



**Miguel Faustino Filipe** ***ESTUDO DA MAQUINABILIDADE DA LIGA WCu25  
PARA USO EM ELÉCTRODOS (EDM)***



**Miguel Faustino Filipe**    ***ESTUDO DA MAQUINABILIDADE DA LIGA WCu25  
PARA USO EM ELÉCTRODOS (EDM)***

dissertação apresentada à Universidade de Aveiro para cumprimento dos requisitos necessários à obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica, realizada sob a orientação científica do Doutor João Paulo Davim Tavares da Silva, Professor Auxiliar com Agregação do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro

Dedico este trabalho aos meus pais, Maria Manuela e Bernardino Filipe, pelo incansável apoio que sempre me deram em toda a minha vida

## **o júri**

presidente

Prof. Doutor Francisco Queirós de Melo  
prof. Associado, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Aveiro

Prof. Doutor António José Freire Mourão  
prof. Auxiliar, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade Nova de Lisboa

Prof. Doutor João Paulo Davim Tavares da Silva  
prof. Auxiliar com Agregação da Universidade de Aveiro

## **agradecimentos**

Ao Prof. Doutor J. Paulo Davim, pela sua ajuda e orientação na realização deste trabalho de investigação.

Ao MSc. Eng. António Festas e ao MEng. Eng. César Maranhão, pela colaboração no desenrolar do trabalho prático.

Ao projecto POCTI/EME/61676/2004 financiado pela FCT (Fundação para a ciência e Tecnologia).

Às empresas PALBIT e Sandvik, pelas ferramentas que disponibilizaram para a realização deste estudo.

Aos meus pais, Maria Manuela e Bernardino Filipe, ao meu irmão, Pedro Filipe, ao meu avô Francisco Faustino e à minha amiga Henrieta Maia por todo o apoio demonstrado.

**palavras-chave**

Maquinabilidade, eléctrodos Cu/W, electroerosão, forças de corte, potência de corte, corte ortogonal, PCD, K10; cerâmica.

**resumo**

A presente investigação contempla o estudo da maquinabilidade da liga WCu25 para aplicação em eléctrodos para electroerosão na indústria dos moldes. Foi desenvolvido o modelo físico de corte e apresentada uma equação específica para a determinação do ângulo de corte. Foram também efectuados ensaios de maquinabilidade com o objectivo de observar a influência dos parâmetros de corte do material da ferramenta na força e potência da maquinagem, na rugosidade da peça e no desgaste da ferramenta. Verificou-se que as ferramentas cerâmicas de alumina constituem uma alternativa viável às tradicionais ferramentas de carboneto sinterizado (K10).

**Keywords**

Machinability, electrodes Cu/W, EDM, cutting forces, cutting power, orthogonal cutting, PCD, K10, ceramic.

**abstract**

The present research includes the study of machinability WCu25 alloy for application on EDM electrodes in mould industry. It was developed the physical model cutting and presented a specific equation for determining the shear angle. Several machining tests were conducted in order with the aim of observing the influence of the cutting parameters and the tool material in the force and power machining, the roughness of work piece and the tool wear. It appeared that the alumina ceramic tools are a viable alternative to the traditional cemented carbide (K10).

# Índice

**Dedicatória**

**Júri**

**Agradecimentos**

**Palavras-chave**

**Resumo**

**Nomenclatura**

<b>1. Introdução</b>	<b>1</b>
<b>2. Alguns aspectos da maquinabilidade de ligas Cu/W para aplicação em eléctrodos para Electroerosão</b>	<b>5</b>
2.1 EDM generalidades	5
2.2 Materiais para eléctrodos de EDM (liga Cu/W)	10
2.3 Maquinabilidade de ligas Cu/W	11
2.4 Propriedades da liga Cu/W	12
2.5 Acabamento superficial de ligas Cu/W	13
2.6 Síntese	14
<b>3. Procedimento experimental</b>	<b>15</b>
3.1 Material e provetes	15
3.1.1 Material	15
3.1.2 Provetes	16
3.2 Máquinas e ferramentas	18
3.2.1 Equipamento utilizado	18
3.2.2 Ferramentas de corte	19
3.3 Parâmetros de corte para os diversos tipos de ensaios	21
3.4 Forças de corte	23
3.5 Caracterização da apara	25
3.6 Medição do desgaste da ferramenta	26
3.7 Acabamento de superfície	27
3.8 Síntese	29

<b>4. Resultados e sua Discussão</b>	<b>31</b>
4.1 Modelo físico de corte	31
4.1.1 Generalidades	31
4.1.2 Modelo de Corte Ortogonal	32
4.1.3 Cálculo da temperatura de corte máxima	34
4.1.4 Resultados obtidos e sua discussão (liga WCu25)	37
4.2 Análise da maquinabilidade da Liga de WCu25 (ensaios curtos)	41
4.2.1 Força e Potência de maquinagem	41
4.2.2 Tipos e forma de aparas obtidas	44
4.2.3 Acabamento de superfície	45
4.3 Análise da maquinabilidade da Liga de WCu25 (ensaios longos)	47
4.3.1 Comparação dos ensaios a seco e lubrificados com a ferramenta PCD	47
4.3.1.1 Acabamento de superfície	49
4.3.1.2 Desgaste	50
4.3.2 Comparação do desempenho das ferramentas PCD, K10 e Cerâmica a seco na maquinagem da liga WCu25	51
4.3.2.1 Acabamento de superfície	53
4.3.2.2 Desgaste	55
<b>5. Conclusões</b>	<b>57</b>
<b>Referências</b>	<b>59</b>

## Nomenclatura

Na redacção deste documento, foram definidos sempre que possível, os símbolos e as abreviaturas empregue. Não obstante, para facilitar uma consulta posterior, apresenta-se em seguida os símbolos e as abreviaturas utilizadas e também o seu significado.

### Símbolos

a	avanço (mm/rot)
$a_p$	Profundidade de corte (mm)
b	largura da apara (mm)
c	Calor específico (J/(Kg.K))
D	Diâmetro do provete (mm)
e	Espessura teórica da apara antes do corte (mm)
$e'$	Espessura da apara medida após o corte (mm)
f	avanço (mm/rev)
$F_a$	Força de avanço (N)
$F_c$	Força de corte (N)
$F_m$	Força de maquinagem (N)
$F_p$	Força de penetramento (N)
$F_t$	Força principal de corte (N)
HB	Dureza Brinell (HB)
HV	Dureza Vickers (HV)
I	Intensidade eléctrica (A)
k	Coefficiente de condutividade térmica (W/(m.K))
$K_s$	Força específica de corte (N/mm <sup>2</sup> )
L	comprimento do provete (mm)
l	largura da apara (mm)
$l_f$	Comprimento de contacto médio entre a apara e a ferramenta (mm)
$l_o$	Comprimento de base (mm)
$l_t$	Comprimento de palpagem (mm)
p	penetramento (mm)
$P_c$	Potência de corte (W)
$P_\tau$	Potência absorvida (W)
R	Numero térmico
$R_a$	Rugosidade média aritmética ( $\mu\text{m}$ )
$R_c$	Grau de encalque
$R_p$	Raio de curvatura da ponta da ferramenta (mm)
rpm	rotações por minuto

Rt	Amplitude máxima do perfil da rugosidade ( $\mu\text{m}$ )
RzD	Amplitude média de profundidade da rugosidade ( $\mu\text{m}$ )
S	Secção da apara ( $\mu\text{m}$ )
t	Espessura teórica da apara (mm)
t <sub>a</sub>	tempo de ionização ( $\mu\text{s}$ )
t <sub>z</sub>	tempo de decarga ( $\mu\text{s}$ )
t <sub>0</sub>	tempo de pausa ( $\mu\text{s}$ )
V	Tensão eléctrica (volt)
VB	Desgaste médio (mm)
VBmáx	Desgaste máximo (mm)
VC	Desgastada ponta da ferramenta (mm)
V <sub>c</sub>	Velocidade de corte (m/min)
V <sub><math>\tau</math></sub>	velocidade de saída da apara (m/s)

### Símbolos Gregos

$\alpha$	Ângulo de saída ( $^{\circ}$ )
$\gamma$	Ângulo de ataque ( $^{\circ}$ )
$\Gamma$	Proporção de calor absorvido
$\varepsilon$	Deformação plástica
$\rho$	Peso específico do material ( $\text{Kg/m}^3$ )
$\sigma$	Tensão normal (MPa)
$\theta$	Temperatura máxima de corte ( $^{\circ}\text{C}$ )
$\theta_f$	Temperatura média na interface apara - ferramenta ( $^{\circ}\text{C}$ )
$\theta_m$	Temperatura na zona secundária de corte ( $^{\circ}\text{C}$ )
$\theta_s$	Temperatura na zona primária de corte ( $^{\circ}\text{C}$ )
$\theta_0$	Temperatura ambiente ( $^{\circ}\text{C}$ )
$\lambda$	Ângulo de inclinação da aresta de corte ( $^{\circ}$ )
$\mu$	Coefficiente de fricção
$\phi$	Ângulo de corte ( $^{\circ}$ )
$\phi_{LS}$	Ângulo de corte Lee e Schaffer ( $^{\circ}$ )
$\phi_M$	Ângulo de corte de Merchant ( $^{\circ}$ )
$\chi$	ângulo de posição ( $^{\circ}$ )
$\tau$	Tensão de corte (MPa)
$\varnothing$	Diâmetro (mm)

## **Abreviaturas**

AISI	American iron and steel institute
CNC	Controlo numérico por computador
CVDD	Chemical vapour deposition diamond work tool
ISO	International organization for standardization
PCD	Polycrystalline diamond work tool
PC	Personal computer
EDM	Electric discharge machining
K10	Ferramenta de carboneto sinterizado



## ÍNDICE DE FIGURAS

- Figura 1.1 – Exemplo de molde electroerodido por penetração (Stoeterau R. L. et al 2007)
- Figura 1.2 – Conceito de maquinabilidade
- Figura 1.3 – Liga WCu25 a ser maquinada durante um ensaio experimental
- Figura 2.1 – Exemplo de um esquema de um processo de maquinagem por EDM por penetração (Stoeterau R. L. et al 2007)
- Figura 2.2 – Exemplo de uma máquina de EDM por penetração (Nelson H. S. 2006)
- Figura 2.3 – Exemplos de peças de grande precisão realizadas numa máquina de EDM por penetração (Stoeterau R. L. et al 2007)
- Figura 2.4 – Percentagem de aplicação por actividade (Stoeterau R. L. et al 2007)
- Figura 2.5 – Exemplo dos parâmetros eléctricos utilizados no processo de maquinagem por EDM (Esperto L. e Santos M., 2004)
- Figura 2.6 – Influência do tempo de impulso eléctrico no tamanho das crateras e na morfologia da superfície microscópica (100 X) de um material AISI 1045 maquinada pelo processo EDM com eléctrodo de Cu-W, a)  $\tau_{on}=9 \mu s$ , b)  $\tau_{on}=12 \mu s$ , c)  $\tau_{on}=18 \mu s$ , d)  $\tau_{on}=23 \mu s$ , (Hwa-Teng Lee et al., 2004)
- Figura 2.7 – Exemplo de uma peça electroerodida (Stoeterau R. L. et al 2007)
- Figura 2.8 – Condutividade eléctrica de vários materiais (Stoeterau R. L. et al 2007)
- Figura 2.9 – Variações do processo de electroerosão, a) penetração, b) corte ou a fio, c) rectificação (Stoeterau R. L. et al 2007)
- Figura 2.10 – Comparação do processo EDM com outros processos de maquinagem (Grzesik W. 2008)
- Figura 3.1 – Liga de Cobre Tungsténio (WCu25) micro estrutura para EDM (1000x de amplificação, cortesia da Palbit)
- Figura 3.2 – Dimensões dos Provetes de liga CuW25 a) projecto do provete b) provete estudado
- Figura 3.3 – Provete de liga WCu25 a) Planeamento dos ensaios curtos do Provete de liga de WCu25 b) Peça maquinada em ambos os lados, permitindo fazer uma repetição dos ensaios nas mesmas condições de corte
- Figura 3.4 – Aperto do Provete de liga de WCu25 na bucha do torno CNC
- Figura 3.5 – Torno CNC onde foram efectuados os ensaios
- Figura 3.6 – Pastilhas de corte utilizadas nos ensaios experimentais a)PCD, b) Cerâmica c) K10
- Figura 3.7 – Porta ferramenta utilizado nos ensaios experimentais em conjunto com o sistema de lubrificação e dinamómetro.
- Figura 3.8 – Esquema de como o processo experimental foi conduzido em comparação ao modelo de Merchant (*Bil et al, 2004*)
- Figura 3.9 – Vista geral do corte ortogonal aplicado à liga de WCu25.
- Figura 3.10 – Montagem do Dinamómetro na torreta do torno CNC
- Figura 3.11 – Sistema de aquisição de dados das Forças de corte a) dinamómetro piezoeléctrico b) amplificador de sinal c) computador

- Figura 3.12 – Exemplo de um gráfico de forças obtidas através do dinamómetro piezoeléctrico Kistler® (50 dados de aquisição), a torneiar a liga de WCu25, com a pastilha de corte Cerâmica Sandvik TPGN 110304T01020 – CC650 e com os seguintes parâmetros de corte:  $V_c=100\text{m/min}$ ;  $a=0,1\text{ mm/rot}$ ;  $p= 1\text{mm}$
- Figura 3.13 – Formas de apara segundo a Norma ISO 3685/1993
- Figura 3.14 – Realização da medida da apara com o micrómetro digital Mitutoyo®
- Figura 3.15 – Formas de desgaste típicas das ferramentas segundo a ISO 3685/1993 (Davim J. P. 1995)
- Figura 3.16 – Observação do desgaste da ferramenta no microscópico óptico de oficina Mitutoyo TM-500
- Figura 3.17 – Medição da rugosidade da superfície do provete de ensaio (liga de WCu25) com o rugosímetro
- Figura 3.18 – Esquema da realização das medidas de rugosidade segundo o perímetro da peça
- Figura 3.19 – Organigrama do desenvolvimento experimental
- Figura 4.1 – Modelo de corte Ortogonal: a) Interação ferramenta – peça e formação da apara, b) Detalhe do plano de corte (*Merchant, M.E. 1945*).
- Figura 4.2 – Apara obtida no corte ortogonal com os seguintes parâmetros de corte: a)  $V_c = 100\text{ m/min}$ ;  $a = 0,1\text{ mm/rot}$  e  $p = 2,5\text{ mm}$ , b)  $V_c = 100\text{ m/min}$ ;  $a = 0,05\text{ mm/rot}$  e  $p = 2,5\text{ mm}$ .
- Figura 4.3 – Evolução do ângulo de corte ( $\phi$ ) em função do grau de encalque ( $R_c$ )
- Figura 4.4 – Evolução da tensão normal ( $\sigma$ ) em função do avanço ( $a$ )
- Figura 4.5 – Evolução da tensão tangencial ( $\tau$ ) em função do avanço ( $a$ )
- Figura 4.6 – Evolução da deformação da apara ( $\varepsilon$ ) em função do grau de encalque ( $R_c$ )
- Figura 4.7 – Comparação entre o ângulo de corte ( $\phi$ ) com o modelo de Merchant ( $\phi_M$ ) e de Lee e Shafer ( $\phi_{LS}$ )
- Figura 4.8 – Evolução da temperatura ( $^{\circ}\text{C}$ ) em função do avanço ( $a$ )
- Figura 4.9 – Evolução da força de maquinagem ( $F_m$ ) em função do avanço ( $a$ ) para diferentes velocidades de corte.
- Figura 4.10 – Evolução da potência de corte ( $P_c$ ) em função do avanço ( $a$ ) para diferentes velocidades de corte
- Figura 4.11 – Evolução da força específica de corte ( $K_s$ ) em função do avanço ( $a$ ) para diferentes velocidades de corte
- Figura 4.12 – Apara obtida nos ensaios curtos com os seguintes parâmetros de corte:  $a_c = 0,1\text{ mm/rot}$ ;  $p = 1\text{ mm}$ , com a ferramenta K10 a seco.
- Figura 4.13 – Apara obtida nos ensaios curtos com os seguintes parâmetros de corte:  $V_c = 100\text{ m/min}$ ;  $p = 1\text{ mm}$ , com a ferramenta K10 a seco.
- Figura 4.14 – Pormenor da palpagem à superfície da peça
- Figura 4.15 – Evolução da rugosidade média aritmética ( $R_a$ ) em função do avanço ( $a$ ) para diferentes velocidades de corte
- Figura 4.16 – Evolução da rugosidade máxima ( $R_t$ ) em função do avanço ( $a$ ) para diferentes velocidades de corte
- Figura 4.17 – Evolução da força de maquinagem ( $F_m$ ) em função do tempo de corte ( $t$ ).
- Figura 4.18 – Evolução da força específica ( $K_s$ ) em função do tempo de corte ( $t$ ).
- Figura 4.19 – Evolução da potência de corte ( $P_c$ ) em função do tempo de corte ( $t$ ).

Figura 4.20 – Evolução da rugosidade média aritmética (Ra) em função do tempo de corte (t).

Figura 4.21 – Evolução da rugosidade máxima (Rt) em função do tempo de corte (t).

Figura 4.22 – Evolução do desgaste (VB) em função do tempo de corte (t).

Figura 4.23 – Desgaste VB na face de saída da ferramenta observado no microscópio (33X) segundo a norma

$$\text{ISO 3685/1993, } \sqrt{VB} = \frac{VB_1 + VB_2 + VB_3}{3}$$

Figura 4.24 – Ferramenta PCD após a ruptura.

Figura 4.25 – Evolução da força de maquinagem (Fm) em função do tempo de corte (t).

Figura 4.26 – Evolução da potência de corte (P<sub>c</sub>) em função do tempo de corte (t).

Figura 4.27 – Evolução da força específica (K<sub>s</sub>) em função do tempo de corte (t).

Figura 4.28 – Evolução da rugosidade média aritmética (Ra) em função do tempo de corte (t).

Figura 4.29 – Evolução da rugosidade máxima (Rt) em função do tempo de corte (t).

Figura 4.30 – Evolução do desgaste (VB) em função do tempo de corte (t).

Figura 4.31: Desgaste observado (50X) no microscópio NIKON ECLIPSE LV 150 da ferramenta K10 (15 minutos de tempo de corte), Cerâmica (15 minutos de tempo de corte) e PCD (7 minutos de tempo de corte) para uma V<sub>c</sub>= 100 m/min; um a= 0.1 mm/rev e um p= 1 mm.



## ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 3.1 – Composição Física e Química e propriedades mecânicas da liga WCu25

Tabela 3.2 – Características do torno CNC utilizado no estudo da liga WCu25

Tabela 3.3 – Identificação e geometria das ferramentas utilizadas nos ensaios da maquinabilidade da liga WCu25

Tabela 3.4 – Parâmetros de corte utilizados no corte ortogonal da liga WCu25 ( $p = 2,5$  mm)

Tabela 3.5 – Parâmetros de corte utilizados na maquinagem da liga de WCu25 nos testes curtos ( $p = 1$  mm).

Tabela 3.6 – Parâmetros de corte utilizados na maquinagem da liga de WCu25 nos testes longos.

ANEXO A – Tabela 1 – Valores das forças de corte e das espessuras da apara em função dos parâmetros de corte,  $p = 2,5$ mm, ferramenta K10 a seco.

ANEXO A – Tabela 2 – Valores do grau de enalque ( $R_c$ ), do ângulo de corte ( $\phi$ ), da tensão tangencial ( $\tau$ ), da tensão normal ( $\sigma$ ), da deformação da apara ( $\epsilon$ ), do ângulo de fricção ( $\rho$ ), do coeficiente de fricção ( $\mu$ ), do ângulo de Merchant ( $\phi_M$ ) e do ângulo de Lee e Shafer,  $p = 2,5$ mm, ferramenta K10 a seco.

ANEXO B – Tabela 1 – Valores das médias das forças de corte em função dos parâmetros de corte e valores da força de maquinagem ( $F_m$ ), da potência de corte ( $P_c$ ), da força específica de corte ( $K_s$ ), da rugosidade média aritmética ( $R_a$ ) e da rugosidade máxima ( $R_t$ ) em função dos parâmetros de corte,  $p = 1$ mm, ferramenta K10 a seco.

ANEXO C – Tabela 1 – Valores da força de maquinagem ( $F_m$ ), da potência de corte ( $P_c$ ), da força específica de corte ( $K_s$ ), da rugosidade média aritmética ( $R_a$ ), da rugosidade máxima ( $R_t$ ) e do desgaste ( $VB$ ) em função dos parâmetros de corte e tempo de corte ( $t$ ) para os ensaios longos (seco e com lubrificação) com a ferramenta PCD,  $V_c = 100$  m/min,  $a = 0,1$  mm/rot,  $p = 1$  mm.

ANEXO C – Tabela 2 – Valores da força de maquinagem ( $F_m$ ), da potência de corte ( $P_c$ ), da força específica de corte ( $K_s$ ), da rugosidade média aritmética ( $R_a$ ), da rugosidade máxima ( $R_t$ ) e do desgaste ( $VB$ ) em função dos parâmetros de corte e tempo de corte ( $t$ ) para os ensaios longos (a seco) com as ferramentas PCD, K10 e Cerâmica,  $V_c = 100$  m/min,  $a = 0,1$  mm/rot,  $p = 1$  mm.

## Capítulo 1)

### Introdução

Cada vez mais na indústria mundial, em particular na indústria de componentes mecânicos, a precisão dimensional e o acabamento final das peças são factores relevantes para o crescimento económico de qualquer empresa

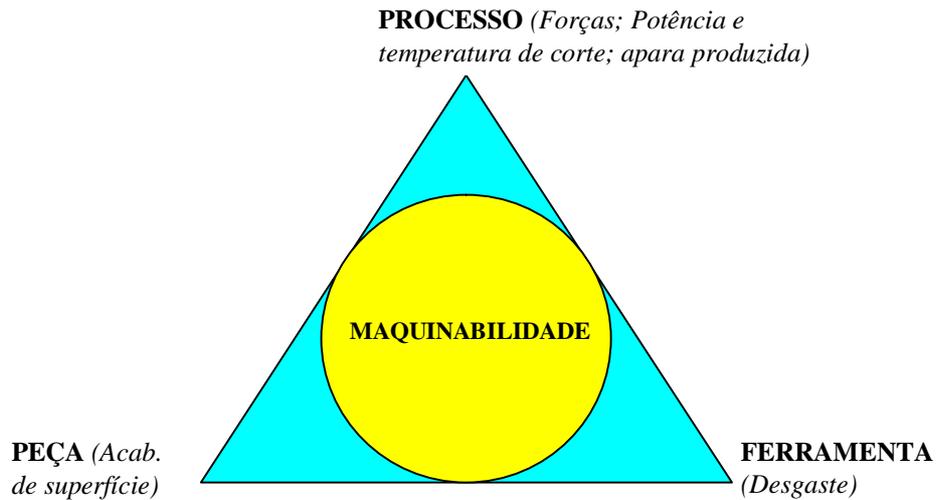
A maquinagem tem um impacto substancial sobre os custos de produção da indústria de moldes e matrizes principalmente porque envolve a remoção de material com tolerâncias estreitas e geometrias complexas. Na figura 1.1 podemos observar um exemplo de um molde para produção de uma peça em plástico obtido por electroerosão por penetração.



**Figura 1.1 – Exemplo de molde electroerodido por penetração (Stoeterau et al, 2007)**

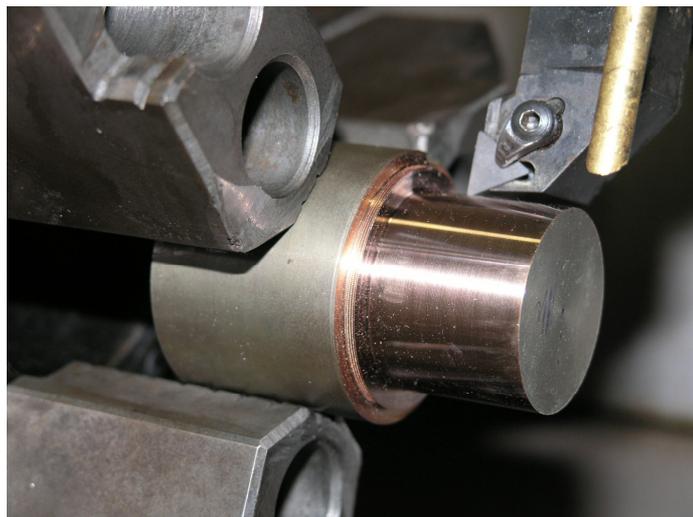
Este estudo tenta esclarecer alguns aspectos da maquinabilidade (figura 1.2) da liga WCu25 para a aplicação em eléctrodos de electroerosão. Com efeito, a indústria necessita de

um maior conhecimento da maquinabilidade desta liga para se poder fabricar mais facilmente eléctrodos com novos desenhos otimizando assim os recursos disponíveis na actualidade.



