

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA**

**TECNOLOGIA DE ELETROEROSÃO POR PENETRAÇÃO
DA LIGA DE ALUMÍNIO AMP 8000 E DA LIGA DE COBRE CuBe
PARA FERRAMENTAS DE MOLDAGEM DE MATERIAIS PLÁSTICOS**

Tese submetida à

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA

para a obtenção do grau de

DOUTOR EM ENGENHARIA MECÂNICA

FRED LACERDA AMORIM

Florianópolis, junho de 2002

BIOGRAFIA DO AUTOR

Fred Lacerda Amorim nasceu em Vitória da Conquista, no Estado da Bahia, no dia 13 de setembro de 1971. Nesta mesma cidade concluiu seus estudos primário e secundário. cursou Engenharia Mecânica (1989 –1994) na Universidade Vale do Rio Doce – UNIVALE em Governador Valadares, no Estado de Minas Gerais.

De 1994 a 1996 realizou o curso de Mestrado em Engenharia Mecânica, na área de concentração Projetos de Sistemas Mecânicos, na Universidade Federal de Santa Catarina – UFSC junto ao PPGEM¹. No período de 1997 a 2002 desenvolveu seu doutoramento em Engenharia Mecânica, na área de concentração Fabricação, também vinculado ao PPGEM da Universidade Federal de Santa Catarina – UFSC. De novembro de 1999 a janeiro de 2001 foi pesquisador do grupo de eletroerosão da RWTH-WZL-Aachen², na Alemanha, onde executou a maior parte das experiências do seu trabalho de doutorado. Desde 1997 é professor do Curso de Engenharia Mecânica da Pontifícia Universidade Católica do Paraná – PUCPR, em Curitiba.

¹ PPGEM – Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da UFSC.

² WZL-RWTH-Laboratorium für Werkzeugmaschinen und Betriebslehre der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule.

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM

ENGENHARIA MECÂNICA

**TECNOLOGIA DE ELETROEROSÃO POR PENETRAÇÃO
DA LIGA DE ALUMÍNIO AMP 8000 E DA LIGA DE COBRE CuBe
PARA FERRAMENTAS DE MOLDAGEM DE MATERIAIS PLÁSTICOS**

FRED LACERDA AMORIM

**Esta tese foi julgada adequada para a obtenção do título de
DOUTOR EM ENGENHARIA**

ESPECIALIDADE ENGENHARIA MECÂNICA

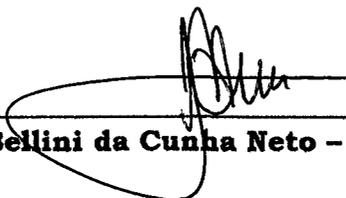
sendo aprovada em sua forma final



Prof. Dr.-Ing. Walter L. Weingaertner
Orientador

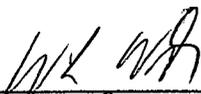


Prof. Dr.-Ing. Fritz Klocke
Co-orientador RWTH-Aachen



Prof. Dr. José A. Bellini da Cunha Neto - Coordenador do Curso

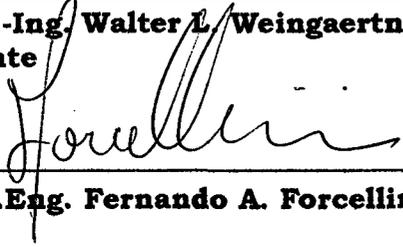
BANCA EXAMINADORA



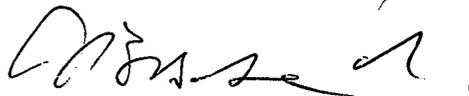
Prof. Dr.-Ing. Walter L. Weingaertner
Presidente



Prof. Álisson Rocha Machado, Ph.D



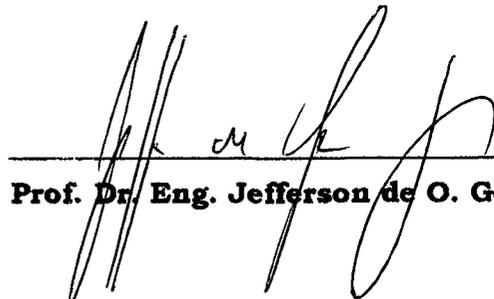
Prof. Dr.Eng. Fernando A. Forcellini



Prof. Dr.-Ing. Augusto J. de A. Buschinelli



Prof. Dr.Eng. Rolf Bertrand Schroeter



Prof. Dr. Eng. Jefferson de O. Gomes

*Aos meus pais,
Fernando A. Amorim e Mechtilde L. Amorim,
que sempre serão as pessoas mais importantes de minha vida.*

*A Ricarda,
que esteve ao meu lado em todos os momentos
durante o desenvolvimento deste trabalho.*

*Ao meu velho, Carlos Cabral, por sua imensurável amizade
e indelével conduta científica ao longo de toda a sua vida.*

AGRADECIMENTOS

Meu profundo agradecimento ao Prof. Dr.-Ing. Walter L. Weingaertner, meu Orientador, pelo seu apoio irrestrito e incentivo durante o desenvolvimento deste trabalho.

Aos membros da banca examinadora, Prof. Álisson R. Machado, Ph.D., Prof. Dr.-Ing. Augusto Buschinelli, Prof. Dr.Eng. Fernando Antônio Forcellini, Prof. Dr.Eng. Jefferson O. Gomes, Prof. Dr.Eng. Rolf B. Schroeter, pelas críticas e sugestões no sentido de melhorar a qualidade deste trabalho.

A RWTH-WZL-Aachen, na Alemanha, representada pelo meu Co-Orientador, Prof. Dr.-Ing. Fritz Klocke, e demais colegas do grupo de pesquisa em eletroerosão, em especial ao técnico Hans Bolg.

A Pontifícia Universidade Católica do Paraná – PUCPR, pela concessão de minha licença de doutoramento, destacando, particularmente, os Professores Laertes B. Guimarães e Ronaldo Mayrhofer.

Ao estudante de Engenharia de Produção da PUCPR, meu aluno de iniciação científica, Felipe Chichof pelo auxílio na execução de parte das experiências deste trabalho e ao técnico Wagner Pimenta do LAUS-PUCPR.

Aos meus amigos, desde a época de mestrado na UFSC, Eduardo Alves Portela e Etney Neves e, especialmente, ao meu velho camarada Nathan Mendes, pelo estímulo nos momentos difíceis.

Ao meu colega de trabalho Celso Veiga por seus comentários e sugestões durante a escrita deste trabalho.

Enfim, agradeço a todos que, embora não citados, ajudaram a concretizar a minha pesquisa de doutorado.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS.....	x
LISTA DE TABELAS.....	xvi
SIMBOLOGIA.....	xvii
RESUMO.....	xviii
ABSTRACT.....	xix
1 INTRODUÇÃO.....	1
2 APLICAÇÃO DAS LIGAS DE ALUMÍNIO E LIGAS DE COBRE COMO MATERIAIS PARA MOLDES.....	7
2.1 Introdução.....	7
2.2 O molde e a máquina de injeção.....	8
2.3 Aspectos básicos de projeto de um molde de injeção.....	10
2.3.1 O molde de injeção como um trocador de calor.....	13
2.4 As ligas de alumínio e ligas de cobre como materiais para moldes.....	14
3 FUNDAMENTOS DO PROCESSO DE ELETROEROSÃO POR FAÍSCAS.....	21
3.1 Generalidades sobre o processo de eletroerosão.....	21
3.2 Principais constituintes de uma máquina de EDM por penetração.....	25
3.3 Evolução e algumas tendências atuais da pesquisa em EDM.....	29
3.4 Fundamentos do fenômeno físico de uma descarga.....	35
3.4.1 Fase de ignição.....	37
3.4.2 Formação do canal de plasma.....	38

3.4.3 Fusão e evaporação de material nos eletrodos.....	39
3.4.4 Ejeção do material fundido.....	42
3.5 Principais parâmetros de controle do Processo.....	45
3.6 Influência dos parâmetros do processo.....	47
3.6.1 Tensão média de trabalho (U) e tensão em aberto (\hat{u}_i).....	47
3.6.2 Polaridade dos eletrodos e duração e energia da descarga.....	49
3.6.3 Relação de contato.....	52
3.6.4 Lavagem dos produtos da remoção.....	53
3.6.5 Movimentação planetária e de rotação do eletrodo-ferramenta.....	59
3.6.6 Influência do material do eletrodo-ferramenta e da peça.....	61
3.7 Aspectos de integridade superficial.....	64
4 MÉTODO EXPERIMENTAL E MATERIAIS.....	67
4.1 Esquema experimental geral.....	67
4.2 Técnicas de quantificação e caracterização dos resultados.....	72
4.2.1 Taxa de remoção de material V_w e desgaste volumétrico relativo ϑ	72
4.2.2 Aspectos de integridade superficial.....	74
5 USINABILIDADE DA LIGA DE ALUMÍNIO AMP 8000.....	75
5.1 Planejamento experimental para o regime de desbaste da liga AMP 8000.....	75
5.2 Usinabilidade da liga AMP 8000 sob condições de desbaste.....	77
5.2.1 Resultados sobre a taxa de remoção V_w e o volumétrico relativo ϑ	77
5.2.2 Resultados sobre a rugosidade das amostras após EDM de desbaste.....	87
5.3 Planejamento experimental para o regime de acabamento da liga AMP 8000.....	89
5.4 Usinabilidade da liga AMP 8000 sob condições de acabamento.....	91
5.4.1 Resultados sobre a taxa de remoção V_w e o volumétrico relativo ϑ	91
5.4.2 Resultados sobre a rugosidade das amostras após EDM de acabamento.....	97
5.5 Aspectos de integridade superficial das amostras de AMP 8000 após EDM...	100

5.6 Usinagem da liga AMP 8000 com eletrodos de grafita.....	106
5.6.1 Plano experimental dos ensaios para usinagem de acabamento.....	106
5.6.2 Resultados e discussões.....	107
6 USINABILIDADE DA LIGA DE COBRE CuBe C17200.....	115
6.1 Plano experimental geral para os testes da liga C17200.....	115
6.2 Usinabilidade da liga C17200 sob condições de desbaste.....	116
6.2.1 Resultados sobre a taxa de remoção de material V_w	116
6.2.2 Resultados sobre o desgaste volumétrico relativo ϑ	119
6.2.3 Influência da relação de contato τ	122
6.3 Usinabilidade da liga C17200 sob condições de acabamento.....	125
6.3.1 Resultados sobre a taxa de remoção de material V_w	125
6.4 Aspectos de integridade superficial das amostras após EDM.....	129
6.4.1 Rugosidade das amostras usinadas sob desbaste e acabamento.....	129
6.4.2 Influência térmica do processo de EDM.....	133
7 CONCLUSÕES.....	137
7.1 Usinabilidade da liga AMP 8000 utilizando eletrodos-ferramenta de cobre..	137
7.2 Usinabilidade da liga AMP 8000 utilizando eletrodos-ferramenta de grafita.	140
7.2.1 Parâmetros de trabalho.....	140
7.2.2 Integridade superficial.....	141
7.3 Usinabilidade da liga CuBe ASTM C17200.....	141
7.3.1 Parâmetros de Processos.....	141
7.3.2 Integridade Superficial.....	142
7.4 Recomendações para futuros trabalhos de pesquisa.....	143
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	144

APÊNDICE 1 - MÁQUINA UTILIZADA.....	151
APÊNDICE 2 - ANÁLISE MICROGRÁFICA DA LIGA AMP 8000 E DO AÇO AISI P20.....	153

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 · Máquina injetora típica.....	9
Figura 2.2 · Diagrama do ciclo de injeção.....	13
Figura 2.3 · Gaveta de Refrigerador doméstico com insertos de CuBe C17200.....	18
Figura 2.4 · Produto cuja parte macho do molde é totalmente fabricada com C17200.....	18
Figura 2.5 · Peça automotiva produzida em molde de alumínio.....	19
Figura 2.6 · Comparação do tempo de fabricação do molde e do ciclo de injeção de peça automotiva produzida em moldes de aço e de alumínio.....	19
Figura 3.1 · Esquema simplificado do circuito Lazarenko.....	22
Figura 3.2 · Representação esquemática da (a) eletroerosão por penetração e (b) da eletroerosão a fio.....	23
Figura 3.3 · Exemplos de molde e produto e matriz produzidos por EDM por penetração e a fio.....	24
Figura 3.4 · Máquina típica de EDM CNC por penetração.....	25
Figura 3.5 · Esquema dos atuais geradores das máquinas de EDM.....	26
Figura 3.6 · Típicas aplicações da EDM por penetração.....	27
Figura 3.7 · Condutividade elétrica de vários materiais.....	28
Figura 3.8 · Representação gráfica da pesquisa em EDM e da evolução industrial do mercado de máquinas.....	29
Figura 3.9 · Representação esquemática sobre a complexidade da formulação de um modelo unificado para EDM.....	30
Figura 3.10 · Necessidades do mercado sobre o processo de EDM.....	31
Figura 3.11 · Recentes áreas de pesquisa em EDM.....	33
Figura 3.12 · Exemplos de micro-EDM por penetração (A) por CHARMILLES (2002) e micro-EDM a fio (B) , por WZL (2001).....	34
Figura 3.13 · Fases de uma descarga elétrica no processo de EDM.....	37
Figura 3.14 · Representação esquemática da fase de ignição.....	38
Figura 3.15 · Representação esquemática da formação do canal de plasma.....	39
Figura 3.16 · Representação esquemática da fusão de material no anodo e no catodo.....	40

Figura 3.17 - Representação esquemática da faísca elétrica, destacando a forma do canal de plasma. O fluxo de calor nas superfícies do catodo e do anodo está representado por q_c e q_a , sendo r_a e r_c os raios das cavidades fundidas no anodo e catodo.....	41
Figura 3.18 - Fim da descarga, destruição do canal de plasma e remoção do material das cavidades.....	42
Figura 3.19 - (a) detalhe da <i>white layer</i> por Klocke & Karden (1999) e (b) detalhe da cratera formada na eletroerosão por Amorim et al. (2001).....	43
Figura 3.20 - Exemplos de partículas eletroerodidas.....	44
Figura 3.21 - Evolução da tensão e corrente elétricas durante a descarga de uma faísca, apresentando em destaque os principais parâmetros de controle do processo.....	45
Figura 3.22 - Tipos de descargas elétricas que podem ocorrer durante a eletroerosão. Destacam-se os efeitos da abertura da fenda de trabalho sobre a taxa de remoção e desgaste relativo.....	48
Figura 3.23 - Comportamento da profundidade da cavidade fundida no anodo em função do tempo de pulso t_i com $i_e = 2,34$ A	50
Figura 3.24 - Diferença das taxas de remoção no anodo e no catodo em função da duração da descarga.....	51
Figura 3.25 - Lavagem lateral dos produtos da remoção.....	55
Figura 3.26 - Lavagem por pressão pelo eletrodo-ferramenta.....	55
Figura 3.27 - Aspectos indesejáveis provocados pela lavagem por pressão pelo eletrodo.....	56
Figura 3.28 - Lavagem por sucção das partículas através do eletrodo.....	57
Figura 3.29 - deformação do fundo da cavidade provocada pela lavagem por pressão através do eletrodo.....	57
Figura 3.30 - Representação dos tempos de avanço e retração dos eletrodos.....	59
Figura 3.31 - Exemplo da movimentação planetária do eletrodo-ferramenta.....	59
Figura 3.32 - Movimentação planetária do eletrodo-ferramenta.....	60
Figura 3.33 - Representação esquemática e micrografia da seção transversal de amostra eletroerodida. Na parte B observa-se nitidamente a chamada <i>white layer</i>	65

Figura 4.1 - Modelo sistematizado do plano geral de desenvolvimento dos testes.	69
Figura 4.2 - Esquema do comportamento da corrente de descarga segundo o modo de atuação do gerador.....	70
Figura 4.3 - Representação dos tempos de Retração R e eletroerosão U.....	71
Figura 5.1 - Taxa de remoção V_w da liga AMP 8000 em função da variação de τ para usinagem de desbaste com i_e de 32 A e utilização de eletrodo-ferramenta de cobre.....	78
Figura 5.2 - Taxa de remoção V_w da liga AMP 8000 sob usinagem de desbaste com $i_e = 32$ A, $\tau = 0,8$ e polaridade negativa do eletrodo-ferramenta de cobre eletrolítico.....	80
Figura 5.3 - Taxa de remoção V_w para usinagem do aço AISI P20 para $i_e = 32$ A e variação da relação de contato de 0,5 a 0,8.....	81
Figura 5.4 - Comportamento do desgaste relativo ϑ da liga AMP8000 sob usinagem de desbaste com eletrodo-ferramenta de cobre eletrolítico.....	83
Figura 5.5 - Comportamento do desgaste relativo ϑ do aço ferramenta AISI P20 sob usinagem de desbaste com $i_e = 32$ A e variação de τ de 0,5 a 0,8.....	84
Figura 5.6 - Comportamento da taxa V_w e do desgaste relativo ϑ da liga AMP 8000 sob usinagem de desbaste com $i_e = 24$ A com $\tau = 0,5$ a 0,8.....	86
Figura 5.7 - Comportamento da taxa V_w e do desgaste relativo ϑ da liga AMP 8000 sob usinagem de desbaste com $i_e = 16$ A com $\tau = 0,5$ a 0,8.....	86
Figura 5.8 - Comportamento da taxa V_w do aço AISI P20 sob usinagem de desbaste com corrente de descarga $i_e = 16$ e 24 A e $\tau = 0,8$	87
Figura 5.9 - Comportamento da rugosidade das amostras após EDM em função da variação da duração da descarga e da relação de contato para corrente de 32 A.....	88
Figura 5.10 - Taxa de remoção V_w da liga AMP 8000 para correntes $i_e=3, 6, 8$ A para usinagem com polaridade positiva do eletrodo-ferramenta.....	91
Figura 5.11 - Taxa de remoção V_w da liga AMP 8000 para correntes $i_e = 3, 6, 8$ A para usinagem com polaridade negativa do eletrodo-ferramenta	92
Figura 5.12 - Taxa de remoção V_w do aço P20 para correntes $i_e = 3, 6, 8$ A para usinagem com polaridade positiva no eletrodo-ferramenta.....	93
Figura 5.13 - Taxa de remoção V_w do aço P20 para correntes $i_e = 3, 6, 8$ A para usinagem com polaridade negativa no eletrodo-ferramenta.....	93

Figura 5.14 – Desgaste relativo ϑ da liga AMP 8000 para correntes $\hat{i}_e = 3, 6, 8$ A para usinagem com polaridade positiva para o eletrodo-ferramenta de cobre.....	94
Figura 5.15 – Desgaste relativo ϑ da liga AMP 8000 para correntes $\hat{i}_e = 3, 6, 8$ A para usinagem com polaridade negativa para o eletrodo-ferramenta de cobre.....	95
Figura 5.16 – Taxa de remoção e desgaste relativo da liga AMP 8000 para usinagem com $\hat{i}_e = 1$ e 2 A, gerador de relaxação e polaridade negativa do eletrodo-ferramenta.....	96
Figura 5.17 – Taxa de remoção para o aço AISI P20 para usinagem com $\hat{i}_e = 1$ e 2 A, gerador de relaxação e polaridade negativa do eletrodo-ferramenta....	97
Figura 5.18 – Comportamento da rugosidade após EDM sob condições de acabamento-1 com polaridade positiva da ferramenta e gerador de pulsos estáticos.....	98
Figura 5.19 – Comportamento da rugosidade após EDM sob condições de acabamento-1 com polaridade negativa da ferramenta e gerador de pulsos estáticos.....	98
Figura 5.20 – Comportamento da rugosidade após EDM sob condições de acabamento-2 com polaridade negativa da ferramenta e gerador de relaxação.....	99
Figura 5.21 – Micrografias da seção transversal de uma amostra de aço AISI P20 usinada com $\hat{i}_e = 32$ A e $t_e = 400$ μ s.....	101
Figura 5.22 – Micrografias da seção transversal de amostras da liga AMP 8000 usinadas sob condições de desbaste e de acabamento-1 do processo de EDM	102
Figura 5.23 – Micrografias da seção transversal de amostras da liga AMP 8000 e do aço AISI P20 usinadas sob condições de acabamento-2 do processo de EDM.....	104
Figura. 5.24 – Comportamento da microdureza Vickers [HV] na usinagem de desbaste de liga AMP 8000 a partir da camada superficial até o material base da liga.....	105
Figura 5.25. Comportamento de V_w e ϑ da liga AMP 8000 para usinagem com eletrodos-ferramenta de grafita, corrente \hat{i}_e de 8 A e gerador de pulsos estáticos.....	108

Figura 5.26. Comportamento de V_w da liga AMP 8000 para usinagem com eletrodos-ferramenta de grafita, corrente i_e de 6 A e gerador de pulsos estáticos.....	109
Figura 5.27. Comportamento de η da liga AMP 8000 para usinagem com eletrodos-ferramenta de grafita, corrente i_e de 6 A e gerador de pulsos estáticos.....	110
Figura 5.28. Comportamento de V_w e η da liga AMP 8000 para usinagem com eletrodos-ferramenta de grafita, corrente i_e de 3 A e gerador de pulsos estáticos.....	111
Figura 5.29. Comportamento de V_w e η da liga AMP 8000 para usinagem com eletrodos-ferramenta de grafita, corrente i_e de 2 A e gerador atuando no modo de pulsos estáticos retangulares e de relaxação.....	112
Figura 5.30 – Comportamento da rugosidade das amostras da liga AMP 8000 usinadas com $i_e = 3, 6, 8$ A EDM utilizando-se eletrodos-ferramenta com polaridade positiva e negativa.....	113
Figura 5.31 – Comportamento da rugosidade das amostras da liga AMP 8000 usinadas com $i_e = 2$ A EDM utilizando-se eletrodos-ferramenta com polaridade negativa.....	114
Figura 6.1 - Taxa de remoção V_w da liga C17200 para usinagem de desbaste com eletrodo de cobre eletrolítico.....	117
Figura 6.2 - Taxa de remoção V_w da liga C17200 para usinagem de desbaste com eletrodo de WCu.....	118
Figura 6.3 - Comportamento do desgaste relativo η da liga C17200 sob usinagem de desbaste com eletrodo-ferramenta de cobre eletrolítico.....	120
Figura 6.4 - Comportamento do desgaste relativo η da liga C17200 sob usinagem de desbaste com eletrodo-ferramenta de cobre-tungstênio.....	121
Figura 6.5 - Desgaste volumétrico relativo η para usinagem de acabamento da liga CuBe C17200 com eletrodo de cobre eletrolítico.....	121
Figura 6.6 - Influência da relação de contato τ sobre os valores de η para usinagem com eletrodo-ferramenta de cobre eletrolítico e corrente de descarga i_e de 40 A.....	123
Figura 6.7 - Influência da relação de contato sobre os valores de V_w para usinagem com eletrodo-ferramenta de cobre eletrolítico sob i_e de 64, 40 e 21 A.....	124

Figura 6.8 - Influência da relação de contato τ sobre os valores de V_w para usinagem do aço AISI P20 com eletrodo-ferramenta de cobre eletrolítico e $\hat{i}_e = 32$ A.....	125
Figura 6.9 - Taxa de remoção V_w para usinagem de acabamento da liga C17200 com eletrodo de cobre eletrolítico.....	126
Figura 6.10 - Comportamento da corrente e tensão para usinagem de acabamento com corrente de descarga $\hat{i}_e = 4$ A utilizando eletrodo de cobre eletrolítico.....	127
Figura 6.11 - Taxa de remoção para usinagem de acabamento da liga CuBe C17200 com eletrodo de cobre-tungstênio.....	128
Figura 6.12 - Taxa de remoção V_w do aço AISI P20 para usinagem de acabamento com eletrodo de cobre eletrolítico.....	128
Figura 6.13- Caracterização topográfica das amostras após EDM em condições de desbaste e acabamento do processo.....	130
Figura 6.14- Formações típicas das partículas produzidas por EDM.....	131
Figura 6.15 - Rugosidade média R_a da peças usinadas com eletrodo-ferramenta de cobre eletrolítico.....	132
Figura 6.16 - Rugosidade média R_a da peças usinadas com eletrodo-ferramenta de cobre-tungstênio.....	133
Figura 6.17 - Micrografias da seção transversal de amostras da liga C17200 usinadas sob condições de desbaste e de acabamento do processo de EDM.....	134

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 - Materiais tradicionalmente utilizados para moldes.....	11
Tabela 2.2 - Dureza de alguns materiais de ferramenta de moldagem.....	12
Tabela 2.3 - Materiais injetados em moldes de alumínio.....	15
Tabela 2.4 - Propriedades da liga CuBe ASTM C17200.....	16
Tabela 5.1 – Parâmetros elétricos de processo para os testes sob condições de usinagem de desbaste da liga AMP 8000.....	75
Tabela 5.2 – Parâmetros elétricos de processo para os testes sob condições de usinagem de acabamento da liga AMP 8000.....	89
Tabela 5.3 – Microdureza [HV] para aço P20 usinado sob condições de desbaste	101
Tabela 5.4. Propriedades da grafita utilizado nos ensaios.....	106
Tabela 5.5. Parâmetros elétricos de usinagem da liga AMP 8000 com eletrodos-ferramenta de grafita.....	107
Tabela 6.1 - Parâmetros elétricos para os testes da liga CuBe C17200.....	116
Tabela 6.2 – Microdureza [HV] na seção transversal da liga C17200 após EDM	135
Tabela 7.1 – Condições ótimas dos parâmetros para regime de desbaste.....	138
Tabela 7.2 – Condições ótimas dos parâmetros para regime de acabamento-1....	138

SIMBOLOGIA

Alfabeto Latino:

W_e	energia utilizada	[J]
V_w	taxa de remoção de material	[mm ³ /min]
V_e	taxa de desgaste	[mm ³ /min]
\hat{u}_i	tensão em aberto	[V]
u_e	tensão média da descarga	[V]
U	tensão média de trabalho	[V]
t_d	tempo de retardo de ignição	[μ s]
t_e	duração da descarga	[μ s]
t_i	duração do pulso de tensão	[μ s]
t_o	tempo de intervalo entre dois sucessivos pulsos de tensão t_i	[μ s]
t_p	tempo do período do ciclo de uma descarga	[μ s]
\hat{i}_e	corrente máxima durante a descarga	[A]
\bar{i}_e	corrente média durante a descarga	[A]
R_a	média aritmética dos valores absolutos das ordenadas de afastamento dos pontos do perfil de rugosidade, em relação à linha média, dentro do percurso de medição	[μ m]
R_z	média aritmética dos cinco valores da rugosidade parcial Z_i	[μ m]

Alfabeto Grego:

τ	relação de contato
ϑ	desgaste volumétrico relativo

RESUMO

Moldes e matrizes são ferramentas utilizadas na confecção dos mais variados tipos de produtos, desde os componentes plásticos que compõem um telefone celular até as complexas peças de aço dos veículos. No atual cenário mundial, várias pesquisas têm sido orientadas à contínua otimização e racionalização dos ciclos de fabricação das ferramentas, a fim de gerar aumento de competitividade do setor. Neste sentido, pode-se enfatizar que dois fatores de influência considerável na fabricação econômica de um molde de injeção são o profundo conhecimento das principais tecnologias envolvidas no ciclo de fabricação, em especial o fresamento e a usinagem por eletroerosão, e a correta especificação de um material que proporcione uma fabricação mais rápida do molde e que simultaneamente promova o atendimento aos requisitos de projeto da peça injetada e do próprio molde. Atualmente, ligas de cobre e ligas de alumínio vêm sendo amplamente utilizadas como materiais alternativos aos aços na fabricação de certos tipos de moldes de injeção por proporcionarem vantagens adicionais no processo de moldagem. O atual desenvolvimento mundial da pesquisa sobre a usinagem por eletroerosão de ligas de cobre e ligas de alumínio utilizadas como materiais para moldes é bastante restrito. As principais fontes de informação constituem-se de tabelas genéricas de parâmetros de processo fornecidas por fabricantes de máquinas de eletroerosão, as quais muitas vezes não produzem as melhores condições de usinagem. Neste enfoque, este trabalho teve por objetivo a pesquisa fundamental e o estabelecimento de parâmetros de eletroerosão adequados para usinagem de desbaste e de acabamento da liga de alumínio Alimex AMP 8000 e da liga de cobre-berílio ASTM C17200, as quais têm apresentado atualmente ampla aceitação pelo mercado. Para tanto, foram utilizados eletrodos-ferramenta de cobre, cobre-tungstênio e grafita na investigação de fatores de rendimento como, por exemplo, a taxa de remoção de material e o desgaste volumétrico relativo, em função da variação dos principais parâmetros elétricos de controle do processo. Foram também analisados aspectos de integridade superficial como a rugosidade e a caracterização da zona termicamente afetada das amostras.

ABSTRACT

Moulds and dies are used to produce a wide variety of products, from the plastic parts of a mobile telephone set up to the very complex parts of the vehicles. In particular, the plastic injection molding technology is applied to the production of automobile industry components, households and leisure goods, as well as small plastic parts of electro/electronic products. These aspects emphasize the importance of the tooling industry in the worldwide economy. Nowadays, many efforts of research works are regarding to the optimization and rationalization of machining processes in order to continually develop the competitiveness of the tooling industry. In respect to the above argument, two relevant factors concerning the low manufacturing costs of an injection moulding tool are the profound knowledge in milling and EDM technologies and the choice of a proper injection mold material. At present, the utilization of new high-strength aluminum alloys and copper-based alloys represents potential sources for cost reduction of the process. The development of experimental research work on the electrical discharge machining of those alloys is relatively restricted. The major information regarding this topic is found in general technology tables supplied by EDM manufactures, which normally do not represent the best process parameters. The above considerations impelled the development of this experimental research in order to establish adequate process parameters settings to machine the AMP 8000 alloy and the CuBe ASTM C17200 alloy, which have been widely used by the tooling industries. Roughing and finishing machining conditions were tested under the variation of the most important electrical parameters using copper, tungsten-copper and graphite as materials for the electrodes. Cross-sectional micrographic and hardness examinations as well as surface roughness measurements were also carried out on workpieces after machining in order to study the surface integrity.

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

Moldes e matrizes são ferramentas utilizadas na confecção dos mais variados tipos de produtos, desde os componentes plásticos que compõem um telefone celular até as complexas peças de aço dos veículos. Em particular, a tecnologia de moldagem por injeção de materiais plásticos é utilizada para a produção de peças de grande porte para as indústrias automobilística e de bens de consumo, pequenas peças para a indústria de equipamentos elétrico/eletrônicos até a produção de peças em termoplásticos reforçados com fibras para a indústria aeronáutica. A facilidade de se moldar peças de geometria altamente complexas, assim como a capacidade de produção de grandes lotes em tempos efetivos têm proporcionado à indústria de moldagem de materiais plásticos um crescente desenvolvimento. Estes e muitos outros produtos, que fazem parte do cotidiano de todo cidadão e são produzidos em milhões de unidades, ressaltam o papel fundamental da indústria de fabricação de moldes e matrizes na economia mundial.

Segundo Klocke (1998) a indústria de ferramentaria faturou em todo o mundo no ano de 1994 o equivalente a aproximadamente 17 bilhões de Euros. O maior fornecedor do mercado mundial são os Estados Unidos da América, com participação em torno de 5 bilhões de Euros, seguidos pelo Japão e Alemanha. O principal cliente do setor é a indústria automobilística que, com sua demanda por matrizes de estampagem de elevado custo e moldes para injeção dos componentes plásticos dos veículos, responde por 80% do faturamento das ferramentarias. O restante do faturamento está concentrado, em sua maior parte, na fabricação de moldes de injeção/sopro de materiais plásticos para as indústrias de lazer, produtos de engenharia elétrica/eletrônica e eletrodomésticos.

Atualmente, os três grandes fabricantes mundiais vêm encontrando forte concorrência da França, Itália, Península Ibérica e mais recentemente dos países do antigo leste europeu, devido principalmente ao inferior custo da mão-de-obra nestes países, como destaca Wälder (1998). Por este motivo, relata Klocke (1998), os três maiores fornecedores mundiais estão orientando grande parte de suas pesquisas no sentido da contínua otimização e racionalização dos ciclos de fabricação, assim como no desenvolvimento crescente de novas tecnologias como as técnicas de *rapid tooling* e *rapid prototyping*, a usinagem em altas velocidades de corte (*High speed cutting*), o emprego de máquinas de eletroerosão por faíscas de elevada potência e com maior

nível de automação e controle dos parâmetros de processo e, também, a adoção de novos tipos de materiais para as ferramentas de moldagem. Além disso, muitos trabalhos estão sendo direcionados para uma integração computacional efetiva, no sentido do auxílio simultâneo ao projeto conceitual da peça e da ferramenta até a usinagem no chão-de-fábrica. A finalidade é garantir alta produtividade e qualidade das ferramentas, com o menor custo e tempo de fabricação possível, mantendo, em consequência, a liderança competitiva no mercado.

Neste mesmo enfoque, König et al. (1996) consideram que os avanços tecnológicos no campo da engenharia de produção são historicamente dominados por mudanças nos processos de fabricação. As principais causas dessas mudanças são a exigência da indústria por processos produtivos cada vez mais eficientes, assim como a introdução de novos tipos de materiais, e mais recentemente a crescente preocupação com os efeitos nocivos ao meio-ambiente. Neste sentido, são relativamente raros os casos em que um único processo de fabricação se apresenta como sendo suficiente para a execução de uma tarefa específica de usinagem. Em se tratando da fabricação de uma matriz ou molde, a escolha do sistema tecnológico mais adequado para a fabricação econômica da ferramenta depende em primeiro lugar das restrições organizacionais e econômicas específicas de cada empresa. Estas restrições são derivadas principalmente da qualidade tecnológica do parque de máquinas-ferramenta instalado, da capacitação dos recursos humanos, da eficiência de integração dos sistemas CAE/CAD/CAM, do fluxo de informações ao longo da cadeia de fabricação, bem como dos prazos requeridos pelo consumidor para a entrega da ferramenta.

Correlacionado a este contexto, Klocke (1998) aponta dois outros fatores que influem decisivamente na fabricação econômica de um molde ou matriz e que, conseqüentemente, caracterizam-se como potenciais fontes de redução nos custos totais de produção:

- O primeiro deles é o profundo conhecimento das principais tecnologias envolvidas no ciclo de fabricação, em especial o fresamento e a eletroerosão, e um adequado planejamento estratégico de aplicação destes processos. König & Klocke (1997) apresentam que na usinagem com remoção de cavaco a retirada de material da peça ocorre pela ação mecânica da ferramenta de corte e que, desta forma, as propriedades mecânicas do material a ser usinado e peças de configurações geométricas complexas, como moldes e matrizes, restringem, em muitos casos, a potencialidade de aplicação destes processos. Em contrapartida, na usinagem por

eletroerosão (*Electrical Discharge Machining - EDM*) não existe contato mecânico entre a ferramenta e a peça a ser confeccionada, sendo a retirada de material decorrente principalmente de fenômenos térmicos produzidos por sucessivas descargas elétricas entre o eletrodo-ferramenta e o eletrodo-peça e que, por conseguinte, a erodibilidade de um material apresenta muito pouca dependência de suas propriedades mecânicas. Neste caso, o processo de eletroerosão é amplamente utilizado na indústria de ferramentaria na confecção de características geométricas de difícil usinagem, como, por exemplo, cavidades estreitas e profundas, ranhuras de paredes finas e altas, e pequenos raios de canto. Estas configurações geométricas são mais facilmente executadas por EDM que pelos processos convencionais, sendo que em algumas aplicações é possível a obtenção de uma textura superficial quase polida.

Estudos comparativos foram realizados no WZL¹ com o objetivo de verificar qual o melhor planejamento do processo de usinagem, em se tratando do tempo de fabricação de moldes e matrizes. Foram comparadas três cadeias de fabricação: apenas eletroerosão, apenas fresamento e, a terceira, usinagem de desbaste e pré-acabamento por fresamento e acabamento final por eletroerosão. Os resultados indicaram que a estratégia de usinagem fresamento/eletroerosão apresenta, ainda, os melhores resultados em termos do menor tempo de fabricação da ferramenta. Entretanto, ressalta Klocke (1998) que para algumas ferramentas, em termos de custos de usinagem, a utilização apenas do processo de fresamento demonstra os melhores resultados pelo fato de eliminar a etapa de construção de eletrodos. Contudo, mais uma vez, são as restrições de cada empresa e a complexidade geométrica do trabalho que irão determinar qual a melhor estratégia de fabricação da ferramenta.

- O segundo fator que também influencia na fabricação econômica de uma ferramenta é a correta especificação de um material que proporcione uma usinagem mais rápida do molde e simultaneamente promova o atendimento aos requisitos de projeto da peça e da própria ferramenta. Atualmente, ligas de alumínio e ligas de cobre de alta resistência têm sido amplamente utilizadas pela indústria de ferramentas como materiais para moldes de injeção/sopro de materiais plásticos.

Erstling (1998) apresenta que as ligas de alumínio têm sido empregadas em substituição aos aços na confecção de moldes de pequena e média produção e na fabricação de protótipos de moldes para injeção/sopro de materiais plásticos não

¹ WZL -Laboratorium für Werkzeugmaschinen und Betriebslehre der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, Alemanha.

abrasivos. As ligas de cobre, segundo Engelman & Dealey (2000), vêm sendo adotadas como material da cavidade, do macho ou em pontos críticos do molde. Embora estas ligas sejam em média dez vezes mais caras que os aços, os custos totais do processo são reduzidos pelo fato de, em muitas situações, haver um aumento de até três vezes no número de peças produzidas em comparação a um molde inteiramente de aço.

O processo de eletroerosão é tipicamente utilizado na usinagem de materiais de difícil processamento, como os aços temperados e ligas de alta dureza, para os quais existem muitos trabalhos desenvolvidos sobre a determinação de parâmetros ótimos de processo, como também sobre a influência da eletroerosão em relação a aspectos de integridade superficial das peças. Em virtude das diferentes propriedades mecânicas e físicas das ligas de alumínio e das ligas de cobre em comparação àquelas apresentadas pelos aços, os parâmetros adequados de eletroerosão para estes materiais não são iguais àqueles empregados na usinagem do aço, sendo, portanto, necessária a realização de pesquisa experimental para o estabelecimento de parâmetros propícios à usinagem das ligas supracitadas.

O atual desenvolvimento mundial da pesquisa sobre a usinagem por EDM de ligas de cobre e ligas de alumínio utilizadas como materiais para moldes é bastante restrito. As principais fontes de informação são tabelas genéricas de parâmetros de processo fornecidas por fabricantes de máquinas de EDM, as quais muitas vezes não produzem as melhores condições de usinagem, sendo necessário que as ferramentarias ajustem os parâmetros de usinagem para garantir a produtividade, como relata Löttgen (1998). Entretanto, para a obtenção das melhores condições de processamento é preciso desenvolver testes criteriosos de usinagem, os quais, quase sempre, são técnica e economicamente inviáveis de serem conduzidos nas ferramentarias.

Inserido neste enfoque de trabalho, o LMP-EMC-UFSC² mantém como uma de suas linhas de pesquisa, apoiada pelo PRONEX (Programa Nacional de Núcleo de Excelência), o desenvolvimento de tecnologia para usinagem de moldes, utilizando os dois principais processos de usinagem aplicados pela indústria de ferramentaria, que são o fresamento e a eletroerosão. Recentemente, um primeiro trabalho de doutoramento foi defendido por Gomes (2001), o qual abordou a utilização do fresamento de alto desempenho de peças de geometria de forma livre no aço

² Laboratório de Mecânica de Precisão do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina.

temperado ABNT 420, na liga de alumínio AMP 8000 e na liga de cobre ASTM C17200, aplicada à usinagem de moldes de injeção de materiais plásticos.

Notadamente, considerando os aspectos anteriormente expostos, o presente trabalho teve por objetivo principal a investigação experimental sobre o comportamento de usinagem na eletroerosão por penetração (EDM) de duas ligas atualmente bastante utilizadas no mercado. De forma mais específica, visou-se a pesquisa fundamental e o estabelecimento de tecnologia adequada para usinagem em regimes de desbaste e de acabamento do processo de EDM da liga de alumínio Alimex AMP 8000 e da liga de cobre-berílio ASTM C17200, utilizando eletrodos-ferramenta de cobre eletrolítico. Para fins de comparação foi também ensaiado o aço AISI P20, material tradicionalmente utilizado na confecção de moldes de injeção.

No Brasil e na Europa são tradicionalmente utilizados eletrodos-ferramenta de cobre eletrolítico, ao passo que nos Estados Unidos a grafita é o material mais utilizado na fabricação dos eletrodos-ferramenta. Segundo Karden (1999) atualmente em todo o mundo existe uma tendência crescente de utilização da grafita pelo fato da mesma apresentar certas vantagens em relação ao cobre. Além disso, os fabricantes desse material têm oferecido com preço competitivo ao mercado consumidor classes de grafita cada vez melhores. Neste trabalho também foram realizados ensaios de eletroerosão sob condições de usinagem de acabamento na liga AMP 8000 utilizando grafita como material do eletrodo-ferramenta.

As investigações experimentais desta pesquisa foram desenvolvidas em duas etapas. A primeira delas no WZL (*Laboratorium für Werkzeugmaschinen und Betriebslehre der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen*) na Alemanha, instituto de pesquisa de reconhecimento internacional na área de eletroerosão, o qual mantém amplo convênio de pesquisa com o LMP-UFSC. Em virtude da excelente infra-estrutura do WZL foi possível a execução de extenso levantamento bibliográfico sobre as atuais áreas de pesquisa fundamental e tecnológica em eletroerosão, em concomitância com o aprendizado e a familiarização sobre o funcionamento e operação de várias máquinas modernas de EDM CNC. Assim, a definição final do tema desta pesquisa de doutoramento foi engajada nos projetos do grupo de EDM do WZL e, simultaneamente, de interesse do LMP. No WZL foram realizadas todas as experiências na liga CuBe C17200 e os testes preliminares da liga AMP 8000, a partir de dezembro de 1999 até janeiro 2001. A segunda etapa, representada pelos ensaios principais na liga AMP 8000, foi

executada na Pontifícia Universidade Católica do Paraná - PUCPR em Curitiba, mais especificamente no Laboratório de Usinagem - LAUS, o qual possui uma máquina de EDM similar àquela utilizada no WZL. Esta fase transcorreu de janeiro a novembro de 2001.

Desta forma, é possível afirmar que este trabalho de doutoramento se constitui como um novo elemento que vem contribuir para a geração de tecnologia de usinagem de moldes, agregando ao LMP-EMC-UFSC e à indústria de ferramentaria nacional mais uma parcela de conhecimento tecnológico e fundamental sobre o processo de eletroerosão. O intuito é tornar o parque nacional mais competitivo frente às ferramentarias estrangeiras que estão sendo instaladas no Brasil.

O capítulo 2 aborda a aplicação das ligas de alumínio e das ligas de cobre, apresentando as vantagens de utilização desses materiais para confecção de ferramentas de moldagem de plásticos. Este capítulo também destaca o importante papel do engenheiro de fabricação no processo de projeto e desenvolvimento do produto plástico e da ferramenta de moldagem.

No capítulo 3 é apresentada uma revisão bibliográfica que expõe em detalhes as características do processo de usinagem por eletroerosão, correlacionando-o aos principais parâmetros de controle do processo, em particular aqueles que foram objetos de estudo deste trabalho. Esta revisão foi importante por fornecer um entendimento mais aprofundado do princípio físico de remoção de material por descargas elétricas, propiciando a adequada escolha e atuação sobre as variáveis de controle do processo analisadas.

No capítulo 4 é descrito o método experimental adotado. São devidamente detalhadas as variáveis de entrada e saída do processo, os procedimentos e a seqüência dos ensaios, bem como as técnicas de caracterização e quantificação dos resultados de rendimento do processo.

Os capítulos 5 e 6 se referem à apresentação e à avaliação dos resultados obtidos para a liga AMP 8000 e a liga de cobre ASTM C17200, respectivamente, bem como as discussões sobre os aspectos fundamentais e tecnológicos da usinabilidade destes materiais.

O capítulo 7 apresenta as conclusões lógicas dos resultados e a opinião final do autor sobre o tema da pesquisa. Ao final deste capítulo são indicadas algumas sugestões para futuros trabalhos.

CAPÍTULO 2

APLICAÇÃO DAS LIGAS DE ALUMÍNIO E LIGAS DE COBRE COMO MATERIAIS PARA MOLDES

Uma das premissas básicas na indústria de projeto e fabricação de moldes envolve dois aspectos: o desenvolvimento de um produto que satisfaça as necessidades dos clientes sobre a funcionalidade, a qualidade e a segurança na utilização da ferramenta, bem como um projeto de fácil fabricação e montagem e com o menor custo possível, segundo análise de Malloy (1994). Neste sentido, com a finalidade de argumentar sobre as vantagens de utilização de ligas de alumínio e ligas de cobre de alta resistência mecânica e alta condutividade térmica como materiais alternativos para a fabricação da ferramenta, este capítulo aborda algumas considerações básicas sobre o projeto e funções de um molde de injeção, bem como procura destacar o papel fundamental exercido pelo engenheiro de fabricação no processo de desenvolvimento de uma ferramenta de moldagem e da própria peça a ser produzida.

2.1 Introdução

Os principais especialistas envolvidos no processo de desenvolvimento de uma peça moldada por injeção são :

- Engenheiros projetistas de produto - responsáveis pelo desenvolvimento do projeto da peça a ser moldada. Estão diretamente engajados na busca por princípios físicos de soluções que satisfaçam as necessidades funcionais da peça.

- Engenheiros projetistas de moldes - especialistas cuja ocupação principal é o projeto conceitual e detalhado do molde.

- Engenheiros de fabricação de moldes - profissionais responsáveis pela escolha e otimização dos processos de fabricação adequados à usinagem econômica da ferramenta.

- Engenheiros do processo de injeção - especialistas envolvidos com o processamento direto dos materiais plásticos, ou seja, são encarregados da especificação das condições adequadas de moldagem do produto.

Considerando o envolvimento desta variedade de especialistas, a necessidade do contínuo desenvolvimento tecnológico do setor e a complexidade do processo total de

desenvolvimento de peças moldadas, é imperativo que ocorra uma completa integração deste grupo para que o processo produtivo seja otimizado em sua totalidade.

Apesar do grande avanço tecnológico da indústria de moldagem nos últimos anos, são muitos os problemas que ainda afetam de maneira significativa a qualidade final da peças produzidas, como, por exemplo, Chin et al. (1996) assinalam que existe uma carência de profissionais com profundos conhecimentos teórico e prático sobre os processos de fabricação de moldes. Aliados à carência de profissionais especializados, dois outros problemas surgem: a inadequada consideração das influências mútuas entre o projeto detalhado da peça e o projeto e fabricação do molde. Da mesma forma, Leifer et al. (1997) reitera que as principais características requeridas para uma peça moldada por injeção são: alta precisão dimensional, satisfação dos requisitos funcionais e tempos curtos de produção e entrega do produto. Para a satisfação destes requisitos é importante a ação simultânea efetiva dos especialistas anteriormente destacados.

Neste contexto, a participação dos engenheiros de fabricação da ferramenta de moldagem é fundamental para o lançamento de um certo produto plástico dentro do prazo necessário. Estes profissionais podem, por exemplo, interagir com a equipe de projeto da peça e da ferramenta na especificação de um material de melhor usinabilidade, reduzindo o tempo de fabricação do molde, e que ao mesmo tempo promova a satisfação dos requisitos de projeto da peça a ser injetada em termos de precisão dimensional e acabamento, e um adequado tempo do ciclo de moldagem do produto. Estes engenheiros, portanto, agem como um elemento que contribui para a melhoria da competitividade tanto da indústria de ferramentaria quanto da empresa de moldagem.

2.2 O molde e a máquina de injeção

Rees (1995) descreve um molde de injeção como sendo um conjunto de partes formando uma montagem, onde tem-se um ou mais espaços vazios formando as chamadas cavidades, que são construídas na forma da peça desejada. As cavidades são formadas pelo contato de duas partes, a parte fêmea e a parte macho do molde. Para o preenchimento do espaço da cavidade, o molde é montado numa máquina de moldagem por injeção que trabalha de modo sincronizado, sendo responsável pelas seguintes operações e funções:

- a. suporte do molde;
- b. controle do processo de injeção;
- c. dosagem do material no cilindro de injeção;
- d. fusão do material até a consistência apropriada para a injeção;
- e. injeção do material aquecido dentro do molde;
- f. fornecimento da força necessária para manter o molde fechado durante a injeção;
- g. resfriamento do material até a sua solidificação;
- h. extração do produto com o molde aberto.

O ciclo de moldagem é uma operação totalmente automática, definida como o tempo a partir do momento que o molde é fechado para uma injeção, ou carga, até o momento em que o mesmo é novamente fechado para receber a próxima carga. Em termos construtivos, como apresentado na Fig.2.1, a máquina de injeção consiste de cinco elementos principais: mecanismo de fechamento, unidade de plastificação, unidade de injeção, sistema de refrigeração da ferramenta e sistema de controle da moldagem.

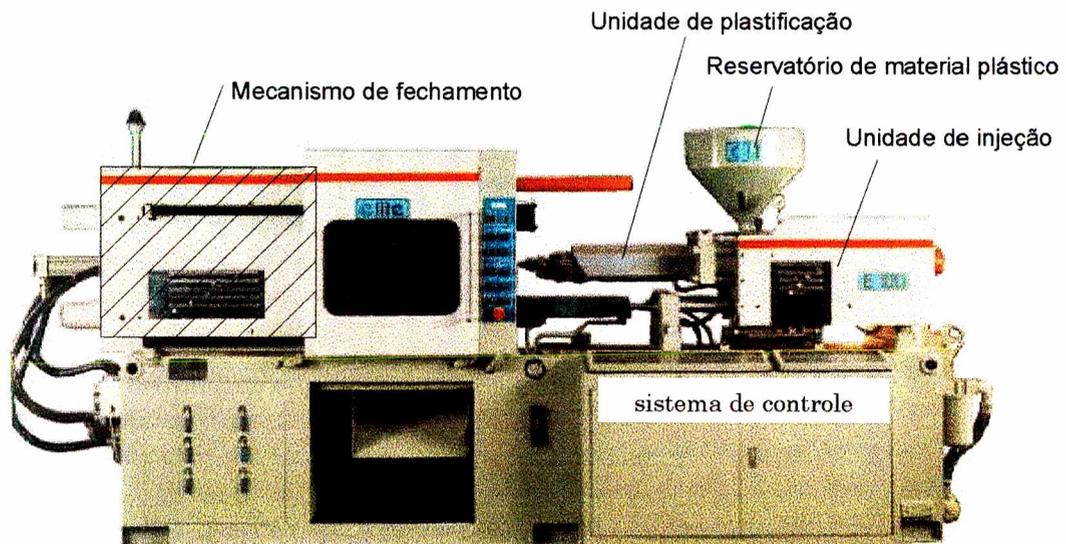


Figura 2.1- Máquina injetora típica, Rees (1995).

