 7.86 Comparação do débito obtido na furação do compósito AA356/SiC/20p, com brocas de carbonetos sinterizados K10/20 e do compósito AA356/SiC/17p, com brocas com insertos de PCD, em função da velocidade de corte.

Na Fig. 7.87 podem observar-se os débitos obtidos na furação em função do avanço. A velocidade de corte utilizada com as brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20 foi 40m/min e com as brocas com insertos de PCD foi 50m/min.

Observámos que para as brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20, na melhor situação, obtivemos um débito de, aproximadamente, $3cm^3$ para um avanço de 0,3mm/rot. enquanto que para as brocas com insertos de PCD, na melhor situação, obtivemos um débito de, aproximadamente, $150cm^3$ para um avanço de 0,2mm/rot. Em ambos os casos verificámos que o débito cresce com o avanço.

Note-se que mesmo tendo utilizado um critério de desgaste admissível -VBmáx.- aproximadamente (4,8x) mais largo que o admitido para as brocas com insertos de PCD, foi possível obter com estes últimos um débito 50x superior, na melhor situação, em termos de débito verificado para os dois tipos de brocas.

Na Fig. 7.88 podemos observar o débito obtido, no torneamento, com pastilhas de corte de carbonetos sinterizados da classe K15 com revestimento de TiN; da classe K10 com revestimento de diamante e, ainda, com pastilhas com inserto de PCD, em função da

velocidade de corte. O avanço utilizado com as pastilhas de carbonetos sinterizados foi 0,2mm/rot. e, nas pastilhas com inserto de PCD, foi 0,1mm/rot.

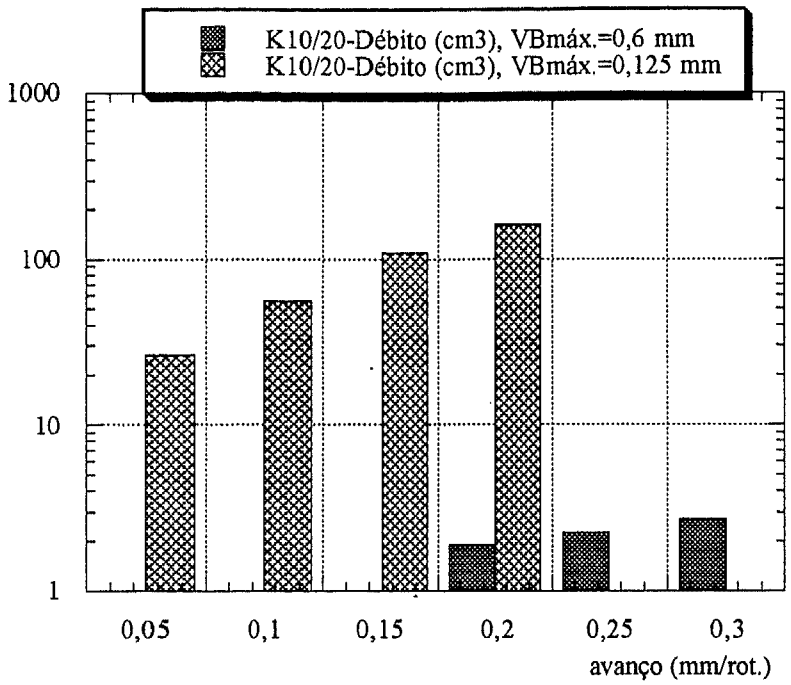


Fig. 7.87 Comparação do débito obtido na furação do compósito AA356/SiC/20p, com brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20 e do compósito AA356/SiC/17p, com brocas com insertos de PCD, em função do avanço.

Observámos que para as pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K15 com revestimento de TiN com e sem quebra aparas, na melhor situação, obtivemos um débito próximo de $10cm^3$ para uma velocidade de corte de 40m/min.

No caso do torneamento com pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K10 com revestimento de diamante obtivemos, na melhor situação, um débito de aproximadamente $150cm^3$ para uma velocidade de corte de 50m/min.

Finalmente, obtivemos para o torneamento usando pastilhas com inserto de PCD, na melhor situação, um débito aproximado de $1000cm^3$ para uma velocidade de corte de 250m/min.

Em todos os casos referidos verificámos que o débito obtido decresce com o aumento da velocidade de corte. No caso da maquinagem com pastilhas de corte com inserto de PCD esse decréscimo é extremamente acentuado para as velocidades de corte mais elevadas ensaiadas -500 e 700m/min.

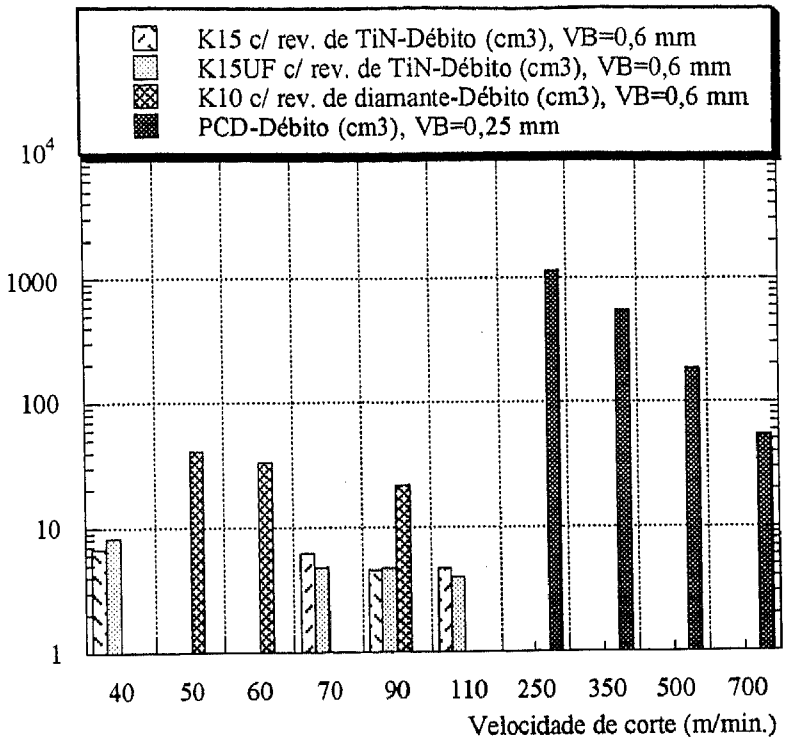


Fig. 7.88 Comparação do débito obtido, no torneamento do compósito AA356/SiC/20p, com pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K15 revestidas a TiN e do compósito AA356/SiC/17p, com pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K10 revestidas a diamante e de insertos de PCD, em função da velocidade de corte.

Na Fig. 7.89 podemos observar os débitos obtidos no torneamento, em função do avanço. As velocidades de corte empregues com as pastilhas de corte de carbonetos sinterizados da classe K15 com revestimento de TiN, de carbonetos sinterizados da classe K10 com revestimento de diamante e com insertos de PCD foram 70, 50 e 500m/min., respectivamente.

Apesar de terem sido realizados ensaios de avanço variável usando pastilhas com inserto de PCD a uma velocidade de corte extremamente elevada -500m/min.- quando comparada com as utilizadas com os outros tipos de pastilha 70 e 50m/min. observámos que apresentam o melhor débito. Atendendo ao referido não nos parece pertinente efectuar comparação.

Note-se que embora fosse utilizado um critério de desgaste admissível -VB- aproximadamente (2,4x) mais largo que o admitido para as pastilhas com inserto de PCD, foi possível obter com estas últimas um débito 100x superior à melhor situação obtida para as pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K15 com revestimento de TiN. No que diz respeito à comparação com a melhor situação obtida com as pastilhas de carbonetos

sinterizados da classe K10 com revestimento de diamante, o débito verificado usando as pastilhas com inserto de PCD foi, aproximadamente, 7x superior.

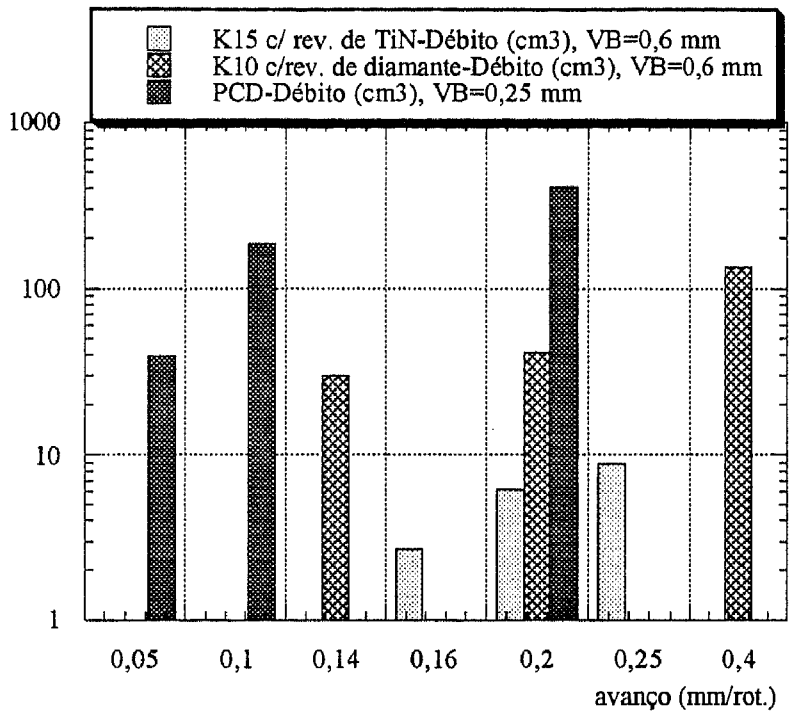


Fig. 7.89 Comparação do débito obtido, no torneamento do compósito AA356/SiC/20p com pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K15 revestidas a TiN e do compósito AA356/SiC/17p com pastilhas, de carbonetos sinterizados da classe K10 revestidas a diamante e de insertos de PCD, em função do avanço.

Do anteriormente referido com base nos nossos ensaios pode concluir-se que para as ferramentas com insertos de PCD, mesmo trabalhando em condições de corte mais severas, apresentam débitos entre 50 a 100x superiores aos obtidos com ferramentas de carbonetos sinterizados K10/20 com ou sem revestimento de TiN. Relativamente às ferramentas de carbonetos sinterizados da classe K10 com revestimento de diamante esse aumento de débito não foi tão significativo pois situou-se em aproximadamente 7x. Note-se que a comparação foi efectuada em torneamento e a velocidade de corte utilizada com as pastilhas de inserto de PCD foi 5x superior, sendo o avanço utilizado metade.

7.7 Modelização experimental em corte ortogonal.

A modelização experimental do corte por arranque de apara é, na generalidade dos casos, efectuada em corte ortogonal. Os fundamentos em que assenta esta modelização bem como as suas limitações, encontram-se tratados em inúmeros trabalhos desta área científica [51, 52, 53, e 69] conforme foi apresentado no capítulo 3, secção 3.2.1. Assumimos como

válido o referido modelo bidimensional e um comportamento perfeitamente homogéneo para o material a maquinar. Aceitamos que será discutível considerar o comportamento de um material compósito com deformação plástica homogénea, mas se analisarmos o tipo de apara obtida verificámos que é contínua, tipicamente parecida com a do material da matriz.

Para obtermos a situação de corte ortogonal e não conseguindo adquirir material compósito AA356/SiC/20p na forma de tubo, conforme já referimos no capítulo 6, secção 6.4, preparámos varões com um perfil longitudinal recortado, com forma de onda quadrada, de maneira a garantir que a largura de corte seja inferior à dimensão da aresta de corte da pastilha. Nos nossos ensaios a largura de corte foi de 5mm e a dimensão da aresta de corte de 10mm.

O movimento de avanço da ferramenta foi transversal, de acordo com o esquematizado na Fig. 7.90.

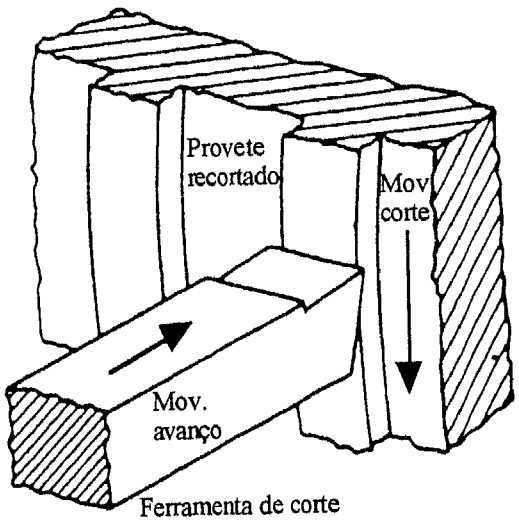


Fig. 7.90 Esquema da obtenção de corte ortogonal com provete preparado com perfil recortado.

Para a realização dos ensaios de corte ortogonal, tentámos junto de diversos fabricantes de ferramentas de corte obter uma pastilha que permitisse este tipo de corte mas com inserto de PCD. Infelizmente não foi possível a sua aquisição por nenhum se disponibilizar para o seu fabrico. Assim, tivemos de utilizar pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K20.

Em face do referido optámos por utilizar uma pastilha de corte, nova, em cada ensaio para evitar que o efeito do desgaste e o consequente arredondamento da aresta pudesse introduzir uma força adicional de penetração ou encosto.

As condições de corte utilizadas nestes ensaios podem ser observadas na Tabela 6.8, capítulo 6, secção 6.5. Todos os ensaios foram realizados como fluido de corte Alusol-B 8%.

O nosso primeiro objectivo foi determinar o ângulo de corte experimental (ϕ) que pode ser facilmente obtido conhecendo o ângulo de ataque (γ) e o grau de encalque (Rc).

De acordo com expressão 3.13, temos:

$$\phi = \text{arctg}\frac{\cos\gamma}{R_c - \text{sen}\gamma} \tag{7.13}$$

O grau de encalque foi definido no capítulo 3, secção 3.2.1.3, pela razão entre a espessura da apara obtida (e') e a espessura de corte -espessura da apara não deformada- (e).

$$R_c = \frac{e'}{e} \tag{7.14}$$

A espessura da apara obtida (e') foi determinada após o seccionamento de apara e a medição da sua espessura no microscópio de oficina, com carros micrométricos. Tomaram-se várias medidas em diversas secções da apara para cada caso. O valor que se utilizou no cálculo do grau de encalque (Rc) é o valor médio da espessura da apara obtida.

A deformação angular -distorção- (ε) é dada pela expressão 3.16:

$$\varepsilon = \frac{1 + R_c^2 - 2R_c\,\text{sen}\gamma}{R_c\cos\gamma} \tag{7.15}$$

Na Fig. 7.92 apresentam-se os valores obtidos para o ângulo de corte experimental (ϕ) e para a deformação angular (ε) em função do grau de encalque (Rc) no corte ortogonal do compósito AA356/SiC/20p.

Observou-se que em função do crescimento do grau de encalque (Rc) apresentado em abcissas do gráfico da Fig. 7.92 o ângulo de corte experimental (ϕ) decresceu

aproximadamente entre 41 e 33° e a deformação angular (ε) cresceu aproximadamente entre 2 e 2,2.

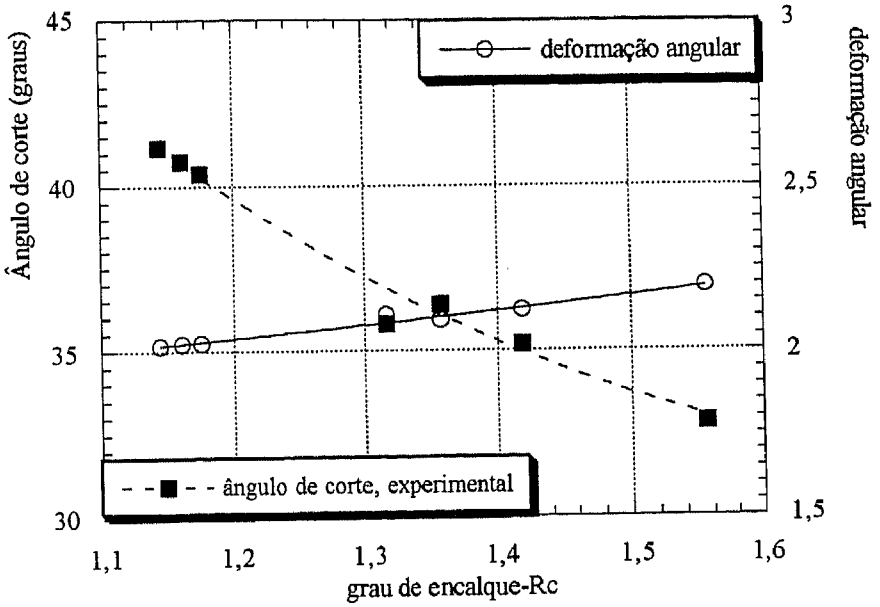


Fig. 7.92 Ângulo de corte experimental (ϕ) e deformação angular (ε) em função do grau de encalque (Rc).

Além da deformação angular (ε) podemos obter a velocidade de deformação ($\dot{\varepsilon}$) como a derivada da deformação angular (ε) em ordem ao tempo. De acordo com a expressão 3.22, temos:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\cos\gamma}{\cos(\phi-\gamma)}\frac{V_c}{\Delta_y} \tag{7.16}$$

sendo Vc a velocidade de corte e Δy a espessura da zona em deformação para a qual tomámos o valor de 2,5μm [51 e 53]. Trata-se de um valor médio aceitável para a espaçamento dos sucessivos planos de escorregamento, conforme foi referido capítulo 3, secção 3.2.1.6.

Nas Fig.s 7.93 e 7.94 podemos observar os valores obtidos para o grau de encalque (Rc), deformação angular (ε) e velocidade de deformação ($\dot{\varepsilon}$) em função da velocidade de corte e da espessura de corte (e), respectivamente, no corte ortogonal do compósito AA356/SiC/20p.

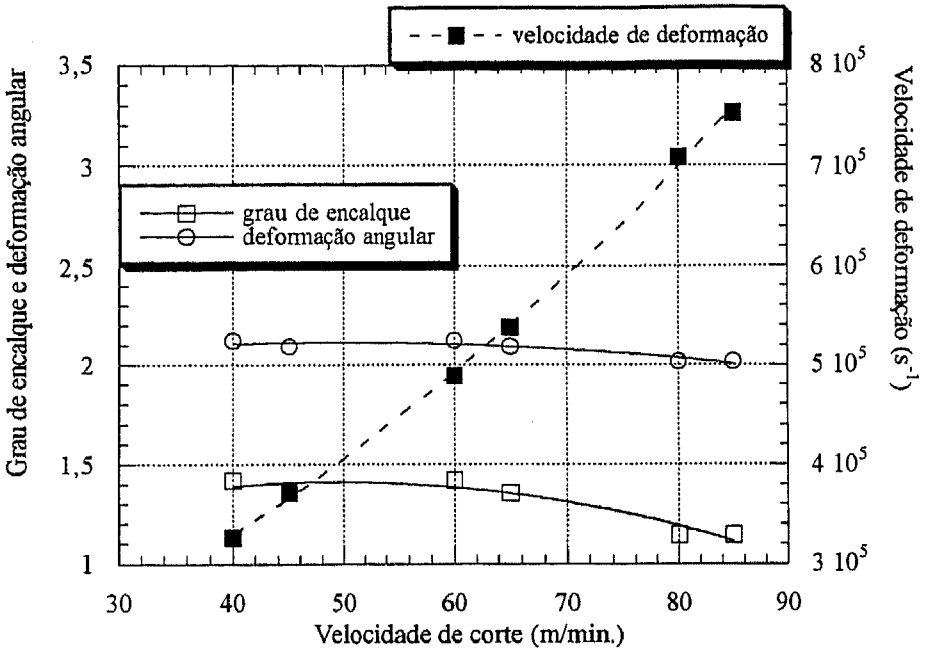


Fig. 7.93 Grau de encalque (Rc), deformação angular (ε) e velocidade de deformação ($\dot{\varepsilon}$) em função da velocidade de corte, para uma espessura de corte de 0,14 mm.

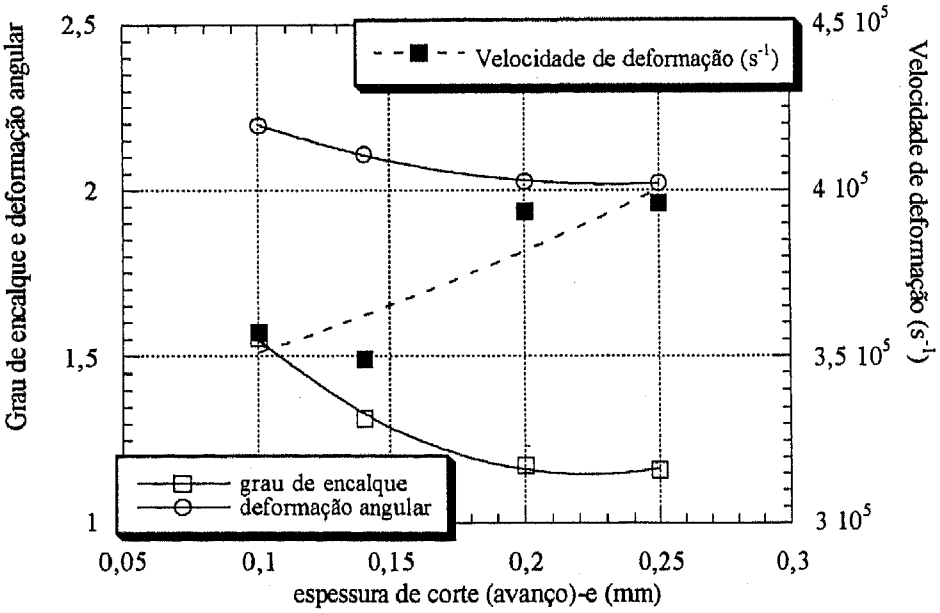


Fig. 7.94 Grau de encalque (Rc), deformação angular (ε) e velocidade de deformação ($\dot{\varepsilon}$) em função da espessura de corte, para uma velocidade de corte de 40m/min.

Observou-se que quer o grau de encalque (Rc) quer a deformação angular (ε) apresentam tendência para diminuir com o aumento da velocidade de corte e da espessura de corte.

Ao contrário, a velocidade de deformaçao ($\dot{\varepsilon}$) cresce com o aumento da velocidade de corte e da espessura de corte embora de modo bastante diferente. Note-se que a velocidade de deformação ($\dot{\varepsilon}$) passa de cerca de 3,5 $x10^5$ para 7,5$x10^5$ s^{-1} quando a velocidade de corte passa de 40 para 85m/min. Quando a espessura de corte passa de 0,1 para 0,25 a velocidade de deformação ($\dot{\varepsilon}$) cresce de cerca de 3,5$x10^5$ para 4,0$x10^5$ s^{-1}.

Verificámos que a influência do aumento da espessura de corte (avanço) é muito menor do que a da velocidade de corte no aumento da velocidade de deformação.

As tensões médias de corte e normal que actuam no plano de corte podem ser calculadas a partir das expressões 3.8 e 3.9, respectivamente:

$$\sigma_\pi = \frac{\left(F_a \cos\phi - F_c \operatorname{sen}\phi\right) \operatorname{sen}\phi}{le} \qquad (7.17)$$

$$\tau_\pi = \frac{\left(F_c \cos\phi - F_a \operatorname{sen}\phi\right) \operatorname{sen}\phi}{le} \qquad (7.18)$$

sendo, Fa a força média de avanço, Fc a força média de corte, l a largura de corte e e a espessura e corte.

Esta formulação apresentada não contempla a influência directa da velocidade de corte.

Na Fig. 7.95 podemos observar a evolução do valor obtido para as tensões de corte e normais médias no plano de corte, em função da velocidade de corte.

A variação da velocidade de corte mostrou tendência para um aumento das tensões normal e de corte, médias, no plano de corte. Esta tendência foi bastante mais clara no aumento da tensão de corte média ($\tau\pi$). Note-se que para uma velocidade de corte de 40m/min. o valor de $\tau\pi$ é cerca de 200N/mm^2 e para uma velocidade de corte de 80m/min. é próximo de 500N/mm^2. A variação da velocidade de corte mostrou uma influência praticamente insignificante no evoluir da tensão normal ($\sigma\pi$).

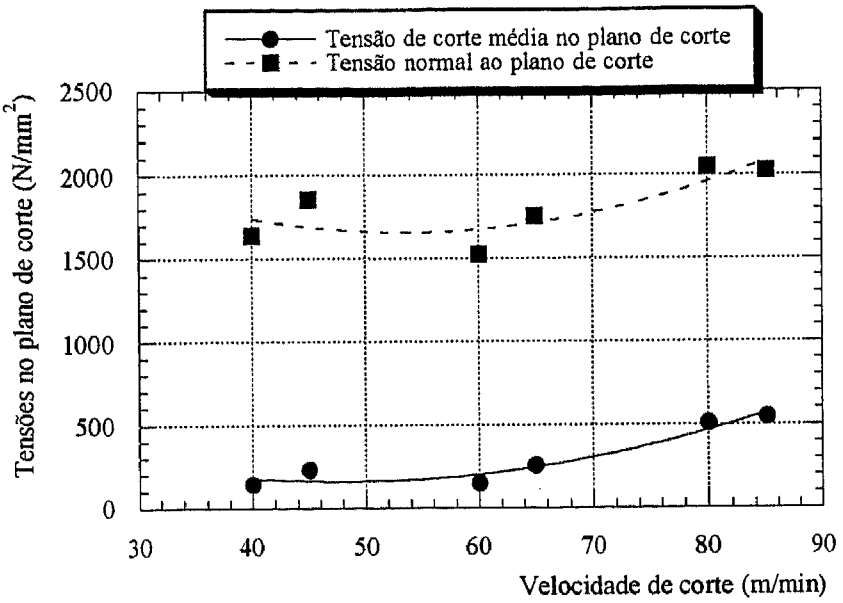


Fig. 7.95 Tensões de corte e normal, médias, no plano de corte em função da velocidade de corte, para uma espessura de corte de 0,14 mm.

Na Fig. 7.96 podemos observar a evolução do valor obtido para as tensões de corte e normais médias, no plano de corte, em função da espessura de corte.

O aumento da espessura de corte mostrou tendência para provocar uma diminuição das tensões normal e de corte, médias, no plano de corte. Esta influência foi bastante mais clara na diminuição da tensão normal média ($\sigma\pi$).

Note-se que para uma espessura de corte de 0,1mm a tensão normal ($\sigma\pi$) é cerca de 2400N/mm^2 e para uma espessura de corte de 0,25mm é próxima de 1000N/mm^2. A influência da espessura de corte mostrou-se menos significativa no evoluir da tensão de corte ($\tau\pi$).

Como observámos a partir da expressão 7.13 é possível determinar experimentalmente o valor do ângulo de corte a partir do conhecimento experimental do grau de encalque (Rc) e do ângulo de ataque da ferramenta (γ).

Diversos investigadores, conforme foi referido no capítulo 3, secção 3.2.1.3, procuraram estabelecer relações mais directas e práticas entre o ângulo de corte (ϕ), o ângulo de ataque (γ) e uma grandeza relacionada com o atrito sobre a face de ataque da ferramenta.

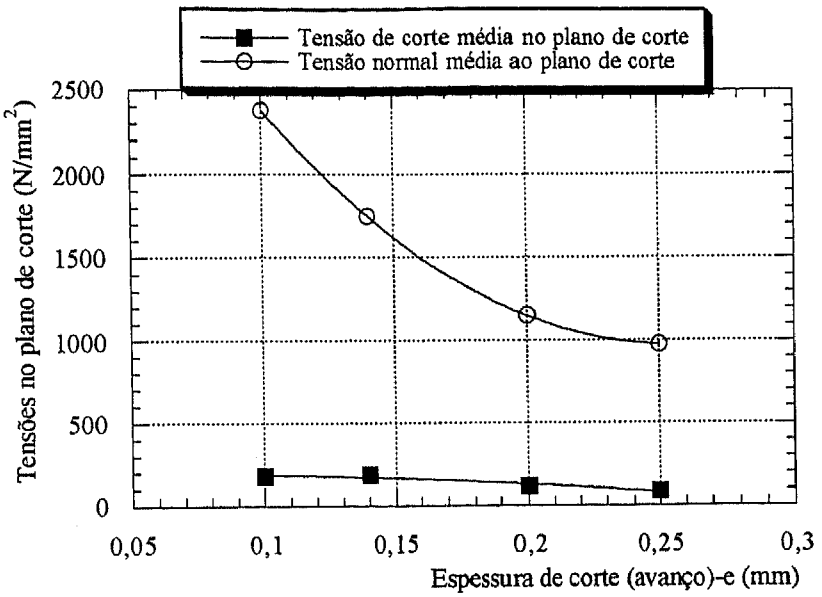


Fig. 7.96 Tensões de corte e normal, médias, no plano de corte, em função da espessura de corte, para uma velocidade de 40m/min.

A expressão 3.14, obtida por Ernest e Merchant, é quase sempre uma primeira aproximação do problema:

$$\phi = 45° - \frac{1}{2}(\rho - \gamma) \tag{7.19}$$

em que ρ é o ângulo de atrito na face de ataque da ferramenta.

Verificou-se que os valores experimentais quase sempre se afastaram em maior ou menor grau dos valores obtidos através da equação anterior.

Na Fig.7.97 podemos observar uma comparação entre o ângulo de corte obtido pela equação (7.19) e o ângulo de corte experimental obtido através dos nossos ensaios. Como podemos observar, também neste caso, da maquinagem do compósito AA356/SiC/20p a equação (7.19) não concorda com os resultados experimentais.

Atribuímos este facto às elevadas tensões normais de compressão que actuam no plano de corte conforme se pode observar nas Fig.s 7.95 e 7.96; dado que não é contemplada a sua influência na equação (7.19).

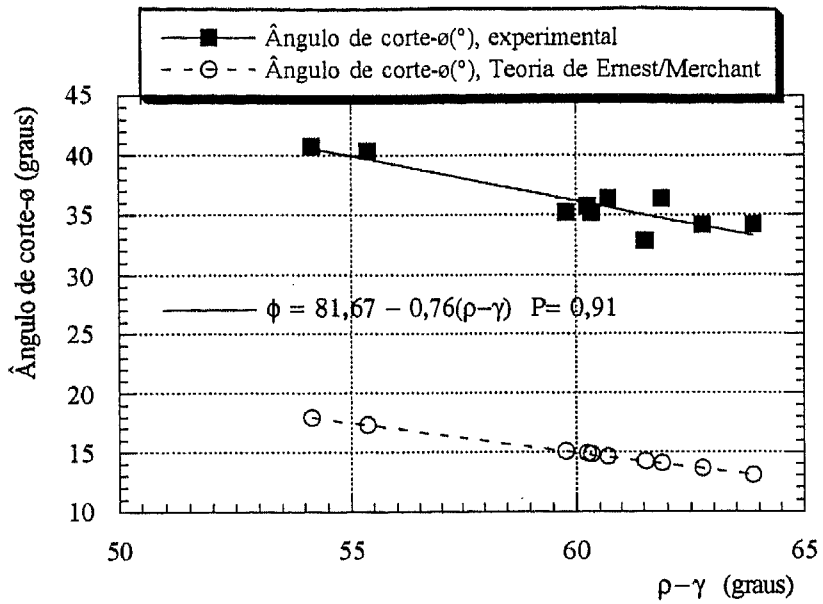


Fig. 7.97 Comparação do ângulo de corte pela via experimental e pela teoria de Ernest/Merchant (equação 7.24).

Deste modo, assumimos como válida a equação que tem por base os resultados experimentais:

$$\phi = 81,67 - 0,76\,(\rho - \gamma) \qquad R = 0,91 \tag{7.20}$$

e que foi obtida, julgamos que pela primeira vez, para o corte ortogonal do compósito de matriz de alumínio - AA356/SiC/20p com ferramenta de carbonetos sinterizados da classe K20.

Do nosso ponto de vista, uma aproximação aos resultados experimentais poderia ser conseguida utilizando a teoria de Ernest e Merchant corrigida por meio do índice de maquinabilidade (δ) característico do material compósito uma vez que sería contabilizada a influência das tensões normais de compressão que actuam no plano de corte.

Considerando, então, a teoria de Ernest e Merchant corrigida dada pela seguinte expressão [51 e 67]:

$$2\phi + \rho - \gamma = \delta \tag{7.21}$$

em que, ϕ é o ângulo de corte, ρ o ângulo de atrito entre a apara e a face de ataque da ferramenta, γ o ângulo de ataque e δ o índice de maquinabilidade característico do material.

Utilizando os valores obtidos experimentalmente através dos nossos ensaios para o ângulo de corte e a expressão (7.21) foi possível determinar o índice de maquinabilidade médio do compósito AA356/SiC/20p.

$$\delta = 134{,}9° \tag{7.22}$$

Para este material encontrámos valores sensivelmente constantes de δ dentro da gama de condições de corte ensaiadas. Para dez condições de corte diferentes obtivemos um desvio padrão de 1,36° e uma amplitude de 5°.

Trata-se de um valor extremamente elevado quando comparado com os índices de maquinabilidade obtidos para outros materiais. Pensamos poder atribuir este facto, em parte, ao elevado valor da força de avanço que obtivemos nos nossos ensaios devido ao facto de não se terem utilizado pastilhas de corte com inserto de PCD, mas pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K20.