**Figura 1.2 – Conceito de maquinabilidade**

O presente estudo tem como objectivo avaliar a maquinabilidade da liga WCu25 com recurso a várias ferramentas, tendo em consideração os seguintes critérios: força e potência de maquinagem, desgaste da ferramenta e acabamento de superfície. Na figura 1.3 pode observar-se a liga a ser maquinada durante os ensaios experimentais.



**Figura 1.3 – Liga WCu25 a ser maquinada durante um ensaio experimental**

De seguida apresenta-se uma breve descrição dos assuntos abordados na presente tese após esta breve introdução (**Capítulo 1**).

No **Capítulo 2** faz-se uma breve pesquisa sobre alguns aspectos da maquinabilidade de ligas Cu/W para aplicação em eléctrodos para electroerosão, para se poder enquadrar o estudo a realizar.

No **Capítulo 3** apresenta-se com detalhe todo o procedimento experimental realizado. Descreve-se o material utilizado nos provetes bem como as suas propriedades e características. Identificam-se todos os equipamentos utilizados e envolvidos na maquinagem dos provetes (máquinas e ferramentas) bem como os equipamentos utilizados nas medições realizadas durante o processo de maquinagem (forças de corte) e após o processo (rugosidades, medições de desgaste, etc.). Os parâmetros de corte utilizados no processo são definidos de maneira a que se possa caracterizar a maquinabilidade do material em estudo.

No **Capítulo 4** apresentam-se os resultados obtidos sendo feita também a sua discussão. Começa-se por uma breve descrição do modelo físico de corte ortogonal e do cálculo teórico da temperatura de corte máxima. A análise da maquinabilidade da liga WCu25 (ensaios curtos) com o uso de ferramentas de corte K10 através da força e potência de maquinagem, tipos e forma de apra obtida e o acabamento de superfície foi efectuada. Foi feito neste capítulo uma análise do desempenho das três ferramentas de corte de diferentes materiais (PCD, K10 e cerâmica) usando ensaios da maquinabilidade longos sobre a liga WCu25.

Finalmente no **Capítulo 5** apresentam-se as conclusões gerais do trabalho de investigação realizado.



## Capítulo 2)

# Alguns aspectos da maquinabilidade de ligas Cu/W para aplicação em eléctrodos para Electroerosão

### 2.1 EDM generalidades

A maquinagem por electroerosão – electric discharge machining (EDM) é um processo avançado de maquinagem que envolve a utilização de eléctrodos de material condutor que estão imersos num líquido dieléctrico. A figura 2.1 mostra um esquema típico de um processo de maquinagem por EDM

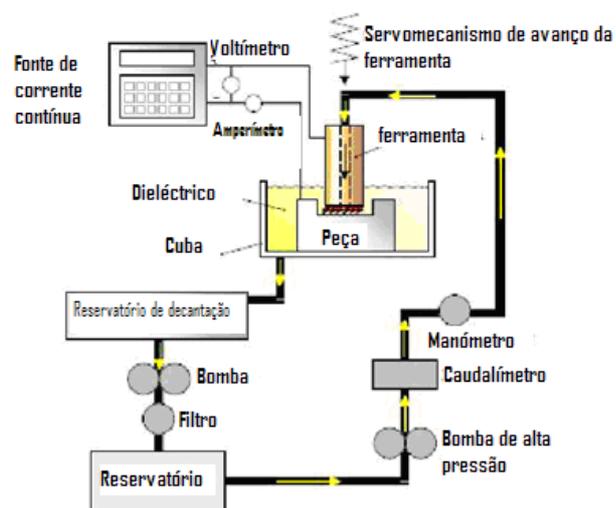


Figura 2.1 – Exemplo de um esquema de um processo de maquinagem por EDM por penetração (Stoeterau et al, 2007)

A figura 2.2 mostra um exemplo de uma máquina de electroerosão onde se desenvolve o processo EDM por penetração.



**Figura 2.2 – Exemplo de uma máquina de EDM por penetração (Nelson, 2006)**

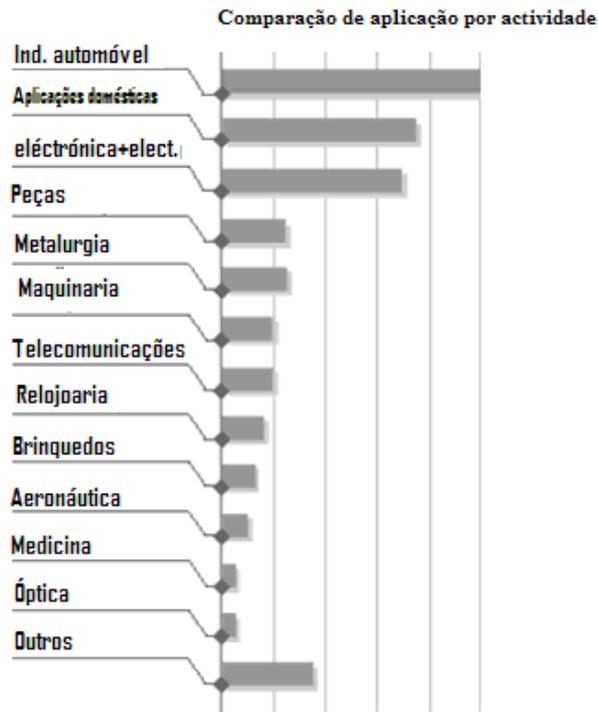
Ao longo dos últimos vinte anos, a maquinação por electroerosão (EDM) tem vindo a revelar-se como um processo de maquinação com alguma relevância e a comprovar isso este processo cobre já cerca de 2% do total mundial de todos os outros processos de maquinação ocupando já 5% do mercado mundial em equipamentos de maquinação (*Deepak and Rajat, 2006*).

O processo por EDM foi usado nos primeiros tempos na indústria automóvel e na indústria aeronáutica tendo actualmente muita aplicação na indústria dos moldes para plásticos onde é requerida maquinação de pormenor de grande precisão (figura 2.3).



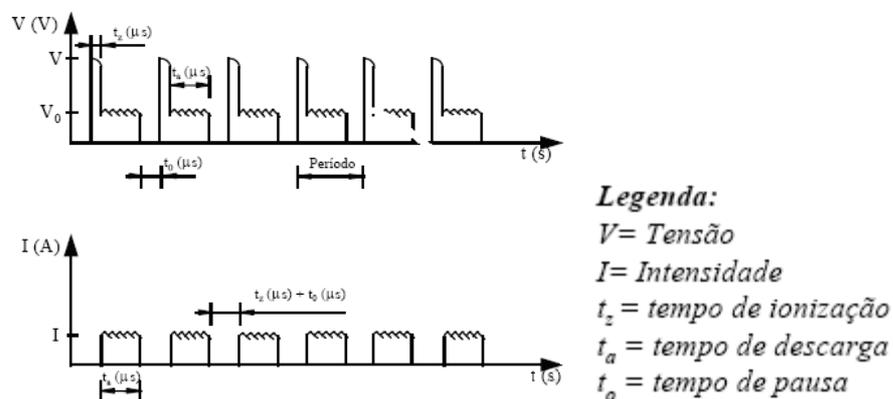
**Figura 2.3 – Exemplos de peças de grande precisão realizadas numa máquina de EDM por penetração (Stoeterau et al, 2007)**

A figura 2.4 mostra algumas das áreas de actividade onde se utiliza EDM:



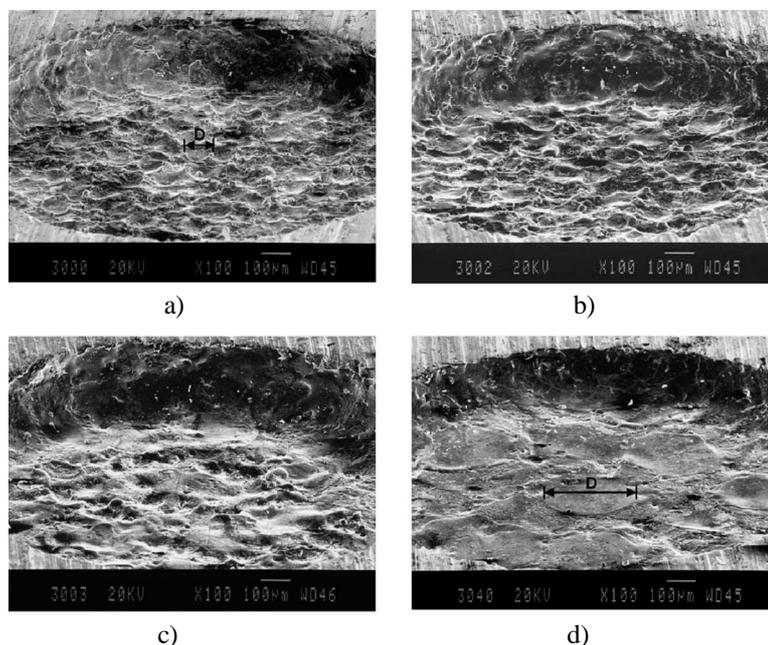
**Figura 2.4:** – Percentagem de aplicação por actividade (Stoeterau et al, 2007)

O estudo da complexa natureza do processo de maquinagem por descarga eléctrica, teve como objectivo compreender melhor o controlo das características principais da qualidade do trabalho obtido por este processo, tais como, acabamento de superfície e diminuição das zonas afectadas pelo calor gerado na maquinagem sem por isso diminuir os tempos de produtividade. A figura 2.5 mostra em esquema os parâmetros eléctricos utilizados no processo EDM.



**Figura 2.5** – Exemplo dos parâmetros eléctricos utilizados no processo de maquinagem por EDM (Esperto e Santos, 2004)

O processo EDM em si é muito simples, o eléctrodo está mergulhado num líquido dieléctrico e é atravessado por uma corrente eléctrica “saltando” uma inúmera quantidade de faíscas eléctricas de uma maneira rápida, repetitiva e de distribuição aleatória pela sua superfície atingindo a superfície da peça a ser maquinada. Estas faíscas causam a ionização do líquido dieléctrico criando assim uma tensão eléctrica critica o que vai criar um canal ionizado (entre o eléctrodo e a peça) mais conhecido por “plasma” que actua como uma fonte de aquecimento, causando a vaporização e a fusão da superfície da peça a maquinar. Se virmos uma superfície maquinada (figura 2.6) por este processo observamos que toda superfície da peça é composta por pequenas crateras, características do processo (*Deepak and Rajat, 2006*).



**Figura 2.6 – Influência do tempo de impulso eléctrico no tamanho das crateras e na morfologia da superfície microscópica (100 X) de um material AISI 1045 maquinada pelo processo EDM com eléctrodo de Cu-W, a)  $\tau_{on} = 9 \mu s$ , b)  $\tau_{on} = 12 \mu s$ , c)  $\tau_{on} = 18 \mu s$ , d)  $\tau_{on} = 23 \mu s$ , (*Hwa-Teng Lee et al., 2004*)**

A maquinagem por electroerosão (EDM) de moldes e matrizes com geometria complexa (figura 2.7) exige o fabrico de eléctrodos, normalmente em cobre ou grafite, através de tecnologias convencionais como a fresagem e o torneamento. A maquinagem destas ferramentas requer normalmente o fabrico de vários eléctrodos para as diferentes operações de desbaste e acabamento o que aumenta o tempo de fabrico das ferramentas e o respectivo custo (*Esperto L. et al., 2006*).



Figura 2.7 – Exemplo de uma peça electroerodida (Stoeterau et al, 2007)

A electroerosão é indicada para processos complexos em materiais de alta dureza, ponto de fusão bem definido, elevado calor latente e de difícil maquinagem por processos convencionais. A electroerosão é limitada pela necessidade desses materiais serem condutores de electricidade independentemente serem metálicos ou não. A figura 2.8 visa mostrar um gráfico onde estão representados alguns materiais classificados pela sua condutividade eléctrica:

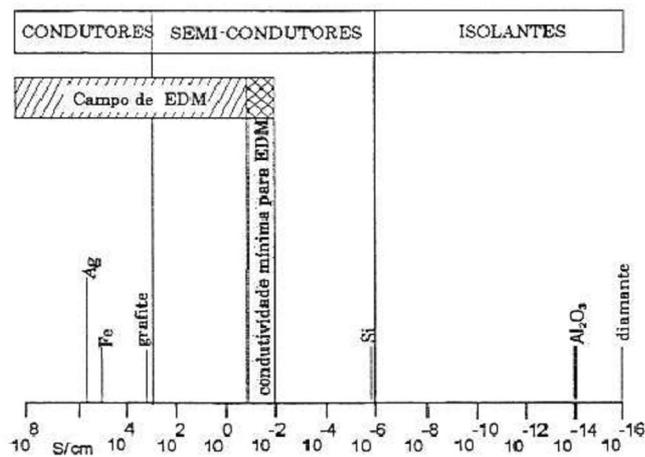
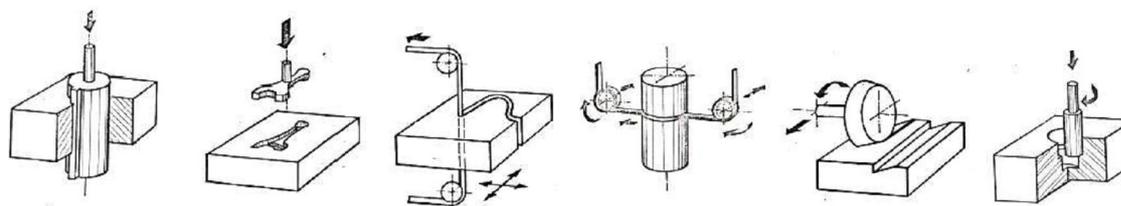


Figura 2.8 – Condutividade eléctrica de vários materiais (Stoeterau et al, 2007)

Existem três tipos de variantes do processo da electroerosão (EDM), a electroerosão por penetração, por corte ou a fio e a rectificação (figura 2.9). A electroerosão (EDM) aumentou significativamente de importância nos últimos anos como processo de maquinagem. O sucesso da erosão resulta, não só da selecção adequada do material do eléctrodo, mas também das condições de regulação adequadas da máquina, como por

exemplo: a tensão percorrida pelo eléctrodo, a frequência eléctrica, tempo de pausa, polaridade do eléctrodo e sobretudo das condições de uma boa limpeza do fluido dieléctrico.



**Figura 2.9 – Variações do processo de electroerosão, a) penetração, b) corte ou a fio, c) rectificação**  
(Stoeterau et al, 2007)

## 2.2 Materiais para eléctrodos de EDM (liga Cu/W)

Os materiais normalmente usados em eléctrodos de EDM são de vários tipos nomeadamente cobre, tungsténio, grafite e latão.

O cobre é um material extremamente versátil com uma excelente condutividade térmica e eléctrica e devido a estas propriedades é muito requisitado em termos comerciais. Os eléctrodos de cobre – tungsténio (Cu/W) têm sido normalmente usados na maquinagem de peças de aço e de carboneto de tungsténio devido á alta condutibilidade térmica do cobre, melhor resistência á erosão devido á faísca, baixo coeficiente de expansão térmico e temperatura de fusão alta do tungsténio.

É necessário a introdução de outro material com um ponto de fusão mais alto. Tais como exemplo materiais que tenham como propriedades, uma boa condutibilidade térmica e eléctrica e com um ponto de fusão elevado. Estes materiais são preferencialmente usados nos eléctrodos à base de cobre para resistirem ao desgaste do eléctrodo devido ao processo em si. Na indústria, os compósitos de Cu/W são normalmente fabricados através da infiltração do Cobre no tungsténio poroso pré – sinterizado (Li, Y.S. Wong et al., 2001).

A liga de Cu/W é normalmente utilizada em micro – EDM como um eléctrodo do processo de maquinagem EDM por causa das suas propriedades de grande rigidez mecânica e baixo desgaste mecânico. Os eléctrodos de Cu/W têm sido utilizados no fabrico de peças em aço e em carboneto de tungsténio devido à alta condutividade térmica e eléctrica do cobre, baixo coeficiente de expansão térmica e alta temperatura de fusão do tungsténio (Li, Y.S. Wong et al., 2001).

Uma das vantagens do processo de EDM é a possibilidade de se poder efectuar um tratamento de endurecimento térmico às peças antes mesmo de se realizar o processo de maquinagem por electroerosão, minimizando assim as variações da forma geométrica das peças (*Marafona J. e C. Wykes, 2000*), (*Stampfl. et al., 2000*).

Uma das características deste método é o facto de não haver contacto físico entre o eléctrodo e a peça resultando em tensões residuais nulas (*Lee et al., 2004*). O processo EDM é aplicável quando existe necessidade de se fabricar peças de reduzidas dimensões (micro maquinagem) (*Her and Weng, 2001*).

### **2.3 Maquinabilidade de ligas Cu/W**

A definição de maquinabilidade de um material é a maior ou menor facilidade com que o material se pode maquinar por arranque de apara e pode definir-se convencionalmente em função de quatro critérios (*Kalpak and Schmid, 2002*):

- Acabamento e integridade de superfície da peça;
- Desgaste da ferramenta;
- Controlo da apara obtida;
- Força e potência de corte.

Uma boa maquinabilidade traduz-se num bom acabamento de superfície, em baixa força e potência de corte e também baixo desgaste da ferramenta de corte. Em relação ao controlo das aparas geradas pelo processo de corte, as aparas longas se não se partirem podem interferir com as operações de corte enredando-se na zona de corte obrigando a quebra – aparas.

Portanto, a maquinabilidade não pode ser entendida como uma propriedade do material em sentido estrito porque como se vê, depende de um conjunto complexo de factores alguns dos quais são externos ao próprio material em estudo (*Groover, 1996 e Davim, 1997*).

Em respeito às características do material, é preciso ter em conta a sua composição química, microestrutura e propriedades físicas e mecânicas. O tipo de operação e as condições particulares de maquinagem também afectam de modo significativo a maquinabilidade, em particular, o material e a geometria da ferramenta de corte, os parâmetros funcionais do processo de corte (velocidade de corte, avanço e penetramento), a rigidez do sistema, o tipo de corte se continuo ou interrompido, etc.

## 2.4 Propriedades da liga Cu/W

As propriedades mecânicas do material que mais afectam (normalmente) a maquinabilidade, são a dureza e resistência do material (*El-Sonbaty et al., 2004*). Ao incrementar-se a dureza, aumenta-se o desgaste abrasivo reduzindo assim o tempo de vida da ferramenta. Ao aumentar a resistência do material, incrementa-se as forças de corte, a energia específica e também a temperatura de corte fazendo com que o material seja mais difícil de maquinar.

Os eléctrodos de Cu/W são normalmente mais caros que os tradicionais eléctrodos (como os eléctrodos de cobre ou de grafite), por isso a tendência para serem usados no processo de EDM é baixa. No entanto tal como os eléctrodos tradicionais de grafite têm sido extremamente usados na indústria dos moldes e matrizes, os eléctrodos de Cu/W começam a surgir como uma nova tendência industrial não só devido ao facto de fornecerem um melhor acabamento superficial mas também por terem um tempo de utilização maior sem apresentarem sinais de desgaste em comparação aos eléctrodos de grafite. Os benefícios principais são<sup>a</sup>:

- Rapidez/custo: este processo é mais rápido e mais barato na realização de geometrias mais complexas;
- Melhor acabamento superficial (próximo da qualidade dos eléctrodos de cobre);
- Tempo de vida maior (os eléctrodos de Cu/W duram cerca de três vezes mais que os eléctrodos de grafite);
- São mais robustos => não são tão fáceis de se danificarem (os eléctrodos de grafite e os de cobre têm mais facilidade em se danificar);
- Maior facilidade em reproduzir nos eléctrodos peças feitas manualmente (impossíveis de se obterem em programas)

No passado outras investigações similares foram conduzidas para estudar a maquinabilidade da grafite com ferramentas de corte K10, CVDD e PCD (Cabral et al. 2006).

---

<sup>a</sup> <http://www.moldmakingtechnology.com/articles/060203.html>

O Cu/W é recomendado para aplicações que necessitam um alto acabamento e alta precisão. Possui uma óptima resistência ao desgaste térmico e é menos susceptível a rupturas ou fracturas quando é maquinado em finas lâminas para EDM com cavidades profundas, quando comparado com a grafite. O material cobre – tungsténio está na classe dos materiais mais caros na produção de eléctrodos. Este material possui uma alta densidade e uma alta resistência assim como uma óptima condutividade térmica e eléctrica. A alta densidade faz com que o material seja utilizado em aplicações que exijam superfícies com bom acabamento final mas com uma baixa taxa de desgaste do eléctrodo. O Cu/W possui pior maquinabilidade que o cobre electrolítico. Utiliza-se este material (Cu/W) para se obter cavidades em materiais de baixa erosão por descargas eléctricas, como por exemplo, metal duro e cerâmicas (*Drodza, 1998*).

## **2.5 Acabamento superficial de ligas Cu/W**

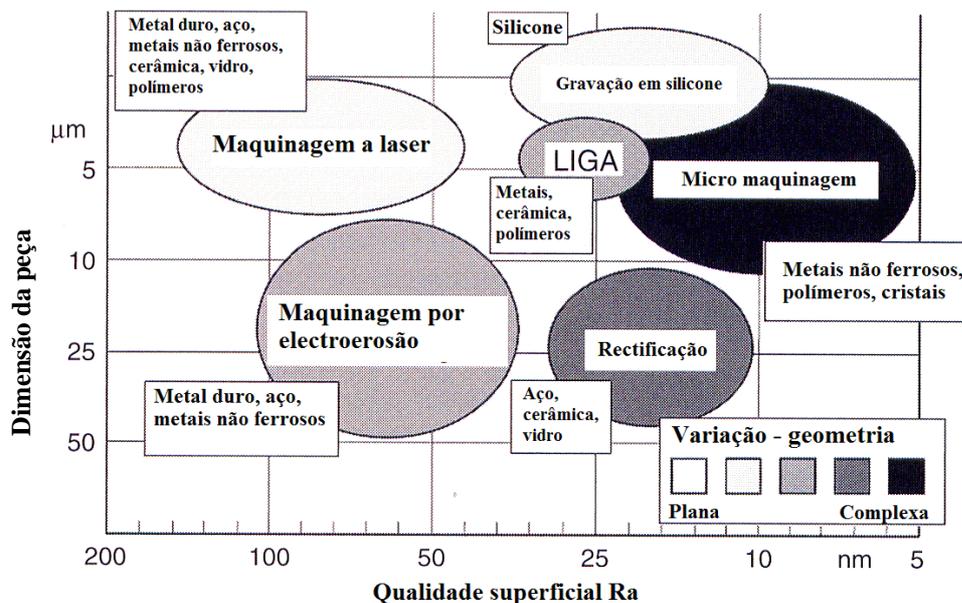
Os eléctrodos de Cu/W são mais caros que os tradicionais eléctrodos de Cobre ou de Grafite. No entanto os eléctrodos de Cu/W começam a revelar-se como uma mais valia no Mercado mundial não só pelo facto de fornecerem um acabamento final à peça melhor como também a durabilidade do próprio eléctrodo é maior que os tradicionais eléctrodos de grafite<sup>b</sup>.

A rugosidade superficial é um parâmetro que tem uma grande influência no comportamento e na funcionalidade dos componentes mecânicos e também nos custos de produção (*Abouelatta e Mádl, 2001; Petropoulos et al., 2006*), constituindo uma importante variável de controlo de qualidade.

Na maioria das aplicações requerer-se uma alta qualidade nas superfícies maquinadas, incluindo precisão dimensional e integridade superficial. Por esta razão, foram levados a cabo diversos estudos com o objectivo de otimizar os parâmetros de corte para se obter uma determinada rugosidade (*Abouelatta e Mádl, 2001*).

Para se conseguir o acabamento de superfície desejado é necessário conhecer os mecanismos de corte e comportamento do material e também a cinética do processo de maquinagem que afectam o comportamento das ferramentas de corte.

A figura 2.10 compara o processo EDM com outros processos de maquinagem em relação ao acabamento de superfície de peças.



**Figura 2.10 – Comparação do processo EDM com outros processos de maquinagem (Grzesik W. 2008)**

O desgaste da ferramenta de corte influencia as superfícies maquinadas. A rugosidade é o resultado da constante mutação da geometria da aresta de corte da ferramenta, combinada não só com o avanço bem como o tipo de material a maquinar (*Jahanmir et al., 1998*).

## 2.6 Síntese

Neste capítulo efectuou-se uma abordagem sobre o tema em estudo, referente à maquinagem por arranque de apara para a realização dos eléctrodos para a electroerosão (EDM). O material investigado para os eléctrodos de WCu e o tipo de ferramentas utilizadas na preparação dos eléctrodos foram objecto desta investigação.

Existiu uma grande dificuldade em encontrar casos de estudo na maquinabilidade da liga de Cu/W utilizada nesta investigação. Pretende-se estudar a maquinabilidade da liga WCu25, tendo em conta nomeadamente alguns parâmetros avaliadores tais como a força de corte, a temperatura de corte, a deformação da apara, a apara obtida, o acabamento da superfície da peça e o desgaste das ferramentas, etc.