O mecanismo de fechamento é responsável pelo fechamento do molde e pelo fornecimento da força necessária para mantê-lo fechado durante a injeção, e pela sua abertura ao final do ciclo. A unidade de plastificação atua quase exclusivamente como um extrusor que aquece o material até torná-lo fluido o suficiente para ser injetado. A unidade de injeção tem a função de forçar o material fluido para dentro das cavidades do molde.

O sistema de refrigeração é responsável pela retirada do calor fornecido ao molde. Os controles tornam a máquina operável, agindo sobre variáveis de processo como controle de potência dos motores e aquecedores da injetora, monitoramento do ciclo de injeção etc.

Para o perfeito funcionamento deste complexo sistema máquina/ferramenta, em se tratando da redução ou eliminação da existência de peças refugo, durabilidade da própria injetora e garantia de alta produção de peças, é necessário que o molde seja projetado e construído sob rígidos critérios de confiabilidade.

2.3 Aspectos básicos de projeto de um molde de injeção

De acordo com Gastrow (1992) a atividade de projeto de um molde se inicia quando a equipe de projeto de moldes recebe o desenho detalhado da peça a ser produzida ou, como acontece em muitas situações, uma amostra do produto a ser moldado. Informações adicionais, que auxiliam a equipe no desenvolvimento do projeto da ferramenta, podem incluir o tipo de máquina injetora onde o molde irá operar, o número de cavidades da ferramenta e o tipo de material plástico a ser injetado. Entretanto, estas informações, apesar de importantes, são incompletas, **existindo uma série de outros aspectos que devem ser abordados antes de prosseguir com o projeto do molde.** Para tanto, argumenta Rees (1995), é necessário ainda levar em conta os seguintes requisitos do usuário do molde:

- a precisão e acabamento das peças a serem moldadas,
- os custos esperados para a ferramenta,
- a facilidade de instalação e manuseio da ferramenta no chão-de-fábrica,
- a resistência do molde,
- a segurança necessária na operação,
- a produtividade e confiabilidade do molde.

No enfoque da produtividade do molde, a fim de garantir a fabricação de uma ferramenta de alta eficiência para a função a que se destina, os seguintes aspectos devem ser considerados pela equipe de projeto:

- material do molde;
- qualidade do sistema de refrigeração;
- vida estimada do molde;
- número de cavidades;
- resistência da ferramenta ao desgaste;

- ciclo de moldagem.

Tradicionalmente o material mais utilizado para a fabricação de moldes é o aço, como apresentado na Tab. 2.1. Usualmente, independentemente da capacidade produtiva da ferramenta, ou seja, uma ferramenta projetada para um milhão de ciclos ou cinquenta mil ciclos, se utiliza basicamente o mesmo tipo de material, destaca Gomes (2001). Isto pode significar que em muitos casos a escolha do material da ferramenta pode estar erroneamente especificada, considerando que um material alternativo poderia satisfazer a mesma capacidade produtiva da ferramenta sem comprometer os requisitos funcionais da peça e da própria ferramenta em questão e, adicionalmente, reduzir os custos totais de produção.

Tabela 2.1 - Materiais tradicionalmente utilizados para moldes, Rees (1995).

Descrição da parte	Material Recomendado (Designação)	AISI nºmaterial	DIN classificação	Dureza	Observações
Cavidade, macho, insertos, pinos etc.	H13 fundido a vácuo	1.2344	X40CrMoV51	49-51 HRC	Aço para trabalho a quente, totalmente endurecido. Muito tenaz, pouco movimento em pré-tratamento. Bom para cortes delicados. Boa qualidade no polimento
	P20	1.2330	40CrMnMo7	30-35 HRC	Nitretação.
	420PQ desgaseificado a vácuo, aço inoxidável.			49-51 HRC	Alta resistência ao desgaste e à corrosão. Boa qualidade no polimento. Usado para materiais corrosivos, tais como PVC, PC, Acrílico etc.
	H13	1.2344	X40CrMoV51	49-51 HRC	Para um melhor polimento (qualidade óptica), frascos etc.
Insertos na cavidade, no macho, tampa do macho.	CuBe			36-41 HRC	Melhor transferência de calor. Moldes de ciclos rápidos (e outros) para resfriamento rápido de áreas específicas.
	H13 fundido a vácuo.	1.2344	X40CrMoV51	49-51 HRC	Ver cavidades e machos, acima.

De acordo com Rees (1995), em se tratando da resistência da ferramenta de moldagem, são vários os agentes de desgaste do molde, como por exemplo o tipo de material que está sendo injetado, o próprio tipo de material da ferramenta, assim como a configuração geométrica e o acabamento superficial da ferramenta. As duas

formas mais comuns de perda de resistência de uma ferramenta ocorrem devido ao desgaste abrasivo e à corrosão química.

O desgaste abrasivo é creditado ao escoamento do material plástico no molde, o qual pode ser prontamente controlado pela seleção correta da dureza do material da ferramenta ou utilizando insertos de materiais especiais nas partes mais sujeitas ao desgaste, de forma que estas partes possam ser substituídas sem maiores problemas. A Tab. 2.2 exemplifica alguns tipos de materiais e suas respectivas durezas em relação ao número de peças do lote a ser produzido.

Tabela 2.2 - Dureza de alguns materiais de ferramenta de moldagem, Gomes (2001).

Tamanho da série	Dureza Rockwell	Exemplos
lotes grandes > 1.000.000	48-65 HRC	VD2 (DIN 1.3344) VW3 (DIN 1.2363) VH13 (DIN 1.2344) VP420IM (DIN 1.2083)
Lotes médios 100.000 – 1.000.000	30-48 HRC	VCO (DIN 1.2721) P20 (DIN 1.2311) VP420IM (DIN 1.2083) Cu-Be
Lotes pequenos < 100.000	160-250 HRB	P20 (DIN 1.2738) 4140 (DIN 1.2312) AMP 8000

O desgaste corrosivo é geralmente ocasionado por gases liberados pelo material plástico durante o ciclo de moldagem. Estes gases atacam não somente as paredes das cavidades, mas também as placas porta-cavidades ao escaparem pelos canais de ventilação. Em casos mais sérios de corrosão, Rees (1995) recomenda a utilização de aço inoxidável como material para o molde. Nas situações de menor agressividade à integridade da ferramenta, ele sugere a aplicação de tratamentos superficiais nas paredes da cavidade, como a nitretação, o revestimento com cromo etc.

2.3.1 O molde de injeção como um trocador de calor

A ferramenta de moldagem pode ser vista como um sistema de transformação de energia, material e sinal. Basicamente, este sistema transforma a entrada que é o material plástico aquecido e com certa fluidez, numa saída que é a peça moldada e resfriada. Para desempenhar esta função total o molde distribui o material através de canais, alimenta a(s) cavidade(s) por meio de um ponto de injeção, dá forma ao material com a geometria da(s) cavidade(s), proporciona a saída de ar e gases pela superfície de partição, pinos ejetores ou orifícios de escape, resfria o material injetado através do sistema de refrigeração e ejeta a peça por pinos ou uma placa extratora, segundo explica Rees (1995). O ciclo de moldagem, representado pelas etapas anteriormente descritas, pode ser graficamente observado na Fig. 2.2.:

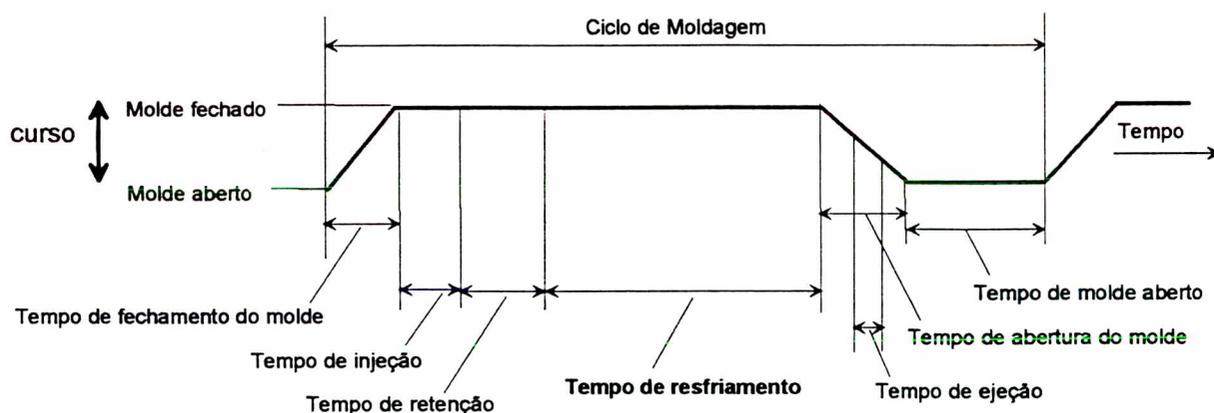


Figura 2.2 - Diagrama do ciclo de injeção, Rees (1995).

Um molde pode ser visto como um trocador de calor, onde a maior parte da energia (calor) fornecida ao material plástico na unidade de plastificação, a fim de torná-lo adequado à injeção nas cavidades, deve ser removida antes da abertura do molde para a ejeção da peça, a qual deve estar suficientemente rígida para evitar distorções na sua geometria ou, em alguns casos, parada da máquina injetora.

Desta forma, segundo Rees (1995), as principais características de um bom molde são a qualidade e a eficiência do leiaute do sistema de refrigeração da ferramenta. Em termos práticos, um bom projeto de leiaute significa a remoção da maior quantidade possível de calor por segundo, sem tornar o molde extremamente complexo e de alto custo. Um outro aspecto característico de um bom molde está diretamente relacionado ao tempo de resfriamento durante o ciclo de moldagem, o qual representa o intervalo estabelecido após a pressão de injeção e

retenção do material, até quando o molde começa a abrir. Rees (1995) indica que este tempo depende, além de um projeto adequado do sistema de refrigeração, também do material da ferramenta, e pode representar até 80% do tempo do ciclo de moldagem. Portanto, é imprescindível que este tempo seja reduzido ao mínimo possível, fato que representa redução de custos.

2.4 As ligas de alumínio e ligas de cobre como materiais para moldes

Neste sentido, a utilização de ligas de alta resistência mecânica e alta condutividade térmica como, por exemplo, as ligas de alumínio e as ligas de cobre, podem substituir em muitas aplicações a utilização do aço na fabricação de ferramentas de moldagem por injeção. A utilização deste tipo de material age como uma fonte adicional de redução do tempo de resfriamento do molde, favorecendo em muitos casos a simplificação do sistema de refrigeração da ferramenta, como ressaltado respectivamente por Erstling (1998) e Engelmman & Dealey (2000). Neste trabalho foram ensaiadas pelo processo de eletroerosão por penetração dois tipos dessas ligas, as quais atualmente vêm sendo cada vez mais empregadas na indústria de ferramentaria, sendo elas:

- A liga de alumínio de AMP 8000, recentemente lançada no mercado pela alemã *ALIMEX Metallhandelsgesellschaft GmbH*, tem sido empregada em substituição aos aços na confecção de moldes de pequena e média produção e na fabricação de protótipos de moldes para injeção e sopro de materiais plásticos não abrasivos, nos casos onde as ferramentas não estão sujeitas a elevadas pressões de moldagem, como apresentado na Tab.2.3. É importante acrescentar que este material não possui ainda nenhuma classificação em normas técnicas internacionais, segundo informa o fabricante ALIMEX (2001). Porém, o mesmo informa que a composição química típica da liga AMP 8000 é a seguinte: 4,3-5,2% de Zn; 2,6-3,7% de Mg; 0,5-1,0% de Cu e o restante de alumínio.

A liga AMP 8000 apresenta como principais características uma boa resistência mecânica ($\approx 600 \text{ N/mm}^2$) aliada à alta condutividade térmica ($\approx 165 \text{ W/mK}$) - até seis vezes superior à dos aços normalmente usados para moldes ($\approx 30 \text{ W/mK}$) - que possibilita a redução do tempo do ciclo de moldagem ao mesmo tempo em que favorece a simplificação do sistema de refrigeração da ferramenta. Concilia ainda uma boa resistência a corrosão contra a maioria dos materiais plásticos normalmente utilizados. A baixa massa específica ($\approx 2830 \text{ kg/m}^3$) dessa liga, aproximadamente um terço do aço, proporciona um aumento da velocidade de fechamento e abertura dos

expansão relativa entre a camada anodizada e as camadas inferiores do material, a aplicação do tratamento de anodização nas cavidades do molde é de uso limitado;

- revestimento com cromo: neste caso, características de dureza de aproximadamente 80 HRC e camadas superficiais de 0,1 a 0,2 mm podem ser obtidas por processos especialmente desenvolvidos para ligas de alumínio;

- revestimento com níquel: durezas equivalentes a 50 HRC são atingidas em camadas de 0,03 a 0,1 mm de espessura, bem como resistência a corrosão e adesão do material plástico nas paredes do molde superiores àquelas obtidas no revestimento com cromo, apesar de a dureza ser inferior;

- revestimento com PTFE (Politetrafluoretileno): este tratamento tem por finalidade reduzir a adesão do material plástico nas paredes das cavidades do molde.

- As ligas de cobre, especialmente as ligas ASTM C17200, C17510 e C18000, também apresentam alta condutividade térmica, em torno de três a quatro vezes maior que a dos aços, assim como alta resistência mecânica, boa resistência ao desgaste abrasivo e corrosão química, como apresentado na Tab.2.4. Favorecem uma remoção mais uniforme de calor e reduzem o tempo de resfriamento do molde, contribuindo assim para um melhor controle dimensional, minimização de tensões internas, marcas superficiais e empenamento das peças produzidas. Estas características fazem com que este material seja bastante adequado à fabricação de moldes de injeção e de sopro de pequenas e grandes dimensões.

Tabela 2.4 - Propriedades da liga CuBe ASTM C17200, MOLDMAX (2001).

Temperatura [°C]	20	300
condutividade térmica	105	145
Densidade [kg/m ³]	8.350	8.220
Limite de Resistência	1.277	-
Dureza [HRC]	40	-

Os constituintes básicos da liga ASTM C17200 são: 1,6 a 2,0% de Be, 0,3 % de Co+Ni e os restantes 98% de Cu. Flinn & Trojan (1990) relatam que a alta resistência das ligas polifásicas de cobre-berílio é obtida pelo tratamento térmico de envelhecimento ou de endurecimento por precipitação, quando uma fase intermetálica γ de CuBe é precipitada a partir de uma solução sólida supersaturada de cobre. Na prática industrial a liga de cobre-berílio é aquecida a 800°C até a obtenção de uma solução sólida α , sendo neste instante o material bruscamente

resfriado até a temperatura ambiente. Em seguida, o material é novamente aquecido a temperaturas entre 200 e 460°C pelo tempo de aproximadamente 1 ou 2 horas para que haja a precipitação da fase intermetálica CuBe, que irá conferir as propriedades finais da liga.

É importante acrescentar que o elemento berílio, quando presente no ar em quantidades excessivas na forma de névoa ou partículas (<10 µm), pode se constituir como elemento tóxico dependendo da susceptibilidade do indivíduo, segundo relata Stonehouse (1986). No entanto, Kreibel et al. (1988) argumenta que o risco potencial envolve o manejo ou extração de formas solúveis de berílio, como fluoreto de berílio e cloreto de berílio. Desta forma, a *American Conference of Governmental Industrial Hygienists* - AGGIH (1995) recomenda que os processos de usinagem convencionais e não-convencionais sejam efetuados sempre sob a proteção de meios lubrificantes, e que sejam utilizados sistemas de ventilação local (exaustores) no decorrer do processo. Durante a eletroerosão os eletrodos (ferramenta e peça) estão submersos num meio dielétrico líquido, geralmente um hidrocarboneto, e as máquinas possuem sistema de sucção dos gases produzidos durante o processo. Estas características reduzem a possibilidade de danos à saúde do operador no decorrer da usinagem.

Neste ponto, é interessante apresentar alguns exemplos de aplicação prática das ligas de alumínio e ligas de cobre-berílio como materiais de moldes de injeção e sopro de materiais plásticos.

A Fig. 2.3 mostra o exemplo de uma gaveta de refrigerador onde a liga CuBe C17200 substituiu o aço AISI P20 em alguns pontos onde se necessitava de melhor remoção de calor. O fabricante, MOLDMAX (2001), relata que antes da substituição havia certa perda na precisão dimensional e no acabamento do produto; além disso, o ciclo de moldagem dessa peça era de aproximadamente 75 segundos. Após a substituição para a liga C17200 observou-se a redução do ciclo de moldagem para 42 segundos, em concomitância com melhoria da precisão dimensional e do acabamento do produto.



Figura 2.3 - Gaveta de Refrigerador doméstico com insertos de CuBe C17200.

Na Fig. 2.4 se apresenta outro produto como exemplo, neste caso, a carcaça de alojamento de conectores elétricos para automóveis. A empresa de moldagem esperava um tempo de ciclo para esta peça de 30 segundos, mas durante a produção o tempo de moldagem foi de 55 segundos, sendo utilizado um molde de aço. Desta forma, o fabricante optou pela parte macho da ferramenta completamente confeccionado com a liga CuBe C17200, segundo informa MOLDMAX (2001). O resultado obtido foi um ciclo de moldagem de 22 segundos, correspondendo a uma redução de 66% no tempo de ciclo.



Figura 2.4 - Produto cuja parte macho do molde é totalmente fabricada com C17200.

A Fig. 2.5 apresenta uma peça de automóvel moldada num molde de alumínio. Na Fig. 2.6 estão graficamente apresentados alguns indicativos das vantagens de utilização do alumínio como material de uma ferramenta de moldagem. Relata o fabricante, ALIMEX (2001), que os ensaios realizados para esta peça demonstraram uma redução de 50% no tempo de produção do molde e 30% nos custos de fabricação, devido à melhor usinabilidade em relação ao aço. Quanto ao tempo de moldagem a redução observada foi de 25% em comparação ao molde de aço.



Figura 2.5 - Peça automotiva produzida em molde de alumínio, ALIMEX (2001).

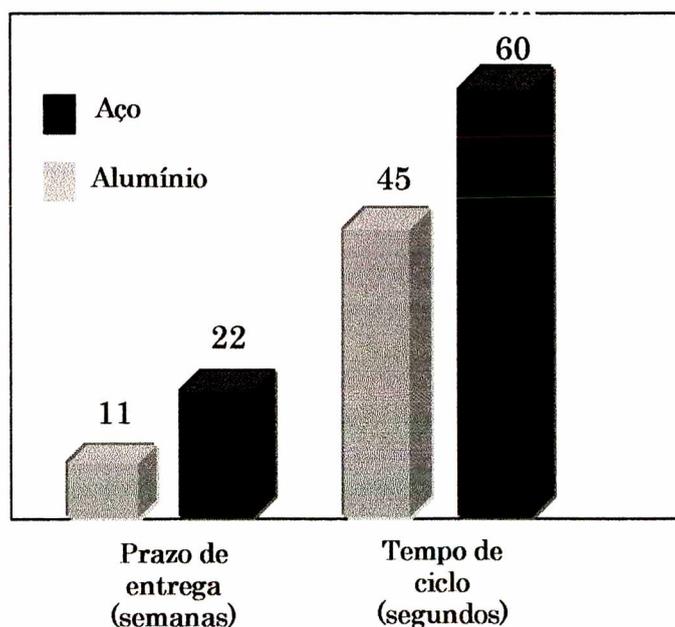


Figura 2.6 - Comparação do tempo de fabricação do molde e do ciclo de injeção de peça automotiva produzida em moldes de aço e de alumínio, ALIMEX (2001).

Em função dos assuntos tratados neste capítulo, ou seja, as vantagens oferecidas pelas ligas de alumínio e ligas de cobre como materiais para moldes, assim como sobre o importante papel do engenheiro de fabricação no processo de projeto e desenvolvimento do produto plástico e da ferramenta de moldagem, pode-se enfatizar a importância do desenvolvimento de pesquisa tecnológica sobre a usinabilidade das referidas ligas submetidas ao processo de eletroerosão.

CAPÍTULO 3

FUNDAMENTOS DO PROCESSO DE ELETROEROSÃO POR FAÍSCAS

Neste capítulo são abordados os fundamentos do processo de usinagem por descargas elétricas (*Electrical Discharge Machining - EDM*). No início são apresentadas algumas generalidades da eletroerosão por faíscas, seguidas por uma breve descrição da máquina de eletroerosão por penetração. Na seqüência, o capítulo destaca algumas tendências atuais da pesquisa mundial em eletroerosão. Ao final são apresentados os fundamentos da teoria atualmente aceita sobre o princípio físico da remoção de material na EDM, e posteriormente é analisada a influência dos principais parâmetros de controle do processo sobre o rendimento tecnológico da usinagem. Os efeitos da eletroerosão sobre a integridade superficial do material também são discutidos, pelo fato de afetarem a funcionalidade da ferramenta de moldagem.

3.1 Generalidades sobre o processo de eletroerosão

Da mesma forma que ocorre em muitas outras áreas técnicas, a aplicação tecnológica prática de descargas elétricas como processo de produção aconteceu devido à necessidade do ambiente industrial em solucionar alguns dos seus intrínsecos problemas de fabricação.

Segundo Schumacher & Dauw (1989) o fenômeno da ocorrência de descargas elétricas no espaço entre dois materiais foi primeiramente descrito por Boyle em 1694. Relatam também que em 1751 e 1766, a remoção de material por descargas elétricas entre dois eletrodos foi respectivamente observada por Benjamin Franklin e Josef Priestley. No ano de 1881, Meritens aplicou arcos elétricos em operações de soldagem. Kohlschütter, no início de 1900, utilizou descargas elétricas para produzir pós metálicos coloidais, caracterizando assim a primeira aplicação de descargas elétricas na usinagem de metais, assim como foi ele, também, o primeiro a relatar sobre a ocorrência de desgaste nos eletrodos.

De acordo com König & Klocke (1997) os primeiros equipamentos para aplicações industriais do princípio de eletroerosão datam do período compreendido entre a Primeira e a Segunda Grandes Guerras Mundiais, sendo utilizados basicamente para a remoção de brocas e ferramentas de rosqueamento quebradas - geralmente confeccionadas em aço rápido e metal-duro. Esses equipamentos,

chamados de "desintegradores por arcos" ("*arc-desintegrators*"), eram extremamente rudimentares, ineficientes e de difícil operação. Em especial, o controle manual da distância de trabalho entre os eletrodos ocasionava a geração de arcos e curtos-circuitos, e também eram observadas taxas similares de remoção de material em ambos os eletrodos, aspecto indesejável para o processo.

Em um trabalho de investigação com o intuito de eliminar o desgaste de contatos elétricos, Lazarenko (1944) observou que a capacidade destruidora de uma descarga elétrica poderia ser utilizada para a usinagem dos metais. Desta forma, ele iniciou pesquisas visando aumentar a capacidade de controle sobre os parâmetros de usinagem do processo. A finalidade era obter resultados tecnológicos úteis a indústria nacional da então União Soviética.

Segundo Heuvelman (1969), próximo do final da década de 1940 surgiu a primeira aplicação industrial aperfeiçoada de uma máquina-ferramenta de eletroerosão. Nesta máquina, sucessivas faíscas elétricas eram produzidas entre dois eletrodos - submersos num meio de trabalho líquido - por meio de um gerador de descargas elétricas (circuito de relaxação RC) batizado como circuito Lazarenko, apresentado na Fig.3.1. O circuito Lazarenko apresentava como principais vantagens a simplicidade construtiva, aliada à boa confiabilidade e ao seu baixo custo.

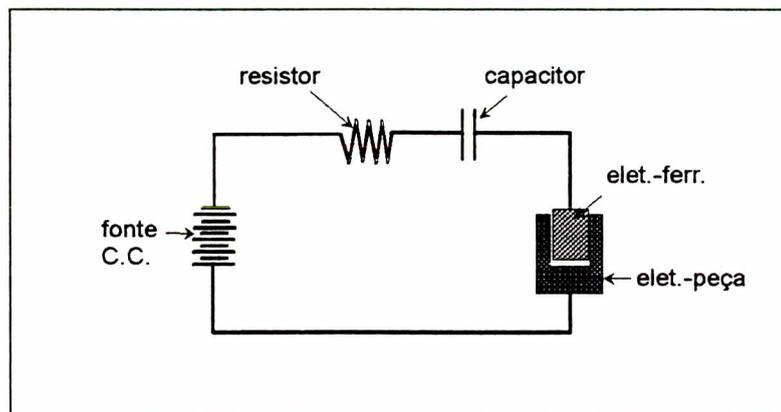


Figura 3.1 - Esquema simplificado do circuito Lazarenko, König & Klocke (1997).

O gerador de relaxação funciona como um circuito oscilatório. Nele, a corrente de descarga e a tensão de trabalho se invertem periodicamente até o descarregamento quase total da energia elétrica armazenada nos capacitores. Por este motivo, ou seja, ausência de cargas elétricas residuais nos eletrodos, o gerador de relaxação promove a obtenção de superfícies com alto grau de acabamento. Isto se

deve à diminuição ou mesmo eliminação da formação de arcos elétricos e curtos-circuitos entre os eletrodos durante a usinagem.

De acordo com Charmilles (1995) e Poco (1994), duas características importantes destacavam-se na máquina de Lazarenko: pela primeira vez tornou-se possível um certo controle do tempo dos pulsos de tensão, fato que levou à descoberta de que certas distâncias entre os eletrodos ocasionavam melhores taxas de remoção de material na peça. Outra inovação foi a introdução de um circuito simples de controle do servomecanismo do avanço do eletrodo-ferramenta, que proporcionou o ajuste automático da distância de trabalho entre os eletrodos. König & Klocke (1997) também argumentam que o circuito Lazarenko foi utilizado durante muito tempo na construção dos geradores das máquinas de eletroerosão, porém, hoje em dia é usado somente para algumas aplicações especiais. Eles destacam, particularmente, a usinagem sob regimes de acabamento muito precisos, com potência reduzida e pequena relação de contato ou peças com pequenas superfícies de trabalho.

Distinguem-se dois tipos básicos de operações de eletroerosão (EDM): a eletroerosão por penetração e a eletroerosão a fio, como ilustrado na Fig. 3.2. Na EDM por penetração, o eletrodo-ferramenta transmite a sua imagem à peça na medida em que avança na cavidade sendo usinada. O avanço do eletrodo pode ser executado no sentido vertical (eixo Z) e/ou horizontal (eixos X-Y). No segundo tipo de EDM, um fio bobinado que se desenrola continuamente durante o processo serve como eletrodo, sendo a peça produzida pelo movimento relativo entre o fio e a peça.

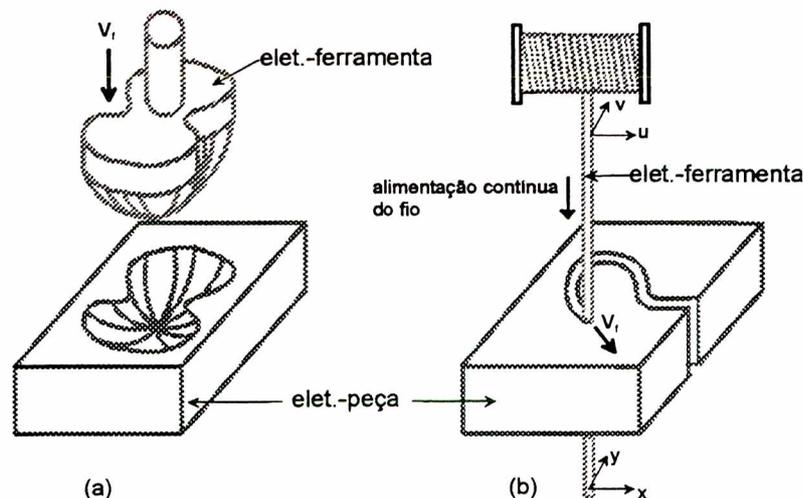


Figura 3.2 - Representação esquemática da (a) eletroerosão por penetração e da (b) eletroerosão a fio, König & Klocke (1997).

A Fig. 3.3 apresenta respectivamente nas partes A e B exemplos de trabalhos executados por EDM por penetração e EDM a fio. Na parte A está representado um molde para injeção de um cinzeiro plástico. Este molde foi completamente usinado por EDM por penetração, sendo o desbaste com eletrodo de grafita e o acabamento com eletrodo de cobre eletrolítico. A parte B da Fig. 3.3 destaca uma matriz para extrusão de plástico produzida automaticamente por uma máquina a fio.

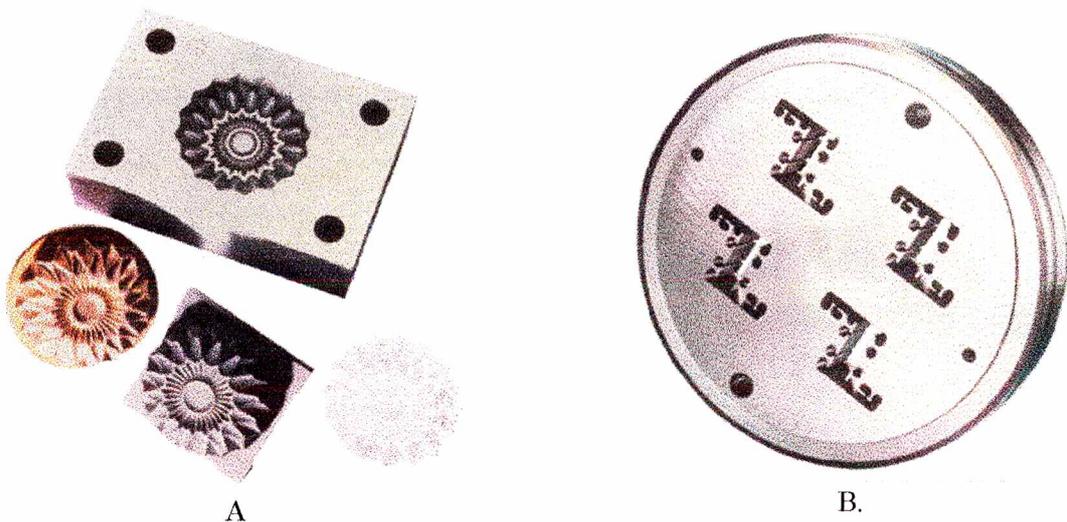


Figura 3.3 - Exemplos de (A) molde e produto e (B) matriz produzidos, respectivamente, por EDM por penetração e a fio, AGGIE-CHARMILLES (2002).

Atualmente, as máquinas-ferramenta de EDM CNC são dotadas de geradores de pulsos estáticos isoenergéticos ou isofrequentes - que significam respectivamente controle do tempo do pulso de tensão e controle da duração da descarga elétrica - e em alguns casos também é adicionado ao gerador o modo de relaxação. Nestas máquinas, segundo as necessidades da operação de usinagem, uma grande variedade de parâmetros de controle pode ser estabelecida pelo operador. Além disso, as máquinas modernas de EDM apresentam também grande flexibilidade de programação e complexos sistemas de controle adaptativo para garantia da estabilidade da eletroerosão, proporcionando autonomia de usinagem de 24 horas, ou mais, sem intervenção humana, de acordo com Charmilles (1995). É interessante acrescentar também que máquinas de bom nível tecnológico possuem adicionados ao sistema CNC *softwares* CAD/CAM que automaticamente geram a estratégia de usinagem, desde o desbaste até o acabamento do produto.

Nas máquinas mais sofisticadas de EDM por penetração são instalados sistemas automáticos para troca do eletrodo-ferramenta e robôs para retirada e colocação de peças. Pela possibilidade de programação simultânea de vários eixos, estas máquinas são capazes de usinar peças esféricas, cônicas, roscas etc. As máquinas modernas de EDM a fio possuem sistema automático de reposicionamento do fio, para o caso de ruptura do mesmo, e até cinco eixos podem ser programados (X,Y,Z,U,V), possibilitando a confecção de peças de elevada complexidade geométrica. Em máquinas a fio de última geração é possível a instalação de até duas bobinas de fios de diferentes diâmetros e materiais, que são automaticamente trocadas pelo sistema de controle ao longo da estratégia de usinagem.

3.2 Principais constituintes de uma máquina de EDM por penetração

Na Fig. 3.4 são apresentados os principais componentes de uma máquina de EDM por penetração, bem como uma fotografia das descargas elétricas. Os componentes podem ser brevemente descritos por:

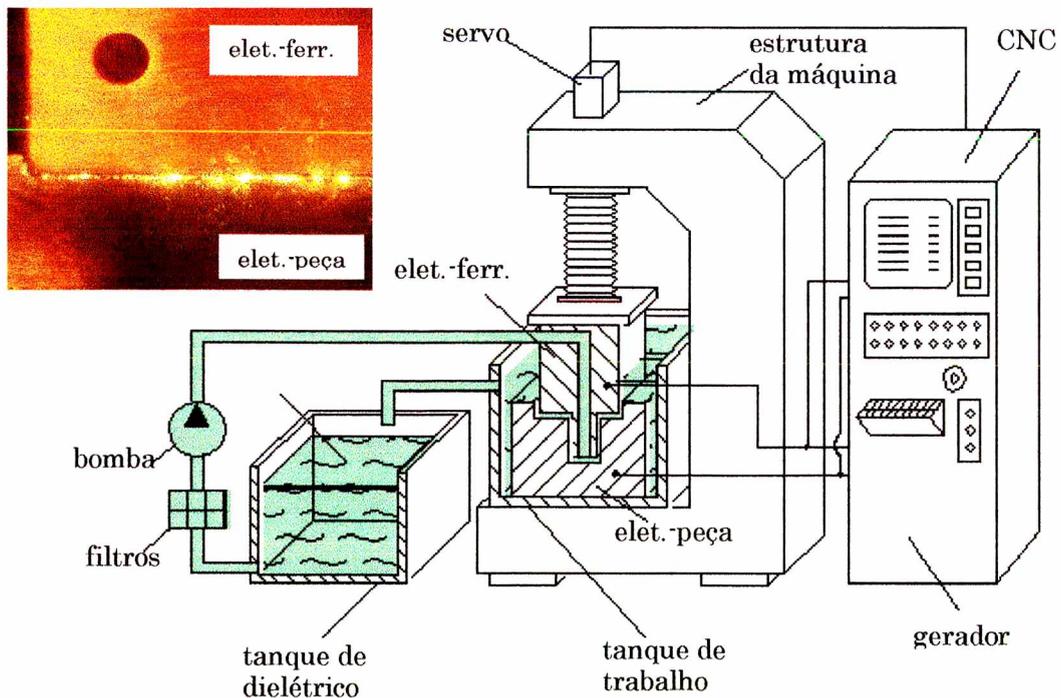


Figura 3.4 - Máquina típica de EDM CNC por penetração, König & Klocke (1997).

- o sistema elétrico, que é composto pelos seguintes elementos: gerador de pulsos, sistemas de controle do avanço e posicionamento relativo entre os

eletrodos-ferramenta/peça e cabos de alimentação de energia. O esquema simplificado do gerador de pulsos estáticos, apresentado na Fig. 3.5, é formado por três partes: a fonte de corrente contínua, a fonte de tensão e o sistema capacitor que é representado pelos eletrodos ferramenta/peça. Numa primeira fase da descarga elétrica, a fonte de tensão cria um gradiente de campo elétrico entre os eletrodos até o nível de rompimento da rigidez do dielétrico. Neste momento, quando inicia-se a descarga de uma faísca, o circuito de tensão é aberto e o circuito de corrente é fechado, possibilitando ao controle da fonte de corrente trabalhar com a corrente e a duração de descarga especificada pelo operador;

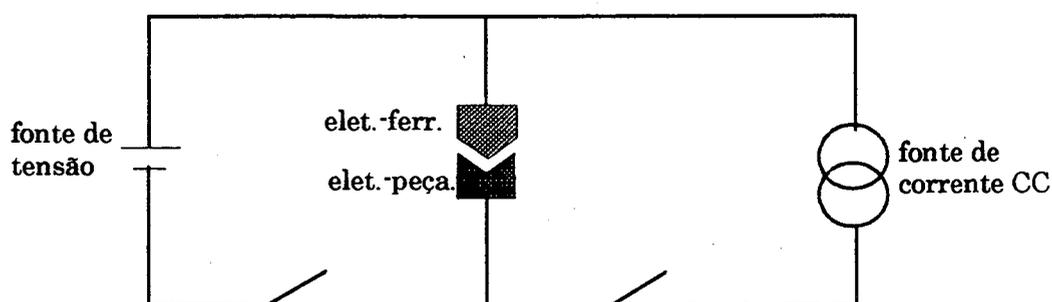


Figura 3.5 - Esquema dos atuais geradores das máquinas de EDM, Stevens (1998).

- o sistema mecânico responsabiliza-se pelo movimento relativo entre os eletrodos ferramenta/peça. O primeiro elemento é a mesa de trabalho onde é montado o eletrodo-peça. Nas máquinas mais antigas o posicionamento da peça nos eixos X-Y era executado pelo movimento manual da mesa de trabalho, já em máquinas mais modernas este posicionamento é efetuado pelo movimento do cabeçote onde é instalado o eletrodo-ferramenta, o qual possui até quatro eixos programáveis, que são X-Y-Z e o eixo C que promove a rotação do eletrodo em torno do eixo Z. O segundo elemento é representado pelo servomecanismo de avanço e posicionamento do eletrodo-ferramenta que tem por função ajustar o avanço da ferramenta, mantendo adequada a distância de trabalho entre os dois eletrodos. O terceiro elemento é a estrutura da máquina, a qual deve ser bastante robusta e rígida de forma a manter a alta qualidade de usinagem, especialmente nos casos de peças de grande porte;

- o sistema dielétrico é representado pelo reservatório, cuba de trabalho, filtros e moto-bomba, sendo este conjunto encarregado da limpeza e da alimentação do fluido dielétrico no ambiente de usinagem. Este fluido, bem como todo o sistema

dielétrico, são elementos fundamentais no rendimento da usinagem por eletroerosão. Nas máquinas de EDM por penetração são normalmente utilizados hidrocarbonetos. Já nas máquinas a fio predomina a água deionizada. No entanto, em algumas máquinas de micro-eletroerosão a fio submerso são também utilizados hidrocarbonetos de baixíssima viscosidade.

A usinagem por eletroerosão por penetração é amplamente aplicada nas indústrias aeronáutica e aeroespacial, médica, equipamentos ópticos e eletrônicos e na indústria de ferramentaria em geral, informa Guitrau (1997). Na Fig. 3.6 estão apresentadas, em valores percentuais, as principais aplicações da EDM por penetração, segundo AGGIE-CHARMILLES (2002).

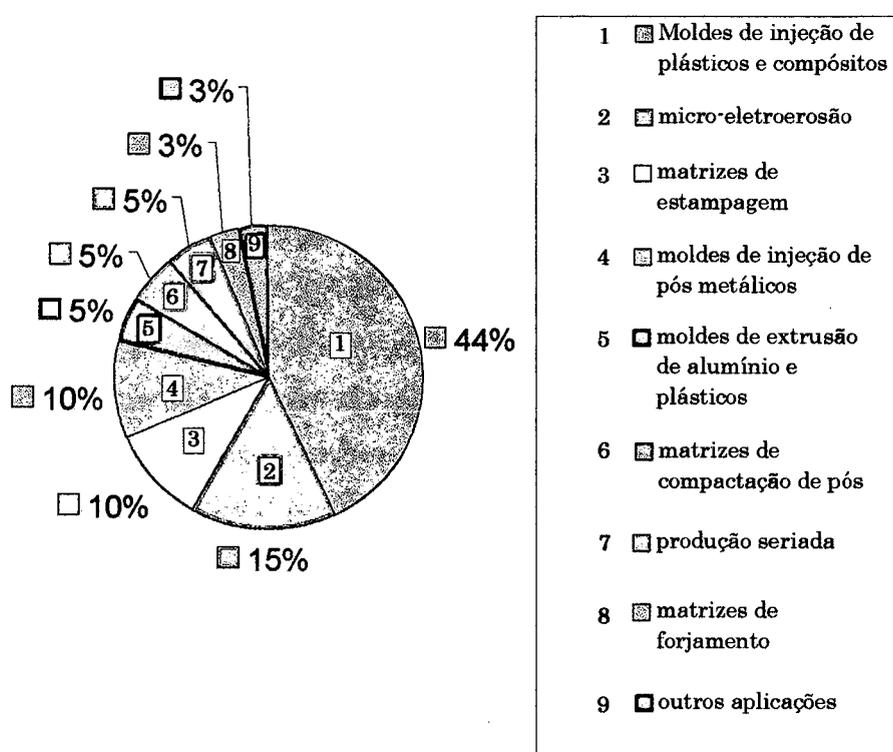


Figura 3.6 - Típicas aplicações da EDM por penetração, AGGIE-CHARMILLES (2002).

Uma grande variedade de materiais pode ser processada por EDM, tais como cerâmicas, cermet, compósitos, grafita e outros que apresentam a condutividade elétrica necessária para a usinagem, segundo König (1991). A remoção de material no processo de EDM está associada ao efeito erosivo produzido por sucessivas descargas elétricas não-estacionárias e aleatoriamente distribuídas ao longo das superfícies de dois materiais (eletrodo-ferramenta e eletrodo-peça), os quais devem apresentar uma condutividade elétrica mínima, como apresenta a Fig. 3.7.

Usualmente, a duração das descargas pode variar de 0,2 a 3600 μs . Os eletrodos trabalham submersos num meio dielétrico líquido e são separados entre si de uma certa distância (fenda de trabalho ou *gap*) durante a faísca elétrica. Esta fenda pode possuir dimensão de 0,005 até 2 mm, dependendo das condições de usinagem. Geralmente um hidrocarboneto ou água deionizada são utilizados como fluido dielétrico, o qual tem como funções básicas concentrar a energia do canal de descarga, evacuar por meio de lavagem as partículas eletroerodidas e resfriar os eletrodos.

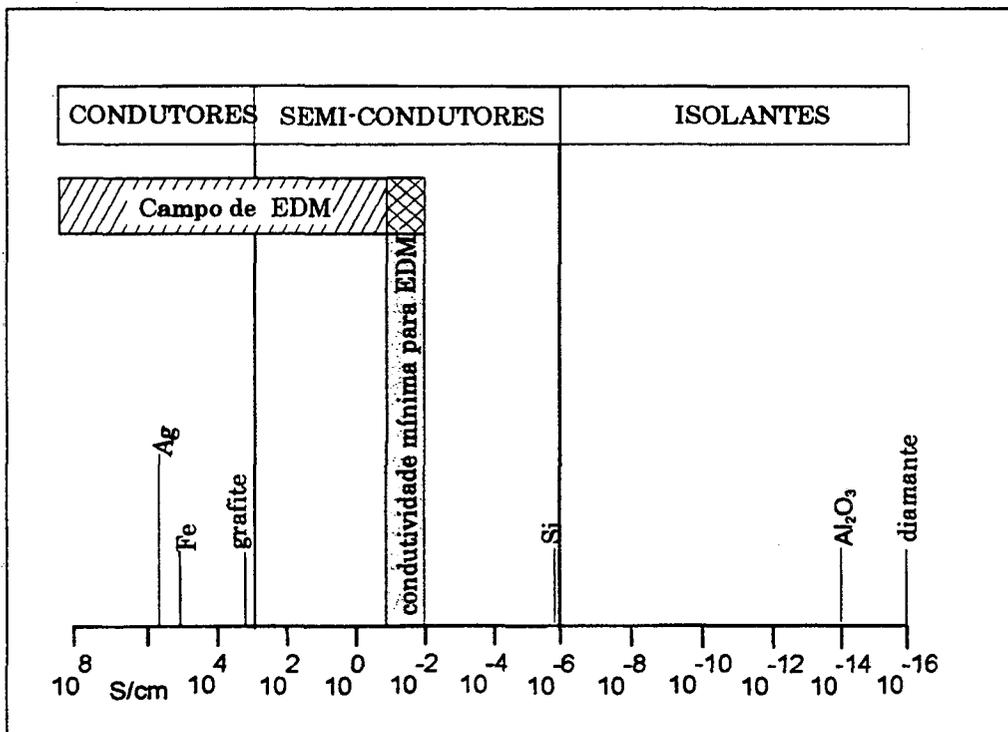


Figura 3.7 - Condutividade elétrica de vários materiais, König (1991).

A energia elétrica liberada pelo gerador provoca a descarga da faísca que, em consequência, promove o aquecimento, a fusão e a evaporação de uma pequena quantidade de material em ambos os eletrodos, segundo argumentação de König & Klocke (1997). Entre duas faíscas sucessivas é estabelecido um intervalo, quando então é expulso o material eletroerodido para fora da fenda de trabalho, formando uma pequena cratera em ambos os eletrodos. Este ciclo se repete até a usinagem completa da peça.

3.3 Evolução e algumas tendências atuais da pesquisa em EDM

A Fig. 3.8 apresenta o panorama da pesquisa fundamental e tecnológica do processo de Eletroerosão, e também a evolução do mercado mundial de fabricantes de máquinas. De acordo com Dauw et al. (1995), a partir de 1960, e atingindo o ápice no período de 1970-1975, muitos laboratórios universitários e centros industriais de pesquisa europeus, japoneses e russos, apoiados em grande parte por associações científicas, pelo emergente mercado consumidor e pelo fato da eletroerosão ser um processo de usinagem completamente novo, fascinante e inovador no campo da engenharia de manufatura, se dedicaram intensivamente à pesquisa fundamental do fenômeno da eletroerosão, obtendo resultados motivadores.

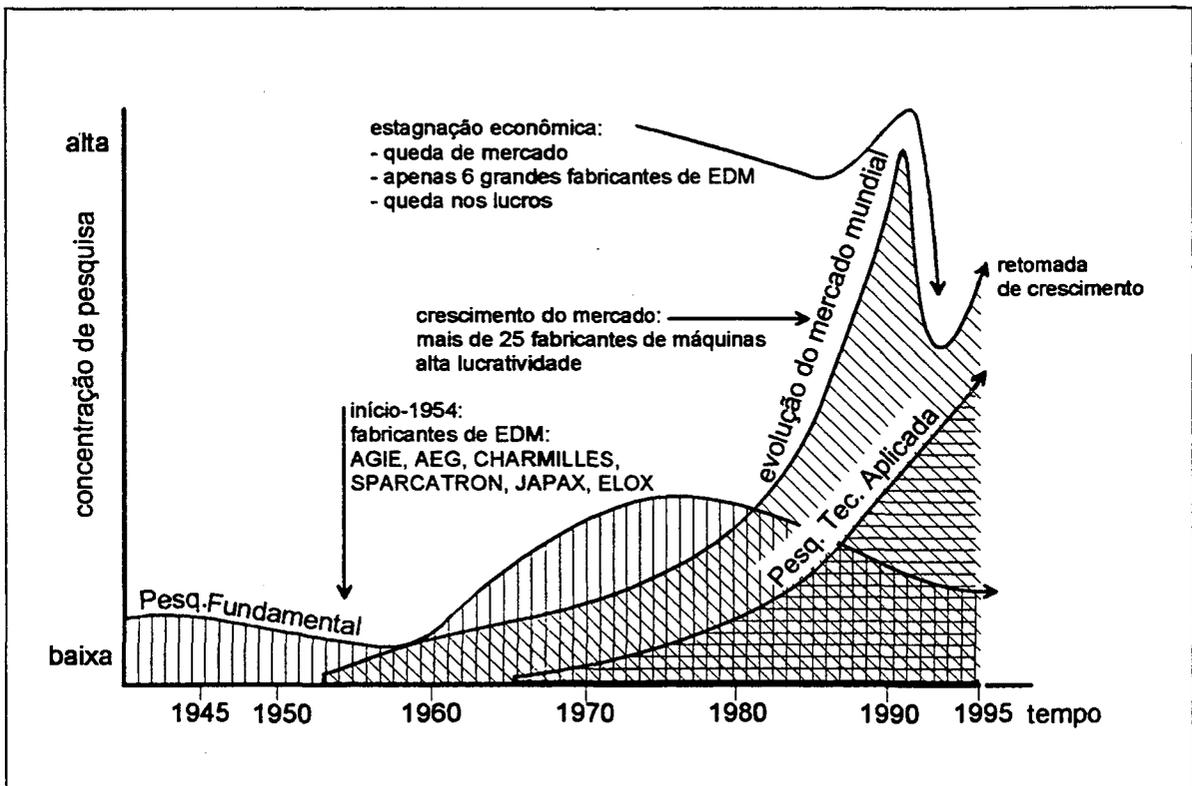


Figura 3.8 - Representação gráfica da pesquisa em EDM e da evolução industrial do mercado de máquinas, Dauw et al. (1995).

De acordo com Dauw et al. (1995), König et al. (1975) e Van Dijck (1973) muitos modelos teóricos sobre o comportamento de faíscas elétricas unitárias foram formulados com o intuito de que pudessem ser convertidos em fontes de aperfeiçoamento tecnológico do processo. Fenômenos físicos como, por exemplo, o tempo de ignição da faísca elétrica, a distribuição da energia na fenda de trabalho e a

transferência de calor no canal de plasma e nos eletrodos, bem como o mecanismo de remoção de material no anodo e no catodo, foram exaustivamente modelados, obtendo-se resultados satisfatórios.

Na década de 1970, segundo Dauw et al. (1995), estudos relacionados à modelação teórica das condições reais do processo de EDM, ou seja, durante a ocorrência de sucessivas descargas, foram desenvolvidos com a finalidade de obter informações mais precisas sobre o fenômeno. Entretanto, acrescenta ele que devido ao fato das sucessivas descargas elétricas possuírem comportamento estocástico, aliado a aspectos como a contaminação da fenda de trabalho e ao comportamento hidrodinâmico e termodinâmico do dielétrico, bem como outros fenômenos aleatórios, os resultados obtidos foram insatisfatórios. Caso se conseguisse atingir a modelação para sucessivas descargas elétricas, ainda restaria uma grande dificuldade principal, que seria a unificação dessas várias teorias parciais em um único modelo termofísico do fenômeno da eletroerosão, e que proporcionasse resultados tecnológicos práticos sobre a taxa de remoção de material, desgaste relativo e a integridade superficial da peça. A Fig. 3.9 apresenta esquematicamente a complexidade desse problema.