7.8 Desgaste das ferramentas e sua relação com as forças de corte.

A influência que os diversos tipos de desgaste exercem nas forças de corte tem sido estudada há vários anos. De acordo com Mesquita [56] as primeiras referências ao efeito do desgaste das ferramentas de corte nas forças, datam de 1960, e devem-se a Kobayashi e Thomsen, que ao analisarem as ferramentas constataram a citada influência.

A medição contínua das forças de corte constitui, efectivamente, um método de medida indirecta de avaliação do estado das ferramentas de corte, incluindo o desgaste progressivo.

Na referência [56] podemos encontrar uma excelente pesquisa bibliográfica sobre a influência do desgaste nas forças de corte, e uma modelização que demonstra que é possível estabelecer uma correlação entre o desgaste em cratera e a componente da força aplicada na face de ataque; entre o desgaste linear na face de saída e a componente da força aplicada nessa face, na maquinagem de um aço de construção com ferramentas de aço rápido sinterizado.

Parece haver consenso, que no caso dos novos materiais para ferramentas, nos quais se incluem os carbonetos sinterizados da classe K10 com revestimento de diamante e as ferramentas com insertos de PCD, e para as condições de corte usualmente empregues, o desgaste que ocorre de forma progressiva, controlável e preponderante é o desgaste na face de saída, conforme foi demonstrado na secção 7.2 para a maquinagem dos compósitos de matriz de alumínio.

Na secção 7.3 mostrámos que para o torneamento do compósito AA356/SiC/17p com pastilhas com inserto de PCD as componentes da força de maquinagem, de avanço e de penetramento são mais sensíveis ao desgaste linear na face de saída -VB- do que a componente de corte (força de corte principal), ao longo do tempo de maquinagem. Igualmente, mostrámos que para a furação do mesmo compósito, com brocas com insertos de PCD, a força de avanço é mais sensível ao desgaste máximo na face de saída -VBmáx.- do que o binário.

Verificámos que no caso do torneamento foi possível obter ajustamentos lineares do tipo:

$$Fa = a1 + b1\ VB \tag{7.23}$$

$$Fp = a2 + b2\ VB \tag{7.24}$$

$$Fc = a2 + b3\ VB \tag{7.25}$$

sendo, Fa a força de avanço e Fp a força de penetramento e Fc a força de corte e VB o desgaste médio na face de saída da pastilha.

Os coeficientes de correlação obtidos foram quase sempre superiores a 0,95 excepto no caso da equação (7.25).

No caso da furação foi possível obter um ajustamento linear com um coeficiente de correlação superior a 0,95 do tipo:

$$Fa = c + d\ VBmáx. \tag{7.26}$$

sendo Fa a força de avanço e VBmáx. o desgaste máximo na face de saída da broca.

Tentativas por nós realizadas mostraram que o ajustamento linear entre o binário medido e o desgaste máximo na face de saída da broca -VBmáx.- efectuado para várias

condições de corte apresentava um coeficiente de correlação extremamente baixo (inferior a 0,35).

Nas referências [127, 129 e 130] de um dos diversos trabalhos publicados no âmbito desta dissertação, apresentámos resultados, em condições de corte específicas que ilustram o anteriormente referido. De um modo geral, pensamos poder afirmar que a força de avanço se revelou a componente mais sensível à evolução do desgaste na face de saída da ferramenta de corte com inserto(s) de PCD, na maquinagem dos compósitos de matriz de alumínio. Contudo, em determinadas condições de corte as variações médias da força de avanço são muito pequenas e de difícil detecção. Note-se que a evolução do desgaste ao longo do tempo de corte na face de saída das ferramentas com insertos de PCD é também extremamente lenta.

Neste contexto, uma análise em frequência do sinal da força de avanço poderá justificar-se, no sentido, de clarificar o seu conteúdo, nas componentes de várias frequências. Esta técnica, que iremos apresentar, e que julgamos original na aplicação à maquinagem de compósitos de matriz de alumínio usando ferramentas com insertos de PCD, poderá servir para diagnosticar a existência de uma causa (desgaste na face de saída das ferramentas) em relação à produção de sinais anormais (forças de avanço) durante o corte.

7.8.1 Análise em frequência.

O processamento e análise de um sinal adquirido pode ser efectuado recorrendo, entre outras às transformadas de Fourier e de Hilbert [149, 150, 151 e 152]. O programa Analysis pos nós desenvolvido em "software" LabVIEW, e apresentado no capítulo 5, secção 5.3.3.2.1 permite calcular e visualizar a transformada de Fourier (FFT), o espectro de potência (PS) e a transformada rápida de Hilbert (FHT). A transformada de Fourier estabelece uma relação entre o sinal e a sua representação no domínio da frequência. A sua definição para um sinal em função do tempo x(t) é a seguinte:

$$X(f) = F\left[x(t)\right] = \int_{-\infty}^{+\infty} x(t)\ e^{-j2\pi ft}\ dt \qquad (7.27)$$

sendo f a frequência.

O algoritmo implementado no "software" LabVIEW é o Split-Radix [149] que permite calcular a FFT.

O especto de potência (PS) da função x(t) é definido do seguinte modo:

$$S_{xx}(f) = X^*(f) \quad X(f) = |X(f)|^2 \tag{7.28}$$

sendo $X^*(f)$ o conjugado do complexo X(f).

A transformada de Hilbert exprime a relação entre as partes real e imaginária da transformada de Fourier de um sinal unilateral. Pode obter-se segundo Randal [152] para a transformada de Hilbert a seguinte expressão:

$$h(t) = H[x(t)] = -\frac{1}{\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{x(\psi)}{t-\psi} \, d\psi \tag{7.29}$$

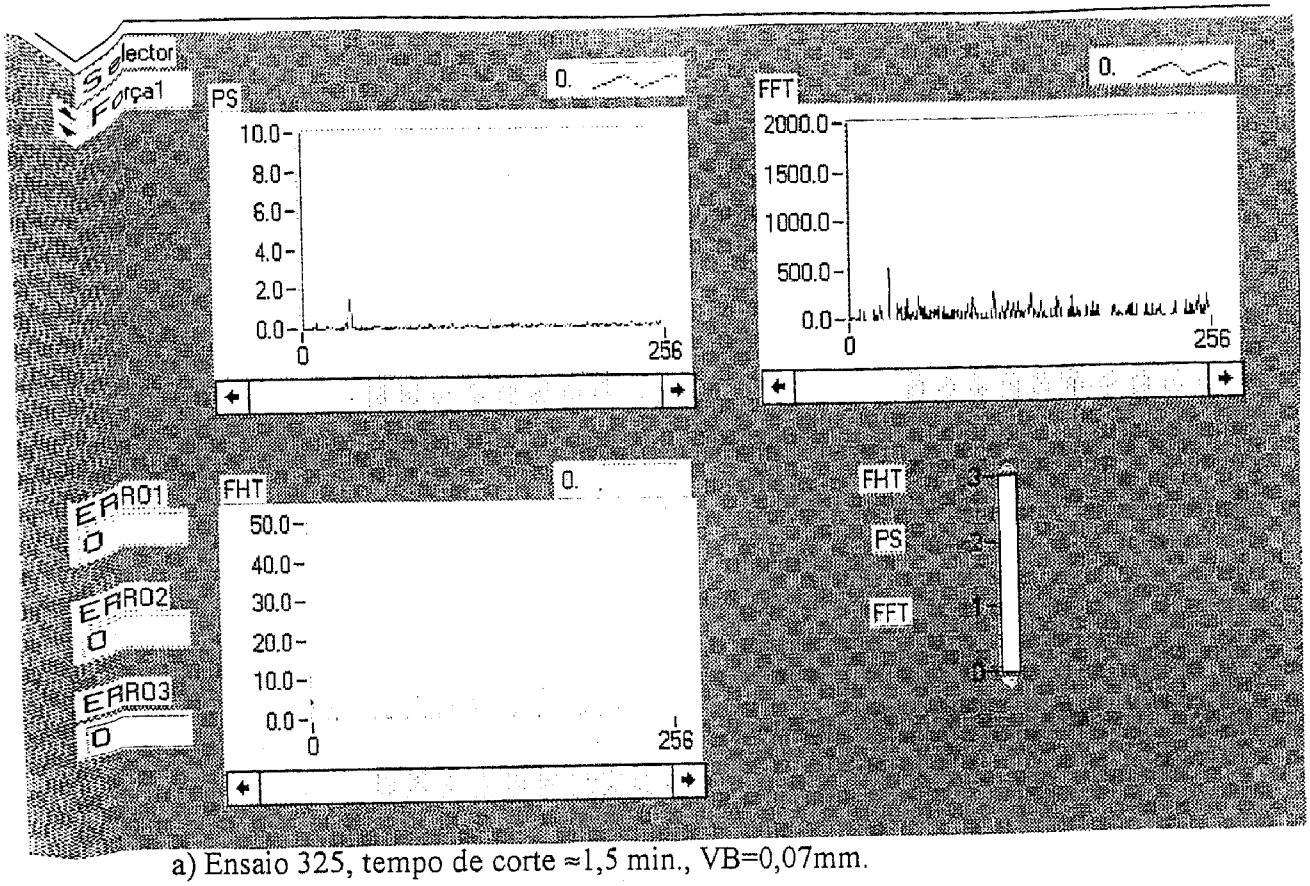
Os detalhes sobre processamento e análise de sinal, que estão fora do objectivo desta dissertação, podem ser observados na extensa literatura da especialidade da qual, se cita alguma da consultada e que se julga relevante [150, 151 e 152].

Com o recurso ao programa Analysis e tendo em consideração que a força de avanço (Fa), conforme foi anteriormente referido, se revelou a componente mais sensível ao desgaste linear na face de saída das ferramentas, foram obtidos resultados da FFT, PS e FHT para diferentes tempos de corte e, consequentemente, diferentes desgastes na face de saída quer das brocas quer das pastilhas de corte [145].

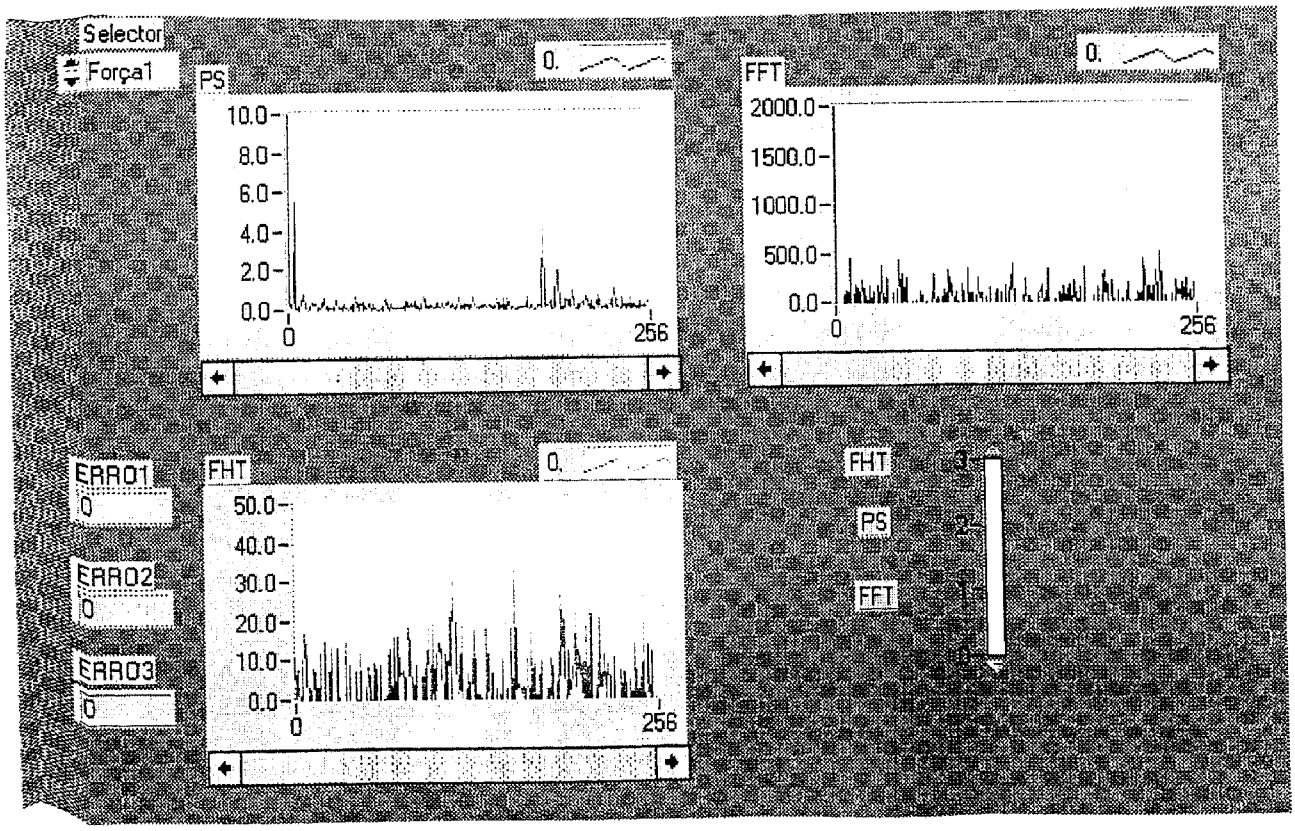
A frequência de amostragem utilizada nos exemplos que iremos apresentar foi de 1kHz. A dimensão da amostra utilizada foi de 256 pontos.

Na Fig. 7.98 podemos observar o resultado da análise em frequência do sinal da força de avanço (Fa) obtida em torneamento do compósito AA356/SiC/17p com a pastilha N°40 com inserto de PCD, nas seguintes condições de corte, Vc=350m/min., a=0,1mm/rot. e p=1mm com emulsão Alusol-B 8%.

Na Fig. 7.98 a) a referida análise foi efectuada ao resultado do ensaio 325 com a pastilha de PCD no estado de quase nova (tc≈1,5min. e VB=0,07mm) e podemos observar que a frequência principal se aproxima da frequência de rotação da árvore do torno, parecendo não existir outra frequência com significado quando comparada com esta. Ao contrário, na Fig. 7.98 b) a mesma análise foi efectuada ao resultado do ensaio 351 realizado com uma pastilha de PCD após um tempo de corte de cerca de 22 minutos e consequente desgaste VB=0,29mm. Observámos, neste caso, a existência de outras frequências com amplitudes superiores.



a) Ensaio 325, tempo de corte ≈1,5 min., VB=0,07mm.



b) Ensaio 351, tempo de corte ≈22 min., VB=0,29mm.

Fig. 7.98 Análise em frequência do sinal da força de avanço (Fa) obtida em torneamento, do compósito AA356/SiC/17p ,com a pastilha N°40 com inserto de PCD, Vc=350m/min., a=0,1mm/rot. e p=1mm com emulsão Alusol-B 8%

Na Fig. 7.99 podemos observar o resultado da análise em frequência do sinal da força de avanço (Fa) obtida na furação do compósito AA356/SiC/17p, com a broca N°2 com insertos de PCD nas seguintes condições de corte, Vc=50m/min e a=0,1mm/rot. com emulsão Alusol-B 8%.

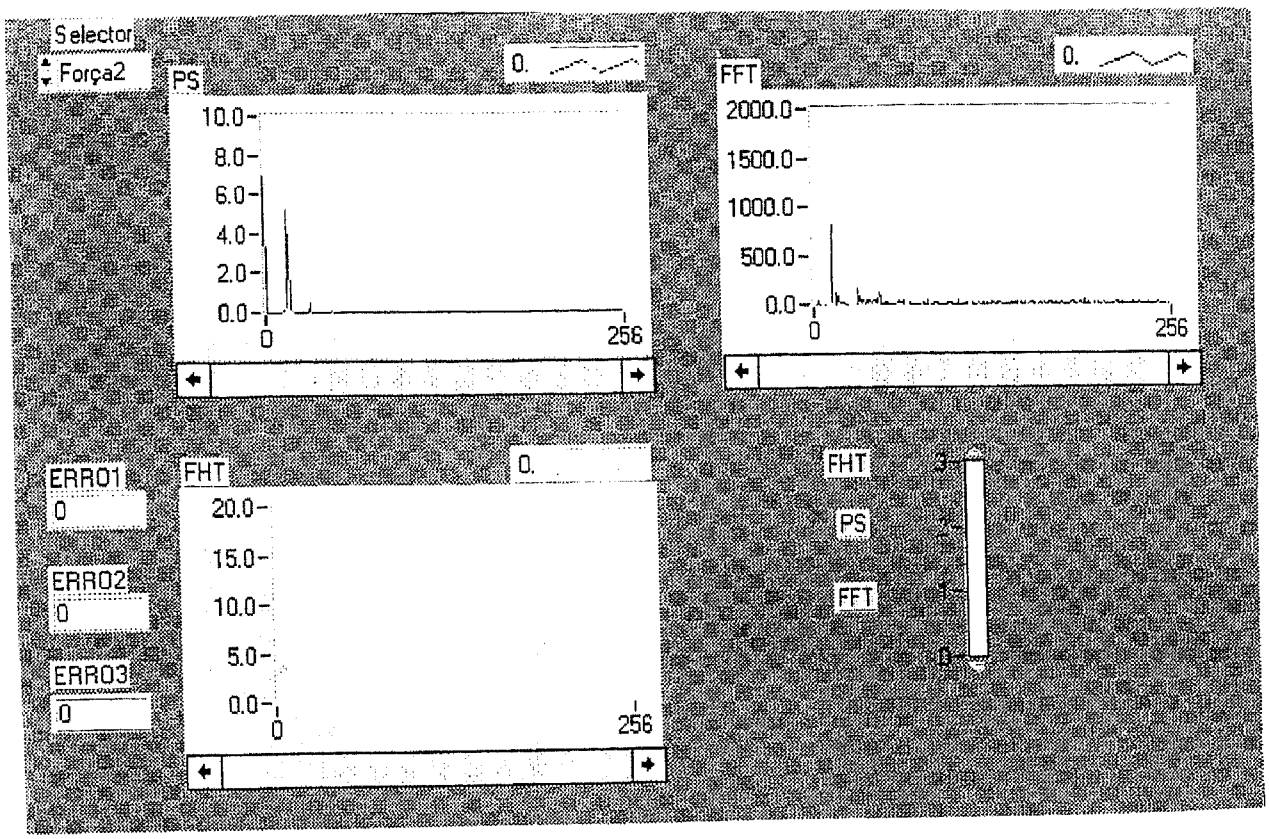
Na Fig. 7.99 a) a referida análise em frequência foi efectuada ao resultado do ensaio 645 realizado com a broca de insertos de PCD no estado de quase nova (tc ≈15s e VBmáx.=0,05mm) e podemos observar, também, que a frequência principal se aproxima da frequência da rotação da broca, parecendo não existir outra frequência com significado quando comparada com esta. Na Fig. 7.99 b) a mesma análise foi realizada ao resultado do ensaio 865 efectuado com uma broca com insertos de PCD após um tempo de corte de cerca de 11,5 minutos e um desgaste VBmáx.=0,12mm. Observou-se, neste caso, um aumento da amplitude do sinal da frequência principal.

Com base nos exemplos, anteriormente apresentados, pensamos poder propor um método indirecto da avaliação do estado das ferramentas de corte, nomeadamente, no que respeita ao desgaste na face de saída. A sua aplicabilidade poderá ser interessante na maquinagem de compósitos de matriz de alumínio com ferramentas com insertos de PCD dado que a previsão através do aumento do valor médio da força de avanço poderá não ser indicador fiável.

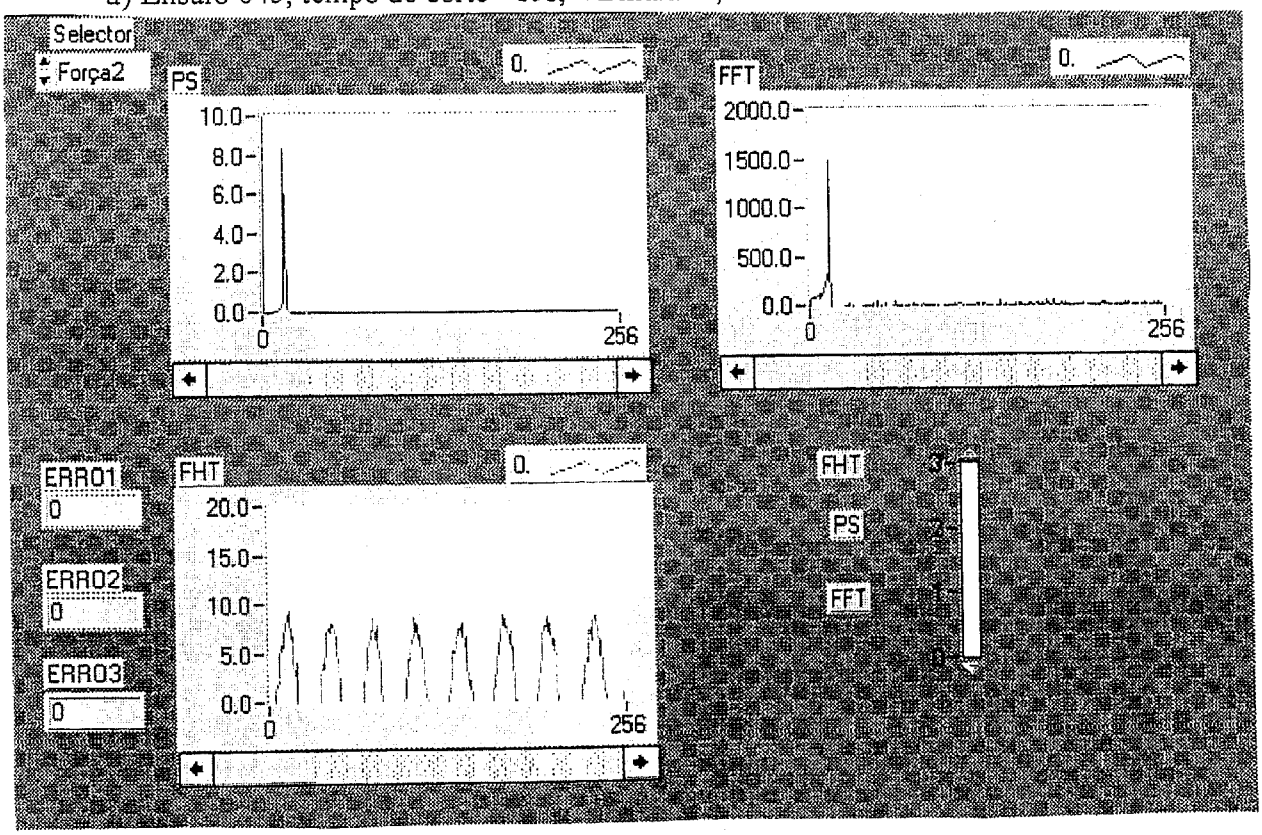
Assim, será necessário definir um espectro característico em termos de FFT e PS em termos de força de avanço para o desgaste na face de saída da ferramenta a controlar e efectuar a comparação de espectros ao longo do tempo, com vista a retirá-la de serviço quando esse desgaste for atingido.

7.9 Uma comparação da maquinabilidade dos diversos tipos de compósitos de matriz de alumínio ensaiados.

Conforme se tem referido ao longo desta dissertação os compósitos que apresentaram uma maquinabilidade mais difícil foram os do tipo AA356/SiC/17p ou 20p e nos quais foi imprescindível utilizar ferramentas com inserto(s) de PCD. Alguns dos nossos trabalhos preliminares publicados [127 e 129] mostraram não só este facto, mas também indícios da possibilidade de utilização de outros materiais de ferramentas de menor resistência ao desgaste abrasivo, tais como o aço rápido revestido a TiN, os carbonetos sinterizados da classe K10/20 com e sem revestimento de TiN, na maquinagem de outros tipos de compósitos AA383/Al2O3/20p e AA6061/SiC/20p.



a) Ensaio 645, tempo de corte ≈15s, VBmáx.=0,05mm.



b) Ensaio 865, tempo de corte ≈11,5 min., VBmáx.=0,12mm.

Fig. 7.99 Análise em frequência do sinal da força de avanço (Fa) em furação, do compósito AA356/SiC/17p, com a broca N°2 com insertos de PCD, Vc=50m/min., a=0,1mm/rot. com emulsão Alusol-B 8%.

De seguida iremos apresentar uma comparação da maquinabilidade destes compósitos com o compósito AA356/SiC/20p quer em furação quer em torneamento com base nos principais critérios de avaliação apresentados no capítulo 3, secção 3.5.

7.9.1 Furação.

A comparação da maquinabilidade efectuada em furação foi realizada entre os seguintes tipos de compósitos:

- AA356/SiC/20p.
- AA383/Al_2O_3/20f.
- AA6061/SiC/20p.

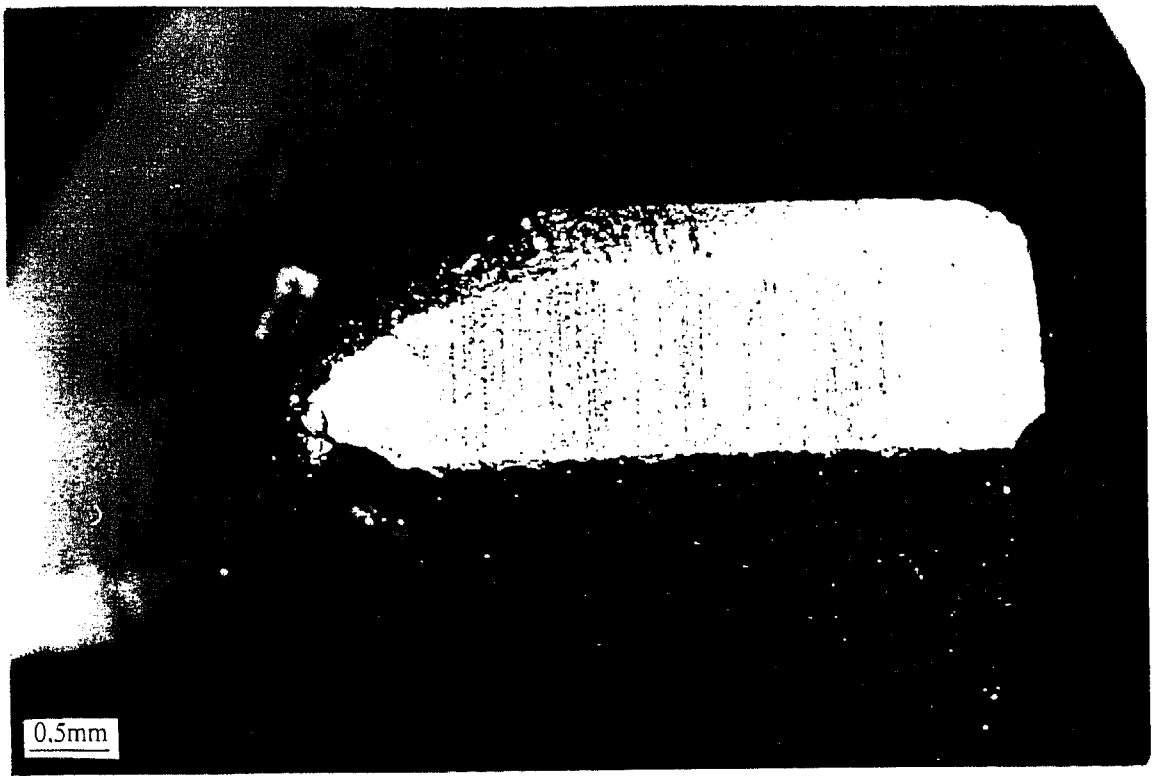
O primeiro tipo de compósito foi furado a seco e com emulsão Alusol-B 8%. As condições de corte foram pré-fixadas, Vc=40m/min. e a=0,2mm/rot.

O compósito AA356/SiC/20p foi furado com brocas de carbonetos sinterizados de classe K10/20. Os outros dois tipos de compósitos AA383/Al_2O_3/20f e AA6061/SiC/20p foram furados com brocas de aço rápido revestidas a TiN.

As condições de corte anteriormente referidas foram estabelecidas com o objectivo de evitar a formação de aresta postiça de corte. Este objectivo foi conseguido, excepto no caso da maquinagem do compósito AA6061/SiC/20p em que se verificou maior tendência para formação de APC. A corroborar o referido podemos observar na Fig. 7.100 o aspecto do perfil de desgaste na face de saída da broca N°2 de aço rápido revestida a TiN, após ter efectuado 36 furos (tc≈1min.) no compósito AA383/Al_2O_3/20f.

Na Fig. 7.101 podemos observar as curvas de desgaste obtidas, em furação, para os três tipos de compósitos ensaiados.

Para a furação do compósito AA356/SiC/20p o desgaste na face de saída da broca VBmáx.=0,6mm foi atingido ao fim de cerca de 12 segundos de corte, quer a seco quer com a utilização da emulsão Alusol-B 8%. O mesmo valor de desgaste na face de saída -VBmáx.- da broca foi atingido após quase um minuto de furação do compósito AA6061/SiC/20p. Note-se, desde já, que na furação do primeiro tipo de compósito utilizaram-se brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20 de maior resistência ao desgaste do que as empregues na maquinagem do segundo compósito, as brocas de aço rápido revestidas a TiN.



Ampliação (20x)

Fig. 7.100 Aspecto do perfil de desgaste na face de saída da broca N°2 de aço rápido revestida a TiN, na furação do compósito AA383/Al2O3/20f, após 36 furos cegos de 12mm (tc≈1 min.), VBmáx.=0,40mm.

A aplicação da emulsão Alusol-B 8% não apresentou vantagens em termos de redução do desgaste na face de saída -VBmáx.- na furação dos compósitos AA356/SiC/20p.

Para a furação dos compósitos AA383/Al2O3/20p após cerca de 1 minuto (36 furos cegos de 12mm) de furação atinge-se um desgaste na face de saída VBmáx. de 0,4mm na broca de aço rápido com revestimento de TiN, conforme foi ilustrado na Fig. 7.100. Deste modo, verificámos que este último compósito reforçado a fibras curtas de Al2O3 quando comparado com os compósitos reforçados as partículas de SiC, provoca um menor desgaste nas ferramentas de corte.

Na Fig. 7.102 podemos observar a evolução da força de avanço na furação para os três tipos de compósitos ensaiados.

A evolução da força de avanço ao longo do tempo de corte na furação do compósitos AA356/SiC/20p mostra que após alguns segundos se verificou um aumento de 100% independentemente de utilizar ou não emulsão, atingindo-se os 2000N.

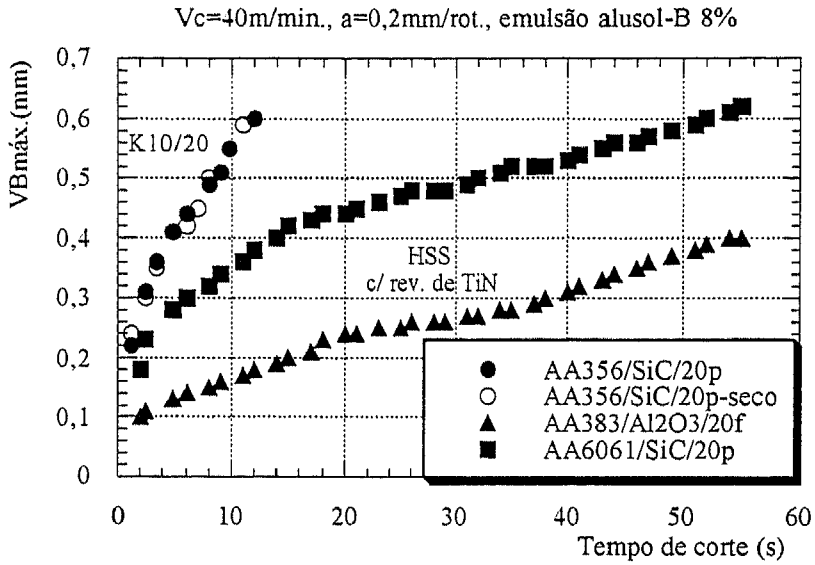


Fig. 7.101 Curvas de desgaste, obtidas em furação, para os três tipos de compósitos ensaiados AA356/SiC/20p, AA383/Al2O3/20f e AA6061/SiC/20p.

Na furação do compósito AA6061/SiC/20p a evolução da força de avanço ao longo do tempo de corte foi lenta quando comparada com a situação anterior. Com efeito, passado cerca de 30 segundos verificou-se um aumento de 100%, atingindo-se aproximadamente 1000N.

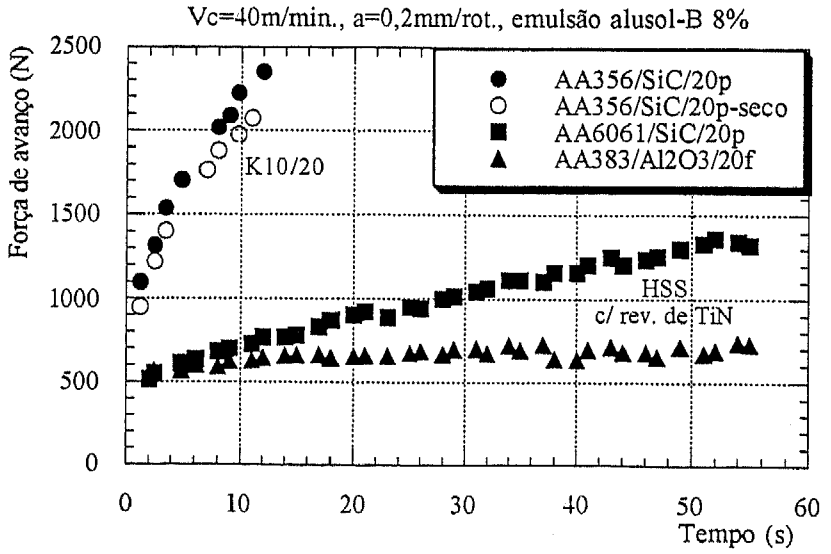


Fig. 7.102 Evolução da força de avanço ao longo do tempo de corte, na furação, para os três tipos de compósitos ensaiados AA356/SiC/20p, AA383/Al2O3/20f e AA6061/SiC/20p.