<sup>b</sup> <http://www.moldmakingtechnology.com/articles/060203.html>

## Capítulo 3)

### Procedimento Experimental

Neste capítulo apresenta-se a metodologia, os equipamentos e os materiais utilizados na fase experimental. Começa-se por fazer uma breve descrição das propriedades físicas e químicas do material a ser usado como provete de ensaio, de seguida explica-se passo a passo, como se conduziu o trabalho experimental, as máquinas e as ferramentas utilizadas. Finalmente, apresentam-se os métodos de avaliação da maquinabilidade.

#### 3.1 Material e provetes

##### 3.1.1 Material

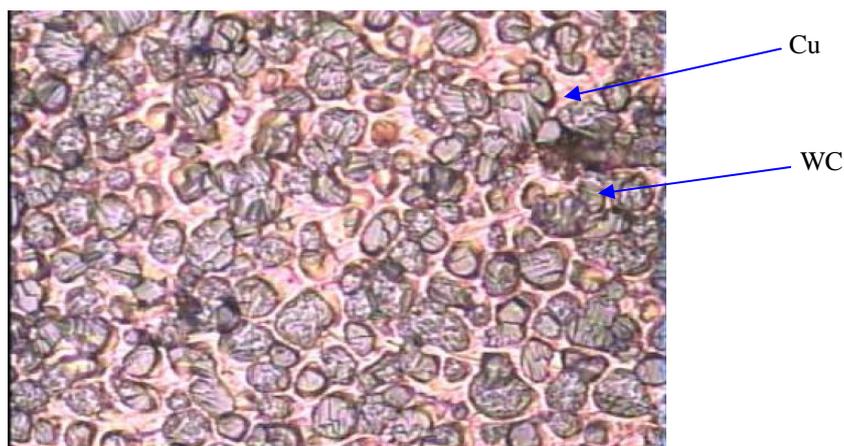
O material ensaiado foi uma liga de tungsténio e cobre (WCu25) que apresenta baixa dilatação térmica, uma boa condutividade térmica e eléctrica e também uma boa resistência à abrasão. Os provetes (WCu25) foram testados no durómetro Karl Frank GMBH Type 38180. As durezas encontradas situaram-se numa gama de valores dos 223 HB. A composição química, e as propriedades mecânicas e físicas da liga (WCu25) em estudo encontram-se na tabela 3.1.

**Tabela 3.1 – Composição química e propriedades mecânicas e físicas da liga WCu25**

Composição Química (%)	
W	70
Cu	20,5
Outros	9,5
Propriedades Físicas e Mecânicas em Sinterizado	
Condutividade Eléctrica	40 %IACS
Resistência Eléctrica	4,3 $\mu\Omega$ cm <sup>2</sup> /cm
Módulo de Elasticidade	250000 MPa
Densidade	13,75±0,45 g/cm <sup>3</sup>
Dureza	225±40 HV10
Porosidade	≤A06 B06 ASTM
Granulometria do WC utilizado na mistura	
Fisher	≈3,0 – 5,0 $\mu$ m

Estas características da liga WCu25 são muito adequadas para o fabrico de eléctrodos para a maquinagem de electroerosão (EDM) por causa das suas propriedades nomeadamente rigidez mecânica e resistência ao desgaste.

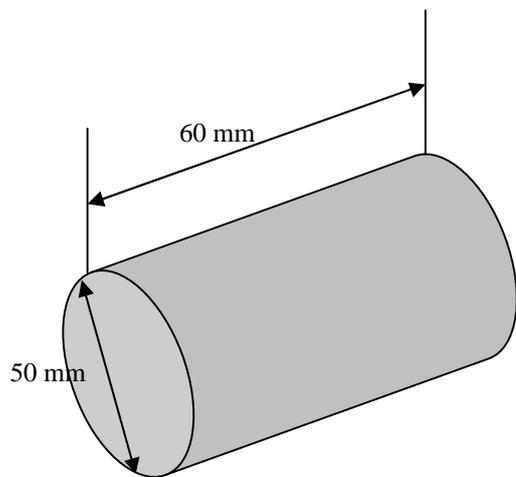
A figura 3.1 apresenta a microestrutura da liga WCu25 utilizada neste estudo.



**Figura 3.1 – Liga de Cobre Tungsténio (WCu25) microestrutura para EDM (1000x, cortesia da Palbit)**

### 3.1.2 Provetes

Dado que o objectivo deste estudo é avaliar a maquinabilidade em torneamento da liga WCu25, obtiveram-se provetes cilíndricos com as seguintes dimensões (figura 3.2). O varão maciço da liga WCu25 tem 60 mm de comprimento e 50 mm de diâmetro.



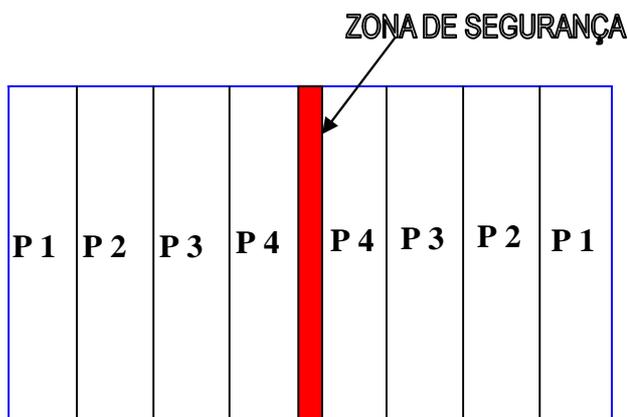
(a)



(b)

**Figura 3.2 – Dimensões dos Provetes de liga CuW25 a) projecto do provete b) provete estudado**

O desenho destes provetes permitiu estabelecer 4 pistas de 7mm (para cada lado da peça) para a maquinagem e 4 mm na zona central do provete (figura 3.3), na realização dos testes curtos, para evitar o contacto da ferramenta de corte com um qualquer ponto da máquina. Estas foram as dimensões mínimas para se poder aproveitar ao máximo todo o material disponível e efectuar adequadamente todos os ensaios de medição de rugosidade da superfície da peça.



(a)

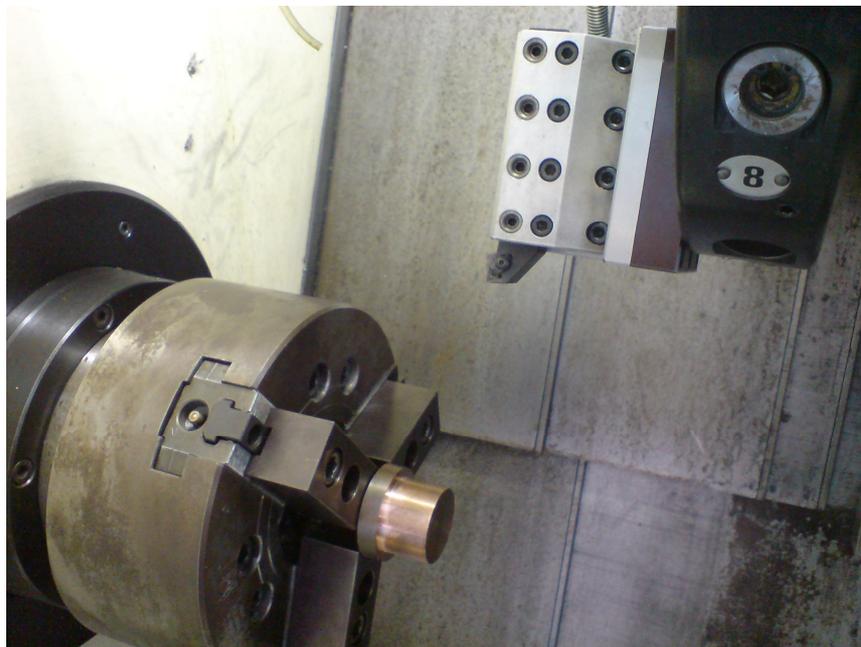


(b)

**Figura 3.3:Provete de liga WCu25 a) Planeamento dos ensaios curtos do Provete de liga de WCu25 b) Peça maquinada em ambos os lados, permitindo fazer uma repetição dos ensaios nas mesmas condições de corte**

O planeamento assim realizado permitiu não só efectuar em condições idênticas todos os ensaios para os diferentes parâmetros de corte como também efectuar a sua repetição nas mesmas condições pelo facto de se inverter a fixação do provete na boca de aperto do torno CNC.

Na figura 3.4 mostra-se o provete da liga WCu25 fixo no torno CNC.



**Figura 3.4 – Aperto do provete de liga de WCu25 na bucha do torno CNC**

Para evitar vibrações no processo de maquinagem, foi respeitada a recomendação definindo assim o comprimento  $L$  máximo admissível do provete:

$$L \leq 5D \quad (3.1)$$

sendo  $D$ , o diâmetro.

## **3.2 Máquinas e ferramentas**

### **3.2.1 Equipamento utilizado**

Os testes de torneamento foram efectuados num torno CNC Kingsbury 50, com uma potência de 18 KW e com uma rotação máxima de 4500 rpm. O torno CNC possui um controlador FANUC, uma bucha de aperto hidráulico capaz de fixar peças até 200mm de diâmetro, uma torreta para armazenamento de ferramentas com capacidade até 12 ferramentas e um contraponto de 70 mm de diâmetro activado também por accionamento hidráulico.

A tabela 3.2 apresenta as principais características do Torno CNC utilizado na experimentação.

**Tabela 3.2: Características do torno CNC utilizado no estudo da liga WCu25**

CONTRAPONTO	
Diâmetro	72 mm
Accionamento	Hidráulico
BUCHA	
Distância máx. efect. entre a bucha e o contraponto	500 mm
Accionamento	Hidráulico
Diâmetro máximo da bucha	200 mm
POSICIONAMENTO RÁPIDO DOS EIXOS	
Eixo X	10 m/min
Eixo Z	10 m/min
TORRETA	
Ferramentas de corte (internas e externas)	12
Tempo de indexação	1,2s
OUTRAS	
Velocidade máxima de rotação	4500 rpm
Potência máxima	25 Cv
Controlador	Fanuc séries O - T
Peso (aproximado)	4 ton.
Distância longitudinal (eixo Z)	550 mm
Distância transversal (eixo X)	200 mm

A figura 3.5 mostra o torno onde foram efectuadas as experimentações em laboratório.



**Figura 3.5 – Torno CNC onde foram efectuados os ensaios**

### **3.2.2 Ferramentas de corte**

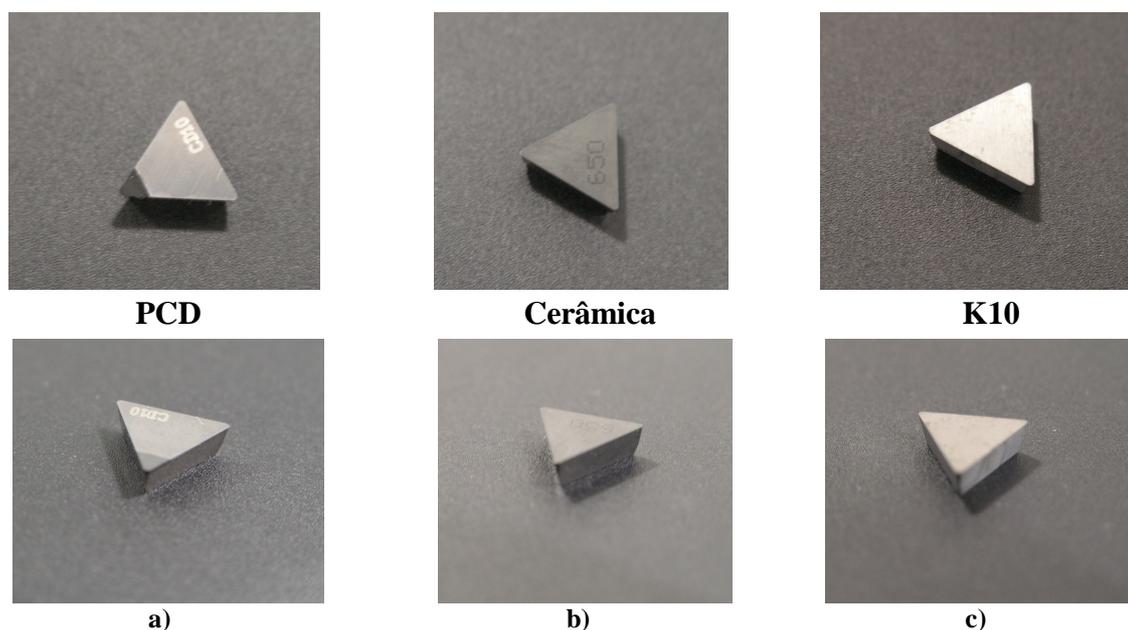
Nos ensaios do corte quase ortogonal (profundidade de corte  $p=2,5$  mm) foram utilizadas pastilhas de corte de carboneto sinterizado K10 (Palbit TPUN 110304 – SM01). Também, na realização dos testes curtos (profundidade de corte  $p=1$  mm), foram utilizadas as mesmas pastilhas de corte de carboneto sinterizado K10. Na realização dos testes longos, foram

utilizadas pastilhas de corte de carboneto sinterizado K10 (Palbit TPUN 110304 – SM01), pastilhas de corte de Cerâmica (Sandvik TPGN 110304T01020 – CC650) ( $Al_2O_3+TiC$ ) – (70%+30%) e pastilhas de corte de PCD (Sandvik TPUN 110304FP – CD10). Em alguns testes foi utilizado fluido de corte (BP MICRO TREND 231 L, óleo de corte solúvel a 15%). A tabela 3.3 mostra toda a identificação e geometria de cada um dos tipos de ferramenta utilizada no trabalho experimental:

**Tabela 3.3 – Identificação e geometria das ferramentas utilizadas nos ensaios da maquinabilidade da liga WCu25**

<b>Ferramenta</b>	<b>ISO</b>	$\gamma(^{\circ})$ Ângulo de Ataque	$\chi(^{\circ})$ Ângulo de posição da aresta de corte	$R_p$ (mm) raio da curvatura da ponta	$\alpha(^{\circ})$ Ângulo de saída	$\lambda(^{\circ})$ Ângulo de inclinação da aresta de corte
K10	Palbit TPUN 110304 – SM01	0°	91°	0,4	7°	0°
PCD	Sandvik TPUN 110304FP – CD10	0°	91°	0,4	7°	0°
Cerâmica	Sandvik TPGN 110304T01020 – CC650	0°	91°	0,4	7°	0°

Na figura 3.6 apresenta-se as pastilhas de corte utilizadas na experimentação.



**Figura 3.6 – Pastilhas de corte (1,5 x) utilizadas nos ensaios experimentais a)PCD, b) Cerâmica c) K10**

O porta ferramentas utilizado foi do tipo ISO CTGPL 2020K11 (Sandvik), como se mostra na figura 3.7:

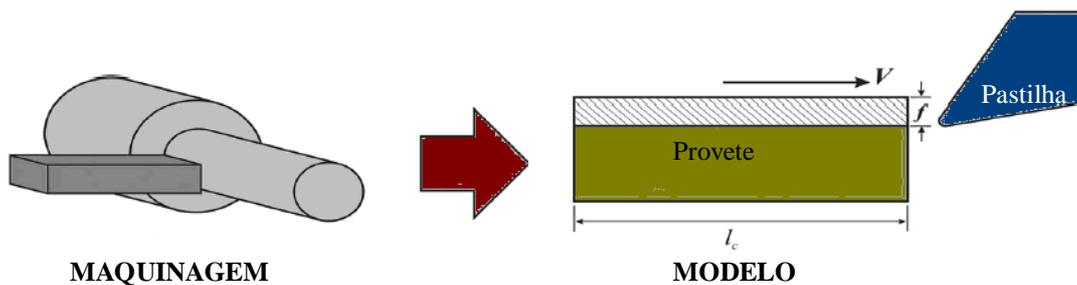


**Figura 3.7 – Porta ferramenta utilizado nos ensaios experimentais em conjunto com o sistema de lubrificação e dinamómetro.**

### 3.3 Parâmetros de corte para os diversos tipos de ensaios

Os parâmetros de corte (velocidade de corte; avanço e penetramento) utilizados nos ensaios durante o processo de experimentação, dependem do tipo de teste efectuado.

Numa série de ensaios correspondente ao corte ortogonal com o objectivo de se obter resultados que permitissem definir o modelo físico de corte. Na figura 3.8 mostra-se uma analogia entre o torneamento cilíndrico e o corte ortogonal.



**Figura 3.8 – Esquema de como o processo experimental foi conduzido em comparação ao modelo de Merchant (Bil et al, 2004)**

A figura 3.9 mostra uma vista geral do corte ortogonal aplicado à liga de WCu25.

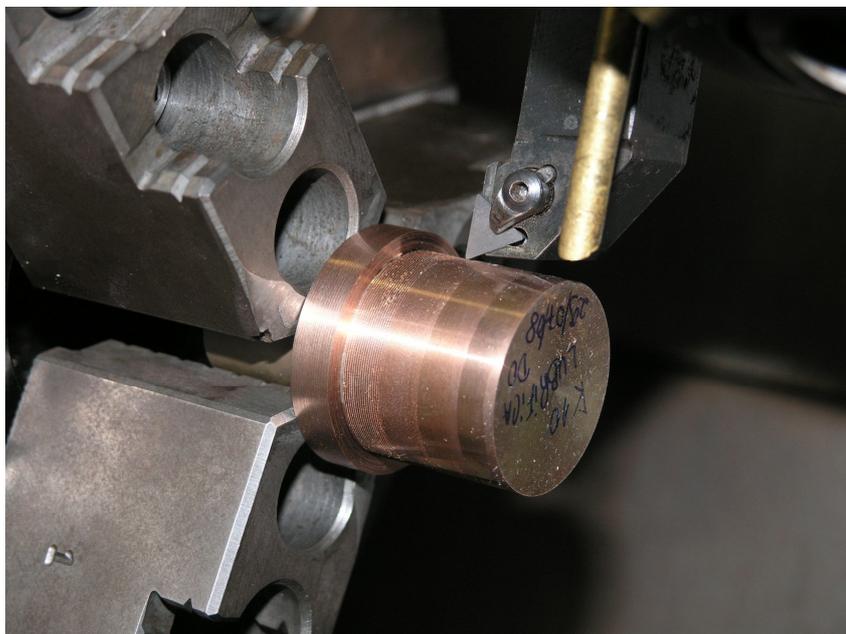


Figura 3.9 – Vista geral do corte ortogonal aplicado à liga de WCu25

No ensaio do corte quase ortogonal, utilizou-se uma profundidade de corte constante de 2,5 mm com as respectivas velocidades de corte e avanço representadas na tabela 3.4:

Tabela 3.4 – Parâmetros de corte utilizados no corte ortogonal da liga WCu25 ( $p=2,5$  mm).

Nº Ensaio	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Velocidade de corte (m/min)	200	200	200	200	100	100	100	100	50	50	50	50
Avanço (mm/rot)	0,05	0,1	0,2	0,4	0,05	0,1	0,2	0,4	0,05	0,1	0,2	0,4

Devido às 12 combinações possíveis entre as velocidades de corte e avanço, maquinou-se 4 pistas de cada um dos lados do provete com uma das 4 velocidades para os 4 avanços repetindo assim os ensaios em idênticas condições de corte. O processo foi repetido até se esgotarem todas as combinações. A profundidade de corte escolhida foi de 2,5 mm a fim de se obter aparas o mais planas possíveis.

Concluída assim esta série de ensaios para definir o modelo físico de corte com a pastilha de corte K10, realizou-se outros ensaios para estudar a maquinabilidade da liga WCu25.

Os testes seguintes de curta duração foram executados com a pastilha de corte de carboneto sintetizado K10 (Palbit TPUN 110304 – SM01) sem refrigeração. As condições de corte e os procedimentos utilizados foram as mesmas dos ensaios para definir o modelo físico de corte exceptuando nos valores do penetramento que passou a ser de 1mm. Os parâmetros de corte utilizados nos ensaios curtos para maquinar a liga de CuW25 estão representados na tabela 3.5:

**Tabela 3.5 – Parâmetros de corte utilizados na maquinagem da liga de WCu25 nos testes curtos (p = 1 mm).**

<b>Velocidade de corte (m/min)</b>	<b>Avanço de corte (mm/rot)</b>
<b>50</b>	<b>0,05/0,1/0,2/0,4</b>
<b>100</b>	<b>0,05/0,1/0,2/0,4</b>
<b>200</b>	<b>0,05/0,1/0,2/0,4</b>

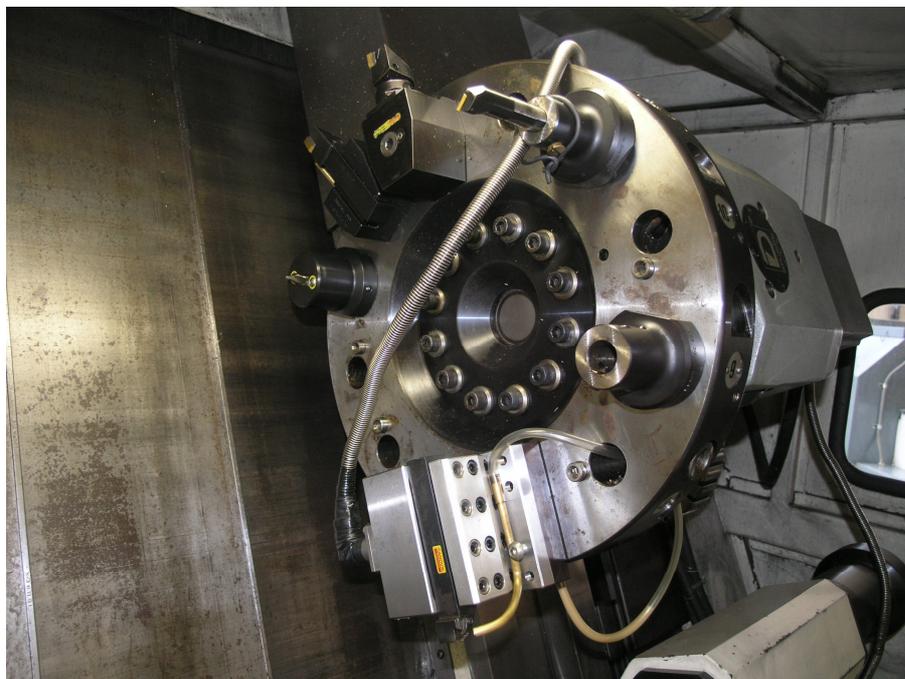
Os testes longos foram efectuados com pastilhas de corte Cerâmicas (Sandvik TPGN 110304T01020 – CC650) sem refrigeração e com pastilhas de corte de PCD (Sandvik TPUN 110304FP – CD10) com e sem refrigeração e com pastilhas de corte K10 (Palbit TPUN 110304 – SM01) sem refrigeração. Os parâmetros de corte utilizados nestes testes encontram-se representados na tabela 3.6:

**Tabela 3.6 – Parâmetros de corte utilizados na maquinagem da liga de WCu25 nos testes longos.**

<b>Velocidade de corte (m/min)</b>	<b>Avanço de corte (mm/rot)</b>	<b>Penetramento (mm)</b>
<b>100</b>	<b>0,1</b>	<b>1</b>

### **3.4 Forças de corte**

As medições das forças de corte, avanço e penetramento, envolvidas no processo de torneamento foram feitas através do dinamómetro piezoeléctrico Kistler® (modelo 9121) (figura3.10).



**Figura 3.10 – Montagem do Dinamómetro na torreta do torno CNC**

As três forças ( $F_a$ ,  $F_c$  e  $F_p$ ) foram medidas em contínuo ao longo de todos os testes de torneamento usando o dinamómetro piezoeléctrico Kistler® (modelo 9121) ligado ao amplificador e este por sua vez ao PC utilizando o software de aquisição de dados Dynoware adquirindo assim os dados obtidos em formato \*. xls para posterior tratamento (figura 3.11).



**Figura 3.11 – Sistema de aquisição de dados das Forças de corte a) dinamómetro piezoeléctrico b) amplificador de sinal c) computador**

A figura 3.12 apresenta um exemplo gráfico (após tratamento informático) da representação das três forças envolvidas (Força de corte, avanço e de penetramento).