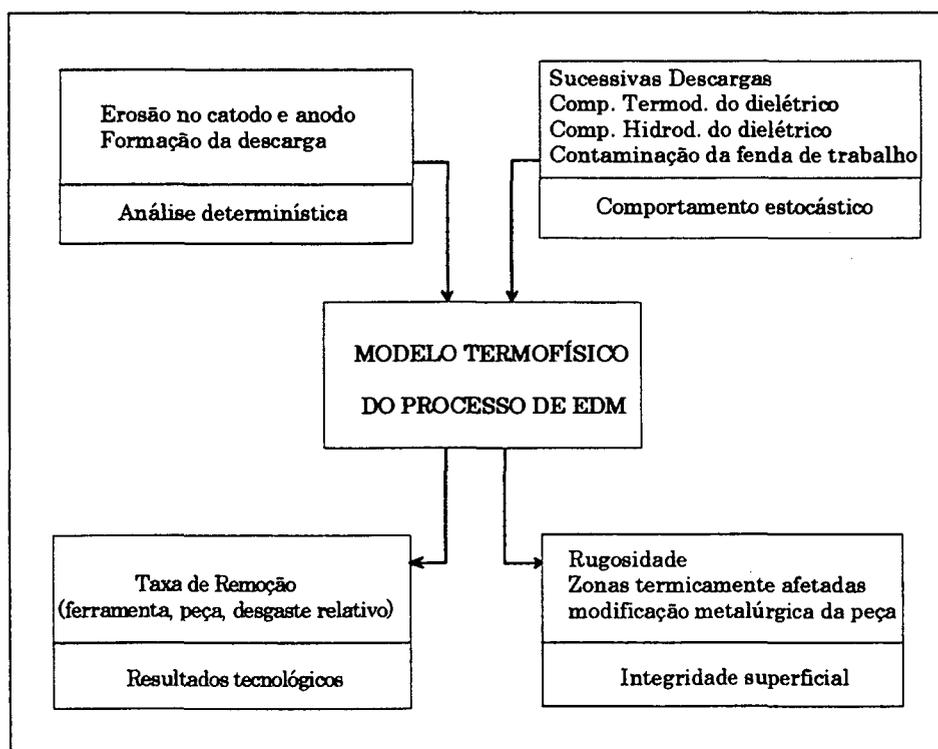


Figura 3.9 · Representação esquemática sobre a complexidade da formulação de um modelo unificado para EDM, Dauw et al. (1995).

Portanto, após este período, o interesse na pesquisa fundamental sobre o processo de eletroerosão decaiu consideravelmente, sendo que muitos laboratórios universitários e industriais praticamente substituíram-na completamente pela pesquisa tecnológica aplicada, tendência esta observada ainda hoje nos programas internacionais de pesquisa em EDM.

Löttgen (1998) destaca que o estado atual da pesquisa em eletroerosão pode ser julgado sob dois enfoques:

- O primeiro deles é o ponto de vista técnico, ou seja, engloba quais pesquisas são tecnicamente factíveis, e quais os resultados efetivos que estes trabalhos irão proporcionar para o melhoramento do rendimento da usinagem por EDM.

- O segundo é o ponto de vista do consumidor, ou seja, o que o mercado demanda dos fabricantes e centros de pesquisa. Em se tratando deste último enfoque, no curto prazo o mercado consumidor exige aperfeiçoamento dos itens apresentados na Fig. 3.10.

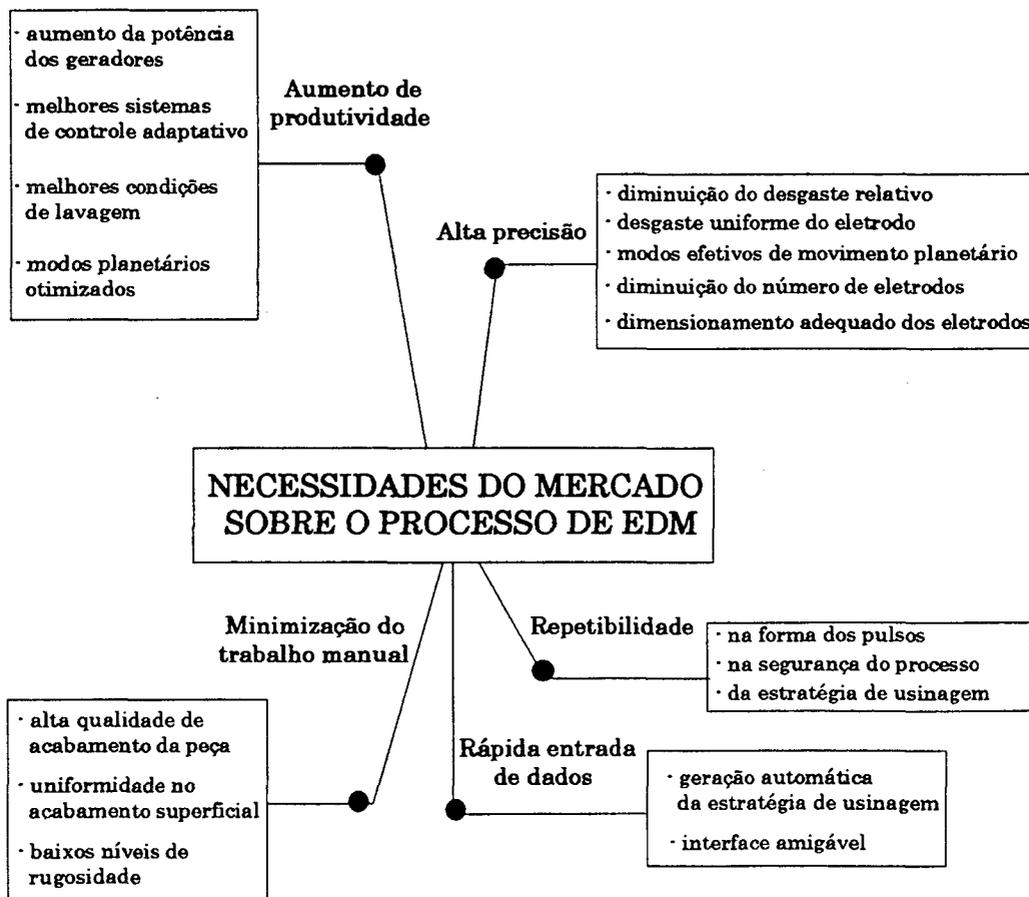


Figura 3.10 - Necessidades do mercado sobre o processo de EDM, Löttgen (1998).

Löttgen (1998) também relata que ao longo dos últimos anos os fabricantes têm desenvolvido as tabelas de tecnologia das máquinas de EDM baseando-se preponderantemente nas condições descritas na norma VDI 3402 de 1990³. Entenda-se por "tabelas de tecnologia" os parâmetros ótimos recomendados para a usinagem, os quais estão inseridos no sistema computacional das máquinas de EDM. Acontece que os resultados de processo (principalmente a taxa de remoção de material, o desgaste dos eletrodos e a rugosidade) descritos nestas tabelas de tecnologia são alcançados sob condições ótimas de testes de usinagem e com a utilização de certos tipos de materiais padronizados.

Na prática industrial cotidiana estas condições ótimas de usinagem são relativamente raras, como é o caso da fabricação de moldes e matrizes de elevada complexidade geométrica. Além disso, em muitos casos, os materiais utilizados nas ferramentarias não são aqueles adotados pelos fabricantes para a elaboração das tabelas de tecnologia. Desta forma, os consumidores enfrentam sérios problemas no momento de estabelecer a estratégia dos parâmetros ótimos de usinagem, os quais, por sua vez, venham a produzir os resultados adequados para o trabalho em questão. Cabe aqui acrescentar que é prática comum na Europa e nos Estados Unidos da América as indústrias de ferramentaria desenvolverem em conjunto com laboratórios universitários trabalhos de pesquisa aplicada direcionados ao estabelecimento de parâmetros tecnológicos econômicos de usinagem.

Atualmente, os fabricantes desenvolvem pesquisas no sentido de produzir máquinas de EDM que venham preencher as necessidades dos consumidores em relação às necessidades mencionadas na Fig. 3.10, anteriormente apresentada. De forma sumária, as principais características a serem alcançadas são redução dos tempos de usinagem e maior segurança e confiabilidade sobre os resultados do processo sob condições reais de trabalho. A Fig. 3.11 apresenta algumas das atuais áreas de pesquisa em EDM:

- a. melhoria do desempenho do processo;
- b. novos campos de aplicação da eletroerosão ;
- c. desenvolvimento de sistemas computacionais para geração automática da seqüência de usinagem. É importante deixar documentado que estas são apenas algumas das áreas de pesquisa em EDM, já que uma análise de maior envergadura não caberia na extensão deste trabalho.

³ VDI – Verein Deutscher Ingenieur - Richtlinie 3402, Blatt 2, Elektroerosive Bearbeitung - Kennzeichnung und Abnahme von Anlagen (Electrical Discharge Machining - Characterization and final test of equipment).

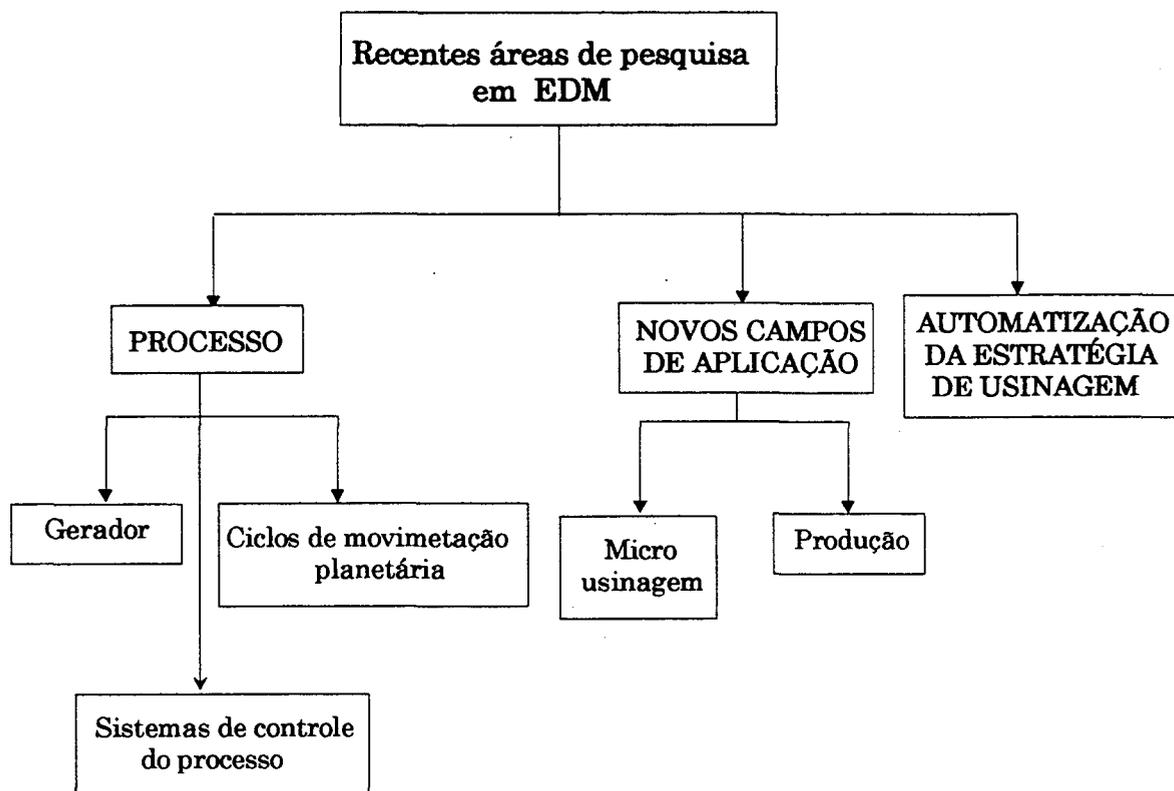


Figura 3.11 - Recentes áreas de pesquisa em EDM, Löttgen (1998).

Sobre o campo de pesquisa melhoria do processo os seguintes comentários podem ser apresentados:

- informa Löttgen (1998) que o mercado tem oferecido máquinas com geradores cada vez mais potentes, chegando até 350 A. Além disso, esses geradores têm possibilitado elevada repetibilidade na forma dos pulsos de tensão e de corrente, bem como alto controle da fenda de trabalho. Isto tem sido possível graças aos avanços da eletrônica de potência e aos modernos microprocessadores que promovem resposta imediata a qualquer alteração na estabilidade do processo. Um dos fatores que tem impulsionado o desenvolvimento de máquinas de elevada potência é justamente a disponibilidade no mercado de classes de grafita cada vez melhores e com preço mais acessível;

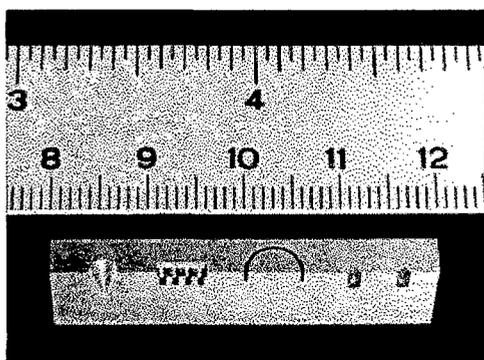
- ele relata também que as máquinas mais modernas vêm equipadas com dois tipos de sistemas de controle do processo. Um deles, *Adaptative Control Constraint*, tem por função garantir a estabilidade do processo. O segundo, *Adaptative Control Optimization*, visa à otimização automática das condições de usinagem. Atualmente, estes sistemas de controle do processo são partes normalmente integrantes dos

modernos geradores, e são desenvolvidos para garantir alto grau de confiabilidade e segurança da usinagem:

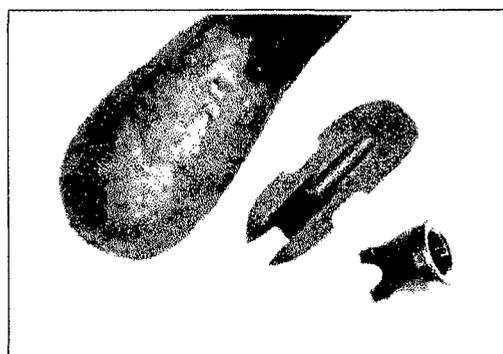
- segundo Charmilles (1995), a implementação da movimentação planetária ou orbital do eletrodo ferramenta foi apresentada pela primeira vez em meados da década de 1970. Esta técnica consiste de um movimento de translação do eletrodo-ferramenta sobreposto ao seu movimento de avanço sobre a cavidade sendo usinada. É normalmente utilizada em regimes de acabamento do processo, e apresenta como principais vantagens um melhor controle dimensional e acabamento da peça, redução do número de eletrodos, bem como desgaste uniforme dos mesmos. Löttgen (1998) informa que em função da alta eficiência dos atuais sistemas CNC das máquinas de EDM, os ciclos de movimentação planetária podem agora ser programados para cada caso específico de trabalho, ou seja, em função da geometria da peça, permitindo a obtenção de tempos mais curtos nas operações de acabamento, em comparação com os antigos modos de programação da técnica orbital.

Em se tratando dos novos campos de aplicação da eletroerosão algumas tendências atuais, segundo Löttgen (1998), relacionam-se a alguns aspectos como:

- aplicação crescente da EDM na fabricação de peças com dimensões de décimos de milímetro ou menos. Em particular, desenvolvimento de tecnologia de micro-EDM por penetração e a fio para diversas aplicações industriais ligadas à indústria ótica, eletrônica, aeroespacial e médica, como mostrado na Fig. 3.12. Existe um amplo campo a ser explorado sobre o desenvolvimento de máquinas, sistemas de fixação, novos materiais de eletrodos, estabelecimento de parâmetros ótimos de usinagem etc;



A.



B.

Figura 3.12 - Exemplos de micro-EDM por penetração (A) por CHARMILLES (2002) e micro-EDM a fio (B), por WZL (2001).

- outra área de pesquisa está na integração sistemática das técnicas de eletroerosão ao ambiente CIM (*Computer Integrated Manufacturing*) de maneira a promover aumento na competitividade do processo de EDM frente às novas tecnologias de fabricação;

- um terceiro ramo atual de trabalhos tecnológicos em EDM relaciona-se ao desenvolvimento de novos fluidos dielétricos e materiais de eletrodo, assim como máquinas para a usinagem de materiais utilizados na fabricação de próteses para seres humanos.

O campo automatização da estratégia de usinagem é a terceira frente que envolve a necessidade de muitos esforços de pesquisa, em especial nos casos de fabricação de moldes e matrizes. Segundo Löttgen (1998) a maior parte do tempo envolvido na elaboração da estratégia de usinagem por eletroerosão é a descrição das condições do trabalho. Dentre outras, estas condições englobam, por exemplo, a forma e número de eletrodos-ferramenta, o grau da complexidade geométrica da peça, a escolha adequada do material do eletrodo em função do material da peça a ser usinada e as condições apropriadas de lavagem. Aliado a estes aspectos tem-se ainda o grande esforço exigido do engenheiro de processo na otimização dos seguintes pontos: parâmetros tecnológicos adequados para usinagem, controle do processo e desenvolvimento da lavagem. No que diz respeito a esta elevada complexidade dos dados requeridos para a elaboração da estratégia de usinagem, Löttgen (1998) argumenta que atualmente são poucos os fabricantes que oferecem ferramentas computacionais integradas às máquinas, e que efetivamente auxiliem na geração automática da seqüência de usinagem para os casos de peças altamente complexas, como moldes e matrizes.

3.4 Fundamentos do fenômeno físico de uma descarga

Desde o início do desenvolvimento do processo de usinagem por eletroerosão muitas teorias, simulações e investigações experimentais têm sido desenvolvidas para explicar o complexo fenômeno da remoção de material por faíscas elétricas. Como exemplo, Kahng et al. (1977) cita duas delas:

- a teoria eletromecânica sugere que a remoção ocorre pelo arrancamento de partículas do material como resultado do campo elétrico extremamente concentrado, ocasionado pela pequena fenda de trabalho entre os eletrodos ferramenta/peça. Esta teoria não considera nenhum efeito térmico de remoção e propõe que o campo elétrico

remove pequenas partículas pelo fato de exceder as forças de coesão do reticulado cristalino do material. Entretanto, por haver carência de verificações experimentais não há suporte para aceitação desta teoria:

- a teoria termomecânica atribui a remoção à fusão de material causada pela formação de chamas (*flame jets*) decorrentes de vários efeitos físicos que ocorrem durante a descarga elétrica. Porém, os resultados experimentais obtidos não validam essa teoria e, portanto, a mesma falha em explicar os efeitos de uma descarga elétrica na remoção de material.

Segundo trabalhos de König & Klocke (1997), Eubank et al. (1993), Dibitonto et al. (1989) e muitos outros renomados pesquisadores⁴ da área, não existe atualmente nenhum modelo teórico que explique completamente a natureza de todos os processos que acontecem durante a ocorrência da faísca elétrica na usinagem por eletroerosão. Todavia, aceita-se que a teoria termoelétrica apresenta as melhores evidências explicativas do fenômeno de remoção de material por descargas elétricas. De acordo com esta teoria, o ciclo de uma descarga elétrica entre dois eletrodos submersos num meio líquido de trabalho ocorre em quatro fases consecutivas, como apresenta a Fig.3.13:

1. Fase de ignição da faísca.
2. Formação do canal de plasma.
3. Fusão e evaporação de uma pequena quantidade de material nos eletrodos.
4. Ejeção do material fundido.

⁴ Schumacher et al. (1989), Mukund (1989), Snoyes et al. (1977), König et al. (1975), Van Dijck et al. (1974), Van Dijck (1973), Zolotyck (1970), Schumacher (1966), Müller (1965).

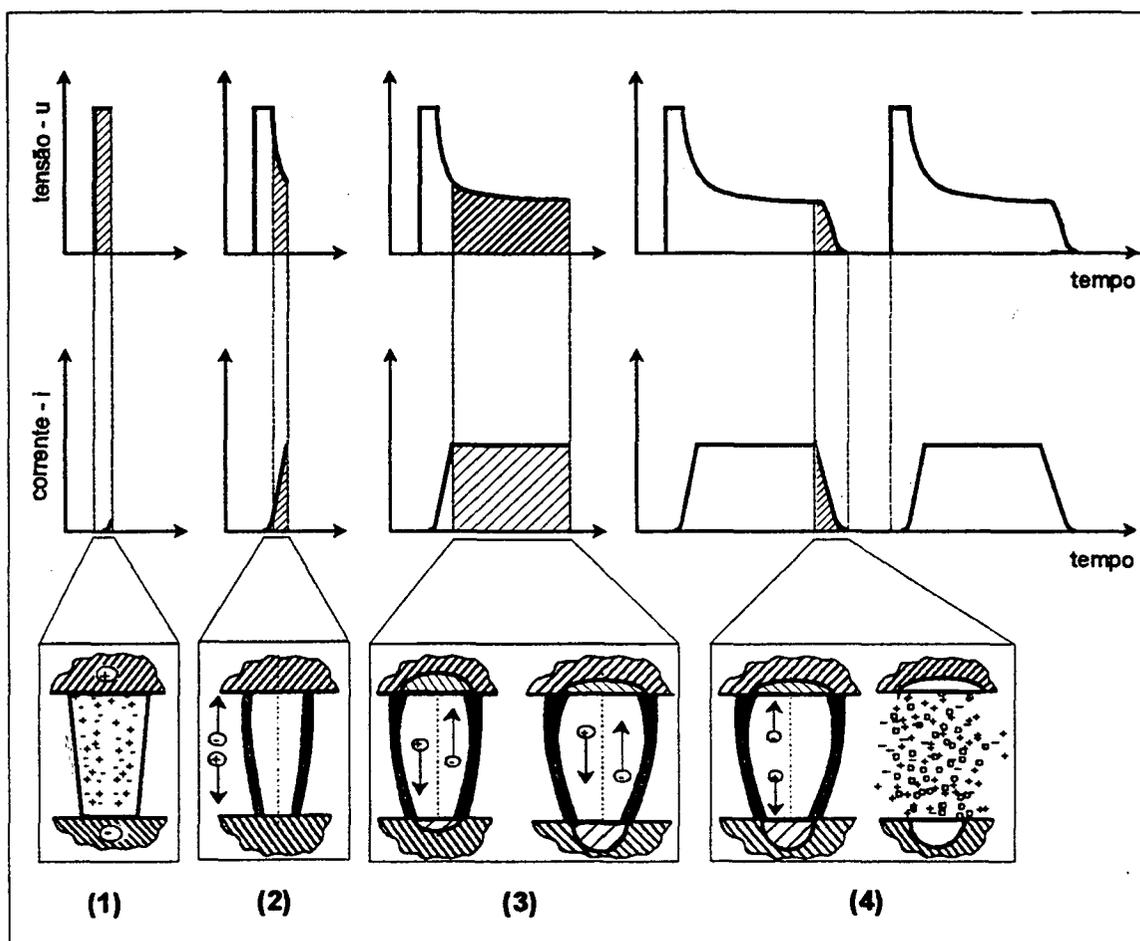


Figura 3.13 - Fases de uma descarga elétrica no processo de EDM,
König & Klocke (1997).

3.4.1 Fase de ignição

Inicialmente, os eletrodos são posicionados na máquina e separados entre si de uma pequena distância, algo em torno de 0,5 a 1 mm. Uma tensão em aberto u_i que pode variar de 60 a 300 V é aplicada entre eles, sendo que no princípio não há fluxo de corrente devido à resistência oferecida pelo fluido dielétrico. Nesse instante, o servomecanismo avança o eletrodo-ferramenta em direção a peça, até aproximar-se da distância da fenda de trabalho, causando um aumento do campo elétrico (E) entre as superfícies dos eletrodos, dado pela razão entre a tensão e a distância entre eles. No local onde o gradiente é máximo, geralmente nos picos de rugosidade das superfícies, ocorre a emissão fria primária de elétrons do catodo. Esses elétrons são acelerados pelo campo elétrico em direção ao anodo, e nesse deslocamento chocam-se com moléculas do dielétrico liberando mais elétrons (ditos secundários) e íons

positivos que se direcionam ao catodo, caracterizando o início do fenômeno chamado de ionização por impacto, como mostra a Fig. 3.14.

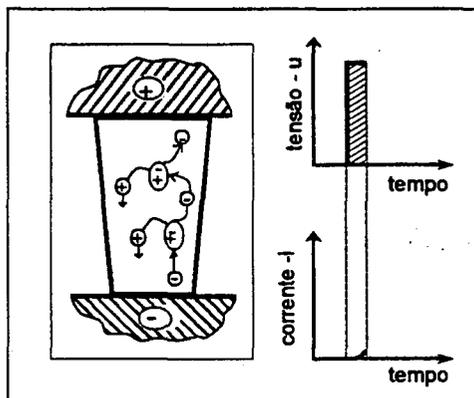


Figura 3.14 - Representação esquemática da fase de ignição.

3.4.2 Formação do canal de plasma

Os íons positivos originados do dielétrico chocam-se com o catodo e liberam mais elétrons que são atraídos para o anodo, constituindo a chamada emissão secundária. Desse modo, ocorre o prosseguimento da multiplicação em altíssima velocidade do fenômeno da ionização por impacto, que em consequência gera um superaquecimento seguido de evaporação de uma pequena quantidade do dielétrico. Desta forma é provocado, simultaneamente, um decréscimo da resistência do próprio dielétrico e um aumento da corrente elétrica. Nesse instante, observa-se a formação e intensificação de "túneis" de transportadores de energia elétrica (*tunnel discharges, streamers*) para o anodo e para o catodo, causando a queda da tensão u_i para a tensão de ruptura do dielétrico, e um aumento drástico da corrente elétrica, até atingir o nível especificado pelo operador i_a . Ocorre, em consequência, a formação de um canal de plasma circundado por uma bolha de vapor e pelo líquido dielétrico que tende a restringir o crescimento do canal, concentrando a energia da descarga em um pequeno volume, como destacado na Fig. 3.15. O nível energético inicial do plasma chega a atingir 3 J/mm^3 , ocasionando picos de temperatura da ordem de 40000 K e pressão dinâmica de 3 kbar devido a efeitos inerciais.

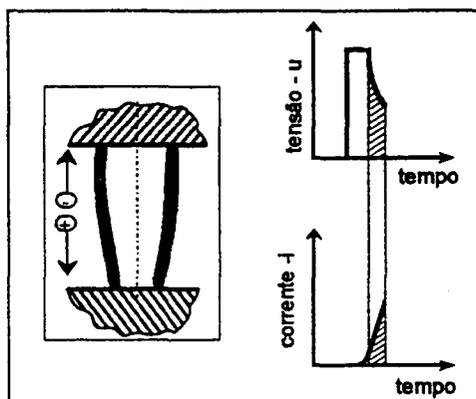


Figura 3.15 - Representação esquemática da formação do canal de plasma.

Cabe observar que a formação do canal de plasma é também conhecida como colapso da tensão em aberto \hat{u}_i (*voltage breakdown*), porque neste momento a tensão \hat{u}_i decai rapidamente para a tensão de ruptura do dielétrico, a qual depende da combinação do par de materiais dos eletrodos-ferramenta/peça. O intervalo de tempo entre a aplicação da tensão \hat{u}_i e a formação do canal de plasma é conhecido como tempo de retardo t_d , o qual pode ser usado para análise da abertura da fenda de trabalho entre os eletrodos. Grandes aberturas da fenda de trabalho implicam em longos tempos t_d , para trabalhos com fluido dielétrico limpo.

3.4.3 Fusão e evaporação de material nos eletrodos

O canal de plasma recém-formado é então mantido por um período de tempo t_e especificado pelo operador. Durante a aplicação da descarga, para evitar a formação de arcos e curtos-circuitos, o sistema de controle do servomecanismo da máquina de EDM controla e mantém equilibrada a amplitude da fenda de trabalho, a qual depende do nível de energia da corrente de descarga \hat{i}_e . Ao longo do tempo t_e , o plasma de alta energia funde continuamente por condução térmica uma certa quantidade de material em ambos os eletrodos, originando uma pequena poça de material líquido em cada um deles, como ilustra a Fig. 3.16. Entretanto, devido à alta pressão do plasma pouca quantidade desse material líquido é evaporado. O aumento do gradiente de temperatura nos eletrodos produzido por efeito Joule pode ser considerado desprezível. Isto acontece porque a densidade de corrente decresce fortemente com o aumento da profundidade a partir da superfície dos eletrodos.

Pode ser visto também pela Fig. 3.16 que no transcorrer da aplicação do tempo de descarga t_e ocorre o prosseguimento da fusão de material em ambos os eletrodos e um aumento contínuo do diâmetro do canal de plasma.

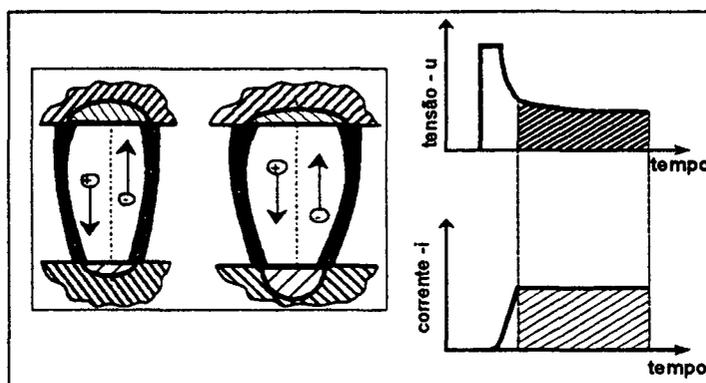


Figura 3.16 - Representação esquemática da fusão de material no anodo e no catodo.

O fenômeno de fusão de material pode ser mais bem explicado da seguinte forma: as superfícies do anodo e do catodo são intensamente bombardeadas respectivamente por elétrons e íons positivos. Os elétrons penetram no anodo, e ao fazê-lo transformam sua energia cinética em calor, o qual gera fusão de material. Da mesma forma ocorre com os íons positivos, os quais transformam sua energia cinética em calor ao colidirem com o catodo. A quantidade de material fundido depende, dentre outros aspectos, do número de elétrons e de íons que atingem as superfícies dos eletrodos. Esta quantidade está diretamente relacionada às propriedades físicas do par de eletrodos, a intensidade de corrente \hat{i}_e e ao tempo da descarga t_e .

Um aspecto importante nesta fase do ciclo da descarga é a influência da mobilidade dos íons positivos e dos elétrons sobre o início da fusão de material no catodo e no anodo. Devido à maior inércia dos íons positivos, associada a sua maior massa em relação aos elétrons, estes precisam de mais tempo para atingir uma certa velocidade. Desta forma, logo no início da descarga (pequenos t_e) acontece um maior bombardeamento de elétrons no anodo que o de íons positivos no catodo. Portanto, por causa deste fenômeno, a fusão de material ocorre primeiramente no anodo, ao passo que no catodo somente ocorrerá alguns microsegundos depois (longos t_e), quando um maior número de íons positivos iniciam um bombardeamento mais intenso no catodo, transformando sua energia cinética em grande quantidade de calor.

A obtenção de fotografias por câmaras de alta velocidade permitiu observar que o canal de plasma possui forma similar a de um barril, sendo esta forma creditada a efeitos da viscosidade do dielétrico. A Fig. 3.17 mostra em maiores detalhes o formato do canal. No decorrer da duração da descarga, o raio a_c do plasma na região próxima ao catodo apresenta-se praticamente constante e bem inferior ao raio a_a , observado na região próxima ao anodo. Acredita-se que esta menor magnitude de a_c se deve principalmente à emissão de elétrons pelo catodo, onde se estima raio da ordem de $a_c < 5 \mu\text{m}$, ao passo que no anodo o raio a_a aumenta continuamente durante a evolução da duração da descarga.

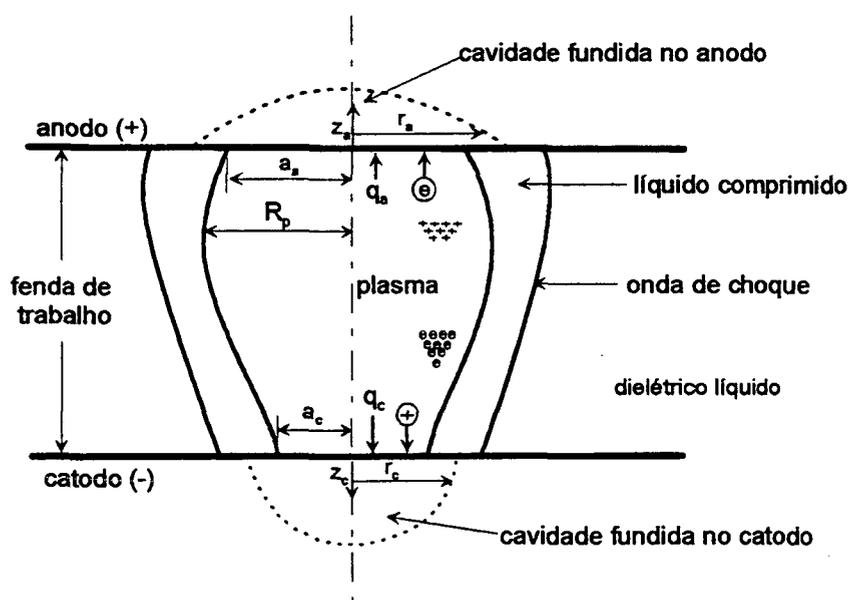


Figura 3.17 - Representação esquemática da faísca elétrica, destacando a forma do canal de plasma. O fluxo de calor nas superfícies do catodo e do anodo está representado por q_c e q_a , sendo r_a e r_c os raios das cavidades fundidas no anodo e catodo, Dibitonto et. al (1989).

O fenômeno de expansão contínua do diâmetro do canal de plasma acontece pelo fato do plasma transferir energia para as regiões radiais circunvizinhas, assim como para as cavidades fundidas, e tem fundamental influência sobre a quantidade de material fundido em cada um dos eletrodos. A cada incremento no tempo da descarga, a irradiação de energia do plasma provoca a vaporização, a dissociação e a ionização de um pequeno volume de dielétrico líquido que o circunda, causando com isso um aumento da massa e do diâmetro do plasma e da bolha de gases, bem como queda da pressão e da temperatura atuantes sobre as cavidades fundidas. Como consequência dessa expansão a cavidade fundida no anodo começa a se solidificar,

justamente por causa da diminuição do fluxo de energia que a atinge. Já a cavidade do catodo tende a se tornar mais profunda, como está esquematizado na Fig. 3.17. Segundo Dibitonto et al. (1989) a energia total de uma descarga elétrica é dividida em três parcelas, e pode ser estimada da seguinte forma: a primeira parcela de 18% é consumida na fusão de material no catodo, a segunda de 8% destina-se à fusão do anodo, e os 74% restantes são gastos no aumento da massa e do diâmetro do canal de plasma no fenômeno de conversão do dielétrico líquido circundante em plasma. Estas frações de energia são constantes e independem da corrente de descarga i_e e da duração do pulso de tensão t_i . Entretanto, podem variar em função do tipo do dielétrico e dos materiais dos eletrodos.

3.4.4. Ejeção do material fundido

Ao final do tempo de descarga t_e especificado, o sistema de controle do gerador da máquina interrompe instantaneamente a corrente elétrica, estabelecendo um tempo de intervalo t_0 até o início de um novo ciclo de descarga, ilustrado na Fig. 3.18.

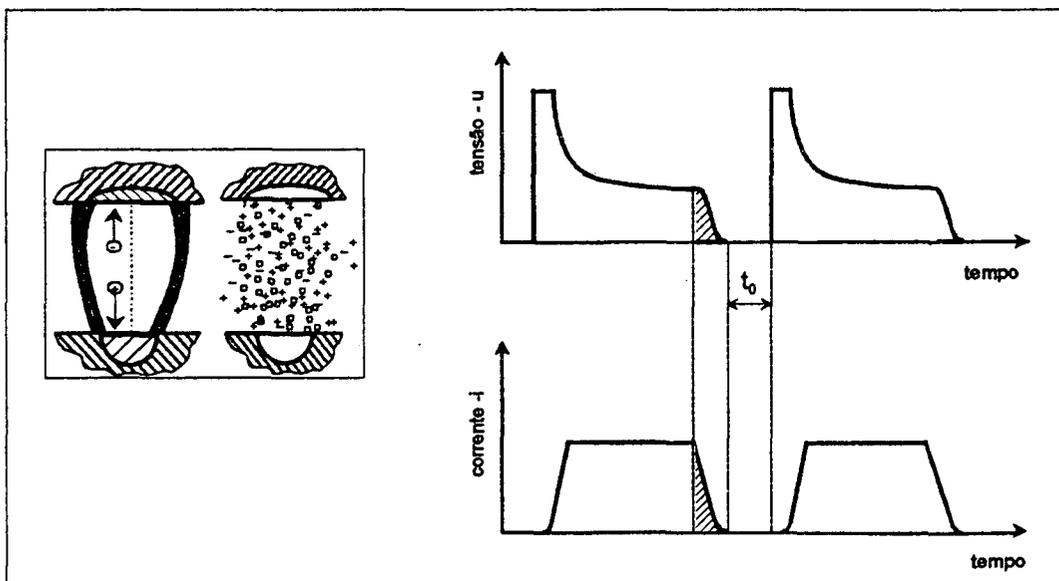
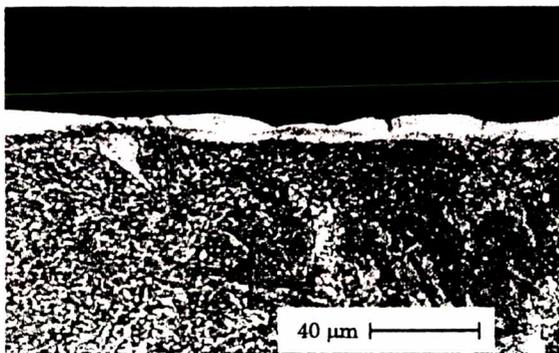


Figura 3.18 - Fim da descarga, destruição do canal de plasma e remoção do material das cavidades.

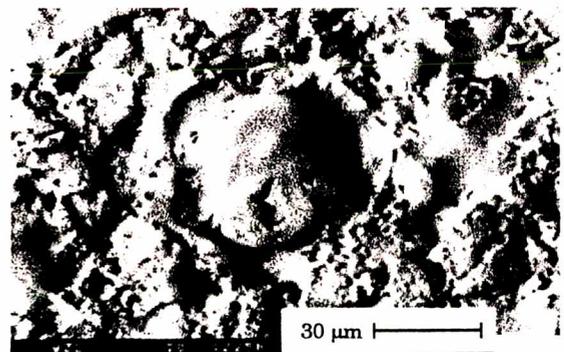
O principal mecanismo responsável pela remoção de material no processo de eletroerosão está associado ao fenômeno de superaquecimento do material fundido nas cavidades dos eletrodos. Este mecanismo foi inicialmente sugerido por

Van Dijck (1973) sendo posteriormente comprovado, pela primeira vez, no trabalho de Eubank et al. (1993) e pode ser resumidamente discutido da seguinte forma:

- durante o tempo de aplicação da descarga, as superfícies das cavidades fundidas nos eletrodos apresentam temperaturas próximas àquelas de ebulição dos materiais. Por exemplo, durante a eletroerosão de uma peça de aço com eletrodo-ferramenta de cobre nas condições de $i_e=68$ A e $t_e=10$ μ s, o plasma irradia energia sobre as cavidades fundidas gerando temperaturas em torno de 11000 K, fazendo com que as superfícies das cavidades apresentem-se em estado de ebulição. Entretanto, pouco material é evaporado devido à alta pressão exercida pelo plasma sobre as cavidades. Com a interrupção da descarga, e o conseqüente colapso do canal de plasma e da bolha de vapor por causa da queda brusca de pressão, são geradas forças associadas ao fenômeno do superaquecimento com intensidade suficiente para separar bruscamente o material fundido das paredes das cavidades, gerando uma pequena cratera nas superfícies dos eletrodos. Uma parte do material expelido é carregada pelo fluxo do dielétrico para fora da fenda de trabalho, e a outra parte se solidifica na própria cratera e em regiões vizinhas, constituindo nos aços a camada superficial chamada de *white layer* ou *recast layer*, como mostra a Fig. 3.19. A coloração esbranquiçada desta camada acontece porque os reagentes normalmente utilizados na preparação das amostras para análise metalográfica dificilmente atacam o material.



a) *white layer* ou *recast layer*



b) cratera

Figura 3.19 – (a) detalhe da *white layer*, por Klocke & Karden (1999) e (b) detalhe da cratera formada na eletroerosão, por Amorim et al. (2001).

Em se tratando das partículas eletroerodidas que são expelidas da fenda de trabalho, nota-se que a maioria delas apresenta a forma de pequenas esferas sólidas ou ocas, como mostra a Fig. 3.20. Entretanto, partículas de geometria distintas dessas apresentadas também podem ser observadas, sendo sua formação possivelmente acarretada pelo fenômeno de coalescência entre partículas.

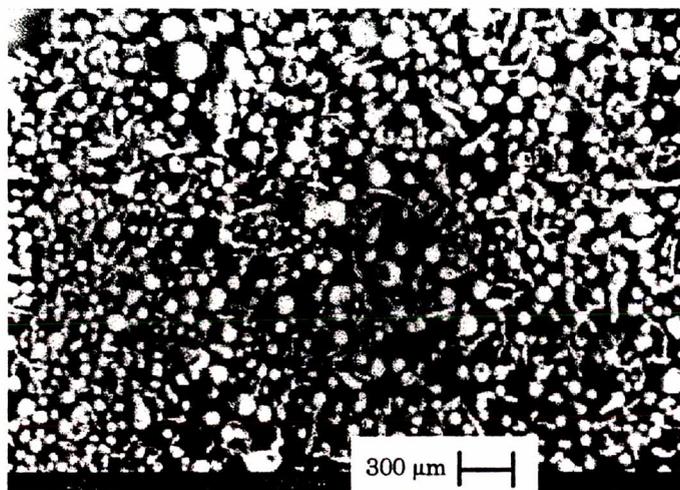


Figura 3.20 - Exemplos de partículas eletroerodidas, Amorim et al. (2001).

A geometria esférica sólida é devida à expulsão de material no estado líquido e as esferas ocas correspondem ao material expulso na forma de bolhas, que rapidamente se solidificam ao entrar em contato com o dielétrico. Somente 0,2% do volume de partículas expelidas apresenta-se como esferóides ocas, sendo o restante na forma sólida, de acordo com Lhuibet et al. (1981).

Como nota final desta apresentação sobre os fundamentos da teoria termoelétrica de remoção de material na eletroerosão é importante acrescentar que outros mecanismos de origem hidrodinâmica, termodinâmica e elétrica, bem como as propriedades físicas dos materiais, a polaridade dos eletrodos e outros parâmetros de processo, apresentados a seguir, também exercem importante influência na parcela de material removido no ciclo de uma descarga no processo de EDM.

3.5 Principais parâmetros de controle do Processo

A Figura 3.21 apresenta, de acordo com a norma VDI 3402 de 1990⁵, um resumo e definição dos principais parâmetros elétricos de controle do processo de EDM.

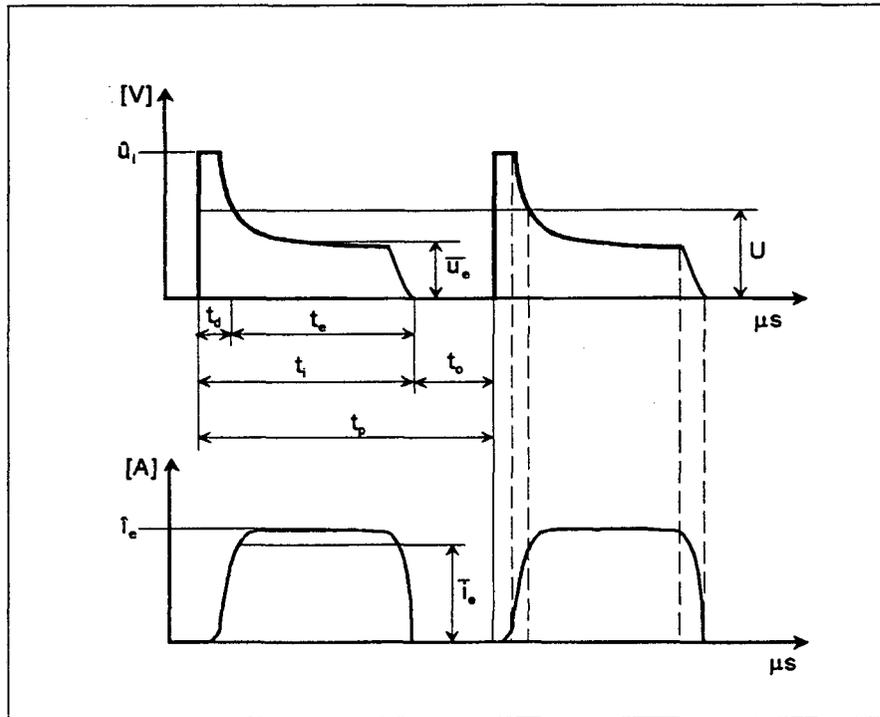


Figura 3.21 - Evolução da tensão e corrente elétricas durante a descarga de uma faísca, apresentando em destaque os principais parâmetros de controle do processo.

\hat{u}_i - tensão em aberto [V] - tensão na fenda de trabalho quando não há fluxo de corrente;

\bar{u}_e - tensão média da descarga [V] - representa a tensão na fenda no decorrer de uma faísca elétrica;

U - tensão média de trabalho [V] - significa a média aritmética da tensão na fenda de trabalho durante uma operação de usinagem;

t_d - tempo de retardo de ignição [μ s] - intervalo de tempo desde a aplicação da tensão em aberto \hat{u}_i até o início da descarga;

t_e - duração da descarga [μ s] - período de tempo decorrido após o rompimento da rigidez do dielétrico quando ocorre o fluxo efetivo de corrente;

⁵ VDI - Richtlinie 3402, Blatt 1, Elektroerosive Bearbeitung - Definitionen und Terminologie (Electrical Discharge Machining - Definitions and Terminology).

t_i - duração do pulso de tensão [μs] - representa o tempo de aplicação de tensão na fenda de trabalho, correspondendo à soma do tempo de ignição t_d mais a duração da descarga t_e ;

t_o - tempo de intervalo entre dois sucessivos pulsos de tensão t_i [μs];

t_p - tempo do período do ciclo de uma descarga [μs] - representa a soma da duração do pulso de tensão t_i mais o tempo de intervalo t_o ;

\hat{i}_e - corrente máxima durante a descarga [A];

\bar{i}_e - corrente média durante a descarga [A];

τ - relação de contato: representa a razão entre o tempo de pulso t_i e o tempo de período do ciclo da descarga t_p [μs].

Os parâmetros acima podem ser regulados dentro de uma ampla faixa de variação em função do tipo da máquina de EDM. Para fins de exemplificação geral pode-se dizer que: t_i (1 a 3600 μs), t_o (1 a 3600 μs), \hat{u}_i (60 a 300 V), \hat{i}_e (1 a 350 A), τ (0,1 a 0,9). O apêndice 1 apresenta os parâmetros de controle da máquina CHARMILLES ROBOFORM 30, a qual foi utilizada neste trabalho.

A energia da descarga, que significa a energia fornecida por uma faísca à fenda de trabalho, é simplificada representada por: $W_e \approx \bar{u}_e \cdot \bar{i}_e \cdot t_e$ [J] e determina o volume de material removido por descarga e também a qualidade do acabamento superficial.

Para avaliação do rendimento tecnológico do processo são usualmente quantificados os seguintes aspectos:

V_w - taxa de remoção de material: caracteriza o volume de material que é removido no tempo no eletrodo-peça [mm^3/min].

V_e - taxa de desgaste: representa o volume de material que é removido do eletrodo-ferramenta [mm^3/min].

\mathcal{S} - desgaste relativo: representa o desgaste volumétrico relativo entre os eletrodos-ferramenta/peça, dado pela razão entre V_e e V_w normalmente em valores percentuais.

A qualificação da textura superficial das peças eletroerodidas é analisada usualmente pelos parâmetros de rugosidade R_a e R_z [μm].

3.6 Influência dos parâmetros do processo

A fim de obter uma aplicação correta do processo de usinagem por eletroerosão é fundamental conhecer, além do princípio físico de remoção de material, os seguintes aspectos:

- a tecnologia do processo em termos dos parâmetros elétricos de controle do gerador e suas relações;
- as diferentes formas de lavagem da fenda de trabalho;
- os principais materiais para eletrodos-ferramenta;
- a escolha adequada da polaridade dos eletrodos.

No estabelecimento adequado dessas variáveis pode ser conseguida uma assimetria considerável da remoção de material do anodo e do catodo, e também um comportamento equilibrado da fenda de trabalho, resultando em condições estáveis de eletroerosão, que significa, geralmente, a ausência ou diminuição da ocorrência de arcos e curtos-circuitos e, conseqüentemente, melhor rendimento do trabalho da usinagem. Neste item serão analisados estes aspectos.

3.6.1 Tensão média de trabalho (U) e tensão em aberto (\hat{u}_i)

A Fig. 3.22 apresenta algumas formas características do comportamento da tensão [V] e da corrente [A] em função do tempo [μ s] durante uma descarga para várias dimensões da fenda de trabalho [μ m]. A ocorrência das sucessivas descargas nas operações de EDM se dá de forma aleatória e, além disso, as condições da fenda de trabalho variam durante o processo. Portanto, durante a usinagem os diferentes tipos de descargas mostrados a seguir podem ocorrer.

A tensão média de trabalho U e a tensão em aberto \hat{u}_i influem diretamente na dimensão da fenda de trabalho, relatam König & Klocke (1997). Nas máquinas modernas de EDM CNC é possível ajustar indiretamente a tensão média de trabalho estabelecendo-se no sistema de controle da máquina uma grandeza chamada de tensão de referência, que significa a tensão desejada para a tensão média de trabalho. Durante a usinagem, o sistema de controle adaptativo atua sobre o avanço do eletrodo-ferramenta no sentido de manter a tensão de referência programada e, portanto, garantir o equilíbrio adequado da dimensão da fenda de trabalho.