Ao contrário da situação anteriormente descrita o aumento da força de avanço com o tempo de corte, na furação, do compósito AA383/Al2O3/20p não é tão significativo. Por exemplo, para igual número de furos realizados (36), a força de avanço máxima atingida é de cerca de metade (aproximadamente, 700N para 1400N).

Na Fig. 7.103 podemos observar a evolução do binário ao longo do tempo de corte, na furação, para os três tipos de compósitos ensaiados. Verificámos que o efeito da utilização do fluido de corte conduziu à obtenção de menores valores de binário, na furação, do compósito AA356/SiC/20p com brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20. Tal facto, pensamos, poderá atribuir-se a uma redução do coeficiente de atrito quer na zona das arestas de corte quer na zona da aresta de guiamento da broca.

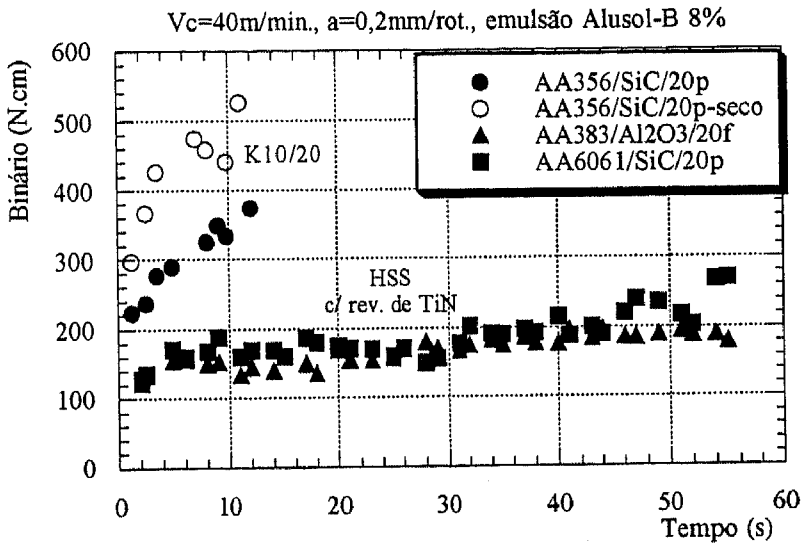


Fig. 7.103 Evolução do binário ao longo do tempo de furação, para os três tipos de compósitos ensaiados AA356/20SiC/20p, AA383/Al2O3/20f e AA6061/SiC/20p.

Na evolução do binário ao longo do tempo de furação destes compósitos, observou-se que o seu valor quase duplica independentemente de se empregar fluido de corte ou não. No primeiro caso, ao fim de alguns segundos de furação o binário passa de cerca de 200 para 400N.cm.

Ao contrário do anteriormente referido, para a furação do compósito AA356/SiC/20p, como se pode observar na Fig. 7.103, a evolução do binário ao longo do tempo de furação dos compósitos AA6061/SiC/20p e AA383/Al2O3/20f é lenta.

Nas Fig.s 7.104 e 7.105 podemos observar a evolução da pressão específica de corte e da potência de corte, ao longo do tempo de furação, para os três compósitos ensaiados.

Na furação e de acordo com as expressões 7.6 e 7.8 o binário é um factor importante no cálculo quer da pressão específica de corte quer da potência de corte. Deste modo, as considerações efectuadas anteriormente a propósito do binário são válidas para a evolução da pressão específica de corte e da potência de corte ao longo do tempo de furação, conforme se pode observar na Fig. 7.104. Na furação do compósito AA356/SiC/20p com brocas da classe K10/20, passados alguns segundos, atinge-se um valor de pressão específica de corte de cerca de 9000 N/mm^2 -a seco- e de cerca de 6000 N/mm^2 -com emulsão Alusol B 8%.

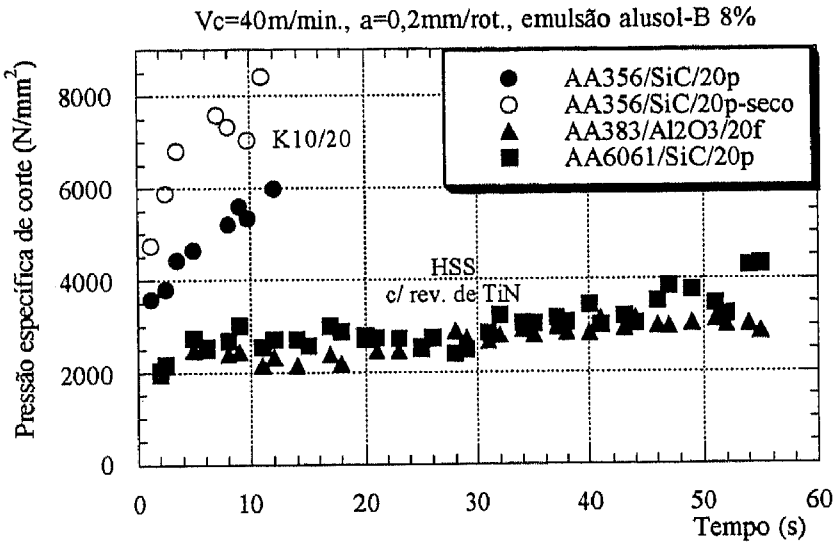


Fig. 7.104 Evolução da pressão específica de corte ao longo do tempo de furação para os três tipos de compósitos ensaiados AA356/SiC/20p, AA383/Al$_2$O$_3$/20f e AA6061/SiC/20p.

Na furação dos compósitos AA6061/SiC/20p e AA383/Al$_2$O$_3$/20f com brocas de aço rápido revestidas a TiN a evolução da pressão específica de corte ao longo da furação é lenta quando comparada com a situação anterior, atingindo-se valores entre 3000 a 4000 N/mm^2 ao fim de cerca de 1 minuto de corte.

Na Fig. 7.105 pode observar-se que na furação do compósito AA356/SiC/20p com brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20, após alguns segundos, atinge-se um valor de potência de corte de cerca de 1,5kW -a seco- e cerca de 1 kW -com emulsão Alusol-B 8%.

Na furação dos compósitos AA6061/SiC/20p e AA383/Al2O3/20f com brocas de aço rápido revestidas a TiN, a evolução do valor de potência de corte ao longo da furação é lenta quando comparada com a situação anterior atingindo-se valores entre 0,5 e 0,8 kW, ao fim de cerca de 1 minuto de corte.

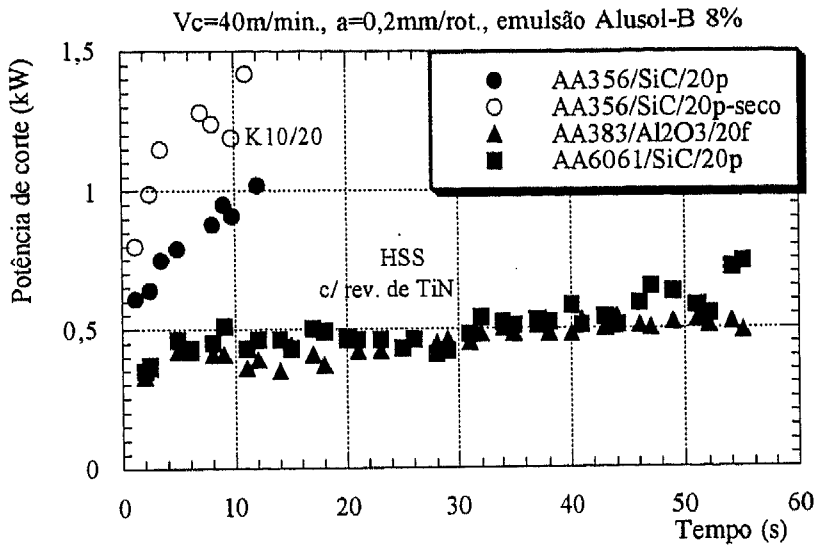


Fig. 7.105 Evolução da potência de corte ao longo do tempo de furação, para os três tipos de compósitos ensaiados, AA356/SiC/20p, AA383/Al2O3/20f e AA6061/SiC/20p.

Na Fig.7.106 podemos observar o acabamento superficial, caracterizado pela rugosidade média aritmética, obtida nas paredes dos furos ao longo do tempo de furação, para dois dos tipos de compósitos ensaiados, AA356/SiC/20p e AA383/Al2O3/20f. Observámos que os compósitos reforçados a partículas quer na furação a seco quer com emulsão Alusol-B 8% conduzem a menores valores de rugosidade média aritmética (Ra), geralmente entre 0,1 e 0,2 μm.

Este facto poderá ser atribuído ao arrancamento das fibras curtas (diâmetro 2 a 3μm e comprimento 100 a 200μm) que conduz a maiores danos na superfície do que o arrancamento das partículas (dimensão média 20μm). Este raciocínio foi sugerido por Chadwick e Heat [104 e 106] após a realização dos seus ensaios. O nosso estudo confirma este facto para o caso da furação. Na furação do compósito AA383/Al2O3/20f os valores iniciais de Ra situam-se próximos de 0,2μm e crescem ao fim de cerca de 1 minuto de corte (36 furos cegos de ≈12mm) até cerca de 0,5μm. Mesmo, neste caso, são dispensáveis operações posteriores de mandrilagem dado que o Ra≤ 0,8μm.

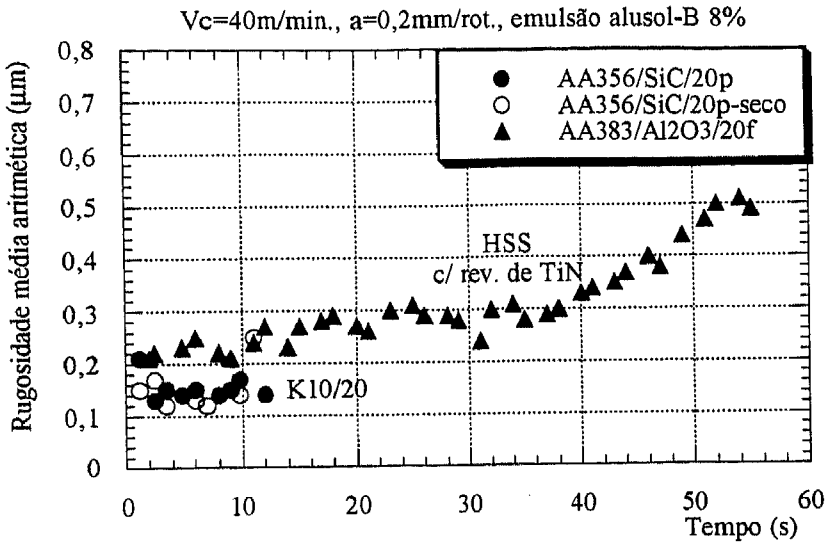


Fig. 7.106 Evolução da rugosidade média aritmética (Ra) ao longo do tempo de furação, para dois tipos de compósitos AA356/SiC/20p, AA383/Al2O3/20f.

As brocas de aço rápido revestidas a TiN permitiram obter furos neste tipo de compósito praticamente isentos de rebarbas e fragmentações o mesmo não tendo acontecido com as brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20 na furação do compósito AA356/SiC/20p. Os resultados obtidos nesta comparação, efectuada em furação, utilizando os diversos critérios de avaliação de maquinabilidade referidos ao longo desta dissertação, parecem apontar no sentido de considerar, por ordem crescente de maquinabilidade os compósitos AA356/SiC/20p , AA6061/SiC/20p e AA383/Al2O3/20f.

7.9.2 Torneamento.

A comparação da maquinabilidade, em torneamento, foi realizada entre os tipos de compósitos que revelaram pior comportamento na furação:

- AA356/SiC/20p.
- AA6061/SiC/20p.

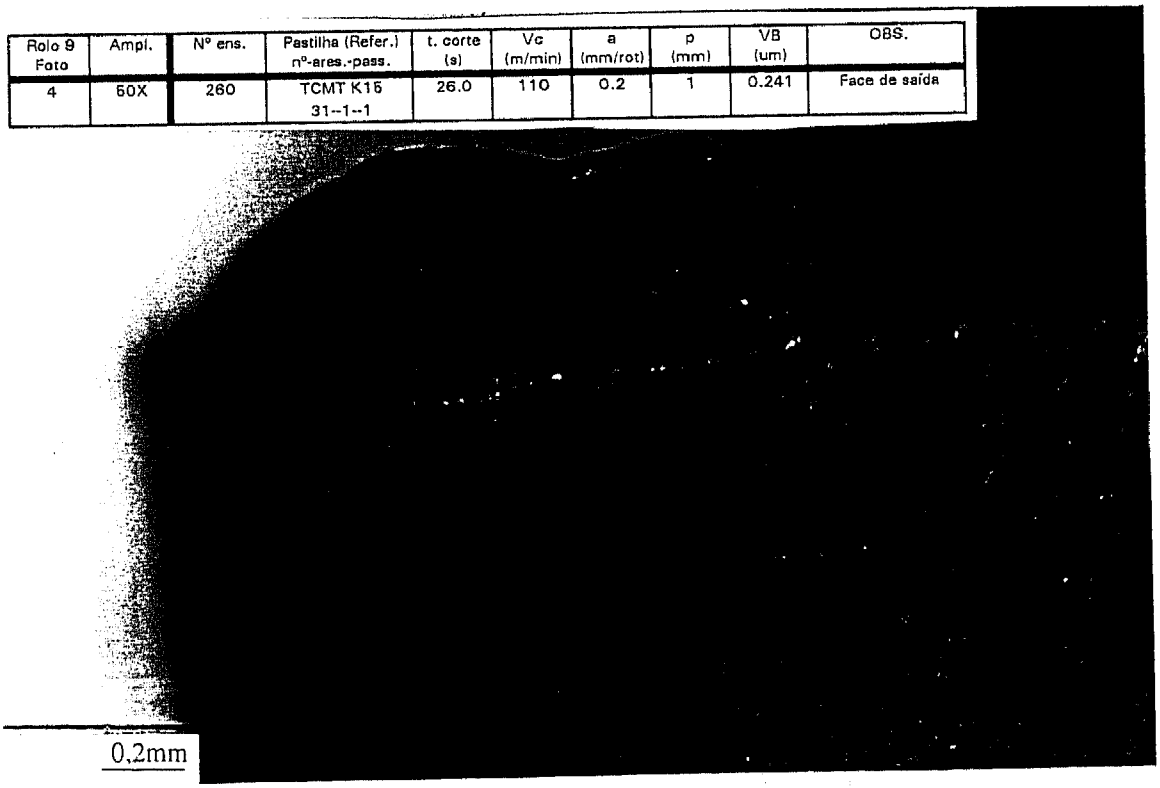
No torneamento de ambos os compósitos foi utilizada a emulsão Alusol-B 8%. As condições de corte foram pré-fixadas, Vc=110m/min., a=0,2mm/rot. e p=1mm.

O compósito AA356/SiC/20p foi torneado com pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K15 com revestimento de TiN. O outro compósito AA6061/SiC/20p foi torneado com

as pastilhas anteriormente referidas e ainda com pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K10 sem revestimento, de grão fino. Todas as pastilhas utilizadas nos ensaios não possuiam qualquer tipo de quebra-aparas.

As condições de corte anteriormente referidas foram estabelecidas com o objectivo de evitar a formação da aresta postiça de corte. Tal como aconteceu na furação não foi possível, no caso da maquinagem do compósito AA6061/SiC/20p, evitar a formaçao de APC com estas condições de corte. Na Fig. 7.107 podemos observar o aspecto do perfil de desgaste na face de saída e das dimensões da aresta postiça de corte da pastilha N°31 de carbonetos sinterizados da classe K15 com revestimento de TiN, após um tempo de corte de 26 segundos. A medição do desgaste na face de saída da pastilha exigiu que se retirasse a aresta postiça de corte.

Observámos que a velocidades de corte superiores (entre 150 e 250m/min.) não se verficava a formação de APC no corte do compósito AA6061/SiC/20p. Contudo, o desgaste na face de saída crescia de uma forma extremamente rápida.



Ampliação (50x)

Fig. 7.107 Aspecto do perfil do desgaste na face de saída e da aresta postiça de corte formada, no torneamento do compósito AA6061/SiC/20p com a pastilha N° 31 de carbonetos sinterizados da classe K15 com revestimento de TiN.

Na Fig. 7.108 podemos observar as curvas de desgaste obtidas, em torneamento, para os dois tipos de compósitos ensaiados.

No torneamento do compósito AA356/SiC/20p o desgaste na face de saída da pastilha de corte VB=0,8 mm foi atingido ao fim de cerca de 20 segundos de corte. Trata-se de uma evolução, do desgaste na face de saída da pastilha N°31 de carbonetos sinterizados da classe K15 com revestimento de TiN, extremamente rápida, tal como já tinha acontecido na furação com o mesmo compósito quando furado com brocas de carbonetos sinterizados da classe K10/20.

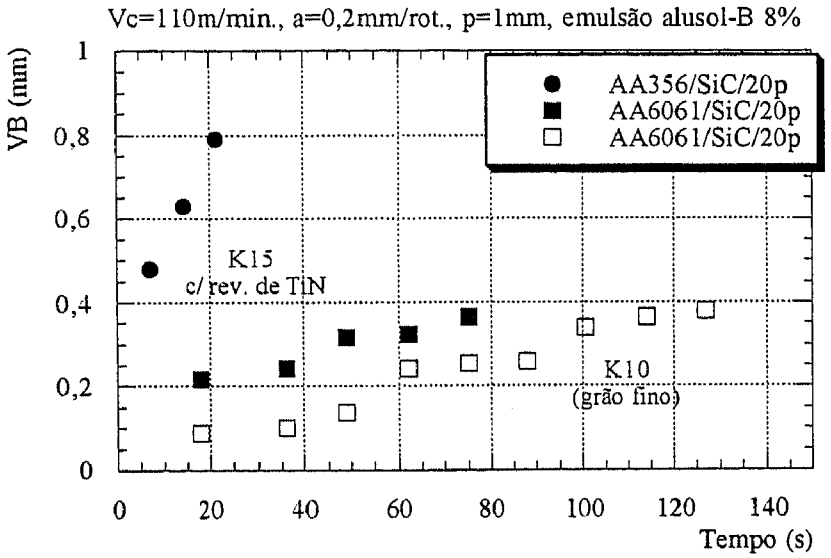


Fig. 7.108 Curvas de desgaste obtidas em torneamento para os dois tipos de compósitos ensaiados, AA356/SiC/20p e AA6061/SiC/20p.

No torneamento do compósito AA6061/SiC/20p, o desgaste na face de saída VB=0,4mm foi atingido após cerca de 80 segundos de corte com o mesmo tipo de pastilha de corte empregue no torneamento do compósito AA356/SiC/20p. Quando se utilizaram pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K10, de grão fino, este mesmo valor de desgaste atinge-se ao fim de 130 segundos.

Nas Fig.s7.109 e 7.10 podemos observar a evolução da força de avanço e da força de penetramento, respectivamente, no torneamento para os dois tipos de compósitos ensaiados.

A evolução quer da força de avanço quer da força de penetramento, ao longo do tempo de corte, no torneamento do compósito AA356/SiC/20p mostra que após alguns segundos se

atingem valores entre 600 e 700N, ou seja, um aumento de cerca de 50% relativamente aos valores iniciais.

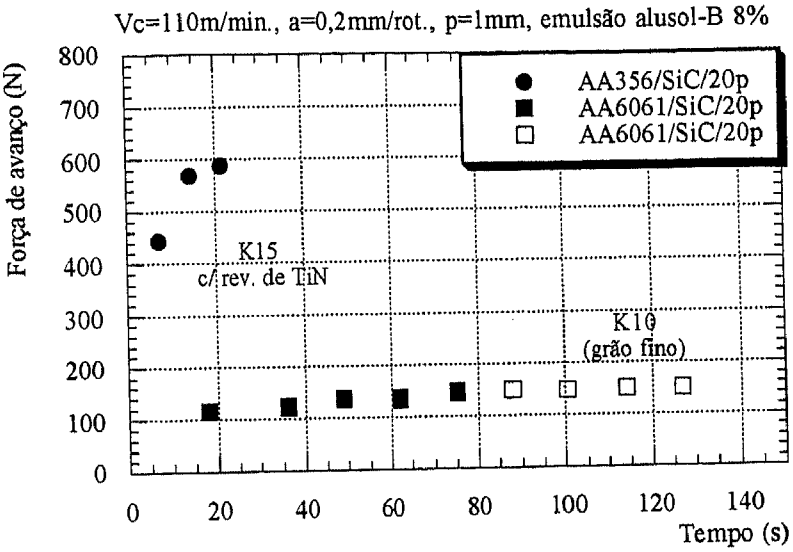


Fig. 7.109 Evolução da força de avanço ao longo do tempo de corte, em torneamento, para os dois tipos de compósitos ensaiados, AA356/SiC/20p e AA6061/SiC/20p.

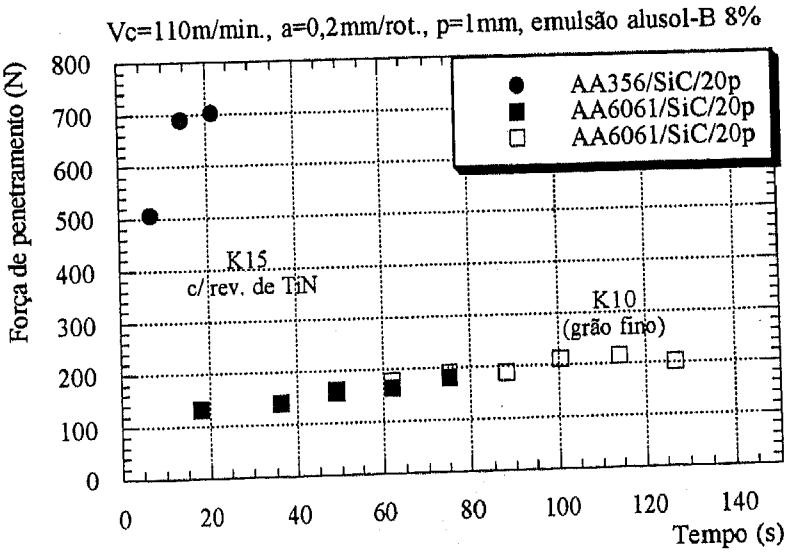


Fig. 7.110 Evolução da força de penetramento ao longo do tempo de corte, em torneamento, para os dois tipos de compósitos ensaiados, AA356/SiC/20p e AA6061/SiC/20p.

No torneamento do compósito AA6061/SiC/20p, em geral, os valores da força de avanço variam entre 100 e 200N, verificando-se um crescimento lento da referida força ao longo do tempo de corte, aproximadamente 130 segundos. Verificámos, ainda, que a influência do material das pastilhas de corte ensaiadas (K15 com revestimento de TiN e K10 de grão fino), parece não ter significado, na evolução quer da força de avanço quer da força de penetramento.

Na Fig. 7.111 podemos observar a evolução da força de corte -principal-, no torneamento, para os dois tipos de compósitos ensaiados. Verificámos que a força de corte no torneamento do compósito AA356/SiC/20p evoluiu rapidamente em alguns segundos até cerca de 500N.

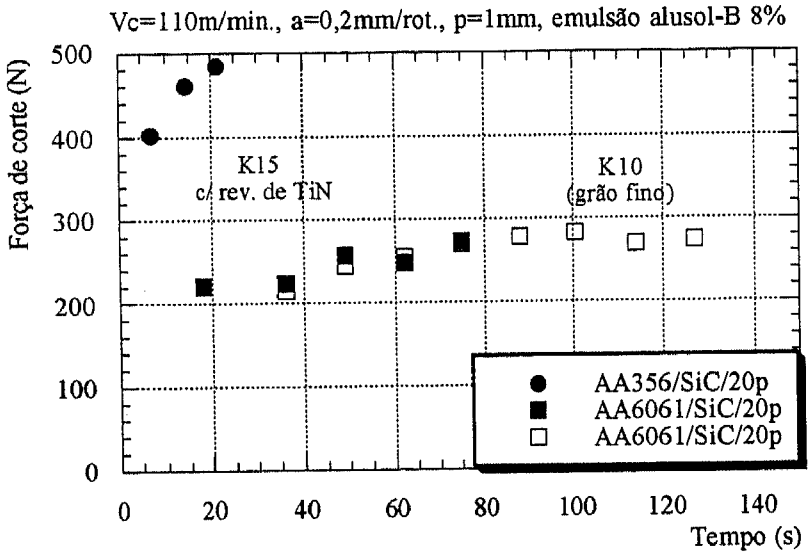


Fig. 7.111 Evolução da força de corte ao longo do tempo de corte, em torneamento, para os diversos tipos de compósitos ensaiados, AA356/SiC/20p e AA6061/SiC/20p.

A evolução da força de corte ao longo do tempo de corte, no torneamento do compósito AA6061/SiC/20p, é lenta, quando comparada com a situação anterior. Após 130 segundos de corte a força de corte passa de cerca de 200 para 300N. Observámos, também, que o material das pastilhas parece não influenciar de modo significativo a evolução da força de corte.

Nas Fig.s 7.112 e 7.113 podemos observar a evolução da pressão específica de corte e da potência de corte, respectivamente, no torneamento, ao longo do tempo de corte, para os dois compósitos ensaiados.

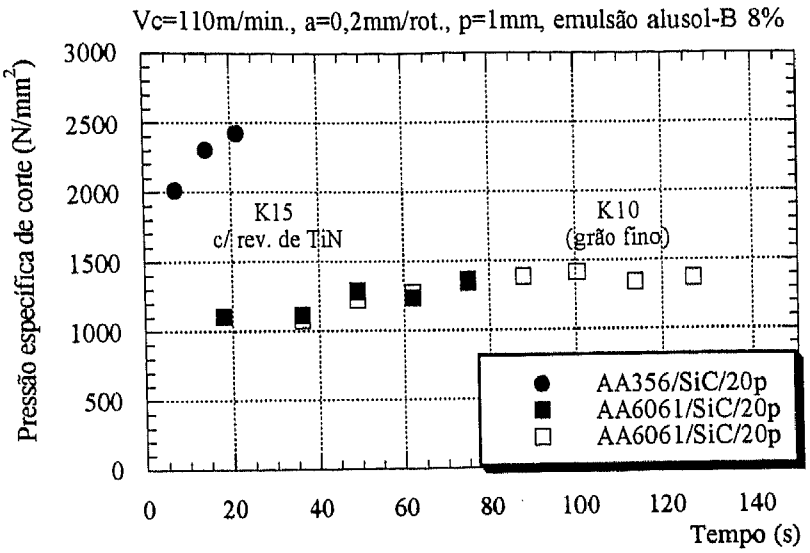


Fig. 7.112 Evolução da pressão específica de corte ao longo do tempo de corte, para os dois tipos de compósitos ensaiados, AA356/SiC/20p e AA6061/SiC/20p.

No torneamento e de acordo com as expressões (7.5) e (7.7) a força de corte é um factor importante no cálculo quer da pressão específica de corte quer da potência de corte. Observámos que no torneamento do compósito AA356/SiC/20p a pressão específica de corte variou aproximadamente entre 2000 e 2500N/mm^2, após 20 segundos de corte.

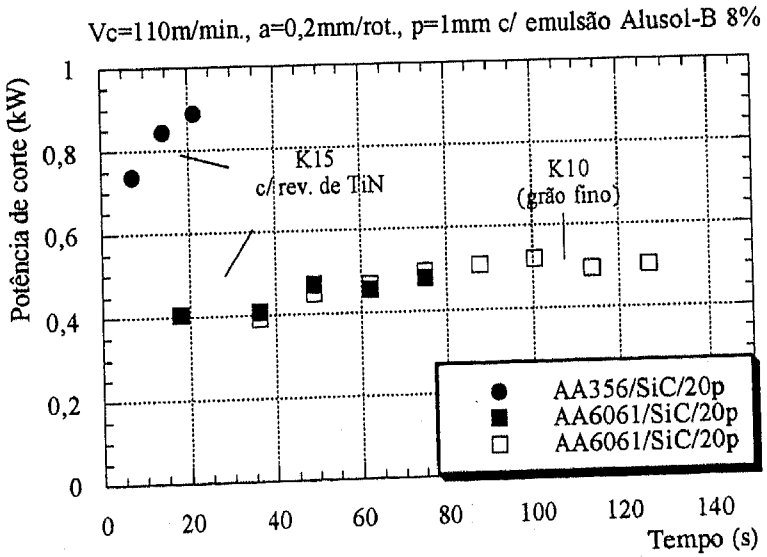


Fig. 7.113 Evolução da potência de corte ao longo do tempo de corte, para os dois tipos de compósitos ensaiados, AA356/SiC/20p e AA6061/SiC/20p.

No torneamento do compósito AA6061/SiC/20p a pressão específica de corte variou entre 1000 e 1500N/mm^2 ao longo do tempo de corte. Verificámos que no torneamento do compósito AA356/SiC/20p a potência de corte variou entre aproximadamente 0,7 e 0,9kW após 20 segundos de corte. No torneamento do compósito AA6061/SiC/20p a potência de corte variou entre 0,3 e 0,6kW ao longo do tempo de corte -130 segundos.

Na Fig.7.114 podemos observar o acabamento superficial, caracterizado pela rugosidade média aritmética, obtido nas superfícies torneadas ao longo do tempo de corte, para os dois tipos de compósitos ensaiados AA356/SiC/20p e AA6061/SiC/20p. Note-se que as partículas do compósito cuja matriz é a liga AA356 apresentaram uma dimensão média de 20μm enquanto as partículas do compósito cuja matriz é a liga AA6061 apresentam uma dimensão média de 13μm. No torneamento deste último tipo de compósito verificámos, a tendência para a formação de aresta postiça de corte, conforme já foi anteriormente explicado. Este facto, como é do conhecimento geral prejudica o acabamento superficial obtido.

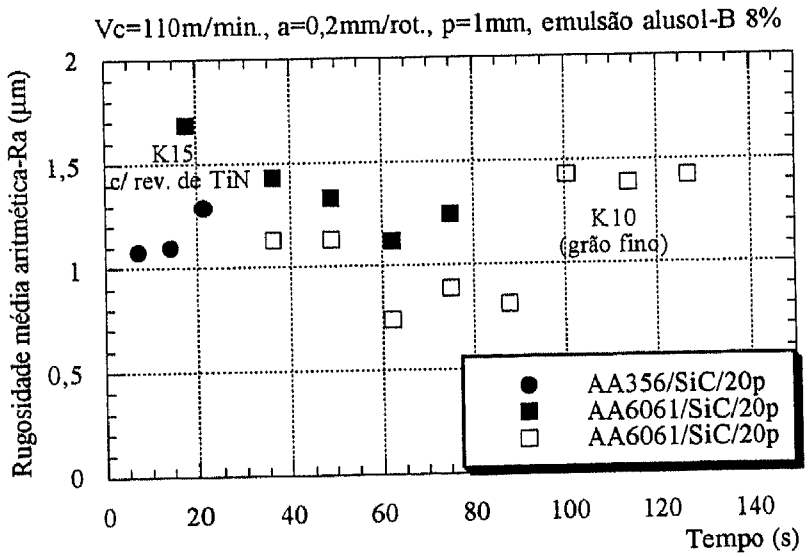


Fig. 7.114 Evolução da rugosidade média aritmética (Ra) ao longo do tempo de corte, para os dois tipos de compósitos ensaiados, AA356/SiC/20p e AA6061/SiC/20p.

De acordo com a Fig.7.114 verificámos que não existiu, segundo os nossos resultados e para as nossas condições de ensaio uma tendência clara para uma evolução diferenciada do Ra ao longo do tempo de corte. A maior parte dos valores de Ra medidos situam-se entre 1 e 1,5μm. Deste modo, poderá ser necessária uma operação posterior de rectificação cilíndrica para garantir uma situação de acabamento que se considera existir quando Ra ≤ 0,8μm.

Os resultados obtidos nesta comparação, efectuada em torneamento, utilizando os critérios de avaliação da maquinabilidade referidas a longo desta dissertação, apontam no sentido de confirmar que o compósito AA356/SiC/20p tem pior maquinabilidade do que o compósito AA6061/SiC/20p.

Capítulo 8

Discussão global dos resultados obtidos.

Capítulo 8

8. Discussão global dos resultados obtidos.

Capítulo 8

Discussão global dos resultados obtidos.