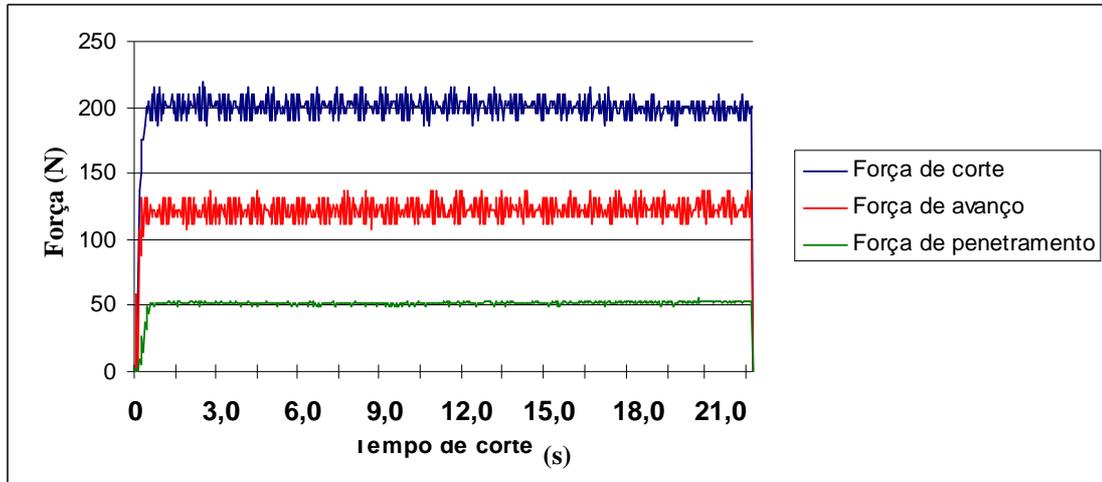


Figura 3.12 – Exemplo de um gráfico de forças obtidas através do dinamómetro piezoeléctrico Kistler® (50 dados de aquisição), a tornear a liga de WCu25, com a pastilha de corte Cerâmica Sandvik TPGN 110304T01020 – CC650 e com os seguintes parâmetros de corte:  $V_c=100\text{m/min}$ ;  $a=0,1\text{ mm/rot}$ ;  $p=1\text{mm}$

### 3.5 Caracterização da apara

A espessura da apara foi determinada bem como caracterizada a forma e tipo da apara obtida. A Norma ISO 3685/1993 permite-nos fazer a caracterização da apara, resultante não só das condições de corte e da ferramenta, mas, também do próprio material em estudo (liga WCu25). A Norma referida acima classifica as aparas resultantes do processo de maquinagem em 18 categorias (figura 3.13):

1. Em fita	2. Tubular	3. Espiral	4. Helicoidal em gume	5. Helicoidal Cónica	6. Em arco	7. Em lasca	8. Em agulha
1.1. Longa	2.1. Longa	3.1. Plana	4.1. Longa	5.1. Longa	6.1. Ligada		
1.2. Curta	2.2. Curta	3.2. Cónica	4.2. Curta	5.2. Curta	6.2. Fragmento		
1.3. Enrolada	2.3. Enrolada		4.3. Enrolada	5.3. Enrolada			

Figura 3.13 – Formas de apara segundo a Norma ISO 3685/1993

Durante o estudo da maquinabilidade da liga de cobre tungstênio, trabalhou-se com vários parâmetros de corte obtendo-se por isso aparas de diferentes características. Por cada ensaio, recolheu-se as aparas resultantes do processo de maquinagem sendo sujeitas posteriormente á medição da sua espessura e caracterizadas segundo a Norma 3685/1993.

A espessura das aparas foi medida com um micrómetro digital Mitutoyo® com uma amplitude de 0-25 mm e de resolução até 0,001 mm conforme a figura 3.14 mostra.



Figura 3.14 – Realização da medida da apara com o micrómetro digital Mitutoyo®

### 3.6 Medição do desgaste da ferramenta

O desgaste na face de saída da ferramenta é a medida de desgaste mais usada, uma vez que é mais fácil efectuar a sua medição como se pode observar na figura 3.15. Este desgaste é quantificado sobretudo por três parâmetros: VB, VBmáx. e VC segundo a norma ISO 3685. O primeiro parâmetro corresponde ao desgaste médio e o segundo parâmetro corresponde ao desgaste máximo ambos na zona de desgaste linear da marca de desgaste verificada na face de saída. O parâmetro VC corresponde ao desgaste junto da ponta da ferramenta na face de saída.

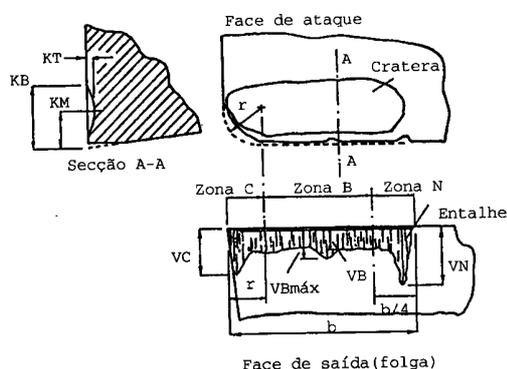


Figura 3.15 – Formas de desgaste típicas das ferramentas segundo a ISO 3685/1993 (Davim J. P. 1995)

A observação do desgaste das ferramentas realizada no final de cada ensaio, permitiu verificar a existência ou não de desgaste, bem como, a evolução deste a fim de determinar a vida da pastilha.

Para cada ensaio foi medido o desgaste (VC; VB e o desgaste na face de ataque) da ferramenta obtido no final de cada passagem. A medição do desgaste nas pastilhas de corte foi efectuada na sua face de saída, na face de ataque e no bico da pastilha de corte, para tal foi usado um microscópio óptico de oficina Mitutoyo TM-500 com ampliação 30X, conforme se observa na figura 3.16. O desgaste admissível na face de saída é estabelecido segundo a norma ISO 3685/1993.

A pastilha de corte é colocada na mesa de observação a qual pode efectuar movimentos de translação perpendiculares através do accionamento dos respectivos fusos onde está acoplado em cada um deles um mostrador digital que nos mostra o deslocamento efectuado pelos mesmos.



**Figura 3.16 – Observação do desgaste da ferramenta no microscópio óptico de oficina Mitutoyo TM-500**

### **3.7 Acabamento de superfície**

O acabamento de superfície é um critério muito importante para caracterizar a maquinabilidade de um material.

Dentro de várias técnicas existentes para caracterizar o acabamento de superfície a rugosimetria é a mais vulgarmente utilizada.

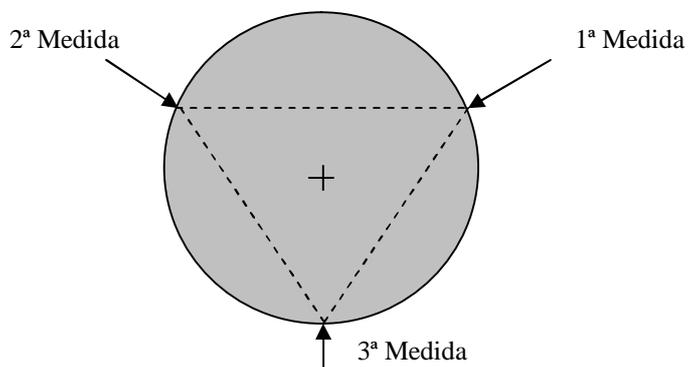
Os parâmetros de amplitude seleccionados foram a rugosidade média aritmética (Ra), a profundidade média da rugosidade (Rzd) e a amplitude máxima do perfil da rugosidade (Rt) que respeitam a norma ISO/DIS 4287/1E.

A medição dos parâmetros de rugosidade (Ra, Rzd e Rt) foi feita com o equipamento Hommelwerke® T1000 (Figura 3.17) com um comprimento de base (cut off (Lo)) de 0,8 mm e com um comprimento de palpagem (Lt) de 4,8 mm de acordo com a norma ISO/DIS/4287/1E.



**Figura 3.17 – Medição da rugosidade da superfície do provete de ensaio (liga de WCu25) com o rugosímetro**

A figura 3.18 visa mostrar as três medidas efectuadas sobre cada ensaio no provete, de maneira a obter-se um valor médio das rugosidades.



**Figura 3.18 – Esquema da realização das medidas de rugosidade segundo o perímetro da peça.**

### 3.8 Síntese

O organigrama seguinte resume de uma forma clara todo o desenvolvimento experimental associado a este trabalho.

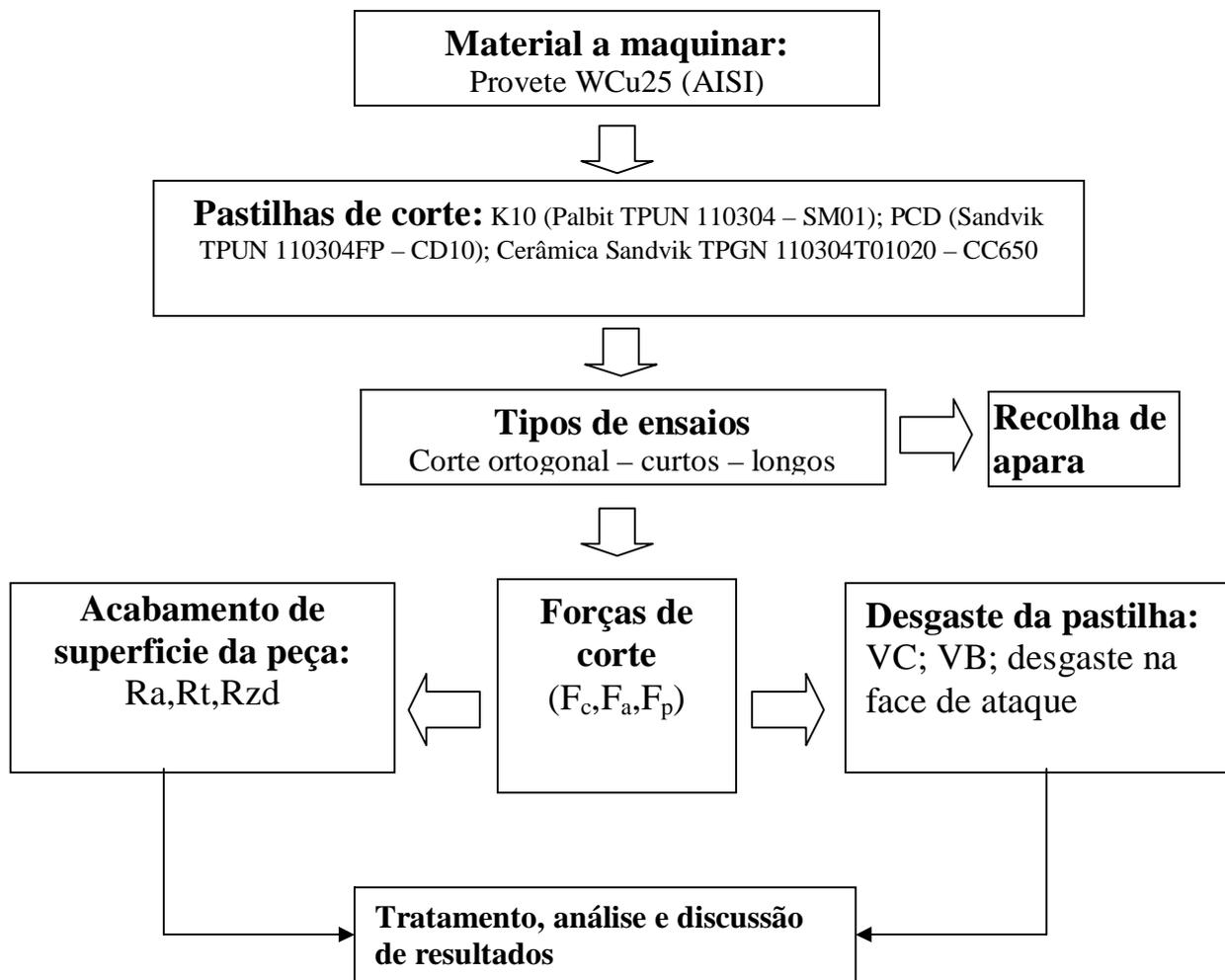


Figura 3.19 – Organigrama do desenvolvimento experimental



## Capítulo 4)

### Resultados e sua discussão

#### 4.1 Modelo físico de corte

##### 4.1.1 Generalidades

A liga em estudo quando maquinada apresenta uma avara contínua com apreciável deformação plástica permitindo a aplicação de um modelo físico de corte (*Merchant, 1945*). Este modelo baseia-se em determinadas hipóteses simplistas não desvirtuando o fenômeno básico, permitem explicar o processo de corte e traduzi-lo o mais aproximadamente possível ao que se passa na realidade.

Apresenta-se em primeiro lugar os fundamentos físico/matemáticos do modelo de corte ortogonal, definindo e determinando todas as variáveis que intervêm no processo a partir das forças de corte e da medição da espessura da avara.

O cálculo do ângulo de corte( $\phi$ ), das tensões de corte, da deformação e coeficiente de atrito, irão permitir testar o modelo teórico de Merchant.

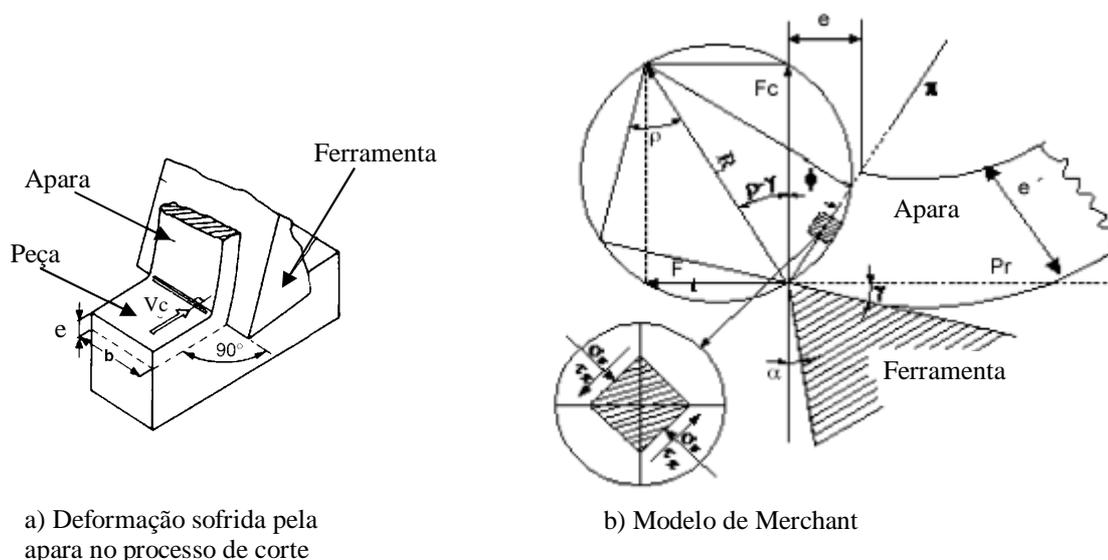
Os ensaios experimentais realizados, foram feitos em torneamento cilíndrico em condições o mais próximo possível do corte ortogonal. Todos os ensaios foram realizados a

seco. Os valores experimentais dos resultados obtidos encontram-se na tabela 1, 2 e 3 do anexo A.

#### 4.1.2 Modelo de Corte Ortogonal

Diz-se que o corte é ortogonal (figura 4.1) quando a direcção efectiva de corte e portanto, a velocidade efectiva de corte é perpendicular á aresta de corte e os ângulos de posição( $\chi$ ) e de inclinação ( $\lambda$ ), tomam respectivamente os valores de  $90^\circ$  e  $0^\circ$  (Groover, 1996).

Assim, a apara sai perpendicular á aresta e sofre uma deformação plana, pois a largura desta é muito superior á espessura de corte e as tensões principais e as tensões de corte ao longo do plano de corte e da ferramenta são uniformes (Shaw, 1984). Logo, o fenómeno tem uma representação bidimensional, o que facilita a análise vectorial das forças e velocidades bem como o estabelecimento de relações geométricas simples (Boothroyd and Knight, 1989).



**Figura 4.1 – Modelo de corte Ortogonal: a) Interação ferramenta – peça e formação da apara, b) Detalhe do plano de corte (Merchant, 1945)**

O modelo de corte ortogonal pode utilizar-se para se aproximar o torneamento e outras operações de maquinagem desde que o avanço seja pequeno em relação à profundidade de corte (Young and Chou, 1994; Shet and Deng, 2000).

Mesmo que a geometria da ferramenta não corresponda integralmente com as condições teóricas de corte ortogonal, o processo de corte pode-se analisar com base neste modelo.

O grau de encaixe da apanha obtém-se a partir da seguinte equação:

$$R_c = \frac{e'}{e} \quad (4.1)$$

sendo  $e'$  a espessura medida após o corte e  $e$  a espessura da apanha antes do corte, ( $e = a \times \sin \chi$ ), sendo  $\chi = 91^\circ$  o que implica  $e \approx a$ , sendo  $a$  o avanço.

O ângulo de corte pode calcular-se a partir da seguinte equação:

$$\tan \phi = \frac{\cos \gamma}{R_c - \sin \gamma} \quad (4.2)$$

sendo  $R_c$  o grau de encaixe (equação 4.1) e  $\gamma$  o ângulo de ataque da ferramenta.

Com base nas forças de corte e do ângulo de corte ( $\phi$ ), podemos calcular as tensões de corte ( $\tau$ ) e as tensões normais ( $\sigma$ ) no plano de corte:

$$\tau = \frac{F_c \cos \phi - F_a \sin \phi}{l \times e} \sin \phi \quad (4.3)$$

e,

$$\sigma = \frac{F_c \sin \phi + F_a \cos \phi}{l \times e} \sin \phi \quad (4.4)$$

sendo,  $F_c$  a força de corte,  $F_a$  a força de avanço,  $l$  a largura da apanha de corte e  $e$  é a espessura da apanha antes do corte.

A deformação da apanha obtém-se a partir da seguinte equação:

$$\varepsilon = \frac{1 + R_c^2 - 2R_c \sin \gamma}{R_c \cos \gamma} \quad (4.5)$$

sendo  $R_c$  o grau de encaixe (equação 4.1) e  $\gamma$  o ângulo de ataque da ferramenta.

De acordo com Merchant (1945), o ângulo de corte ( $\phi$ ), pode determinar-se derivando a tensão de corte (equação 4.3), em função de ( $\phi$ ) e igualando a zero, obtendo-se a seguinte equação:

$$\phi_M = \frac{\pi}{4} - \frac{1}{2}(\rho - \gamma) \quad (4.6)$$

sendo  $\rho$  o ângulo de atrito entre a avara e a ferramenta e  $\gamma$  o ângulo de ataque.

O ângulo de atrito ( $\rho$ ) pode ser calculado através da seguinte equação:

$$\mu = \text{tg}(\rho) = \frac{F_c \text{sen}\gamma + F_a \text{cos}\gamma}{F_c \text{cos}\gamma - F_a \text{sen}\gamma} \quad (4.7)$$

sendo  $F_c$  a força de corte,  $F_a$  a força de avanço e  $\gamma$  o ângulo de ataque.

A equação 4.6 define a relação geral entre o ângulo de ataque da ferramenta ( $\gamma$ ), o ângulo de atrito entre a ferramenta e a avara ( $\rho$ ) e o ângulo de corte ( $\phi$ ). Um ângulo de corte grande traduz-se numa área pequena no plano de corte e em consequência requer uma força pequena para se formar a avara. Adicionalmente, serão necessários valores baixos de energia de corte e de temperatura (*Groover, 1996*).

Lee e Shaffer (*1951*) aplicaram a teoria da plasticidade ao problema do corte ortogonal dos metais. Assumindo certas hipóteses, aproximaram o comportamento plástico do material durante a maquinagem devido às elevadas tensões que têm lugar no processo de corte pela seguinte equação:

$$\phi_{LS} = \frac{\pi}{4} - (\rho - \gamma) \quad (4.8)$$

sendo  $\rho$  o ângulo de atrito entre a avara e a ferramenta e  $\gamma$  o ângulo de ataque.

### 4.1.3 Cálculo da temperatura de corte máxima

Há necessidade de um método mais elaborado para calcular a temperatura de corte máxima. Durante o processo de maquinagem da liga de WCu25, irão gerar-se altas temperaturas dentro na zona de corte. Este facto provoca um aumento do desgaste na ferramenta sendo por isso necessário uma especial atenção para determinar a temperatura de

corte. Usando o modelo analítico de *Boothroyd e Knight (1989)*, é possível analiticamente chegar a um valor próximo da temperatura de corte.

A espessura teórica da apara  $e$ , pode ser obtida pela seguinte expressão:

$$e = a \times \sin \chi \quad (4.9)$$

sendo  $a$  o avanço e  $\chi$  o ângulo de posição da aresta de corte, ( $e = a \times \sin \chi$ ), sendo  $\chi=91^\circ$  o que implica  $e \approx a$ .

A largura da apara pode ser obtida através da expressão:

$$b = \frac{P}{\sin \chi} \quad (4.10)$$

onde  $p$  é o penetramento e  $\chi$  é o ângulo de posição da aresta de corte.

A potência de corte  $P_m$  pode ser calculada pela expressão:

$$P_m = F_c \times V_c \quad (4.11)$$

sendo  $F_c$  a força principal de corte e  $V_c$  a velocidade de corte.

A potência gerada pelo o atrito entre a apara e a ferramenta é dada pela seguinte expressão:

$$P_f = F_a \times V_c \times r_c \quad (4.12)$$

sendo  $F_a$  a força de atrito,  $V_c$  a velocidade de corte e  $r_c$  o inverso do grau de encalque.

A potência gerada na zona primária de deformação pode ser calculada pela seguinte expressão:

$$P_s = P_m - P_f \quad (4.13)$$

sendo  $P_m$  a taxa de calor total e  $P_f$  a taxa de calor gerada pelo o atrito entre a apara e a ferramenta.

A temperatura da apara na zona primária de corte  $\theta_s$  pode ser obtida através de:

$$\theta_s = \frac{(1-\Gamma)P_s}{\rho \times c \times V_c \times e \times b} \quad (4.14)$$

sendo  $\Gamma$  a proporção de calor absorvido,  $\rho$  o peso específico do material (WCu25), o  $c$  é o calor específico do material (WCu25),  $e$  é a espessura teórica da apara,  $b$  é a largura da apara e  $V_c$  a velocidade de corte.

A temperatura na zona secundária de corte pode ser calculada através de:

$$\theta_m = \theta_f \times 1,13 \sqrt{\frac{R}{l_0}} \quad (4.15)$$

onde  $l_0$  é o comprimento de contacto médio ( $l_f$ ) dividido pela espessura da apara após o corte ( $e'$ ), e o  $R$  é o número térmico que pode ser obtido pela seguinte fórmula matemática:

$$R = \frac{\rho \times c \times V_c \times e}{k} \quad (4.16)$$

sendo  $k$  o coeficiente de condutividade térmico do material maquinado, o  $e$  é a espessura teórica da apara, o  $c$  o calor específico do material (WCu25),  $\rho$  o peso específico do material (WCu25) e  $V_c$  a velocidade de corte.

O comprimento de contacto médio pode ser calculado através da seguinte expressão (Viktor, 2006):

$$l_f = e \times (R_c)^{1,5} \quad (4.17)$$

sendo  $R_c$  o grau de encaixe da apara e  $e$  a espessura teórica da apara.

A temperatura média  $\theta_f$  que resulta do atrito entre a apara e a face de ataque da pastilha de corte pode ser calculada através de:

$$\theta_f = \frac{P_f}{\rho \times c \times V_c \times e \times b} \quad (4.18)$$

A temperatura de corte máxima  $\theta$  pode ser obtida através da seguinte expressão matemática:

$$\theta = \theta_s + \theta_m + \theta_0 \quad (4.19)$$

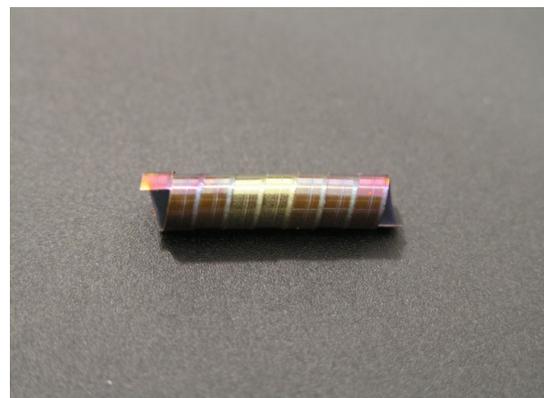
onde  $\theta_0$  é a temperatura ambiente.

#### 4.1.4 Resultados obtidos e sua discussão (liga WCu25)

Em geral, o tipo de apara obtido com o corte quase ortogonal foi do tipo tubular (curta e longa) 2.1 e 2.2, segundo a norma ISO 3685/1993. Na figura 4.2. podemos ver um exemplo do tipo de apara obtido.



a) Tubular longa.



b) Tubular curta

**Figura 4.2:** Apara obtida (1,5 x) no corte ortogonal com os seguintes parâmetros de corte: a)  $V_c = 100$  m/min;  $a = 0,1$  mm/rot e  $p = 2,5$  mm, b)  $V_c = 100$  m/min;  $a = 0,05$  mm/rot e  $p = 2,5$  mm

A figura 4.3 apresenta a evolução do ângulo de corte ( $\phi$ ) em função do grau de encalque ( $R_c$ ) para a liga de WCu25.