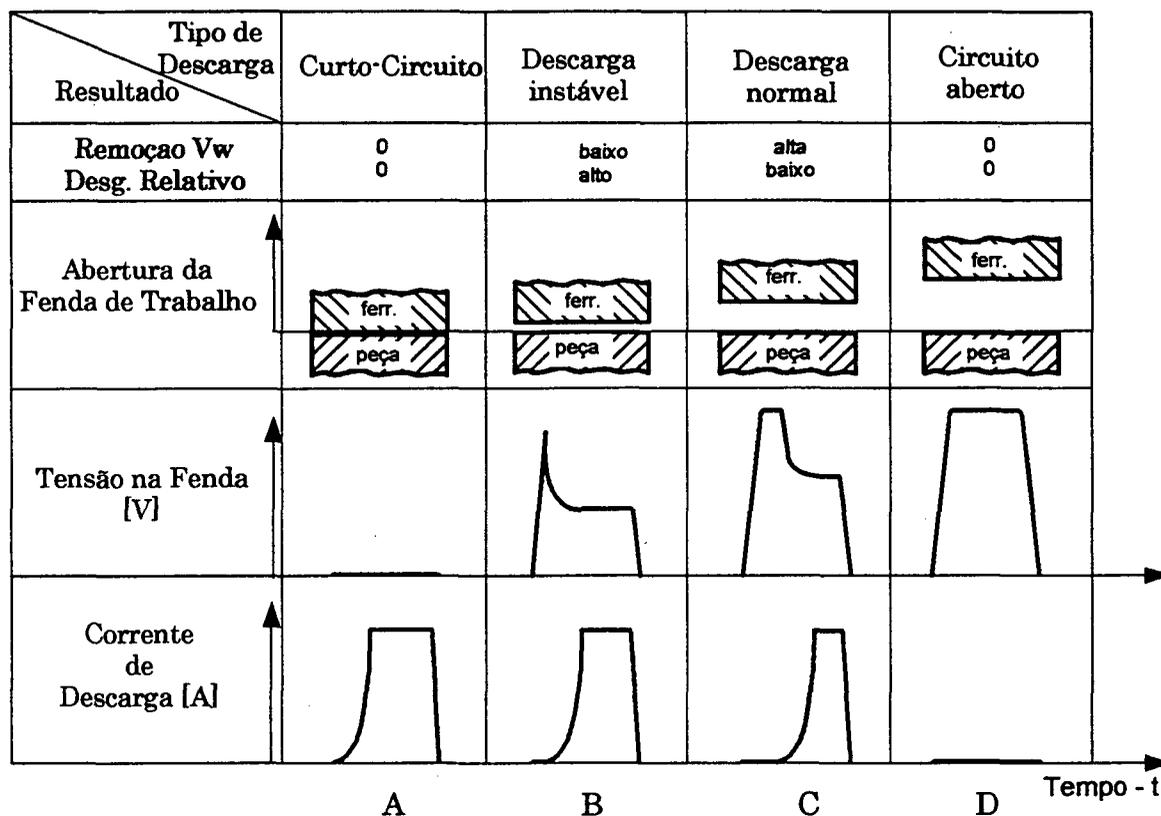


Figura 3.22 - Tipos de descargas elétricas que podem ocorrer durante a eletroerosão. Destacam-se os efeitos da abertura da fenda de trabalho sobre a taxa de remoção e desgaste relativo, König & Klocke (1997).

Pequenas tensões médias de trabalho U proporcionam a ocorrência de muitos curtos-circuitos e arcos durante a usinagem, como mostra a Fig. 3.22 partes A e B. No primeiro caso, observa-se ausência completa de usinagem, e em muitos casos danificações tanto no eletrodo-ferramenta quanto na peça. Para o caso de arcos elétricos, que na eletroerosão significa a ocorrência de descargas instáveis sempre no mesmo ponto dos eletrodos, o desempenho do processo é prejudicado pelo fato de ocorrer alto desgaste relativo e pouca remoção de material.

Com a elevação tensão média de trabalho U ocorre o aumento da abertura da fenda de trabalho, proporcionando boas condições de evacuação das partículas eletroerodidas, e com isso um aumento da taxa de remoção e diminuição do desgaste relativo, pelo fato de intensificar a ocorrência de descargas elétricas normais, destacado na parte C da Fig. 3.22. Entretanto, o aumento gradual da tensão U ocasionará aumento excessivo da fenda e, assim, longo tempo de ignição da faísca t_a , provocando a diminuição do rendimento do processo por reduzir a frequência de descargas, já que acontece uma elevação do tempo de período do ciclo t_p . Nos casos de

tensões médias de trabalho U ainda mais elevadas, simplesmente não ocorre usinagem, e sim um pulso em vazio, como ilustra a parte D da Fig. 3.22.

Em relação à influência da tensão em aberto \hat{u}_i , dois comentários principais podem ser apresentados:

- o primeiro se refere à usinagem em condições de desbaste, ou seja, altos níveis de energia W_e . Nestes casos, por causa da fenda de trabalho ser de maiores dimensões, trabalha-se normalmente com tensões \hat{u}_i em níveis mais baixos, como por exemplo, 80, 100 ou 120 V.

- o segundo comentário é sobre as operações de usinagem de acabamento. Durante a eletroerosão é normal acontecer contaminação da fenda de trabalho, promovida pelas partículas que não foram evacuadas pela lavagem e por subprodutos do próprio dielétrico, a qual pode comprometer o rendimento do processo. Em condições de usinagem sob regime de acabamento, ou seja, com a utilização de baixos níveis de energia W_e , a fenda de trabalho diminui progressivamente. Normalmente para essas condições de usinagem, é prática usual elevar a tensão em aberto \hat{u}_i com a finalidade de aumentar a fenda de trabalho, facilitando a lavagem, e evitar a ocorrência de descargas instáveis.

3.6.2 Polaridade dos eletrodos e duração e energia da descarga

O entendimento do comportamento do fenômeno da fusão de material no anodo e no catodo com a progressão da duração da descarga elétrica é muito importante para entender a influência da polaridade dos eletrodos sobre a taxa de remoção V_w e o desgaste relativo \mathcal{S} , sendo possível com isto escolher-se adequadamente a polaridade da ferramenta e da peça.

Pode-se enfatizar esta argumentação da seguinte maneira: no instante inicial da descarga ocorre primeiramente a fusão contínua de material no anodo, promovida pela alta mobilidade dos elétrons que transformam sua energia cinética em calor ao serem absorvidos pelo material. Entretanto, após alguns microsegundos, devido ao aumento do diâmetro do canal de plasma na região próxima ao anodo, o qual causa um decréscimo do fluxo de energia sobre a superfície da cavidade, o material fundido da cavidade anódica começa a se solidificar.

Pela Fig. 3.23 é possível observar que nos instantes iniciais da descarga, isto é, com a progressão do tempo de pulso de 0,1 a 1,0 μs ocorre um aumento da profundidade Z_a da cavidade fundida no anodo, partindo de aproximadamente

1,4 μm até algo em torno de 1,7 μm . No entanto, para tempos de pulso mais prolongados, a partir de 1,5 μs até 5,16 μs , a profundidade Z_a começa a diminuir, ou seja, inicia-se um aumento progressivo de solidificação de material a partir do fundo da cavidade. Estes resultados foram obtidos por Mukund et al. (1989) em condições de usinagem de acabamento. Para condições de desbaste, acrescenta ele, o comportamento da fusão de material da cavidade anódica também foi o mesmo, ou seja, também acontece a solidificação de material a partir do fundo da cavidade. É interessante observar que o raio da cavidade sofre pouca variação, como se pode notar na Fig. 3.23.

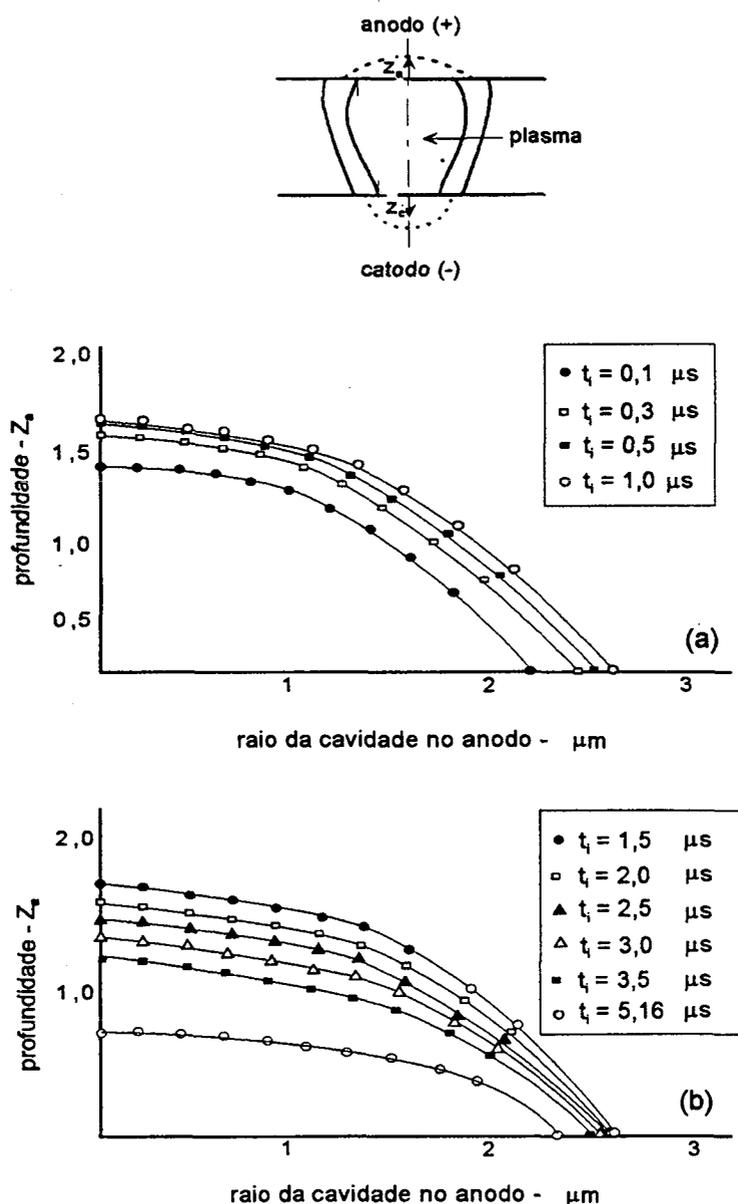


Figura 3.23 - Comportamento da profundidade da cavidade [μm] fundida no anodo em função do tempo de pulso t_i [μs] com $i_e = 2,34$ A, Mukund et al. (1989).

Segundo Dibitonto et. al. (1989), do lado do catodo a fusão de material inicia-se aproximadamente após o dobro do período de tempo observado para a fusão de material no anodo, isto por causa da menor mobilidade dos íons positivos em relação aos elétrons. Com o prosseguimento do tempo de aplicação da descarga tem-se a intensificação da ação dos íons positivos sobre o catodo, sendo que o diâmetro do canal de plasma próximo ao catodo permanece praticamente constante, pelo fato do catodo emitir apenas elétrons. Em consequência, observa-se um aumento contínuo e substancial da fusão de material e aprofundamento da cavidade catódica.

A Fig. 3.24, resumindo os argumentos expostos anteriormente, apresenta as taxas de remoção de material no anodo e no catodo em função da duração do tempo de pulso. É interessante notar que para longos tempos ocorre maior remoção de material no catodo que no anodo.

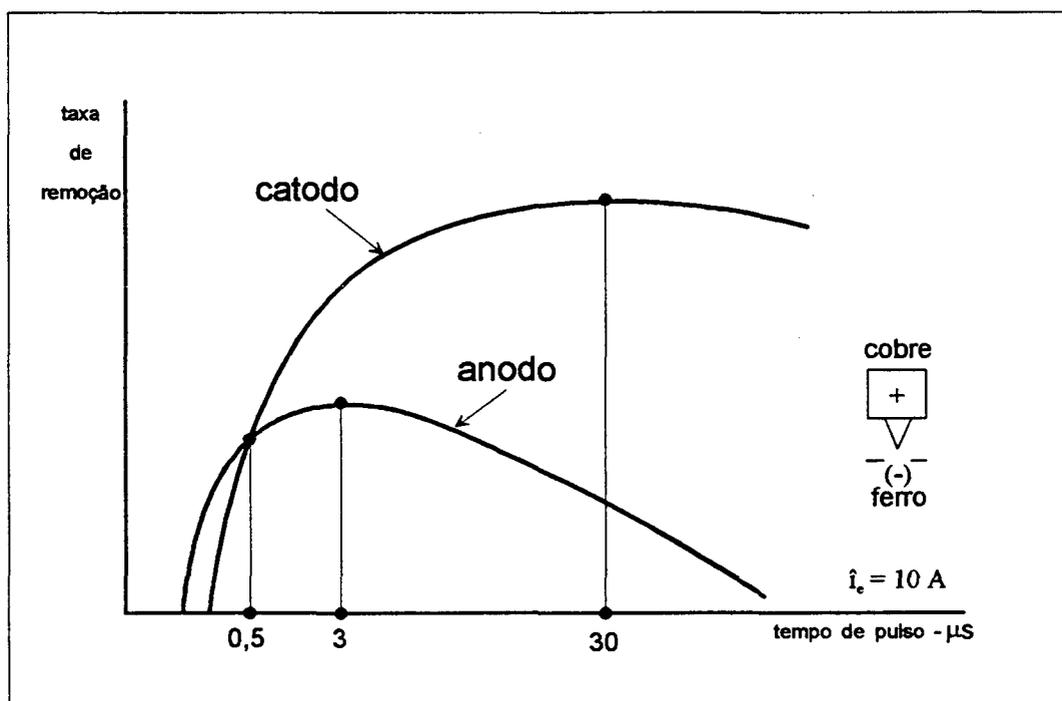


Figura 3.24 - Diferença das taxas de remoção no anodo e no catodo em função do tempo de descarga, Dibitonto et al. (1989).

Pelo exposto acima, torna-se mais simples interpretar a influência da polaridade dos eletrodos-ferramenta e peça em concomitância com o tempo de descarga t_e ou tempo de pulso t_i sobre a taxa de remoção de material V_w e o desgaste relativo ϑ .

Por este fato, é usual nas operações de eletroerosão a fio a polaridade do eletrodo-ferramenta (fio) ser estabelecida negativa (catodo) e a do eletrodo-peça positiva (anodo), bem como se trabalhar com tempos de descarga t_e muito curtos (0,1 a 10 μ s). A finalidade dessas condições de usinagem é evitar a quebra do fio, pelo fato de ocorrer preponderantemente a ação dos elétrons na remoção de material da peça, sendo relativamente pequena a ação dos íons positivos sobre o fio.

Em se tratando da eletroerosão por penetração em operações de desbaste e de acabamento do processo, os seguintes comentários gerais podem ser relatados:

- condições de desbaste - nos regimes mais energéticos, ou seja, com maiores níveis de corrente i_e , as altas pressões e temperaturas do canal de plasma são mantidas por um maior período de tempo, isto é, mais longos são os tempos ótimos de duração da descarga. Por este motivo, normalmente se estabelece a polaridade positiva para o eletrodo-ferramenta (anodo) e a negativa para o eletrodo-peça (catodo). Em consequência, é gerado um aumento substancial de remoção de material na peça V_w e pouca remoção de material V_e no eletrodo-ferramenta. Desta forma, observa-se uma diminuição do desgaste volumétrico relativo \mathcal{S} , onde $\mathcal{S} = V_e / V_w$.

- condições de acabamento - nos regimes de acabamento o objetivo é obter baixos níveis de rugosidade. Deste modo, são empregadas baixas correntes de descarga i_e , assim como também pequenos tempos de duração da descarga. Nestes casos é prática comum adotar a polaridade negativa (catodo) para o eletrodo-ferramenta e a polaridade positiva (anodo) para o eletrodo-peça. Assim, obtém-se a formação de crateras de pequenas dimensões nas peças, resultando, portanto, em menor rugosidade. Entretanto, é importante mencionar que para estas condições de polaridade ocorre um desgaste mais acentuado do eletrodo-ferramenta.

Cabe também colocar que a escolha da polaridade dos eletrodos também depende das propriedades termofísicas dos materiais, sendo necessária a realização de ensaios experimentais a fim de se poder escolher adequadamente a combinação que produz os melhores resultados sobre o rendimento do processo de EDM.

3.6.3 Relação de contato

A relação de contato τ , dada pela razão entre o tempo de pulso t_i ($t_i = t_d + t_e$) e o período do ciclo de uma descarga t_p , exerce forte influência sobre a estabilidade do processo, e, por conseguinte sobre os valores da taxa de remoção V_w e do desgaste relativo \mathcal{S} , informa König & Klocke (1997). Normalmente, busca-se estabelecer a maior relação de contato possível. O procedimento usual é reduzir o tempo de

intervalo t_0 e manter constante o tempo de pulso t_i , fato que acarreta em aumento da frequência de descargas por reduzir o período do ciclo da descarga t_p . Em consequência, geralmente, obtém-se elevação de V_w e redução de ϑ .

No entanto, em operações de usinagem com relação de contato τ muito elevada, isto é, tempos de intervalo t_0 excessivamente curtos, pode haver sobre-contaminação da fenda de trabalho e conseqüentemente instabilidade do processo na forma de arcos e curtos-circuitos. De maneira oposta, ou seja, uma relação de contato τ pequena, que neste caso significa um grande tempo de intervalo t_0 entre duas faíscas sucessivas, tem-se como resultado uma diminuição da taxa de remoção V_w devido ao aproveitamento inadequado da energia na unidade de tempo. Além disso, tempos de intervalo t_0 muito longos promovem pouca contaminação da fenda, por causa do maior tempo de lavagem. A ausência de contaminação, isto é, micropartículas decorrentes da desintegração do dielétrico e dos próprios eletrodos, torna mais longo o tempo de ignição t_a da descarga, significando um mau aproveitamento da energia.

Portanto, a fim de garantir o melhor desempenho da usinagem, a determinação da duração do tempo t_0 deve ser especificada de maneira a garantir suficiente deionização do dielétrico e adequada lavagem das partículas eletroerodidas.

3.6.4 Lavagem dos produtos da remoção

Durante a usinagem por EDM ocorre certa contaminação da fenda de trabalho causada pelas partículas eletroerodidas e também por subprodutos da desintegração do dielétrico. Esses resíduos podem produzir efeitos positivos ou negativos sobre o rendimento do processo em termos da taxa remoção de material V_w , do desgaste volumétrico relativo ϑ e acabamento superficial, dentre outros aspectos. Por exemplo, em condições normais de usinagem uma certa contaminação da fenda de trabalho produz benefícios ao processo, pois algumas partículas submicroscópicas e pequenas gotículas que permanecem na fenda, após o término da descarga com o estabelecimento de t_0 , intensificam o campo elétrico favorecendo maior facilidade de ignição da próxima faísca, relata Müller (1965). Esses resíduos influenciam na diminuição do tempo de retardo da ignição t_a , no aumento da dimensão da fenda de trabalho e em melhor dispersão das descargas elétricas ao longo das superfícies frontais dos eletrodos, informa Schumacher (1990). Portanto, podem promover aumento da taxa de remoção de material V_w , diminuição do desgaste ϑ e melhoria do acabamento superficial.

Entretanto, é importante ressaltar que grande instabilidade do processo na forma de arcos e curtos-circuitos pode ser gerada para os casos de sobrecontaminação da fenda. Nesse sentido, a lavagem promovida pela alimentação de dielétrico na fenda de trabalho é de fundamental importância para o bom desempenho da usinagem, pois a mesma é responsável pela retirada do excesso dos produtos da remoção.

O dielétrico possui ainda duas outras funções principais:

- reduzir a expansão do canal de plasma promovendo a concentração da energia da descarga. Quanto menor o volume do canal de plasma maior a quantidade de energia irradiada para os eletrodos e, portanto, melhor o rendimento do processo, segundo Tomlinson et al. (1992). O fluido dielétrico normalmente utilizado é constituído de hidrocarbonetos (alcanos, alcenos, benzênicos e acetilênicos). A viscosidade do dielétrico age diretamente sobre os índices da taxa de remoção de material e do desgaste relativo, por causa de sua influência sobre as condições de lavagem e estrangulamento do canal de plasma, bem como sobre a refrigeração dos eletrodos. Segundo Levy (1989), para a obtenção de um bom rendimento do processo, a recomendação é utilizar dielétrico com viscosidade menor ou igual a 3 cSt em regimes de acabamento e de 4 cSt nas condições de desbaste:

- a segunda função do dielétrico é refrigerar os eletrodos-ferramenta e peça. No processo de EDM, por causa da alta temperatura, é fundamental evitar que haja aquecimento excessivo dos eletrodos, o qual pode ocasionar acentuada dilatação volumétrica principalmente do eletrodo-ferramenta, gerando deficiência nas condições de lavagem - em especial na usinagem de cavidades profundas e estreitas - e, portanto, instabilidade da operação.

Em virtude do tipo de trabalho a ser executado, ou seja, dependendo principalmente da geometria e profundidade da cavidade e do regime de usinagem (desbaste ou acabamento), o fluido dielétrico é direcionado à fenda de trabalho de várias maneiras. Para cavidades planas e pouco profundas, a lavagem por jatos laterais com bicos posicionados próximos à fenda proporciona resultados satisfatórios, como ilustrado na Fig. 3.25.

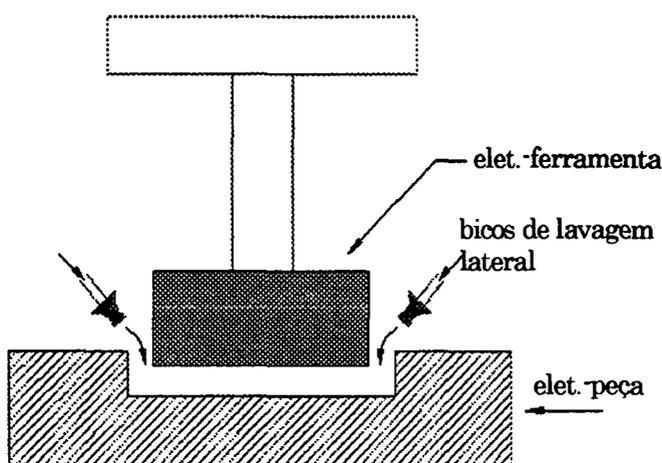


Figura 3.25 - Lavagem lateral dos produtos da remoção, Drozda (1983).

A Fig. 3.26 mostra que para cavidades mais profundas é prática usual alimentar o dielétrico diretamente na fenda de trabalho sob pressão através de furos no eletrodo-ferramenta. De acordo com Drozda (1983) os furos para a lavagem são normalmente posicionados nas áreas onde ocorrerão as maiores profundidades de usinagem. Um espaçamento uniforme entre os furos e em relação à borda do eletrodo-ferramenta melhora o fluxo do dielétrico. Recomenda-se também utilizar alguns poucos furos largos no lugar de muitos furos de pequeno diâmetro.

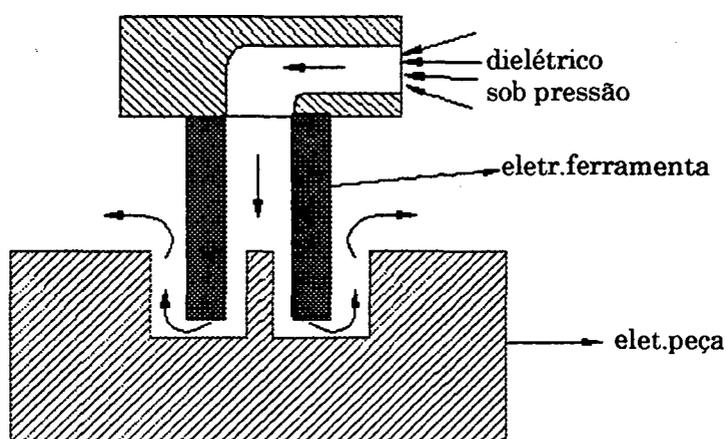


Figura 3.26 - Lavagem por pressão pelo eletrodo-ferramenta, Drozda (1983).

Entretanto, a lavagem por pressão pelo eletrodo pode provocar alguns inconvenientes na precisão da forma geométrica da cavidade, como, por exemplo, a obtenção de certa conicidade ao longo das paredes laterais do furo, como apresentado

em escala ampliada na Fig. 3.27. A explicação para esta imprecisão geométrica é encontrada na movimentação das partículas da fenda de trabalho em direção às paredes da cavidade, ou seja, as partículas eletroerodidas no ponto A devem passar pelo ponto B, onde as mesmas acabam se concentrando. Como as partículas metálicas são condutoras de eletricidade, facilitam a ocorrência de faíscas elétricas indesejáveis próximas ao canto do eletrodo (ponto B), gerando a conicidade. Todavia, chega um instante em que a fenda de trabalho entre o eletrodo e as paredes das cavidades atinge uma certa dimensão que diminui ou impossibilita a ocorrência de faíscas laterais. A partir desse ponto observa-se a redução na formação de conicidade da cavidade (ponto C).

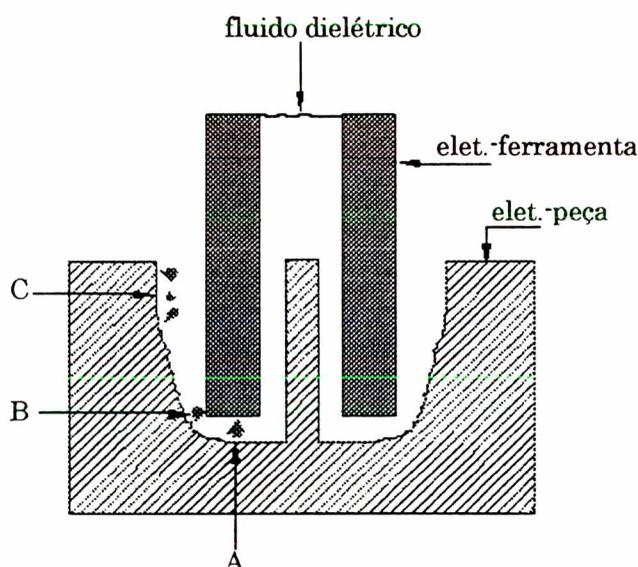


Figura 3.27 - Aspectos indesejáveis provocados pela lavagem por pressão pelo eletrodo, Drozda (1983).

A conicidade gerada pela lavagem por pressão pode ser reduzida pelo uso da técnica de sucção do dielétrico pelo eletrodo, representada na Fig. 3.28. Neste caso, o fluido dielétrico limpo é alimentado na fenda de trabalho e as partículas eletroerodidas são succionadas através dos furos presentes no eletrodo-ferramenta, reduzindo a possibilidade da ocorrência excessiva de faíscas nas paredes laterais da cavidade.

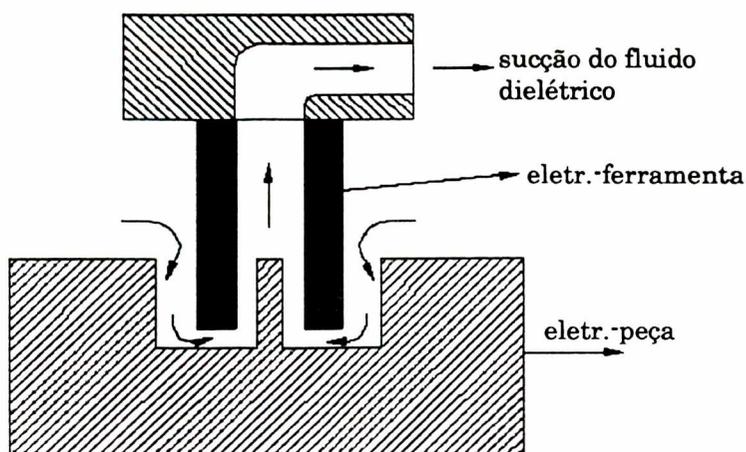


Figura 3.28 - Lavagem por sucção das partículas através do eletrodo, Drozda (1983).

Um outro problema que pode ser causado pela lavagem por pressão através do eletrodo é a deformação do fundo da cavidade e da superfície do eletrodo-ferramenta, como mostrado de forma extrapolada na Fig 3.29. Cabe destacar que este problema não é igual àquele relatado anteriormente - Fig. 3.27 - sobre a formação de conicidade das paredes da cavidade.

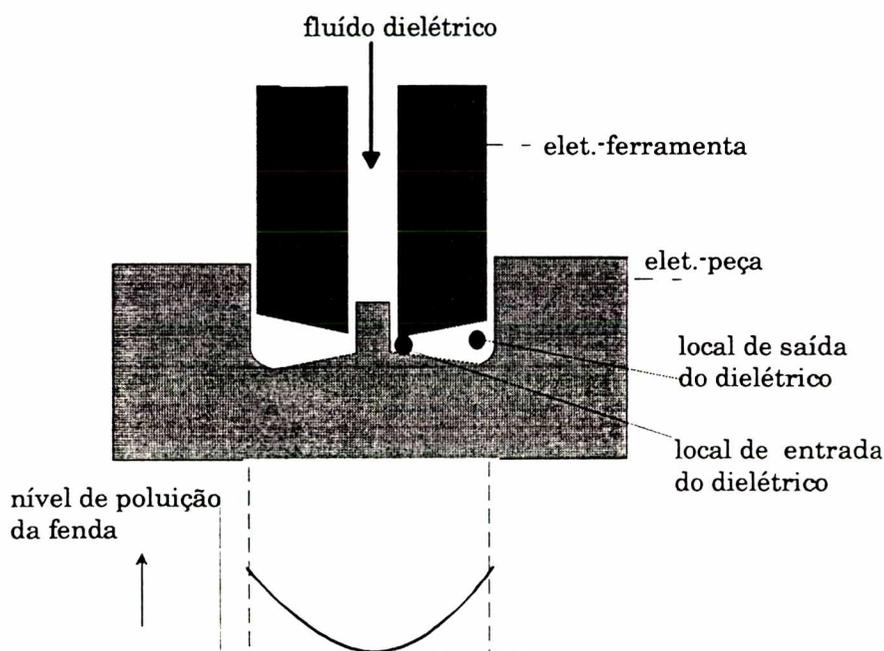


Figura 3.29 - Deformação do fundo da cavidade provocada pela lavagem por pressão através do eletrodo, Bruyn (1970).

Neste caso, informa Bruyn (1970), na lavagem por pressão o local de entrada do fluido dielétrico é constantemente alimentado com fluido limpo, ao passo que no sentido da saída ocorre um aumento dos gradientes de temperatura e concentração das partículas eletroerodidas. Por este motivo, observa-se que no local de entrada do dielétrico ocorre menor número de descargas que no local de saída, já que a sobre-concentração de impurezas facilita a ocorrência das faíscas elétricas naquela posição. Desta forma, a remoção de material e o desgaste relativo são mais acentuados no local de saída do fluido, causando a deformação do fundo da cavidade. Nos casos de lavagem por sucção pelo eletrodo-ferramenta o maior nível de concentração de impurezas está no ponto de sucção, e, portanto, ali são observadas as maiores taxas de remoção e desgaste relativo.

É fundamental acrescentar que para se obter boa condição de lavagem, é necessário controlar rigorosamente a pressão e a vazão do dielétrico pela fenda para cada caso específico de trabalho a ser executado. Como regra geral, é possível estabelecer que os valores das grandezas V_w e q são ótimos para uma vazão mínima de dielétrico pela fenda de trabalho, segundo recomendação de Bruyn (1970). No entanto, existe um limite mínimo, pois caso a vazão seja muito baixa não ocorrerá evacuação adequada das partículas eletroerodidas, o que vem a causar deterioração do processo.

Para trabalhos complexos de usinagem é comum adotar como forma de melhoria das condições de lavagem a movimentação pulsada na direção vertical do eletrodo-ferramenta. Este movimento do eletrodo avançar e retroceder em relação à cavidade gera um efeito de bombeamento, o qual facilita a expulsão das partículas eletroerodidas da fenda de trabalho, como mostra a Fig. 3.30. O tempo do movimento de avanço e de retração em algumas máquinas⁶ pode variar de 0,1 a 12,8 s, sendo que no avanço ocorre uma seqüência de descargas elétricas e no movimento de retração não há fornecimento de energia.

⁶ CHARMILLES ROBOFORM 30, CHARMILLES ROBOFORM 41.

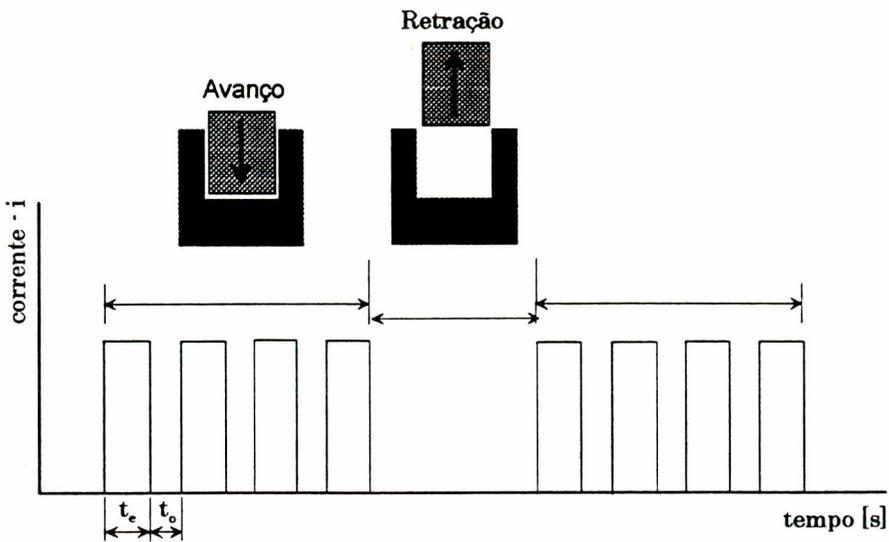


Figura 3.30 - Representação dos tempos de avanço e retração dos eletrodos.

3.6.5 Movimentação planetária e de rotação do eletrodo-ferramenta

A chamada técnica da movimentação planetária ou orbital do eletrodo-ferramenta consiste na implementação de um movimento de translação do eletrodo sobreposto ao seu movimento de avanço sobre a cavidade, ou melhor, trata-se de um movimento relativo entre o eletrodo-ferramenta e a peça segundo uma trajetória programada no sistema CNC da máquina. A Fig 3.31 apresenta um exemplo de um tipo de movimento planetário, neste caso o eletrodo move-se na chamada "órbita diamante" ao mesmo tempo em que avança verticalmente sobre a peça.

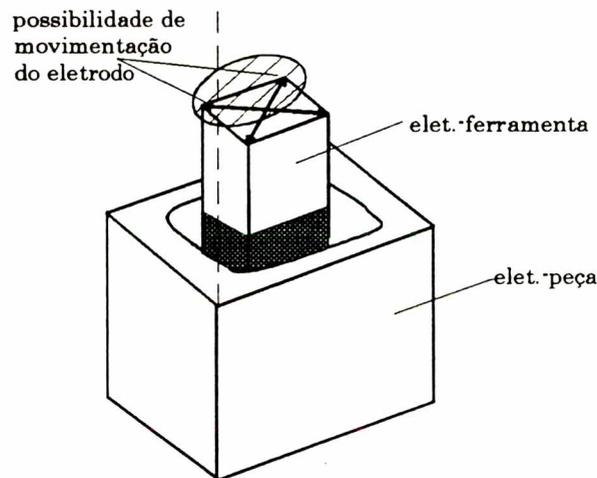


Figura 3.31 - Exemplo da movimentação planetária do eletrodo-ferramenta.

Com a técnica planetária é possível a confecção de saídas negativas e cavidades cônicas. A Fig. 3.32 apresenta mais alguns tipos de movimentação planetária usualmente disponíveis na máquina CNC, sendo elas:

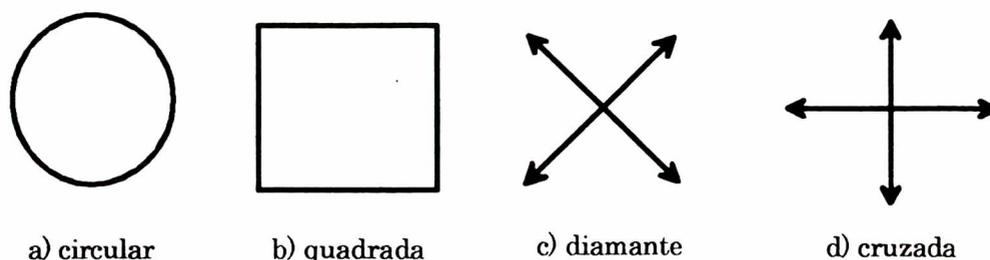


Figura 3.32 - Movimentação planetária do eletrodo-ferramenta, Guitrau (1997).

a) Órbita circular: o eletrodo descreve uma trajetória circular segundo um raio de excentricidade relativo ao seu próprio eixo e, simultaneamente, avança sobre a cavidade. Utiliza-se este padrão planetário para alargar cavidades cilíndricas ou incorporar raios de canto.

b) Órbita quadrada: este tipo é usado para alargar furos quadrados ou retangulares. Inicialmente o eletrodo se desloca até uma das paredes da cavidade e a partir daí se movimenta sob usinagem ao longo do perímetro da cavidade.

c) Órbita diamante: esta órbita é também bastante utilizada para alargar furos quadrados ou retangulares. O eletrodo avança em usinagem num ângulo de 45 graus sobre a parede da cavidade, retornando em seguida para a sua posição inicial, e repetindo o movimento sobre os quatro cantos da peça. Este tipo de movimento ocasiona melhores condições da lavagem dos produtos eletroerodidos.

d) Órbita cruzada: este tipo de movimentação é similar à anterior. A diferença reside no movimento reto do eletrodo sobre a parede da cavidade.

As principais vantagens da incorporação da movimentação planetária no eletrodo-ferramenta podem ser resumidas da seguinte forma:

- Melhoria da precisão dimensional e do acabamento superficial das peças pelo fato de proporcionar melhores condições de lavagem da fenda de trabalho. A movimentação planetária promove uma espécie de bombeamento do dielétrico dentro da cavidade, facilitando a expulsão do excesso de partículas eletroerodidas.

- Menor e mais uniforme desgaste do eletrodo-ferramenta. A movimentação planetária faz com que as faíscas elétricas ocorram nas superfícies frontal e lateral do eletrodo, reduzindo o desgaste acentuado do canto da ferramenta.

- Redução do número de eletrodos-ferramenta para a confecção de uma cavidade. A flexibilidade de programação do movimento planetário permite a execução da usinagem de desbaste e acabamento com apenas um eletrodo.

O movimento de rotação do eletrodo-ferramenta é tipicamente utilizado na usinagem de furos de pequeno diâmetro e grande profundidade. O movimento relativo entre ferramenta e peça favorece melhor circulação do dielétrico na fenda de trabalho. Em consequência produz condições mais adequadas de lavagem, aumenta a taxa de remoção e possibilita a obtenção de furos com menores desvios de circularidade, cilindricidade e retilineidade, segundo comenta Drozda (1983).

3.6.6 Influência do material do eletrodo-ferramenta e da peça

König & Klocke (1997) apresentam que alguns modelos termofísicos sugerem que o comportamento do processo de eletroerosão, em se tratando da taxa de remoção de material, do desgaste relativo e da rugosidade, é determinado pelas propriedades térmicas do par de materiais dos eletrodos, como por exemplo o calor específico, a condutividade térmica e a temperatura de ebulição; e que outros modelos propõem que a resistência elétrica, a relação entre a temperatura de evaporação e fusão dos materiais, bem como uma combinação de constantes térmicas resumidas no termo "energia de ligação" são as fontes de maior influência sobre o comportamento do processo. Relatam também que até o momento os resultados das pesquisas não conseguem relacionar precisamente a erodibilidade dos metais puros com suas propriedades físicas. Da mesma forma, acrescentam que a influência dos elementos de liga sobre a erodibilidade das ligas metálicas ainda não é plenamente explicada.

A título de exemplificação sobre a complexidade de se avaliar a influência das propriedades termofísicas dos materiais sobre o rendimento do processo, é possível comparar as taxas de remoção para o cobre e o aço relacionadas simplesmente a condutividade térmica e a temperatura de fusão desses materiais. O cobre possui baixo ponto de fusão, entretanto, apresenta uma baixa taxa de remoção na eletroerosão. Isto é creditado à elevada condutividade térmica do cobre que dissipa rapidamente o calor gerado pela descarga. Em contrapartida, o ponto de fusão do aço é bem superior ao do cobre, mas as taxas de remoção obtidas são bem mais elevadas

que as do cobre. A explicação para este resultado está na menor condutividade térmica do aço. Isto denota que a análise do rendimento do processo considerando apenas uma ou duas propriedades físicas do material não permite obter conclusões significativas.

Na confecção dos eletrodos-ferramenta pode ser utilizado qualquer tipo de material condutor de eletricidade. Geralmente as menores taxas de desgaste V_e são obtidas para materiais de eletrodo que apresentam alto ponto de fusão e elevada condutividade térmica e elétrica, informa Drozda (1983). Os materiais mais utilizados na prática são a grafita e o cobre. Existe muita discussão no ambiente industrial sobre qual dos dois materiais promove as melhores condições de rendimento do processo. Na verdade, segundo OARMOLDWORKS (2001), qualquer trabalho de eletroerosão que pode ser executado com cobre também pode ser feito com a grafita. A diferença nos resultados do processo está relacionada principalmente à qualidade da fabricação dos eletrodos e a utilização de parâmetros de eletroerosão adequados para o material do eletrodo em questão. O resultado final do trabalho pode ser o mesmo, seja para EDM com cobre ou grafita, porém os custos envolvidos podem ser substancialmente diferentes. Portanto, uma análise aprofundada sobre o trabalho a ser executado é fundamental no momento de optar por um desses materiais.

As seguintes considerações gerais podem ser resumidas para efeito de comparação entre os dois materiais:

- Normalmente, eletrodos de grafita são bem mais caros que aqueles confeccionados em cobre. Atualmente existem no mercado classes de grafita com tamanho médio de partícula inferior a $1 \mu\text{m}$, as quais são desenvolvidas especialmente para trabalho de acabamento fino do processo, todavia o preço dessa classe de material é elevado, apesar de nos últimos anos ter havido queda contínua no preço da matéria-prima.

- A grafita tem uma menor dilatação térmica que o cobre, apresentando deformação quase nula durante o processo. Em especial, na eletroerosão de cavidades profundas sob condições de desbaste, a dilatação térmica volumétrica do cobre é consideravelmente alta, fato que normalmente compromete as condições de lavagem das partículas eletroerodidas. Já a grafita, não apresenta tal inconveniente, sendo bastante utilizada para usinagem de desbaste, com a utilização de classes com maiores tamanhos de partícula (10 a $20 \mu\text{m}$), os quais possuem preços mais acessíveis.

- A baixa densidade da grafita proporciona a confecção de eletrodos de grande porte bem mais leves que aqueles em cobre e, com isto, torna mais fácil o manuseio da ferramenta no chão-de-fábrica. Muitas ferramentarias estão utilizando a estratégia de não mais segmentar eletrodos de grande porte em vários pequenos eletrodos. Em vez disso, com a utilização de sistemas de CAD/CAM de alto nível tecnológico, tem sido possível o projeto de um único eletrodo de grande porte, que em consequência possibilita a redução do tempo de fabricação da ferramenta, segundo OARMOLDWORKS (2001).

- A grafita é processada por torneamento, fresamento, furação e retificação, contudo apresenta o inconveniente de gerar bastante pó durante a usinagem. Além disso, essas pequenas partículas depositam-se nos fusos e guias das máquinas-ferramenta causando desgaste e conseqüente redução na vida do equipamento. No momento tem crescido o desenvolvimento de centros de usinagem projetados especificamente para usinagem de grafita. Essas máquinas possuem sistemas para adequada contenção da formação de névoa e eliminação dos pós produzidos durante a usinagem do material. No fresamento da grafita sob altas velocidades do corte observa-se pequena deformação do material e os melhores resultados de usinagem têm sido obtidos com ferramenta de corte de diamante policristalino.

- O cobre apresenta grande vantagem em relação à grafita como material para eletrodos utilizados em aplicações para a indústria de equipamentos médicos. Isto se deve à boa capacidade de polimento do cobre. Existem casos de moldes com estreitas tolerâncias onde não são adequados trabalhos de polimento após a eletroerosão, por haver perda da repetitividade do molde durante a sua utilização. Desta forma, a ferramenta é submetida somente a usinagem por EDM.

Segundo Poco (1994), sobre o comportamento da eletroerosão com eletrodos de grafita, podem ainda ser acrescentadas as seguintes recomendações:

- a utilização de elevadas tensões em aberto U_i favorece maior desgaste dos eletrodos;

- a polaridade positiva da ferramenta possibilita menores taxas de desgaste V_e , e para polaridade negativa observa-se aumento da velocidade de usinagem e conseqüente aumento das taxas de remoção V_w .

- Sobre as características técnicas que influem na escolha da grafita as mais importantes são: tamanho de partícula, consistência microestrutural do material, densidade, resistividade elétrica, dureza e resistência mecânica. Existem atualmente no mercado várias classes de grafita, isto é, material com diferentes tamanhos de

partícula, desde aqueles inferiores a 1 μm , fabricados em grande parte sob encomenda, até as classes com 20 μm , facilmente encontradas no mercado. O tamanho de partícula é uma das características mais fundamentais. Normalmente, eletrodos com grandes tamanhos de partículas são utilizados para regimes de desbaste, pois quanto maior a classe da grafita maior a velocidade de erosão. Para regimes de acabamento se utilizam as menores classes, pois a rugosidade da peça está diretamente relacionada ao tamanho da partícula do material.

3.7 Aspectos de integridade superficial

A usinagem por eletroerosão é um processo baseado, preponderantemente, no mecanismo térmico de remoção de material. Assim, as camadas superficiais das peças usinadas por EDM apresentam modificações na sua composição química e estrutural, e são afetadas termicamente na proporção da energia de descarga, influenciando desta forma o desempenho da ferramenta de moldagem. De acordo com Stevens (1998), Delpretti (1977), Crookall et al. (1974) e Lloyd et al. (1965) diferentes camadas podem ser identificadas, sendo elas:

- Camada superficial branca ou *White layer* - na superfície das peças, após a interrupção da descarga, observa-se a presença de uma camada superficial formada pela parte do material liquefeito durante a descarga e não expelido pela lavagem, o qual é solidificado na própria cratera e em regiões vizinhas - constituindo nos aços a camada superficial denominada de *white layer*, como apresentado na Fig. 3.33. Esta camada apresenta mudanças químicas devido à interação com subprodutos do dielétrico e do próprio eletrodo-ferramenta, e modificações na sua estrutura por causa da rápida solidificação do material. Normalmente possui composição e estrutura bastante heterogêneas e apresenta propriedades mecânicas completamente diferentes daquelas encontradas no material base da liga.

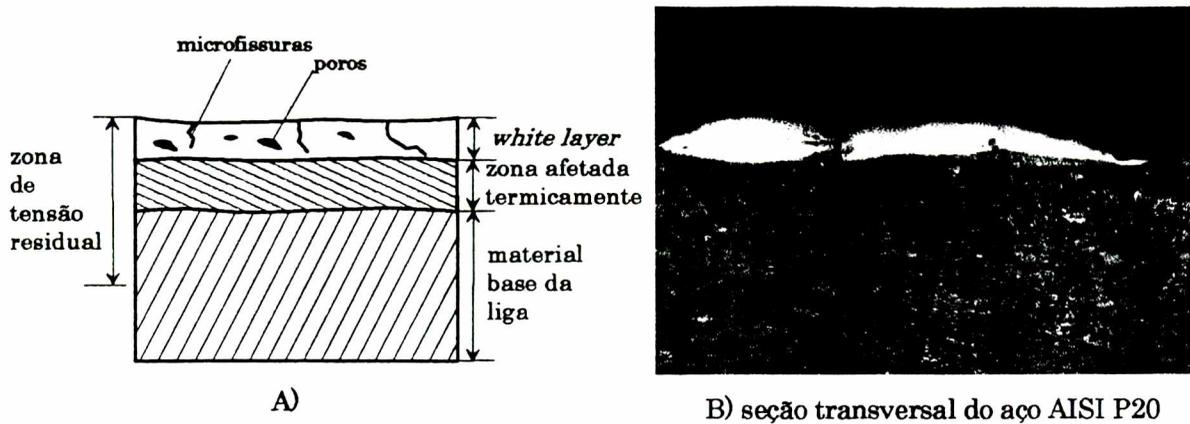


Figura 3.33 - Representação esquemática e micrografia da seção transversal de amostra eletroerodida. Na parte B observa-se nitidamente a chamada *white layer*.

No caso dos aços, quando as peças são usinadas em dielétrico de hidrocarboneto, a dureza e fragilidade dessa camada são bem superiores ao material base da liga. Estas características são creditadas à incorporação do carbono que interage quimicamente com o ferro dando origem à formação de cementita (Fe_3C) e também devido à rápida solidificação do material. Na eletroerosão utilizando água como dielétrico é percebida uma diminuição de carbono na camada superficial, sendo esta composta principalmente por ferrita. Entretanto, a mesma possui maior dureza em relação ao material base, a qual é causada pela formação de uma microestrutura extremamente fina por causa do fenômeno da rápida solidificação do material. Especialmente em regimes de usinagem de desgaste, observa-se a presença de muitas microfissuras e poros ao longo da camada superficial. No entanto, estas microfissuras normalmente não se propagam até o material base. Da mesma forma, é notado também que a resistência à corrosão e ao desgaste abrasivo apresentam comportamentos diferentes daqueles do material base. Porém, durante a utilização da ferramenta, devido aos esforços de moldagem pode haver a propagação destas microfissuras, as quais, por sua vez, vêm proporcionar redução da vida do molde.

- **Zona termicamente afetada** - esta camada está situada logo abaixo da camada superficial. Uma importante diferença dessa camada é que a mesma não sofreu fusão. Entretanto, apesar de não haver contato com o dielétrico, o calor irradiado pelo plasma é suficiente para promover modificações em sua estrutura e composição química devido ao fenômeno de difusão de átomos de áreas com maior concentração para aquelas de menor concentração atômica. A zona afetada termicamente é usualmente composta de várias camadas, quase sempre difíceis de ser diferenciadas,

como se pode notar na Fig. 3.33. No caso dos aços, é observada, logo abaixo da camada superficial (*white layer*), a presença de uma camada temperada e depois desta uma camada revenida.

- Zonas de tensão residual - o alto gradiente de temperatura, promovido pelo ciclo de aquecimento e refrigeração do material durante a eletroerosão, ocasiona a formação de uma zona de tensão residual que parte da camada superficial até áreas bem próximas ao material base da liga. Essas tensões residuais podem causar microfissuras que sob carregamento da ferramenta podem se propagar até o material base.