A maquinagem dos compósitos de matriz de alumínio deve ser entendida de acordo com o tipo de material que constitui a ponta da ferramenta de corte utilizada -carbonetos sinterizados com ou sem revestimento ou insertos de diamante policristalino (PCD). Os carbonetos sinterizados da classe K10/20 com ou sem revestimento de TiN conduzem à obtenção de desgaste muito acelerado (vidas próximas de 1 minuto) sobretudo na maquinagem de compósitos de matriz de alumínio reforçados com partículas de SiC. A sua utilização neste tipo de materiais, segundo a nossa opinião, apenas poderá ser ponderada nos casos da fabricação de peças unitárias ou em muito pequenas séries, quando não se justifique a aquisição de ferramentas com insertos de PCD, extremamente caras.

Verificámos a aplicabilidade do aço rápido revestido a TiN, na maquinagem de compósitos de matriz de alumínio reforçado com fibras curtas de Al_2O_3 e obtivemos um desgaste mais moderado nas ferramentas e vidas mais longas. Em furação, verificou-se que o compósito AA383/Al_2O_3/20f ("squeeze casting infiltration") foi o que provocou menor desgaste nas brocas. Foi possível furar mais de 45cm de compósito (36 furos cegos de ≈12mm cada) para um VBmáx.=0,4mm, com uma broca de aço rápido revestido a TiN.

Ao contrário, o compósito AA356/SiC/20p (fundição contínua) provocou o maior desgaste. Para um VBmáx.=0,4mm apenas foi possível furar cerca de 5cm (4 furos cegos de ≈12mm cada) e com uma broca de carbonetos sinterizados da classe K10/20. O compósito AA6061/SiC/20p (pulverometalurgia) apresentou valores semelhantes aos anteriores, tendo-se efectuado a furação com uma broca de aço rápido revestida a TiN, o que o situa numa posição intermédia no que respeita à maquinabilidade. Note-se que as condições de corte empregues nos ensaios com os três materiais compósitos foram iguais -Vc=40m/min e a=0,2mm/rot.-. A furação foi realizada com a emulsão Alusol-B 8%.

As pastilhas de corte de carbonetos sinterizados da classe K10, grão fino, empregues no torneamento do compósito AA6061/SiC/20p apresentaram uma resistência ao desgaste superior à obtida com pastilhas de corte de carbonetos sinterizados da classe K15 com revestimento de TiN. Note-se que as condições de corte utilizadas nos ensaios foram iguais - Vc=110m/min., a=0,2mm/rot. e p=1mm. O torneamento foi efectuado com a emulsão Alusol-B 8%.

As recentes ferramentas de carbonetos sinterizados da classe K10 com revestimento de diamante por CVD apresentaram um desgaste menor quando comparadas com as anteriores e, consequentemente, uma vida superior na maquinagem dos compósitos reforçados com partículas de SiC. Poderão constituir uma solução interessante na maquinagem dos compósitos de matriz de alumínio reforçados com fibras curtas de Al_2O_3 ou mesmo SiC desde que a fracção volúmica dos reforços e sua dimensão sejam reduzidas. Nos nossos ensaios utilizámos compósitos de matriz de alumínio reforçados com uma fracção volúmica de 17% de partículas de SiC e com uma dimensão média de 20μm. A vida das ferramentas situou-se próxima dos 5 minutos.

Na maquinagem de grandes séries de peças, típica por exemplo da indústria automóvel onde os compósitos reforçados com partículas de SiC (por exemplo, AA356/SiC/17p ou 20p) têm, potencialmente, grande aplicabilidade, torna-se indispensável a utilização de ferramentas com insertos de PCD de custo muito elevado; só assim será possível obter vidas longas a velocidades elevadas, com consequente taxa de produção elevada. Por exemplo, nos nossos ensaios, em torneamento, obtivemos uma vida próxima de 45 minutos com velocidade de corte muito superior à empregue na maquinagem com ferramentas de carbonetos sinterizados com ou sem revestimento e utilizando um critério de vida muito apertado.

Identificámos o tipo de desgaste predominante nas ferramentas de corte que trabalham estes materiais, o desgaste na face de saída ou de folga.

Não observámos o tradicional efeito de craterização que ocorre na face de ataque das ferramentas de corte de aço rápido e de certos tipos de carbonetos sinterizados na maquinagem dos aços. Contudo, mostrámos que existem manifestações de desgaste na face de ataque em muito menor grau que na face de saída, com qualquer material de ferramenta, que consistem numa depressão com origem na aresta de corte da ferramenta. Atribuímos este facto ao mecanismo de desgaste predominante na maquinagem dos compósitos de matriz de alumínio reforçado a partículas de SiC -a abrasão.

Com base no tipo de desgaste predominante observado nas ferramentas de corte -o desgaste na face de saída- impusemos o valor de desgaste admissível para estabelecer o critério de vida das ferramentas.

Obtivemos, quer em furação quer em torneamento, utilizando o modelo de Taylor, as equações de vida das ferramentas em função da velocidade de corte e do avanço, através de regressão múltipla, para ferramentas com insertos de PCD e de carbonetos sinterizados revestidas a diamante por CVD. Observámos que, ao contrário do que acontece na maquinagem dos materiais tradicionais, o efeito do aumento do avanço se traduz num aumento de vida da ferramenta de corte. Note-se que estas equações de vida das ferramentas foram obtidas com o número indispensável de ensaios, tendo em conta, por um lado, o elevado custo das ferramentas, em particular as de insertos de PCD e, por outro, o elevado consumo de compósito de matriz de alumínio e, ainda, a exequibilidade do trabalho em termos de tempo. Por exemplo, foram necessárias, em torneamento, 55 passagens para se obter um desgaste VB=0,25mm e, em furação, 300 furos para se obter um desgaste VBmáx.=0,125mm, em determinadas condições de corte. Daqui poderá concluir-se a dificuldade em obter as curvas de desgaste necessárias para a construção da curva de vida das ferramentas com insertos de PCD.

A análise dinâmica dos processos de corte por arranque de apara utilizados nesta investigação -furação e torneamento- foi efectuada com recurso à medição, em contínuo, das forças de corte.

Observámos para as ferramentas de carbonetos sinterizados revestidas ou não que as diversas componentes da força de maquinagem -avanço, penetramento e corte-, no torneamento, e do binário e a força de avanço, na furação, crescem muito rapidamente tal como o desgaste na face de saída, atingindo valores 100% superiores aos iniciais, após alguns segundos de corte. Ao contrário, com ferramentas de insertos de PCD a evolução das componentes anteriormente referidas foi lenta e progressiva tal como o desgaste na face de saída.

As componentes que se revelaram mais sensíveis ao efeito do desgaste foram a força de avanço e de penetramento, no torneamento, e a força de avanço, na furação. O binário revelou-se, menos sensível à variação do desgaste na face de saída das brocas.

Deste modo, como a variação do valor da força de avanço -em torneamento e furação- foi relativamente pequena ao longo do tempo corte, embora exista uma correlação excelente entre o valor desta força e o desgaste na face de saída (efectuámos regressão linear para as

diversas condições de corte ensaiadas tendo obtido coeficientes de correlação R≥0,95), tivemos a ideia de efectuar a análise desta força no domínio da frequência -tranformada rápida de Fourier (FFT) e espectro de potência (PS). Verificámos que esta análise permite identificar alterações significativas, em frequência, da força de avanço ao longo do tempo de corte e, consequentemente, do desgaste na face de saída da ferramenta. Assim, e de acordo com algumas das nossas experiências e das quais apresentámos exemplos nesta dissertação, esta técnica poderá constituir um método indirecto de avaliar o estado da ferramenta no que respeita ao desgaste na face de saída. Pensamos que a aplicação desta técnica para este par de materiais ferramenta/peça, PCD e compósitos de matriz de alumínio, poderá ser vantajosa em termos de rentabilizar a vida da ferramenta.

A determinação da potência de corte e da pressão específica para a maquinagem de compósitos de matriz de alumínio reforçado com partículas de SiC veio confirmar que a utilização de um avanço elevado (desde que não provoque um aumento exagerado da força de corte) e uma velocidade de corte reduzida conduzem à obtenção de menores valores para estes critérios de avaliação da maquinabilidade. Portanto, podemos dizer que as ilacções tiradas no que respeita às condições de corte a utilizar para minimizar o desgaste das ferramentas de corte aumentando-lhes a vida nos levam a concluir que, utilizando o maior avanço possível (desde que compatível com a qualidade superficial requerida) e a menor velocidade de corte (desde que não conduza à formação de aresta postiça de corte) podemos minimizar também a potência de corte e a pressão específica de corte.

No que respeita à forma da apara obtida na maquinagem dos compósitos de matriz de alumínio reforçados com partículas de SiC usando ferramentas com insertos de PCD, podemos dizer que a apara curta, helicoidal em gume ou tubular, obtida em torneamento, ocupa pouco espaço e é de evacuação fácil da zona de corte. A apara fragmentada obtida em furação é preferida quando existir um espaço reduzido disponível para a sua evacuação ou quando a sua remoção for forçada por acção de um fluido de corte, como é o caso da furação profunda. Pensamos que, do ponto de vista da forma da apara obtida, a maquinagem destes materiais não poderá ser considerada difícil.

A análise da textura da apara na face brilhante (zona secundária de deformação), mostrou que as diferentes características mecânicas e físicas do material da matriz (AA356) e do reforço (SiC) e, sobretudo, a sua diferente aptidão para a deformação plástica, provoca a existência de rasgos na apara. Atribuímos a existência destes rasgos à presença de partículas de SiC, dado que este facto foi comprovado através de microanálise por Raios X. Na nossa opinião, as partículas de SiC poderão actuar como um efeito de "travão" que impede a deformação plástica do material da matriz. Como se sabe da teoria das deslocações, a

deformação plástica dos metais dá-se pela movimentação das deslocações na rede cristalina. Assim, as partículas de reforço poderão funcionar como um elemento bloqueador dessa movimentação o que levará a que o material da matriz não podendo deformar-se rompa-localmente. Esta explicação que apresentamos, necessitará de maior comprovação experimental e, portanto, avança-mo-la, com certas reservas mas não podendo deixar de o fazer.

A qualidade superficial obtida nas peças mecânicas não pode ser avaliada exclusivamente pelo acabamento superficial obtido. Verificámos que as ferramentas de carbonetos sinterizados com ou sem revestimento conduzem, na generalidade, a melhor acabamento superficial do que as ferramentas com insertos de PCD. Contudo, no que respeita às entradas e saídas dos furos e das peças constatou-se que as ferramentas de carbonetos sinterizados com ou sem revestimento conduzem ao aparecimento rápido de rebarbas e fragmentações.

Atribuímos ao desgaste excessivo que estas ferramentas sofrem tão rapidamente, o bom acabamento superficial obtido. Este facto foi comprovado no torneamento longitudinal em que se verificou que o raio de bico da pastilha de corte foi alterado pelo desgaste, modificando-se, assim, a geometria de contacto da ferramentas com a peça. Com efeito, o raio de bico tende a aumentar e, por conseguinte, a contribuição geométrica para a rugosidade diminui. O acabamento superficial melhora enquanto não se verifica o colapso da ferramenta.

As ferramentas com insertos de PCD permitem obter também um bom acabamento por um longo período de corte e garantem boa precisão dimensional e geométrica. Obtêm-se entradas e saídas dos furos e das peças com qualidade, isentas de rebarbas e fragmentações. Observámos, no torneamento, que para as velocidades mais baixas ensaiadas (250 e 350 m/min.) à contribuição geométrica da ferramenta de corte se adiciona uma componente devida às "imperfeições" inerentes ao processo de corte. Com efeito, verificou-se que as pastilhas com insertos de PCD arrancam da superfície partículas de reforço deixando cavidades no local onde estas se encontram alojadas. Este efeito não é tão notório a elevada velocidade de corte (500 e 700 m/min.).

Com ferramentas de insertos de PCD podemos obter furos sem necessidade de operações posteriores de mandrilagem e superfícies funcionais torneadas sem a necessidade de rectificação cilíndrica, dado que é possível, desde que se utilizem as condições de corte adequadas -velocidade de corte e avanço- atingir o acabamento superficial apropriado.

Os débitos (volume de material removido para uma determinada vida) das ferramentas com insertos de PCD foram 50 a 100x superiores aos obtidos com ferramentas de carbonetos sinterizados da classe K10/20 com ou sem revestimento de TiN, trabalhando em condições de corte muito mais severas. Note-se que não foi nosso objectivo optimizar os débitos das ferramentas uma vez que efectuámos uma grande parte dos nossos ensaios em situações de acabamento e semi-acabamento. No torneamento, utilizámos um penetramento de 1mm e, na furação, brocas com um diâmetro de 5mm.

Pensamos, da nossa experiência que as "performances" em termos de débito das ferramentas com insertos de PCD poderão ser muito superiores o que justifica, mais uma vez, a sua aplicação na maquinagem de grandes séries de peças. O custo destas ferramentas é cerca de 30 a 50x superior às ferramentas vulgares de carbonetos sinterizados o que corrobora o anteriormente referido.

A modelização experimental de corte dos compósitos de matriz de alumínio reforçado com partículas de SiC foi efectuada em corte ortogonal com pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K20.

Devido ao rápido desgaste que este tipo de material de ferramenta apresenta na maquinagem destes materiais, tivemos que efectuar ensaios de muito curta duração e, em cada condição de corte, utilizámos uma pastilha nova. Deste modo, procurámos minimizar o efeito de desgaste e consequente arredondamento da aresta que pode introduzir uma força adicional da penetração ou encosto. Este problema poderia ter sido ultrapassado se um fabricante de ferramentas se disponibilizasse para produzir pastilhas com um inserto de PCD com a geometria pretendida. Note-se que foi necessário preparar provetes com um perfil longitudinal, em forma de onda quadrada, na impossibilidade de adquirir tubo deste material compósito.

Esta modelização mostrou-nos que as tensões normais ao plano de corte apresentam um valor extremamente significativo e estão na base da discrepância entre os valores encontrados para o ângulo de corte obtido experimentalmente e pela teoria de Ernest e Merchant. Se esta teoria se afasta dos resultados experimentais, no caso do corte dos materiais tradicionais, como os aços de construção com ferramentas de carbonetos sinterizados, neste caso a discrepância acentua-se. De qualquer modo, foi possível obter uma equação original que tem por base resultados experimentais que nos permite determinar o ângulo de corte em função do ângulo de atrito e do ângulo de ataque.

Os débitos (volume de material removido para uma determinada vida) das ferramentas com insertos de PCD foram 50 a 100x superiores aos obtidos com ferramentas de carbonetos sinterizados da classe K10/20 com ou sem revestimento de TiN, trabalhando em condições de corte muito mais severas. Note-se que não foi nosso objectivo optimizar os débitos das ferramentas uma vez que efectuámos uma grande parte dos nossos ensaios em situações de acabamento e semi-acabamento. No torneamento, utilizámos um penetramento de 1mm e, na furação, brocas com um diâmetro de 5mm.

Pensamos, da nossa experiência que as "performances" em termos de débito das ferramentas com insertos de PCD poderão ser muito superiores o que justifica, mais uma vez, a sua aplicação na maquinagem de grandes séries de peças. O custo destas ferramentas é cerca de 30 a 50x superior às ferramentas vulgares de carbonetos sinterizados o que corrobora o anteriormente referido.

A modelização experimental de corte dos compósitos de matriz de alumínio reforçado com partículas de SiC foi efectuada em corte ortogonal com pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K20.

Devido ao rápido desgaste que este tipo de material de ferramenta apresenta na maquinagem destes materiais, tivemos que efectuar ensaios de muito curta duração e, em cada condição de corte, utilizámos uma pastilha nova. Deste modo, procurámos minimizar o efeito de desgaste e consequente arredondamento da aresta que pode introduzir uma força adicional da penetração ou encosto. Este problema poderia ter sido ultrapassado se um fabricante de ferramentas se disponibilizasse para produzir pastilhas com um inserto de PCD com a geometria pretendida. Note-se que foi necessário preparar provetes com um perfil longitudinal, em forma de onda quadrada, na impossibilidade de adquirir tubo deste material compósito.

Esta modelização mostrou-nos que as tensões normais ao plano de corte apresentam um valor extremamente significativo e estão na base da discrepância entre os valores encontrados para o ângulo de corte obtido experimentalmente e pela teoria de Ernest e Merchant. Se esta teoria se afasta dos resultados experimentais, no caso do corte dos materiais tradicionais, como os aços de construção com ferramentas de carbonetos sinterizados, neste caso a discrepância acentua-se. De qualquer modo, foi possível obter uma equação original que tem por base resultados experimentais que nos permite determinar o ângulo de corte em função do ângulo de atrito e do ângulo de ataque.

Com base nos valores obtidos a partir da experimentação para o ângulo de corte e aplicando a teoria de Ernest/Merchant corrigida foi possível determinar para o compósito AA356/SiC/20p o índice de maquinabilidade δ=134,9°. Trata-se de um valor extremamente elevado quando comparado com outros materiais. Pensamos poder atribuir este facto, em parte, ao elevado valor da força de avanço que obtivemos nos nossos ensaios devido ao facto de não se terem utilizado pastilhas de corte com inserto de PCD, mas pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K20.

Finalmente, refere-se que de um modo geral os desvios anteriormente referidos se encontram na falta de realismo de alguns dos postulados em que as teorias citadas se baseiam, designadamente os referentes à lei do atrito (que para pressões tão elevadas como as que se verificam no corte por arranque de apara, não é a de Coulomb), à tensão de corte crítica (que é função, por exemplo, do encruamento) e à homogenidade e ao isotropismo (que deixam de se verificar logo que se inicia a deformação plástica e, também, quando surgem gradientes térmicos).

Em geral, as grandezas obtidas nesta modelização, tais como, o grau de encalque, a deformação angular, a velocidade de deformação e a tensão de corte apresentaram uma evolução de acordo com o previsto no corte dos materiais tradicionais com as condições de corte - velocidade de corte e avanço.

Capítulo 9

Síntese, conclusões e futuro trabalho de investigação.

Capítulo 9

9. Síntese, conclusões e futuro trabalho de investigação.

9.1 Síntese dos trabalhos desenvolvidos. 307

9.2 Conclusões gerais. 308

9.3 Perspectivas para futuro trabalho de investigação. 312

Capítulo 9

Síntese, conclusões e futuro trabalho de investigação.

9.1 Síntese dos trabalhos desenvolvidos.

O trabalho que serviu de base à presente dissertação teve como objectivo fundamental o estudo da maquinabilidade dos compósitos de matriz de alumínio.

Antes de se iniciar este estudo foi necessário executar uma exaustiva pesquisa bibliográfica para, por um lado, identificar o estado da arte da maquinabilidade dos compósitos de matriz metálica e, por outro, efectuar uma selecção dos compósitos a ensaiar e as ferramentas a utilizar.

De seguida, foi necessário criar meios experimentais de modo a poderem ser efectuados ensaios de maquinagem em furação e torneamento com, entre outros aspectos, medição e visualização em contínuo das forças de corte ao longo do tempo de maquinagem, o que foi realizado pela primeira vez na Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.

Após esta fase que se revelou bastante morosa e difícil e na qual consumimos uma parte significativa de tempo, realizámos testes preliminares com o objectivo de seleccionar o compósito a ensaiar exaustivamente e as ferramentas a utilizar na sua maquinagem.

Adquirir compósitos de matriz de alumínio não foi tarefa fácil e a aquisição de algumas das ferramentas necessárias também não o foi, em particular, as ferramentas com insertos de diamante policristalino que são de fabricação unitária ou de pequena série e de custo extremamente elevado.

O programa de investigação desenvolvido ao longo de três anos e meio teve por base o projecto JNICT/C/PBIC/TPR/1171/92 -"Maquinabilidade de compósitos de matriz metálica". Os resultados obtidos, após um extenso trabalho experimental na oficina, que contemplou o ensaio de cerca de meia centena de brocas e sessenta pastilhas de corte (120 a 150 pontas), nos postos de ensaios de furação e torneamento criados, são apresentados de modo a caracterizarem a maquinabilidade dos compósitos seleccionados, especialmente os AA356/SiC/17p ou 20p de um modo inequívoco.

Assim, foi possível avaliar a maquinabilidade através do tipo e dos mecanismos de desgaste das ferramentas, da força e potência de corte, do tipo e forma da apara, do acabamento superficial e do débito (volume de material removido para uma determinada vida). Obtiveram-se curvas de vida inéditas para diversos pares de materiais ferramenta/peça de interesse indiscutível para a produção por maquinagem de peças em compósito.

Foi efectuada uma modelização do corte ortogonal com o compósito AA356/SiC/20p tendo-se obtido, entre outros aspectos, uma expressão para a determinação do ângulo de corte e o índice de maquinabilidade do material.

Aplicou-se a técnica da análise em frequência ao sinal das forças de corte obtidas quer em furação quer em torneamento, com o objectivo de detectar o efeito do desgaste na face de saída das ferramentas nas referidas forças. Apresentaram-se exemplos que mostram a influência do desgaste na face de saída no resultado da análise em frequência do sinal da força de avanço em ambos os processos de maquinagem- furação e torneamento.

Finalmente, efectuámos uma comparação da maquinabilidade dos três tipos de compósitos ensaiados, AA356/SiC/20p, AA6061/SiC/20p e AA383/Al_2O_3/20f, quer em furação quer em torneamento.

9.2 Conclusões gerais.

No final desta investigação, pensamos poder estabelecer algumas conclusões válidas para as condições de ensaio e de caracterização da maquinabilidade dos compósitos de matriz de alumínio, sobretudo os reforçados com partículas de SiC, dado que foi neste tipo de materiais que a nossa experimentação mais insidiu.

- o desgaste preponderante foi aquele que se desenvolveu na face de saída das ferramentas de corte, quer em furação quer em torneamento.

- o efeito de craterização que é um tipo de desgaste das ferramentas comum na maquinagem dos aços, não foi observado. Verificou-se que a manifestação de desgaste consiste numa depressão que tem origem na aresta de corte e se estende até à zona em que a apara deixa de contactar com a face de ataque.

- o mecanismo de desgaste abrasivo é predominante na maquinagem destes materiais. Pontualmente verificou-se a presença de algumas adesões.

- a formação e destruição periódica da aresta postiça de corte, mecanismo que afecta fundamentalmente o desgaste na face de saída, evitou-se sempre que possível, alterando as condições de corte, em particular a velocidade de corte. O compósito AA6061/SiC/20p foi o que apresentou maior tendência para o aparecimento da aresta postiça de corte, sendo apenas possível evitar a sua formação para velocidades de corte muito elevadas e que conduziam a um desgaste muito acelerado na face de saída das ferramentas.

- as ferramentas de carbonetos sinterizados revestidas ou não a TiN atingiram muito rapidamente (<1 minuto) o desgaste admissível imposto na face de saída. Ao contrário, as ferramentas com insertos de PCD apresentaram um desgaste lento e progressivo. Obtivemos tempos de corte da ordem dos 45 minutos, em torneamento, e 15 minutos, na furação, para o desgaste admissível imposto na face de saída das ferramentas.

- as curvas de vida obtidas a partir das curvas de desgaste mostraram que o avanço desempenhou um papel contrário ao da velocidade de corte. O seu aumento significa um aumento da vida da ferramenta o que não acontece com a velocidade de corte. Este facto é contrário ao observado na maquinabilidade dos materiais tradicionais.

- a utilização de uma velocidade de corte reduzida (desde que não provoque a formação da aresta postiça de corte) e de um avanço elevado (desde que compatível com o acabamento superficial requerido) minimiza o desgaste obtido na ferramenta e, consequentemente, aumenta a sua vida.

- as equações da vida das ferramentas, apresentadas para o torneamento e furação do compósito AA356/SiC/17p (fundição contínua), permitem-nos obter a duração das pastilhas de insertos de PCD e de carbonetos sinterizados da classe K10 com

revestimento de diamante e das brocas com insertos de PCD, em função da velocidade de corte e do avanço. Para este material compósito trata-se de um trabalho inédito e de potencial interesse industrial.

- as forças de corte na maquinagem com ferramentas de carbonetos sinterizados com ou sem revestimento de TiN apresentam aumentos superiores a 100% após um tempo de corte extremamente curto (<1 minuto). Ao contrário, as forças de corte na maquinagem com ferramentas com insertos de PCD apresentam um aumento lento, progressivo e gradual com o tempo de corte.

- as três componentes -avanço, penetramento e corte- da força de maquinagem no torneamento, aumentaram com o desgaste na face de saída das pastilhas de corte. As forças de avanço e de penetramento mostraram-se mais sensíveis a este factor.

- a força de avanço, na furação, aumentou com o desgaste na face de saída das brocas. O binário não se mostrou sensível a este aumento de desgaste. A força lateral, na base da broca mostrou-se sobretudo sensível a um desequílibrio de desgaste nas duas faces de saída principais da broca.

- a análise em frequência da força de avanço quer em furação quer em torneamento, dado que foi a componente que maior sensibilidade revelou ao desgaste na face das ferramentas, constitui um método por excelência, para detectar a evolução deste desgaste nas ferramentas com insertos de PCD, ao longo do tempo de corte. Nesta análise utilizou-se a transformada rápida de Fourier (FFT) e o espectro de potência (PS).

- as pastilhas de carbonetos sinterizados da classe K10 com revestimento de diamante apresentaram, em torneamento, um comportamento idêntico às de PCD em termos de forças de corte enquanto não se verificou a delaminagem do referido revestimento. Quando tal se verificou, passaram a apresentar um comportamento idêntico ao do material do substracto, tal como seria de esperar.

- a determinação da pressão específica de corte e da potência de corte mostrou-nos que é vantajoso trabalhar com avanços elevados (desde que não provoquem um aumento exagerado da força de corte) e com velocidades baixas tendo como objectivo reduzir os valores destes dois critérios de avaliação da maquinabilidade. Este facto corrobora o referido a propósito da escolha das condições de corte

-velocidade de corte e avanço- no que respeita a minimizar o desgaste das ferramentas de corte e, consequentemente, o prolongamento da vida.

- as formas da apara obtida na maquinagem dos compósitos AA356/SiC/17p ou 20p, de um modo geral, podem considerar-se satisfatórias. Trata-se, geralmente, da apara curta, helicoidal em gume ou tubular, no torneamento, e de apara fragmentada, na furação.

- a análise da textura da apara mostrou-nos a influência das partículas de reforço de SiC na deformação plástica do material compósito. Com efeito, estas partículas parecem actuar como bloqueadoras da deformação plástica do material da matriz estando na origem dos rasgos observados na face lisa da apara (zona de deformação secundária).

- o acabamento superficial obtido com ferramentas de carbonetos sinterizados foi superior ao obtido utilizando ferramentas com insertos de PCD. Mostrou-se, no torneamento, que este facto se ficou a dever à alteração do raio de bico da ferramenta provocada pelo intenso desgaste na zona da ponta. Contudo, verificou-se que na maquinagem com ferramentas de carbonetos sinterizados as entradas e saídas das peças e dos furos apresentaram rebarbas e fragmentações o que não acontece quando se usam as ferramentas com insertos de PCD. A obtenção de qualidade superficial (acabamento, precisão dimensional e geométrica) só é conseguida com ferramentas de PCD.

- os débitos obtidos na maquinagem de compósitos AA356/SiC/17p ou 20p em situações de acabamento com ferramentas com insertos de PCD foram 50 a 100x superiores aos obtidos com ferramentas de carbonetos sinterizados K10/20 com ou sem revestimentos de TiN, com a agravante daquelas terem trabalhado em condições de corte muito mais severas.

- a modelização experimental de corte por arranque de apara em corte ortogonal permitiu-nos obter a evolução de diversas grandezas, tais como, o grau de encalque, a deformação angular, a velocidade de deformação e as tensões de corte e normal ao plano de corte.

- a teoria de Ernest/Merchant para a determinação do ângulo de corte foi comparada com os valores obtidos experimentalmente. Mostrou-se que estes resultados tal

como acontece na maquinagem de muitos materiais tradicionais, se afastaram da referida teoria. Propusemos, então, uma equação para a determinação do ângulo de corte em função do ângulo de atrito e do ângulo de ataque da ferramenta de corte. Utilizando a teoria de Ernest/Merchant corrigida calculámos o índice de maquinabilidade para o compósito AA356/SiC/20p.

- o compósito de matriz de alumínio AA383/Al2O3/20p apresentou a melhor maquinabilidade de todos os materiais ensaiados. Ao contrário os compósitos AA356/SiC/17p ou 20p apresentaram a pior maquinabilidade. Este facto justificou que dedicássemos a grande parte desta investigação ao seu estudo.

9.3 Perspectivas para futuro trabalho de investigação.

Em face do trabalho de investigação realizado, dos resultados obtidos e da análise efectuada, parece-nos oportuno prosseguir este estudo, segundo duas vertentes distintas, a considerar:

A) Num seguimento do trabalho apresentado nesta dissertação apontamos como prioridades:

- efectuar ensaios de maquinagem adicionais, em furação e torneamento, usando ferramentas de corte com insertos de PCD, no compósito AA356/SiC/17p, com objectivo de obter curvas de desgaste, em condições de corte (velocidade e avanço) complementares, para comprovar as equações de vida propostas nesta dissertação.

- determinar a influência da dimensão das partículas de reforço de SiC e do tamanho de grão do diamante que constitui o inserto na vida das ferramentas de PCD.

- optimizar com base em métodos numéricos, as condições de corte (velocidade e avanço) na maquinagem (torneamento e furação) do compósito AA356/SiC/17p, usando ferramentas de corte com insertos de PCD, recorrendo aos resultados experimentais obtidos neste trabalho (desgaste, forças de corte, pressão específica de corte, potência de corte, acabamento superficial...).

- efectuar a modelização do corte ortogonal com o compósito AA356/SiC/20p utilizando como material da ponta de corte o PCD. Determinar, neste caso, a expressão para o ângulo de corte e índice o de maquinabilidade do material.

- realizar ensaios de maquinagem, com ferramentas de insertos de PCD previamente desgastadas a vários níveis, a diferentes taxas de aquisição do sinal da força de avanço, para comprovar a eficácia da técnica da análise em frequência, como método indirecto de medida do desgaste na face de saída das ferramentas de corte.

B) Num âmbito mais lato e considerando temas de investigação que se poderão relacionar com algumas das áreas de intervenção deste trabalho podemos indicar a aplicação de técnicas de modelação e simulação para optimização do processo de corte por arranque de apara, com recurso a modelos computacionais que têm por base o método dos elementos finitos.

Referências bibliográficas.

Referências bibliográficas.

[1] Marques A.T., "Introdução aos materiais compósitos", Revista de Engenharia, N°1, Porto, pp. 23-28, (1990).

[2] Lloyd D.J., "Particle reinforced aluminium and magnesium matrix composites", International Materials Reviews, pp. 2-23, (1994).

[3] Clyne T.W. and Withers, "An introduction to metal matrix composites", Cambridge University Press, (1995).

[4] Kelly A., "Metal matrix composites - An overview, in cast reinforced metal composites", Ed. ASM int., pp 1-5, (1988).

[5] Zhu Z., "A literature survey on fabrication methods of cast reinforced metal composites", Ed. ASM int., pp. 93-99, (1988).

[6] Trumper, R.L., "Metal matrix composites-applications and prospects", Metals and Materials, pp. 662-667, (1987).

[7] Chesney P., "Steel/ceramic MMCs for wear applications", Metals and Materials, pp. 373-376, (1990).

[8] Nair S.V., Tien J.K. and Bates R.C., "SiC-reinforced aluminium metal matrix composites", International Metals Reviews, Vol. n° 30, pp. 275-290, (1985).

[9] Dermarkar S., "Metal matrix composites", Metals and Materials, pp. 144-146, (1986).

[10] Lee S.M., "Metal matrix composites aluminium", International Encyclopedia of Composites, VCM Publishers, New York, pp. 187-200, (1990).

[11] Mykura N., "Casting MMCs by liquid pressure forming", Metals and Materials, pp. 7-11, (1991).

[12] Lee, S.M. "Metal matrix composites casting processes", International Encyclopedia of Composites, VCM Publishers, New York, pp. 201-210, (1990).

[13] Taya M. and Arsenault J.A., "Metal matrix composites - Thermomechanical behavior", Pergamon Press, Oxford, (1989).

[14] Charles D., "Metal matrix composites -ready for take-off?", Metals and Materials, pp. 78-82, (1990).

[15] Foltz J.V. and Blackman C.M., "Metal matrix Composites", Special-purpose materials, pp. 902-912, (1992).

[16] Abdul-Lattef N. and Khedar, A.R., "Microstructure and mechanical properties of Al-Al_2O_3-MgO cast particulate composites", Journal of Materials Science 22, pp. 466-472, (1987).

[17] Friend C.M., "The effect of matrix proprieties on reinforcement in short alumina fibers-aluminium metal matrix composites", Journal of Materials Science 22, pp. 3005-3010, (1987).

[18] John, H. and Hausner, H., "Influence of oxygen partial pressure on the wetting behaviors in the system Al/Al_2O_3", Journal of Materials Science 5, pp. 549-551, (1986).

[19] Cappleman G.R., Watts J.F. and Clyne T.W., "The influence region in squeeze-infiltrated composites containing d-alumina fiber in an aluminium matrix", Journal of Materials Science 20, pp. 2159-2168, (1985).

[20] Laurent V., Chatain D. and Eustathopoulos N., "Wettability of SiC by aluminium and Al-Si alloys", Journal of Materials Science 22, pp. 244-250, (1987).

[21] Hosking F.M., Portillo F.F., Wunderlin R. and Mehrabian, R. "Composites of aluminium alloys: Fabrication and wear behavior", Journal of Materials Science 17, pp. 477-498, (1982).