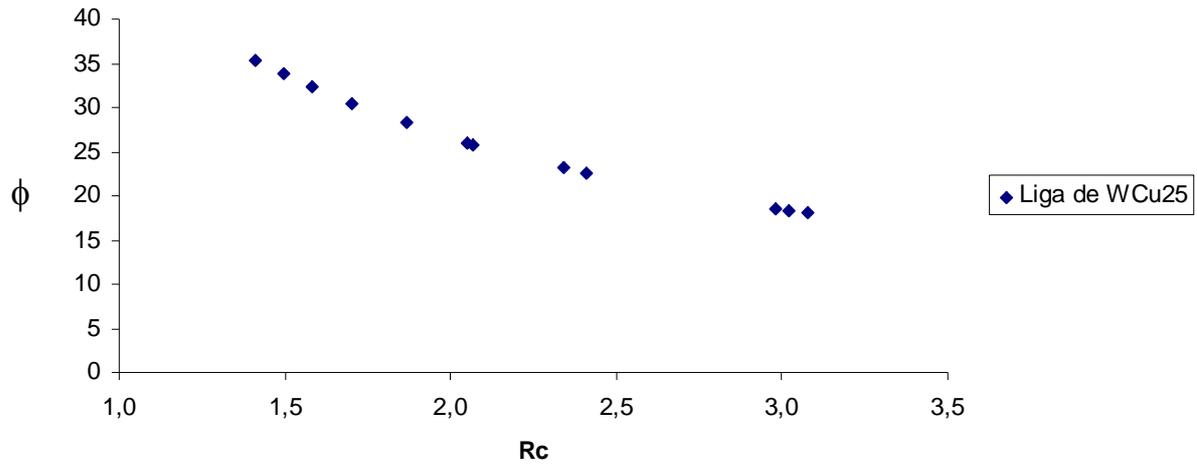


Figura 4.3 – Evolução do ângulo de corte ( $\phi$ ) em função do grau de encalque ( $R_c$ )

Observa-se na figura 4.3, que o ângulo de corte ( $\phi$ ) diminui com o aumento de  $R_c$ , de acordo com uma evolução aproximadamente linear.

A figura 4.4 e a figura 4.5 mostram a evolução da tensão normal e da tensão de corte em função do avanço, para as diferentes velocidades de corte.

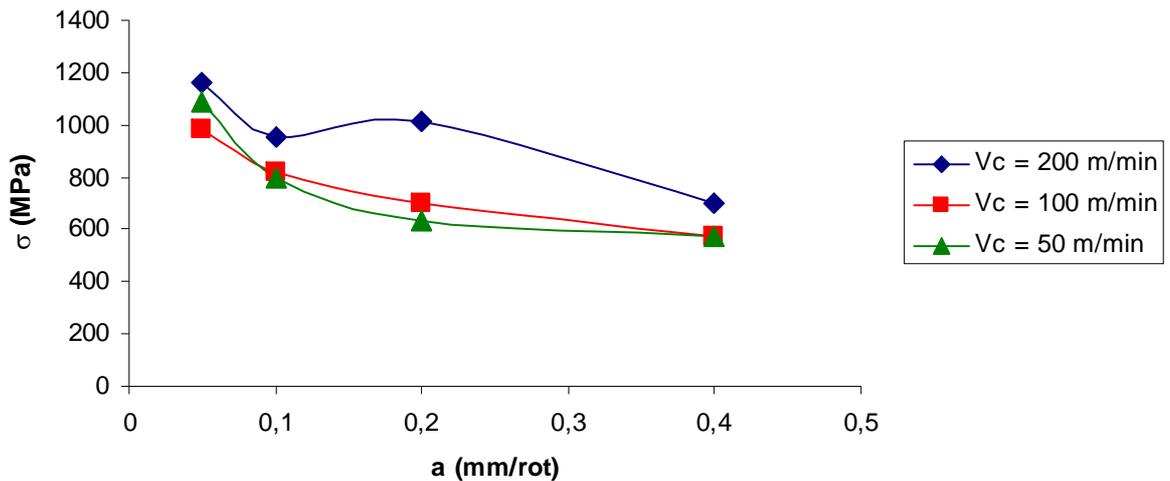


Figura 4.4 – Evolução da tensão normal ( $\sigma$ ) em função do avanço ( $a$ )

Como se pode observar na figura 4.4, de uma maneira geral a tensão normal ( $\sigma$ ) diminui com o avanço ( $a$ ) durante o processo de corte. Pode observar -se também na mesma figura que

o valor da tensão normal ( $\sigma$ ) é de uma maneira geral mais alta para quanto mais alta for a velocidade de corte.

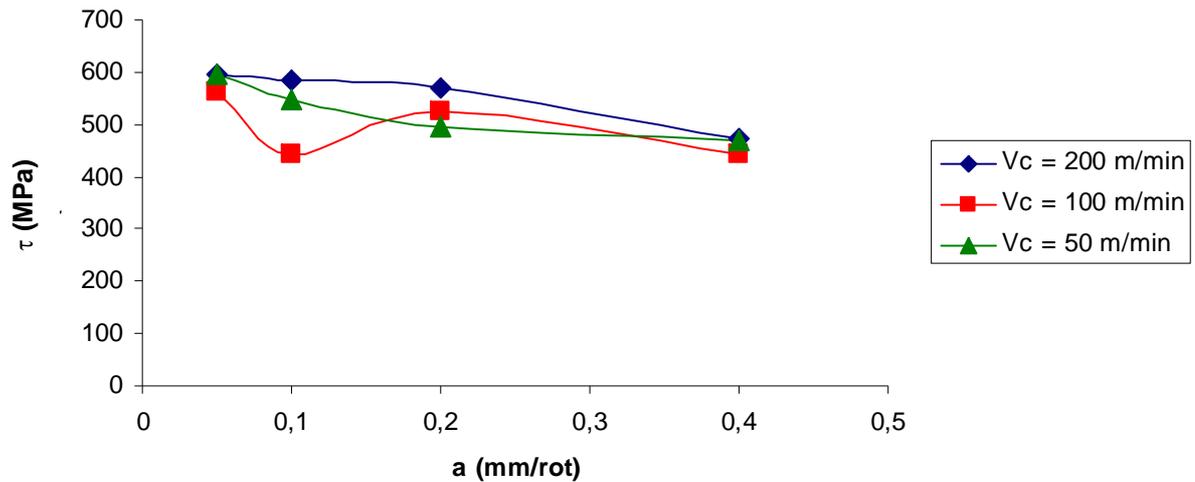


Figura 4.5 – Evolução da tensão tangencial ( $\tau$ ) em função do avanço ( $a$ )

Em geral, pela observação da figura 4.5, praticamente os valores da tensão tangencial ( $\tau$ ) não são muito influenciados pelo avanço. Observa-se uma diminuição da tensão tangencial ( $\tau$ ) nas três velocidades de corte neste estudo para um avanço de 0,4 mm/rot.

De uma maneira geral a tensão normal ( $\sigma$ ) apresenta valores de tensão mais elevados que a tensão tangencial ( $\tau$ ).

A figura 4.6 mostra a evolução da deformação da avara ( $\varepsilon$ ) em função do grau de encalque ( $R_c$ ).

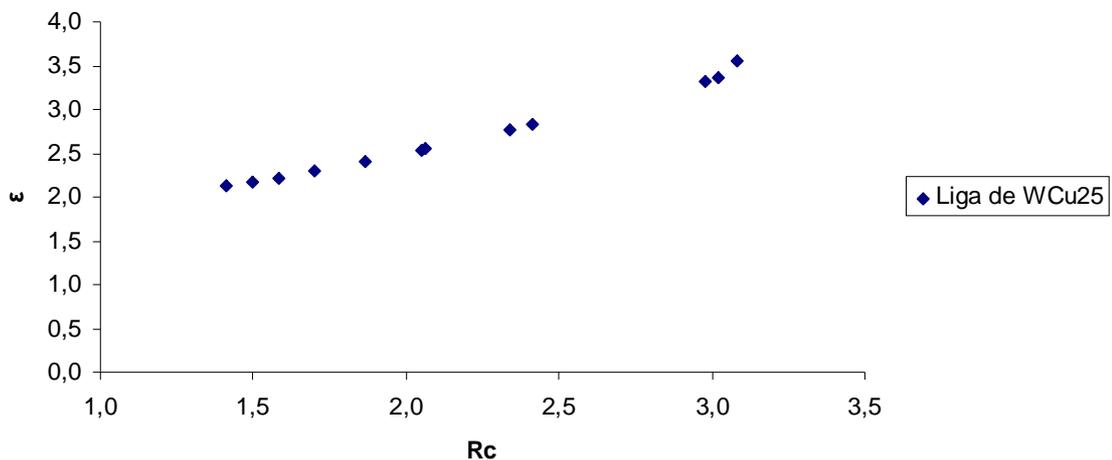
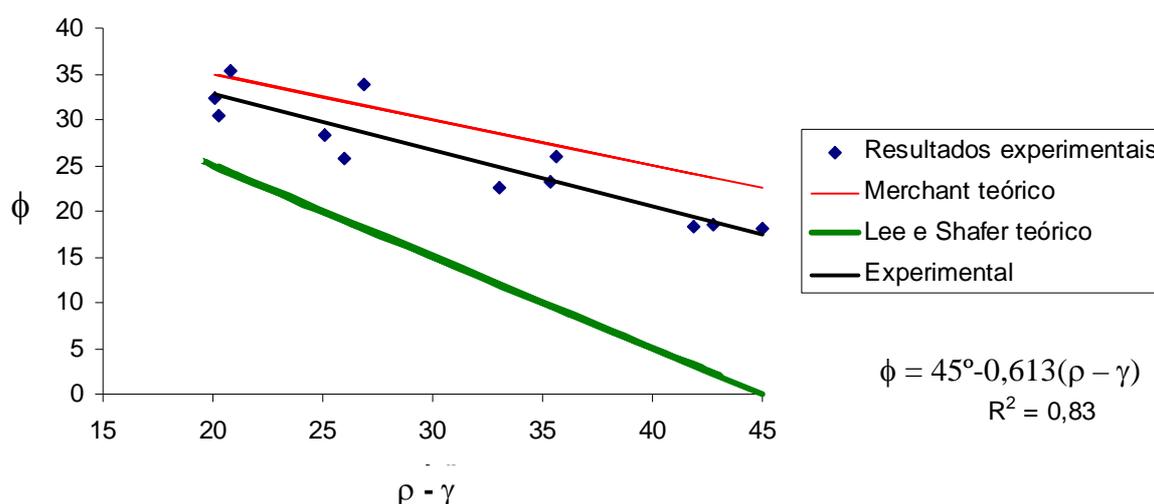


Figura 4.6 – Evolução da deformação da avara ( $\varepsilon$ ) em função do grau de encalque ( $R_c$ )

Observa-se na figura 4.6, que a deformação da apara aumenta com o aumento de Rc de uma maneira aproximadamente linear.

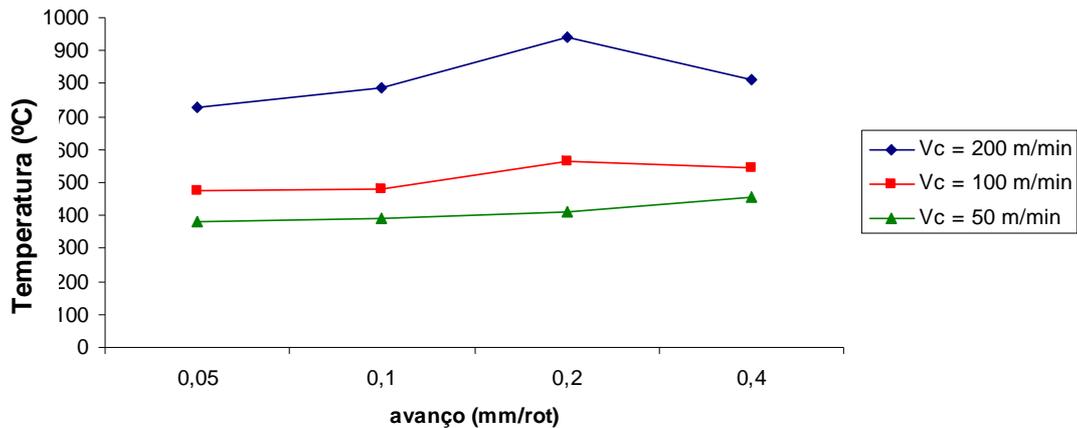
A figura 4.7 visa mostrar uma comparação entre o ângulo de corte experimental ( $\phi$ ) com o modelo de Merchant ( $\phi_M$ ) e de Lee e Shafer ( $\phi_{LS}$ ). Utilizou-se uma linha recta de tendência no modelo de corte de Merchant ( $\phi_M$ ) e de Lee e Shafer ( $\phi_{LS}$ ), para se poder visualizar melhor a comparação entre o ângulo de corte experimental ( $\phi$ ), o modelo de corte de Merchant ( $\phi_M$ ) e o de Lee e Shafer ( $\phi_{LS}$ ).



**Figura 4.7 – Comparação entre o ângulo de corte ( $\phi$ ) com o modelo de Merchant ( $\phi_M$ ) e de Lee e Shafer ( $\phi_{LS}$ )**

Observa-se na figura 4.7 que o ângulo de corte de Merchant ( $\phi_M$ ) e também o de Lee e Shafer ( $\phi_{LS}$ ), diminuem de valor à medida que aumenta o valor de  $\rho - \gamma$ , onde  $\rho$  é o ângulo de fricção e  $\gamma$  o ângulo de ataque da ferramenta. Pode também observar-se na mesma figura que de uma maneira geral o modelo de Merchant tende a ter valores acima dos estimados do ângulo de corte experimental, ou seja a equação referente ao modelo de Merchant aproxima em geral o ângulo de corte por ligeiro excesso. Na observação da figura 4.7, a equação referente ao modelo de Lee e Shafer aproxima o ângulo de corte por defeito. A equação  $\phi = 45 - 0,613(\rho - \gamma)$  com  $R^2 = 0,83$ , é a equação da recta tendência dos pontos experimentais, que permite obter uma comparação entre o modelo de Merchant e o modelo de Lee e Shaffer. Através da observação da figura 4.7, pode-se afirmar que o modelo experimental está mais próximo do modelo de Merchant que do modelo de Lee e Shaffer.

A figura 4.8 mostra a evolução estimada teoricamente da temperatura  $\theta$  ( $^{\circ}\text{C}$ ) gerada no corte em função do avanço(a) para as diferentes velocidades de corte, utilizando o modelo analítico de *Boothroyd e Knight (1989)* anteriormente descrito (capítulo 4.1.3).



**Figura 4.8 – Evolução da temperatura ( $^{\circ}\text{C}$ ) de corte em função do avanço (a)**

Como se pode observar na figura 4.8, de uma maneira geral a temperatura ( $^{\circ}\text{C}$ ) de corte aumenta com o avanço (a) durante o processo de corte. Ao contrário pode observar-se muito ligeiramente que o valor da temperatura de corte cresce bastante com a velocidade de corte.

## 4.2 Análise da maquinabilidade da Liga de WCu25 (ensaios curtos)

A análise da maquinabilidade passou por determinar a evolução dos resultados das forças de corte ( $F_m$ ,  $P_c$ ,  $K_s$ ) (Tabela 1 Anexo B) e do acabamento da superfície das peças ( $R_a$ ,  $R_t$ ) (Tabela 1 Anexo B) com o objectivo de determinar a influência dos parâmetros de corte (velocidade de corte ( $V_c$ ) e avanço(a)).

Foram efectuados testes curtos de maquinagem da liga em estudo (WCu25) usando ferramentas de carboneto sinterizado (K10). Foi utilizado um penetramento constante de 1 mm neste tipo de ensaios.

### 4.2.1 Força e Potência de maquinagem

Os valores da força de maquinagem ( $F_m$ ), da potência de corte ( $P_c$ ) e da força específica de corte ( $K_s$ ), podem ser calculados recorrendo às seguintes equações (Groover, M.P., 1996):

$$F_m = \sqrt{F_c^2 + F_a^2 + F_p^2} \quad (4.18)$$

sendo  $F_c$  a força de corte,  $F_a$  a força de avanço e  $F_p$  a força de penetramento.

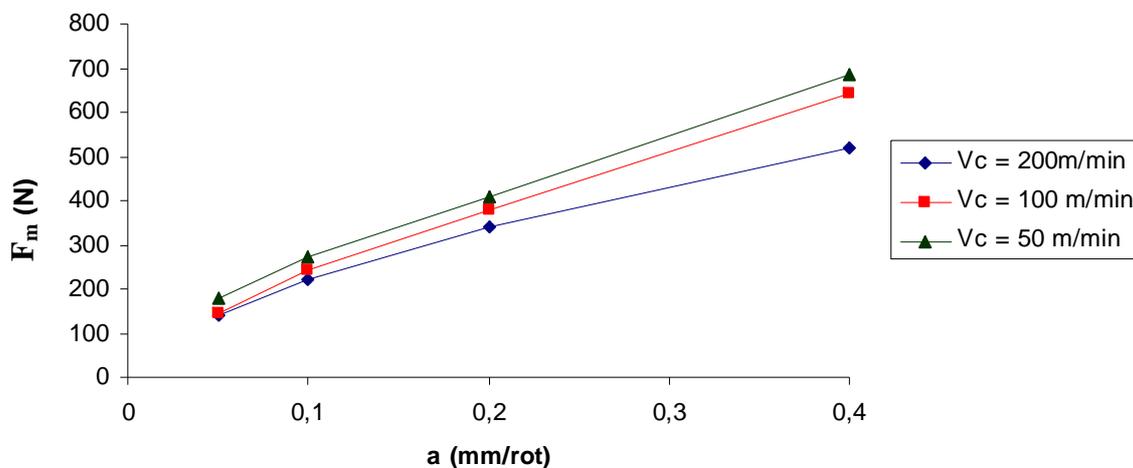
$$P_c = F_c \times V_c \quad (4.19)$$

onde  $F_c$  é a força de corte e  $V_c$  a velocidade de corte.

$$K_s = \frac{F_c}{S} = \frac{F_c}{a \times p} \quad (4.20)$$

onde  $F_c$  é a força de corte,  $S$  a secção da avara,  $a$  o avanço e  $p$  o penetramento.

A figura 4.9 apresenta a evolução da força de maquinagem ( $F_m$ ) em função do avanço ( $a$ ) para diferentes velocidades de corte na maquinagem da liga de WCu25.



**Figura 4.8 – Evolução da força de maquinagem ( $F_m$ ) em função do avanço ( $a$ ) para diferentes velocidades de corte.**

Observa-se na figura 4.9, que a força de maquinagem ( $F_m$ ) aumenta com o avanço( $a$ ) de uma maneira aproximadamente linear. Observa-se também na figura 4.9 que quanto maior for a velocidade de corte utilizada no processo de torneamento menor é a força de maquinagem ( $F_m$ ). É evidente um efeito mais significativo do avanço em relação à velocidade de corte na obtenção da força de maquinagem ( $F_m$ ).

A figura 4.10 mostra a evolução da potência de corte ( $P_c$ ) em função do avanço ( $a$ ) para diferentes velocidades de corte na maquinagem da liga de WCu25.

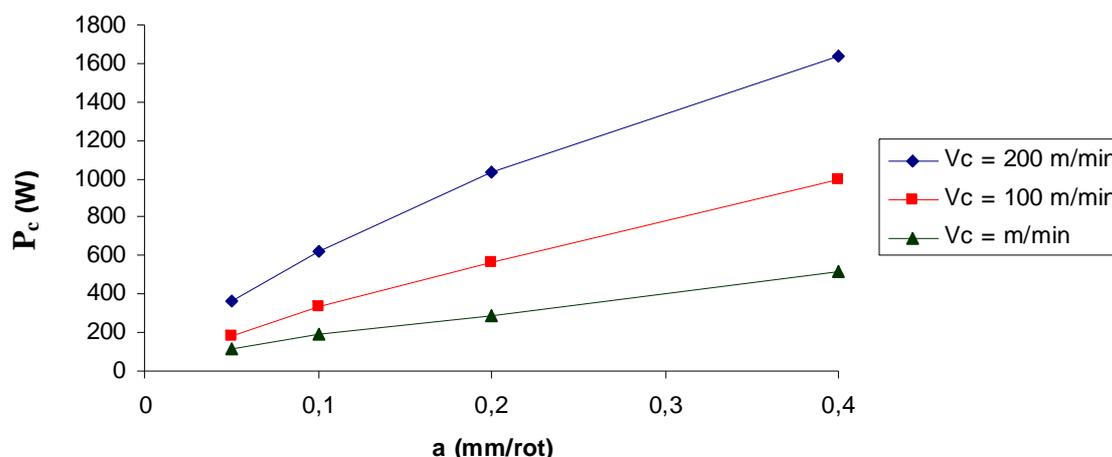


Figura 4.10 – Evolução da potência de corte ( $P_c$ ) em função do avanço ( $a$ ) para diferentes velocidades de corte

Pela observação da figura 4.10, a potência de corte ( $P_c$ ) aumenta com o aumento do avanço ( $a$ ) e com o aumento das velocidades de corte ( $V_c$ ), ou seja, quanto maior for a velocidade de corte ( $V_c$ ) e o avanço ( $a$ ), maior é a potência de corte ( $P_c$ ) no processo de torneamento. Observa-se que a velocidade de corte ( $V_c$ ) tem um efeito maior no aumento da potência de corte ( $P_c$ ), que propriamente o avanço ( $a$ ). A variação com o avanço segue praticamente uma tendência linear.

A figura 4.11 mostra a evolução da força específica de corte ( $K_s$ ) em função do avanço ( $a$ ) para diferentes velocidades de corte na maquinagem da liga de WCu25.

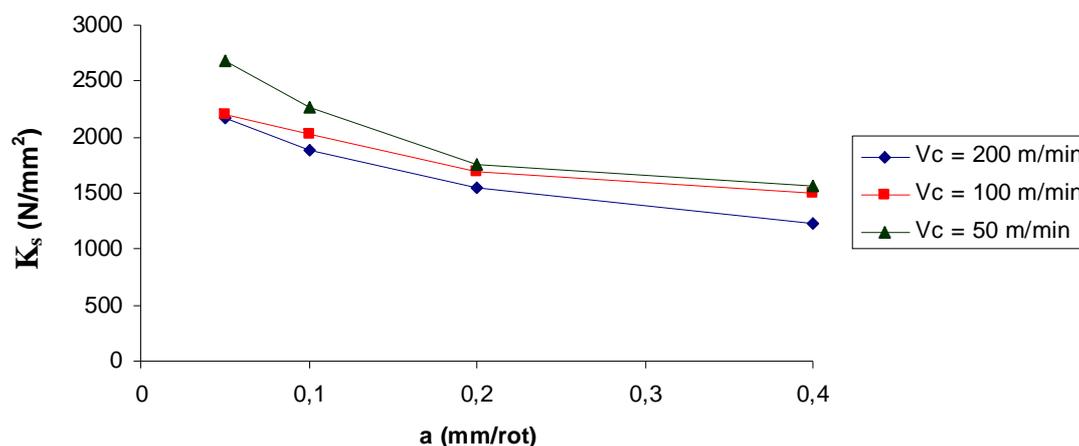


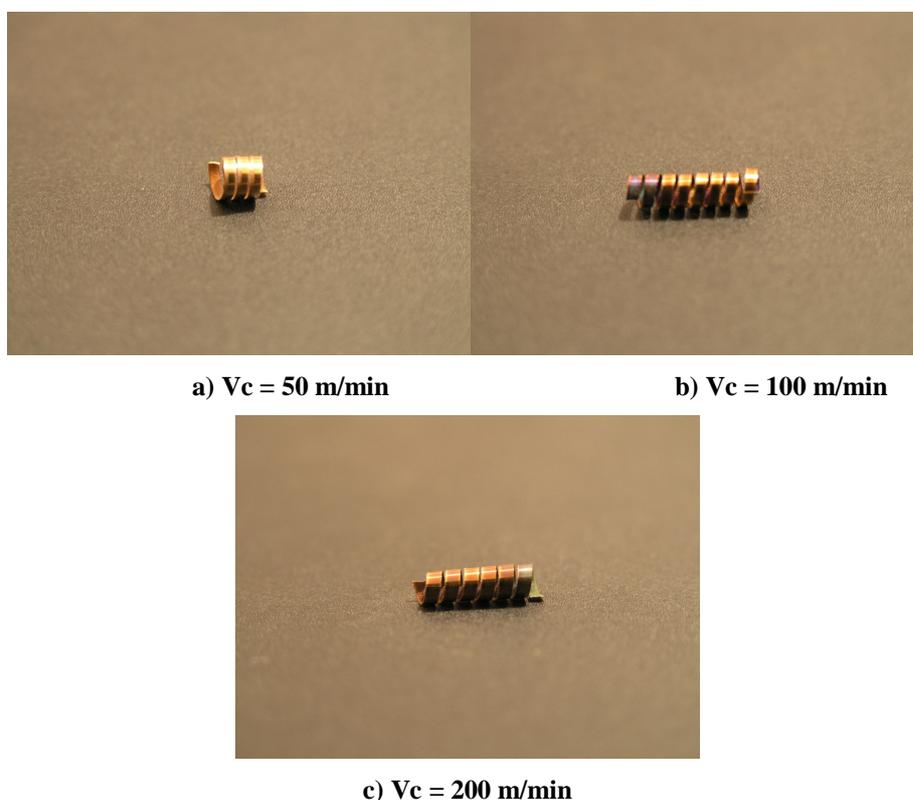
Figura 4.11 – Evolução da força específica de corte ( $K_s$ ) em função do avanço ( $a$ ) para diferentes velocidades de corte

Pela observação da figura 4.11, a força específica de corte ( $K_s$ ) diminui com o aumento do avanço (a). Observa-se que com a escolha do aumento das velocidades de corte ( $V_c$ ), menor é a força específica de corte ( $K_s$ ) no processo de torneamento. A velocidade de corte ( $V_c$ ) tem um efeito menos significativo na diminuição da força específica de corte ( $K_s$ ), que o avanço (a).