Em relação à textura superficial das peças após a usinagem pode-se estabelecer que com o aumento da energia da descarga W_e , ou seja, maiores picos de corrente i_e , observa-se uma elevação proporcional da rugosidade. O mesmo comportamento é percebido para a espessura da camada superficial e das zonas termicamente afetadas, isto é, quanto mais energético é o processo maiores são as espessuras destas zonas.

Sobre a influência térmica da eletroerosão na vida de uma ferramenta de moldagem pode-se apresentar o seguinte comentário: o fator preponderante para a redução da vida do molde está mais relacionado às tensões residuais, as quais podem gerar microfissuras que sob carregamento transformam-se em trincas e acabam por reduzir a resistência à fadiga do material. A rugosidade e profundidade das zonas termicamente afetadas exercem pequena influência sob a vida da ferramenta, segundo König & Klocke (1997).

Como última observação sobre este capítulo - Fundamentos do processo de eletroerosão por faíscas - destaca-se que o entendimento do fenômeno físico de remoção de material no processo de EDM permite atuar de forma mais adequada sobre os parâmetros tecnológicos de controle do processo, e finalmente otimizar o rendimento da usinagem. Portanto, esta revisão bibliográfica é de fundamental importância para a análise e discussão dos resultados obtidos nesta pesquisa tecnológica sobre a usinabilidade das ligas AMP 8000 e CuBe C17200.

CAPÍTULO 4

MÉTODO EXPERIMENTAL E MATERIAIS

Este capítulo descreve o plano experimental geral elaborado para a realização dos testes de usinagem de EDM por penetração. Um diagrama esquemático foi desenvolvido com a finalidade de constituir-se como um modelo sistematizado para melhor orientar o desenvolvimento da pesquisa. Os ensaios na liga CuBe ASTM C17200 foram realizados no WZL-RWTH-*Laboratorium für Werkzeugmaschinen und Betriebslehre der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule* em Aachen, na Alemanha, no período de dez. 1999 a jan. 2001, e aqueles referentes à liga AMP 8000 e ao aço AISI P20 foram executados no Laboratório de Usinagem-LAUS da PUCPR em Curitiba-PR, a partir de jan. 2001 até nov. 2001.

4.1 Esquema experimental geral

A Fig. 4.1 apresenta esquematicamente o planejamento geral dos ensaios. A escolha das variáveis independentes de entrada do processo foi estabelecida de forma a garantir coerência entre o tempo e o número total de ensaios, no sentido de estabelecer parâmetros adequados de processo, isto é, proporcionar condições econômicas de usinagem e, simultaneamente, um entendimento do fenômeno da eletroerosão nos materiais testados.

Após a definição das variáveis de entrada, foram desenvolvidos testes preliminares em condições de desbaste e de acabamento sobre as condições de lavagem e os parâmetros elétricos i_e , t_e , t_i , t_o , u_i , com o intuito de estabelecer uma amplitude adequada de variação desses parâmetros, assegurando, desta forma, um rastreamento geral do comportamento dos materiais para o estabelecimento de curvas representativas sobre o rendimento da usinagem.

Na seqüência foram realizados os ensaios principais nos materiais. Os testes na liga CuBe foram desenvolvidos numa máquina DECKEL DE-10 CNC, equipada com gerador de pulsos isofrequentes, na qual se controla a duração dos pulsos de tensão t_i . A liga AMP 8000 e o aço AISI P20 foram testados numa máquina CHARMILLES modelo ROBOFORM 30 CNC, equipada com gerador de pulsos isoenergéticos, que significa controle sobre a duração da descarga t_e - vide descrição detalhada desta máquina no apêndice 1. Ao final, transcorreu-se a etapa de análise e

discussão das variáveis dependentes do processo, ou seja, os resultados de rendimento, os quais são apresentados nos próximos capítulos.

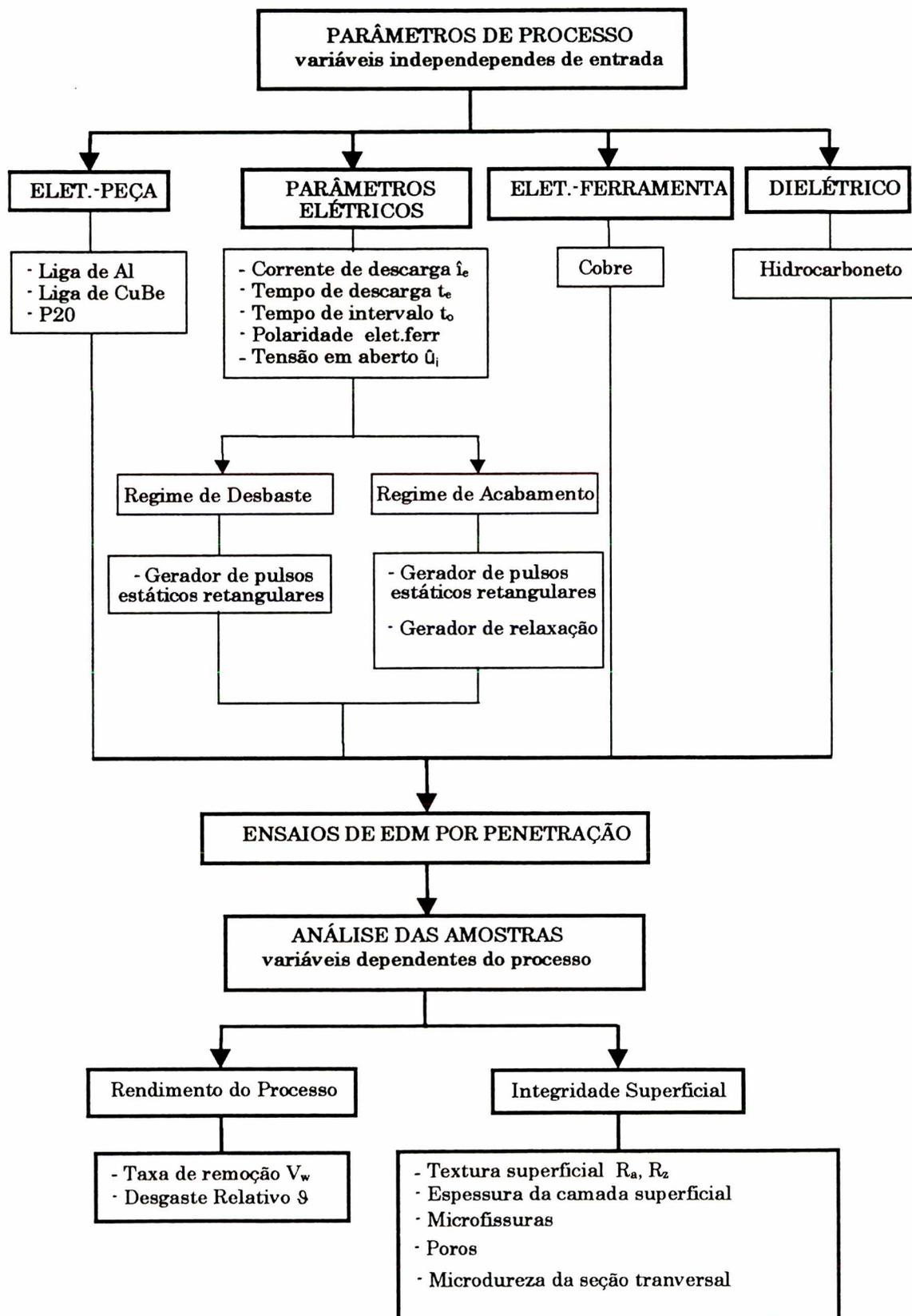


Figura 4.1 - Modelo sistematizado do plano geral de desenvolvimento dos testes.

A Fig. 4.1 apresenta no primeiro bloco - Parâmetros de Processo - as variáveis independentes de entrada, as quais são representadas por:

- **Eletrodo-peça:** Os corpos de prova foram confeccionados com seção transversal de 25 X 25 mm e espessura de 20 mm, sendo individualmente numerados. As superfícies das amostras foram retificadas ($R_a = 2 \mu\text{m}$) para que houvesse um adequado assentamento de toda a seção frontal do eletrodo-ferramenta sobre a peça desde o início da usinagem, evitando desgaste não-uniforme do eletrodo-ferramenta, instabilidade do processo na forma de arcos e curtos-circuitos, assim como imprecisão no controle do tempo de cada condição de teste. As dimensões das amostras foram determinadas de maneira a obter cavidades de profundidade adequada, tanto nas condições de desbaste quanto de acabamento, a fim de proporcionar quantificação precisa da taxa de remoção V_w . A liga de alumínio e a liga CuBe foram doadas pelo WZL e o aço AISI P20 pela PUCPR.

- **Parâmetros elétricos do processo:** são representados pela corrente de descarga i_e , duração da descarga t_e , duração do pulso de tensão t_i , tempo de intervalo t_o e polaridade do eletrodo-ferramenta (+ e -). Estes parâmetros são programados atuando-se sobre o sistema de controle da máquina e representam algumas das principais variáveis que influenciam no rendimento do processo em termos da taxa de remoção de material V_w , do desgaste volumétrico relativo θ e nos aspectos de integridade superficial. A amplitude destes parâmetros está detalhada nos Cap. 5 e Cap. 6, referentes à usinabilidade dos materiais.

Os parâmetros elétricos foram subdivididos para duas condições de usinagem: regime de desbaste e regime de acabamento, os quais, no caso da liga AMP 8000, foram executados com dois modos diferentes de atuação do gerador da máquina, como apresenta a Fig. 4.2. O primeiro deles é o modo de pulsos estáticos retangulares, o qual proporciona rápida elevação da corrente de descarga i_e . Esta forma de atuação do gerador foi utilizada tanto na usinagem de desbaste quanto na de acabamento. A programação do gerador no modo de relaxação foi adotada somente no regime de acabamento, já que nestas condições de usinagem foram utilizados reduzidos níveis de energia W_e . A finalidade de se utilizar os dois modos de atuação do gerador no regime de acabamento foi verificar a possível melhora da textura superficial das amostras. Na liga CuBe adotou-se apenas o gerador de pulsos estáticos, pois a máquina utilizada não possuía o modo de relaxação.

Nos testes sob condições de desbaste estabeleceu-se o tempo de usinagem de 20 min e 2 duas repetições para cada conjunto de parâmetros testados. Este tempo foi suficiente para promover a obtenção de adequada profundidade das cavidades usinadas, no sentido de garantir precisão sobre a quantificação do volume de material removido tanto no eletrodo-peça quanto no eletrodo-ferramenta.

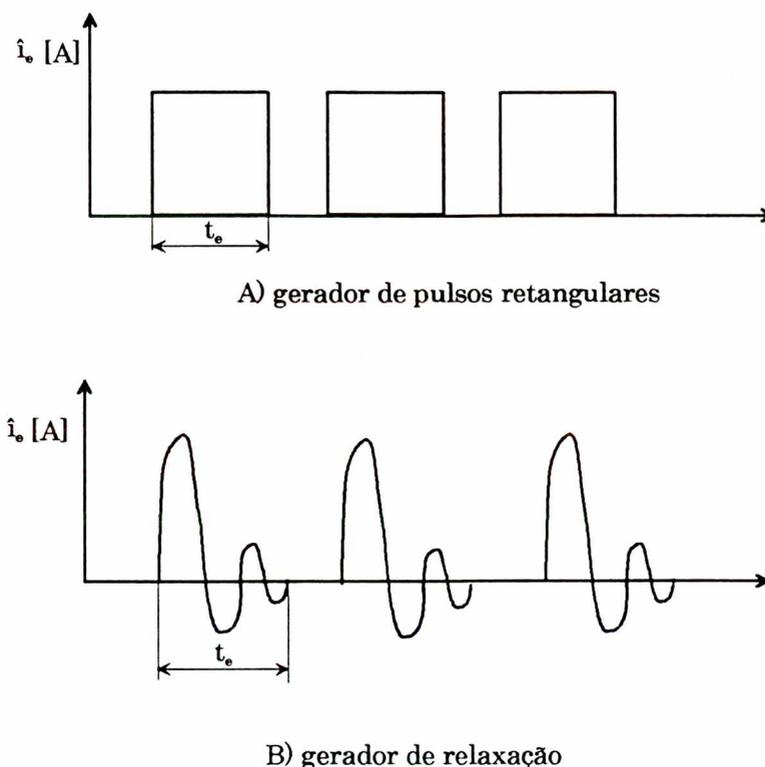


Figura 4.2 - Esquema do comportamento da corrente de descarga segundo o modo de atuação do gerador.

No regime de acabamento da liga AMP 8000, o qual foi subdividido em regime de acabamento 1 e 2, foram estabelecidos respectivamente tempos de usinagem de 45 min e 90 min para cada conjunto de parâmetros testados, como também duas repetições para cada teste. O aumento do tempo de usinagem para estes ensaios se deve à pouca remoção de material normalmente obtida nas condições de acabamento. No regime de acabamento 1 trabalhou-se com maiores níveis de energia que no regime 2. Este último trata-se, na verdade, de testes sob condições de usinagem de polimento, os quais tiveram por objetivo alcançar uma superfície de baixíssimo nível de rugosidade.

• **Eletrodo-ferramenta:** foram utilizadas barras cilíndricas de cobre eletrolítico, material tradicionalmente adotado como eletrodo-ferramenta, usinadas com as dimensões de 20 mm no diâmetro e 4 mm no furo central, o qual destinou-se à lavagem sob pressão pelo eletrodo. Cabe acrescentar também que foram utilizadas barras de grafita nos ensaios de usinagem de acabamento da liga AMP 8000, as quais foram doadas pelo fabricante alemão *SGL Carbon Group*. É importante mencionar que a grafita foi utilizada somente nos testes com o alumínio por causa da pouca quantidade disponível deste material.

• **Fluido dielétrico e modo de lavagem:** trabalhou-se com um hidrocarboneto convencionalmente utilizado na indústria, apresentando viscosidade de 3 cSt a 40°C. A lavagem sob pressão de 0,01 MPa pelo eletrodo-ferramenta foi adotada para todos os testes e, além disso, outra característica incorporada às condições de lavagem foi a programação de movimentos de avanço e retração do eletrodo-ferramenta com a finalidade de melhorar as condições de lavagem e manter um processo estável, o que significa redução ou eliminação da ocorrência de arcos e curtos-circuitos, como apresenta a Fig. 4.3.

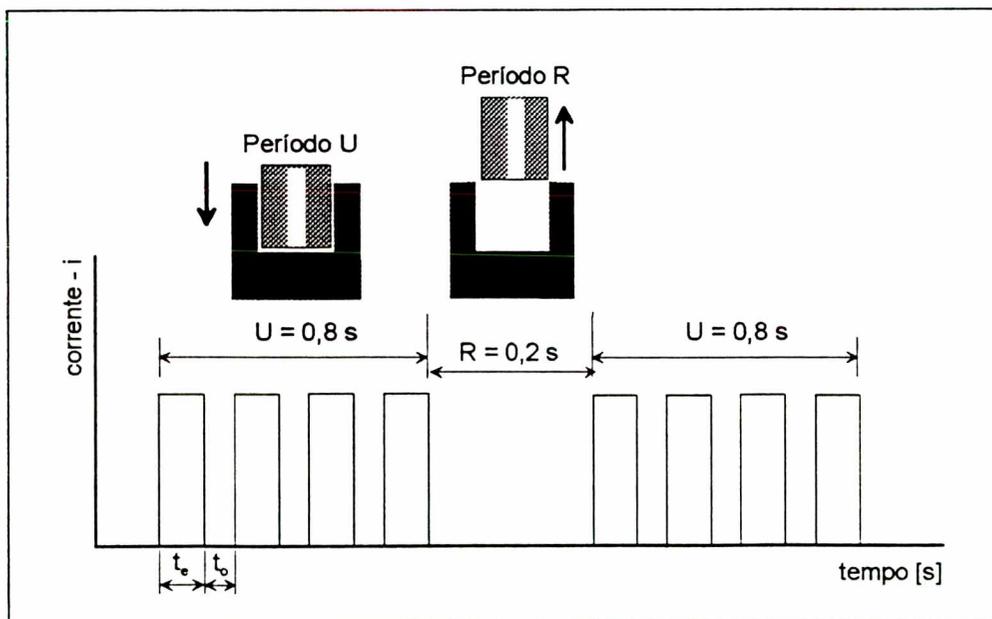


Figura 4.3 - Representação dos tempos de retração R e eletroerosão U.

No sentido de avanço do eletrodo-ferramenta ocorrem sucessivas descargas e no movimento de retração é interrompido o fornecimento de energia. Foram

especificados para todos os ensaios principais o tempo de retração R igual a 0,2 s e o tempo da seqüência de descargas U de 0,8 s, os quais proporcionaram bons resultados durante os testes preliminares. Este movimento de pulsação do eletrodo melhora as condições de lavagem por promover um efeito de bombeamento que favorece a expulsão do excesso de contaminação promovida pelas partículas eletroerodidas e subprodutos do dielétrico que permanecem na fenda de trabalho.

Após os ensaios procedeu-se à análise das amostras sobre as seguintes variáveis dependentes do processo:

- **Integridade superficial das peças eletroerodidas:** foram analisadas a textura superficial representada pelos parâmetros de rugosidade R_a e R_z , a espessura da camada superficial, a dureza da seção transversal das peças e a presença de microfissuras e poros ao longo da mesma.

- **Rendimento do processo:** nesta pesquisa foram determinados a taxa de remoção de material V_w e o desgaste volumétrico relativo ϑ , que se caracterizam como dois dos principais aspectos de análise do rendimento da usinagem por EDM.

4.2 Técnicas de quantificação e caracterização dos resultados

4.2.1 Taxa de remoção de material V_w e desgaste volumétrico relativo ϑ

Em muitos trabalhos experimentais de usinagem por eletroerosão é prática comum quantificar os valores de V_w [mm^3/min] medindo-se a profundidade da cavidade usinada com um instrumento como um paquímetro, e em seguida proceder ao cálculo do volume de material removido. O resultado final de V_w é então dado pela razão entre o volume calculado [mm^3] pelo tempo do teste [min]. É muito importante colocar que esta técnica de determinação do volume usinado gera, em muitos casos, grande imprecisão no resultado da medição. Um primeiro aspecto relaciona-se a baixa resolução destes instrumentos de medição, em especial se são aplicados na medição de cavidades pouco profundas, como é o caso daquelas obtidas em ensaios de acabamento, ou mesmo em usinagem de desbaste. Neste último caso, a topografia da cavidade usinada sob elevadas correntes de descarga i_e é caracterizada por crateras superficiais de variadas formas, largas e profundidades. Portanto, a probabilidade

de se efetuar a medição num local inadequado é muito alta, fato que leva à obtenção de valores errados sobre a real profundidade da cavidade.

Em se tratando do desgaste volumétrico relativo \mathcal{Q} , o qual é representado pela razão entre a taxa de desgaste do eletrodo-ferramenta V_e e a taxa de remoção V_w , o procedimento normalmente adotado é o seguinte: o comprimento longitudinal do eletrodo-ferramenta [mm] é medido antes e após o teste e, na seqüência, com base na diferença de comprimento, determina-se o volume de material desgastado da ferramenta. Na eletroerosão é comum que a parte inferior do eletrodo, ou seja, aquela que participa mais efetivamente da usinagem, apresente certo nível de deformação tanto nos cantos quanto ao longo de sua superfície frontal, que neste caso é caracterizada por uma pequena ondulação. Ao se utilizar um instrumento manual de medição pode ocorrer, novamente, como no caso da profundidade da cavidade usinada, a obtenção de um valor errado. Neste caso, mascarando o resultado do desgaste volumétrico relativo $\mathcal{Q} = V_e / V_w$.

Nesta pesquisa, a fim de evitar tais distorsões de resultados, foi utilizado o seguinte método: para a quantificação criteriosa da taxa de remoção material V_w e do desgaste volumétrico \mathcal{Q} foi empregada uma balança digital com resolução de 0,0001 g para a medição da massa dos eletrodos-ferramenta e das peças, antes e após os ensaios, tanto sob condições de desbaste quanto de acabamento. Na seqüência da usinagem, as amostras dos eletrodos-ferramenta e das peças eram devidamente limpas com álcool e ar-comprimido, para a retirada do excesso de impurezas que pudessem causar erros na medição. Com base na massa específica dos materiais calculava-se precisamente o volume de material removido.

Nos testes da liga de alumínio com eletrodos de grafita o procedimento de medição da taxa de desgaste V_e foi o seguinte: os eletrodos eram colocados por um período de 4 horas num forno sob temperatura de 250 °C para que toda a umidade do material fosse evaporada. Em seguida era feita a medição da massa, e posteriormente executados os testes de usinagem. Logo após, os eletrodos eram novamente levados ao forno sob as mesmas condições de tempo e temperatura, com a mesma finalidade de retirar toda a umidade, sendo na seqüência, depois de resfriados, novamente medidos.

4.2.2 Aspectos de integridade superficial

A análise dos aspectos de integridade superficial dos eletrodos-peça usinados em regimes de desbaste e de acabamento teve por objetivo investigar a influência da energia média da descarga elétrica, representada simplificada pela expressão $W_e = u_e \cdot i_e \cdot t_e$ [J], sobre a caracterização da seção transversal e superficial dos corpos de prova, pelo fato de influenciar consideravelmente a funcionalidade das peças produzidas pelo processo de eletroerosão. As seguintes técnicas foram utilizadas:

- **Microscopia ótica** para a observação micrográfica da seção transversal das amostras com relação à existência de poros e microfissuras. A medição da espessura da camada superficial também foi avaliada por meio de uma escala graduada [μm] acoplada ao equipamento. Todos os procedimentos de preparação das amostras e análise micrográfica estão apresentados no apêndice 2.

- **Microscopia eletrônica de varredura (MEV)**, foi realizada sobre as superfícies das amostras, no fundo da cavidade usinada, com o intuito de observar a forma das crateras superficiais decorrentes da eletroerosão e a influência da corrente i_e e duração da descarga t_e sobre a textura superficial. As partículas eletroerodidas também foram submetidas ao MEV para verificação de suas formas geométricas e tamanhos.

- **A medição de microdureza Vickers (HV)** foi aplicada com uma carga média de 0,25 N partindo da camada superficial, no fundo da cavidade usinada, no sentido do material base da liga, e teve por finalidade investigar a variação da dureza ao longo da seção transversal das amostras, com o objetivo de rastrear a profundidade da influência térmica do processo sobre o material.

- **Acabamento superficial** foi analisado pelos parâmetros de rugosidade R_a e R_z .

Com os resultados dos testes foram organizadas planilhas para a elaboração de curvas de rendimento do processo, representadas individualmente por: taxa de remoção V_w , desgaste volumétrico relativo percentual ϑ e rugosidade R_a , R_z , em função da variação da duração da descarga t_e , da corrente de descarga i_e e da relação de contato τ . Além disso, também, são apresentadas várias micrografias obtidas nas diversas condições testadas. Todos esses resultados são analisados e discutidos nos Cap. 5 e Cap. 6 a seguir.

CAPÍTULO 5

USINABILIDADE DA LIGA DE ALUMÍNIO AMP 8000

Este capítulo aborda, na primeira parte, os resultados e as discussões dos testes de usinabilidade da liga de alumínio AMP 8000 sob regimes de desbaste, de acabamento e de polimento utilizando eletrodos-ferramenta de cobre eletrolítico. Na segunda parte, são apresentados os resultados dos testes obtidos com eletrodos de grafita utilizados em condições de acabamento e polimento do processo.

5.1 Planejamento experimental para o regime de desbaste da liga AMP 8000

A Tab. 5.1 apresenta as condições de usinagem adotadas para os testes da liga AMP 8000 sob regime de desbaste. A amplitude de variação dos parâmetros elétricos foi estabelecida após testes preliminares e em função da flexibilidade de programação da máquina Charmilles ROBOFORM 30 disponível no LAUS-PUCPR.

Tabela 5.1 – Parâmetros elétricos de processo para os testes sob condições de usinagem de desbaste da liga AMP 8000

Corrente descarga \hat{i}_e [A]	Relação de contato τ	Duração da descarga t_e [μ s]	Tempo de intervalo t_o [μ s]	Polaridade do eletrodo ferramenta	Modo de atuação do gerador
16, 24, 32	0,5	25; 50; 100; 200; 400; 800	25; 50; 100; 200; 400; 800	positiva (+)	pulso estático retangular
	0,7	25; 50; 100; 200; 400; 800	12,8; 25; 50; 100; 200; 400	positiva (+)	pulso estático retangular
	0,8	25; 50; 100; 200; 400; 800	6,4; 12,8; 25; 50; 100; 200	positiva (+)	pulso estático retangular

Na usinagem de desbaste procura-se otimizar a taxa de remoção de material V_w e simultaneamente reduzir o desgaste volumétrico relativo ϑ . Com este intuito, o gerador da máquina foi programado para atuar no modo de pulsos estáticos retangulares, o qual proporciona uma rápida elevação da corrente de descarga \hat{i}_e .

Na máquina ROBOFORM 30 utilizada nesta pesquisa o máximo valor programável para a corrente de descarga é 32 A. Por este motivo, foi adotado o escalonamento de $i_e = 16, 24, 32$ A para o regime de desbaste. Os melhores resultados sobre a taxa de remoção V_w e o desgaste volumétrico relativo \mathcal{S} para usinagem com altas correntes de descarga i_e são normalmente obtidos para longas durações de descarga t_e e polaridade positiva do eletrodo-ferramenta, como discutido no item 3.6.2 – polaridade dos eletrodos e duração e energia da descarga. Neste sentido, com a finalidade de rastrear adequadamente o comportamento de eletroerosão da liga AMP 8000 em relação às taxas V_w e \mathcal{S} , adotou-se a polaridade positiva para o eletrodo-ferramenta e uma larga faixa de variação da duração da descarga ($t_e = 25, 50, 100, 200, 400$ e $800 \mu s$). Cabe acrescentar que a polaridade positiva para o eletrodo-ferramenta foi determinada após alguns testes com polaridade negativa, os quais apresentaram taxas de remoção muito baixas.

A tensão em aberto \hat{u}_i está diretamente relacionada à dimensão da fenda de trabalho, ou seja, quanto maior o valor de \hat{u}_i maior será a abertura da fenda. Valores muito baixos de \hat{u}_i podem provocar obstrução da fenda por causa da dificuldade de lavagem das partículas eletroerodidas. Nos testes preliminares foram avaliadas as tensões $\hat{u}_i = 80, 120$ e 160 V. O melhor comportamento do processo no que diz respeito à minimização da ocorrência de arcos e de curtos-circuitos, pulsos de tensão em vazio, assim como excesso de contaminação da fenda de trabalho, foi obtido para o valor de $\hat{u}_i = 120$ V, sendo este, portanto, adotado para os testes principais.

A relação de contato τ , dada pela razão entre a duração do pulso de tensão t_i (onde $t_i = t_d + t_e$) e o período de uma descarga t_p , desempenha forte influência sobre o comportamento do processo e, assim, sobre os valores de V_w e \mathcal{S} . Usualmente, procura-se adotar a maior relação de contato τ possível diminuindo o valor do tempo de intervalo t_e . Deste modo, é reduzido o período do ciclo da descarga t_p e elevada a frequência de descargas, obtendo-se um melhor aproveitamento da energia disponível na unidade de tempo. Neste trabalho, para as condições de desbaste, foram investigadas as seguintes relações de contato: $\tau = 0,5; 0,7; 0,8$. Na ROBOFORM 30 não é possível a programação direta da duração do pulso t_i . Entretanto, o tempo de retardo de ignição da fiação t_d pode ser ajustado como sendo um valor percentual da duração da descarga t_e . Neste caso, optou-se por estabelecer o valor de t_d ao redor de 20% daquele adotado para t_e e, assim, foi indiretamente especificado o valor de t_i .

5.2 Usinabilidade da liga AMP 8000 sob condições de desgaste

5.2.1 Resultados sobre a taxa de remoção V_w e o desgaste volumétrico relativo η

Com o intuito de otimizar a taxa de remoção de material e reduzir o desgaste relativo, foram testados três níveis de relação de contato $\tau = 0,5$; $0,7$; e $0,8$ para as correntes $i_e = 16, 24, 32$ A em função da variação da duração da descarga t_e e utilizando polaridade positiva para o eletrodo-ferramenta (anodo).

O valor inicial de $\tau = 0,5$ ($t_i = t_o$) foi determinado por causa da boa estabilidade do processo observada para estas condições de EDM. A utilização de valores de τ inferiores a $0,5$, ou seja, a adoção de tempos de intervalo t_o muito longos, promove uma baixa frequência de descargas, que neste caso significa um mau aproveitamento da energia fornecida ao processo na unidade de tempo. Outro inconveniente de se estabelecer $\tau < 0,5$ está relacionado à baixa concentração de subprodutos da desintegração do dielétrico e de partículas dos eletrodos na fenda de trabalho. De acordo com Schumacher (1990) a presença de uma pequena quantidade destes resíduos na fenda promove a redução do tempo de ignição da faísca t_d , porque estas partículas se ordenam como se fossem uma “ponte” que favorece a intensificação do gradiente de campo elétrico gerado entre os eletrodos, fato que facilita o rompimento da rigidez do dielétrico. Em consequência, observa-se um melhor aproveitamento da energia por descarga.

Pela Fig. 5.1 observa-se nitidamente que na usinagem com $\tau = 0,5$ a máxima taxa de remoção V_w alcançada foi de $180 \text{ mm}^3/\text{min}$ com duração da descarga t_e de $200 \mu\text{s}$. Com a elevação da relação de contato para $0,7$ obteve-se um aumento da taxa V_w para aproximadamente $190 \text{ mm}^3/\text{min}$ com t_e ótimo também de $200 \mu\text{s}$. Nota-se pelo comportamento das curvas que existe pouca diferença entre os resultados de V_w para usinagem com τ igual a $0,5$ e $0,7$. Em contrapartida, nos testes com relação de contato de $0,8$ a taxa de remoção atingiu o valor máximo de $235 \text{ mm}^3/\text{min}$ para uma duração ótima de descarga de $400 \mu\text{s}$.

Desta forma, é possível a confirmação de que a elevação da relação de contato acarreta um aumento da taxa de remoção de material V_w . A explicação para esta melhoria no rendimento de V_w reside no fato de que a redução do tempo de intervalo t_o promove uma utilização mais eficiente da energia fornecida ao processo na unidade de tempo, e paralelamente favorece uma certa contaminação da fenda de trabalho proporcionando a redução do tempo de ignição da descarga t_d e com isto, também, um melhor aproveitamento da energia.

É importante acrescentar que nos testes com relação de contato τ de 0,7 e 0,8 para qualquer duração da descarga t_e foi observada a presença de um filme negro sobre a superfície das amostras usinadas, aspecto este pouco ocorrido para usinagem com $\tau = 0,5$. Este efeito se deve à deposição de carbono proveniente da desintegração do dielétrico, o qual não foi adequadamente evacuado para fora da fenda de trabalho apesar de a pressão de lavagem p_{in} de 0,01 MPa ter promovido boa estabilidade do processo. Isto se deve ao alto nível de energia utilizado, bem como aos menores tempo de intervalo t_e adotados para usinagem com $\tau = 0,7$ e 0,8. Portanto, por causa do material depositado sobre as amostras, recomenda-se que um pequeno aumento da pressão de lavagem possa causar a redução deste filme negro.

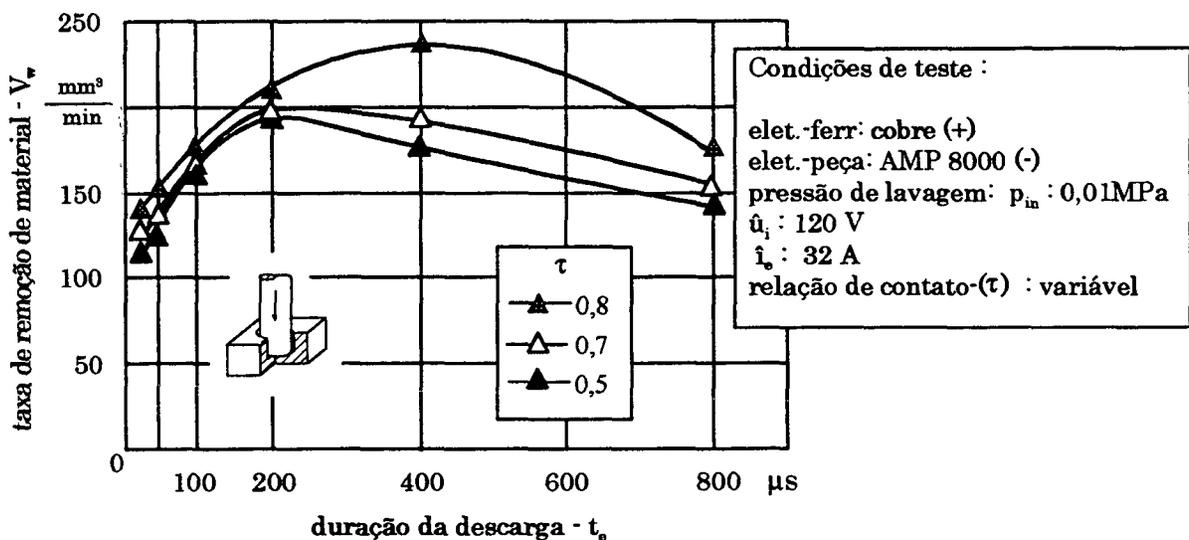


Figura 5.1 - Taxa de remoção V_w da liga AMP 8000 em função da variação de τ para usinagem de desbaste com \hat{i}_e de 32 A e utilização de eletrodo-ferramenta de cobre.

Em todas as relações de contato testadas, a estabilidade da usinagem nas mais baixas durações de descarga $t_e = 25, 50$ e $100 \mu\text{s}$ foi bastante reduzida, assim como também foi observado um desgaste não-uniforme do eletrodo-ferramenta. Para valores mais elevados de t_e o processo exibiu boa estabilidade, da mesma forma que o desgaste dos eletrodos mostrou-se bem mais uniforme, apresentando uma superfície frontal com boa planicidade.

Alguns testes com relação de contato maior que 0,8 foram realizados, os quais demonstram resultados insatisfatórios. Foi observada grande instabilidade do processo na forma de arcos e curtos-circuitos. Provavelmente os curtos tempos de intervalo adotados entre as sucessivas descargas não foram suficientes para

promover uma adequada lavagem dos subprodutos da usinagem, causando por sua vez sobre-contaminação da fenda de trabalho. Da mesma forma, a superfície frontal dos eletrodos-ferramenta apresentou algumas ondulações. A causa está na inadequada dispersão das descargas elétricas ao longo da superfície frontal provocada pela concentração de subprodutos em certos pontos específicos da fenda de trabalho.

Uma observação mais detalhada do comportamento das curvas das taxas de remoção V_w demonstra que, independentemente do valor da relação de contato τ , a elevação da duração da descarga t_e proporciona uma ascensão gradual da taxa de remoção até um valor ótimo de t_e , o qual reflete a máxima taxa de remoção V_w . Para uma duração da descarga t_e mais longa que a ótima, nota-se que os valores de V_w decaem continuamente.

Este comportamento da taxa V_w pode ser explicado da seguinte forma: o prolongamento da duração da descarga t_e promove um aumento progressivo da parcela de energia que é absorvida para a erosão. No entanto, ao mesmo tempo, acontece uma expansão contínua do diâmetro do canal de plasma em sua região central e também naquela próxima ao anodo (eletrodo-ferramenta). Segundo Eubank et al. (1993) esta expansão é provocada, em sua maior parte, pela transferência radial de energia do plasma para a fronteira com o dielétrico líquido que o circunda. Este fenômeno acarreta uma contínua vaporização, dissociação e ionização de uma pequena quantidade do fluido dielétrico, o qual é convertido em plasma, e assim aumenta progressivamente a massa e o diâmetro do canal.

Após atingir um diâmetro de canal ótimo, as perdas de energia do plasma para os eletrodos e para o dielétrico aumentam de tal maneira que a partir deste instante um aumento sucessivo da duração da descarga além do valor ótimo de t_e leva a uma queda acentuada da temperatura e da pressão interna do plasma, promovendo assim grande instabilidade do canal. Em consequência acontece uma diminuição da fusão de material no eletrodo-peça (catodo), e possivelmente também pode se iniciar um processo de solidificação do material fundido da cavidade catódica, apesar do diâmetro do canal nesta região permanecer praticamente constante.

Como consequência desta instabilidade do canal, é possível que no instante da interrupção do fornecimento de energia as forças decorrentes da implosão do canal promovam uma inadequada ejeção do material fundido da cavidade catódica, em concomitância com a geração de uma menor eficiência de lavagem dos produtos eletroerodidos para fora da fenda de trabalho. O resultado final é, portanto, a

redução da taxa de remoção de material V_w para utilização de t_e acima do ótimo alcançado.

Na Fig. 5.2 estão representados os resultados da taxa de remoção de material V_w em função da variação da duração da descarga t_e utilizando-se polaridade negativa para o eletrodo-ferramenta (catodo) e relação de contato $\tau = 0,8$. Ao se comparar as Fig. 5.1 e Fig. 5.2, observa-se claramente que os valores de V_w para polaridade positiva do eletrodo-ferramenta são bem superiores àqueles alcançados para polaridade negativa. A explicação para esta considerável diferença nas taxas de remoção está relacionada ao fenômeno da contínua solidificação do material fundido na cavidade anódica - que neste caso está no eletrodo-peça - decorrente da diminuição do fluxo de energia devido a grande expansão do raio do canal de plasma nesta região, na medida em que se prolonga a duração da descarga.

O máximo valor de V_w está em torno de $100 \text{ mm}^3/\text{min}$ com duração ótima da descarga de $100 \mu\text{s}$. É interessante observar que para durações de descarga mais prolongadas, como por exemplo $t_e=800 \mu\text{s}$, a taxa de remoção decai substancialmente. Isto se deve ao aumento na quantidade de material solidificado na cavidade anódica quanto mais longa é a duração da descarga t_e .

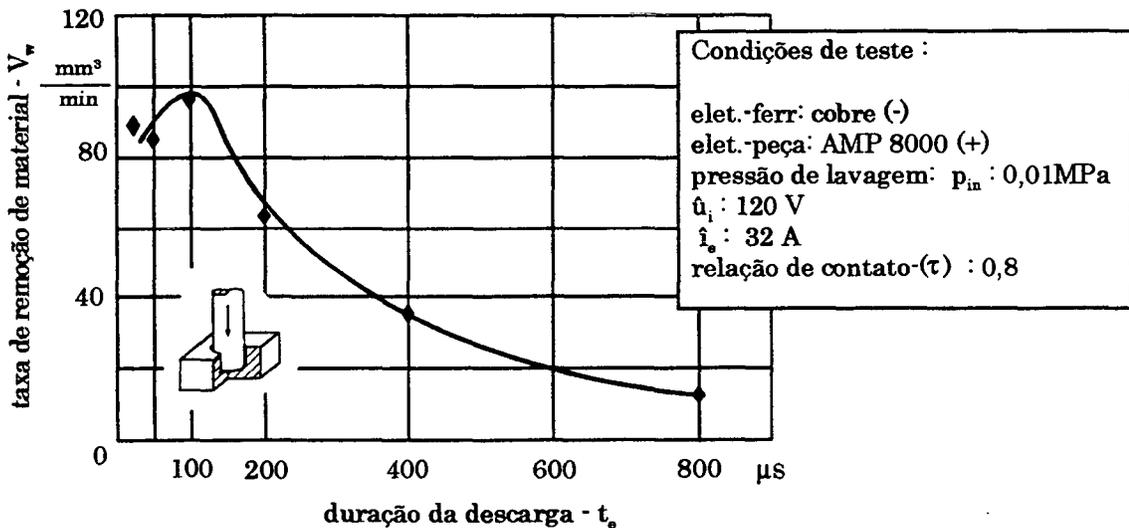


Figura 5.2 - Taxa de remoção V_w da liga AMP 8000 sob usinagem de desbaste com $\hat{i}_e = 32 \text{ A}$, $\tau = 0,8$ e polaridade negativa do eletrodo-ferramenta de cobre eletrolítico.

Os resultados das taxas de remoção V_w apresentados pela liga de alumínio AMP 8000 são bastante superiores àqueles obtidos para o aço AISI P20 independentemente da relação de contato τ especificada, como é possível constatar

pela comparação das Fig. 5.1 e Fig. 5.3, onde, nesta última, estão representados os resultados V_w obtidos para o aço P20 para as mesmas condições de usinagem utilizadas nos testes da liga AMP 8000.

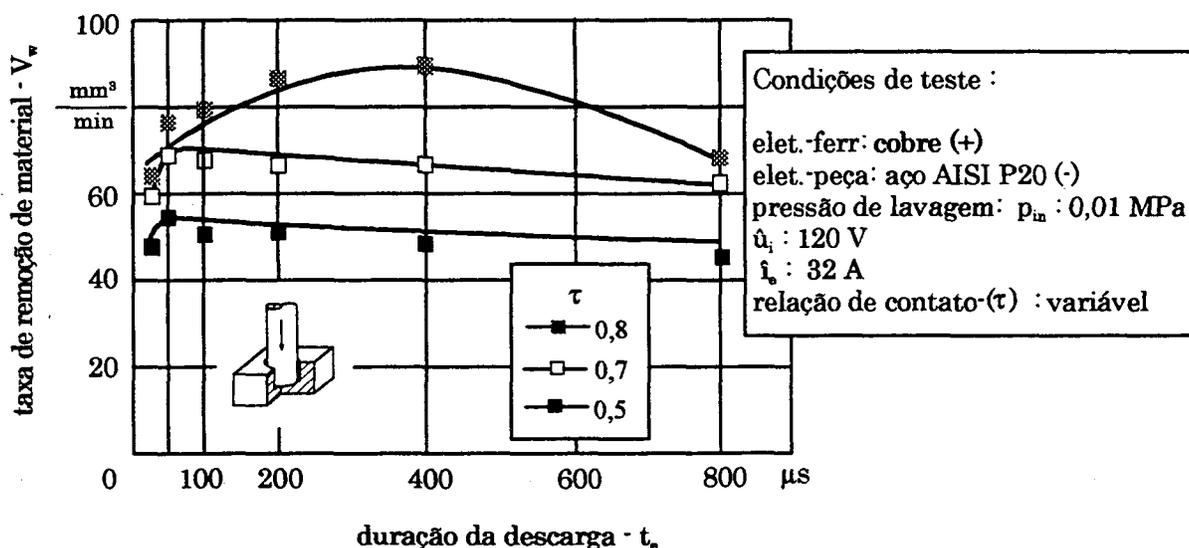


Figura 5.3 – Taxa de remoção V_w para usinagem do aço AISI P20 para $\hat{i}_e = 32$ A e variação da relação de contato de 0,5 a 0,8.

No caso do aço P20 o valor máximo valor de V_w foi de aproximadamente $90 \text{ mm}^3/\text{min}$ com relação de contato $\tau = 0,8$ e duração ótima da descarga $t_e = 400 \text{ }\mu\text{s}$, ao passo que para a liga AMP 8000 para estas mesmas condições obteve-se V_w de $235 \text{ mm}^3/\text{min}$. Nota-se também que similar ao comportamento do alumínio, o aumento da relação de contato τ na usinagem do aço também promove elevação das taxas de remoção de material V_w .

Normalmente, materiais que apresentam alta condutividade térmica exibem menores taxas de remoção, como é o caso da liga CuBe em comparação ao aço P20, discutido no capítulo 6. Isto se deve, em primeiro plano, ao fato de o material com maior condutividade térmica dispersar mais rapidamente a energia fornecida durante a descarga elétrica.

No caso da liga de alumínio AMP 8000 a condutividade térmica é algo em torno de 165 W/mK e ponto de fusão de aproximadamente 660°C . O aço P20 apresenta condutividade de 30 W/mK e ponto de fusão de 1500°C . Observa-se que a maior condutividade térmica da liga de alumínio não explica os maiores valores de V_w em comparação ao aço P20. Neste ponto, surge a hipótese de que o mais baixo ponto de fusão do alumínio seja um dos principais responsáveis pelas maiores taxas de

remoção de material. Como segunda observação sugere-se também que os elementos de liga presentes no material AMP8000 também agem de forma a promover maiores valores de V_w em relação ao aço. No entanto, cabe acrescentar que König & Klocke (1997) argumentam que atualmente ainda não é possível explicar aprofundadamente a influência dos elementos de liga em relação às características de erodibilidade dos materiais.

No que diz respeito à estabilidade do processo pode-se apresentar que a usinagem do aço é um pouco mais estável que aquela demonstrada pela liga AMP 8000. No aço, por exemplo, é observado um desgaste mais uniforme do eletrodo-ferramenta, assim como pouca presença de subprodutos do dielétrico aderidos sobre a superfície da peça. Além disso, a máquina ROBORFORM 30 apresenta um meio de monitoramento das condições de geração de arcos e curtos-circuitos durante o processo de usinagem. Assim, é possível acompanhar a evolução da contaminação da fenda de trabalho e dos valores percentuais de descargas anômalas. Por este motivo foi observado para o aço níveis mais baixos destes aspectos. Uma das possíveis causas da melhor estabilidade na usinagem do aço pode estar relacionada à menor remoção de material V_w , ao passo que a liga de AMP 8000 por apresentar taxas mais elevadas de V_w promove ocasionalmente um maior índice de contaminação da fenda, e, portanto, a menor estabilidade de processo observada para este material. Como analisado anteriormente, uma forma de solução para este inconveniente está em desenvolver ensaios mais específicos sobre a melhoria das condições de lavagem, em especial sobre a pressão do fluido alimentado à fenda de trabalho.

O desgaste volumétrico relativo ϑ é dado pela razão entre a taxa de desgaste do eletrodo-ferramenta V_e e a taxa de remoção de material V_w , ou seja, $\vartheta = V_e/V_w$. A Fig.5.4 apresenta o gráfico do comportamento de ϑ em função da variação da duração da descarga para os três níveis de relação de contato τ testados na usinagem da liga AMP 8000 com corrente de descarga $i_e = 32$ A. Pela avaliação do gráfico vê-se que o desgaste volumétrico relativo ϑ tende a diminuir bruscamente com o aumento da duração da descarga, independentemente do valor da relação de contato. Por exemplo, para t_e variando de 25 μ s até as durações ótimas de descarga, que neste caso são 200 μ s para $\tau = 0,5$ e 0,7 e 400 μ s para $\tau = 0,8$, é nitidamente observada uma queda acentuada dos valores de ϑ . Isto se deve ao aumento da taxa de remoção V_w até o seu valor máximo em paralelo com a redução da taxa de desgaste V_e do eletrodo-ferramenta.

Este comportamento se deve à boa estabilidade do canal de plasma até estas durações de descarga t_e , a qual promove a sustentação da continuidade de fusão de material na peça (catodo) e ao mesmo tempo favorece a solidificação do material fundido na cavidade anódica (eletro-ferramenta), devido justamente à expansão do diâmetro do canal próximo a esta última região, como discutido anteriormente.

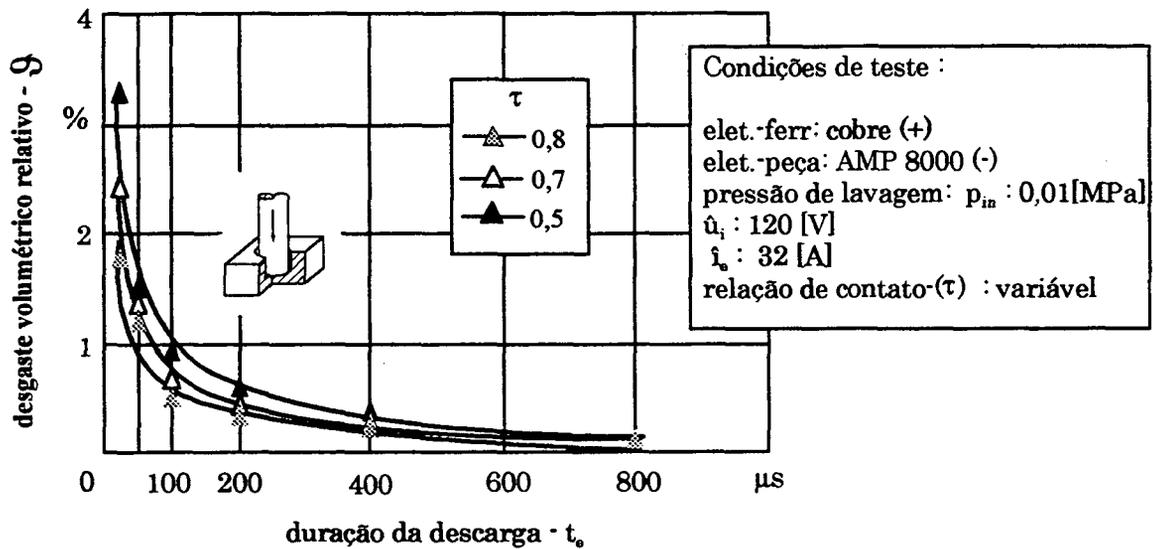


Figura 5.4 - Comportamento do desgaste relativo \mathcal{G} da liga AMP8000 sob usinagem de desbaste com eletrodo-ferramenta de cobre eletrolítico.

Pela Fig. 5.4 nota-se também que mesmo após a duração ótima da descarga t_e , quando são obtidas as máximas taxas de remoção V_w , o desgaste relativo continua a diminuir. Uma possível explicação para este fato está relacionada ao fato de que uma duração de descarga t_e além da ótima tende a causar queda na taxa de remoção V_w , justamente pela instabilidade do canal de plasma observada para estas condições de usinagem. Da mesma forma, a taxa de desgaste do eletrodo-ferramenta V_e também apresenta redução considerável, pelo fato de haver a continuação do processo de solidificação do material fundido na cavidade anódica, devido a sobre-expansão do canal de plasma nesta região, e conseqüentemente uma redução contínua do fluxo de energia para o eletrodo-ferramenta (anodo). A ocorrência da ação simultânea destes fenômenos resulta que o desgaste volumétrico relativo $\mathcal{G} = V_e/V_w$ decai substancialmente para usinagem com duração da descarga t_e mais prolongada que a ótima observada para a máxima taxa de remoção V_w .

Outro aspecto que influi na redução do desgaste relativo para valores de t_e acima do ótimo é a baixa eficiência da lavagem para durações de descarga muito longas. Isto se deve à queda acentuada da pressão interna do canal, o qual ao ser implodido pela interrupção da corrente elétrica não gera forças suficientemente adequadas para ejetar o material fundido das cavidades anódica e catódica.