[22] Gibson P.R., Clegg A.J., and Das, A.A., "Production and evaluation of squeeze-cast graphitic Al-Si alloys", Materials Science and Technology, Vol. 1, pp. 559-567, (1985).

[23] Carvalho M.H., Marcelo T., Faustino J. e Carvalhinhos H., "Processamento e propriedades mecânicas de compósitos de alumínio 6061/SiCp obtidos por sinterização e forjagem", 5° Congresso da SPM, Vol. n° 2, pp. 443-500, (1991).

[24] Carvalhinhos H., Carvalho M.H, e T. Marcelo, "Comparative properties of Al/SiCp composites produced by a sintering and forging route", 1992 PM Word Congress, S. Francisco, (1992).

[25] Carvalho M.H., Marcelo T. e Carvalhinhos H., "Compósitos 6061/SiC e alumínio 321/SiC produzido por pulverometalurgia. Influência do tipo de matriz nas etapas de processamento", 6° Congresso da SPM, Vol. N° 1, pp. 513-531, (1993).

[26] Marcelo T., Carvalho M.H. e Carvalhinhos H., "Envelhecimento de compósitos P/M da matriz de Al 6061", 6° Congresso da SPM, Vol. N° 1, pp. 523-531, (1993).

[27] Carvalho M.H. and Carvalhinhos H., "Closed die PM pressed 6061 type Al matrix Composites", 1994 PM Word Congress, Paris (1994).

[28] Carvalho M.H., Marcelo T. e Carvalhinhos H., "Importância de dimensões relativas aos constituintes no fabrico por pulverometalurgia de compósitos de matriz de alumínio", 7° Congresso da SPM, Vol. N° 1, pp. 299-306, (1995).

[29] Ohoi K., Watanabe H. and Takeuchi Y., "Silicon carbide whiskers reinforced aluminium composites - fabrication and properties", Materials Science and Technology, Vol. 3, pp. 57-60, (1987).

[30] Clyne T.W., Bader M.G., Cappleman G.R. and Hubert P.A., "The use of a δ-alumina fiber for metal matrix composites", Journal of Materials Science, pp. 85-96, (1985).

[31] Dinwoodie J. and Harsfall I., "New development with alumina fibers in metal matrix composites", 6th Int. Conf. Mater., pp. 2.390-2.401, (1987).

[32] "Duralcan composites for wrought products", Alcan Limited, USA, (1991).

[33] "Duralcan composites for high-pressure die castings", Alcan Limited, USA, (1992).

[34] "Duralcan composites for gravity castings", Alcan Limited, USA, (1992).

[35] "Aluminium composites - information", Hydro Aluminium a.s., Mettalurgical R&D Centre, Sunndalson, (1992).

[36] Rohatgi P.K., Asthana R. and Das S., "Solidification, structures, and properties of cast metal-ceramic particle composites", International Metals Reviews, Vol. 31, pp. 115-139, (1986).

[37] Duarte J.M., "Compósitos de matriz metálica - Estudo da estrutura e comportamento tribológico de um compósito", Tese de Mestrado, FEUP-DEMEGI, Porto, pp. 1-81, (1988).

[38] Feest E.A. "Interfacial phenomena in metal-matrix composites", Composites, Vol. 25 N°2, pp. 75-86, (1994).

[39] Asthanca R. and Tewari S.N., "Interfacial and cappillary phenomena in solidification processing of metal-matrix composites", Composites Manufacturing, Vol. 4, N°1, (1993).

[40] Miliére C., "Elaboration, structure et properties de materiaux composites à matrice metallique", These, Institute National Polytechnique de Grenoble, (1986).

[41] Schouttens J.E. and Tempo J.K., "Introduction to metal matrix composite materials", 3th ed. MMIAC Tutorial Series, MMC N°272, (1982).

[42] Delannay F., Froyen L. and Deruytere A., "Review - The wetting of solids by molten metals and its relation to the preparation of metal-matrix composites", Journal of Materials Science 22, pp. 1-16, (1982).

[43] Kelly A. and Mileiko S.T., "Fabrication of composites", Handbook of Composites Vol. 4, pp. 221-294. (1983).

[44] Schwartz M.M., "Composite Materials Handbook", McGraw-Hill, (1984).

[45] Mortensen A., Cornie J.A. and Fleming M.C., "Status of current technology in metal matrix composite castings", Proceedings of the AFS Special Conference, Illinois, (1987).

[46] Masur L.J., Mortensen A., Cornie J.A. and Flemings M.C., "Pressure casting of fiber-reinforced metals", 6th Conf. on Composites Materials, pp. 2.320-2.329, (1987).

[47] Cornie J.A., Chiang Y.M., Uhlman D.R., Mortensen A. and Collins J.M., "Processing of metal and ceramic matrix composites", Ceramic bulletin, Vol. 65, pp. 293-303, (1986).

[48] Ponzi C. "Metal matrix composite fabrication processes for high performance aerospace structure", Composites Manufacturing, Vol. 3, N°1, pp. 32-41, (1992).

[49] King, J.E. "Reinforcements and matrices", Advanced Ceramic and Metallic Composites, Programme for Industry, University of Cambridge, (1991).

[50] Begg A.R. "Metal matrix composites: Application and markets", Advanced Ceramic and Metallic Composites, Programme for Industry, University of Cambridge, (1991).

[51] Ferraresi D., "Fundamentos de usinagem dos metais", Editora Edgard Blücher, São Paulo, pp. 89-645, (Ed. 1977).

[52] Boothroy D.G., "Fundamentals of metal machining and machine tools", McGraw-Hill, Tokyo, pp. 61-217, (1975).

[53] Shaw, M.C., "Metal removal", CRC Handbook of Lubrification, Vol. II. pp. 335-356, (1979).

[54] Shaw, M.C., "Metal cutting principles", Oxford University press, London, pp. 1-544, (Ed. 1984).

[55] Trent E.M., "Metal cutting", Butterworths Ltd, London, pp. 1-240 (Ed. 1984).

[56] Mesquita R.D., "O desgaste das ferramentas de corte e sua relação com as forças de corte", Tese de doutoramento, Instituto Superior Técnico (IST), Lisboa, pp. 1-125 (1988).

[57] Pais, M.S., "Comportamento dos materiais durante a formação da apara no corte por maquinagem (Revisão crítica)", 2° Congresso da SPM, Porto, (1985).

[58] Chen Z., Black, J., "FEM modeling in metal cutting", Manufacturing Review, Vol. 7, N°2, pp. 120-133, (1994).

[59] Marui E., Hashimoto M. and Kato S., "Regeneration chatter vibration occurring in turning with different side cutting edge angle", Journal of Engineering for Industry, Vol. 117, pp. 551-558, (1995).

[60] Lin J. and Wong C., "A nonlinear dynamic model of cutting", Int. J. Mach. Tools Manufacturing Vol. 30, N°1, pp. 53-64, (1990).

[61] Tarng Y., Young H. and Lee B., "An analytical model of chatter vibration in metal cutting", Int. J. Mach. Tools Manufacturing Vol. 34, N°2, pp. 183-197, (1994).

[62] Joshi V., Dixit P. and Jain V., "Viscoplastic analysis of metal cutting by finite element method", Int. J. Mach. Tools Manufact. Vol. 34, N°4, pp. 553-571, (1994).

[63] Shih A., "Finite element analysis of orthogonal metal cutting mechanics", Int. J. Mach. Tools Manufact., Vol. 36, N° 2, pp. 255-273, (1996).

[64] Kim K. and Sin H., "Development of a thermo-viscoplastic cutting model using finite element method", Int. J. Mach. Tools Manufact. Vol. 36, N° 3, pp. 379-397, (1996).

[65] Dieter G., "Mechanical metallurgy", McGraw-Hill, New York, pp. 275-300, (1981).

[66] Davim J.P. e Magalhães A.G., "Ensaios mecânicos e tecnológicos", Editora Estante, Aveiro, pp. 113, (1992).

[67] Sá V.S. "Alguns aspectos de corte de metais - Estudo das causas da variação da maquinabilidade dos aços provocada pelo estiramento", Tese de doutoramento, FEUP, pp. 19-77, (1965).

[68] "Essais de durée de vie des outils de tournage à partie active unique", ISO 3685, (1977).

[69] Davim J.P. "Princípios de maquinagem" Livraria Almedina, Coimbra, pp. 19-165, (1995).

[70] Edwards R. "Cuttings tools", The Institute of Materials, London, pp. 1-47 (1993).

[71] Jack D.H., "Sialon tool materials", Metals Technology, Vol. 9, (1986).

[72] Whitney E.D., "Modern ceramic cutting tool materials", Powder Metallurgy International, Vol. 15 N° 4, pp. 261-205, (1983).

[73] Mesquita R.D., "Novos materiais para ferramentas de corte - nitreto de boro cúbico (CBN)", Técnica N° 2, (1984).

[74] Mesquita R.D., "Novos desenvolvimentos na tecnologia das ferramentas de corte", Tecnometal N° 46, (1986).

[75] Jack D.H., "Hard materials for metal cutting"; Metals and Materials, pp. 516-520, (1987).

[76] Ezugwu E.O., Wallbank, J., "Manufacture and properties of ceramic cutting tools: a review", Materials Science and Technology, Vol. N°3, pp. 681-887, (1987).

[77] Silva R.F., Vieira J.M., "Materiais de corte - Lugar aos cerâmicos", Departamento de Engª Cerâmica e Vidro, Universidade de Aveiro (UA), Workshop Sectorial de Cerâmica, pp. 1-11, (1988).

[78] Baldoni J.G., Buljan S.T., "Ceramics for machining", Ceramic Bulletin, vol. 67, N° 2, pp. 301-387, (1988).

[79] König U., "Advances in the coating of tools", Powder metallurgy international, Vol. 24, N° 5, pp. 297-302, (1992).

[80] Glaeser W.A., "Materials for tribology", Elsevier, London, (1992).

[81] Saito Y. et al, "Adhesion strength of diamond film on cemented carbide insert", Diamond and Related Materials, pp. 1391-1395, (1993).

[82] Trakhtenberg I.S. et al, "Service properties of cutting tool hardened with a diamond - like coating", Diamond and related materials, pp. 1434-1438, (1993).

[83] Silva R.F., "Ferramentas de corte cerâmicas", 5as Jornadas Portuguesas de Tribologia, Universidade do Minho (UM), Guimarães, pp. 5.2-5.12, (1995).

[84] Leroy F., "Usinage e usinabilité", Dossier théchniques de la mecanique M725, (1989).

[85] Ferraresi D., "Desgaste e vida das ferramentas de usinagem", I Seminário sobre materiais resistentes ao desgaste (ABM), São Paulo, pp. 3-26, (1989).

[86] Pedersen K.B., "Wear measurement of cutting tools by computer vision", Int. J. Mech. Tool Manufact., Vol. 30, N° 1 (1990).

[87] König W. et al., "Tool monitoring of small drills with acoustic emission", Int. J. Mech. Tools Manufact. Vol. 32, N° 42, (1992).

[88] Baptista A.M., "Desgaste e vida das ferramentas de corte", Apontamentos didácticos, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), Porto, pp. 1-6, (1992).

[89] König W. and Neises A., " Wear mechanisms of ultrahard, non-metallic cutting materials", Wear, N° 162-164 , pp. 12-21, (1993).

[90] Thoors H. et al. "Study of some active wear mechanisms in a titanium-based cermet when machining steels", Wear, N° 162-164 , pp. 1-11, (1993).

[91] Pashby I. et al.," Ceramic tool wear when machining austempered ductile iron", Wear, N° 162-164 , pp. 22-23, (1993).

[92] Hong H. et al., "Machinibility of steels and titanium alloys under lubrication", Wear, N° 162-164 , pp. 34-39, (1993).

[93] Boness R., "Mesurements of wear and acoustic emission from fuel-wetted surfaces", Wear, N° 162-164 , pp. 703-705, (1993).

[94] Lim S. et al., "Mapping the wear of some cutting-tool materials", Wear, N° 162-164, pp. 971-974, (1993).

[95] Mari D., Gonseth D.R., "A new look at carbide tool life", Wear, N° 165, pp. 9-17, (1993).

[96] Pais M.S. "Adequação dos materiais à fabricação", 5° Congresso da SPM, Vol. II, Lisboa, pp. 601-608 (1991).

[97] Pais M.S., "Alguns aspectos do comportamento dos materiais à maquinagem", 3° Congresso da SPM, Vol. II, Braga, pp. 235-250, (1987).

[98] Davim J.P., "Influência das condições de corte na microgeometria das superfícies obtidas por torneamento", Tese de mestrado, DEMEGI, FEUP, Porto, pp. 87-92 (1991).

[99] Mesquita R.M. e Marques M.J. "Análise experimental da maquinabilidade dos materiais e do desempenho das ferramentas de corte", 4° Congresso da SPM, Vol. II, Coimbra, pp. 189-200, (1989).

[100] Vaccari J., "Processing metal matrix composites". American Machinist, pp.95-97, (1985).

[101] Ginty N. and Preuss C., "Machining ceramic fiber metal matrix composites", Conf. High Productivity Machining. Materials Processes - New Orleans, Louisiana USA - 7, 9 May 1985 - Ed. American Soc. for Metals, Metals Park, Ohio, 231-243, (1985).

[102] Ricci W., Swider S.S and Moores T., Drilling metal matrix composites. Report N° MTL TR 11-1, US ARMY LABORATORY COMAND WATERTOWN, Massachusetts, pp. 1-16, (1988).

[103] Gindy N. and Clegg A., "Machining of metal matrix composites", 7ª Int. Conf. The materials revolution though the 90's. Oxford, UK, pp. 32.1-32.16, (1989).

[104] Chadwick G. A. and Heat P., "The machining of metal matrix composites with polycristaline diamond tools", 7ª Conf. the materials resolutions through the 90's, Oxford, UK, pp. 33.1-33.10, (1989).

[105] Lane G., "Machining characteristics of particulate reinforced aluminium", Conf. Fabrication of particulate reinforced metal composites, Montreal Quebec, Canada - Ed. ASM Int. pp. 145-201, (1990).

[106] Chadwick G.A. and Heat P., "Machining metal matrix composites. Metal and Materials", Vol. 6, pp. 73-76 (1990).

[107] Lee S., "Machining of composites. International encyclopedia of composites", Vol. 3 VCM Publishers, New York, pp. 95-101, (1990).

[108] Chambers A. and Stephens S., "Machining of Al-5Mg reinforced with 5 Vol % Saffil and 15 Vol % SiC. Materials Science and Engineering", pp. 287-290, (1991).

[109] Heat P., "Cutting composites with PCD". Composites in Manufacturing, Vol. 7, n° 3, pp. 1-3, (1991).

[110] Heat P., "Developments in applications of PCD tooling". Conf. Superabrasives, Chicago, Illinois, 2-5, (1991).

[111] Cronjäger L. and Meister D., "Drilling of fibre and particle reinforced aluminium". Composite Material Technology, ASME, Vol.37, pp. 185-189, (1991).

[112] König W., Cronjäger, Spur, Tonshoff, Vigneau and Zdebliek, "Machining of new materials", Processing of Advanced Materials 1, pp.11-26, (1991).

[113] "Machining guidelines", Duralcan Composites, ALCAN, (1991).

[114] Miller M.F. and Schaeter W. H., "Metal matrix fabrication processes. Space Shuttle Materials", Society of Aerospace Material and Process Engineers, Vol 3, pp. 61-68, Azuza, (1991).

[115] Cronjäger L. and Biermam D., "Turning of metal matrix composites", Proceedings of the 2nd European Conference on Advanced Materials and Process, Cambridge, pp. 73-80, (1991).

[116] Jawaid A., Barnes S. and Ghadimzadehs S., "Drilling of particulate aluminium silicon carbide metal matrix composites", Proceedings of the machining of composite materials Symposium ASM materials week, Chicago, Illinois, pp.36-45, (1992).

[117] Lane G., "Machinability of aluminium composites - As a function of matrix alloy and heat-treatment", Proceedings of the machining of composites materials symposium, ASM materials week, Chicago, Illinois, pp. 3-15, (1992).

[118] Lane G., "The effect of different reinforcement on PCD tool life for aluminium composites" Proceedings of the machining of composites materials symposium, ASM materials week, Chicago, Illinois, pp. 3-15, (1992).

[119] Tomac N. and Tønnessen K., "Machinability of particulate aluminium matrix composites", Annuals of CIRP, Vol. 41, pp.55-58, (1992).

[120] Chen P., "High-performance machining of SiC whisker - Reinforced aluminium composite by self-propelled rotary tools", Annuals of CIRP, Vol. 41, pp. 59-62, (1992).

[121] Lane C., "Machining discontinuously - reinforced aluminium composites", Tool and manufacturing Engineers Handbook series, (Dearborn, N.) in Continuous Improvement, Vol. 7, (1993).

[122] Baptista A.M. e Davim J.P., "Maquinabilidade de compósitos de matriz metálica-pesquisa bibliográfica", 6° Congresso da Sociedade Portuguesa de Materiais (SPM); Porto, pp. 553 - 562, (1993).

[123] Bergman F. and Jacobson S., "Tool wear mechanisms in intermittent cutting of metal matrix composites", Wear, pp. 89-93, (1994).

[124] Davim J.P. e Baptista A.M., "Maquinagem de compósitos de matriz metálica", Tecnometal N° 90, pp. 5-10, (1994).

[125] Morin E., Masounove J. and Laufer E., "Effect of drill wear on cutting forces in the drilling of metal - matrix composites", Wear, pp. 11-16, (1995).

[126] Lin J.T., Bhattacharyya D. and Lane C., "Machinability of silicon carbide reinforced aluminium metal matrix composite", Wear, pp. 883-888, (1995).

[127] Baptista A.M. and Davim J.P., "Drilling aluminun matrix composites", The Tenth International conference on composite materials ICCM-10, Vancouver, Canadá, (1995).

[128] Weinat K., Biermann D. and Meister D., "Machining of metal matrix composites - Tool wear and surface integrity". The twenth international conference on composites materials ICCM-10, Vancouver, pp. 589-596, (1995).

[129] Davim J.P. e Baptista A.M., "Estudo da maquinabilidade de compósitos de matriz de alumínio", 7°Congresso da Sociedade Portuguesa de Materiais (SPM), Aveiro, (1995).

[130] Davim J.P. and Baptista A.M., "Relationship between cutting forces in machining silicon carbide reinforced aluminium and PCD cutting tools wear", Wear, (Aceite para publicação a 1ª versão), (1996).

[131] Polónia V., Barbedo A. e Baptista A., "Maquinagem na FEUP. Do ensino clássico ao início da investigação". INFOR-EMAF 86, Associação Industrial Portuense, (1986).

[132] "Cutting force measurements. Innovative precision for optimizing productivity" Kistler Instrument AG, Winterthus, (1993).

[133] "Operating instruction - Quartz 3 - Component dynamometer Type 9257 B". Kistler Instruments AG, Winterthus, (1991).

[134] "Operating instruction - Quartz 4 - Component dynamometer Type 9272". Kistler Instruments AG, Winterthus, (1993).

[135] "Operating instruction - Signal Conditioner, processing controlled Type 5219A". Kistler Instruments AG, Winterthus, (1991).

[136] "Measure with crystals - piezoelectric measuring instruments for pressure, force and acceleration". Kistler Instruments Ag, Winterthus, (1989).

[137] "Optimize metal cutting by measuring the cutting forces". Kistler Instruments Ag, Winterthus, (1989).

[138] "Research, developement monitoring- Force measurements yield the better solution". Kistler Instruments AG, Winterthus, (1989).

[139] "AT-MIO-16, user manual", National Instruments Corporation, (1993).

[140] "Hommel-Tester 500", Instruções de Serviço, Hommelwerke, (1993).

[141] Davim J.P. e Baptista A.M., "Análise quantitativa da microgeometria das superfícies técnicas" Tecnometal N°73 e 74, pp. 5-11 e pp. 7-14, (1991).

[142] "Herramientas de tornear", Productos para el mecanizado del metal 93/94, Sandvik Espanhola, SA., (1994).

[143] "Herramientas rotativas e plaquitas", Productos para el mecanizado del metal, Sandvik Espanhola, SA., (1993).

[144] Davim J.P., "Relatório final do projecto JNICT PBIC/TPR/1171/92 - Maquinabilidade de compósitos da matriz metálica", IDMEC-FEUP, (1996).

[145] Davim J.P., Mendes J.G. e Baptista A.M., "Aplicação do software LabVIEW na aquisição e tratamento matemático do sinal das forças de corte obtidas nos processos de maquinagem", 1° Encontro do PULL, INESC, Lisboa, pp. 14, (1996).

[146] "User manuel LabVIEW", National Instruments, (1992).

[147] "Data aquisition VI Reference Manual", National Instruments, (1992).

[148] "Function reference manual", National Instruments, (1992).

[149] "Analysis VI reference manual", National Instruments, (1992).

[150] Kailath T., "Modern sinal processing", Hemisphere Publishing Corporation, pp. 370-390, (1985).

[151] Neweland D. "Randon vibrations and spectral analysis", Longman Group, London, pp. 21-51, (1978).

[152] Randal R.B., "Frequency analysis", Brüel & Kjaer, pp. 10-50, (1992).

Anexo A

Programa CNC de furação.

PROGRAMA DE FURAÇÃO

0	BEGIN	PGM 99	MM		
..	BLK	FORM 0.1	Z	X+0.00	
			Y+0.00	Z-70.00	
1	L		Z+20.00		
			R	F15999	M09
2	LBL 0				
3	TOOL DEF 10		L+0.00		
			R+2.75		
4	STOP				M05
5	TOOL CALL 10		Z		
			S1736		
6	CYCL DEF 1.0	PECKING	DEPTH		
7	CYCL DEF 1.1	SET-UP	-8		
8	CYCL DEF 1.2	DEPTH	-20		
9	CYCL DEF 1.3	PECKG	-20		
10	CYCL DEF 1.4	DWELL	0		
11	CYCL DEF 1.5	F	260		
12	CYCL CALL				M03
13	L		Z+20.00		
14	END PGM 99		R	F15999	M05

Anexo B

Ensaios de furação.

Ens.	Prov.	Furo	Broca				Avanço		Vc.	Rot.	Emulsão
			Material	Ref*	Nº	Ø	mm/rot	mm/min	m/min	rpm	
0	00	00	HSS	"	01	5.0	0.25	323	18	1175	Seco
1	01	01	HSS	"	02	5.0	0.25	323	20	1273	Óleo
2	01	02	HSS	"	03	5.0	0.38	484	20	1273	Óleo
3	01	03	K10-TiN	R520 CDX	01	5.0	0.38	726	30	1910	Seco
4	01	04	K10-TiN	R520 CDX	01	5.0	0.38	726	30	1910	Seco
5	01	05	K10-TiN	R520 CDX	02	5.0	0.38	968	40	2546	Alusol B 8%
6	01	06	K10-TiN	R520 CDX	02	5.0	0.38	968	40	2546	Alusol B 8%
7	01	07	K10-TiN	R520 CDX	02	5.0	0.38	968	40	2546	Alusol B 8%
8	01	08	K10-TiN	R520 CDX	02	5.0	0.38	968	40	2546	Alusol B 8%
9	01	09	K10-TiN	R520 CDX	02	5.0	0.38	968	40	2546	Alusol B 8%
10	01	10	K10-TiN	R520 CDX	02	5.0	0.38	968	40	2546	Alusol B 8%
11	01	11	K10-TiN	R520 CDX	02	5.0	0.38	968	40	2546	Alusol B 8%
12	01	12	K10-TiN	R520 CDX	02	5.0	0.38	968	40	2546	Alusol B 8%
13	02	01	K10-TiN	R520 CDX	01	5.5	0.2	579	50	2894	Alusol B 8%
14	02	02	K10-TiN	R520 CDX	01	5.5	0.2	579	50	2894	Alusol B 8%
15	02	03	K10-TiN	R520 CDX	01	5.5	0.2	579	50	2894	Alusol B 8%
16	02	04	K10-TiN	R520 CDX	01	5.5	0.2	579	50	2894	Alusol B 8%
17	02	05	K10-TiN	R520 CDX	01	5.5	0.2	579	50	2894	Alusol B 8%
18	02	06	K10-TiN	R520 CDX	01	5.5	0.2	579	50	2894	Alusol B 8%
19	02	07	K10-TiN	R520 CDX	01	5.5	0.2	579	50	2894	Alusol B 8%
20	02	08	K10-TiN	R520 CDX	01	5.5	0.2	579	50	2894	Alusol B 8%
21	02	09	K10-TiN	R520 CDX	01	5.5	0.2	579	50	2894	Alusol B 8%
22	02	10	K10-TiN	R520 CDX	01	5.5	0.2	579	50	2894	Alusol B 8%
23	02	11	K10-TiN	R520 CDX	01	5.5	0.2	579	50	2894	Alusol B 8%
24	02	12	K10-TiN	R520 CDX	01	5.5	0.2	579	50	2894	Alusol B 8%
25	02	13	K10-TiN	R520 CDX	01	5.5	0.2	579	50	2894	Alusol B 8%
26	03	01	K10-TiN	R520 CDX	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
27	03	02	K10-TiN	R520 CDX	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
28	03	03	K10-TiN	R520 CDX	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
29	03	04	K10-TiN	R520 CDX	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
30	03	05	K10-TiN	R520 CDX	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
31	03	06	K10-TiN	R520 CDX	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
32	03	07	K10-TiN	R520 CDX	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
33	03	08	K10-TiN	R520 CDX	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
34	03	09	K10-TiN	R520 CDX	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
35	04	01	K10-TiN	R520 CDX	04	5.0	0.15	286	30	1910	Alusol B 8%
36	04	02	K10-TiN	R520 CDX	04	5.0	0.15	286	30	1910	Alusol B 8%
37	04	03	K10-TiN	R520 CDX	04	5.0	0.15	286	30	1910	Alusol B 8%
38	04	04	K10-TiN	R520 CDX	04	5.0	0.15	286	30	1910	Alusol B 8%
39	04	05	K10-TiN	R520 CDX	04	5.0	0.15	286	30	1910	Alusol B 8%
40	05	01	K10-TiN	R520 CDX	02	5.5	0.15	434	50	2894	Alusol B 8%
41	05	02	K10-TiN	R520 CDX	02	5.5	0.15	434	50	2894	Alusol B 8%
42	05	03	K10-TiN	R520 CDX	02	5.5	0.15	434	50	2894	Alusol B 8%
43	05	04	K10-TiN	R520 CDX	02	5.5	0.15	434	50	2894	Alusol B 8%
44	05	05	K10-TiN	R520 CDX	02	5.5	0.15	434	50	2894	Alusol B 8%
45	05	06	K10-TiN	R520 CDX	02	5.5	0.15	434	50	2894	Alusol B 8%
46	05	07	K10-TiN	R520 CDX	02	5.5	0.15	434	50	2894	Alusol B 8%
47	05	08	K10-TiN	R520 CDX	02	5.5	0.15	434	50	2894	Alusol B 8%
48	05	09	K10-TiN	R520 CDX	02	5.5	0.15	434	50	2894	Alusol B 8%
49	05	10	K10-TiN	R520 CDX	02	5.5	0.15	434	50	2894	Alusol B 8%
50	05	11	K10-TiN	R520 CDX	02	5.5	0.15	434	50	2894	Alusol B 8%
51	06	01	HSS-TiN	R410 TiN	01	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
52	06	02	HSS-TiN	R410 TiN	01	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
53	06	03	HSS-TiN	R410 TiN	01	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%

Ens.	Prov.	Furo	Broca				Avanço		Vc	Rot.	Emulsão
			Material	Ref°	N°	Ø	mm/rot	mm/min	m/min	rpm	
55	180-01	01	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
56	180-01	02	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
57	180-01	03	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
58	180-01	04	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
59	180-01	05	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
60	180-01	06	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
61	180-01	07	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
62	180-01	08	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
63	180-01	09	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
64	180-01	10	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
65	180-01	11	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
66	180-01	12	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
67	180-01	13	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
68	180-01	14	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
69	180-01	15	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
70	180-01	16	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
71	180-01	17	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
72	180-01	18	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
73	180-01	19	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
74	180-01	20	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
75	180-01	21	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
76	180-01	22	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
77	180-01	23	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
78	180-01	24	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
79	180-01	25	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
80	180-01	26	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
81	180-01	27	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
82	180-01	28	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
83	180-01	29	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
84	180-01	30	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
85	180-01	31	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
86	180-01	32	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
87	180-01	33	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
88	180-01	34	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
89	180-01	35	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
90	180-01	36	HSS-TiN	R410 TiN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
91	sin 01	01	HSS-TiN	R410 TiN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
92	sin 01	02	HSS-TiN	R410 TiN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
93	sin 01	03	HSS-TiN	R410 TiN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
94	sin 01	04	HSS-TiN	R410 TiN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
95	sin 01	05	HSS-TiN	R410 TiN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
96	sin 01	06	HSS-TiN	R410 TiN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
97	sin 01	07	HSS-TiN	R410 TiN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
98	sin 01	08	HSS-TiN	R410 TiN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
99	sin 01	09	HSS-TiN	R410 TiN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
100	sin 01	10	HSS-TiN	R410 TiN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
101	sin 01	11	HSS-TiN	R410 TiN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
102	sin 01	12	HSS-TiN	R410 TiN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
103	sin 01	13	HSS-TiN	R410 TiN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
104	sin 01	14	HSS-TiN	R410 TiN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
105	sin 01	15	HSS-TiN	R410 TiN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
106	sin 01	16	HSS-TiN	R410 TiN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
107	sin 01	17	HSS-TiN	R410 TiN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
108	sin 01	18	HSS-TiN	R410 TiN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
109	sin 01	19	HSS-TiN	R410 TiN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
110	sin 01	20	HSS-TiN	R410 TiN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
111	sin 01	21	HSS-TiN	R410 TiN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
112	sin 01	22	HSS-TiN	R410 TiN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%

Ens.	Prov.	Furo	Broca				Avanço		Vc	Rot.	Emulsão
			Material	Ref*	Nº	Ø	mm/rot	mm/min	m/min	rpm	
113	sin 01	23	HSS-TIN	R410 TIN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
114	sin 01	24	HSS-TIN	R410 TIN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
115	sin 01	25	HSS-TIN	R410 TIN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
116	sin 01	26	HSS-TIN	R410 TIN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
117	sin 01	27	HSS-TIN	R410 TIN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
118	sin 01	28	HSS-TIN	R410 TIN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
119	sin 01	29	HSS-TIN	R410 TIN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
120	sin 01	30	HSS-TIN	R410 TIN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
121	sin 01	31	HSS-TIN	R410 TIN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
122	sin 01	32	HSS-TIN	R410 TIN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
123	sin 01	33	HSS-TIN	R410 TIN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
124	sin 01	34	HSS-TIN	R410 TIN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
125	sin 01	35	HSS-TIN	R410 TIN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
126	sin 01	36	HSS-TIN	R410 TIN	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
127	07	01	K10	R410 TiN	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
128	07	02	K10	R410 TiN	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
129	07	03	K10	R410 TiN	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
130	07	04	K10	R410 TiN	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
131	07	05	K10	R410 TiN	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
132	07	06	K10	R410 TiN	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
133	07	07	K10	R410 TiN	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
134	185-01	01	HSS-TIN	R410 TIN	04	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
135	185-01	02	HSS-TIN	R410 TIN	04	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
136	185-01	03	HSS-TIN	R410 TIN	04	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
137	185-01	04	HSS-TIN	R410 TIN	04	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
138	185-01	05	HSS-TIN	R410 TIN	04	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
139	185-01	06	HSS-TIN	R410 TIN	04	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
140	185-01	07	HSS-TIN	R410 TIN	04	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
141	185-01	08	HSS-TIN	R410 TIN	04	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
142	185-01	09	HSS-TIN	R410 TIN	04	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
143	185-01	10	HSS-TIN	R410 TIN	04	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
144	185-01	11	HSS-TIN	R410 TIN	04	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
145	190-01	01	HSS-TIN	R410 TIN	05	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
146	190-01	02	HSS-TIN	R410 TIN	05	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
147	190-01	03	HSS-TIN	R410 TIN	05	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
148	190-01	04	HSS-TIN	R410 TIN	05	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
149	190-01	05	HSS-TIN	R410 TIN	05	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
150	190-01	06	HSS-TIN	R410 TIN	05	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
151	190-01	07	HSS-TIN	R410 TIN	05	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
152	190-01	08	HSS-TIN	R410 TIN	05	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
153	190-01	09	HSS-TIN	R410 TIN	05	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
154	190-01	10	HSS-TIN	R410 TIN	05	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
155	190-01	11	HSS-TIN	R410 TIN	05	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
156	190-01	12	HSS-TIN	R410 TIN	05	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
157	185-02	01	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
158	185-02	02	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
159	180-01	37	HSS-TIN	R410 TIN	02	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
160	185-01	12	HSS-TIN	R410 TIN	04	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
161	190-01	13	HSS-TIN	R410 TIN	05	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
162	08	01	PCD	R410 TIN	01	5.0	0.05	255	80	5093	óleo solúvel
163	08	02	K10	R410 TIN	02	5.0	0.1	255	40	2546	óleo solúvel
164	08	03	K10	R410 TiN	02	5.0	0.1	255	40	2546	óleo solúvel
165	08	04	PCD	R410 TIN	02	5.0	0.05	255	80	5093	óleo solúvel
166	09	01	K10/20	EDTH	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
167	09	02	K10/20	EDTH	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
168	09	03	K10/20	EDTH	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
169	09	04	K10/20	EDTH	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
170	09	05	K10/20	EDTH	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%