#### 4.2.2 Tipos e forma de aparas obtidas

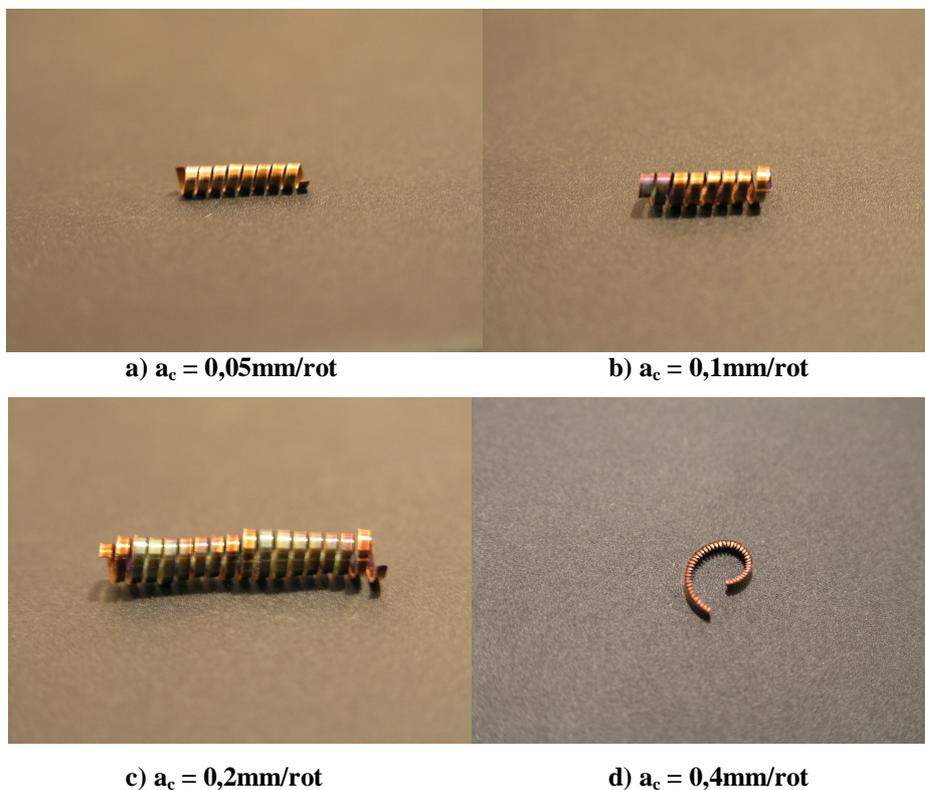
Em geral, o tipo de apara obtido com os ensaios curtos foi do tipo tubular (curta e longa) 2.1 e 2.2 segundo a norma ISO 3685/1993 mas excepcionalmente com com  $V_c = 100$  m/min;  $a_c = 0,4$  mm/rot;  $p = 1$  mm a apara foi do tipo em arco (desligado) segundo a norma ISO 3685/1993.

Na figura 4.12 podemos ver exemplos do tipo de apara obtido para três velocidades de corte diferentes mas com avanço e penetramento de corte constantes.



**Figura 4.12 – Aparas obtida (1,5 x) nos ensaios curtos com os seguintes parâmetros de corte:  $a_c = 0,1$  mm/rot;  $p = 1$  mm, com a ferramenta K10 a seco.**

Na figura 4.13 podemos ver exemplos do tipo de apara obtido para uma velocidade de corte e penetramento constante mas com quatro avanços diferentes.

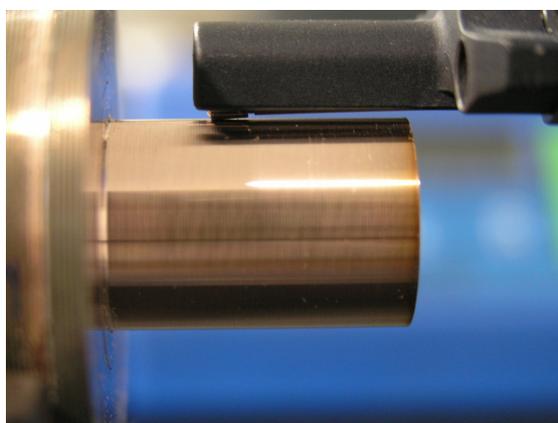


**Figura 4.13 – Apara obtida (1,5 x) nos ensaios curtos com os seguintes parâmetros de corte:  $V_c = 100$  m/min;  $p = 1$  mm, com a ferramenta K10 a seco.**

### 4.2.3 Acabamento de superfície

A seguir analisou-se os resultados da rugosidade, em particular a rugosidade média aritmética ( $R_a$ ) (ISO 4287/1), que é o parâmetro mais utilizado para controlar a qualidade de superfície das peças maquinadas e a rugosidade máxima ( $R_t$ ) (ISO 4287/1), que é sensível aos grandes desvios a linha média do perfil medido com os parâmetros de corte (velocidade de corte e avanço) na liga WCu25.

A figura 4.14 mostra o pormenor da palpagem efectuada à superfície da peça.



**Figura 4.14 – Pormenor da palpagem à superfície da peça (1,5 x)**

A figura 4.15 mostra a evolução da rugosidade média aritmética (Ra) em função do avanço (a) para diferentes velocidades de corte na maquinagem da liga de WCu25.

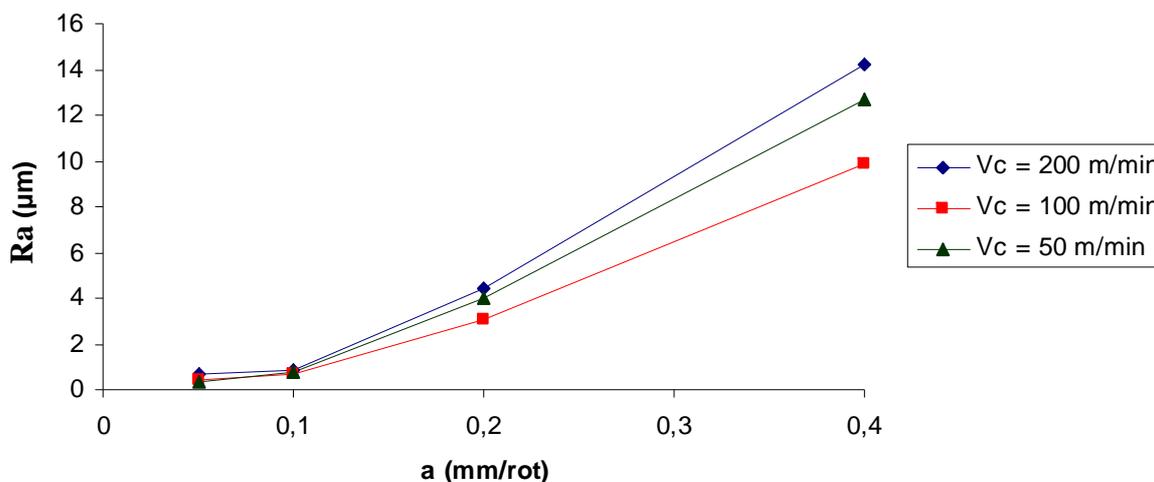


Figura 4.15 – Evolução da rugosidade média aritmética (Ra) em função do avanço (a) para diferentes velocidades de corte

Pela observação da figura 4.15, a rugosidade média aritmética (Ra) aumenta com o aumento do avanço (a) como seria de esperar.

A figura 4.16 mostra a evolução da rugosidade máxima (Rt) em função do avanço (a) para diferentes velocidades de corte na maquinagem da liga de WCu25.

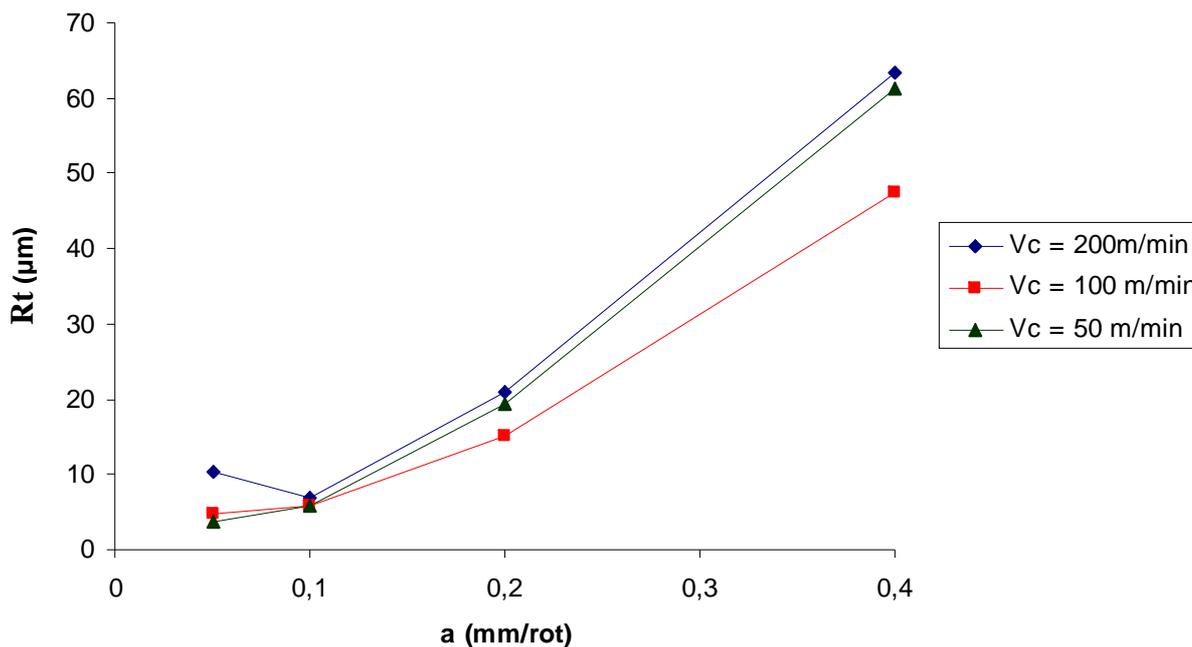


Figura 4.16 – Evolução da rugosidade máxima (Rt) em função do avanço (a) para diferentes velocidades de corte

Pela observação da figura 4.16, a rugosidade máxima ( $R_t$ ) aumenta com o aumento do avanço (a).

### 4.3 Análise da maquinabilidade da Liga de WCu25 (ensaios longos)

A análise da maquinabilidade passou por determinar a evolução da força e da potência de corte ( $F_m$ ,  $P_c$ ,  $K_s$ ) (Tabela 1 e 2 Anexo C), do acabamento da superfície das peças ( $R_a$ ,  $R_t$ ) (Tabela 1 e 2 Anexo C) e do desgaste (VB) (Tabela 1 e 2 Anexo C) na ferramenta.

Foram efectuados testes longos de maquinagem da liga em estudo (WCu25) segundo a Norma ISO 3685, usando diversos tipos de materiais de ferramenta (PCD, cerâmica e K10) em pastilhas com igual geometria. Utilizou-se uma velocidade de corte de 100 m/min., um avanço de 0,1 mm/rot e um penetramento de 1 mm em todos os ensaios.

#### 4.3.1 Comparação dos ensaios a seco e lubrificados com a ferramenta PCD

Nestes ensaios utilizou-se um tempo de corte de aproximadamente de 6 minutos com o objectivo de analisar a influência da lubrificação no desempenho da ferramenta.

A figura 4.17 apresenta a evolução da força de maquinagem ( $F_m$ ) em função do tempo de corte (t) na maquinagem da liga de WCu25, a seco e com lubrificação.

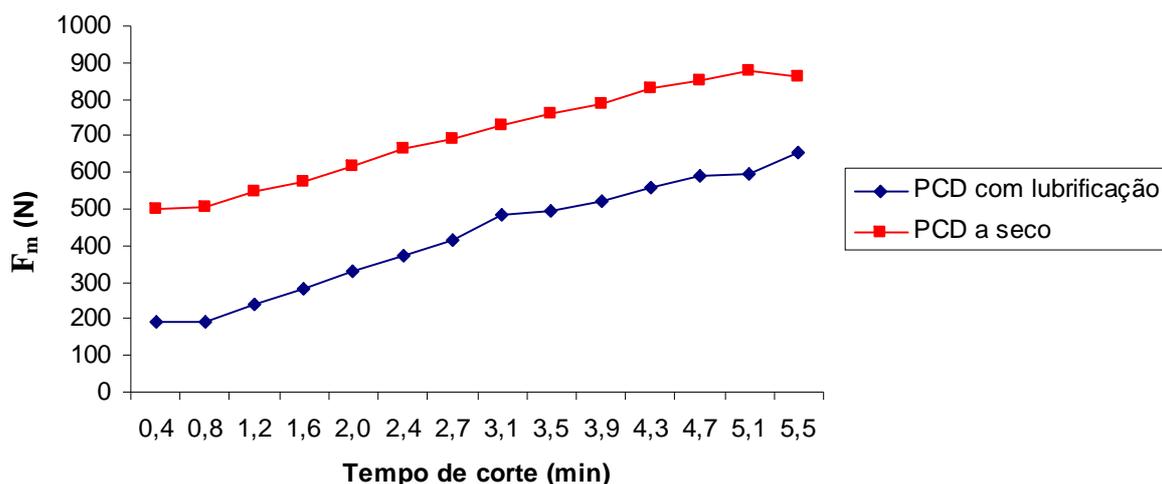


Figura 4.17 – Evolução da força de maquinagem ( $F_m$ ) em função do tempo de corte (t).

Observa-se na figura 4.17, que a força de maquinagem ( $F_m$ ) aumenta com o tempo de corte ( $t$ ). Observa-se também na figura 4.17 que o uso de lubrificação no processo de corte diminui consideravelmente a força de maquinagem ( $F_m$ ) em relação ao corte a seco.

A figura 4.18 apresenta a evolução da força específica ( $K_s$ ) em função do tempo de corte ( $t$ ) na maquinagem da liga de WCu25, a seco e com lubrificação.

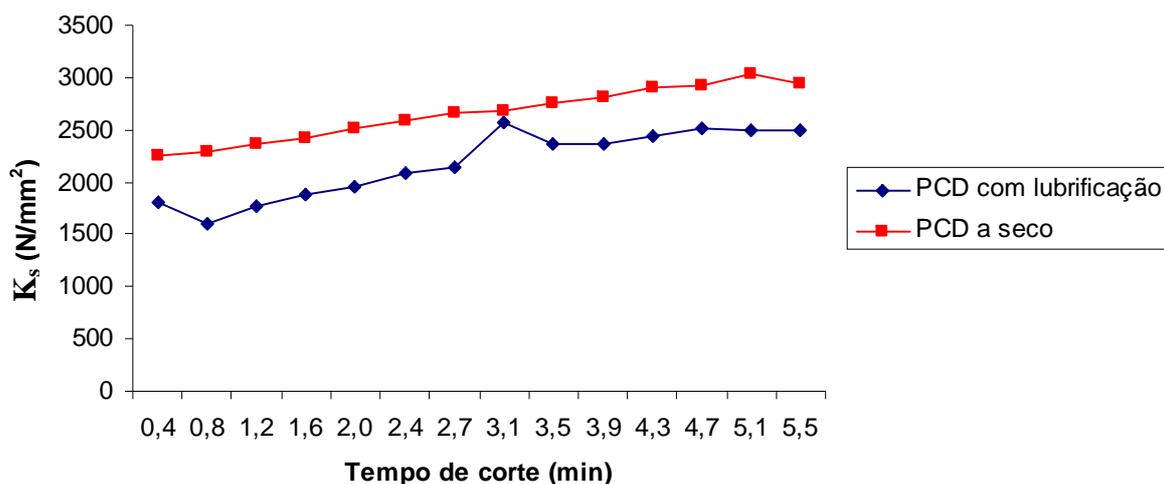


Figura 4.18 – Evolução da força específica ( $K_s$ ) em função do tempo de corte ( $t$ ).

Pela observação da figura 4.18, a força específica de corte ( $K_s$ ) aumenta ligeiramente com o tempo de corte ( $t$ ). Observa-se que com o uso de lubrificação obtêm-se valores de força específica de corte ( $K_s$ ) mais baixos em comparação aos testes efectuados a seco.

A figura 4.19 apresenta a evolução da potência de corte ( $P_c$ ) em função do tempo de corte ( $t$ ) na maquinagem da liga de WCu25, a seco e com lubrificação.

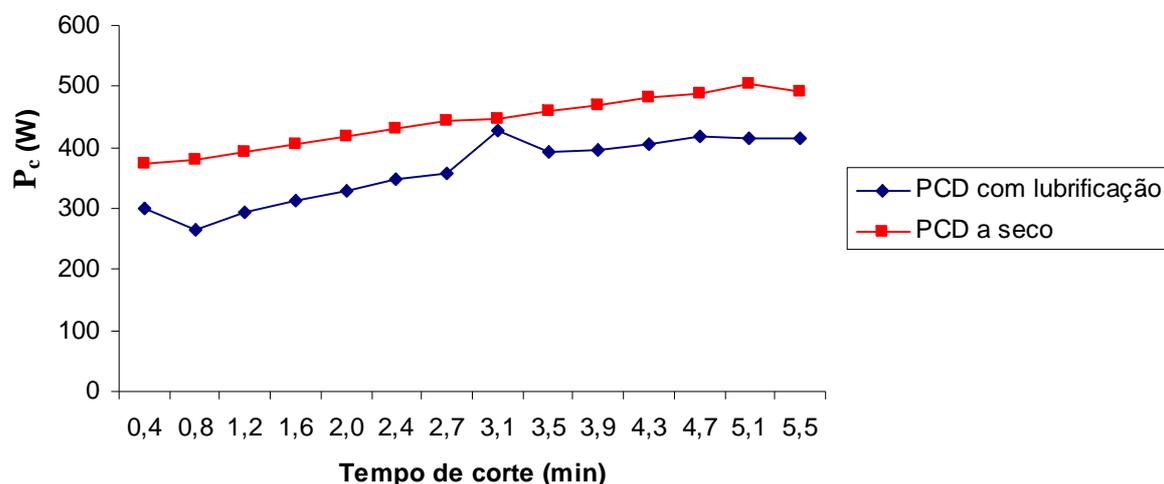


Figura 4.19 – Evolução da potência de corte ( $P_c$ ) em função do tempo de corte ( $t$ ).

Pela observação da figura 4.19, a potência de corte ( $P_c$ ) aumenta com o aumento do tempo de corte ( $t$ ). Observa-se que com o uso de lubrificação obtêm-se valores de potência de corte ( $P_c$ ) mais baixos.

#### 4.3.1.1 Acabamento de superfície

A figura 4.20 apresenta a evolução da rugosidade média aritmética ( $R_a$ ) em função do tempo de corte ( $t$ ) na maquinagem da liga de WCu25, a seco e com lubrificação.

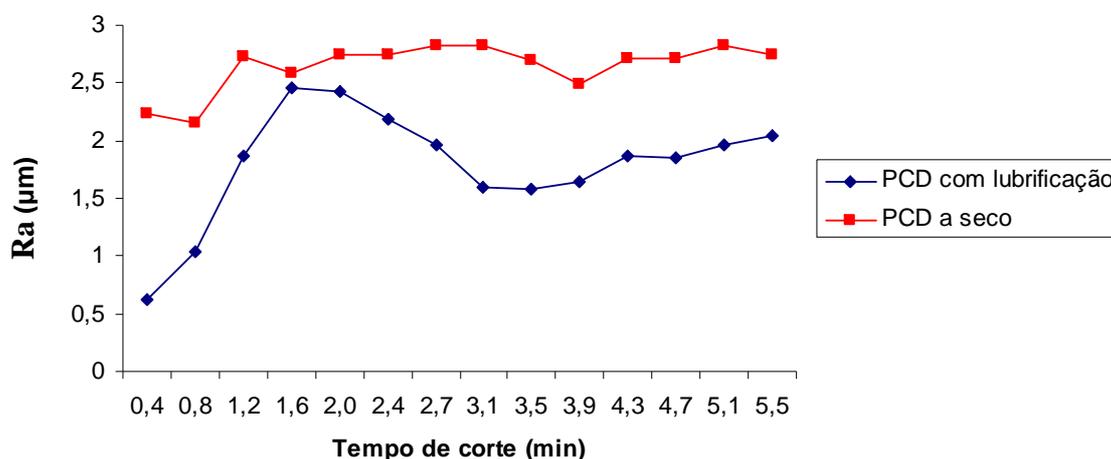


Figura 4.20 – Evolução da rugosidade média aritmética ( $R_a$ ) em função do tempo de corte ( $t$ ).

Pela observação da figura 4.20, obtêm-se valores de rugosidade média aritmética ( $R_a$ ) mais baixos com o uso de lubrificação em comparação aos ensaios a seco.

A figura 4.21 apresenta a evolução da rugosidade máxima ( $R_t$ ) em função do tempo de corte ( $t$ ) na maquinagem da liga de WCu25, a seco e com lubrificação.

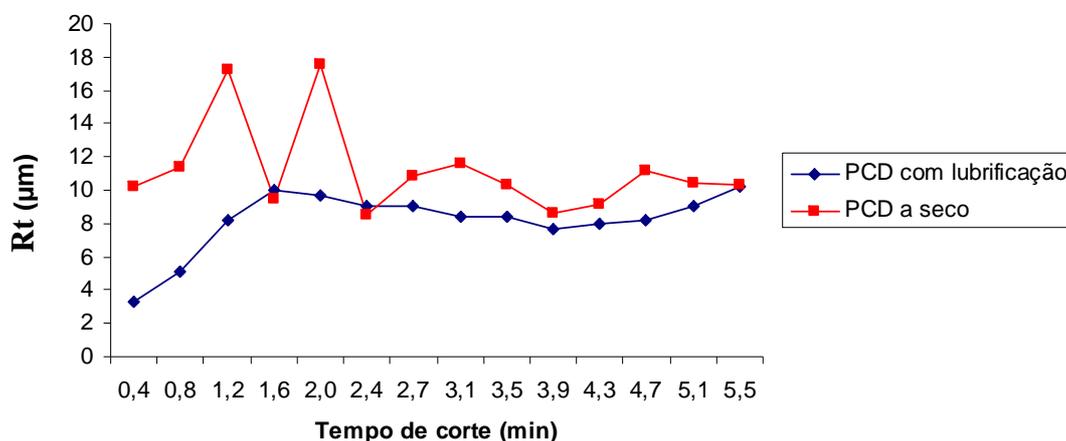


Figura 4.21 – Evolução da rugosidade máxima ( $R_t$ ) em função do tempo de corte ( $t$ ).

Pela observação da figura 4.21, obtém-se de uma maneira geral, valores de rugosidade máxima (Rt) mais baixos com o uso de lubrificação em comparação aos ensaios a seco.

#### 4.3.1.2 Desgaste

A figura 4.22 apresenta a evolução do desgaste (VB) em função do tempo de corte (t) na maquinagem da liga de WCu25, a seco e com lubrificação.