Uma característica interessante do comportamento geral do desgaste relativo ϑ em função da variação da relação de contato $\tau = 0,5, 0,7$ e $0,8$ é a redução dos valores de $\vartheta = V_e/V_w$ na proporção em que se eleva a relação de contato τ , como pode ser visto pela Fig. 5.4. Isto se deve à obtenção de maiores taxas de remoção V_w proporcionadas pela elevação de τ . Na usinagem da liga de alumínio o menor valor do desgaste relativo ϑ obtido foi inferior a 0,4% para a duração ótima da descarga de $400 \mu\text{s}$ e relação de contato $\tau = 0,8$, apresentando, no entanto, pouca diferença em relação àqueles observados para valores de $\tau = 0,5$ e $0,7$ cujos valores de ϑ se situaram ao redor de 0,5% para as durações ótimas da descarga $t_e = 200 \mu\text{s}$. Estes níveis de desgaste relativo ϑ demonstram uma boa estabilidade e, conseqüentemente, um bom rendimento do processo.

A Fig. 5.5 representa o comportamento do desgaste relativo ϑ na usinagem do aço ferramenta AISI P20, segundo as mesmas condições estabelecidas para liga AMP 8000.

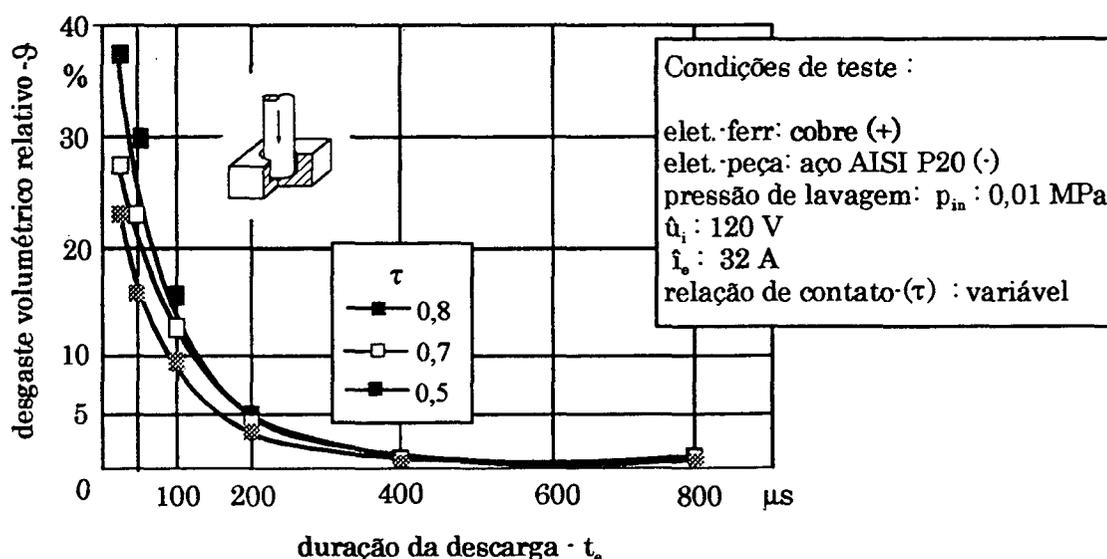


Figura 5.5 - Comportamento do desgaste relativo ϑ do aço ferramenta AISI P20 sob usinagem de desbaste com $I_e = 32 \text{ A}$ e variação de τ de 0,5 a 0,8.

Para usinagem do aço observa-se no geral valores de desgaste relativo ϑ bem superiores àqueles obtidos pela liga AMP 8000. Para os testes com relação de contato $\tau = 0,8$ os valores de ϑ obtidos para o aço P20 na condição da ótima duração da descarga elétrica de $400 \mu\text{s}$ está em torno de 1%. Para $\tau = 0,5$ e $0,7$, cujo valor de t_e ótimo para o aço é de $50 \mu\text{s}$, o desgaste relativo varia respectivamente entre 30 e 22%.

Nas Fig. 5.6 e Fig. 5.7 estão expostos respectivamente para as correntes de descarga $\hat{i}_e = 24$ e 16 A o comportamento da taxa de remoção V_w e do desgaste volumétrico relativo ϑ em função da variação da descarga t_e para as relações de contato $\tau = 0,5$ e $0,8$. Optou-se por suprimir testes de usinagem com $\tau = 0,7$ por causa da pequena diferença observada entre este valor de τ em relação à $\tau = 0,5$.

Invariavelmente, os maiores valores das taxas de remoção V_w foram obtidos para os testes com $\hat{i}_e = 24$ A, apesar de as durações ótimas das descargas elétricas t_e para obtenção dos máximos valores de V_w terem sido as mesmas para ambas as correntes e relações de contato testadas. A explicação está na maior energia média $W_e = u_e \cdot \hat{i}_e \cdot t_e$ fornecida ao processo, a qual determina a amplitude da taxa de remoção V_w . Pela Fig. 5.6 nota-se que a máxima taxa de remoção alcançada para $\hat{i}_e = 24$ A foi de aproximadamente $180 \text{ mm}^3/\text{min}$ para duração ótima de descarga $t_e = 100 \mu\text{s}$ e relação de contato $\tau = 0,8$, condições estas que promoveram um desgaste relativo ϑ próximo a 0,4%. Para usinagem com $\tau = 0,5$ a duração ótima de t_e foi $50 \mu\text{s}$, onde se alcançou o máximo V_w em torno de $150 \text{ mm}^3/\text{min}$ e um desgaste relativo ao redor de 1,8%.

Os testes com corrente de descarga $\hat{i}_e = 16$ A exibiram a máxima taxa de remoção ao redor de $115 \text{ mm}^3/\text{min}$ e um desgaste relativo de 0,3% para as condições de $\tau = 0,8$ e duração ótima de $t_e = 100 \mu\text{s}$. Sob usinagem com $\tau = 0,5$ se obteve a máxima taxa V_w próxima a $80 \text{ mm}^3/\text{min}$ para duração ótima de descarga de $50 \mu\text{s}$, onde foi apresentado um desgaste relativo da ordem de 0,5%.

O aumento da relação de contato τ mais uma vez explica a elevação das taxas de remoção V_w para as correntes testadas. Indiferentemente do valor de τ foi observada uma boa estabilidade do processo, assim como uma redução da quantidade de subprodutos do dielétrico depositada sobre a superfície das peças usinadas.

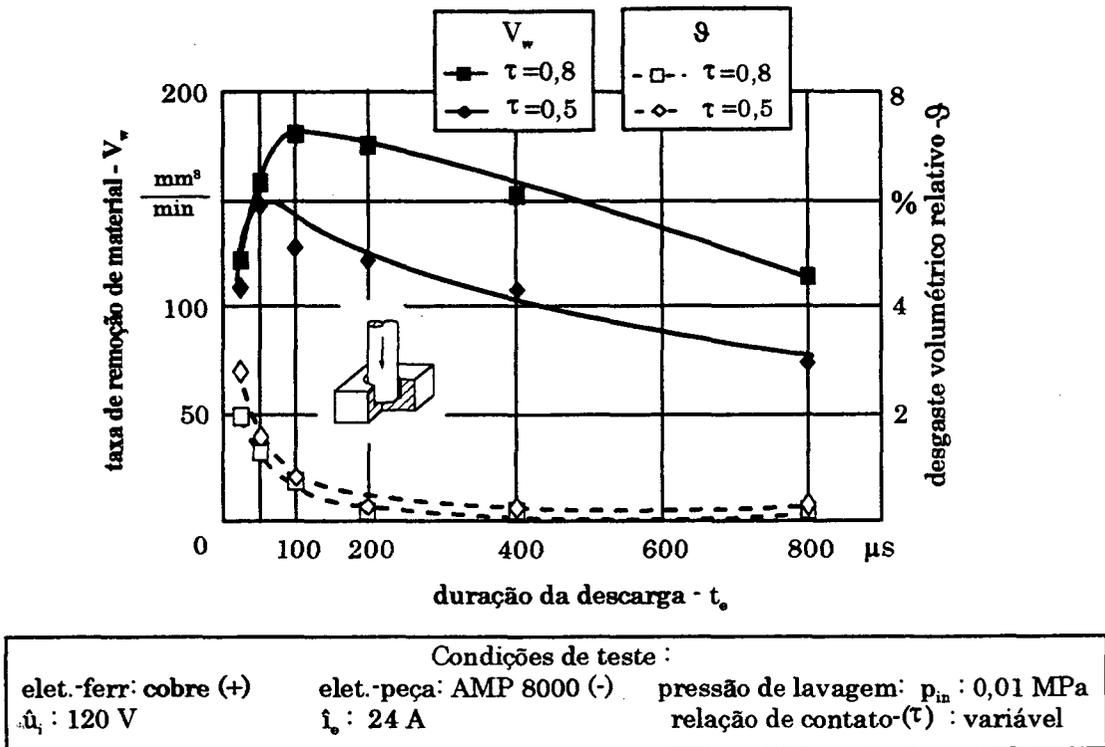


Figura 5.6 - Comportamento da taxa V_w e do desgaste relativo g da liga AMP 8000 sob usinagem de desgaste com $\hat{i}_e = 24$ A com $\tau = 0,5$ a $0,8$.

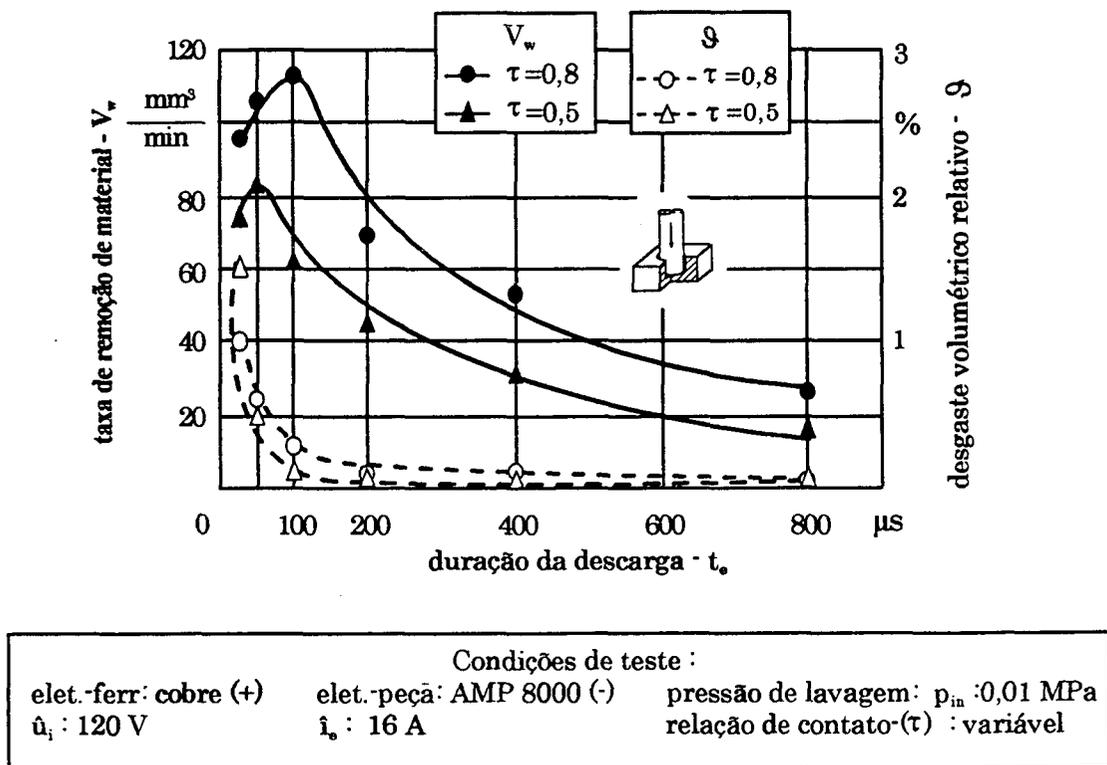


Figura 5.7 - Comportamento da taxa V_w e do desgaste relativo g da liga AMP 8000 sob usinagem de desgaste com $\hat{i}_e = 16$ A com $\tau = 0,5$ a $0,8$.

A Fig. 5.8 apresenta o comportamento de V_w na usinagem do aço P20 para as correntes de descarga de 16 e 24 A e relação de contato $\tau = 0,8$, as mesmas condições de usinagem utilizadas na liga AMP 8000. O máximo valor de V_w foi de aproximadamente $58 \text{ mm}^3/\text{min}$, sendo obtido para $\hat{i}_e = 24 \text{ A}$ e duração ótima da descarga de $50 \mu\text{s}$. No que se refere ao desgaste volumétrico relativo ϑ foram observados níveis em torno de 11% para ambas as correntes de descarga.

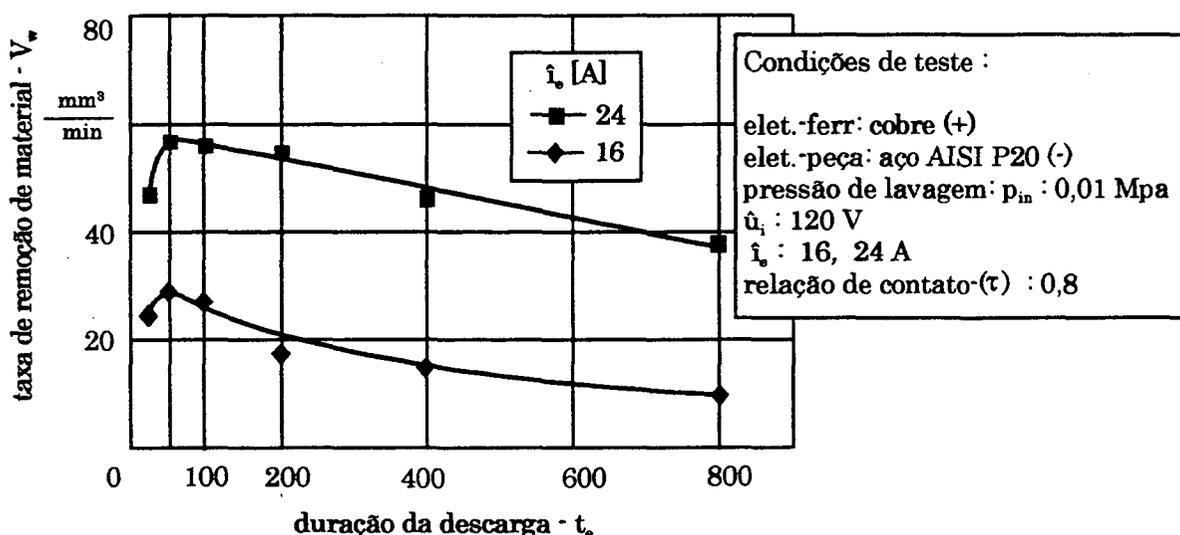


Figura 5.8 - Comportamento da taxa V_w do aço AISI P20 sob usinagem de desbaste com corrente de descarga $\hat{i}_e = 16$ e 24 A e $\tau = 0,8$.

Como observação final sobre a comparação dos resultados da taxa de remoção V_w e do desgaste volumétrico relativo ϑ obtidos na usinagem da liga AMP 8000 e do aço P20 sob correntes de descarga $\hat{i}_e = 16, 24$ e 32 A , constata-se claramente que os melhores resultados de rendimento são apresentados pela liga AMP 8000.

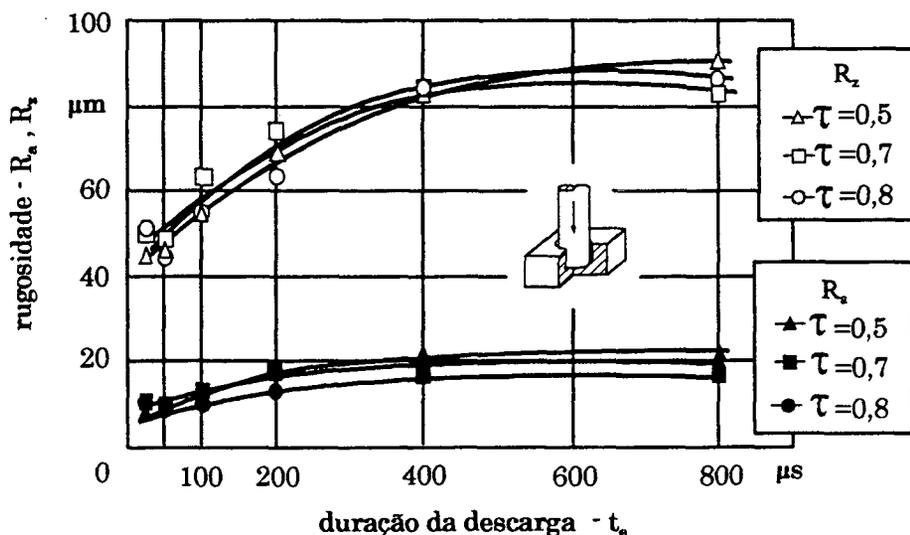
Além disso, para ambos os materiais a recomendação é trabalhar com relação de contato de 0,8 pelo fato deste nível de τ ter proporcionado, além dos melhores valores de V_w e ϑ , também a melhor estabilidade do processo de usinagem.

5.2.2 Resultados sobre a rugosidade das amostras após EDM de desbaste

A rugosidade de peças usinadas por eletroerosão por faíscas está intrinsecamente relacionada à energia média da descarga elétrica $W_e = u_e \cdot \hat{i}_e \cdot t_e$ [J]. O aumento da energia W_e acarreta num maior nível de rugosidade, isto porque crateras de maior profundidade e mais largas são produzidas nas peças após a interrupção da descarga elétrica. Usualmente, a ampliação do nível de energia fornecida por

descarga é efetuada pela elevação da duração da descarga t_e ou da corrente de descarga i_e . A Fig. 5.9 mostra que para a corrente i_e de 32 A a elevação contínua da duração da descarga t_e proporciona um aumento gradual da rugosidade R_a e R_z até um valor de t_e igual a 400 μs , que representa a duração ótima da descarga elétrica t_e para a qual é obtido o máximo valor da taxa de remoção V_w . A partir de 400 μs a rugosidade tende a apresentar pouca elevação. A explicação reside no fato de que para duração da descarga t_e além da ótima, a taxa de remoção volta a cair devido às perdas de energia do canal de plasma. Além disso, para valores muito longos de t_e observa-se que a efetividade de lavagem dos produtos eletroerodidos para fora da fenda de trabalho tende a diminuir, e com isto ocorre a redução na profundidade das crateras deixadas na superfície das peças.

Analisando a Fig. 5.9 é possível a constatação de que a elevação da relação de contato τ exerce pouca influência sobre a rugosidade das peças. De maneira geral, este comportamento da rugosidade se deve ao fato de a energia média por descarga W_e continuar sendo praticamente a mesma, pois o aumento da relação de contato está relacionado apenas a redução do tempo de intervalo t_e entre duas sucessivas descargas elétricas. É importante acrescentar que comportamento semelhante foi observado para usinagem com correntes de 16 e 24 A.



Condições de teste :
 elet. ferr: cobre (+) elet. peça: AMP 8000 (-) pressão de lavagem: p_{in} : 0,01 MPa
 \hat{u}_i : 120 V i_e : 32 A relação de contato (τ) : variável

Figura 5.9 – Comportamento da rugosidade das amostras após EDM em função da variação da duração da descarga e da relação de contato para corrente de 32 A.

5.3 Planejamento experimental para o regime de acabamento da liga AMP 8000

Na usinagem de acabamento um dos principais objetivos é reduzir ao máximo a textura superficial da peça e ao mesmo tempo alcançar da melhor maneira possível as tolerâncias geométricas especificadas pelo projetista. Os testes de acabamento da liga AMP 8000 foram divididos em duas condições de usinagem, como apresentado na Tab. 5.2.

Tabela 5.2 – Parâmetros elétricos de processo para os testes sob condições de usinagem de acabamento da liga AMP 8000.

Regime de usinagem	Corrente descarga \hat{i}_e [A]	Duração da descarga t_e [μ s]	Tempo de intervalo t_0 [μ s]	Polaridade do eletrodo ferramenta	Modo de atuação do gerador
Acabamento 1	3; 6; 8	6,4; 12,8; 25; 50; 100; 200	6,4; 12,8; 25; 50; 100; 200	positiva (+) negativa (-)	pulso estático retangular
Acabamento 2	1; 2	1,6; 3,2; 6,4; 12,8; 25	1,6; 3,2; 6,4; 12,8; 25	negativa (-)	relaxação

• Acabamento-1:

A relação de contato τ foi mantida em 0,5 para garantir a estabilidade do processo, pois para os níveis de corrente de descarga \hat{i}_e especificados 3, 6 e 8, A, espera-se que as melhores taxas de remoção e de textura superficial sejam obtidas para pequenos tempos de duração da descarga t_e . Desta forma, uma redução do tempo de intervalo t_0 , que significa aumento da relação de contato τ , poderia proporcionar distúrbios no processo sob a forma de inadequação das condições de lavagem e deionização do fluido dielétrico, comprometendo principalmente a rugosidade das peças.

O tempo de retardo de ignição da faísca t_a foi ajustado em 30% do tempo de descarga t_e , justamente pelo motivo de se trabalhar com baixos níveis de energia.

A tensão em aberto \hat{u}_i foi aumentada para 160 V para que seja mantida uma abertura da fenda de trabalho com dimensões que possibilitem boa evacuação das partículas eletroerodidas.

O gerador foi programado para atuar no modo de pulsos retangulares e os ensaios foram conduzidos para polaridade positiva e negativa do eletrodo-ferramenta, com o intuito de se comparar os comportamentos da taxa de remoção de material V_w e do desgaste volumétrico relativo.

Foram mantidos os mesmos parâmetros do movimento pulsado do eletrodo, ou seja, retração sem descargas R de 0,2 s e avanço com descargas U de 0,8 s utilizados no regime de desbaste. A pressão de lavagem por alimentação do dielétrico pelo furo central do eletrodo-ferramenta também foi estabelecida em 0,01 MPa.

- Acabamento-2:

O gerador da máquina foi programado no modo de relaxação por se tratar de condições de usinagem com energia bastante reduzida. Este modo de atuação do gerador tem a capacidade de minimizar a quantidade de carga elétrica residual que permanece armazenada nos capacitores durante a descarga, as quais, por sua vez, poderiam causar picos de corrente no início da descarga elétrica que poderiam prejudicar o acabamento superficial das amostras. A finalidade é, portanto, a obtenção de textura superficial extremamente fina, próxima à de uma superfície polida.

Foi utilizada somente a polaridade negativa para o eletrodo-ferramenta, relação de contato τ de 0,5 e curtos tempos de descarga $t_e = 1,6; 3,2; 6,4; 12,8; 25 \mu s$. O estabelecimento da polaridade negativa se justifica porque para estas condições de usinagem, ou seja, muito baixos t_e e i_e , espera-se que a ação preponderante de fusão de material no eletrodo-peça (anodo) seja feita pelo elétrons emitidos pelo catodo (eletrodo-ferramenta). Em consequência, aumenta a probabilidade de se obter crateras de pequenas dimensões, o que significa baixa rugosidade das peças.

A tensão em aberto \hat{u}_i foi elevada para 200 V para que houvesse a promoção de aumento da fenda de trabalho, facilitando as condições de lavagem e, conseqüentemente, melhoria da estabilidade do processo por minimizar a ocorrência de arcos e de curtos-circuitos.

A lavagem foi executada somente pelo movimento de pulsação - R = 0,2 s e U = 0,8 s - do eletrodo-ferramenta, pelo fato de se esperar baixíssimas taxas de remoção de material em ambos os eletrodos.

5.4 Usinabilidade da liga AMP 8000 sob condições de acabamento

5.4.1 Resultados sobre a taxa de remoção V_w e o desgaste volumétrico relativo θ

Nas Fig. 5.10 e Fig. 5.11 estão representados os valores de V_w em função da variação da duração da descarga t_e para usinagem respectivamente com polaridade positiva (anodo) e negativa (catodo) do eletrodo-ferramenta.

Os gráficos da Fig. 5.10 demonstram um bom comportamento de ascensão e descensão das curvas das taxas de remoção V_w para a polaridade positiva do eletrodo, assim como uma caracterização clara das durações ótimas das descargas t_e , aspectos estes que evidenciam uma boa estabilidade do processo de EDM. A máxima taxa V_w obtida foi de aproximadamente 22,5 mm^3/min com $i_e = 8$ A e t_e ótimo de 25 μs , sendo este valor de t_e o mesmo observado para a corrente $i_e = 6$ A. No caso da usinagem com $i_e = 3$ A, a menor duração ótima da descarga t_e , que neste caso foi de 12,8 μs , está relacionada ao menor nível de energia utilizado no processo.

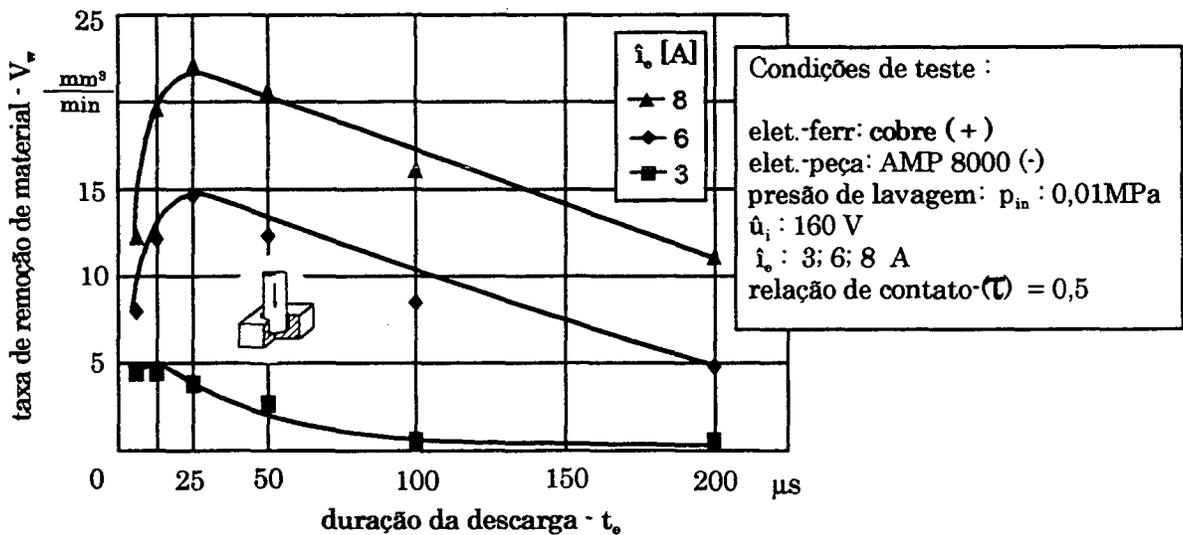


Figura 5.10 - Taxa de remoção V_w da liga AMP 8000 para correntes $i_e = 3, 6, 8$ A para usinagem com polaridade positiva do eletrodo-ferramenta.

Apesar da boa estabilidade observada para todos os níveis de corrente de descarga i_e testados, é importante colocar que novamente a superfície das peças apresentou a presença de um filme negro. No entanto, em comparação com aquele exibido nos regimes de desbaste, na usinagem de acabamento o filme depositado foi de menor intensidade. Isto se deve ao menor nível de energia do processo na usinagem de acabamento.

As taxas de remoção V_w alcançadas para usinagem com polaridade positiva do eletrodo-ferramenta (anodo) são bastante superiores às aquelas obtidas para usinagem com polaridade negativa do eletrodo (catodo), como destaca a Fig. 5.11. Da mesma forma, é claramente observável que as durações ótimas das descargas elétricas também são mais baixas para esta segunda condição de polaridade da ferramenta. A máxima taxa de remoção exibida foi algo em torno de $2,5 \text{ mm}^3/\text{min}$ para uma duração ótima de descarga de $6,4 \mu\text{s}$ e corrente de descarga $i_e = 8 \text{ A}$, sendo também este valor de t_e a condição ótima para as correntes de 3 e 6 A.

De maneira similar à usinagem com polaridade positiva da ferramenta, também foi observada a presença de um filme negro sobre as amostras usinadas com a ferramenta negativa, neste caso com intensidade bem superior. A usinagem com a ferramenta negativamente carregada demonstrou grande instabilidade do processo para todas as correntes testadas, apresentando característica de remoção de material da peça e do eletrodo-ferramenta com muito pouca uniformidade.

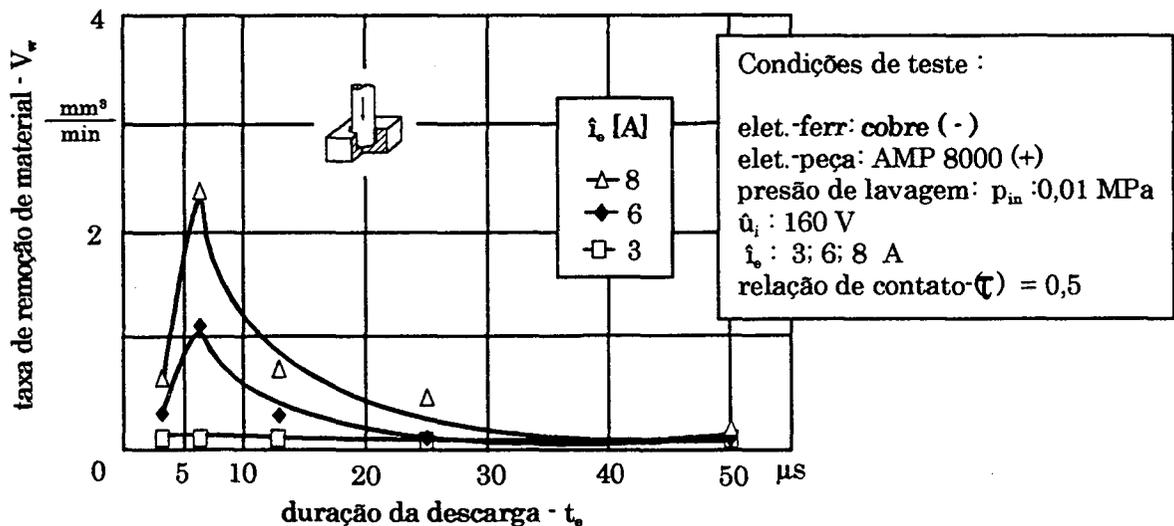


Figura 5.11 - Taxa de remoção V_w da liga AMP 8000 para correntes $i_e = 3, 6, 8 \text{ A}$ para usinagem com polaridade negativa do eletrodo-ferramenta .

Sobre a estabilidade e rendimento do processo é possível apresentar que na usinagem da liga AMP 8000 com eletrodo-ferramenta positivamente carregado os resultados são bastante superiores às aqueles obtidos para polaridade negativa da ferramenta.

Nas Fig. 5.12 e Fig 5.13 está graficamente representado o comportamento da taxa V_w na usinagem do aço P20 com polaridade positiva e negativa da ferramenta.

Em comparação aos resultados de V_w alcançados pela liga AMP 8000, o aço apresenta resultados bem inferiores. No entanto a estabilidade do processo para o aço apresentou um menor índice de arcos e curtos circuitos, assim como não foi observada a presença de subprodutos aderidos às amostras usinadas. A máxima taxa de remoção foi de $8 \text{ mm}^3/\text{min}$ para um t_e ótimo de $50 \mu\text{s}$ para a corrente de descarga de 8 A e polaridade positiva do eletrodo-ferramenta.

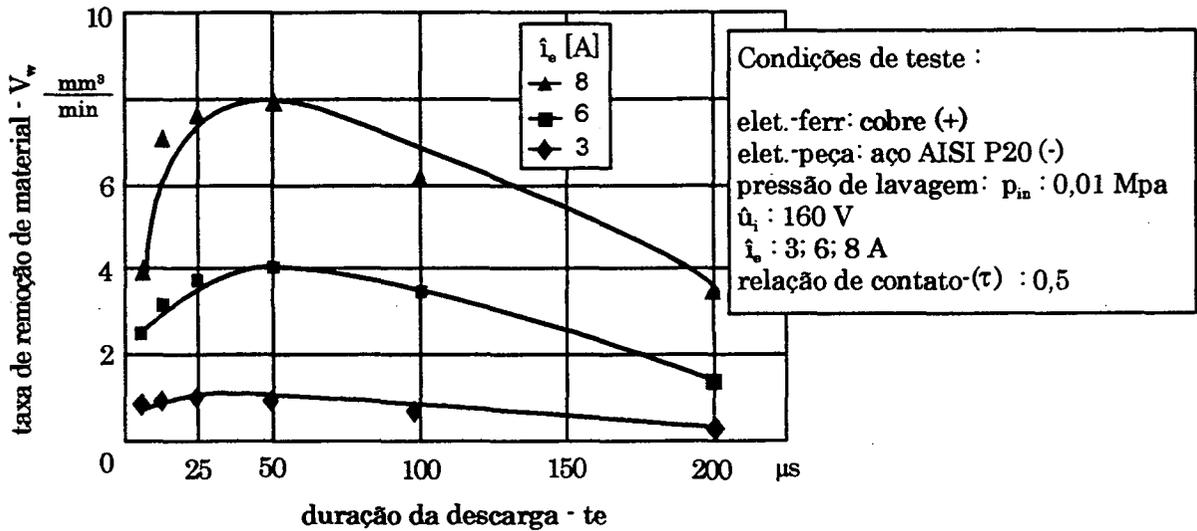


Figura 5.12 - Taxa de remoção V_w do aço P20 para correntes $\hat{i}_e = 3, 6, 8 \text{ A}$ para usinagem com polaridade positiva no eletrodo-ferramenta.

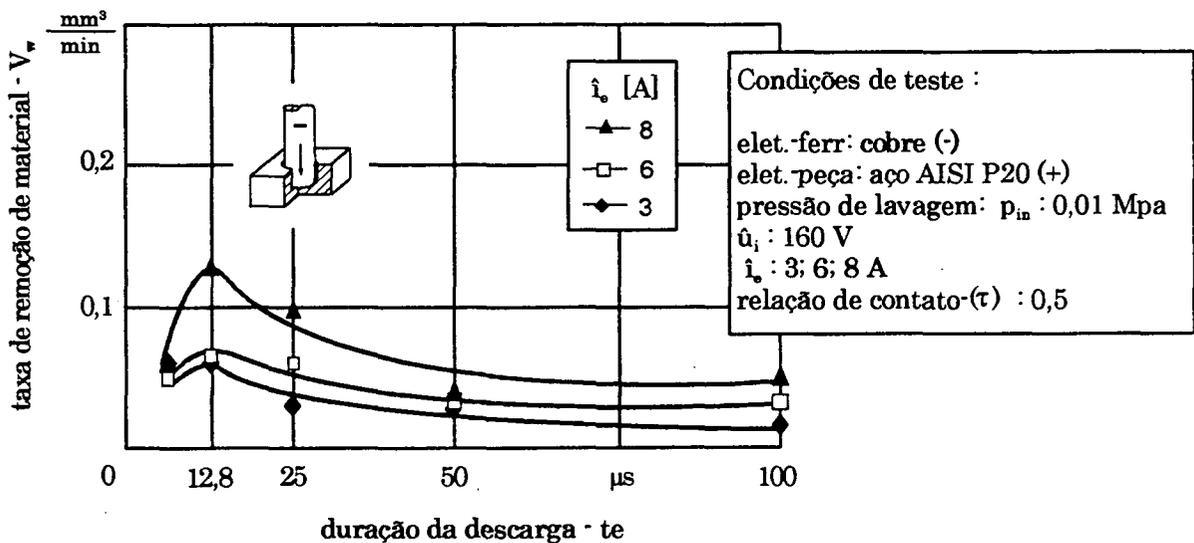


Figura 5.13 - Taxa de remoção V_w do aço P20 para correntes $\hat{i}_e = 3, 6, 8 \text{ A}$ para usinagem com polaridade negativa no eletrodo-ferramenta.

A evolução do desgaste volumétrico relativo ϑ em função da variação da duração da descarga e da polaridade do eletrodo-ferramenta para os testes da liga AMP 8000 está apresentada nas Fig. 5.14 e 5.15.

Pela comparação das curvas apresentadas na figuras é nítido que para usinagem com a ferramenta positivamente carregada (anodo) são observados os menores índices de desgaste relativo ϑ , os quais apresentaram uma variação em torno de 0,9 a 1,3% para a condição de duração ótima da descarga de 25 μs nas correntes de descarga $\hat{i}_e = 3, 6, 8 \text{ A}$. A diminuição gradual do desgaste relativo demonstra um comportamento estável da usinagem.

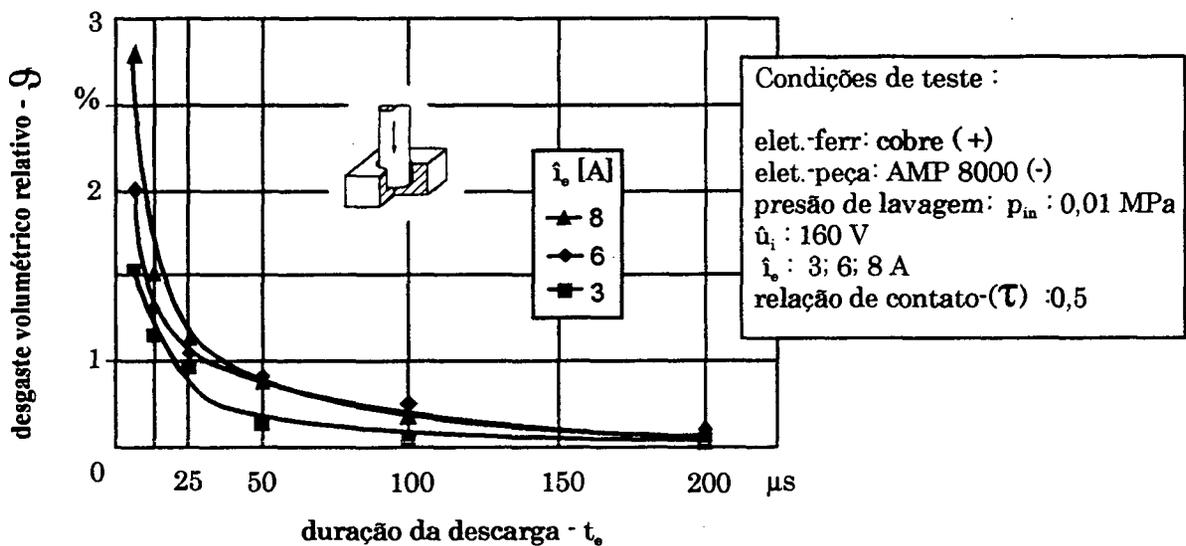


Figura 5.14 – Desgaste relativo ϑ da liga AMP 8000 para correntes $\hat{i}_e = 3, 6, 8 \text{ A}$ para usinagem com polaridade positiva para o eletrodo-ferramenta de cobre.

No caso de polaridade negativa da ferramenta (catodo) se observa que o desgaste relativo ϑ sofre pouca flutuação, tanto em função da variação das correntes de descarga \hat{i}_e , assim como para a variação da duração da descarga t_e . Nestas condições de usinagem nota-se que os valores de ϑ oscilaram de 4 a 7%. O comportamento de um maior nível de desgaste relativo ϑ para usinagem com eletrodo-ferramenta negativamente carregado (catodo), está ligado ao fenômeno de que o canal de plasma próximo à região catódica permanece praticamente constante, ao passo que na região anódica o mesmo aumentou continuamente de diâmetro, sendo assim maior as perdas de energia nesta última região. Desta forma, ocorre maior remoção de material na ferramenta V_e (catodo) que na peça V_w (anodo), aumentando assim o desgaste volumétrico relativo $\vartheta = V_e/V_w$.

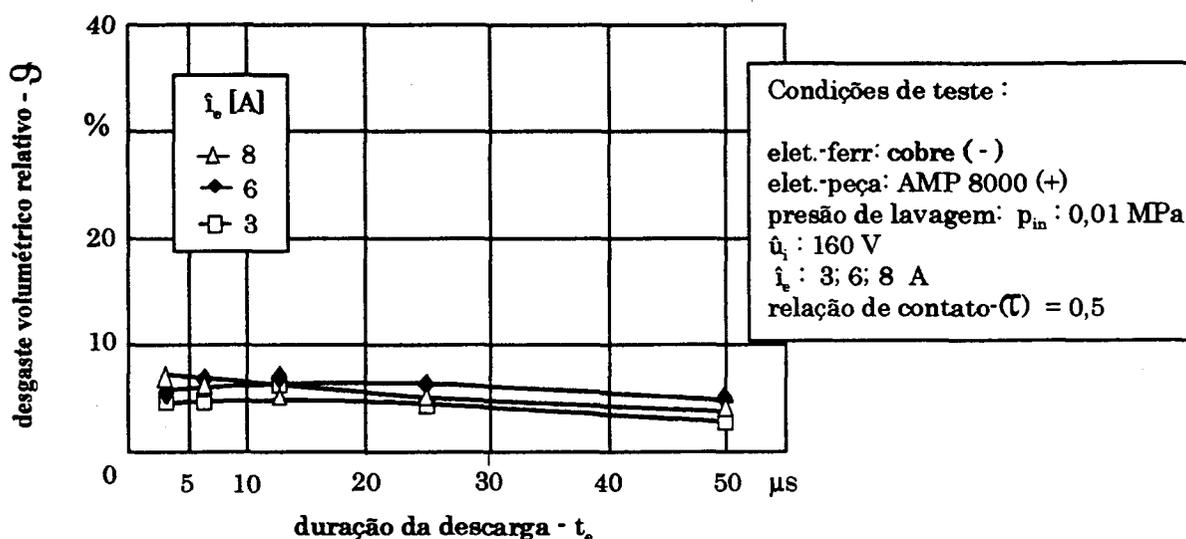


Figura 5.15 – Desgaste relativo Q da liga AMP 8000 para correntes $\hat{i}_e = 3, 6, 8 \text{ A}$ para usinagem com polaridade negativa para o eletrodo-ferramenta de cobre

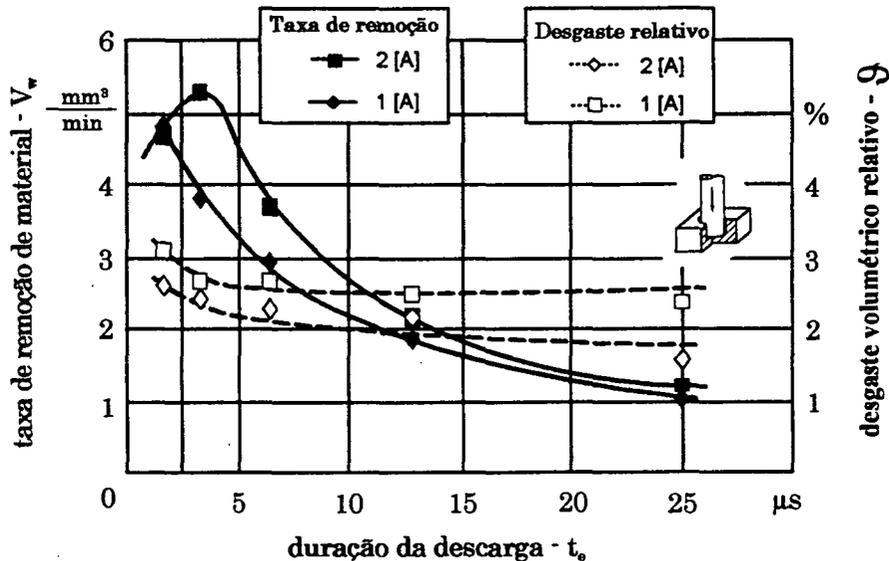
Em função dos resultados apresentados pelos ensaios para as correntes de descarga $\hat{i}_e = 3, 6, 8 \text{ A}$ com o gerador no modo de atuação de pulsos estáticos, recomenda-se que seja utilizada a polaridade positiva do eletrodo-ferramenta para usinagem da liga AMP 8000, pelo fato desta condição ter proporcionado as melhores taxas V_w e os menores índices de Q .

A Fig. 5.16 apresenta os resultados sobre a taxa de remoção V_w e o desgaste relativo Q para os testes de usinagem com corrente de descarga $\hat{i}_e = 1 \text{ e } 2 \text{ A}$ com gerador no modo de relaxação e polaridade negativa do eletrodo-ferramenta. A utilização do gerador no modo de relaxação promoveu uma boa estabilidade do processo de usinagem da liga AMP 8000, apresentando remoção de material da peça e desgaste do eletrodo-ferramenta com boa uniformidade.

Em comparação com os testes de usinagem com $\hat{i}_e = 3, 6, 8 \text{ A}$ com polaridade negativa do eletrodo-ferramenta e gerador de pulsos estáticos, é facilmente observável que o gerador de relaxação proporciona a obtenção de menor desgaste relativo, assim como também maiores taxas de remoção de material. A explicação está no fato de haver menor carga residual nos capacitores para usinagem com o gerador no modo de relaxação. Em consequência, a ocorrência de arcos e de curtos-circuitos é bastante reduzida.

Pela Fig. 5.16 verifica-se que a máxima taxa de remoção V_w de $5,2 \text{ mm}^3/\text{min}$ foi obtida para a corrente de descarga \hat{i}_e de 2 A com duração ótima de descarga $t_e = 3,2 \mu\text{s}$, sendo que para estas condições o desgaste volumétrico relativo Q foi

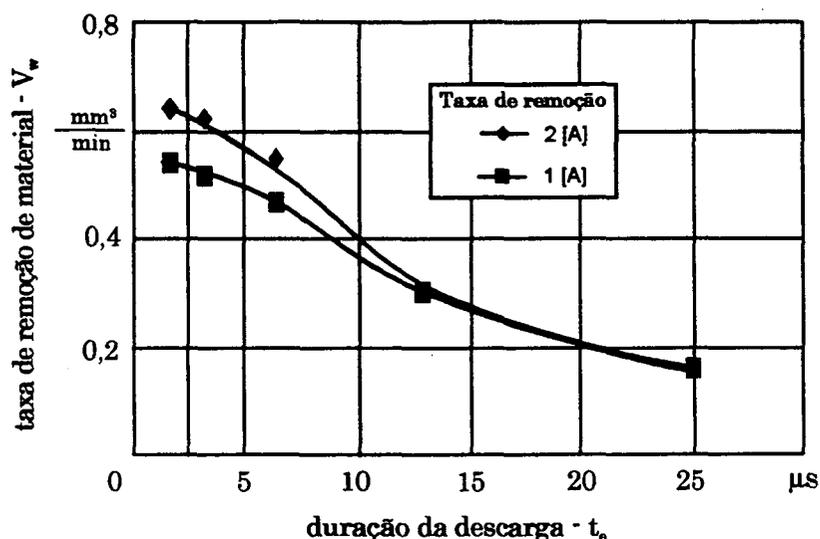
inferior a 3%. Para usinagem com $i_e = 1$ A observa-se obviamente menor taxa de remoção, neste caso em torno de $4,6 \text{ mm}^3/\text{min}$ para um t_e ótimo de $1,6 \mu\text{s}$, exibindo um desgaste relativo bastante próximo daquele alcançado para 2 A. Para estas condições de usinagem também foi observada pouca aderência de subprodutos sobre as peças usinadas.



Condições de teste		
elet. ferr: cobre (-)	elet. peça: AMP 8000 (+)	relação de contato (τ) = 0,5
\hat{u}_i : 200 V	\hat{i}_e : 1; 2 A	

Figura 5.16 – Taxa de remoção e desgaste relativo da liga AMP 8000 para usinagem com $i_e = 1$ e 2 A, gerador de relaxação e polaridade negativa do eletrodo-ferramenta.

Comparando-se os resultados do aço P20 usinado sob as mesmas condições que a liga AMP 8000, como apresenta a Fig. 5.17, observa-se que o aço exibe taxas de remoção V_w bem inferiores à liga AMP 8000. No caso do aço o máximo valor de V_w foi obtido para 2 A, sendo de aproximadamente $0,65 \text{ mm}^3/\text{min}$ para um t_e ótimo de $1,6 \mu\text{s}$. O desgaste relativo para a duração ótima da descarga t_e situou-se ao redor de 28% para ambas as correntes de descarga i_e testadas. Cabe acrescentar que o processo apresentou boa estabilidade e também pouca deposição de subprodutos sobre as peças usinadas, sendo similar àquela demonstrada na usinagem da liga AMP 8000.



Condições de teste :
 elet.-ferr: cobre (-) elet.-peça: AISI P20 (+) relação de contato (τ) = 0,5
 \hat{i}_e : 200 V i_e : 1; 2 A

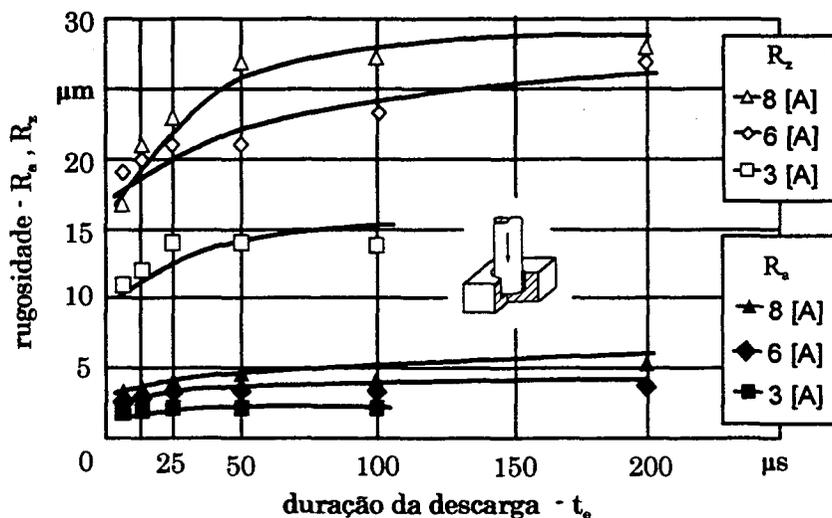
Figura 5.17 – Taxa de remoção para o aço AISI P20 para usinagem com $\hat{i}_e = 1$ e 2 A, gerador de relaxação e polaridade negativa do eletrodo-ferramenta.

5.4.2 Resultados sobre a rugosidade das amostras após EDM de acabamento

Nas Fig. 5.18 e 5.19 está representado o comportamento da rugosidade para usinagem da liga AMP 8000 com eletrodos-ferramenta com polaridade positiva e negativa para o regime de acabamento-1, ou seja, com utilização do gerador no modo de atuação de pulsos estáticos retangulares.