Ens.	Prov.	Furo	Broca				Avanço		Vc	Rot.	Emulsão
			Material	Ref°	N°	Ø	mm/rot	mm/min	m/min	rpm	
171	09	01	K10/20	EDTH	02	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
172	09	02	K10/20	EDTH	02	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
173	09	03	K10/20	EDTH	02	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
174	10	01	K10/20	R120	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
175	10	02	K10/20	R120	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
176	10	03	K10/20	R120	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
177	10	04	K10/20	R120	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
178	10	05	K10/20	R120	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
179	10	06	K10/20	R120	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
180	10	07	K10/20	R120	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
181	10	08	K10/20	R120	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
182	10	09	K10/20	R120	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
183	10	10	K10/20	R120	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
184	10	11	K10/20	R120	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
185	10	12	K10/20	R120	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
186	10	13	K10/20	R120	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
187	10	14	K10/20	R120	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
188	10	15	K10/20	R120	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
189	11	01	K10/20	R120	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
190	11	02	K10/20	R120	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
191	11	03	K10/20	R120	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
192	11	04	K10/20	R120	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
193	11	05	K10/20	R120	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
194	11	06	K10/20	R120	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
195	11	07	K10/20	R120	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
196	11	08	K10/20	R120	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
197	11	09	K10/20	R120	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
198	11	10	K10/20	R120	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
199	12	01	K10/20	R120	02	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
200	12	02	K10/20	R120	02	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
201	12	03	K10/20	R120	02	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
202	12	04	K10/20	R120	02	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
203	12	05	K10/20	R120	02	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
204	12	06	K10/20	R120	02	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
205	13	01	K10/20	R120	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
206	13	02	K10/20	R120	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
207	13	03	K10/20	R120	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
208	13	04	K10/20	R120	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
209	13	05	K10/20	R120	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
210	13	06	K10/20	R120	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
211	13	07	K10/20	R120	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
212	13	08	K10/20	R120	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
213	13	09	K10/20	R120	03	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
214	14	01	K10/20	R120	04	5.0	0.2	255	20	1273	Alusol B 8%
215	14	02	K10/20	R120	04	5.0	0.2	255	20	1273	Alusol B 8%
216	14	03	K10/20	R120	04	5.0	0.2	255	20	1273	Alusol B 8%
217	14	04	K10/20	R120	04	5.0	0.2	255	20	1273	Alusol B 8%
218	14	05	K10/20	R120	04	5.0	0.2	255	20	1273	Alusol B 8%
219	14	06	K10/20	R120	04	5.0	0.2	255	20	1273	Alusol B 8%
220	14	07	K10/20	R120	04	5.0	0.2	255	20	1273	Alusol B 8%
221	14	08	K10/20	R120	04	5.0	0.2	255	20	1273	Alusol B 8%
222	14	09	K10/20	R120	04	5.0	0.2	255	20	1273	Alusol B 8%
223	14	10	K10/20	R120	04	5.0	0.2	255	20	1273	Alusol B 8%
224	14	11	K10/20	R120	04	5.0	0.2	255	20	1273	Alusol B 8%
225	14	12	K10/20	R120	04	5.0	0.2	255	20	1273	Alusol B 8%
226	14	13	K10/20	R120	04	5.0	0.2	255	20	1273	Alusol B 8%
227	15	01	K10/20	R120	05	5.0	0.2	573	45	2865	Alusol B 8%
228	15	02	K10/20	R120	05	5.0	0.2	573	45	2865	Alusol B 8%

Ens.	Prov.	Furo	Broca				Avanço		Vc	Rot.	Emulsão
			Material	Ref*	Nº	Ø	mm/rot	mm/min	m/min	rpm	
229	15	03	K10/20	R120	05	5.0	0.2	573	45	2865	Alusol B 8%
230	15	04	K10/20	R120	05	5.0	0.2	573	45	2865	Alusol B 8%
231	15	05	K10/20	R120	05	5.0	0.2	573	45	2865	Alusol B 8%
232	15	06	K10/20	R120	05	5.0	0.2	573	45	2865	Alusol B 8%
233	15	07	K10/20	R120	05	5.0	0.2	573	45	2865	Alusol B 8%
234	15	08	K10/20	R120	05	5.0	0.2	573	45	2865	Alusol B 8%
235	16	01	K10/20	R120	06	5.0	0.25	637	40	2546	Alusol B 8%
236	16	02	K10/20	R120	06	5.0	0.25	637	40	2546	Alusol B 8%
237	16	03	K10/20	R120	06	5.0	0.25	637	40	2546	Alusol B 8%
238	16	04	K10/20	R120	06	5.0	0.25	637	40	2546	Alusol B 8%
239	16	05	K10/20	R120	06	5.0	0.25	637	40	2546	Alusol B 8%
240	16	06	K10/20	R120	06	5.0	0.25	637	40	2546	Alusol B 8%
241	16	07	K10/20	R120	06	5.0	0.25	637	40	2546	Alusol B 8%
242	16	08	K10/20	R120	06	5.0	0.25	637	40	2546	Alusol B 8%
243	16	09	K10/20	R120	06	5.0	0.25	637	40	2546	Alusol B 8%
244	16	10	K10/20	R120	06	5.0	0.25	637	40	2546	Alusol B 8%
245	16	11	K10/20	R120	06	5.0	0.25	637	40	2546	Alusol B 8%
246	17	01	K10/20	R120	07	5.0	0.3	764	40	2546	Alusol B 8%
247	17	02	K10/20	R120	07	5.0	0.3	764	40	2546	Alusol B 8%
248	17	03	K10/20	R120	07	5.0	0.3	764	40	2546	Alusol B 8%
249	17	04	K10/20	R120	07	5.0	0.3	764	40	2546	Alusol B 8%
250	17	05	K10/20	R120	07	5.0	0.3	764	40	2546	Alusol B 8%
251	17	06	K10/20	R120	07	5.0	0.3	764	40	2546	Alusol B 8%
252	17	07	K10/20	R120	07	5.0	0.3	764	40	2546	Alusol B 8%
253	17	08	K10/20	R120	07	5.0	0.3	764	40	2546	Alusol B 8%
254	17	09	K10/20	R120	07	5.0	0.3	764	40	2546	Alusol B 8%
255	17	10	K10/20	R120	07	5.0	0.3	764	40	2546	Alusol B 8%
256	18	01	K10/20	R120	08	5.0	0.05	127	40	2546	Alusol B 8%
257	18	02	K10/20	R120	08	5.0	0.05	127	40	2546	Alusol B 8%
258	19	01	K10/20	R120	09	5.0	0.2	446	35	2228	Alusol B 8%
259	19	02	K10/20	R120	09	5.0	0.2	446	35	2228	Alusol B 8%
260	19	03	K10/20	R120	09	5.0	0.2	446	35	2228	Alusol B 8%
261	19	04	K10/20	R120	09	5.0	0.2	446	35	2228	Alusol B 8%
262	19	05	K10/20	R120	09	5.0	0.2	446	35	2228	Alusol B 8%
263	19	06	K10/20	R120	09	5.0	0.2	446	35	2228	Alusol B 8%
264	19	07	K10/20	R120	09	5.0	0.2	446	35	2228	Alusol B 8%
265	19	08	K10/20	R120	09	5.0	0.2	446	35	2228	Alusol B 8%
266	19	09	K10/20	R120	09	5.0	0.2	446	35	2228	Alusol B 8%
267	19	10	K10/20	R120	09	5.0	0.2	446	35	2228	Alusol B 8%
268	20	01	K10/20	R120	10	5.0	0.2	509	40	2546	seco
269	20	02	K10/20	R120	10	5.0	0.2	509	40	2546	seco
270	20	03	K10/20	R120	10	5.0	0.2	509	40	2546	seco
271	20	04	K10/20	R120	10	5.0	0.2	509	40	2546	seco
272	20	05	K10/20	R120	10	5.0	0.2	509	40	2546	seco
273	20	06	K10/20	R120	10	5.0	0.2	509	40	2546	seco
274	20	07	K10/20	R120	10	5.0	0.2	509	40	2546	seco
275	20	08	K10/20	R120	10	5.0	0.2	509	40	2546	seco
277	21	01	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
286	21	10	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
296	22	10	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
306	23	09	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
316	24	08	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
326	25	07	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
336	26	06	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
346	27	03	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
356	27	13	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
366	28	10	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%

Ens.	Prov.	Furo	Broca				Avanço		Vc	Rot.	Emulsão
			Material	Ref*	Nº	Ø	mm/rot	mm/min	m/min	rpm	
371	28	15	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
381	29	10	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
386	29	15	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
396	30	09	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
406	31	05	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
416	31	15	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
426	32	08	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
436	33	03	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
446	33	13	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
456	34	05	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
466	34	15	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
476	35	05	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
486	35	15	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
496	36	08	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
506	36	18	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
516	37	10	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
526	38	01	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
536	38	11	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
546	39	05	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
556	39	15	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
566	40	10	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
576	41	03	PCD	VHM-PKD	01	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
577	42	01	K10/20	R120	11	5.0	0.2	382	30	1910	seco
578	42	02	K10/20	R120	11	5.0	0.2	382	30	1910	seco
579	42	03	K10/20	R120	11	5.0	0.2	382	30	1910	seco
580	42	04	K10/20	R120	11	5.0	0.2	382	30	1910	seco
581	42	05	K10/20	R120	11	5.0	0.2	382	30	1910	seco
582	42	06	K10/20	R120	11	5.0	0.2	382	30	1910	seco
583	42	07	K10/20	R120	11	5.0	0.2	382	30	1910	seco
584	42	08	K10/20	R120	11	5.0	0.2	382	30	1910	seco
585	42	09	K10/20	R120	11	5.0	0.2	382	30	1910	seco
586	42	10	K10/20	R120	11	5.0	0.2	382	30	1910	seco
587	42	11	K10/20	R120	12	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
588	42	12	K10/20	R120	12	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
590	42	13	K10/20	R120	12	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
591	42	14	K10/20	R120	11	5.0	0.2	382	30	1910	seco
592	43	01	K10/20	R120	13	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
593	43	02	K10/20	R120	14	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
594	43	03	K10/20-TIN	R120	1R	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
595	43	04	K10/20	R120	15	5.0	0.2	382	30	1910	seco
596	43	05	K10/20	R120	15	5.0	0.2	382	30	1910	seco
597	43	06	K10/20	R120	14	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
598	43	07	K10/20-TIN	R120	1R	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
599	43	08	K10/20	R120	14	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
600	43	09	K10/20-TIN	R120	1R	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
601	43	10	K10/20	R120	15	5.0	0.2	382	30	1910	seco
602	43	11	K10/20	R120	15	5.0	0.2	382	30	1910	seco
603	43	12	K10/20	R120	14	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
604	43	13	K10/20-TIN	R120	1R	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
605	44	01	K10/20	R120	15	5.0	0.2	382	30	1910	seco
606	44	02	K10/20	R120	14	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
607	44	03	K10/20-TIN	R120	1R	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
608	44	04	K10/20	R120	14	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
609	44	05	K10/20-TIN	R120	1R	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
610	44	06	K10/20	R120	15	5.0	0.2	382	30	1910	seco
611	44	07	K10/20	R120	15	5.0	0.2	382	30	1910	seco
612	44	08	K10/20	R120	14	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%

Ens.	Prov.	Furo	Broca				Avanço		Vc	Rot.	Emulsão
			Material	Ref*	Nº	Ø	mm/rot	mm/min	m/min	rpm	
613	44	09	K10/20-TIN	R120	1R	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
614	44	10	K10/20	R120	15	5.0	0.2	382	30	1910	seco
615	44	11	K10/20	R120	14	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
616	44	12	K10/20-TIN	R120	1R	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
617	44	13	K10/20	R120	14	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
618	44	14	K10/20	R120	15	5.0	0.2	382	30	1910	seco
619	45	01	K10/20	R120	15	5.0	0.2	382	30	1910	seco
620	45	02	K10/20	R120	14	5.0	0.2	382	30	1910	Alusol B 8%
621	45	03	K10/20	R120	16	5.0	0.2	509	40	2546	seco
622	45	04	K10/20-TIN	R120	2R	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
623	45	05	K10/20	R120	16	5.0	0.2	509	40	2546	seco
624	45	06	K10/20-TIN	R120	2R	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
625	45	07	K10/20-TIN	R120	2R	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
626	45	08	K10/20	R120	16	5.0	0.2	509	40	2546	seco
627	45	09	K10/20	R120	16	5.0	0.2	509	40	2546	seco
628	45	10	K10/20-TIN	R120	2R	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
629	45	11	K10/20-TIN	R120	2R	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
630	45	12	K10/20	R120	16	5.0	0.2	509	40	2546	seco
631	45	13	K10/20	R120	16	5.0	0.2	509	40	2546	seco
632	45	14	K10/20-TIN	R120	2R	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
633	45	15	K10/20-TIN	R120	2R	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
634	45	16	K10/20	R120	16	5.0	0.2	509	40	2546	seco
635	46	01	K10/20	R120	16	5.0	0.2	509	40	2546	seco
636	46	02	K10/20-TIN	R120	2R	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
637	46	03	K10/20-TIN	R120	2R	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
638	46	04	K10/20	R120	16	5.0	0.2	509	40	2546	seco
639	46	05	K10/20	R120	16	5.0	0.2	509	40	2546	seco
640	46	06	K10/20-TIN	R120	2R	5.0	0.2	509	40	2546	Alusol B 8%
641	50	01	PCD	VHM-PKD	02	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
650	51	07	PCD	VHM-PKD	02	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
660	52	04	PCD	VHM-PKD	02	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
670	52	14	PCD	VHM-PKD	02	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
680	53	09	PCD	VHM-PKD	02	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
690	54	07	PCD	VHM-PKD	02	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
700	55	02	PCD	VHM-PKD	02	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
710	55	12	PCD	VHM-PKD	02	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
720	56	08	PCD	VHM-PKD	02	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
730	57	05	PCD	VHM-PKD	02	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
740	58	02	PCD	VHM-PKD	02	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
750	58	12	PCD	VHM-PKD	02	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
760	59	10	PCD	VHM-PKD	02	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
770	60	05	PCD	VHM-PKD	02	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
780	60	15	PCD	VHM-PKD	02	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
790	61	10	PCD	VHM-PKD	02	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
800	62	06	PCD	VHM-PKD	02	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
810	62	16	PCD	VHM-PKD	02	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
820	63	09	PCD	VHM-PKD	02	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
830	64	03	PCD	VHM-PKD	02	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
840	64	13	PCD	VHM-PKD	02	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
850	65	05	PCD	VHM-PKD	02	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
860	65	15	PCD	VHM-PKD	02	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
870	66	06	PCD	VHM-PKD	02	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
871	66	07	PCD	VHM-PKD	03	5.0	0.1	191	30	1910	Alusol B 8%
880	66	16	PCD	VHM-PKD	03	5.0	0.1	191	30	1910	Alusol B 8%
890	67	7	PCD	VHM-PKD	03	5.0	0.1	191	30	1910	Alusol B 8%
900	67	17	PCD	VHM-PKD	03	5.0	0.1	191	30	1910	Alusol B 8%
910	68	09	PCD	VHM-PKD	03	5.0	0.1	191	30	1910	Alusol B 8%
920	68	19	PCD	VHM-PKD	03	5.0	0.1	191	30	1910	Alusol B 8%

Ens.	Prov.	Furo	Broca				Avanço		Vc	Rot.	Emulsão
			Material	Ref^a	N°	Ø	mm/rot	mm/min	m/min	rpm	
930	69	09	PCD	VHM-PKD	03	5.0	0.1	191	30	1910	Alusol B 8%
935	69	14	PCD	VHM-PKD	03	5.0	0.1	191	30	1910	Alusol B 8%
940	69	19	PCD	VHM-PKD	03	5.0	0.1	191	30	1910	Alusol B 8%
950	70	06	PCD	VHM-PKD	03	5.0	0.1	191	30	1910	Alusol B 8%
960	70	16	PCD	VHM-PKD	03	5.0	0.1	191	30	1910	Alusol B 8%
970	71	04	PCD	VHM-PKD	03	5.0	0.1	191	30	1910	Alusol B 8%
980	71	14	PCD	VHM-PKD	03	5.0	0.1	191	30	1910	Alusol B 8%
990	72	05	PCD	VHM-PKD	03	5.0	0.1	191	30	1910	Alusol B 8%
1000	72	15	PCD	VHM-PKD	03	5.0	0.1	191	30	1910	Alusol B 8%
1010	73	02	PCD	VHM-PKD	03	5.0	0.1	191	30	1910	Alusol B 8%
1020	73	12	PCD	VHM-PKD	03	5.0	0.1	191	30	1910	Alusol B 8%
1028	73	20	PCD	VHM-PKD	03	5.0	0.1	191	30	1910	Alusol B 8%
1030	74	01	PCD	VHM-PKD	03	5.0	0.1	191	30	1910	Alusol B 8%
1031	74	02	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1038	74	09	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1039	74	10	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1040	74	11	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1041	74	12	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1042	74	13	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1043	74	14	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1044	74	15	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1045	74	16	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1046	74	17	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1047	74	18	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1048	74	19	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1049	74	20	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1050	74	21	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1051	75	01	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1052	75	02	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1053	75	03	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1054	75	04	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1055	75	05	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1056	75	06	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1060	75	10	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1070	75	20	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1080	76	07	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1090	76	17	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1100	77	07	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1110	77	17	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1120	78	06	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1130	78	16	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1140	79	06	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1141	79	07	PCD	VHM-PKD	05	5.0	0.2	595.8	50	2979	Alusol B 8%
1150	79	16	PCD	VHM-PKD	05	5.0	0.2	595.8	50	2979	Alusol B 8%
1160	80	10	PCD	VHM-PKD	05	5.0	0.2	595.8	50	2979	Alusol B 8%
1170	81	03	PCD	VHM-PKD	05	5.0	0.2	595.8	50	2979	Alusol B 8%
1175	81	08	PCD	VHM-PKD	05	5.0	0.2	595.8	50	2979	Alusol B 8%
1176	82	01	PCD	VHM-PKD	06	5.0	0.15	446.9	50	2979	Alusol B 8%
1185	82	10	PCD	VHM-PKD	06	5.0	0.15	446.9	50	2979	Alusol B 8%
1195	83	02	PCD	VHM-PKD	06	5.0	0.15	446.9	50	2979	Alusol B 8%
1205	83	12	PCD	VHM-PKD	06	5.0	0.15	446.9	50	2979	Alusol B 8%
1215	84	04	PCD	VHM-PKD	06	5.0	0.15	446.9	50	2979	Alusol B 8%
1225	84	14	PCD	VHM-PKD	06	5.0	0.15	446.9	50	2979	Alusol B 8%
1235	85	08	PCD	VHM-PKD	06	5.0	0.15	446.9	50	2979	Alusol B 8%
1245	86	01	PCD	VHM-PKD	06	5.0	0.15	446.9	50	2979	Alusol B 8%
1255	86	11	PCD	VHM-PKD	06	5.0	0.15	446.9	50	2979	Alusol B 8%
1256	87	02	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	seco
1257	87	03	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	seco

Ens.	Prov.	Furo	Broca				Avanço		Vc	Rot.	Emulsão
			Material	Ref*	Nº	Ø	mm/rot	mm/min	m/min	rpm	
1258	87	04	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	seco
1259	87	05	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1260	87	06	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1261	87	07	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.05	149	50	2979	Alusol B 8%
1262	87	08	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	298	50	2979	seco
1263	87	09	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	298	50	2979	seco
1264	87	10	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	298	50	2979	seco
1265	87	11	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
1266	87	12	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
1267	88	01	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
1268	88	02	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	298	50	2979	Alusol B 8%
1269	88	03	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.15	447	50	2979	Alusol B 8%
1270	88	04	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.15	447	50	2979	Alusol B 8%
1271	88	05	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.15	447	50	2979	Alusol B 8%
1272	88	06	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.15	447	50	2979	seco
1273	88	07	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.15	447	50	2979	seco
1274	88	08	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.15	447	50	2979	seco
1275	88	09	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1276	88	10	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1277	88	11	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1278	88	12	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1279	88	13	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1280	88	14	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1281	89	01	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	191	30	1910	Alusol B 8%
1282	89	02	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	191	30	1910	Alusol B 8%
1283	89	03	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	191	30	1910	Alusol B 8%
1284	89	04	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	191	30	1910	seco
1285	89	05	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	191	30	1910	seco
1286	89	06	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	191	30	1910	seco
1287	sin2	01	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1288	sin2	02	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1289	sin2	03	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1290	sin2	04	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1291	sin2	05	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1292	sin2	06	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1293	Al barra	01	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1294	Al barra	02	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1295	Al barra	03	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1296	Al barra	04	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1297	Al barra	05	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1298	Al barra	06	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1299	185	01	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1300	185	02	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1301	185	03	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1302	185	04	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1303	185	05	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1304	185	06	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1305	190-02	01	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1306	190-02	02	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1307	190-02	03	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1308	190-02	04	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1309	190-02	05	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1310	190-02	06	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1311	190matz	01	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1312	190matz	02	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1313	190matz	03	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1314	190matz	04	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1315	190matz	05	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%

Ens.	Prov.	Furo	Broca				Avanço		Vc	Rot.	Emulsão
			Material	Ref°	N°	Ø	mm/rot	mm/min	m/min	rpm	
1316	190matz	06	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1317	49	01	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1318	49	02	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1319	49	03	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1320	49	04	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1321	49	05	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1322	49	06	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1323	90	01	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1324	90	02	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1325	90	03	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1326	90	04	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1327	90	05	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1328	90	06	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1329	190matz	07	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1330	190matz	08	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1331	190matz	09	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1332	190matz	10	PCD	VHM-PKD	04	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1333	Cu-Sn	01	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1334	Cu-Sn	02	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1335	Cu-Sn	03	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1336	S300/1	01	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1337	S300/1	02	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1338	S300/1	03	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1339	S300/1	04	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1340	S300/2	01	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1341	S300/2	02	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1342	S300/2	03	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1343	Al barra	01	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1344	Al barra	02	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1345	Al barra	03	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1346	Al barra	04	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1347	Al barra	05	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1348	Al barra	06	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1349	190-02	1'	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1350	190-02	2'	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	seco
1351	190-02	3'	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1352	190-02	4'	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1353	AçoF3	01	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1354	AçoF3	02	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1355	AçoF3	03	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1356	AçoC220	01	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1357	AçoC220	02	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1358	AçoC220	03	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1359	Farg.20	01	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1360	Farg.20	02	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%
1361	Farg.20	03	HSS-TIN	R410 TIN	06	5.0	0.1	255	40	2546	Alusol B 8%

Anexo C

Ensaios de torneamento.

Ens.	Prov	Did.	Pista -	Pastilha			Rot.	Vc(t)	Vc (r)	a	p	Emulsão
		mm	Pass.	Mat.	Referência	Past-Are-Pas	rpm	m/min	m/min	mm/rot	mm	
1	01a	64	01--01	K15	TCMW 16 T3 08	01--1--1	224	40	45.0	0.2	1.0	Alusol B 8%
2	01a	62	01--02	K15	TCMW 16 T3 08	01--1--2	224	40	43.6	0.2	1.0	Alusol B 8%
3	01a	60	01--03	K15	TCMW 16 T3 08	01--2--1	224	40	42.2	0.2	1.0	Alusol B 8%
4	01a	58	01--04	K15	TCMW 16 T3 08	01--2--2	224	40	40.8	0.2	1.0	Alusol B 8%
5	01a	56	01--05	K15	TCMW 16 T3 08	01--3--1	224	40	39.4	0.2	1.0	Alusol B 8%
6	01a	54	01--06	K15	TCMW 16 T3 08	01--3--2	224	40	38.0	0.2	1.0	Alusol B 8%
7	01a	64	02--01	K15	TCMW 16 T3 08	02--1--1	315	60	63.3	0.2	1.0	Alusol B 8%
8	01a	62	02--02	K15	TCMW 16 T3 08	02--1--2	315	60	61.4	0.2	1.0	Alusol B 8%
9	01a	60	02--03	K15	TCMW 16 T3 08	02--2--1	315	60	59.4	0.2	1.0	Alusol B 8%
10	01a	58	02--04	K15	TCMW 16 T3 08	02--2--2	315	60	57.4	0.2	1.0	Alusol B 8%
11	01a	56	02--05	K15	TCMW 16 T3 08	02--3--1	315	60	55.4	0.2	1.0	Alusol B 8%
12	01a	54	02--06	K15	TCMW 16 T3 08	02--3--2	315	60	53.4	0.2	1.0	Alusol B 8%
13	01a	52	01--07	K15	TCMW 16 T3 08	03--1--1	450	70	73.5	0.2	1.0	Alusol B 8%
14	01a	50	01--08	K15	TCMW 16 T3 08	03--1--2	450	70	70.7	0.2	1.0	Alusol B 8%
15	01a	48	01--09	K15	TCMW 16 T3 08	03--2--1	450	70	67.9	0.2	1.0	Alusol B 8%
16	01a	46	01--10	K15	TCMW 16 T3 08	03--2--2	450	70	65.0	0.2	1.0	Alusol B 8%
17	01a	64	03--01	K15	TCMW 16 T3 08	04--1--1	450	90	90.5	0.2	1.0	Alusol B 8%
18	01a	62	03--02	K15	TCMW 16 T3 08	04--1--2	450	90	87.7	0.2	1.0	Alusol B 8%
19	01a	60	03--03	K15	TCMW 16 T3 08	04--2--1	450	90	84.8	0.2	1.0	Alusol B 8%
20	01a	64	04--01	K15	TCMW 16 T3 08	04--2--2	450	90	90.5	0.2	1.0	Alusol B 8%
21	01a	62	04--02	K15	TCMW 16 T3 08	04--3--1	450	90	87.7	0.2	1.0	Alusol B 8%
22	01a	60	04--03	K15	TCMW 16 T3 08	04--3--2	450	90	84.8	0.2	1.0	Alusol B 8%
23	01a	52	02--07	K15	TCMW 16 T3 08	03--1--3	450	70	73.5	0.2	1.0	Alusol B 8%
24	01a	50	02--08	K15	TCMW 16 T3 08	03--1--4	450	70	70.7	0.2	1.0	Alusol B 8%
25	01a	48	02--09	K15	TCMW 16 T3 08	03--1--5	450	70	67.9	0.2	1.0	Alusol B 8%
26	01a	58	03--04	K15	TCMW 16 T3 08	05--1--1	630	110	114.8	0.2	1.0	Alusol B 8%
27	01a	56	03--05	K15	TCMW 16 T3 08	05--1--2	630	110	110.8	0.2	1.0	Alusol B 8%
28	01a	58	04--04	K15	TCMW 16 T3 08	05--2--1	630	110	114.8	0.2	1.0	Alusol B 8%
29	01a	56	04--05	K15	TCMW 16 T3 08	05--2--2	630	110	110.8	0.2	1.0	Alusol B 8%
30	01a	44	01--11	K15	TCMT 16 T3 08-UF	06--3--1	315	40	43.5	0.2	1.0	Alusol B 8%
31	01a	42	01--12	K15	TCMT 16 T3 08-UF	06--3--2	315	40	41.6	0.2	1.0	Alusol B 8%
32	01a	40	01--13	K15	TCMT 16 T3 08-UF	06--3--3	315	40	39.6	0.2	1.0	Alusol B 8%
33	01a	38	01--14	K15	TCMT 16 T3 08-UF	06--3--4	315	40	37.6	0.2	1.0	Alusol B 8%
34	01a	46	02--10	K15	TCMT 16 T3 08-UF	06--2--1	315	40	45.5	0.2	1.0	Alusol B 8%
35	01a	44	02--11	K15	TCMT 16 T3 08-UF	06--2--2	315	40	43.5	0.2	1.0	Alusol B 8%
36	01a	42	02--12	K15	TCMT 16 T3 08-UF	06--2--3	315	40	41.6	0.2	1.0	Alusol B 8%
37	01a	54	03--06	K15	TCMT 16 T3 08-UF	06--2--4	224	40	38.0	0.2	1.0	Alusol B 8%
38	01a	52	03--07	K15	TCMT 16 T3 08-UF	07--1--1	450	70	73.5	0.2	1.0	Alusol B 8%
39	01a	50	03--08	K15	TCMT 16 T3 08-UF	07--1--2	450	70	70.7	0.2	1.0	Alusol B 8%
40	01a	48	03--09	K15	TCMT 16 T3 08-UF	07--1--3	450	70	67.9	0.2	1.0	Alusol B 8%
41	01a	54	04--06	K15	TCMT 16 T3 08-UF	07--2--1	450	70	76.3	0.2	1.0	Alusol B 8%
42	01a	52	04--07	K15	TCMT 16 T3 08-UF	07--2--2	450	70	73.5	0.2	1.0	Alusol B 8%
43	01a	50	04--08	K15	TCMT 16 T3 08-UF	07--2--3	450	70	70.7	0.2	1.0	Alusol B 8%
44	01b	62	01--02	K15	TCMT 16 T3 08-UF	08--2--1	450	90	87.7	0.2	1.0	Alusol B 8%
45	01b	64	02--01	K15	TCMT 16 T3 08-UF	08--2--2	450	90	90.5	0.2	1.0	Alusol B 8%
46	01b	62	02--02	K15	TCMT 16 T3 08-UF	08--3--1	450	90	87.7	0.2	1.0	Alusol B 8%
47	01b	60	02--03	K15	TCMT 16 T3 08-UF	08--3--2	450	90	84.8	0.2	1.0	Alusol B 8%
48	01b	60	01--03	K15	TCMT 16 T3 08-UF	09--1--1	630	110	118.8	0.2	1.0	Alusol B 8%
49	01b	58	01--04	K15	TCMT 16 T3 08-UF	09--1--2	630	110	114.8	0.2	1.0	Alusol B 8%
50	01b	56	01--05	K15	TCMT 16 T3 08-UF	09--2--1	630	110	110.8	0.2	1.0	Alusol B 8%
51	01b	54	01--06	K15	TCMT 16 T3 08-UF	09--2--2	630	110	106.9	0.2	1.0	Alusol B 8%
52	01b	52	01--07	K05	TCMT 16 T3 08-UF	10--1--1	450	70	73.5	0.2	1.0	Alusol B 8%
53	01b	50	01--08	K05	TCMT 16 T3 08-UF	10--2--1	450	70	70.7	0.2	1.0	Alusol B 8%
54	01b	64	03--01	K20	TCMT 16 T3 08-UR	11--1--1	224	40	45.0	0.2	1.0	Alusol B 8%
55	01b	62	03--02	K20	TCMT 16 T3 08-UR	11--2--1	224	40	43.6	0.2	1.0	Alusol B 8%
56	01b	60	03--03	K20	TCMT 16 T3 08-UR	11--1--2	224	40	42.2	0.2	1.0	Alusol B 8%
57	01b	58	03--04	K20	TCMT 16 T3 08-UR	11--2--2	224	40	40.8	0.2	1.0	Alusol B 8%