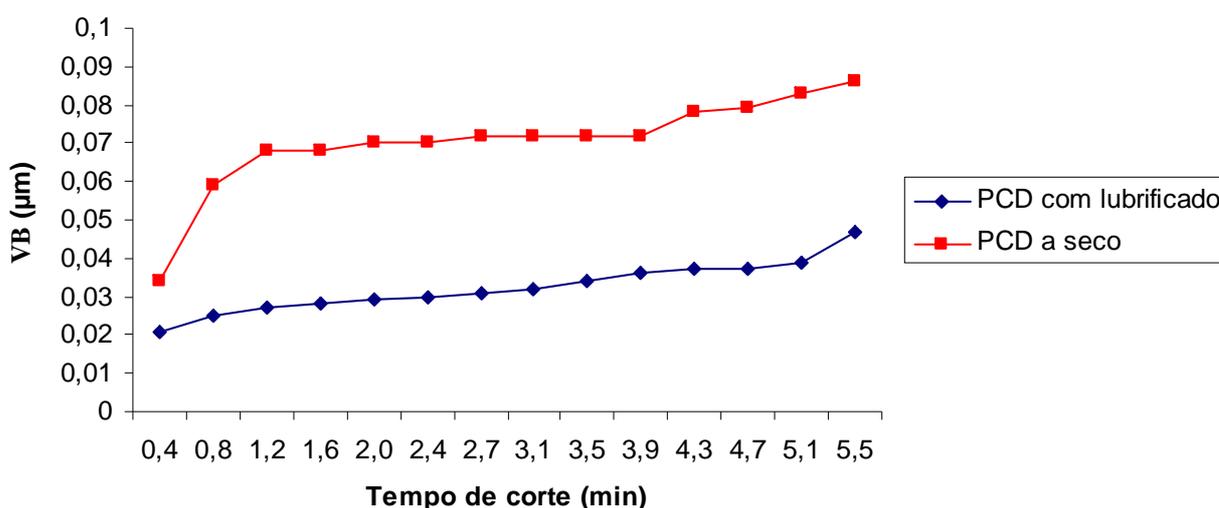


Figura 4.22 – Evolução do desgaste (VB) em função do tempo de corte (t).

Pela observação da figura 4.22, o desgaste (VB) aumenta com o aumento do tempo de corte. Observa-se que com o uso de lubrificação obtêm-se valores mais baixos de desgaste (VB).

Na maquinagem da liga WCu25 com a ferramenta PCD, o uso da lubrificação melhorou fortemente a maquinabilidade no que respeita à força e potência de maquinagem, ao acabamento de superfície da peça e ao desgaste da ferramenta.

A figura 4.23 mostra o método de medição do desgaste (VB) na face de saída da ferramenta neste tipo de ferramentas.

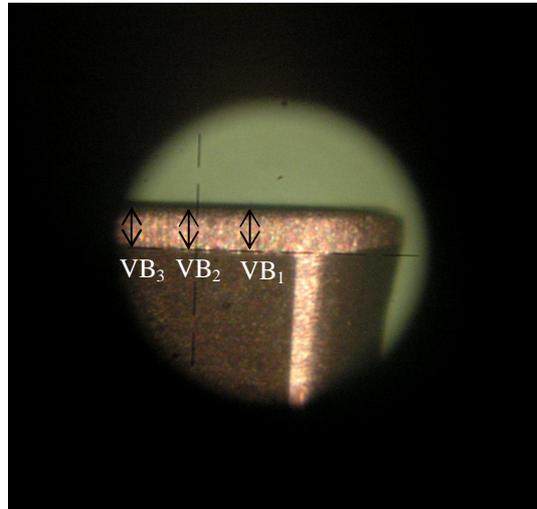


Figura 4.23 – Desgaste VB na face de saída da ferramenta observado no microscópio (31,5X) segundo a norma ISO 3685/1993,  $VB = \frac{VB_1 + VB_2 + VB_3}{3}$

#### 4.3.2 Comparação do desempenho das ferramentas PCD, K10 e Cerâmica a seco na maquinagem da liga WCu25

A ferramenta de corte PCD foi a ferramenta que trabalhou menos tempo devido ao facto do inserto de diamante ter-se desbrazado do substrato inutilizando a ferramenta. A figura 4.24 mostra a ferramenta inutilizada. Este facto poderá ser atribuído à elevada temperatura gerada na ferramenta durante o processo de corte (superior a 548 °C).

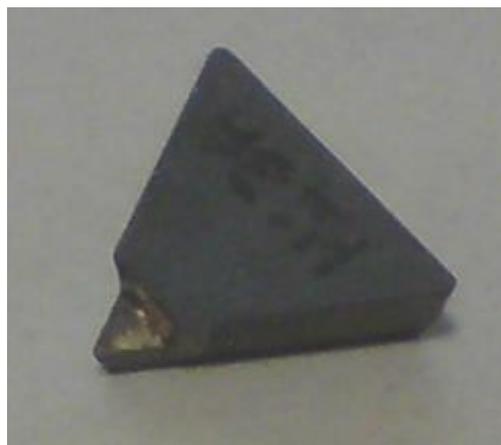


Figura 4.24 – Ferramenta PCD após a ruptura.

A figura 4.25 apresenta a evolução da força de maquinagem ( $F_m$ ) em função do tempo de corte (t) na maquinagem da liga de WCu25 para as três ferramentas de corte (PCD, K10 e cerâmica).

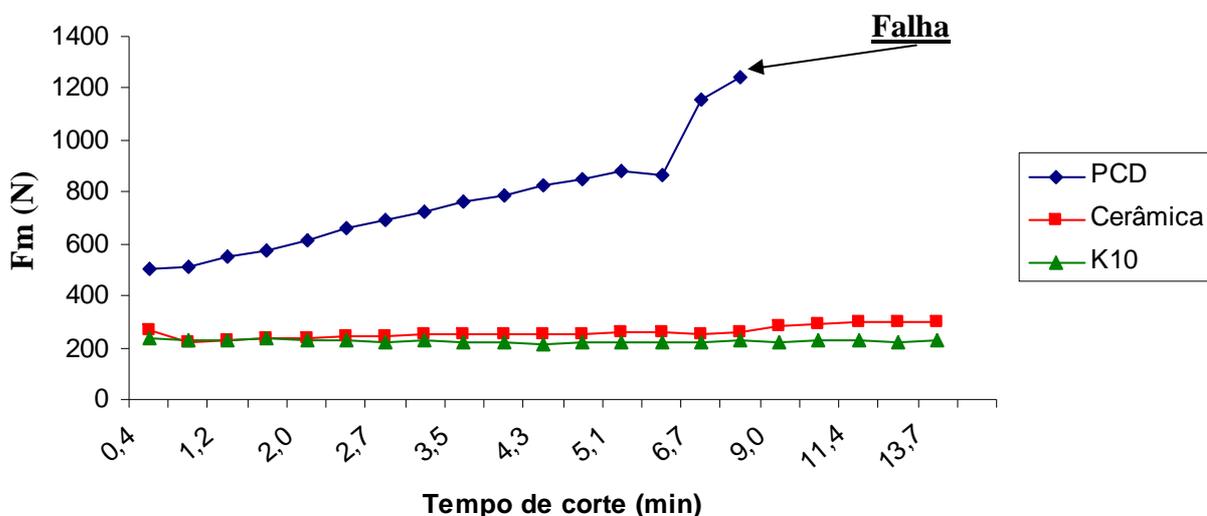


Figura 4.25 – Evolução da força de maquinagem ( $F_m$ ) em função do tempo de corte ( $t$ ).

Observa-se na figura 4.25, que a força de maquinagem ( $F_m$ ) aumenta com o tempo de corte ( $t$ ) para a ferramenta PCD acabando por acontecer a falha da ferramenta ao fim de 7 m e 27 s. Observa-se também na figura 4.25 que a ferramenta de corte K10 e a ferramenta de corte cerâmica têm ambas uma evolução de valores de força de maquinagem semelhante.

A figura 4.26 apresenta a evolução da potência de corte ( $P_c$ ) em função do tempo de corte ( $t$ ) na maquinagem da liga de WCu25, para os três materiais de ferramenta em análise.

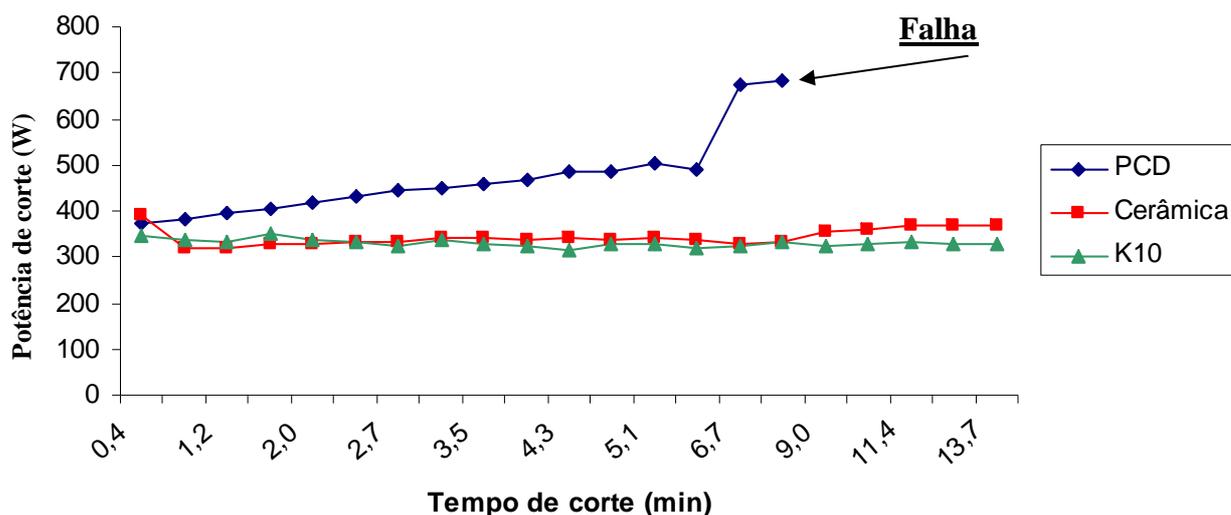


Figura 4.26 – Evolução da potência de corte ( $P_c$ ) em função do tempo de corte ( $t$ ).

Observa-se na figura 4.26, que a potência de corte ( $P_c$ ) aumenta com o tempo de corte ( $t$ ). Observa-se também na figura 4.26 que a ferramenta K10 e a ferramenta cerâmica apresentam valores semelhantes de potência de corte ( $P_c$ ).

A figura 4.27 apresenta a evolução da força específica ( $K_s$ ) em função do tempo de corte ( $t$ ) na maquinagem da liga de WCu25 para as três ferramentas de corte.

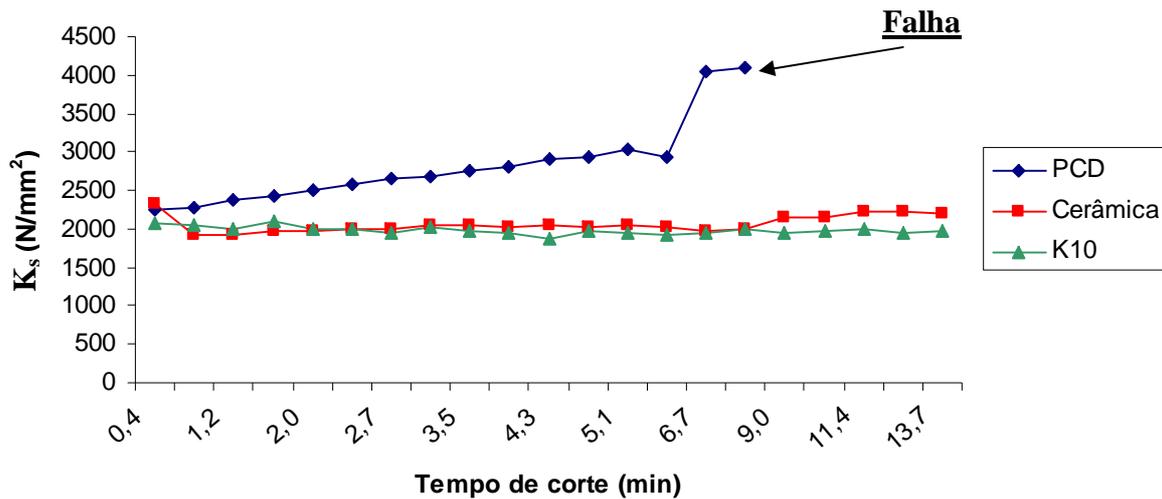


Figura 4.27 – Evolução da força específica ( $K_s$ ) em função do tempo de corte ( $t$ ).

Como se pode observar no gráfico 4.27, a ferramenta de corte K10 e a ferramenta de corte cerâmica apresentam valores semelhantes para a força específica de corte. Por outro lado, a ferramenta de PCD mostra uma tendência de subida de valores da força específica de corte ao longo do tempo de corte até à ruptura da ferramenta que ocorreu aos sete minutos e sete segundos.

#### 4.3.2.1 Acabamento de superfície

O acabamento de superfície foi avaliado em termos de  $R_a$  e de  $R_t$  para as três ferramentas de corte. As figuras 4.28e 4.29 mostram respectivamente os valores de  $R_a$  e de  $R_t$  em função do tempo de corte.

A figura 4.28 apresenta a evolução da rugosidade média aritmética ( $R_a$ ) em função do tempo de corte ( $t$ ) na maquinagem da liga de WCu25, para as três ferramentas de corte.

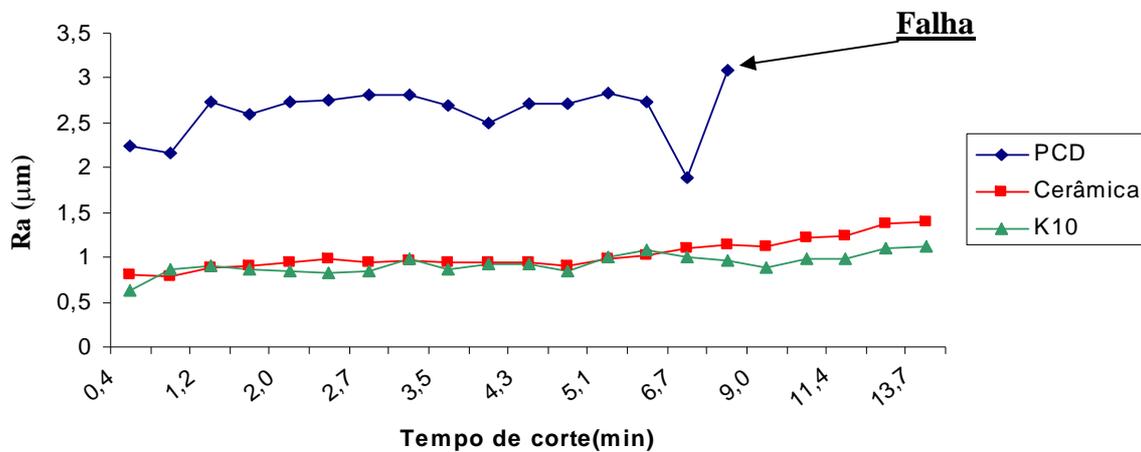


Figura 4.28 – Evolução da rugosidade média aritmética (Ra) em função do tempo de corte (t).

Pela observação da figura 4.28, a ferramenta de corte PCD apresenta um valor superior de rugosidade média aritmética (Ra) quando comparado com as ferramentas K10 e cerâmica. Durante os 15 minutos de corte, a ferramenta K10 e a ferramenta de cerâmica apresentam valores muito similares de Ra.

A figura 4.29 apresenta a evolução da amplitude da rugosidade (Rt) em função do tempo de corte (t) na maquinagem da liga de WCu25, para as três ferramentas de corte.

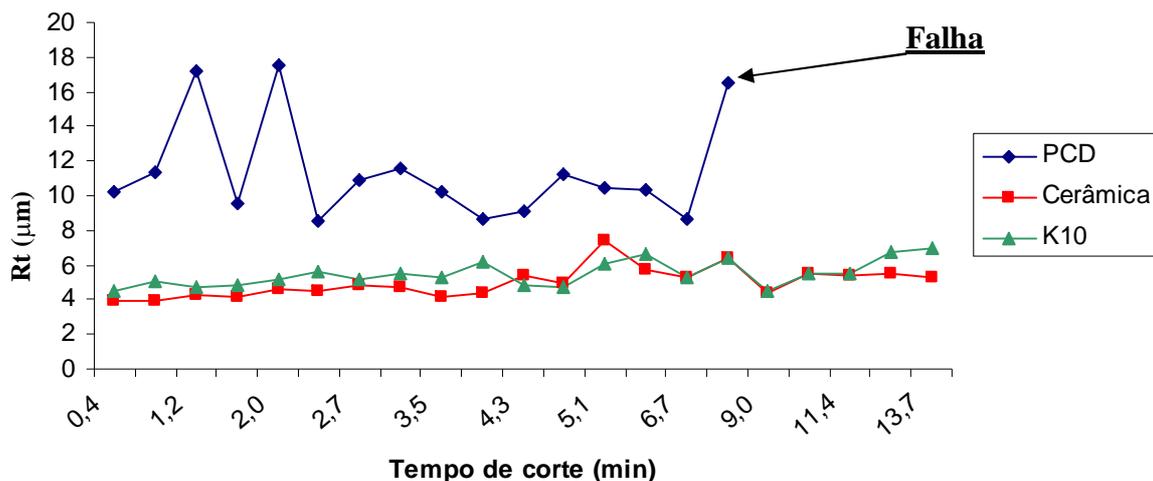


Figura 4.29 – Evolução da rugosidade máxima (Rt) em função do tempo de corte (t).

Pela observação da figura 4.29, a ferramenta de corte PCD apresenta um valor superior de rugosidade máxima (Rt) quando comparado com as ferramentas K10 e cerâmica.

Durante os 15 minutos de corte, a ferramenta K10 e a ferramenta de cerâmica apresentam valores muito similares de Rt.

### 4.3.2.2 Desgaste

O desgaste da ferramenta de corte foi medido na face de ataque e na face de saída como se pode observar na figura 4.23 e na figura 4.31. O critério de interrupção dos ensaios segundo a norma ISO 3685 foi de um limite máximo de 0,3 mm de desgaste na face de saída ou de um tempo de corte total de 15 minutos.

As ferramentas de corte K10 e de cerâmica apresentam melhores resultados de desgaste enquanto que a ferramenta PCD apresentou piores resultados de desgaste acabando mesmo por observar-se uma falha na ferramenta.

A figura 4.30 apresenta a evolução do desgaste (VB) em função do tempo de corte (t) na maquinagem da liga de WCu25 para as três ferramentas de corte.

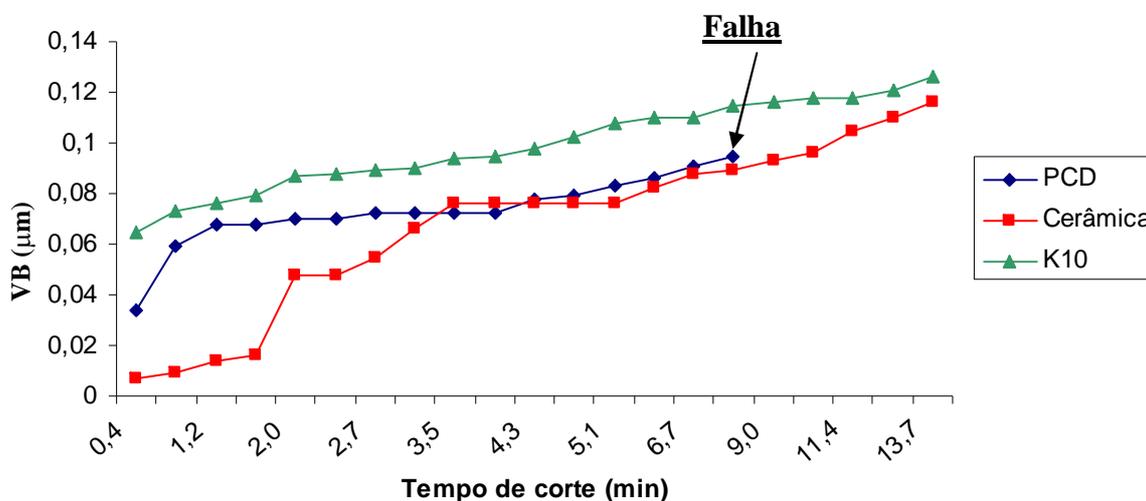


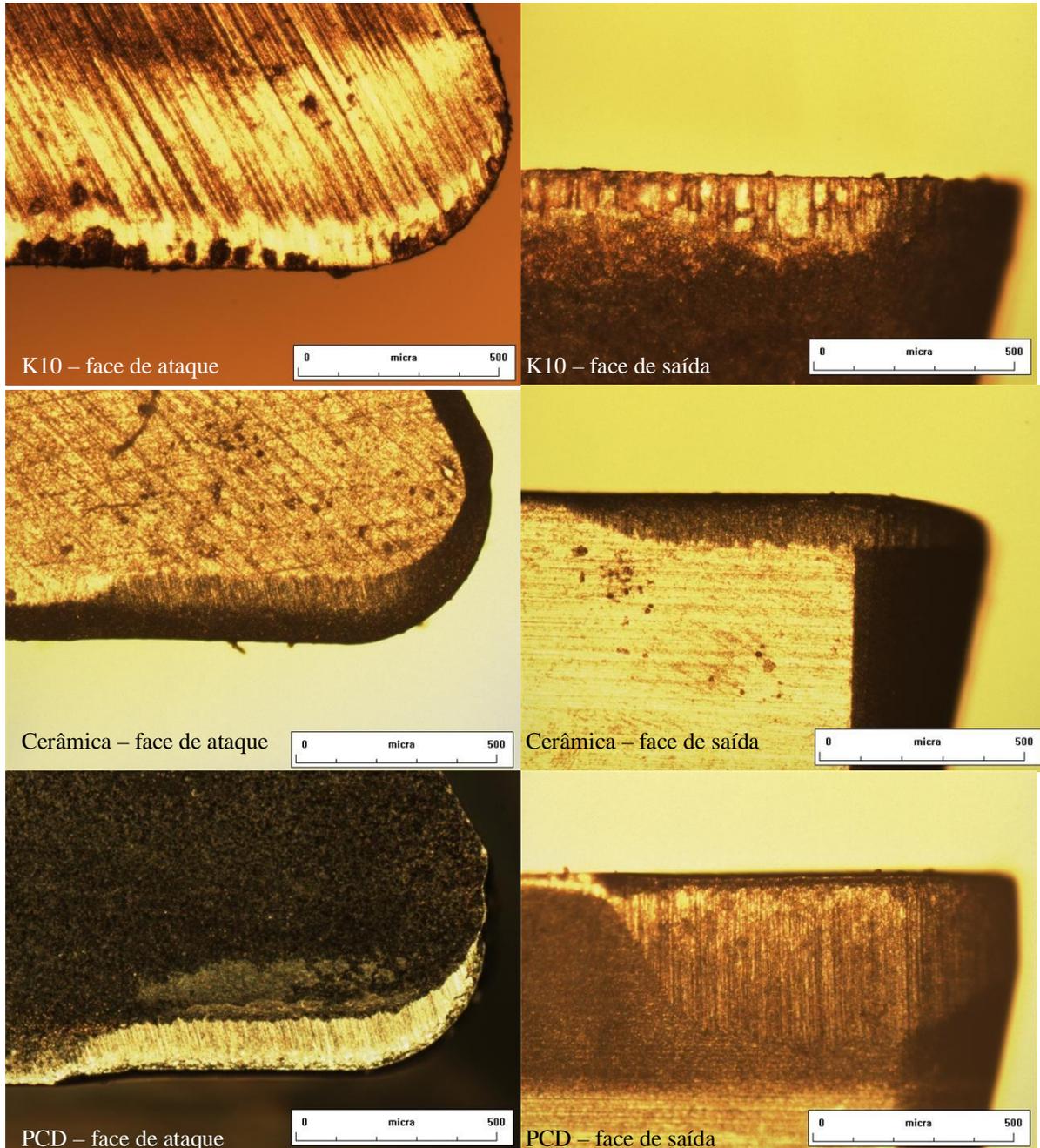
Figura 4.30 – Evolução do desgaste (VB) em função do tempo de corte (t).

Pela observação da figura 4.30, o desgaste (VB) das três ferramentas de corte aumenta com o aumento do tempo de corte.

No final dos 15 minutos de tempo de corte observa-se que a ferramenta K10 apresenta valores maiores de desgaste do que a ferramenta cerâmica.

A ferramenta cerâmica prova ser mais resistente ao desgaste provocado pelo processo de maquinagem nomeadamente o torneamento contínuo (provavelmente devido ao facto de suportar melhor as altas temperaturas geradas pelo processo) obtendo um valor de desgaste de 0,12 mm ao fim de 15 minutos.

Como a figura 4.30 mostra, é possível afirmar que a ferramenta cerâmica apresenta valores de desgaste mais baixos que a ferramenta K10 e que a ferramenta PCD obteve os piores resultados em termos de desgaste.



**Figura 4.31: Desgaste observado (50X) no microscópio NIKON ECLIPSE LV 150 ferramenta K10 (15 minutos de tempo de corte), Cerâmica (15 minutos de tempo de corte) e PCD (7 minutos de tempo de corte) para uma  $V_c= 100$  m/min; um  $a= 0.1$  mm/rev e um  $p= 1$  mm.**

## **Capítulo 5)**

### **Conclusões**

Com esta investigação pretende apresentar-se uma contribuição para o estudo da maquinabilidade da liga WCu25 com aplicação no fabrico de eléctrodos para a electroerosão.