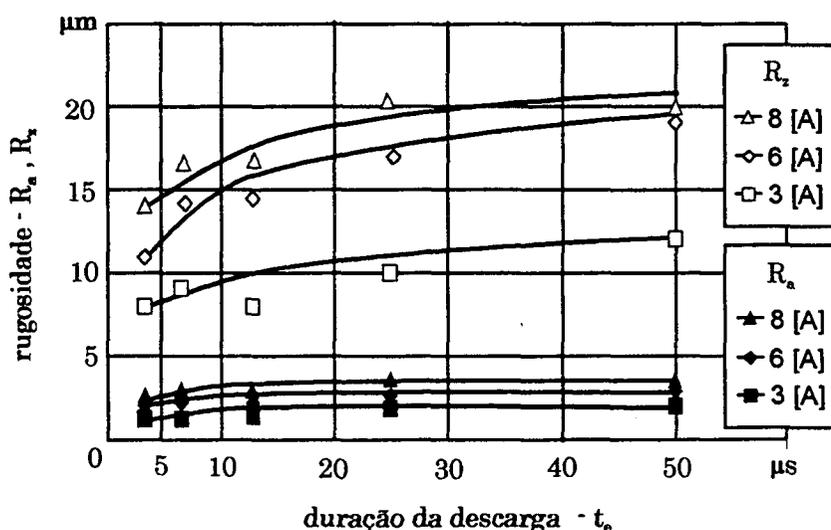
Quanto aos níveis de rugosidade R_a observa-se pouca diferença para usinagem com polaridade positiva e negativa da ferramenta nas condições das ótimas durações de descarga t_e , que para o primeiro caso foi de $t_e = 25 \mu s$ e para o segundo caso $t_e = 6,4 \mu s$. Nestas condições a rugosidade média R_a para as correntes de descarga $i_e = 3, 6, 8$ A apresentou valores ao redor de 2 a 4 μm .

O aço AISI P20 apresentou para as correntes de 3, 6 e 8 A na condição da ótima duração da descarga $t_e = 50 \mu s$ valores de R_a variando de 2 a 5,5 μm para usinagem com polaridade positiva da ferramenta, de certa forma similar àqueles apresentados pela liga AMP 8000. Em contrapartida, nos testes com a ferramenta negativamente carregada os valores da rugosidade R_a oscilaram de 1,0 a 1,4 μm para as correntes de 3, 6 e 8 A na condição do t_e ótimo de 1,6 μs , sendo assim melhores que os da liga AMP 8000.



Condições de teste :
 elet.-ferr: cobre (+) elet.-peça: AMP 8000 (-) pressão de lavagem: $p_{in} : 0,01 \text{ MPa}$
 $\hat{u}_i : 160 \text{ V}$ $i_0 : 3; 6; 8 \text{ A}$ relação de contato (τ) : 0,5

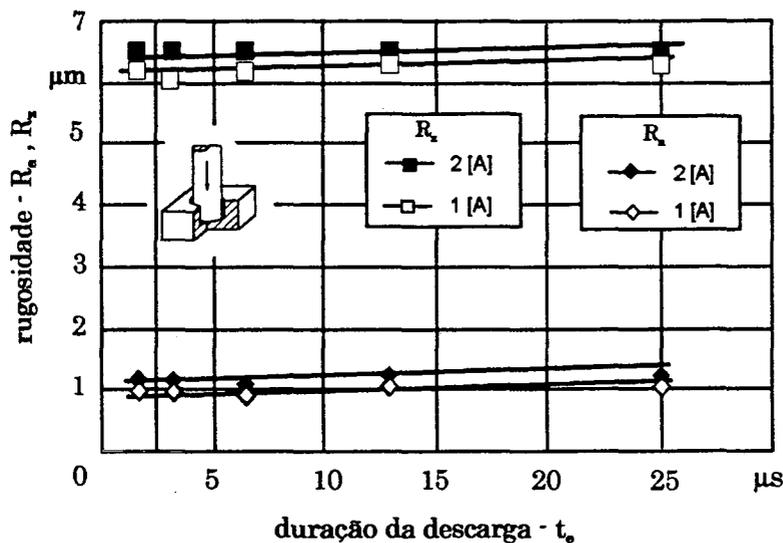
Figura 5.18 – Comportamento da rugosidade após EDM sob condições de acabamento-1 com polaridade positiva da ferramenta e gerador de pulsos estáticos.



Condições de teste :
 elet.-ferr: cobre (-) elet.-peça: AMP 8000 (+) pressão de lavagem: $p_{in} : 0,01 \text{ MPa}$
 $\hat{u}_i : 160 \text{ V}$ $i_0 : 3; 6; 8 \text{ A}$ relação de contato (τ) : 0,5

Figura 5.19 – Comportamento da rugosidade após EDM sob condições de acabamento-1 com polaridade negativa da ferramenta e gerador de pulsos estáticos.

Os resultados dos testes de usinagem da liga AMP 8000 com gerador no modo de relaxação, isto é, regime de acabamento-2, estão apresentados na Fig. 5.20. A rugosidade média R_a para as correntes de 1 e 2 A apresenta valores próximos a $1,0 \mu\text{m}$ para a duração ótima da descarga $t_e = 6,4 \mu\text{s}$, inferiores àqueles obtidos para usinagem com gerador de pulsos estáticos para a corrente de descarga de 3 A. Os menores índices de rugosidade se devem ao fato de que a usinagem com o gerador no modo de relaxação reduz a ocorrência de descargas anômalas pelo fato de minimizar a presença de picos de corrente no início da descarga. Isto se deve à menor carga elétrica residual que fica armazenada nos capacitores.



Condições de teste :
 elet.-ferr: cobre (-) elet.-peça: AMP 8000 (+) relação de contato (τ) = 0,5
 \hat{u}_1 : 200 V \hat{i}_e : 1; 2 A

Figura 5.20 – Comportamento da rugosidade após EDM sob condições de acabamento-2 com polaridade negativa da ferramenta e gerador de relaxação.

5.5 Aspectos de integridade superficial das amostras de AMP 8000 após EDM

Como discutido no Cap. 3, o processo de eletroerosão por faíscas afeta termicamente as camadas superficiais das peças usinadas. Dependendo da profundidade dessas zonas termicamente afetadas, a funcionalidade da ferramenta de moldagem pode ser seriamente comprometida. Portanto, é importante qualificar e quantificar o nível da influência térmica do processo sobre a seção transversal das peças.

Segundo argumenta Jutzler (1982) e Stevens (1998), normalmente duas zonas distintas são identificadas nas peças submetidas a usinagem por EDM. A primeira delas é a camada superficial que é formada pela parte do material liquefeito que não foi expulso ao final da descarga e que acaba por se depositar na cratera recém-formada e nas regiões circunvizinhas à mesma. Nos aços esta camada é também chamada de *white layer* e apresenta modificações em sua estrutura e composição química. Usualmente, apresenta dureza superior ao material base da liga devido principalmente à interação do carbono, liberado pela desintegração do dielétrico, que se difunde para dentro da peça formando carboneto de ferro (Fe_3C). Além disso, na camada superficial geralmente se observa a existência de poros e microfissuras, sendo que estas últimas nas peças de aço não se propagam para o material base da liga. Logo abaixo da camada superficial é observada a presença da zona termicamente afetada. Esta zona é formada por várias camadas, as quais geralmente são extremamente difíceis de ser identificadas por exames ao microscópio óptico. Embora a zona termicamente afetada não tenha sofrido fusão, ela também pode apresentar modificações em sua composição química e estrutura. Neste caso, em peças de aço é observada a presença de uma camada temperada seguida por uma camada revenida. Abaixo desta última se encontra o material base da liga, o qual não sofreu nenhuma influência térmica.

A Fig. 5.21 apresenta duas micrografias da seção transversal de uma amostra do aço AISI P20 usinadas em condições de desbaste. Pode-se nitidamente observar na micrografia A da Fig. 5.21 a presença da camada superficial. Na micrografia B está destacada de forma ampliada na camada superficial a presença de uma microfissura tipicamente formada nos aços. É interessante observar que a microfissura não se propaga para o material base da liga. A espessura média da camada superficial, para este caso, está em torno de 48 μm . Observa-se também que a camada branca não apresenta uniformidade de espessura.

Foram executadas cinco medições de microdureza em intervalos espaçados de 40 μm a partir da superfície da amostra, como apresentado na Tab. 5.3. É possível observar a redução da dureza no sentido do material base da liga. Na camada superficial observou-se 435 HV e algo em torno de 327 HV ou aproximadamente 33 HRC no material base da liga, sendo esta última a dureza do aço AISI P20 de acordo com informações do fabricante. Apesar de não ser perceptível pela micrografia óptica, torna-se evidente pela análise do comportamento da microdureza a existência da zona termicamente afetada.

Tabela 5.3 – Microdureza [HV] para aço P20 usinado sob condições de desbaste.

Profundidade de medição [μm]	Dureza [HV]
	$\hat{I}_e = 32 \text{ A}$ $t_e = 400 \mu\text{s}$ $\tau = 0,8$
40	435
80	350
120	335
160	333
200	327

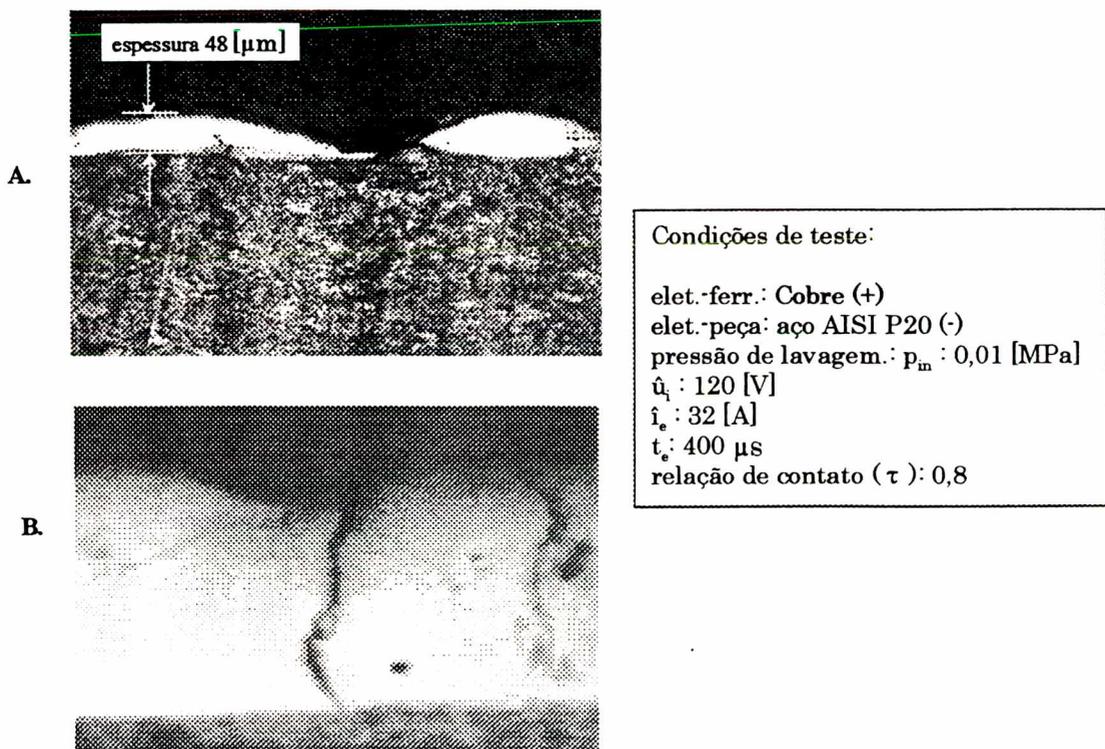


Figura 5.21 · Micrografias da seção transversal de uma amostra de aço AISI P20 usinada com $\hat{I}_e = 32 \text{ A}$ e $t_e = 400 \mu\text{s}$, sendo (B) com ampliação de 500 X.

Na Fig 5.22 estão expostas micrografias da seção transversal de amostras da liga AMP 8000 usinadas sob condições de desbaste e de acabamento do processo. Pelas micrografias é possível observar a presença de uma camada negra superficial. Esta camada representa o material liquefeito que não foi expulso pela lavagem e que acabou por se solidificar na cratera e nas regiões circunvizinhas.

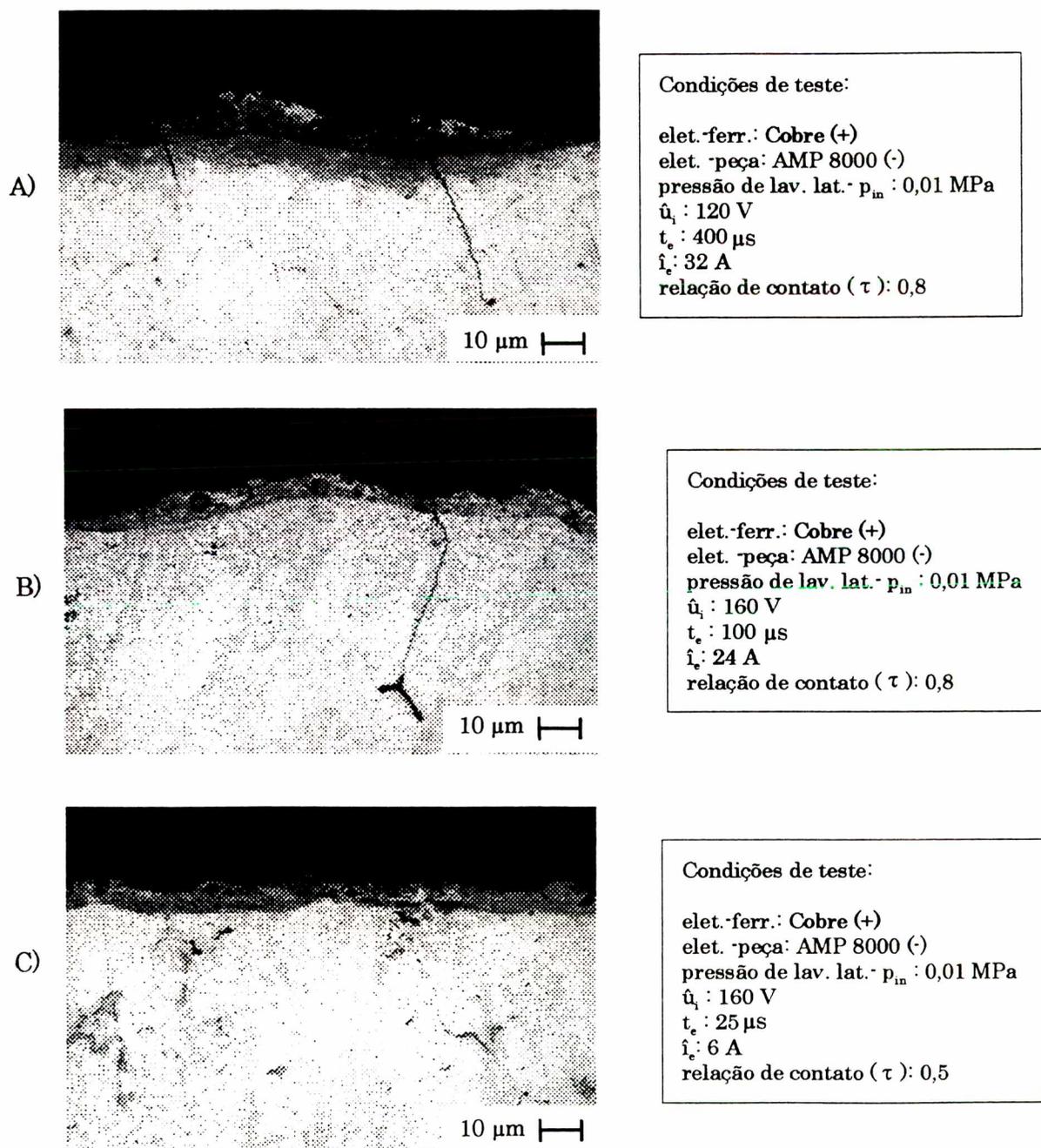


Figura 5.22 – Micrografias da seção transversal de amostras da liga AMP 8000 usinadas sob condições de desbaste e de acabamento do processo de EDM.

Um aspecto interessante é que esta camada se apresenta extremamente porosa para usinagem com $i_e = 32$ A, aspecto inexistente no material base da liga. Esta porosidade é possivelmente causada pela turbulência promovida pelo dielétrico entre a peça e a ferramenta durante a lavagem, assim como também pelos gases liberados pelo processo e que não foram expulsos para fora da fenda, os quais no decorrer da rápida solidificação do material ficaram retidos na camada superficial. Pode-se notar pelas micrografias B e C que com a redução da energia fornecida ao processo a quantidade e o tamanho dos poros tende a diminuir, assim como também a presença de microfissuras.

Nos caso da usinagem dos aços, a presença das microfissuras permanece normalmente restrita à camada superficial. Na usinagem da liga AMP 8000 observa-se que as microfissuras se propagam no sentido do material base da liga através dos contornos de grãos, como apresentam as micrografias A e B da Fig. 5.22. Este fenômeno é extremamente prejudicial à resistência a fadiga das peças quando as mesmas são submetidas a carregamento durante o trabalho.

Na Fig. 5.23 as micrografias A e B correspondem a amostras de seções transversais da liga AMP 8000 usinadas sob condições de acabamento-2, ou seja, com o gerador da máquina programado para atuar no modo de relaxação. A micrografia C destaca a seção transversal de uma amostra de aço P20 também usinada com o gerador no modo de relaxação. É possível perceber que a amostra de aço apresenta uma camada superficial bem mais uniforme que aquela produzida na liga AMP 8000. Pela comparação da Fig. 5.22 com a Fig. 5.23 constata-se que para baixas correntes de descarga i_e a camada superficial da liga AMP 8000 tende a ser extremamente fina. Nota-se também que não existe a formação de microfissuras, aspecto positivo no que se refere à resistência a fadiga das peças.

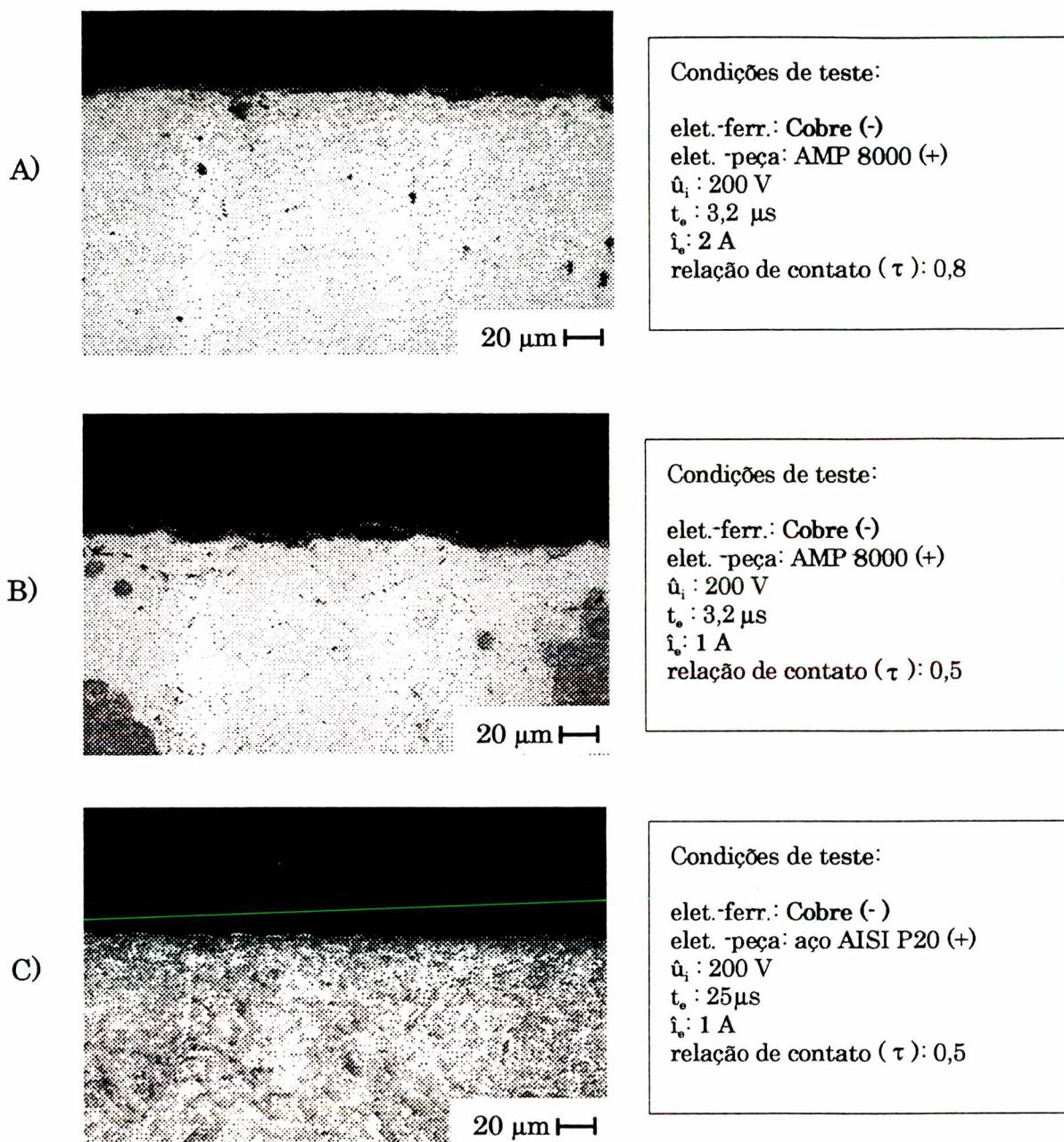


Figura 5.23 – Micrografias da seção transversal de amostras da liga AMP 8000 e do aço AISI P20 usinadas sob condições de acabamento-2 do processo de EDM.

Medições de microdureza [HV] partindo da camada superficial no sentido do material base da liga indicaram que no caso do material AMP 8000 ocorre um fenômeno oposto ao do aço, ou seja, a dureza tende a aumentar, como destaca a Fig. 5.24. Para a liga AMP 8000 usinada com $\hat{i}_e = 32$ A na condição da duração ótima da descarga $t_e = 400$ μs, a qual promoveu o máximo valor da taxa V_w , é observada na camada superficial uma dureza de 101 HV, a qual aumentou gradualmente para 159 HV no material base da liga. Apesar de não ser visível por exame ao microscópio

óptico, a presença da zona termicamente afetada pelo processo pode ser inferida pelo aumento gradual da dureza.

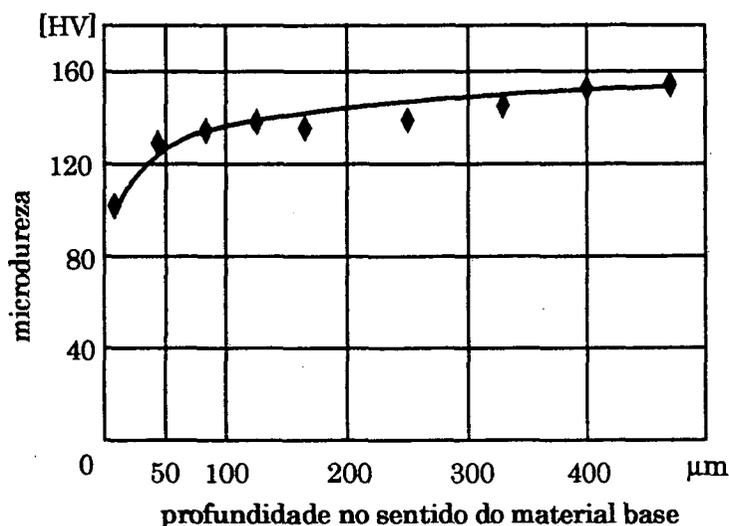


Figura. 5.24 – Comportamento da microdureza Vickers [HV] na usinagem de desbaste da liga AMP 8000 a partir da camada superficial até o material base da liga, para corrente de descarga de 32 A.

No que diz respeito à espessura da camada superficial constatou-se pelas medições que o valor máximo de aproximadamente 18 μm foi obtido para usinagem de desbaste nas condições de $i_e = 32 \text{ A}$ e $t_e = 400 \mu\text{s}$. Em comparação ao aço, como destacado na Fig. 5.21, a espessura da camada superficial produzida na liga AMP 8000 é bastante inferior. Cabe colocar que a relação de contato apresentou muito pouca influência sobre a espessura da camada superficial e da zona termicamente afetada pelo processo de EDM.

No regime de acabamento-2, isto é, com gerador no modo de relaxação, foi encontrada a espessura mínima em torno de 6 μm para condições de $i_e = 1 \text{ A}$ e duração da descarga $t_e = 3,2 \mu\text{s}$, bastante similar a apresentada para $i_e = 2 \text{ A}$. Este nível de espessura é bastante similar àquele observado no aço AISI P20.

A polaridade do eletrodo-ferramenta praticamente não alterou a espessura da camada superficial para as condições de usinagem estabelecidas para os regimes de acabamento-1, isto é, com correntes de descarga $i_e = 3,6, 8 \text{ A}$.

5.6 Usinagem da liga AMP 8000 com eletrodos de grafita

5.6.1 Plano experimental dos ensaios para usinagem de acabamento

Foram utilizados eletrodos-ferramenta na forma de barras cilíndricas de grafita com 100 mm de comprimento, diâmetro externo de 20 mm e furo central com 4 mm de diâmetro. Este material é fabricado pela *SGL Carbon Group*, na Alemanha, e possui as propriedades apresentadas na Tab. 5.4. A lavagem das partículas electroerodidas foi garantida pela injeção sob pressão de 0,01 MPa do fluido dielétrico Arclean Electron produzido pela Archem Química Ltda através do furo central do eletrodo.

Tabela 5.4. Propriedades da grafita utilizada nos ensaios.

Granulação	10 μm (fina)
Diâmetro dos poros	1,5 μm
Porosidade aberta	13%
Condutividade térmica	80 W/mK
Dilatação térmica	$3,9 \times 10^{-6}/\text{K}$
Resistência à flexão	50 N/mm ²
Resistividade elétrica	12 $\mu\Omega\text{m}$
Densidade	1,77 g/cm ³

A Tab. 5.5 destaca a amplitude de variação dos parâmetros elétricos utilizados nos testes. A relação de contato τ foi mantida em 0,5 para garantir boa estabilidade do processo. O tempo de retardo de ignição da faísca t_d foi determinado como sendo 30% da duração da descarga t_e para todos os testes. Para as correntes de descarga de 3, 6, e 8 A se estabeleceu a tensão em aberto \hat{u}_i de 160 V e para $\hat{i}_e = 2$ A se determinou \hat{u}_i no nível de 200 V, com a finalidade de aumentar a fenda de trabalho melhorando as condições de lavagem para garantia da boa estabilidade do processo.

Tabela 5.5. Parâmetros elétricos de usinagem da liga AMP 8000 com eletrodos-ferramenta de grafita.

corrente descarga i_e [A]	duração descarga t_e [μ s]	tempo intervalo t_o [μ s]	Polaridade elet.-ferramenta	modo de atuação do gerador
8 e 6	6,4; 12,8; 25; 50; 100	6,4; 12,8; 25; 50; 100	(+) e (-)	pulso estático retangular
3	3,2; 6,4; 12,8; 25; 50	3,2; 6,4; 12,8; 25; 50	(+) e (-)	pulso estático retangular
2	3,2; 6,4; 12,8; 25; 50	3,2; 6,4; 12,8; 25; 50	(-)	pulso estático retangular
2	3,2; 6,4; 12,8; 25; 50	3,2; 6,4; 12,8; 25; 50	(-)	circuito de relaxação

5.6.2 Resultados e discussões

A Fig 5.25 apresenta os resultados referentes à taxa de remoção de material e ao desgaste volumétrico relativo obtidos para a corrente de descarga i_e de 8 A sob usinagem com polaridade positiva e negativa dos eletrodos-ferramenta de grafita. As curvas mostram claramente que a taxa de remoção de material V_w é maior para eletrodo-ferramenta com polaridade negativa, onde para todos os ensaios realizados foi obtido o máximo valor de V_w da ordem de 38 mm³/min com t_e ótimo de 12,8 μ s.

Cabe acrescentar que para a polaridade negativa do eletrodo-ferramenta observa-se que a variação da duração da descarga t_e até 25 μ s promoveu taxas de remoção de material V_w praticamente constantes, assim como também o desgaste volumétrico relativo ϑ permaneceu praticamente inalterado. Acima deste nível de t_e nota-se uma situação desfavorável com aumento crescente do desgaste volumétrico relativo ($\vartheta = V_e/V_w$), bem como diminuição acentuada de V_w . Os menores valores do desgaste relativo foram obtidos até t_e de 25 μ s, sendo da ordem de 10%. A explicação para este comportamento do processo está relacionada a dois fatos. O primeiro é que tempos de descarga t_e maiores que 25 μ s ocasionam instabilidade do canal de plasma para o nível de corrente de 8 A. O segundo fato se deve à deposição de uma camada negra sobre as peças, proveniente dos subprodutos do dielétrico e carbono do próprio eletrodo. Assim, os dois fatos agindo paralelamente proporcionam uma queda substancial de V_w e aumento contínuo do desgaste do eletrodo V_e , proporcionando conseqüente um aumento do desgaste relativo ϑ .

Para EDM sob polaridade positiva do eletrodo-ferramenta percebe-se claramente um aumento gradual de V_w em função do prolongamento da duração da descarga t_e . A máxima taxa de remoção de material de aproximadamente 30 mm³/min é atingida para um t_e ótimo de 25 μ s. Para valores superiores ao t_e ótimo

os níveis de V_w decaem continuamente decorrente da instabilidade do canal de plasma. Para variação de t_e até $25 \mu\text{s}$ o desgaste volumétrico relativo ϑ se apresenta extremamente baixo, algo em torno de 2%. Para tempos de descarga mais longos o desgaste tende a diminuir, apresentando até valores negativos. Isto está relacionado à aderência de partículas eletroerodidas de alumínio juntamente com carbono da desintegração do dielétrico sobre a superfície do eletrodo-ferramenta, fato que aumenta a massa do eletrodo e mascara os reais valores de ϑ . Cabe colocar que esta argumentação foi verificada visualmente. Na curva de desgaste relativo ϑ apresentada na parte inferior da Fig. 5.25 verifica-se que os valores de ϑ são relativamente elevados para polaridade negativa do eletrodo-ferramenta, sendo bem superiores àqueles obtidos para polaridade positiva.

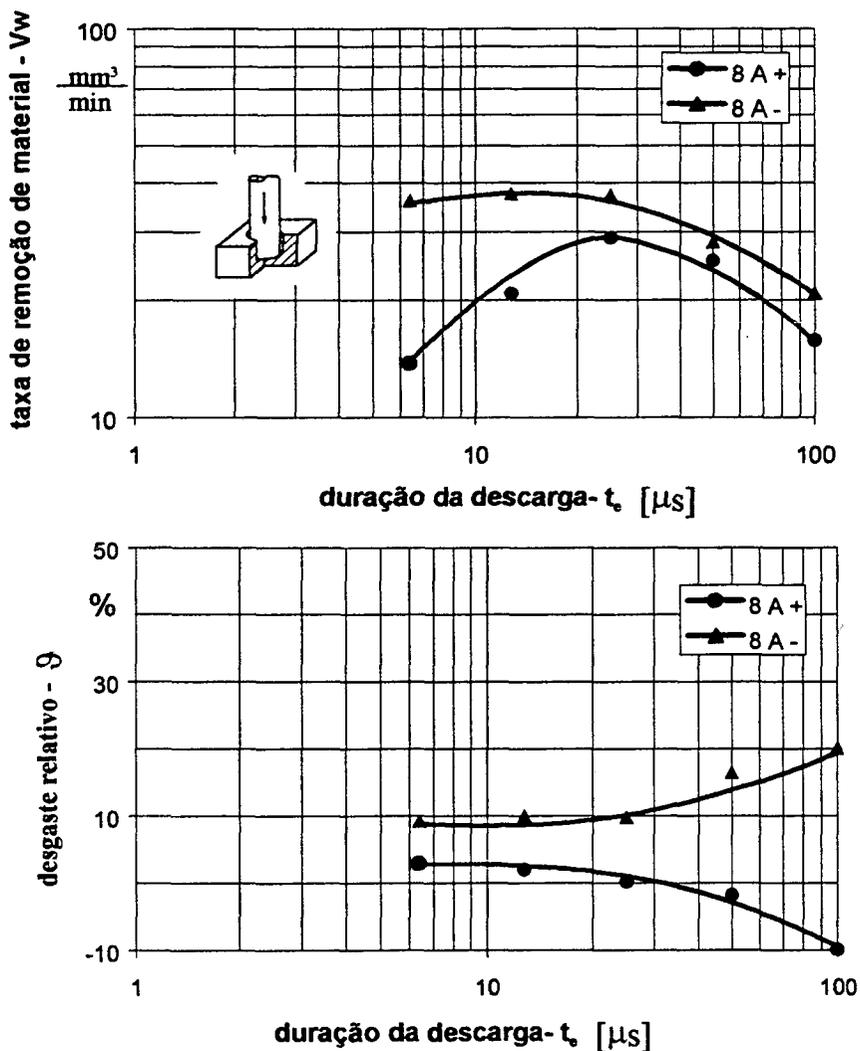


Figura 5.25. Comportamento de V_w e ϑ da liga AMP 8000 para usinagem com eletrodos-ferramenta de grafita, corrente i_e de 8 A e gerador de pulsos estáticos.

Nos ensaios realizados com corrente de descarga de 6 A foram obtidos os resultados apresentados na Fig. 5.26. Verificou-se que para duração de descarga t_e de 25 μs a taxa de remoção de material V_w apresenta valores similares para polaridade positiva e negativa do eletrodo-ferramenta, sendo da ordem de 20 mm^3/min .

Porém os valores de V_w são invariavelmente maiores para polaridade negativa da ferramenta. O tempo de descarga t_e ótimo para 6 A negativo está entre 6,4 e 12,8 μs , alcançando-se taxa de remoção de material V_w máxima de aproximadamente 30 mm^3/min . Para usinagem com i_e de 6 A e polaridade positiva do eletrodo-ferramenta o t_e ótimo foi de 25 μs e V_w em torno de 20 mm^3/min .

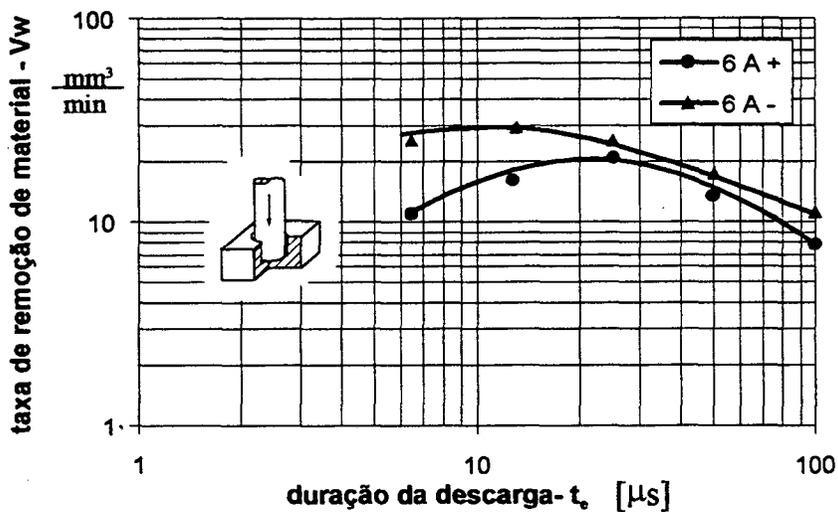


Figura 5.26. Comportamento de V_w da liga AMP 8000 para usinagem com eletrodos-ferramenta de grafita, corrente i_e de 6 A e gerador de pulsos estáticos.

O desgaste relativo ϑ para polaridade negativa do eletrodo-ferramenta é bem superior àqueles encontrados para usinagem com polaridade positiva, como apresenta a Fig. 5.27. No primeiro caso, para i_e de 6 A e polaridade negativa da ferramenta, o desgaste relativo se situa em 10% até t_e de 25 μs e logo após aumentando até 20% para t_e de 100 μs . Para polaridade positiva os valores de ϑ são extremamente baixos, algo próximo de 0,5% até $t_e = 25 \mu\text{s}$. Para tempos de descargas mais longos os valores de ϑ tendem a apresentar um leve aumento até aproximadamente 3%.

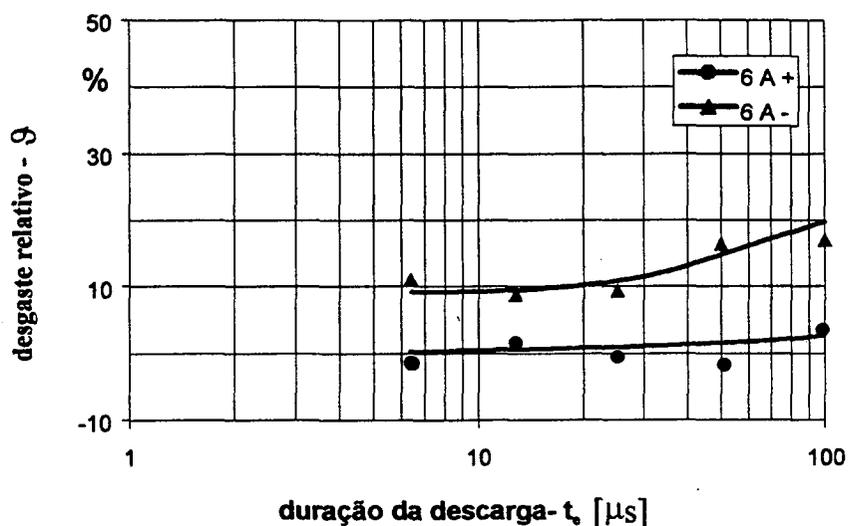


Figura 5.27. Comportamento de ϑ da liga AMP 8000 para usinagem com eletrodos-ferramenta de grafita, corrente i_e de 6 A e gerador de pulsos estáticos.

A usinagem sob corrente de 3 A e duração da descarga t_e variando de 3,2 a 50 μs proporcionou a obtenção dos resultados mostrados na Fig. 5.28.

Para polaridade negativa do eletrodo-ferramenta verifica-se uma gradativa diminuição da taxa de remoção de material V_w com o aumento da duração da descarga t_e a partir de 6,4 μs . O tempo ótimo de t_e está em 3,2 μs , promovendo taxa de remoção máxima de aproximadamente 10 mm^3/min . O desgaste volumétrico relativo situa-se em 25% para o valor ótimo de duração da descarga t_e .

Para ferramenta com polaridade positiva, verifica-se menores taxas de remoção de material V_w em relação a usinagem com polaridade negativa da ferramenta, sendo a duração ótima da descarga t_e entre 6,4 e 12,8 μs onde se alcançaram valores de V_w próximos de 7 mm^3/min e diminuição gradual do desgaste relativo ϑ . Para duração de descarga entre 12,8 e 25 μs observa-se um brusco aumento de ϑ . Isto acontece devido a uma maior taxa de desgaste do eletrodo V_e nestas faixas de duração de descarga, sem que haja variações bruscas na taxa de remoção de material V_w .

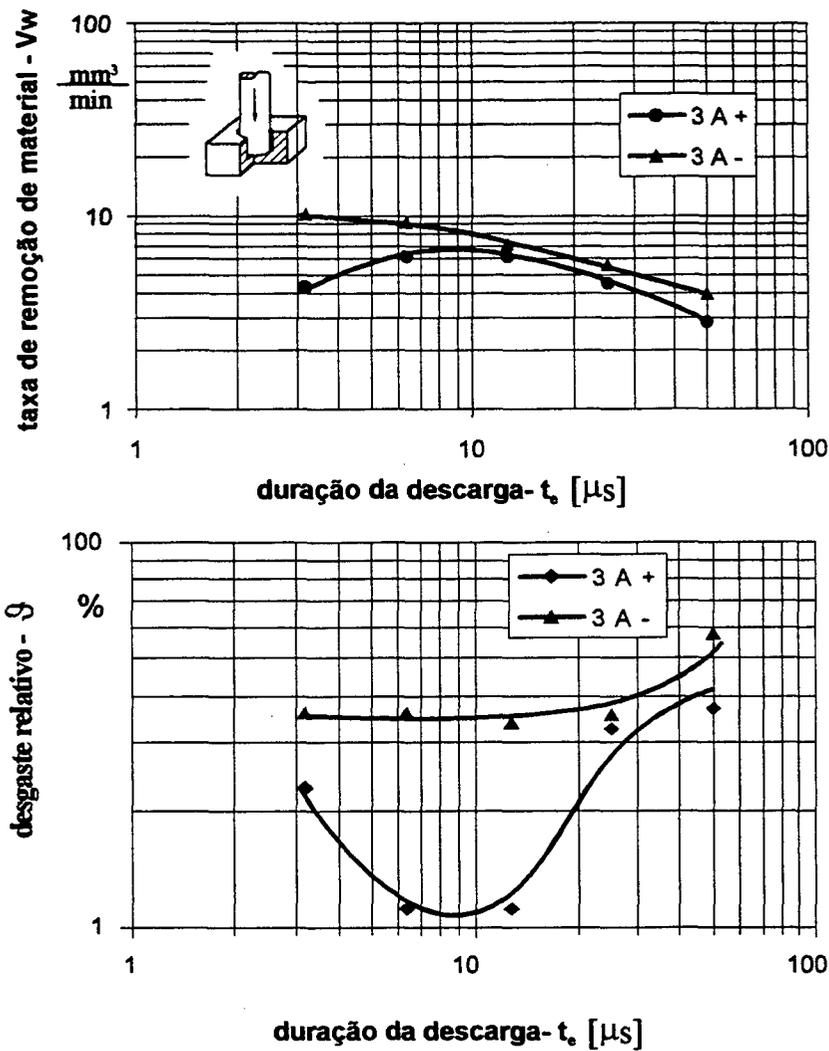


Figura 5.28. Comportamento de V_w e g da liga AMP 8000 para usinagem com eletrodos-ferramenta de grafita, corrente i_e de 3 A e gerador de pulsos estáticos

A Fig. 5.29 mostrar o comportamento de V_w e g para usinagem da liga AMP 8000 com programação do gerador no modo de pulsos estático e de relaxação sob as condições de i_e 2 A e polaridade negativa do eletrodo-ferramenta.

Os gráficos mostram que a ótima duração de descarga t_e para ambos os modos de atuação do gerador é de $3,2 \mu\text{s}$ com V_w máximo em torno de $3 \text{ mm}^3/\text{min}$. Para valores de t_e acima do ótimo os valores de V_w decaem substancialmente, como também se observa um aumento contínuo do desgaste relativo g .

De maneira geral observam-se altos níveis de desgaste relativo g independentemente do modo de atuação do gerador, porém os valores de g para usinagem com gerador de relaxação são menos elevados que aqueles obtidos com gerador de pulsos estáticos. A provável causa do comportamento de V_w e g está

relacionada à granulação média de 10 μm da grafita utilizada nos ensaios. Para usinagem sob baixos níveis de energia a fenda média de trabalho é extremamente diminuta, assim como a lavagem se torna mais problemática. Desta forma, as partículas liberadas pelo eletrodo de grafita durante o processo acabam por obstruir a fenda de trabalho. Em consequência são gerados arcos e curtos-circuitos que aumentam o desgaste do eletrodo-ferramenta. Uma possível solução para otimizar os níveis de V_w e ϑ seria utilizar grafita com menor granulação.

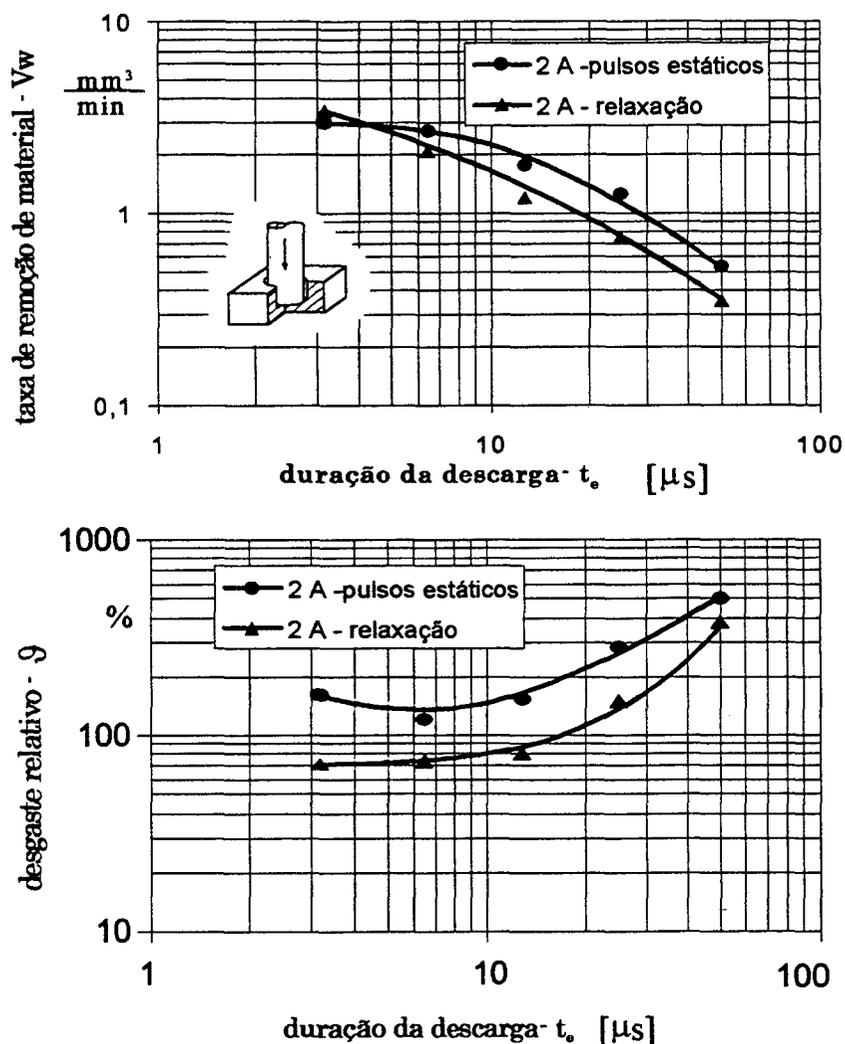


Figura 5.29 - Comportamento de V_w e ϑ da liga AMP 8000 para usinagem com eletrodos-ferramenta de grafita, corrente i_e de 2 A e gerador atuando no modo de pulsos estáticos retangulares e de relaxação.

Os resultados da rugosidade para as correntes de descarga de 3, 6 e 8 A estão apresentados na Fig.5.30. Pode-se observar que, indiferentemente da polaridade do eletrodo-ferramenta, quanto maior a corrente de descarga i_e mais elevada é a rugosidade das amostras eletroerodidas. Da mesma forma, para uma corrente de descarga i_e constante o aumento da duração da descarga t_e ocasiona uma elevação da rugosidade. Os melhores valores de rugosidade são obtidos para usinagem com polaridade positiva do eletrodo-ferramenta, sendo que para $i_e = 3 \text{ A}$ e $t_e = 3,2 \mu\text{s}$ foi obtido o valor mínimo de R_z em torno $12 \mu\text{m}$.

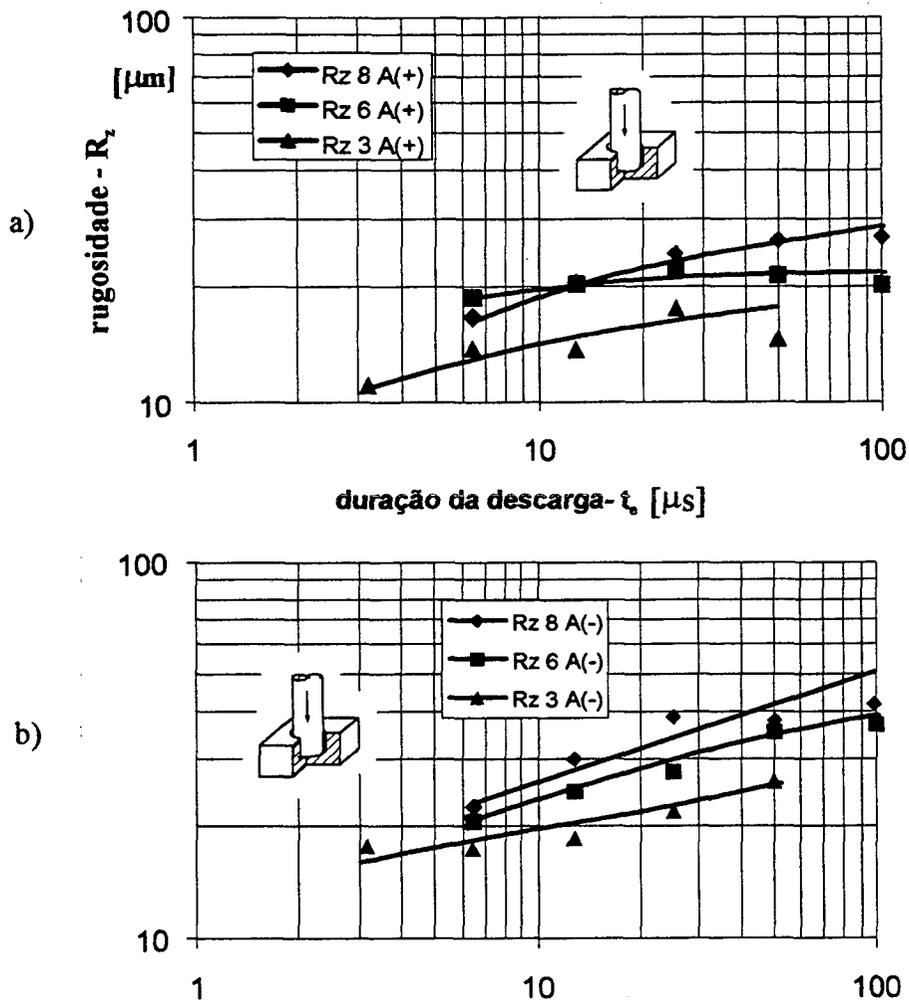


Figura 5.30 – Comportamento da rugosidade das amostras da liga AMP 8000 usinadas com $i_e = 3,6,8 \text{ A}$ utilizando-se eletrodos-ferramenta com polaridade positiva e negativa.