Ens.	Prov	Diâ.	Pista -	Pastilha			Rot.	Vc(t)	Vc (r)	a	p	Emulsão
		mm	Pass.	Mat.	Referência	Past-Are-Pas	rpm	m/min	m/min	mm/rot	mm	
58	01b	58	02--04	K20	TCMT 16 T3 08-UR	11--1--3	224	40	40.8	0.2	1.0	Alusol B 8%
59	01b	56	03--05	K20	TCMT 16 T3 08-UR	11--2--3	224	40	39.4	0.2	1.0	Alusol B 8%
60	01b	56	02--05	K05	TCMT 16 T3 08-UF	12--1--1	224	40	39.4	0.2	1.0	Alusol B 8%
61	01b	54	03--06	K05	TCMT 16 T3 08-UF	12--2--1	224	40	38.0	0.2	1.0	Alusol B 8%
62	01b	54	02--06	K20	TCMT 16 T3 08-UR	11--3--1	224	40	38.0	0.2	1.0	Alusol B 8%
63	01b	52	02--07	K20	TCMT 16 T3 08-UR	11--3--2	224	40	36.6	0.2	1.0	Alusol B 8%
64	01b	52	03--07	K20	TCMT 16 T3 08-UR	11--3--3	224	40	36.6	0.2	1.0	Alusol B 8%
65	01b	50	02--08	K20	TCMT 16 T3 08-UR	13--1--1	450	70	70.7	0.2	1.0	Alusol B 8%
66	01b	48	01--09	K20	TCMT 16 T3 08-UR	13--2--1	450	70	67.9	0.2	1.0	Alusol B 8%
67	01b	48	02--09	K20	TCMT 16 T3 08-UR	13--1--2	450	70	67.9	0.2	1.0	Alusol B 8%
68	01b	46	01--10	K20	TCMT 16 T3 08-UR	13--2--2	450	70	65.0	0.2	1.0	Alusol B 8%
69	02a	64	01--01	K15	TCMW 16 T3 08	14--1--1	315	70	63.3	0.2	0.5	Alusol B 8%
70	02a	64	02--01	K15	TCMW 16 T3 08	14--2--1	315	70	63.3	0.2	1.5	Alusol B 8%
71	02a	64	03--01	K15	TCMW 16 T3 08	14--3--1	315	70	63.3	0.2	2.0	Alusol B 8%
72	02a	63	01--02	K15	TCMW 16 T3 08	14--1--2	315	70	62.3	0.2	0.5	Alusol B 8%
73	02a	62	01--03	K15	TCMW 16 T3 08	14--2--2	315	70	61.4	0.2	1.5	Alusol B 8%
74	02a	64	04--01	K15	TCMW 16 T3 08	14--3--2	315	70	63.3	0.2	2.0	Alusol B 8%
75	01b	46	02--10	K15	TCMW 16 T3 08	14--1--3	450	70	65.0	0.2	0.5	Alusol B 8%
76	01a	48	04--09	K15	TCMW 16 T3 08	14--3--3	450	70	67.9	0.2	2.0	Alusol B 8%
77	01a	46	03--10	K15	TCMW 16 T3 08	14--2--3	450	70	65.0	0.2	1.5	Alusol B 8%
78	02a	59	01--04	K15	TCMW 16 T3 08	15--1--1	450	70	83.4	0.16	1.0	Alusol B 8%
79	02a	61	02--02	K15	TCMW 16 T3 08	15--2--1	450	70	86.2	0.25	1.0	Alusol B 8%
80	02a	60	03--02	K15	TCMW 16 T3 08	15--3--1	450	70	84.8	0.4	1.0	Alusol B 8%
81	02a	60	04--02	K15	TCMW 16 T3 08	16--1--1	450	70	84.8	0.315	1.0	Alusol B 8%
82	02a	58	04--03	K15	TCMW 16 T3 08	16--1--2	450	70	82.0	0.315	1.0	Alusol B 8%
83	02a	58	03--03	K15	TCMW 16 T3 08	15--3--2	450	70	82.0	0.4	1.0	Alusol B 8%
84	02a	59	02--03	K15	TCMW 16 T3 08	15--2--2	450	70	83.4	0.25	1.0	Alusol B 8%
85	02a	57	01--05	K15	TCMW 16 T3 08	15--1--2	450	70	80.6	0.16	1.0	Alusol B 8%
86	02a	56	04--04	K15	TCMW 16 T3 08	16--1--3	450	70	79.2	0.315	1.0	Alusol B 8%
87	02a	56	03--04	K15	TCMW 16 T3 08	15--3--3	450	70	79.2	0.4	1.0	Alusol B 8%
88	02a	57	02--04	K15	TCMW 16 T3 08	15--2--3	450	70	80.6	0.25	1.0	Alusol B 8%
89	02a	55	01--06	K15	TCMW 16 T3 08	15--1--3	450	70	77.8	0.16	1.0	Alusol B 8%
90	02a	53	01--07	K15	TCMW 16 T3 08	17--1--1	224	40	37.3	0.4	2.0	Alusol B 8%
91	02a	54	02--05	K15	TCMW 16 T3 08	17--1--2	224	40	38.0	0.4	2.0	Alusol B 8%
92	02a	54	03--05	K15	TCMT 16 T3 08-UF	18--1--1	224	40	38.0	0.4	2.0	Alusol B 8%
93	02a	54	04--05	K15	TCMW 16 T3 08	17--1--3	224	40	38.0	0.4	2.0	Alusol B 8%
94	02a	49	01--08	K15	TCMT 16 T3 08-UF	18--1--2	224	40	34.5	0.4	2.0	Alusol B 8%
95	02a	50	02--06	K15	TCMT 16 T3 08-UF	18--1--3	224	40	35.2	0.4	2.0	Alusol B 8%
96	02a	50	04--06	K15	TCMW 16 T3 08	17--1--4	315	40	49.5	0.4	2.0	Alusol B 8%
97	02a	50	03--06	K15	TCMT 16 T3 08-UF	18--1--4	315	40	49.5	0.4	2.0	Alusol B 8%
98	02a	42	02--08	K20	TCMT 16 T3 08-UR	19--2--1	315	40	41.6	0.4	2.0	Alusol B 8%
99	02a	45	01--09	K20	TCMT 16 T3 08-UR	19--1--2	315	40	44.6	0.4	2.0	Alusol B 8%
100	02a	46	04--07	K15	TCMW 16 T3 08	17--1--5	315	40	45.5	0.4	2.0	Alusol B 8%
101	02a	46	03--07	K15	TCMT 16 T3 08-UF	18--1--5	315	40	45.5	0.4	2.0	Alusol B 8%
102	02a	41	01--10	K20	TCMT 16 T3 08-UR	19--1--3	315	40	40.6	0.4	2.0	Alusol B 8%
103	02a	42	04--08	K15	TCMW 16 T3 08	17--1--6	315	40	41.6	0.4	2.0	Alusol B 8%
104	02a	42	03--08	K15	TCMT 16 T3 08-UF	18--1--6	315	40	41.6	0.4	2.0	Alusol B 8%
105	02a	38	02--09	K20	TCMT 16 T3 08-UR	19--1--4	315	40	37.6	0.4	2.0	Alusol B 8%
106	02a	38	04--09	K15	TCMW 16 T3 08	17--1--7	315	40	37.6	0.4	2.0	Alusol B 8%
107	02a	38	03--09	K15	TCMT 16 T3 08-UF	18--1--7	315	40	37.6	0.4	2.0	Alusol B 8%
108	01b	45	02--11	K20	TCMT 16 T3 08-UR	19--1--5	315	40	44.6	0.4	2.0	Alusol B 8%
109	01b	44	01--11	K15	TCMW 16 T3 08	17--1--8	315	40	43.5	0.4	2.0	Alusol B 8%
110	01b	40	01--12	K15	TCMT 16 T3 08-UF	18--1--8	315	40	39.6	0.4	2.0	Alusol B 8%
111	01b	64	04--01	K20	TCMT 16 T3 08-UR	19--1--6	224	40	45.0	0.4	2.0	Alusol B 8%
112	01b	60	04--02	K20	TCMT 16 T3 08-UR	19--1--7	224	40	42.2	0.4	2.0	Alusol B 8%
113	01b	56	04--03	K15	TCMW 16 T3 08	17--1--9	224	40	39.4	0.4	2.0	Alusol B 8%
114	01b	52	04--04	K15	TCMT 16 T3 08-UF	18--1--9	224	40	36.6	0.4	2.0	Alusol B 8%
115	01b	48	04--05	K05	TCMT 16 T3 08-UF	20--1--1	224	40	33.8	0.4	2.0	Alusol B 8%

Ens.	Prov	Diâ. mm	Pista - Pass.	Pastilha			Rot. rpm	Vc(t) m/min	Vc (r) m/min	a mm/rot	p mm	Emulsão
				Mat.	Referência	Past-Are-Pas						
116	01b	41	02--12	K15	TCMW 16 T3 08	17--1--10	315	40	40.6	0.4	2.0	Alusol B 8%
117	01b	44	04--06	K15	TCMT 16 T3 08-UF	18--1--10	315	40	43.5	0.4	2.0	Alusol B 8%
118	01b	50	03--08	K05	TCMT 16 T3 08-UF	20--1--2	224	40	35.2	0.4	2.0	Alusol B 8%
119	01b	46	03--09	K15	TCMW 16 T3 08	17--1--11	315	40	45.5	0.4	2.0	Alusol B 8%
120	01b	42	03--10	K15	TCMT 16 T3 08-UF	18--1--11	315	40	41.6	0.4	2.0	Alusol B 8%
121	01b	40	04--07	K15	TCMW 16 T3 08	17--1--12	315	40	39.6	0.4	2.0	Alusol B 8%
122	02b	64	01--01	K15	TCMW 16 T3 08	17--2--1	450	90	90.5	0.4	2.0	Alusol B 8%
123	02b	64	02--01	K15	TCMT 16 T3 08-UF	21--1--1	450	90	90.5	0.4	2.0	Alusol B 8%
124	02b	64	03--01	K20	TCMT 16 T3 08-UR	22--1--1	450	90	90.5	0.4	2.0	Alusol B 8%
125	02b	60	01--02	K15	TCMW 16 T3 08	17--2--2	450	90	84.8	0.4	2.0	Alusol B 8%
126	02b	60	02--02	K15	TCMT 16 T3 08-UF	21--1--2	450	90	84.8	0.4	2.0	Alusol B 8%
127	02b	60	03--02	K20	TCMT 16 T3 08-UR	22--1--2	450	90	84.8	0.4	2.0	Alusol B 8%
128	02b	56	01--03	K15	TCMW 16 T3 08	17--2--3	450	90	79.2	0.4	2.0	Alusol B 8%
129	02b	56	02--03	K15	TCMT 16 T3 08-UF	21--1--3	450	90	79.2	0.4	2.0	Alusol B 8%
130	02b	56	03--03	K20	TCMT 16 T3 08-UR	22--1--3	450	90	79.2	0.4	2.0	Alusol B 8%
131	02b	64	04--01	K20	TCMT 16 T3 08-UR	22--1--4	630	90	126.7	0.4	2.0	Alusol B 8%
132	03a	64	04--01	K15	TCMW 16 T3 08	17--2--4	450	90	90.5	0.4	2.0	Alusol B 8%
133	03a	64	03--01	K15	TCMT 16 T3 08-UF	21--1--4	450	90	90.5	0.4	2.0	Alusol B 8%
134	03a	60	04--02	K15	TCMW 16 T3 08	17--2--5	450	90	84.8	0.4	2.0	Alusol B 8%
135	03a	60	03--02	K15	TCMT 16 T3 08-UF	21--1--5	450	90	84.8	0.4	2.0	Alusol B 8%
136	03a	64	02--01	K15	TCMW 16 T3 08	17--2--6	450	90	90.5	0.4	2.0	Alusol B 8%
137	03a	64	01--01	K15	TCMT 16 T3 08-UF	21--1--6	450	90	90.5	0.4	2.0	Alusol B 8%
138	02b	52	03--04	K15	TCMW 16 T3 08	17--3--1	450	70	73.5	0.4	2.0	Alusol B 8%
139	02b	52	02--04	K15	TCMT 16 T3 08-UF	23--1--1	450	70	73.5	0.4	2.0	Alusol B 8%
140	02b	52	01--04	K20	TCMT 16 T3 08-UR	24--1--1	450	70	73.5	0.4	2.0	Alusol B 8%
141	02b	48	03--05	K15	TCMW 16 T3 08	17--3--2	450	70	67.9	0.4	2.0	Alusol B 8%
142	02b	48	02--05	K15	TCMT 16 T3 08-UF	23--1--2	450	70	67.9	0.4	2.0	Alusol B 8%
143	02b	48	01--05	K20	TCMT 16 T3 08-UR	24--1--2	450	70	67.9	0.4	2.0	Alusol B 8%
144	02b	44	03--06	K15	TCMW 16 T3 08	17--3--3	450	70	62.2	0.4	2.0	Alusol B 8%
145	02b	44	02--06	K15	TCMT 16 T3 08-UF	23--1--3	450	70	62.2	0.4	2.0	Alusol B 8%
146	02b	44	01--06	K20	TCMT 16 T3 08-UR	24--1--3	450	70	62.2	0.4	2.0	Alusol B 8%
147	03a	56	04--03	K15	TCMW 16 T3 08	17--3--4	450	70	79.2	0.4	2.0	Alusol B 8%
148	03a	56	03--03	K15	TCMT 16 T3 08-UF	23--1--4	450	70	79.2	0.4	2.0	Alusol B 8%
149	03a	52	02--02	K20	TCMT 16 T3 08-UR	24--1--4	450	70	73.5	0.4	2.0	Alusol B 8%
150	03a	52	04--04	K15	TCMW 16 T3 08	17--3--5	450	70	73.5	0.4	2.0	Alusol B 8%
151	03a	52	03--04	K15	TCMT 16 T3 08-UF	23--1--5	450	70	73.5	0.4	2.0	Alusol B 8%
152	03a	48	02--03	K20	TCMT 16 T3 08-UR	24--1--5	450	70	67.9	0.4	2.0	Alusol B 8%
153	03a	48	04--05	K15	TCMW 16 T3 08	17--3--6	450	70	67.9	0.4	2.0	Alusol B 8%
154	03a	48	03--05	K15	TCMT 16 T3 08-UF	23--1--6	450	70	67.9	0.4	2.0	Alusol B 8%
155	03a	44	04--06	K15	TCMW 16 T3 08	17--3--7	450	70	62.2	0.4	2.0	Alusol B 8%
156	03a	44	03--06	K15	TCMT 16 T3 08-UF	23--1--7	450	70	62.2	0.4	2.0	Alusol B 8%
157	03a	40	04--07	K15	TCMW 16 T3 08	17--3--8	630	70	79.2	0.4	2.0	Alusol B 8%
158	03a	40	03--07	K15	TCMT 16 T3 08-UF	23--1--8	630	70	79.2	0.4	2.0	Alusol B 8%
159	03a	61	01--02	K15	TCMW 16 T3 08	01--3--3	224	40	42.9	0.2	1.0	Alusol B 8%
160	03a	59	01--03	K15	TCMW 16 T3 08	01--3--4	224	40	41.5	0.2	1.0	Alusol B 8%
161	03a	55	01--04	K15	TCMW 16 T3 08	01--3--5	224	40	38.7	0.2	1.0	Alusol B 8%
162	02b	40	01--07	K15	TCMT 16 T3 08-UF	06--3--5	315	40	39.6	0.2	2.0	Alusol B 8%
163	02b	38	01--08	K15	TCMT 16 T3 08-UF	06--3--6	315	40	37.6	0.2	2.0	Alusol B 8%
164	02b	53	04--	K15	TCMT 16 T3 08-UF	07--1--4	350	70	58.3	0.2	1.0	Alusol B 8%
165	02b	51	04--	K15	TCMT 16 T3 08-UF	07--2--4	450	70	72.1	0.2	1.0	Alusol B 8%
166	02b	49	04--	K20	TCMT 16 T3 08-UR	13--1--3	450	70	69.3	0.4	2.0	Alusol B 8%
167	03b	64	04--01	K15	TCMW 16 T3 08	04--1--3	450	90	90.5	0.4	2.0	Alusol B 8%
168	03b	64	03--01	K15	TCMT 16 T3 08-UF	08--3--3	450	90	90.5	0.4	2.0	Alusol B 8%
169	03a	55	01--05	K15	TCMW 16 T3 08	05--1--3	630	110	108.9	0.2	1.0	Alusol B 8%
170	03a	53	01--06	K15	TCMT 16 T3 08-UF	09--1--3	630	110	104.9	0.2	1.0	Alusol B 8%
171	03b	64	01--01	K15	TCMT 16 T3 08-UF	25--1--1	224	40	45.0	0.2	1.0	Seco
172	03b	64	02--01	K20	TCMT 16 T3 08-UR	26--1--1	224	40	45.0	0.2	1.0	Seco
173	03b	62	04--02	K15	TCMT 16 T3 08-UF	25--1--2	224	40	43.6	0.2	1.0	Seco

Ens.	Prov	Diâ.	Pista -	Pastilha			Rot.	Vc(t)	Vc (r)	a	p	Emulsão
		mm	Pass.	Mat.	Referência	Past-Are-Pas	rpm	m/min	m/min	mm/rot	mm	
174	03b	62	03--02	K20	TCMT 16 T3 08-UR	26--1--2	224	40	43.6	0.2	1.0	Seco
175	03b	62	02--02	K20	TCMT 16 T3 08-UR	26--1--3	224	40	43.6	0.2	1.0	Seco
176	03b	62	01--02	K15	TCMT 16 T3 08-UF	25--1--3	224	40	43.6	0.2	1.0	Seco
177	03b	60	04--03	K15	TCMT 16 T3 08-UF	25--2--1	224	40	42.2	0.4	2.0	Seco
178	03b	60	03--03	K20	TCMT 16 T3 08-UR	26--2--1	224	40	42.2	0.4	2.0	Seco
179	03b	60	02--03	K15	TCMT 16 T3 08-UF	25--2--2	224	40	42.2	0.4	2.0	Seco
180	03b	60	01--03	K20	TCMT 16 T3 08-UR	26--2--2	224	40	42.2	0.4	2.0	Seco
181	03b	56	04--04	K15	TCMT 16 T3 08-UF	25--2--3	224	40	39.4	0.4	2.0	Seco
182	03b	56	03--04	K20	TCMT 16 T3 08-UR	26--2--3	224	40	39.4	0.4	2.0	Seco
183	03b	56	02--04	K15	TCMT 16 T3 08-UF	25--2--4	224	40	39.4	0.4	2.0	Seco
184	03b	56	01--04	K20	TCMT 16 T3 08-UR	26--2--4	224	40	39.4	0.4	2.0	Seco
185	03b	52	04--05	K15	TCMT 16 T3 08-UF	25--2--5	224	40	36.6	0.4	2.0	Seco
186	03b	52	03--05	K20	TCMT 16 T3 08-UR	26--2--5	224	40	36.6	0.4	2.0	Seco
187	03b	52	02--05	K15	TCMT 16 T3 08-UF	25--2--6	224	40	36.6	0.4	2.0	Seco
188	03b	52	01--05	K20	TCMT 16 T3 08-UR	26--2--6	224	40	36.6	0.4	2.0	Seco
189	03b	48	01--06	K15	TCMT 16 T3 08-UF	25--2--7	315	40	47.5	0.4	2.0	Seco
190	03b	48	02--06	K15	TCMT 16 T3 08-UF	25--2--8	315	40	47.5	0.4	2.0	Seco
191	03b	44	01--07	K15	TCMT 16 T3 08-UF	27--1--1	315	40	43.5	0.2	1.0	Seco
192	03b	44	01--07	K15	TCMT 16 T3 08-UF	27--1--2	315	40	43.5	0.2	1.0	Seco
193	03b	42	01--08	K15	TCMT 16 T3 08-UF	27--1--3	315	40	41.6	0.2	1.0	Seco
194	03b	42	01--08	K15	TCMT 16 T3 08-UF	27--1--4	315	40	41.6	0.2	1.0	Seco
195	03b	40	01--09	K15	TCMT 16 T3 08-UF	27--1--5	315	40	39.6	0.2	1.0	Seco
196	Al	33	//////	K15	TCMT 16 T3 08-UF	27--2--1	315	40	32.7	0.2	1.0	Seco
197	Al	33	//////	K15	TCMT 16 T3 08-UF	27--2--2	630	60	65.3	0.2	1.0	Seco
198	Al	33	//////	K15	TCMT 16 T3 08-UF	27--2--3	630	60	65.3	0.2	1.0	Seco
199	Al	31	//////	K15	TCMT 16 T3 08-UF	27--2--4	630	60	61.4	0.2	1.0	Seco
200	Aço	49	//////	K15	TCMT 16 T3 08-UF	27--3--1	630	90	97.0	0.2	1.0	Seco
201	Aço	47	//////	K15	TCMT 16 T3 08-UF	27--3--2	630	90	93.0	0.2	1.0	Seco
202	Aço	45	//////	K15	TCMT 16 T3 08-UF	27--3--3	630	90	89.1	0.2	1.0	Seco
203	04a	88	01--01	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--1	900	250	248.8	0.1	1.0	Alusol B 8%
204	04a	86	01--02	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--2	900	250	243.2	0.1	1.0	Alusol B 8%
205	04a	84	01--03	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--3	900	250	237.5	0.1	1.0	Alusol B 8%
206	04a	82	01--04	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--4	900	250	231.8	0.1	1.0	Alusol B 8%
207	04b	94	01--01	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--5	900	250	265.8	0.1	1.0	Alusol B 8%
208	04b	92	01--02	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--6	900	250	260.1	0.1	1.0	Alusol B 8%
209	04b	90	01--03	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--7	900	250	254.5	0.1	1.0	Alusol B 8%
210	04b	88	01--04	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--8	900	250	248.8	0.1	1.0	Alusol B 8%
211	04b	86	01--05	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--9	900	250	243.2	0.1	1.0	Alusol B 8%
212	04b	84	01--06	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--10	900	250	237.5	0.1	1.0	Alusol B 8%
213	04b	82	01--07	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--11	900	250	231.8	0.1	1.0	Alusol B 8%
214	04a	80	01--05	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--12	900	250	226.2	0.1	1.0	Alusol B 8%
215	04a	78	01--06	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--13	900	250	220.5	0.1	1.0	Alusol B 8%
216	04a	76	01--07	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--14	900	250	214.9	0.1	1.0	Alusol B 8%
217	04b	80	01--08	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--15	900	250	226.2	0.1	1.0	Alusol B 8%
218	04b	78	01--09	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--16	900	250	220.5	0.1	1.0	Alusol B 8%
219	04b	76	01--10	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--17	900	250	214.9	0.1	1.0	Alusol B 8%
220	04b	74	01--11	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--18	1250	250	290.6	0.1	1.0	Alusol B 8%
221	04b	72	01--12	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--19	1250	250	282.7	0.1	1.0	Alusol B 8%
222	04b	70	01--13	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--20	1250	250	274.9	0.1	1.0	Alusol B 8%
223	04b	68	01--14	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--21	1250	250	267.0	0.1	1.0	Alusol B 8%
224	04b	66	01--15	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--22	1250	250	259.2	0.1	1.0	Alusol B 8%
225	04a	74	01--08	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--23	1250	250	290.6	0.1	1.0	Alusol B 8%
226	04a	72	01--09	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--24	1250	250	282.7	0.1	1.0	Alusol B 8%
227	04a	70	01--10	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--25	1250	250	274.9	0.1	1.0	Alusol B 8%
228	05a	64	01--01	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--26	1250	250	251.3	0.1	1.0	Alusol B 8%
229	05a	62	01--02	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--27	1250	250	243.5	0.1	1.0	Alusol B 8%
230	05a	60	01--03	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--28	1250	250	235.6	0.1	1.0	Alusol B 8%
231	05a	58	01--04	PCD	TCMW 16 T3 08F	28--1--29	1250	250	227.8	0.1	1.0	Alusol B 8%

Ens.	Prov	Dfá. mm	Pista - Pass.	Pastilha Mat.	Pastilha Referência	Past-Are-Pas	Rot. rpm	Vc(t) m/min	Vc (r) m/min	a mm/rot	p mm	Emulsão
232	05b	64	01–05	PCD	TCMW 16 T3 08F	28–1–30	1250	250	251.3	0.1	1.0	Alusol B 8%
233	05b	62	01–06	PCD	TCMW 16 T3 08F	28–1–31	1250	250	243.5	0.1	1.0	Alusol B 8%
234	05b	60	01–07	PCD	TCMW 16 T3 08F	28–1–32	1250	250	235.6	0.1	1.0	Alusol B 8%
235	05b	58	01–08	PCD	TCMW 16 T3 08F	28–1–33	1250	250	227.8	0.1	1.0	Alusol B 8%
236	05b	56	01–09	PCD	TCMW 16 T3 08F	28–1–34	1250	250	219.9	0.1	1.0	Alusol B 8%
237	05b	54	01–10	PCD	TCMW 16 T3 08F	28–1–35	1250	250	212.1	0.1	1.0	Alusol B 8%
238	05b	52	01–11	PCD	TCMW 16 T3 08F	28–1–36	1800	250	294.1	0.1	1.0	Alusol B 8%
239	05b	50	01–12	PCD	TCMW 16 T3 08F	28–1–37	1800	250	282.7	0.1	1.0	Alusol B 8%
240	05b	48	01–13	PCD	TCMW 16 T3 08F	28–1–38	1800	250	271.4	0.1	1.0	Alusol B 8%
241	05b	46	01–14	PCD	TCMW 16 T3 08F	28–1–39	1800	250	260.1	0.1	1.0	Alusol B 8%
242	05a	56	01–05	PCD	TCMW 16 T3 08F	28–1–40	1800	250	316.7	0.1	1.0	Alusol B 8%
243	05a	54	01–06	PCD	TCMW 16 T3 08F	28–1–41	1800	250	305.4	0.1	1.0	Alusol B 8%
244	05a	52	01–07	PCD	TCMW 16 T3 08F	28–1–42	1800	250	294.1	0.1	1.0	Alusol B 8%
245	05a	50	01–08	PCD	TCMW 16 T3 08F	28–1–43	1800	250	282.7	0.1	1.0	Alusol B 8%
246	05a	48	01–09	PCD	TCMW 16 T3 08F	28–1–44	1800	250	271.4	0.1	1.0	Alusol B 8%
247	05a	46	01–10	PCD	TCMW 16 T3 08F	28–1–45	1800	250	260.1	0.1	1.0	Alusol B 8%
248	05a	44	01–11	PCD	TCMW 16 T3 08F	28–1–46	1800	250	248.8	0.1	1.0	Alusol B 8%
249	05a	42	01–12	PCD	TCMW 16 T3 08F	28–1–47	1800	250	237.5	0.1	1.0	Alusol B 8%
250	05b	44	01–15	PCD	TCMW 16 T3 08F	28–1–48	1800	250	248.8	0.1	1.0	Alusol B 8%
251	05b	42	01–16	PCD	TCMW 16 T3 08F	28–1–49	1800	250	237.5	0.1	1.0	Alusol B 8%
252	05b	40	01–17	PCD	TCMW 16 T3 08F	28–1–50	1800	250	226.2	0.1	1.0	Alusol B 8%
253	05b	38	01–18	PCD	TCMW 16 T3 08F	28–1–51	1800	250	214.9	0.1	1.0	Alusol B 8%
254	05b	36	01–19	PCD	TCMW 16 T3 08F	28–1–52	1800	250	203.6	0.1	1.0	Alusol B 8%
255	05a	40	01–20	PCD	TCMW 16 T3 08F	28–1–53	1800	250	226.2	0.1	1.0	Alusol B 8%
256	05a	38	01–21	PCD	TCMW 16 T3 08F	28–1–54	1800	250	214.9	0.1	1.0	Alusol B 8%
257	05a	36	01–22	PCD	TCMW 16 T3 08F	28–1–55	1800	250	203.6	0.1	1.0	Alusol B 8%
258	6	84	01–01	K20	TCMT 16 T3 08-UR	29–3–1	315	90	83.1	0.2	1.0	Alusol B 8%
259	6	82	01–02	K20	TCMT 16 T3 08-UR	30–1–1	450	110	115.9	0.2	1.0	Alusol B 8%
260	6	80	01–03	K15	TCMT 16 T3 08-UR	31–1–1	450	110	113.1	0.2	1.0	Alusol B 8%
261	6	78	01–04	K20	TCMT 16 T3 08-UR	30–1–2	630	150	154.4	0.2	1.0	Alusol B 8%
262	6	76	01–05	K15	TCMT 16 T3 08-UF	31–1–2	630	150	150.4	0.2	1.0	Alusol B 8%
263	6	74	01–06	K20	TCMT 16 T3 08-UR	30–1–3	630	150	146.5	0.2	1.0	Alusol B 8%
264	6	72	01–07	K15	TCMT 16 T3 08-UF	31–1–3	630	150	142.5	0.2	1.0	Alusol B 8%
265	6	70	01–08	K20	TCMT 16 T3 08-UR	30–2–1	1250	250	274.9	0.2	1.0	Alusol B 8%
266	6	68	01–09	K15	TCMT 16 T3 08-UF	31–2–1	1250	250	267.0	0.2	1.0	Alusol B 8%
267	6	66	01–10	K15	TCMT 16 T3 08-UF	31–2-2	1250	250	259.2	0.2	1.0	Alusol B 8%
268	6	64	01–11	K20	TCMT 16 T3 08-UF	30–2–2	1250	250	251.3	0.2	1.0	Alusol B 8%
269	6	61	01–12	K15	TCMT 16 T3 08-UF	31–2–3	1250	250	239.5	0.2	1.0	Alusol B 8%
270	6	59	01–13	K20	TCMT 16 T3 08-UF	30–2–3	1250	250	231.7	0.2	1.0	Alusol B 8%
271	6	57	01–14	K15	TCMW 16 T3 08	32–1–1	450	90	80.6	0.2	1.0	Alusol B 8%
272	6	55	01–15	K10	TCMW 16 T3 08	33–1–1	450	90	77.8	0.2	1.0	Alusol B 8%
273	6	53	01–16	K15	TCMW 16 T3 08	32–2–1	630	110	104.9	0.2	1.0	Alusol B 8%
274	6	51	01–17	K10	TCMW 16 T3 08	33–2–1	630	110	100.9	0.2	1.0	Alusol B 8%
275	6	49	01–18	K15	TCMW 16 T3 08	32–2–2	630	110	97.0	0.2	1.0	Alusol B 8%
276	6	47	01–19	K10	TCMW 16 T3 08	33–2–2	630	110	93.0	0.2	1.0	Alusol B 8%
277	6	45	1–20	K15	TCMW 16 T3 08	32–2–3	900	110	127.2	0.2	1.0	Alusol B 8%
278	6	43	1–21	K10	TCMW 16 T3 08	33–2–3	900	110	121.6	0.2	1.0	Alusol B 8%
279	6	41	1–22	K15	TCMW 16 T3 08	32–2–4	900	110	115.9	0.2	1.0	Alusol B 8%
280	6	39	1–23	K10	TCMW 16 T3 08	33–2–4	900	110	110.3	0.2	1.0	Alusol B 8%
281	6	37	1–24	K15	TCMW 16 T3 08	32–2–5	900	110	104.6	0.2	1.0	Alusol B 8%
282	6	35	1–25	K10	TCMW 16 T3 08	33–2–5	900	110	99.0	0.2	1.0	Alusol B 8%
283	6	33	1–26	K10	TCMW 16 T3 08	33–2–6	900	110	93.3	0.2	1.0	Alusol B 8%
284	6	31	1–27	K10	TCMW 16 T3 08	33–2–7	900	110	87.7	0.2	1.0	Alusol B 8%
285	6	29	1–28	K10	TCMW 16 T3 08	33–2–8	900	110	82.0	0.2	1.0	Alusol B 8%
286	6	27	1–29	K10	TCMW 16 T3 08	33–2–9	900	110	76.3	0.2	1.0	Alusol B 8%
287	7	86	1–1	K15	TCMW 16 T3 08	34–1–1	900	250	243.2	0.2	1.0	Alusol B 8%
288	7	84	1–2	K10	TCMW 16 T3 08	35–1–1	900	250	237.5	0.2	1.0	Alusol B 8%
289	7	82	1–3	K15	TCMW 16 T3 08	34–1–2	900	250	231.8	0.2	1.0	Alusol B 8%