Neste sentido, demonstrou-se que o modelo teórico de Merchant aproxima-se do modelo obtido experimentalmente ao contrário do modelo de Lee e Schaffer. Obteve-se uma equação específica para caracterizar a evolução do ângulo de corte para a liga em estudo.

No que diz respeito à análise experimental da maquinabilidade da liga WCu25 com a utilização das ferramentas de diamante policristalino (PCD), verificou-se que o uso da lubrificação permitiu obter melhores resultados em termos de forças de maquinagem, melhor acabamento de superfície e menor desgaste na ferramenta em comparação aos ensaios a seco. No entanto o uso de lubrificação cria um problema ambiental sendo sempre que possível de evitar a sua utilização.

No que respeita à influência dos parâmetros de corte, observou-se nos ensaios de maquinabilidade da liga WCu25 que o acabamento de superfície melhora com velocidades de corte altas para baixos avanços. Demonstrou-se também que o avanço tem maior influência

no acabamento de superfície e nas forças de corte que a velocidade de corte para a gama de parâmetros de corte testados.

Foi mostrado nesta dissertação, que a ferramenta de corte PCD não é uma boa opção para maquinar este tipo de liga podendo haver mesmo falha da própria ferramenta no caso da maquinagem a seco.

As ferramentas de corte K10 e cerâmica mostraram também ter uma alta resistência ao desgaste quando se maquinou a liga WCu25 até aos quinze minutos de corte. É importante destacar que a ferramenta K10 permite trabalhar com resultados semelhantes à ferramenta cerâmica em termos de força de maquinagem, potência de corte, força específica de corte e acabamento de superfície, exceptuando no desgaste sofrido. Neste caso, os melhores resultados surgem na ferramenta de corte cerâmica.

Entre outros aspectos, os resultados apresentados nesta tese reportam a informação relevante e de interesse prático sobre as condições de corte e o tipo de ferramenta mais apropriada a utilizar na maquinagem da liga WCu25.

## REFERÊNCIAS

- Abouelatta, O.B., Mádl, J., (2001), *Surface roughness prediction based on cutting parameters and tool vibrations in turning operations*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 118, pp. 269–277.
- Apiwat Muttamara a, Yasushi Fukuzawa a, Naotake Mohri b, Takayuki Tani, (2003), *Probability of precision micro-machining of insulating Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> ceramics by EDM*, Journal of Materials Processing Technology 140, pp. 243–247.
- Bil H., Kiliç S., Tekkaya A. (2004) *A comparison of orthogonal cutting data from experiments with three different finite element models*, International Journal of Machine Tools & Manufacture 44, pp 933-944.
- Boothroyd, G., W. Knight, (1989), *Fundamentals of Machining and Machine Tools*, Marcel Dekker, New York, pp. 61-91.
- Cabral G., Reis P., Polini R., Titus E., Ali N., Davim P., Grácio J., (2006) *Cutting performance of time-modulated chemical vapour deposited diamond coated tool inserts during machining graphite*, Diamond & Related Materials 15, pp. 1753–1758
- Davim J. P. (1995), *Princípios da maquinagem*, Livraria Almedina, Coimbra, pp. 74-76.
- Davim, J.P., (1997), *Estudo da maquinabilidade dos compósitos de matriz de alumínio*, Tese de Doutoramento, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.
- Deepak K. Panda; Rajat Kumar Bhoi, (2006), *Electro-Discharge Machining—A Qualitative Approach*, Materials and Manufacturing Processes 21:8, pp 853 – 862.
- Drodza, Thomas J., (1998), *Tool and Manufacturing Engineers Handbook: A reference book for manufacturing managers, and technicians*, capítulo 14, electrical discharge machining (EDM).

El-Sonbaty, U. A. Khashaba, T Machaly, T. (2004), *Factors affecting the machinability of GFR/epoxy composites*, Composite Structures, Vol. 63, pp. 329-338.

Esperto L., Santos M., (2004), *Tecnologias inovadoras para o fabrico rápido de ferramentas*, INETI/CEGEF/ DMTP.

Esperto L., Santos M., Osório A., (2006) *Desempenho de eléctrodos para EDM em cobre/bronze obtidos pelo processo DMLS*, INETI/DMTP/UTP, Edifício C, Estrada do Paço do Lumiar, 1649-038 Lisboa

Groover, M.P. (1996), *Fundamentals of Modern Manufacturing Materials, Process and Systems*, Prentice Hall International Editions, pp. 543-563.

Grzesik W. (2008) *Advanced Machining Processes of Metallic Materials Theory Modelling and Applications*, Elsevier, cap.7-16, pp.85-330.

Her M., Weng F., (2001) *Micro-hole Machining of Copper Using the Electro-discharge Machining Process with a Tungsten Carbide Electrode Compared with a Copper Electrode*, Int J Adv Manuf Technol 17, pp.715–719

Hwa-Teng Lee, Fu-Chuan Hsu, Tzu-Yao Tai, (2004), *Study of surface integrity using the small area EDM process with a copper–tungsten electrode*, Materials Science and Engineering A364, pp 346–356.

Jahanmir, S., Ramulu, M., Koshy, P., (1998), *Machining of ceramics and composites*, Marcell Dekker Inc., New York, pp. 238-243.

Kalpak, S., Schmid, S.R., (2002), *Manufactura, ingeniería y tecnología*, Pearson Educacion, México.

Kopac, J., Bahor, M., (1999), *Interaction of the technological history of a workpiece material and the machining parameters on the desired quality of the surface roughness of a product*, Journal of Materials Processing Technology, vols. 92-93, pp. 381–387.

Lee H. C., Shaffer B.W., (1951), *The theory of plasticity applied to a problem of machining*, ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 73.

Lee H., Hsu F., Tai T., (2004) *Study of surface integrity using the small area EDM process with a copper–tungsten electrode*, Materials Science and Engineering A364 pp. 346–356

Li Y., Wong, J.Y.H. Fuh, Li Lu, (2001), *Effect of TiC in copper-tungsten electrodes on EDM performance*, Journal of Materials Processing Technology 113, pp 563-567.

Marafona J., Wykes C., (2000) *A new method of optimising material removal rate using EDM with copper–tungsten electrodes*, International Journal of Machine Tools & Manufacture 40 pp. 153–164

Merchant, M.E. (1945), *Mechanics of Metal Cutting Process. I Orthogonal Cutting and type 2 chip*, Journal of applied Physics, Vol. 16, pp. 267-275.

Nelson Henrique da Silva, (2006), *Usinagem de furos de pequenos diâmetros na liga de titânio Ti6Al4V em máquina de electroerosão por penetração*, Pontifícia Universidade Católica do Paraná, programa de pós-graduação em Engenharia Mecânica, Centro de ciências exactas e de tecnologia, pp. 12-109.

Petropoulos, G., Davim, J.P., Mata, F., Pandazaras, C., (2006), *New considerations of evaluating the anisotropy of machined surfaces*, Journal of Balkan Tribological Association, Vol. 12, N 1, pp. 1-6.

Shaw, M.C. (1984), *Metal Cutting Principles*, Oxford Science Publications New York, pp. 18-46.

Shet, C., Deng, X., (2000), *Finite element analysis of the orthogonal metal cutting process*, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 105 (1), pp. 95-109.

Stampfl J., Leitgeb R., Cheng Y., Prinz F., (2000) *Electro-discharge machining of mesoscopic parts with electroplated copper and hot-pressed silver tungsten electrodes*, J. Micromech. Microeng. 10 pp. 1–6

Stoeterau R. L., Fernanda C. B., Gustavo L. Maestrelli, Marcel M. Jabor, Rubia Toledo, (2007), *Superfícies Usinadas*, Aula 26.

Viktor P. Astakhov, (2006), *Tribology of metal cutting*, Tribology and Interface Engineering Series, n° 52, Elsevier, pág. 153.

Young, H.T., Chou, T.L., (1994), *Modeling of tool/chip interface temperature distribution in metal cutting*, International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 36 (10), pp.931-943.

## **ANEXO A**



**Tabela 1 – Valores das forças de corte e das espessuras da apara em função dos parâmetros de corte,  $p = 2,5\text{mm}$ , ferramenta K10 a seco.**

Ensaio	V <sub>c</sub>	a	F <sub>c</sub> <sup>med</sup>	F <sub>a</sub> <sup>med</sup>	e'(*)
<b>1</b>	200	0,05	374,55	374,07	0,154
<b>2</b>	200	0,1	581,57	412,26	0,234
<b>3</b>	200	0,2	931,47	472,36	0,299
<b>4</b>	200	0,4	1370,39	521,38	0,565
<b>5</b>	100	0,05	335,26	300,31	0,151
<b>6</b>	100	0,1	430,55	308,34	0,205
<b>7</b>	100	0,2	839,65	393,61	0,373
<b>8</b>	100	0,4	1272,03	464,16	0,634
<b>9</b>	50	0,05	358,36	331,08	0,149
<b>10</b>	50	0,1	529,34	344,21	0,241
<b>11</b>	50	0,2	827,65	402,94	0,413
<b>12</b>	50	0,4	1371,44	507,59	0,68

\* Média de 3 medidas

V<sub>c</sub>: velocidade de corte (m/min)

a: avanço (mm/rot)

F<sub>c</sub>, F<sub>a</sub>, F<sub>p</sub>: forças de corte (N)

e': espessura da apara (mm) resultante do processo de corte;

Nota: A medida constante da profundidade de corte utilizada nestes ensaios foi de 2,5 mm.

**Tabela 2 – Valores do grau de encalque (Rc), do ângulo de corte ( $\phi$ ), da tensão tangencial ( $\tau$ ), da tensão normal ( $\sigma$ ), da deformação da avara ( $\epsilon$ ), do ângulo de fricção ( $\rho$ ), do coeficiente de fricção ( $\mu$ ), do ângulo de Merchant ( $\phi_M$ ) e do ângulo de Lee e Shafer,  $p = 2,5\text{mm}$ , ferramenta K10 a seco.**

Ensaio	Rc	$\phi$	$\tau$	$\sigma$	$\epsilon$	$\rho$	$\mu$	$\phi_M$	$\phi_{LS}$
<b>1</b>	3,08	17,99	594,71	1164,70	3,55	44,96	1,00	44,50	0,04
<b>2</b>	2,34	23,14	585,96	955,13	2,77	35,33	0,71	44,65	9,67
<b>3</b>	1,495	33,78	568,89	1012,45	2,16	26,89	0,51	44,75	18,11
<b>4</b>	1,4125	35,30	472,19	703,42	2,12	20,83	0,38	44,81	24,17
<b>5</b>	3,02	18,32	562,96	981,93	3,35	41,85	0,90	44,55	3,15
<b>6</b>	2,05	26,00	441,55	817,03	2,54	35,61	0,72	44,64	9,39
<b>7</b>	1,865	28,20	523,57	702,84	2,40	25,12	0,47	44,77	19,88
<b>8</b>	1,585	32,25	441,89	571,64	2,22	20,05	0,36	44,82	24,95
<b>9</b>	2,98	18,55	596,60	1089,01	3,32	42,73	0,92	44,54	2,27
<b>10</b>	2,41	22,54	547,29	798,39	2,82	33,03	0,65	44,68	11,97
<b>11</b>	2,065	25,84	496,24	630,57	2,55	25,96	0,49	44,76	19,04
<b>12</b>	1,7	30,47	468,86	574,38	2,29	20,31	0,37	44,82	24,69

$a \approx e$  em que  $e = a \cdot \text{sen} \chi$  e que  $\chi = 91^\circ \Rightarrow \text{sen} \chi \approx 1$ .

$\phi$ : ângulo de corte ( $^\circ$ )

$\tau$ : tensão tangencial (N/mm<sup>2</sup>)

$\sigma$ : tensão normal (N/mm<sup>2</sup>)

$\epsilon$ : deformação plástica da avara

$\rho$ : ângulo de fricção

$\mu$ : coeficiente de fricção

$\phi_M$ : ângulo de Merchant

$\phi_{LS}$ : ângulo de Lee e Shafer

**Tabela 3 – Valores da: inversa do grau de encaque (Rc), da potência de corte (Pm), da potência gerada pelo o atrito entre a apara e a ferramenta (Pf), da potência gerada na zona primária de deformação potência gerada na zona primária de deformação (Ps), do número térmico (R), da proporção de calor absorvido ( $\Gamma$ ), da largura da apara (b), da temperatura da apara na zona primária de corte ( $\theta_s$ ), da temperatura média resultante do atrito entre a apara e a face de ataque ( $\theta_f$ ), do comprimento de contacto médio (lf), da espessura da apara após o corte (a0), do  $l_0$  [comprimento de contacto médio (lf) dividido pela espessura da apara após o corte (e')], da temperatura na zona secundária de corte ( $\theta_m$ ) e da temperatura de corte máxima ( $\theta_{max}$ ), p = 2,5mm, ferramenta K10 a seco.**

Ensaio	1/Rc	Pm	Pf	Ps	R	Rtn $\phi$	$\Gamma$	b	$\theta_s$	$\theta_f$	lf	a0	$l_0$	$\theta_m$	$\theta_{m\acute{a}x}$
1	0,32	1247,25	404,43	842,82	2,35	0,76	0,49	2,50	316,54	297,83	0,27	0,15	1,75	389,77	728,31
2	0,43	1936,63	586,68	1349,95	4,71	2,01	0,32	2,50	338,00	216,02	0,36	0,23	1,53	428,23	788,24
3	0,67	3101,80	1052,15	2049,65	9,42	6,30	0,18	2,50	309,43	193,70	0,37	0,30	1,22	607,41	938,84
4	0,71	4563,40	1229,16	3334,23	18,83	13,33	0,09	2,50	279,30	113,15	0,67	0,57	1,19	508,94	810,24
5	0,33	559,88	166,07	393,82	1,18	0,39	0,61	2,50	225,53	243,85	0,26	0,15	1,74	227,11	474,65
6	0,49	719,02	251,18	467,83	2,36	1,15	0,44	2,50	192,35	184,42	0,29	0,21	1,43	267,61	481,96
7	0,54	1402,22	352,46	1049,76	4,72	2,53	0,30	2,50	269,76	129,39	0,51	0,37	1,37	271,87	563,64
8	0,63	2124,29	489,05	1635,24	9,44	5,96	0,18	2,50	246,13	89,77	0,80	0,63	1,26	277,82	545,95
9	0,34	297,44	92,21	205,23	0,59	0,20	0,70	2,50	181,90	272,45	0,26	0,15	1,73	179,48	383,39
10	0,41	439,35	118,55	320,81	1,17	0,49	0,58	2,50	199,05	175,12	0,37	0,24	1,55	172,05	393,09
11	0,48	686,95	161,96	524,99	2,35	1,14	0,44	2,50	217,16	119,63	0,59	0,41	1,44	172,75	411,91
12	0,59	1138,30	247,82	890,47	4,69	2,76	0,28	2,50	236,78	91,53	0,89	0,68	1,30	196,23	455,02

Rc: grau de encaque

Pm: potência de corte (J/s)

Pf: potência gerada pelo o atrito entre a apara e a ferramenta (J/s)

Ps: potência gerada na zona primária de deformação (J/s)

R: número térmico

$\Gamma$ : proporção de calor absorvido

b: largura da apara (mm)

$\theta_s$ : temperatura da apara na zona primária de corte (°C)

$\theta_f$ : temperatura média resultante do atrito entre a apara e a face de ataque (°C)

lf: comprimento de contacto médio (mm)

a<sub>0</sub>: espessura da apara após o corte (mm)

$l_0$ : comprimento de contacto médio (lf) dividido pela espessura da apara após o corte (e')

$\theta_m$ : temperatura na zona secundária de corte (°C)

$\theta_{max}$ : temperatura de corte máxima (°C)



## **ANEXO B**



**Tabela 1 – Valores das médias das forças de corte em função dos parâmetros de corte e valores da força de maquinagem ( $F_m$ ), da potência de corte ( $P_c$ ), da força específica de corte ( $K_s$ ), da rugosidade média aritmética ( $R_a$ ) e da rugosidade máxima ( $R_t$ ) em função dos parâmetros de corte,  $p = 1\text{mm}$ , ferramenta K10 a seco.**

Ensaio	Vc	a	$F_c^{med}$	$F_a^{med}$	$F_p^{med}$	$F_m$	$K_s$	$P_c$	$R_a$	$R_t$
1	200	0,05	108,63	87,60	26,53	142,10	2172,66	362,11	0,70	10,23
2	200	0,1	187,69	108,97	31,42	219,30	1876,91	625,64	0,89	6,96
3	200	0,2	309,13	128,02	53,55	338,80	1545,63	1030,42	4,41	21,01
4	200	0,4	491,79	144,12	84,59	519,40	1229,48	1639,30	14,23	63,34
5	100	0,05	110,44	90,72	30,44	146,1	2208,8	184,1	0,45	4,70
6	100	0,1	203,37	123,30	42,89	241,70	2033,74	338,96	0,69	5,90
7	100	0,2	336,95	159,74	64,76	378,50	1684,76	561,59	3,04	15,00
8	100	0,4	600,05	202,76	110,02	642,9	1500,1	1000,1	9,85	47,35
9	50	0,05	134,41	111,15	31,22	177,20	2688,29	112,01	0,38	3,81
10	50	0,1	226,61	145,34	44,05	272,80	2266,07	188,84	0,74	5,94
11	50	0,2	350,41	195,17	71,63	407,4	1752,1	292,0	3,98	19,26
12	50	0,4	624,88	252,91	121,33	684,90	1562,19	520,73	12,67	61,12

Vc: velocidade de corte (m/min)

a: avanço (mm/rot)

p: penetramento (mm)

$F_c^{med}$ ,  $F_a^{med}$ ,  $F_p^{med}$ : forças de corte médias (N)

$F_m$ : força de maquinagem (N);

$K_s$ : força específica de corte ( $\text{N}/\text{mm}^2$ );

$P_c$ : potência de corte (W);

$R_a$ : rugosidade média aritmética ( $\mu\text{m}$ );

$R_t$ : rugosidade máxima ( $\mu\text{m}$ ).



## **ANEXO C**

**Tabela 1 – Valores da força de maquinagem ( $F_m$ ), da potência de corte ( $P_c$ ), da força específica de corte ( $K_s$ ), da rugosidade média aritmética ( $R_a$ ), da rugosidade máxima ( $R_t$ ) e do desgaste ( $VB$ ) em função dos parâmetros de corte e tempo de corte ( $t$ ) para os ensaios longos (seco e com lubrificação) com a ferramenta PCD,  $V_c = 100$  m/min,  $a = 0,1$  mm/rot,  $p = 1$  mm.**

Ensaio	Tempo corte	$F_{med\_lub}$	$F_{med\_seco}$	$Ks\_lub$	$Ks\_seco$	$P_{c\_lub}$	$P_{c\_seco}$	$Ra\_lub$	$Ra\_seco$	$Rt\_lub$	$Rt\_seco$	$VB\_lub$	$VB\_seco$
1	0,39	191,87	501,2	1802,49	2247,4	300,42	374,6	0,63	2,24	3,27	10,21	0,021	0,034
2	0,78	193,92	507,6	1592,02	2281,8	265,34	380,3	1,04	2,16	5,12	11,34	0,025	0,059
3	1,18	238,34	549,4	1769,73	2364,0	294,95	394,0	1,86	2,73	8,21	17,2	0,027	0,068
4	1,57	284,43	572,3	1885,77	2428,1	314,29	404,7	2,45	2,59	10,04	9,5	0,028	0,068
5	1,96	327,35	617,1	1963,06	2504,3	327,18	417,4	2,42	2,74	9,69	17,52	0,029	0,07
6	2,35	374,84	664,1	2080,42	2585,3	346,74	430,9	2,18	2,75	9,03	8,54	0,03	0,07
7	2,74	417,06	692,9	2149,03	2666,0	358,17	444,3	1,97	2,82	9,09	10,88	0,031	0,072
8	3,13	483,71	726,9	2570,46	2684,5	428,41	447,4	1,59	2,82	8,39	11,6	0,032	0,072
9	3,53	494,09	759,4	2358,76	2749,7	393,13	458,3	1,58	2,69	8,4	10,28	0,034	0,072
10	3,92	519,31	789,3	2372,67	2816,5	395,44	469,4	1,65	2,49	7,68	8,65	0,036	0,072
11	4,31	558,51	827,7	2435,21	2900,3	405,87	483,4	1,86	2,71	7,94	9,13	0,037	0,078
12	4,70	587,99	851,4	2508,16	2920,9	418,03	486,8	1,85	2,72	8,24	11,19	0,037	0,079
13	5,09	597,66	877,8	2491,30	3026,2	415,22	504,4	1,96	2,83	9,04	10,44	0,039	0,083
14	5,48	652,67	862,6	2488,00	2942,4	414,67	490,4	2,05	2,74	10,17	10,31	0,047	0,086

$F_m$ : força de maquinagem (N);

$K_s$ : força específica de corte (N/mm<sup>2</sup>);

$P_c$ : potência de corte (W);

$R_a$ : rugosidade média aritmética ( $\mu$ m);

$R_t$ : rugosidade máxima ( $\mu$ m);

$VB$ : Desgaste da ferramenta na face de saída ( $\mu$ m).

**Tabela 2 – Valores da força de maquinagem ( $F_m$ ), da potência de corte ( $P_c$ ), da força específica de corte ( $K_s$ ), da rugosidade máxima ( $R_t$ ) e do desgaste ( $VB$ ) em função dos parâmetros de corte e tempo de corte ( $t$ ) para os ensaios longos em K10 e Cerâmica,  $V_c = 100$  m/min,  $a = 0,1$  mm/rot,  $p = 1$  mm.**

Tempo de corte (min)	$F_{med\_PCD}$	$F_{med\_K10}$	$F_{med\_Cerâmica}$	$Ks\_PCD$	$Ks\_cerâmica$	$Ks\_k10$	$P_{c\_PCD}$	$P_{c\_cerâmica}$	$P_{c\_k10}$	$Ra\_PCD$	$Ra\_cerâmica$	$Ra\_K10$	$Rt\_PCD$
0,39	501,2	234,8	264,18	2247,4	2334,55	2081,6	374,6	389,09	346,9	2,24	0,81	0,62	10
0,78	507,6	230,0	224,02	2281,8	1923,23	2035,5	380,3	320,54	339,3	2,16	0,78	0,86	11
1,18	549,4	226,5	226,99	2364,0	1924,46	2003,0	394,0	320,74	333,8	2,73	0,89	0,9	1
1,57	572,3	239,5	233,86	2428,1	1960,40	2107,3	404,7	326,73	351,2	2,59	0,90	0,87	
1,96	617,1	226,7	237,84	2504,3	1981,34	2009,2	417,4	330,22	334,9	2,74	0,94	0,85	17
2,35	664,1	225,8	242,12	2585,3	1997,53	2004,5	430,9	332,92	334,1	2,75	0,99	0,82	8
2,74	692,9	217,7	243,47	2666,0	1996,17	1938,3	444,3	332,70	323,0	2,82	0,95	0,85	10
3,13	726,9	226,9	250,47	2684,5	2043,98	2017,4	447,4	340,66	336,2	2,82	0,96	0,99	1
3,53	759,4	221,0	251,91	2749,7	2043,67	1964,7	458,3	340,61	327,4	2,69	0,95	0,86	10
3,92	789,3	219,3	252,25	2816,5	2028,35	1953,8	469,4	338,06	325,6	2,49	0,94	0,92	8
4,31	827,7	209,3	255,44	2900,3	2055,68	1875,9	483,4	342,61	312,6	2,71	0,95	0,93	9
4,70	851,4	221,0	254,96	2920,9	2035,03	1968,6	486,8	339,17	328,1	2,72	0,91	0,84	11
5,09	877,8	220,9	258,05	3026,2	2050,09	1957,4	504,4	341,68	326,2	2,83	0,98	1,01	10
5,48	862,6	217,5	256,73	2942,4	2029,62	1918,8	490,4	338,27	319,8	2,74	1,03	1,09	10
6,66	1153,4	219,6	253,41	4053,4	1981,18	1943,1	675,6	330,20	323,9	1,89	1,11	1	8
7,83	1243,4	227,4	262,57	4096,4	1997,10	2000,7	682,7	332,85	333,5	3,09	1,14	0,97	16
9,01		223,9	284,72		2137,43	1952,0		356,24	325,3		1,12	0,89	
10,18		224,3	289,60		2144,48	1974,3		357,41	329,0		1,21	0,98	
11,36		227,8	298,96		2213,26	1992,3		368,88	332,1		1,24	0,98	
12,53		223,4	302,15		2219,84	1955,2		369,97	325,9		1,38	1,11	
13,71		226,3	301,88		2198,43	1975,0		366,41	329,2		1,40	1,12	

$F_m$ : força de maquinagem (N);

$K_s$ : força específica de corte ( $N/mm^2$ );

$P_c$ : potência de corte (W);

$R_a$ : rugosidade média aritmética ( $\mu m$ );

$R_t$ : rugosidade máxima ( $\mu m$ );

$VB$ : Desgaste da ferramenta na face de saída ( $\mu m$ ).