Ens.	Prov	Diâ.	Pista -	Pastilha			Rot.	Vc(t)	Vc (r)	a	p	Emulsão
		mm	Pass.	Mat.	Referência	Past-Are-Pas	rpm	m/min	m/min	mm/rot	mm	
290	7	80	1–4	K10	TCMW 16 T3 08	35–1–2	900	250	226.2	0.2	1.0	Alusol B 8%
291	7	78	1–5	K15	TCMW 16 T3 08	34–1–3	900	250	220.5	0.2	1.0	Alusol B 8%
292	7	76	1–6	K10	TCMW 16 T3 08	35–1–3	900	250	214.9	0.2	1.0	Alusol B 8%
293	7	74	1–7	K15	TCMW 16 T3 08	34–2–1	630	150	146.5	0.2	1.0	Alusol B 8%
294	7	72	1–8	K10	TCMW 16 T3 08	35–2–1	630	150	142.5	0.2	1.0	Alusol B 8%
295	7	70	1–9	K15	TCMW 16 T3 08	34–2–2	630	150	138.5	0.2	1.0	Alusol B 8%
296	7	68	1–10	K10	TCMW 16 T3 08	35–2–2	630	150	134.6	0.2	1.0	Alusol B 8%
297	7	66	1–11	K15	TCMW 16 T3 08	34–2–3	630	150	130.6	0.2	1.0	Alusol B 8%
298	7	64	1–12	K10	TCMW 16 T3 08	35–2–3	630	150	126.7	0.2	1.0	Alusol B 8%
299	7	62	1–13	K10	TCMW 16 T3 08	37–1–1	1250	250	243.5	0.1	1.0	Alusol B 8%
300	7	60	1–14	K15	TCMW 16 T3 08	36–1–1	1250	250	235.6	0.1	1.0	Alusol B 8%
301	7	58	1–15	K10	TCMW 16 T3 08	37–1–2	1250	250	227.8	0.1	1.0	Alusol B 8%
302	7	56	1–16	K15	TCMW 16 T3 08	36–1–2	1250	250	219.9	0.1	1.0	Alusol B 8%
303	7	54	1–17	K15	TCMW 16 T3 08	36–1–3	1250	250	212.1	0.1	1.0	Alusol B 8%
304	7	52	1–18	K10	TCMW 16 T3 08	37–1–3	1250	250	204.2	0.1	1.0	Alusol B 8%
305	7	50	1–19	K15	TCMW 16 T3 08	36–2–1	1800	250	282.7	0.05	1.0	Alusol B 8%
306	7	48	1–20	K10	TCMW 16 T3 08	37–2–1	1800	250	271.4	0.05	1.0	Alusol B 8%
307	7	46	1–21	K15	TCMW 16 T3 08	36–2–2	1800	250	260.1	0.05	1.0	Alusol B 8%
308	7	44	1–22	K10	TCMW 16 T3 08	37–2–2	1800	250	248.8	0.05	1.0	Alusol B 8%
309	8a	95	1–01	PCD	TCMW 16 T3 08-F	38–1–1	2500	700	746.1	0.1	1.0	Alusol B 8%
310	8a	93	1–2	PCD	TCMW 16 T3 08-F	38–1–2	2500	700	730.4	0.1	1.0	Alusol B 8%
311	8a	91	1–3	PCD	TCMW 16 T3 08-F	38–1–3	2500	700	714.7	0.1	1.0	Alusol B 8%
312	8a	89	1–4	PCD	TCMW 16 T3 08-F	38–1–4	2500	700	699.0	0.1	1.0	Alusol B 8%
313	8a	87	1–5	PCD	TCMW 16 T3 08-F	38–1–5	2500	700	683.3	0.1	1.0	Alusol B 8%
314	8b	95	1–1	PCD	TCMW 16 T3 08-F	39–1–1	1800	500	537.2	0.1	1.0	Alusol B 8%
315	8b	93	1–2	PCD	TCMW 16 T3 08-F	39–1–2	1800	500	525.9	0.1	1.0	Alusol B 8%
316	8b	91	1–3	PCD	TCMW 16 T3 08-F	39–1–3	1800	500	514.6	0.1	1.0	Alusol B 8%
317	8b	89	1–4	PCD	TCMW 16 T3 08-F	39–1–4	1800	500	503.3	0.1	1.0	Alusol B 8%
318	8b	87	1–5	PCD	TCMW 16 T3 08-F	39–1–5	1800	500	492.0	0.1	1.0	Alusol B 8%
319	8b	85	1–6	PCD	TCMW 16 T3 08-F	39–1–6	1800	500	480.7	0.1	1.0	Alusol B 8%
320	8b	83	1–7	PCD	TCMW 16 T3 08-F	39–1–7	1800	500	469.4	0.1	1.0	Alusol B 8%
321	8b	81	1–8	PCD	TCMW 16 T3 08-F	39–1–8	1800	500	458.0	0.1	1.0	Alusol B 8%
322	8b	79	1–9	PCD	TCMW 16 T3 08-F	39–1–9	1800	500	446.7	0.1	1.0	Alusol B 8%
323	8b	77	1–10	PCD	TCMW 16 T3 08-F	39–1–10	1800	500	435.4	0.1	1.0	Alusol B 8%
324	9a	95	1–1	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–1	1250	350	373.1	0.1	1.0	Alusol B 8%
325	9a	93	1–2	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–2	1250	350	365.2	0.1	1.0	Alusol B 8%
326	9a	91	1–3	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–3	1250	350	357.4	0.1	1.0	Alusol B 8%
327	9a	89	1–4	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–4	1250	350	349.5	0.1	1.0	Alusol B 8%
328	9a	87	1–5	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–5	1250	350	341.6	0.1	1.0	Alusol B 8%
329	9a	85	1–6	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–6	1250	350	333.8	0.1	1.0	Alusol B 8%
330	9a	83	1–7	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–7	1250	350	325.9	0.1	1.0	Alusol B 8%
331	9a	81	1–8	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–8	1250	350	318.1	0.1	1.0	Alusol B 8%
332	9b	95	1–9	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–9	1250	350	373.1	0.1	1.0	Alusol B 8%
333	9b	93	1–10	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–10	1250	350	365.2	0.1	1.0	Alusol B 8%
334	9b	91	1–11	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–11	1250	350	357.4	0.1	1.0	Alusol B 8%
335	9b	89	1–12	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–12	1250	350	349.5	0.1	1.0	Alusol B 8%
336	9b	87	1–13	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–13	1250	350	341.6	0.1	1.0	Alusol B 8%
337	9b	85	1–14	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–14	1250	350	333.8	0.1	1.0	Alusol B 8%
338	9b	83	1–15	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–15	1250	350	325.9	0.1	1.0	Alusol B 8%
339	9b	81	1–16	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–16	1250	350	318.1	0.1	1.0	Alusol B 8%
340	9b	79	1–17	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–17	1250	350	310.2	0.1	1.0	Alusol B 8%
341	9b	77	1–18	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–18	1250	350	302.4	0.1	1.0	Alusol B 8%
342	9b	75	1–19	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–19	1250	350	294.5	0.1	1.0	Alusol B 8%
343	9b	73	1–20	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–20	1250	350	286.7	0.1	1.0	Alusol B 8%
344	9b	71	1–21	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–21	1250	350	278.8	0.1	1.0	Alusol B 8%
345	9b	69	1–22	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–22	1250	350	271.0	0.1	1.0	Alusol B 8%
346	9a	79	1–9	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–23	1250	350	310.2	0.1	1.0	Alusol B 8%
347	9a	77	1–10	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–24	1250	350	302.4	0.1	1.0	Alusol B 8%

Ens.	Prov	Dia. mm	Pista - Pass.	Pastilha Mat.	Pastilha Referência	Pastilha Past-Are-Pas	Rot. rpm	Vc(t) m/min	Vc (r) m/min	a mm/rot	p mm	Emulsão
348	9a	75	1–11	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–25	1250	350	294.5	0.1	1.0	Alusol B 8%
349	9a	73	1–12	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–26	1250	350	286.7	0.1	1.0	Alusol B 8%
350	9a	71	1–13	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–27	1250	350	278.8	0.1	1.0	Alusol B 8%
351	9a	69	1–14	PCD	TCMW 16 T3 08-F	40–1–28	1250	350	271.0	0.1	1.0	Alusol B 8%
352	10a	95	1–1	PCD	TCMW 16 T3 08-F	41–1–1	1800	500	537.2	0.05	1.0	Alusol B 8%
353	10a	93	1–2	PCD	TCMW 16 T3 08-F	41–1–2	1800	500	525.9	0.05	1.0	Alusol B 8%
354	10a	91	1–3	PCD	TCMW 16 T3 08-F	41–1–3	1800	500	514.6	0.05	1.0	Alusol B 8%
355	10a	89	1–4	PCD	TCMW 16 T3 08-F	41–1–4	1800	500	503.3	0.05	1.0	Alusol B 8%
356	11a	65	1–1	K10	TCMW 16T3 08	42–1–1	224	40	45.7	0.2	1.0	Alusol B 8%
357	11a	65	2–1	K10	TCMW 16T3 08	42–1–2	224	40	45.7	0.2	1.0	Alusol B 8%
358	10b	64	3–1	K10	TCMW 16T3 08	43–1–1	224	40	45.0	0.2	1.0	Alusol B 8%
359	10b	64	4–1	K10	TCMW 16T3 08	43–2–1	224	40	45.0	0.2	1.0	Alusol B 8%
360	10b	63	1–2	K10	TCMW 16T3 08	44–1–1	315	70	62.3	0.2	1.0	Alusol B 8%
361	10b	63	2–2	K10	TCMW 16T3 08	44–2–1	315	70	62.3	0.2	1.0	Alusol B 8%
362	10b	62	3–2	K10	TCMW 16T3 08	45–1–1	450	90	87.7	0.2	1.0	Alusol B 8%
363	10b	62	4–2	K10	TCMW 16T3 08	45–2–1	450	90	87.7	0.2	1.0	Alusol B 8%
364	10b	95	1–1	PCD	TCMW 16 T3 08-F	46–1–1	1800	500	537.2	0.2	1.0	Alusol B 8%
365	10b	93	1–2	PCD	TCMW 16 T3 08-F	46–1–2	1800	500	525.9	0.2	1.0	Alusol B 8%
366	10b	91	1–3	PCD	TCMW 16 T3 08-F	46–1–3	1800	500	514.6	0.2	1.0	Alusol B 8%
367	10b	89	1–4	PCD	TCMW 16 T3 08-F	46–1–3	1800	500	503.3	0.2	1.0	Alusol B 8%
368	10b	87	1–5	PCD	TCMW 16 T3 08-F	46–1–4	1800	500	492.0	0.2	1.0	Alusol B 8%
369	10b	85	1–6	PCD	TCMW 16 T3 08-F	46–1–5	1800	500	480.7	0.2	1.0	Alusol B 8%
370	10b	83	1–7	PCD	TCMW 16 T3 08-F	46–1–6	1800	500	469.4	0.2	1.0	Alusol B 8%
371	10b	81	1–8	PCD	TCMW 16 T3 08-F	46–1–7	1800	500	458.0	0.2	1.0	Alusol B 8%
372	10b	79	1–9	PCD	TCMW 16 T3 08-F	46–1–8	1800	500	446.7	0.2	1.0	Alusol B 8%
373	10b	77	1–10	PCD	TCMW 16 T3 08-F	46–1–9	1800	500	435.4	0.2	1.0	Alusol B 8%
374	10b	75	1–11	PCD	TCMW 16 T3 08-F	46–1–10	1800	500	424.1	0.2	1.0	Alusol B 8%
375	10b	73	1–12	PCD	TCMW 16 T3 08-F	46–1–11	1800	500	412.8	0.2	1.0	Alusol B 8%
376	10b	71	1–13	PCD	TCMW 16 T3 08-F	46–1–12	1800	500	401.5	0.2	1.0	Alusol B 8%
377	10b	69	1–14	PCD	TCMW 16 T3 08-F	46–1–13	1800	500	390.2	0.2	1.0	Alusol B 8%
378	10b	67	1–15	PCD	TCMW 16 T3 08-F	46–1–14	1800	500	378.9	0.2	1.0	Alusol B 8%
379	10a	89	1–5	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–1	224	60	62.6	0.2	1.0	Alusol B 8%
380	10a	89	1–5	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–1	224	60	62.6	0.2	1.0	Alusol B 8%
381	10a	89	1–5	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–1	224	60	62.6	0.2	1.0	Alusol B 8%
382	10a	89	1–5	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–1	224	60	62.6	0.2	1.0	Seco
383	10a	87	1–6	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–2	315	90	86.1	0.2	1.0	Seco
384	10a	87	1–6	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–2	315	90	86.1	0.2	1.0	Alusol B 8%
385	10a	87	1–6	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–2	315	90	86.1	0.2	1.0	Alusol B 8%
386	10a	87	1–6	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–2	315	90	86.1	0.2	1.0	Alusol B 8%
387	10a	87	1–6	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–2	450	120	123.0	0.2	1.0	Alusol B 8%
388	10a	87	1–6	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–2	450	120	123.0	0.2	1.0	Alusol B 8%
389	10a	87	1–6	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–2	450	120	123.0	0.2	1.0	Seco
390	10a	85	1–7	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–3	630	170	168.2	0.2	1.0	Alusol B 8%
391	10a	85	1–7	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–3	630	170	168.2	0.2	1.0	Alusol B 8%
392	10a	85	1–7	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–3	630	170	168.2	0.2	1.0	Seco
393	10a	85	1–7	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–3	450	120	120.2	0.14	1.0	Seco
394	10a	85	1–7	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–3	450	120	120.2	0.14	1.0	Alusol B 8%
395	10a	85	1–7	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–3	450	120	120.2	0.14	1.0	Alusol B 8%
396	10a	85	1–7	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–3	450	120	120.2	0.315	1.0	Alusol B 8%
397	10a	85	1–7	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–3	450	120	120.2	0.315	1.0	Alusol B 8%
398	10a	83	1–8	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–4	450	120	117.3	0.315	1.0	Seco
399	10a	83	1–8	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–4	450	120	117.3	0.4	1.0	Seco
400	10a	83	1–8	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–4	450	120	117.3	0.4	1.0	Alusol B 8%
401	10a	83	1–8	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–4	450	120	117.3	0.4	1.0	Alusol B 8%
402	10a	81	1–9	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–5	450	120	114.5	0.2	2.0	Alusol B 8%
403	10a	81	1–9	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–5	450	120	114.5	0.2	2.0	Alusol B 8%
404	10a	81	1–9	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–5	450	120	114.5	0.2	2.0	Seco
405	10a	81	1–9	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–5	450	120	114.5	0.2	1.5	Seco

Ens.	Prov	Diâ. mm	Pista - Pass.	Pastilha			Rot. rpm	Vc(t) m/min	Vc(r) m/min	a mm/rot	p mm	Emulsão
				Mat.	Referência	Past-Are-Pas						
406	10a	81	1–9	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–5	450	120	114.5	0.2	1.5	Alusol B 8%
407	10a	81	1–9	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–5	450	120	114.5	0.2	1.5	Alusol B 8%
408	10a	76	1–10	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–6	450	120	107.4	0.2	0.5	Alusol B 8%
409	10a	76	1–10	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–6	450	120	107.4	0.2	0.5	Alusol B 8%
410	10a	76	1–10	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–1–6	450	120	107.4	0.2	0.5	Seco
416	11b	65	1–1	K20	00A--0003	50–1–1	224	40	45.7	0.2	1.0	Alusol B 8%
417	11b	65	2–1	K20	00A--0003	50–2–1	224	40	45.7	0.2	1.0	Alusol B 8%
418	11b	65	3–1	K20	06RA--1303	51–2–1	224	40	45.7	0.2	1.0	Alusol B 8%
419	11b	65	4–1	K20	06RA--1303	51–1–1	224	40	45.7	0.2	1.0	Alusol B 8%
420	14	60	1–1	K20	00A--0003	52–1–1	1800	350	339.3	0.2	1.0	Alusol B 8%
421	14	58	1–2	K20	06RA--1303	53–1–2	1800	350	328.0	0.2	1.0	Alusol B 8%
422	10a	80	1–2	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–2–1	450	110	113.1	0.2	2.0	Alusol B 8%
423	10a	76	1–2	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–2–2	450	110	107.4	0.2	1.5	Alusol B 8%
424	10a	73	1–2	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–2–3	450	100	103.2	0.2	0.5	Alusol B 8%
425	10a	71	1–2	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–2–4	224	50	50.0	0.2	1.0	Alusol B 8%
426	10a	71	1–2	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–2–5	315	70	70.3	0.2	1.0	Alusol B 8%
427	10a	71	1–2	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–2–6	450	100	100.4	0.2	1.0	Alusol B 8%
428	10a	71	1–2	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–2–7	630	140	140.5	0.2	1.0	Alusol B 8%
429	10a	71	1–2	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–2–8	450	100	100.4	0.14	1.0	Alusol B 8%
430	10a	71	1–2	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–2–9	450	100	100.4	0.318	1.0	Alusol B 8%
431	10a	71	1–2	PCD	TCMW 16 T3 08-F	47–2–10	450	100	100.4	0.4	1.0	Alusol B 8%
432	12a	95	1–1	CVDD	TCGX	54–1–1	900	250	268.6	0.1	1.0	Alusol B 8%
433	12a	93	1–2	CVDD	TCGX	54–2–1	224	60	65.4	0.2	1.0	Alusol B 8%
434	12a	91	1–3	CVDD	TCGX	54–2–2	224	60	64.0	0.2	1.0	Alusol B 8%
435	12a	89	1–4	CVDD	TCGX	55–1–1	315	90	88.1	0.2	1.0	Alusol B 8%
436	9a	67	1–9	CVDD	TCGX	55–2–1	224	50	47.1	0.2	1.0	Alusol B 8%
437	9b	67	1–19	CVDD	TCGX	55–2–2	224	50	47.1	0.2	1.0	Alusol B 8%
438	12a	87	1–5	CVDD	TCGX	56–1–1	224	50	61.2	0.14	1.0	Alusol B 8%
439	12a	85	1–6	CVDD	TCGX	56–2–1	224	50	59.8	0.4	1.0	Alusol B 8%
440	12a	83	1–7	CVDD	TCGX	57–1–1	224	50	58.4	0.2	1.5	Alusol B 8%
441	12a	81	1–8	CVDD	TCGX	57–2–1	224	50	57.0	0.2	2.0	Alusol B 8%
442	8b	76	1–11	CVDD	TCGX	56–1–2	224	50	53.5	0.14	1.0	Alusol B 8%
443	8b	74	1–12	CVDD	TCGX	56–2–2	224	50	52.1	0.4	1.0	Alusol B 8%
444	8b	71	1–13	CVDD	TCGX	57–1–2	224	50	50.0	0.2	1.5	Alusol B 8%
445	8b	67	1–14	CVDD	TCGX	57–2–2	224	50	47.1	0.2	2.0	Alusol B 8%

Anexo D

Estatística descritiva.

Condições de ensaio:

Torneamento longitudinal com pastilhas novas K15 (TCMW16T008), Vc=250m/min., a=0,05mm/rot., p=1mm com emulsão Alusol-B 8% e um tempo de corte ≈25s.

ESTATÍSTICA DESCRITIVA				95% de confiança	
valores	*Desgaste-VB (mm)*				
0.678			Média	0.6835	
0.641	Mean	0.6835	Desv. padrão	0.0268	
0.643	Standard Error	0.008472505	Mediana	0.6855	
0.731	Median	0.6855			
0.703	Mode	0.678	Lim. superior	0.7027	
0.683	Standard Deviation	0.026792412	Lim. inferior	0.6643	
0.699	Variance	0.000717833			
0.688	Kurtosis	0.426330481	Nº de ensaios	2	
0.691	Skewness	-0.17840907			
0.678	Range	0.09	Coef. variação	3.92	
	Minimum	0.641			
	Maximum	0.731	t-Student	2.262	
	Sum	6.835	L-amplitude	0.09	
	Count	10			

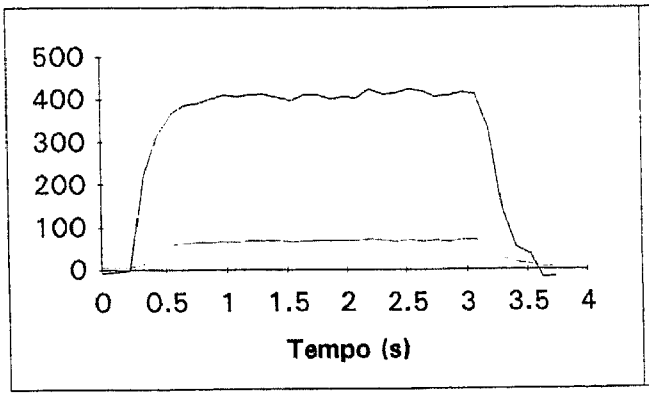
ESTATÍSTICA DESCRITIVA				95% de confiança	
valores	*Rugosidade-Ra(um)*				
0.93			Média	0.965	
0.86	Mean	0.965	Desv. padrão	0.0443	
0.97	Standard Error	0.014003968	Mediana	0.975	
1.02	Median	0.975			
0.99	Mode	0.98	Lim. superior	0.9967	
0.98	Standard Deviation	0.044284434	Lim. inferior	0.9333	
0.96	Variance	0.001961111			
1	Kurtosis	3.276209125	Nº de ensaios	3	
0.96	Skewness	-1.549665556			
0.98	Range	0.16	Coef. variação	4.59	
	Minimum	0.86			
	Maximum	1.02	t-Student	2.262	
	Sum	9.65	L-amplitude	0.12	
	Count	10			

Anexo E

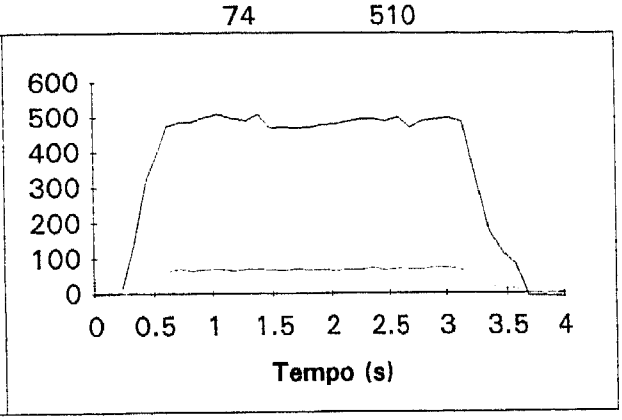
Exemplos de gráficos de forças de corte.

Ferramenta Guhring PCD N°1
Cond. ensaio
Vc = 40 m/min...2546 rpm
f = 0.10 mm/rot...255 mm/min
lub = alusol B 8%

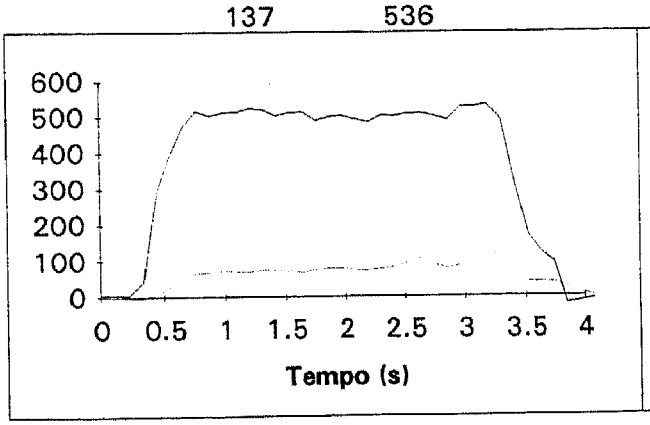
1° furo Mtmáx (N.cm) 71 Fzmáx (N) 426



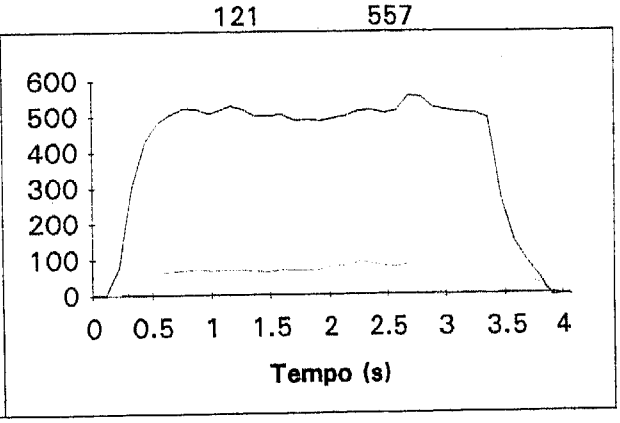
10° furo Mtmáx (N.cm) 74 Fzmáx (N) 510



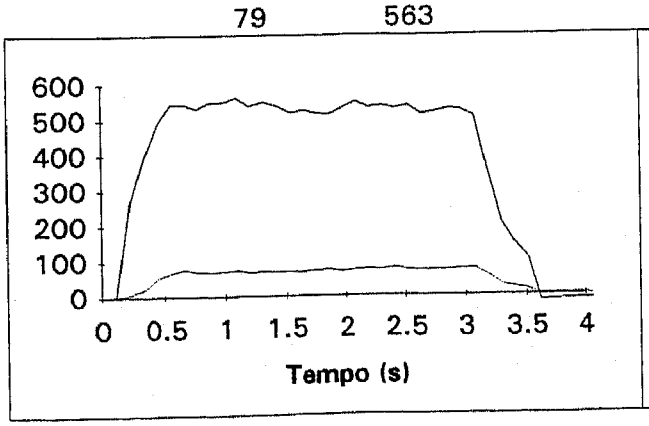
20° furo Mtmáx (N.cm) 137 Fzmáx (N) 536



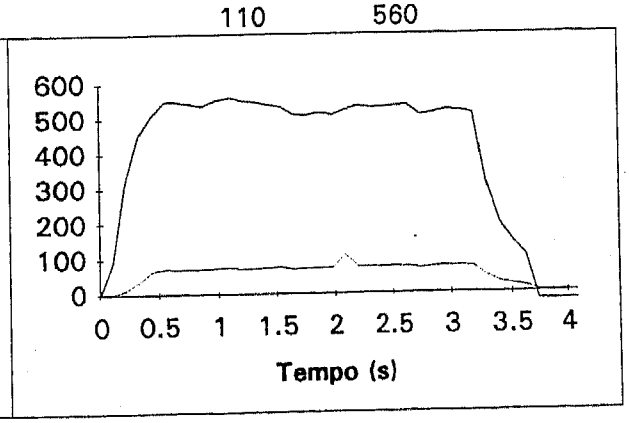
30° furo Mtmáx (N.cm) 121 Fzmáx (N) 557



40° furo Mtmáx (N.cm) 79 Fzmáx (N) 563



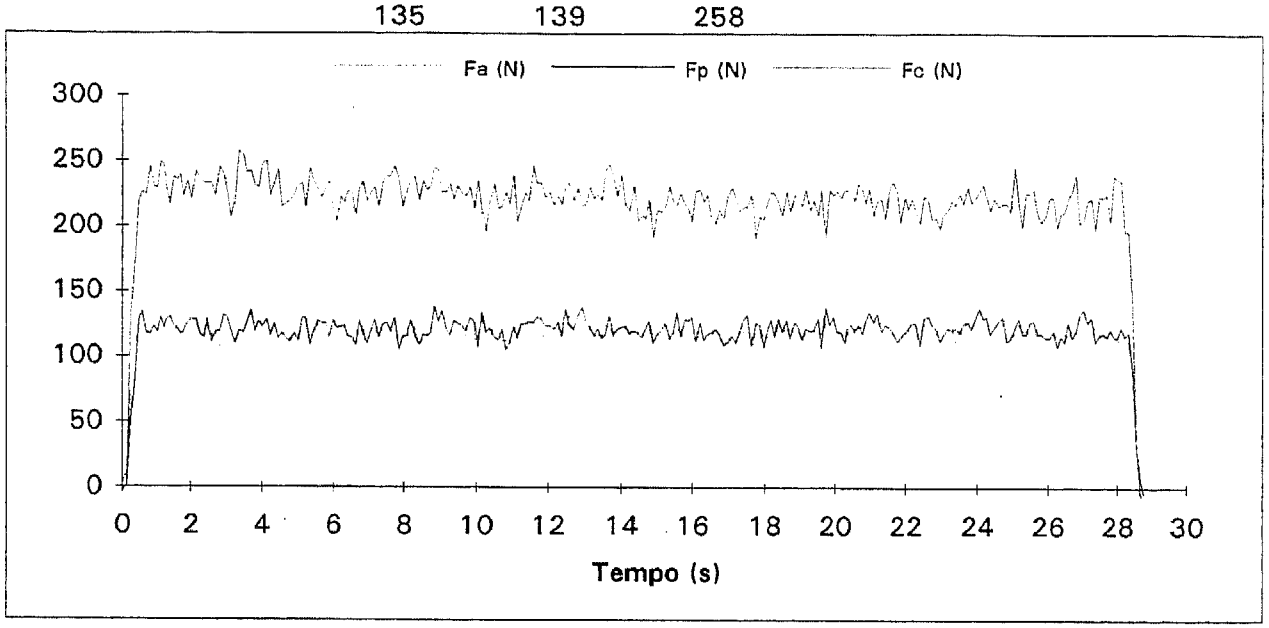
50° furo Mtmáx (N.cm) 110 Fzmáx (N) 560



ENSAIOS Nº 213 e 223
Pastilha 28/ Aresta 1
Ferramenta Sandvik TCMW 16 T3 08F - CD10
Cond. ensaio:
Vc= 250 m/min
f= 0.2 mm/rot
p= 1 mm
Lub.= alusol B 8%

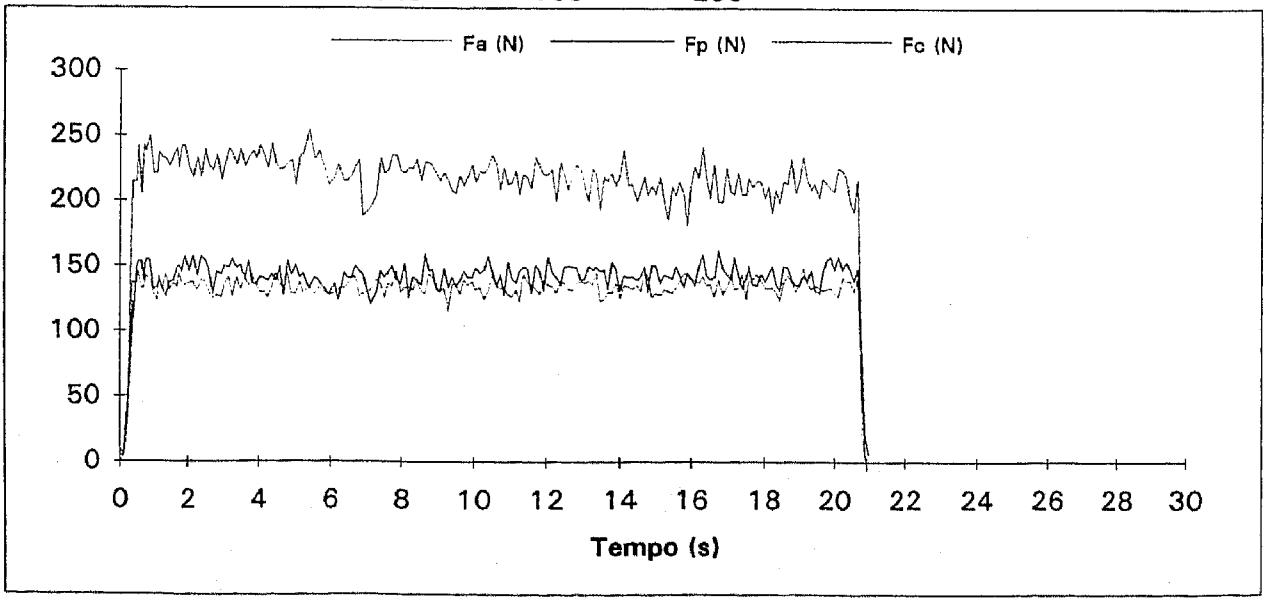
11ª Passagem

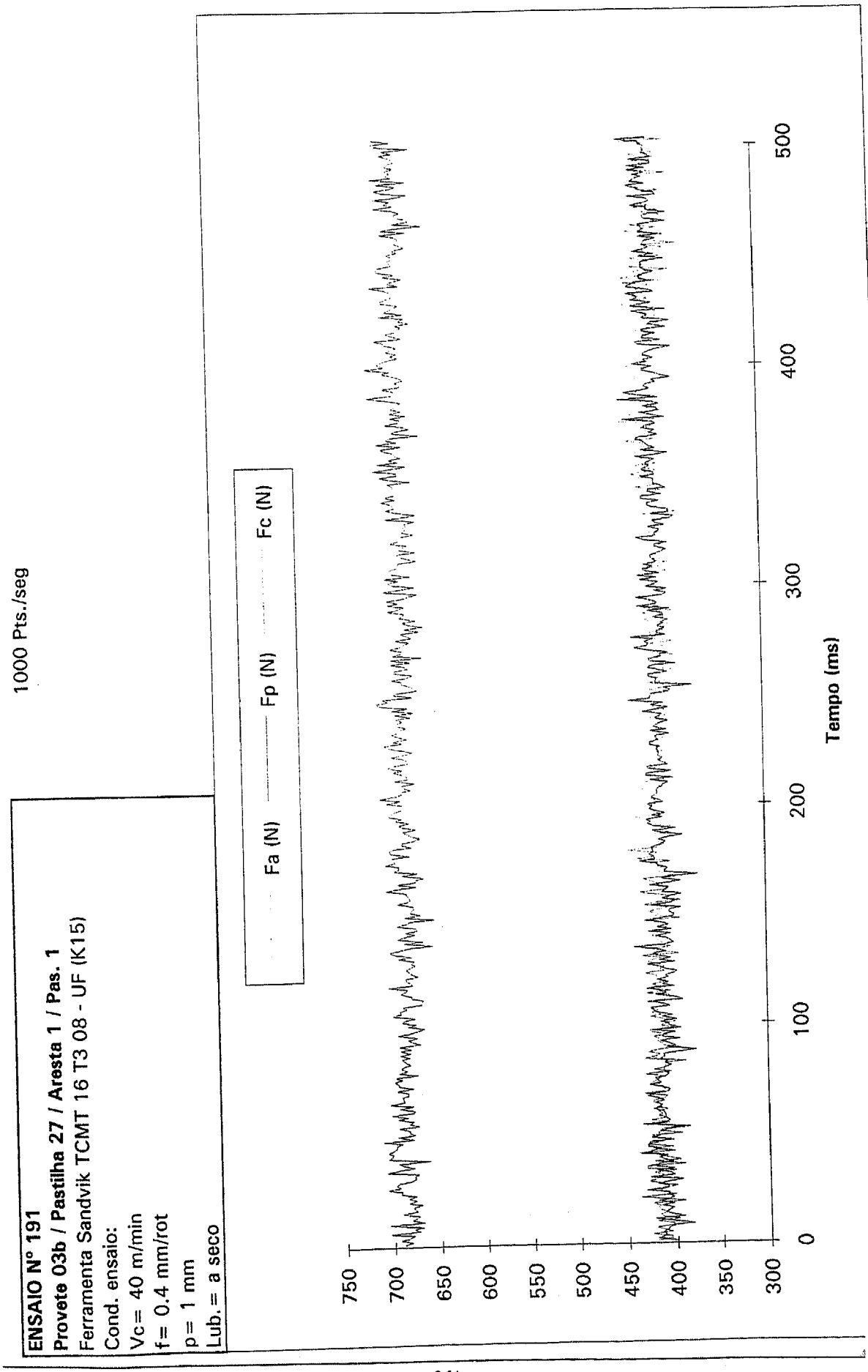
Famáx (N)	Fpmáx (N)	Fcmáx (N)
135	139	258



21ª Passagem

Famáx (N)	Fpmáx (N)	Fcmáx (N)
149	163	255




ENSAIO Nº 191
Provete 03b / Pastilha 27 / Aresta 1 / Pas. 1
Ferramenta Sandvik TCMT 16 T3 08 - UF (K15)
Cond. ensaio:
Vc= 40 m/min
f= 0.4 mm/rot
p= 1 mm
Lub.= a seco
1000 Pts./seg
Fa (N)
Fp (N)
Fc (N)
750
700
650
600
550
500
450
400
350
300
0
100
200
300
400
500
Tempo (ms)