Para os ensaios realizados com corrente de descarga i_e de 2 A obtiveram-se os mais baixos valores de rugosidade, com a obtenção de um acabamento superficial mais fino. Variações na duração da descarga t_e não provocaram modificações expressivas no acabamento superficial, como pode ser observado na Fig.5.31. A rugosidade praticamente não sofreu alteração se comparada entre os ensaios com gerador no modo de relaxação e de pulsos estáticos.

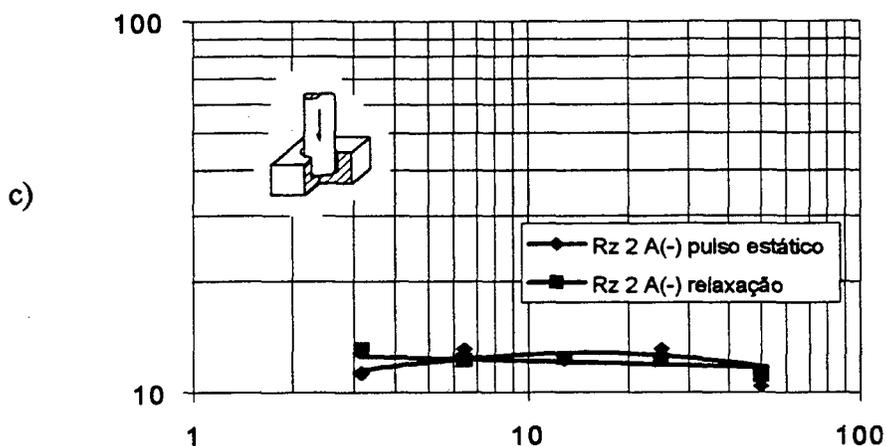


Figura 5.31 – Comportamento da rugosidade das amostras da liga AMP 8000 usinadas com $i_e = 2$ A EDM utilizando-se eletrodos-ferramenta com polaridade negativa.

CAPÍTULO 6

USINABILIDADE DA LIGA DE COBRE CuBe C17200

Este capítulo trata da apresentação dos resultados obtidos sobre o comportamento de usinagem da liga CuBe ASTM C17200 sob condições de desbaste e acabamento do processo de EDM. A discussão dos resultados teve como base as informações científicas e tecnológicas apresentadas no capítulo 3 - Fundamentos do processo de eletroerosão por faíscas. Os testes deste material foram realizados na RWTH-WZL em Aachen, Alemanha.

6.1 Plano experimental geral para os testes da liga C17200

O método experimental adotado para os ensaios da liga CuBe C17200 segue basicamente o modelo sistematizado desenvolvido para os testes da liga de alumínio AMP 8000. Os aspectos que diferenciam as experiências da liga C17200 em relação à liga AMP 8000 podem ser apresentados da seguinte forma:

- ◆ Foi utilizada uma máquina DECKEL DE-10 CNC equipada com gerador de pulsos estáticos retangulares isofrequentes. Nesta máquina é possível especificar diretamente no sistema de controle qualquer valor entre 0,1 a 3000 μ s para a duração dos pulsos de tensão t_i e o tempo de intervalo t_o . Não havia, entretanto, a possibilidade de programação do gerador no modo de relaxação, característica esta que inviabilizou a execução de testes sob condições de polimento.
- ◆ Além de cobre eletrolítico como material do eletrodo-ferramenta, utilizou-se também eletrodo de cobre-tungstênio (70% W, 30% Cu) no formato de barras cilíndricas maciças com 20 mm de diâmetro. Os ensaios com ambos os materiais foram realizados sem o movimento de pulsação do eletrodo-ferramenta.
- ◆ Pelas características das cavidades usinadas, ou seja, planas e pouco profundas (\approx 2 a 3 mm), utilizou-se a lavagem por dois bicos posicionados lateralmente ao eletrodo, sendo utilizado como fluido dielétrico o hidrocarboneto IME 82 com viscosidade de 3 cSt produzido pelo fabricante alemão OEL-HELD.
- ◆ A relação de contato τ de 0,5 foi mantida para a maioria dos ensaios sob os regimes de desbaste e de acabamento por promover normalmente boa estabilidade do processo. Entretanto, com o objetivo de aumentar a taxa de remoção V_w e diminuir o desgaste volumétrico relativo η , foram executados alguns testes com variação da relação de contato τ de 0,5 a 0,97 para usinagem sob condições de desbaste.

◆ Os ensaios sob regimes de desbaste e de acabamento foram executados somente com polaridade positiva dos eletrodos-ferramenta. A tensão em aberto \hat{u}_i de 220 V foi mantida constante para todos os testes com a liga C17200, sendo estabelecida após testes preliminares com $\hat{u}_i = 120$ e 160 V disponíveis na máquina. Este valor de $\hat{u}_i = 220$ V promoveu boa estabilidade do processo em ambos os regimes de usinagem.

É importante documentar que devido à pouca quantidade de material disponível da liga C17200 não foi possível a realização de ensaios com polaridade negativa do eletrodo-ferramenta, bem como a execução de testes com variação da relação de contato τ para todas as durações dos pulsos de tensão t_i com as correntes de descarga \hat{i}_e utilizadas nos regimes de desbaste. Cabe colocar também que a profundidade das cavidades usinadas variando de 2 a 3 mm foi limitada pela espessura dos corpos de prova, que no caso foi de 5 mm.

A Tabela 6.1 apresenta as condições estabelecidas para os testes sob regimes de desbaste e de acabamento.

Tabela 6.1 - Parâmetros elétricos para os testes da liga CuBe C17200.

Regime	Corrente de descarga \hat{i}_e [A]	Duração do pulso de tensão t_i [μ s]	Tempo de intervalo t_o [μ s]	Modo de atuação do gerador	Polaridade do eletrodo-ferramenta
Desbaste	21; 40; 64	10; 30; 100; 300; 500; 600	10; 30; 100; 300; 500; 600	Pulso estático retangular	(+)
Acabamento	4; 8; 15	8; 10; 20; 30; 100; 300; 500	8; 10; 20; 30; 100; 300; 500	Pulso estático retangular	(+)

6.2 Usinabilidade da liga C17200 sob condições de desbaste

6.2.1 Resultados sobre a taxa de remoção de material V_w

Na usinagem sob condições de desbaste um dos principais objetivos é maximizar a taxa de remoção de material V_w . Para tanto, uma das principais fontes para otimização de V_w e η está predominantemente relacionada aos parâmetros elétricos. Deste modo, a variação da duração do pulso de tensão t_i de 10 a 600 μ s propiciou um adequado rastreamento do comportamento de usinagem para as condições de desbaste com correntes de descarga \hat{i}_e de 21, 40 e 64 A, promovendo, em

consequência, a obtenção das máximas taxas de V_w para cada um dos valores de i_e testados. As Fig. 6.1 e Fig. 6.2 apresentam, respectivamente para eletrodos de cobre eletrolítico e cobre-tungstênio (WCu), as curvas das taxas de remoção de material V_w em função da variação da duração do pulso de tensão t_i .

Pode-se observar pela Fig. 6.1 que a máxima taxa de remoção de material V_w para usinagem com eletrodo-ferramenta de cobre eletrolítico foi de aproximadamente $60 \text{ mm}^3/\text{min}$ para a corrente desbaste i_e de 64 A e duração do pulso t_i de $300 \mu\text{s}$. Para as correntes de 40 e 21 A alcançou-se respectivamente V_w da ordem de $29 \text{ mm}^3/\text{min}$ e $10 \text{ mm}^3/\text{min}$ com duração do pulso de tensão t_i de $300 \mu\text{s}$ e $100 \mu\text{s}$. Estes resultados demonstram que quanto mais elevada a corrente de descarga i_e , maiores são as taxas de remoção V_w obtidas.

É interessante observar que para i_e de 40 e 64 A a duração do pulso de tensão t_i no que se refere aos máximos valores de V_w apresenta-se com boa caracterização, ao passo que para $i_e = 21 \text{ A}$ existe pouca variação nas taxas V_w entre $t_i = 100$ e $300 \mu\text{s}$. Neste último caso, do ponto de vista do rendimento e estabilidade do processo, o valor de $t_i = 100 \mu\text{s}$ é o mais recomendável porque promove um melhor aproveitamento de energia durante a usinagem.

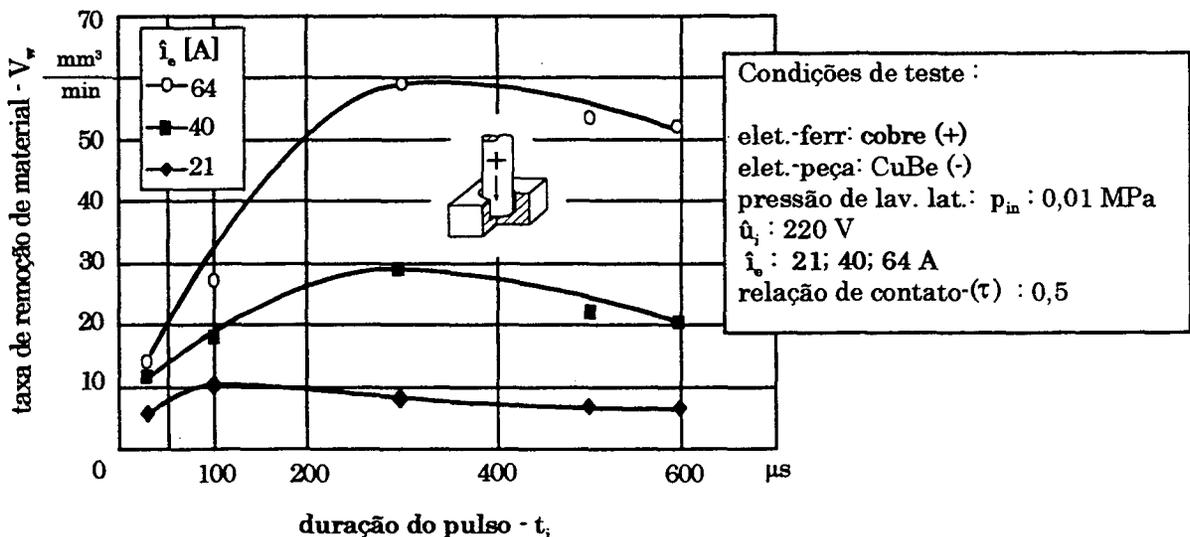


Figura 6.1 - Taxa de remoção V_w da liga C17200 para usinagem de desbaste com eletrodo de cobre eletrolítico.

Para fim de comparação com os testes executados com eletrodos-ferramenta de cobre eletrolítico, foram realizados ensaios com eletrodos de cobre-tungstênio (WCu).

Eletrodos-ferramenta de cobre-tungstênio são normalmente utilizados na usinagem de metais-duros, em operações que exigem um alto grau de acabamento do processo e também na confecção de eletrodos com detalhes geométricos delicados como, por exemplo, finas lâminas para usinagem de cavidades profundas. Isto se deve principalmente ao alto ponto de fusão e densidade desta liga, justamente pela presença do elemento tungstênio, que proporciona baixas taxas de desgaste V_e do eletrodo-ferramenta, assim como uniformidade do desgaste ao longo das superfícies frontal e lateral do eletrodo. Em termos de custo, este tipo de material é muito mais caro que o cobre eletrolítico tradicionalmente utilizado.

Os resultados dos ensaios, apresentados na Fig.6.2, mostram que a máxima taxa de remoção V_w obtida para usinagem com eletrodos de cobre-tungstênio foi de aproximadamente $65 \text{ mm}^3/\text{min}$ para corrente de descarga i_e de 64 A e duração do pulso $t_i = 300 \mu\text{s}$, sendo bastante próxima àquela obtida nos testes com eletrodos de cobre eletrolítico para $t_e = 300 \mu\text{s}$.

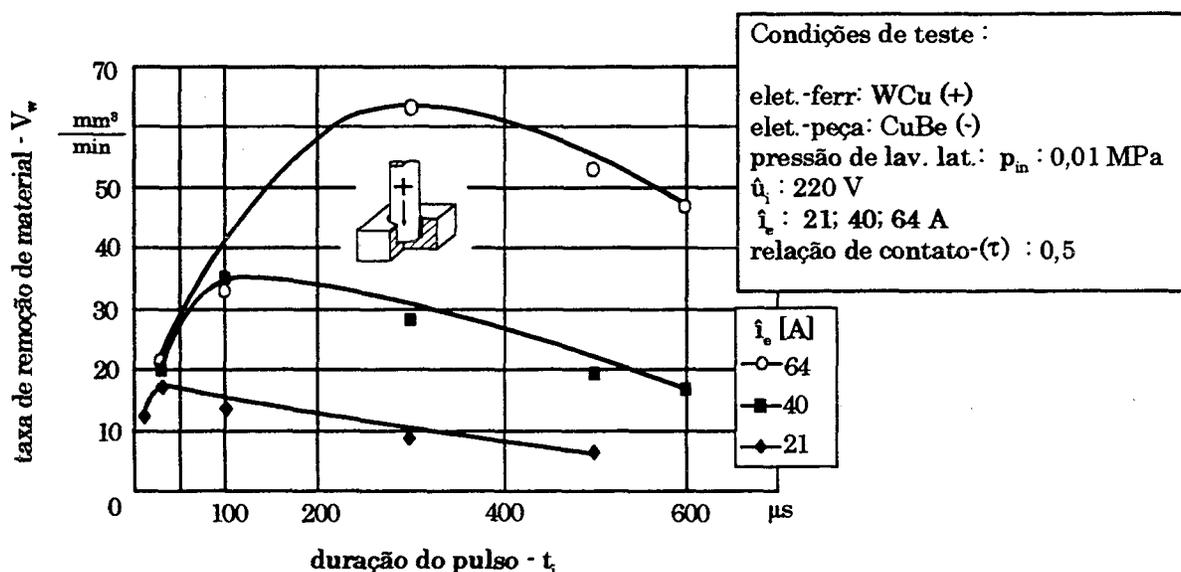


Figura 6.2 - Taxa de remoção V_w da liga C17200 para usinagem de desbaste com eletrodo de WCu.

Para as correntes de 40 A e 21 A as durações ótimas dos pulsos de tensão t_i foram respectivamente de $100 \mu\text{s}$ e $30 \mu\text{s}$, onde foram alcançadas as máximas taxas de remoção V_w de aproximadamente $35 \text{ mm}^3/\text{min}$ e $17 \text{ mm}^3/\text{min}$. Pela Fig. 6.2 também é possível notar a tendência de que quanto mais elevada é a corrente de descarga i_e mais longa é a duração ótima dos pulsos de tensão t_i . Isto está possivelmente correlacionado a dois aspectos que agem simultaneamente. O primeiro

é o alto ponto de fusão da liga WCu e o segundo é a maior energia disponível da descarga, os quais permitem manter elevada a pressão interna do canal de plasma por uma duração mais longa de pulso t_i , sem promover a ocorrência de acentuada instabilidade do canal.

Comparando-se os resultados de usinagem obtidos com eletrodos de cobre eletrolítico e cobre-tungstênio (WCu) é possível constatar que a utilização do eletrodo-ferramenta de WCu apresenta apenas um pequeno aumento em relação às taxas de remoção V_w alcançadas para usinagem com eletrodos de cobre eletrolítico. No que diz respeito ao processo de eletroerosão por penetração em regimes de desbaste, esta diferença nos valores de V_w é relativamente baixa. Portanto, na usinagem da liga CuBe C17200 sob condições de desbaste é preferível a utilização de eletrodos-ferramenta de cobre eletrolítico, já que o custo deste material é bem inferior ao cobre-tungstênio.

As curvas ilustradas nas Fig. 6.1 e Fig. 6.2 também demonstram um processo estável de usinagem, pelo fato de se verificar uma ascensão e descensão bem caracterizada do comportamento da taxa de remoção de material V_w , assim como uma adequada identificação da duração ótima dos pulsos de tensão t_i para cada uma das correntes i_e testadas. Portanto, a recomendação sobre os parâmetros elétricos de processo para usinagem de desbaste com relação de contato $\tau = 0,5$ são aqueles acima discutidos.

É importante colocar que a lavagem através de bicos laterais se mostrou adequada, pois as superfícies dos eletrodos apresentaram-se douradas, que é o tom característico da coloração destes materiais. Isto evidencia que não houve deposição excessiva de subprodutos do dielétrico sobre as superfícies. Entretanto, para usinagem de cavidades profundas e utilização de eletrodos de grandes dimensões, recomenda-se, inicialmente, que a lavagem seja efetuada por pressão através do eletrodo-ferramenta.

6.2.2 Resultados sobre o desgaste volumétrico relativo ϑ

As Fig.6.3 e Fig. 6.4 ilustram o comportamento do desgaste relativo ϑ para usinagem com eletrodos-ferramenta de cobre e cobre-tungstênio com relação de contato $\tau = 0,5$. Constata-se claramente que, para usinagem com eletrodos de cobre, quanto mais alta a corrente de descarga i_e maiores são os valores do desgaste relativo ϑ , independentemente da duração do pulso de tensão t_i . Pode-se afirmar que de uma maneira geral os níveis de ϑ são relativamente baixos nas condições ótimas dos

tempos de pulso t_i , sendo em torno de 3% para $\hat{i}_e = 21$ A e $t_i = 100$ μ s e variando respectivamente de 4 a 6% para $\hat{i}_e = 40$ e 64 A com t_i ótimo 300 μ s. Este aspecto caracteriza uma boa estabilidade do processo nas condições de desbaste.

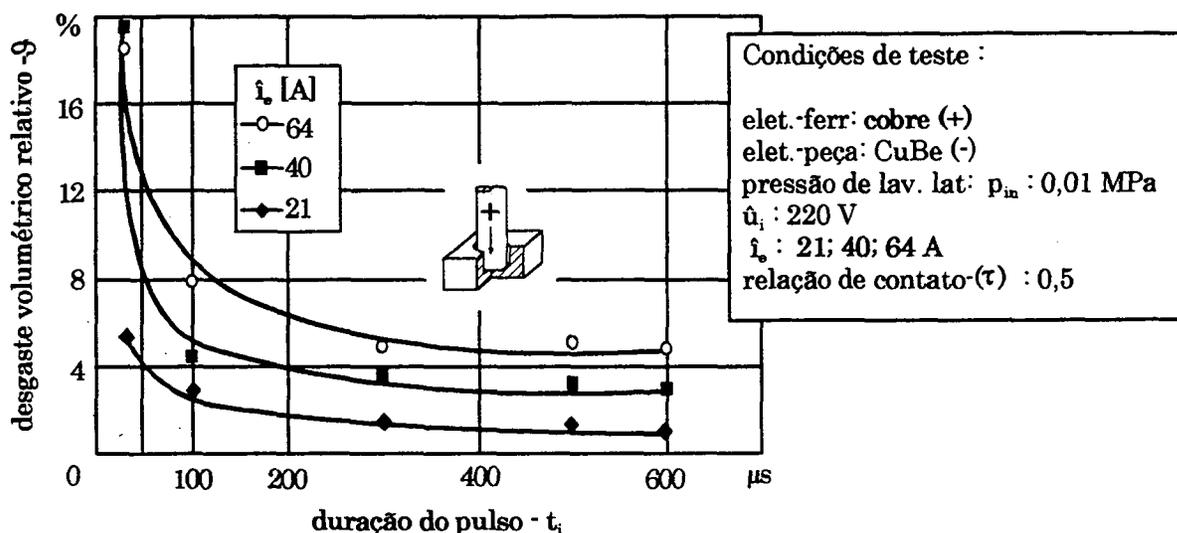


Figura 6.3 - Comportamento do desgaste relativo ϑ da liga C17200 sob usinagem de desbaste com eletrodo-ferramenta de cobre eletrolítico.

Nos testes de usinagem com eletrodos de cobre-tungstênio, como apresentado na Fig. 6.4, o comportamento do desgaste relativo ϑ é exatamente o oposto daquele observado para o cobre, ou seja, com a elevação da corrente \hat{i}_e e duração constante do pulso de tensão t_i , menor tende a ser o desgaste volumétrico relativo ϑ . A explicação para este fato está relacionada principalmente à maior resistência da liga WCu (70% W e 30% Cu) ao desgaste térmico. Esta maior resistência está correlacionada às propriedades termofísicas da liga proporcionada pelo alto ponto de fusão do tungstênio disperso na matriz de cobre. Para WCu observa-se que para as taxas de remoção máximas nas condições de $\hat{i}_e = 21, 40, 64$ A o desgaste relativo ϑ se mantém praticamente constante, situando-se em torno de 4% para os tempos ótimos de pulso $t_i = 25, 100, 300$ μ s.

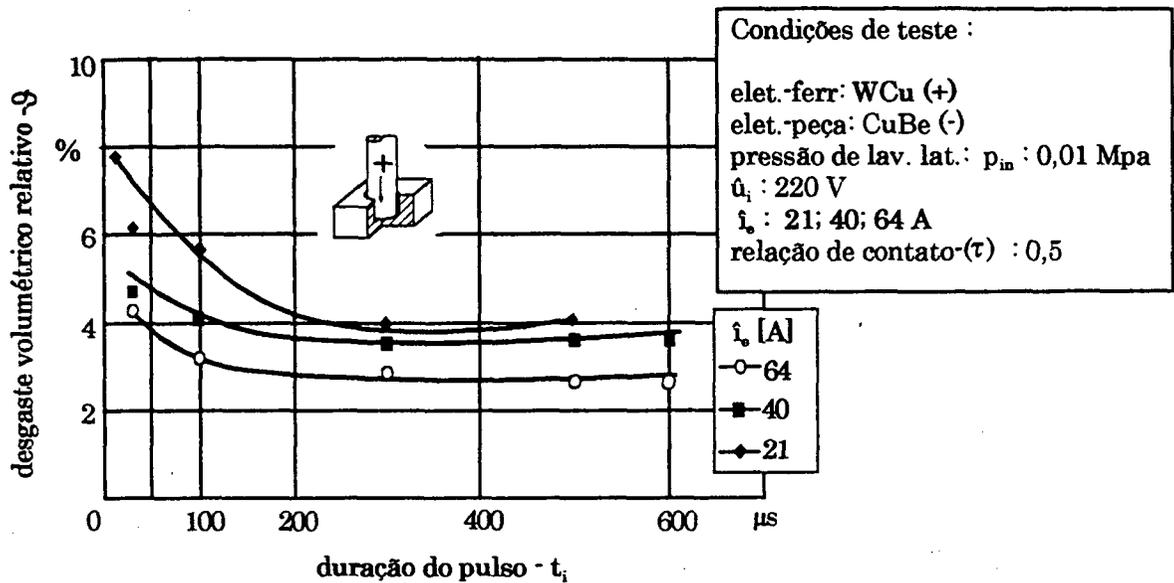


Figura 6.4 - Comportamento do desgate relativo ϑ da liga C17200 sob usinagem de desbaste com eletrodo-ferramenta de cobre-tungstênio.

Nos testes de usinagem em regime de acabamento foram observados níveis similares de desgate volumétrico relativo ϑ para ambos os tipos de materiais dos eletrodos-ferramenta. De maneira geral, os valores de ϑ situaram-se ao redor de 4% para as condições dos tempos ótimos de pulsos de tensão $t_i = 30 \mu s$ para $\hat{i}_e = 4$ e 8 A e próximo a 2,5% para $t_i = 100 \mu s$ e $\hat{i}_e = 15$ A. A Fig. 6.5 apresenta o comportamento do desgate relativo em função da variação da duração do pulso t_i nos testes com eletrodos-ferramenta de cobre eletrolítico.

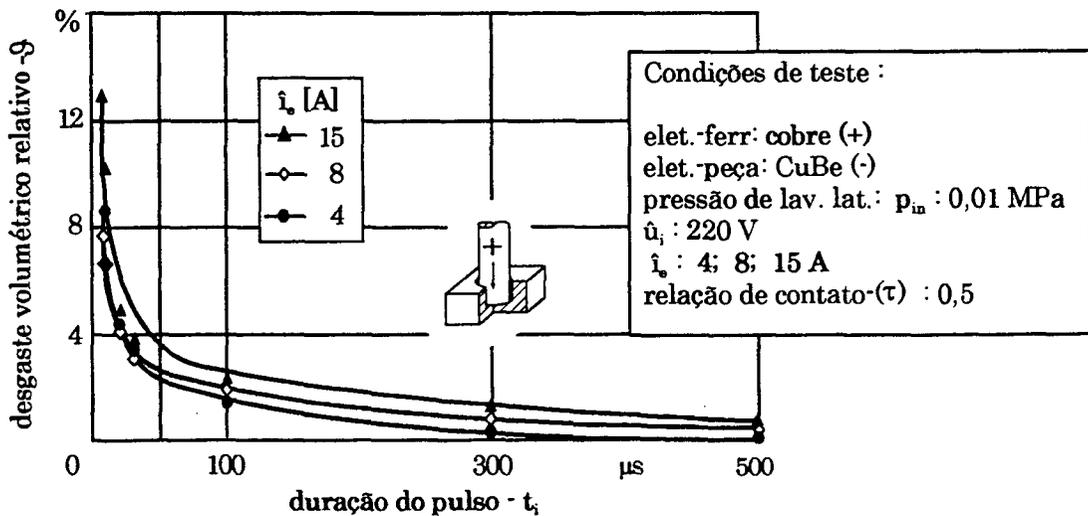


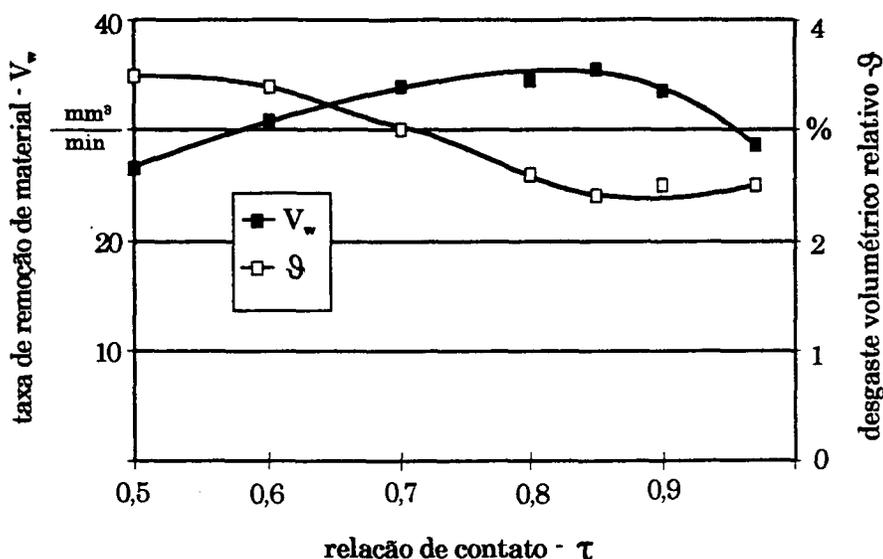
Figura 6.5 - Desgaste volumétrico relativo ϑ para usinagem de acabamento da liga CuBe C17200 com eletrodo de cobre eletrolítico.

6.2.3 Influência da relação de contato τ

O termo relação de contato τ , que representa a razão entre a duração do pulso de tensão t_i e o tempo de período t_p , caracteriza-se como um importante fator de influência sobre o rendimento do processo de eletroerosão. Normalmente, com o objetivo de elevar a taxa de remoção de material da peça V_w e reduzir o desgaste volumétrico relativo $\mathcal{S} = V_e/V_w$, procura-se estabelecer a maior relação de contato possível. A elevação do valor de τ é usualmente controlada pelo ajuste do tempo de intervalo t_o entre os pulsos de tensão t_i . Para tanto, reduz-se o tempo de intervalo t_o , acarretando uma diminuição do tempo de período t_p e, conseqüentemente, uma maior freqüência de descargas, fato que vem a promover maiores níveis de V_w e redução do desgaste relativo \mathcal{S} .

Neste sentido, como apresentado na Fig. 6.6, para usinagem com eletrodo-ferramenta de cobre eletrolítico admitiu-se o tempo ótimo de pulso $t_i = 300 \mu\text{s}$ para o qual foi encontrado o máximo valor de V_w para a corrente de descarga i_e de 40 A como condição inicial para a elevação da relação de contato τ de 0,5 a 0,97. Pode-se observar claramente que a elevação da relação de contato τ aumenta gradativamente a taxa de remoção de material V_w e, simultaneamente, promove a redução do desgaste volumétrico relativo \mathcal{S} . Os ensaios mostraram que a máxima relação de contato que proporciona um comportamento estável do processo para usinagem com eletrodos de cobre eletrolítico é de $\tau = 0,85$, com os parâmetros elétricos de $t_i = 300 \mu\text{s}$, $t_o = 53 \mu\text{s}$. Neste caso, foi obtida a elevação da taxa de remoção V_w para 35,5 mm³/min e a redução do desgaste relativo \mathcal{S} até 2,4%. Para valores de τ variando de 0,85 a 0,97 ocorre novamente a diminuição da taxa de remoção e aumento dos valores de \mathcal{S} .

A explicação para este fato está relacionada aos tempos de intervalo t_o muito baixos, os quais se tornam insuficientes para a evacuação adequada das partículas eletroerodidas. Em conseqüência, ocorre uma sobre-contaminação da fenda de trabalho e, portanto, instabilidade do processo devido à geração excessiva de arcos e curtos-circuitos. Além disso, para valores de τ acima de 0,85 foi observado um abaulamento da superfície dos eletrodos-ferramenta e, por conseqüência, também das peças. Esta característica de não-uniformidade no desgaste dos eletrodos-ferramenta é, portanto, mais um fator indicativo para a não recomendação de valores de τ superiores a 0,85.



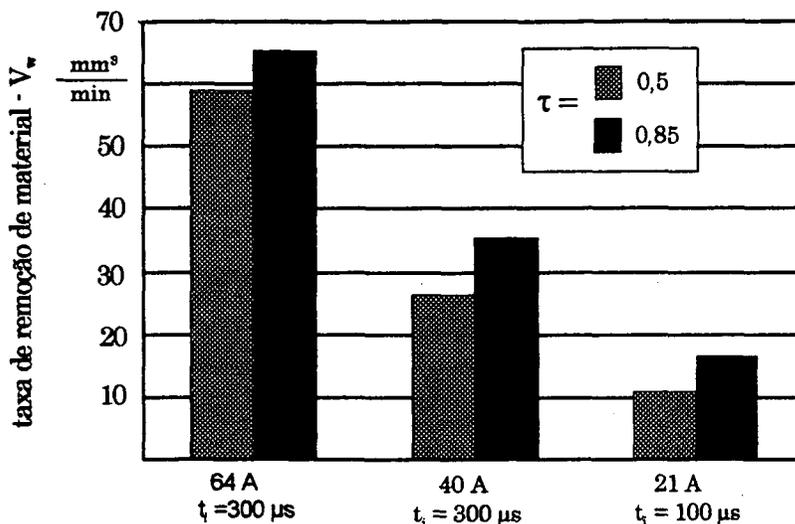
Condições de teste :

elet.-ferr: cobre (+) elet.-peça: CuBe (-) pressão de lavagem: p_{lv} : 0,01 [MPa]
 \hat{u}_i : 220 V \hat{i}_e : 40 A t_i = 300 μ s relação de contato (τ) : variável

Figura 6.6 - Influência da relação de contato τ sobre os valores de V_w e ϑ para usinagem com eletrodo-ferramenta de cobre eletrolítico e corrente de descarga \hat{i}_e de 40 A.

A Fig. 6.7 destaca a influência da relação de contato $\tau = 0,85$ sobre as taxas de remoção V_w para usinagem com correntes de descarga \hat{i}_e de 64 A e 21 A para os tempos ótimos dos pulsos de tensão t_i . Neste caso, foram alcançados V_w respectivamente da ordem de 65,6 mm^3/min e 16,6 mm^3/min , com boa estabilidade do processo e um desgaste uniforme dos eletrodos-ferramenta. No que diz respeito à rugosidade das peças produzidas sob usinagem com $\tau = 0,85$, foi observada pouca alteração em relação àquelas com $\tau = 0,5$, pelo fato da energia média W_e [J] por descarga continuar sendo a mesma.

Alguns ensaios para regimes de desbaste utilizando eletrodos-ferramenta de WCu e relação de contato τ de 0,85 foram executados para as correntes de descarga \hat{i}_e de 40 e 64 A. Os resultados de V_w apresentados foram melhores que aqueles obtidos para relação de contato de 0,5. No entanto, em decorrência da indisponibilidade de material para eletrodos e corpos de prova, não foi verificada se para estas correntes testadas os pontos se encontram na região da ótima taxa de remoção de material V_w .



Condições de teste :		
elet.-ferr: cobre (+)	elet.-peça: CuBe (-)	pressão de lavagem: p_{in} : 0,01 [MPa]
\hat{u}_i : 220 V	\hat{i}_e : 64; 40; 21 A	relação de contato (τ) : 0,5 ; 0,85

Figura 6.7 - Influência da relação de contato τ sobre os valores de V_w para usinagem com eletrodo-ferramenta de cobre eletrolítico sob \hat{i}_e de 64, 40 e 21 A.

A Fig. 6.8 apresenta os resultados da usinagem do aço AISI P20 executados na máquina Charmilles Roboform 30 para corrente de descarga $\hat{i}_e = 32$ A com variação da relação de contato de 0,5 a 0,8. Comparando-se as taxas de remoção de material da liga CuBe C17200 com aquelas obtidas para o aço, observa-se que no caso deste segundo material as taxas V_w são nitidamente mais elevadas, independentemente dos valores dos parâmetros elétricos estabelecidos.

Tome-se como exemplo o caso de usinagem da liga C17200 para $\hat{i}_e = 40$ A e relação de contato $\tau = 0,5$, onde foi obtido o V_w máximo em torno de $35 \text{ mm}^3/\text{min}$, bem inferior àquele de aproximadamente $55 \text{ mm}^3/\text{min}$ com $\hat{i}_e = 32$ A e $\tau = 0,5$ obtido para o aço. Esta diferença nas taxas V_w entre os dois materiais está relacionada, num primeiro plano, a propriedade física de condutividade térmica dos materiais. A liga CuBe C17200 possui 105 W/mK e o aço P20 aproximadamente 30 W/mK e desta forma, considerando que no processo de eletroerosão a remoção de material é preponderantemente de origem térmica, a liga CuBe C17200, por possuir um maior gradiente de dissipação de calor que o aço, apresenta menores taxas de remoção V_w . Em se tratando da influência da relação de contato τ sobre as taxas de remoção da liga C17200 e do aço, observa-se pela comparação das Fig. 6.7 e Fig. 6.8 que a

elevação da relação de contato de 0,5 a 0,8 na usinagem do aço promove um aumento de praticamente o dobro dos valores de V_w , ao passo que na liga CuBe a elevação de V_w não é tão significativa.

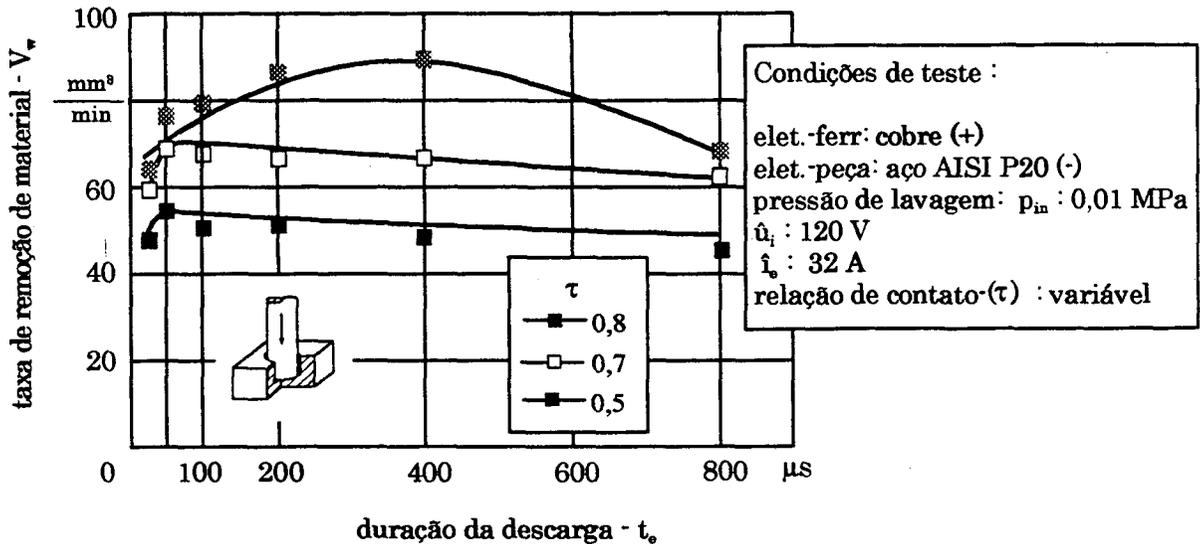


Figura 6.8 - Influência da relação de contato τ sobre os valores de V_w para usinagem do aço AISI P20 com eletrodo-ferramenta de cobre eletrolítico e $\hat{i}_e = 32$ A.

6.3 Usinabilidade da liga C17200 sob condições de acabamento

6.3.1 Resultados sobre a taxa de remoção de material V_w

A Fig. 6.9 mostra graficamente os resultados das taxas de remoção V_w e do desgaste volumétrico relativo ϑ em função da variação dos pulsos de tensão t_i para usinagem com correntes de descarga $\hat{i}_e = 4, 8$ e 15 A e relação de contato $\tau = 0,5$, utilizando-se eletrodo-ferramenta de cobre eletrolítico. A máxima taxa de remoção V_w alcançada foi de aproximadamente $5 \text{ mm}^3/\text{min}$ para corrente $\hat{i}_e = 15$ A e $t_i = 100 \text{ } \mu s$. Para as correntes de descarga $\hat{i}_e = 4$ e 8 A os valores de V_w se situaram abaixo de $1,5 \text{ mm}^3/\text{min}$. A fim de garantir boa estabilidade do processo, adequada evacuação das partículas eletroerodidas e melhor utilização da energia aplicada, é recomendável adotar-se a duração de pulso t_i em torno de 20 a $30 \text{ } \mu s$ para as correntes $\hat{i}_e = 4$ e 8 A.

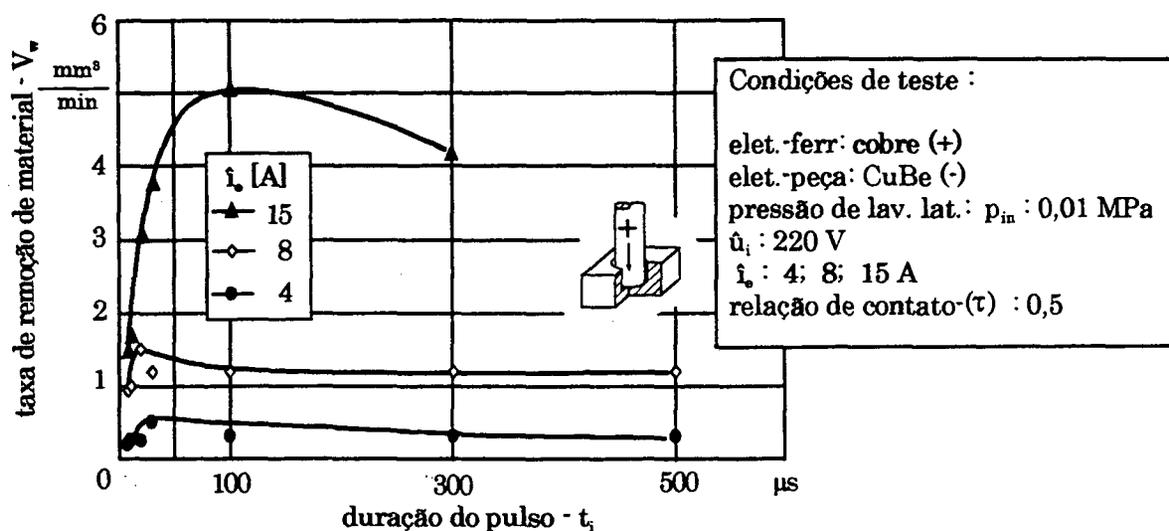
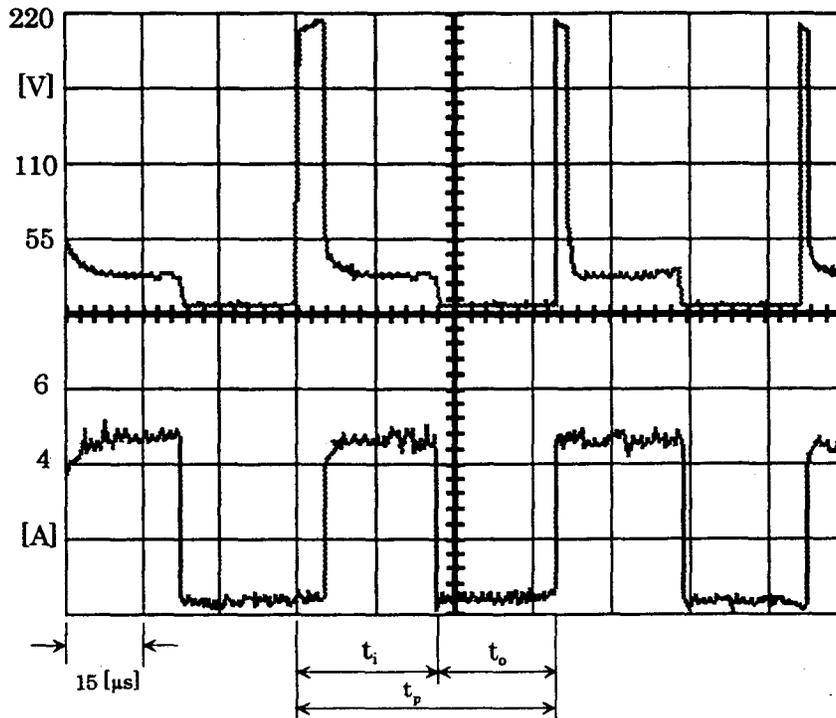


Figura 6.9 - Taxa de remoção V_w para usinagem de acabamento da liga C17200 com eletrodo de cobre eletrolítico.

Uma das maneiras de analisar a estabilidade do processo de eletroerosão é por meio do monitoramento do comportamento da corrente e da tensão durante a usinagem. A Fig. 6.10 apresenta um gráfico representativo desse comportamento obtido para usinagem sob as condições de corrente de descarga $\hat{i}_e = 4 \text{ A}$, duração do pulso de tensão $t_i = 30 \mu\text{s}$ e relação de contato $\tau = 0,5$ utilizando-se eletrodo de cobre eletrolítico. O período de monitoramento foi de 40 min, o qual representou o tempo do ensaio nas condições acima especificadas.

Analisando a Fig. 6.10 é possível destacar, para as condições do teste acima mencionado, algumas características indicativas da boa estabilidade do processo:

- em primeiro lugar, foi observado um comportamento praticamente constante da corrente \hat{i}_e e das tensões \hat{u}_i , u_e e U durante sucessivas descargas, apesar de estarem representados apenas quatro sucessivos pulsos de tensão t_i . No entanto, cabe acrescentar que durante o monitoramento do ensaio este comportamento apresentou boa repetibilidade, pois foram observados poucos pulsos em vazio, assim como uma baixa ocorrência de descargas anômalas e curtos-circuitos;
- em segundo lugar, a rápida elevação da tensão em aberto \hat{u}_i até o valor especificado de 220 V seguida por um curto tempo de retardo de ignição da faísca t_a , cuja variação média está entre 10 e 25% do valor de t_i - demonstra uma adequada amplitude de abertura da fenda de trabalho, assim como um bom aproveitamento da energia aplicada ao processo. Isto também significa a ocorrência de adequada lavagem dos produtos da remoção.



Condições de teste :			
elet. ferr: cobre (+)	elet. peça: CuBe (-)	pressão de lav. lat.: $p_{in} : 0,01$ [MPa]	
$\hat{u}_i : 220$ [V]	$\hat{i}_e = 4$ [A]	$t_i = 30$ [μ s]	relação de contato- $(\tau) : 0,5$

Figura 6.10 - Comportamento da corrente e tensão para usinagem de acabamento com corrente de descarga $\hat{i}_e = 4$ A utilizando eletrodo de cobre eletrolítico.

Na Fig. 6.11 estão representados, segundo os mesmos parâmetros elétricos testados para o cobre eletrolítico, os resultados de V_w em função de t_i para usinagem com eletrodos-ferramenta de cobre-tungstênio. A máxima taxa de remoção alcançada foi $9 \text{ mm}^3/\text{min}$ para $\hat{i}_e = 15$ A e $t_i = 20 \text{ } \mu\text{s}$. Para as correntes $\hat{i}_e = 8$ e 4 A a duração ótima dos pulsos de tensão t_i é também da ordem de $20 \text{ } \mu\text{s}$, sendo que os valores de V_w foram inferiores a $3 \text{ mm}^3/\text{min}$. De uma maneira geral, comparando-se as curvas de rendimento obtidas para usinagem com ambos os tipos de materiais dos eletrodos-ferramenta, conclui-se que os melhores resultados são proporcionados com utilização de eletrodos-ferramenta de cobre-tungstênio.

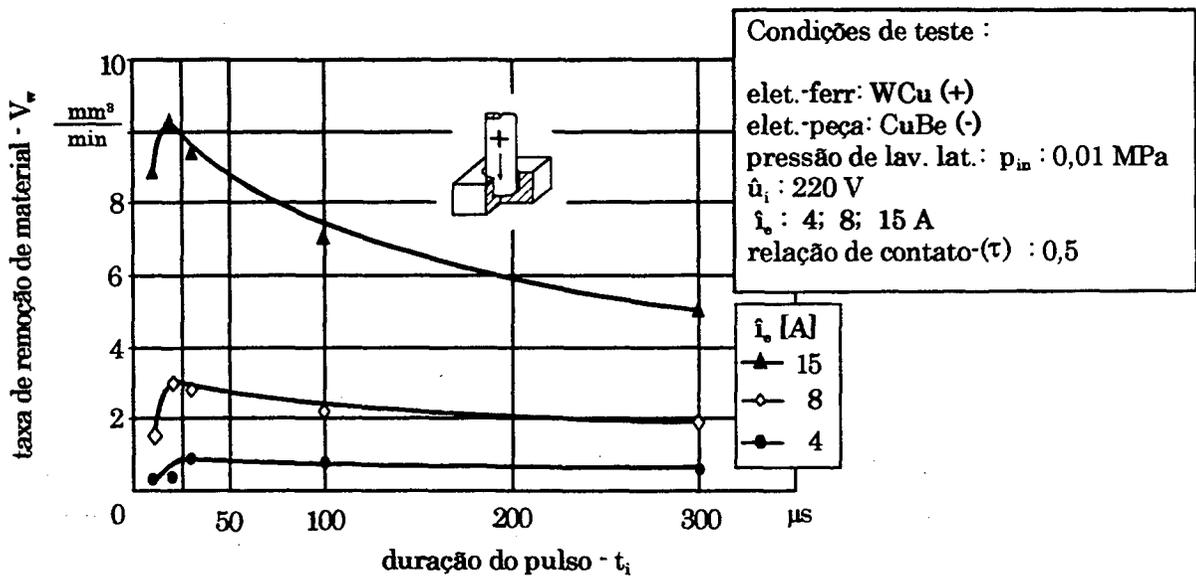


Figura 6.11 - Taxa de remoção para usinagem de acabamento da liga CuBe C172000 com eletrodo de cobre-tungstênio.

Comparativamente ao aço ferramenta AISI P20, as taxas de remoção V_w obtidas para a liga CuBe C17200 apresentam-se bastante baixas, como pode ser observado pela Fig. 6.12. A alta condutividade térmica da liga CuBe mais uma vez explica as menores taxas V_w .

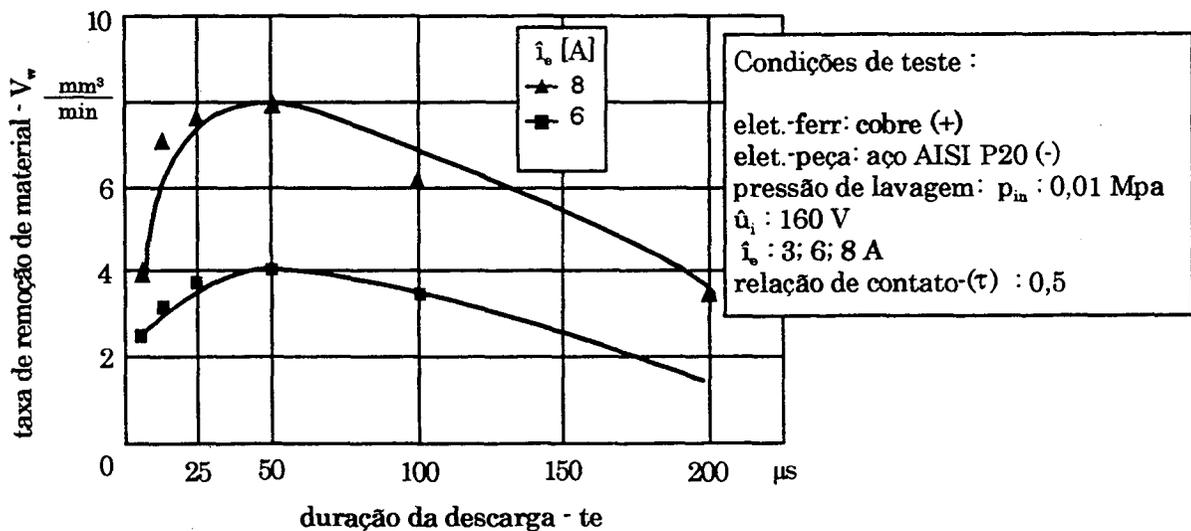


Figura 6.12 - Taxa de remoção V_w do aço AISI P20 para usinagem de acabamento com eletrodo de cobre eletrolítico.

Na usinagem da liga C17200 sob condições de acabamento, onde os tempos ótimos de pulso t_i e de intervalo t_o são bastante curtos, os testes com valores de τ superiores a 0,5 mostraram-se bastante ineficientes, por favorecerem a ocorrência de arcos e curtos-circuitos no decorrer do processo e, em alguns casos, ausência completa de erosão. Observou-se também a formação de uma camada negra sobre a superfície da peça e um desgaste não-uniforme do eletrodo-ferramenta. Esta camada negra é proveniente da desintegração do fluido dielétrico (hidrocarboneto) que, devido às altas temperaturas geradas durante a descarga elétrica, provoca a liberação de carbono, o qual tende a se aderir sobre as superfícies de ambos os eletrodos. Este fato se deve à dificuldade de lavagem dos produtos da remoção, pois na usinagem sob condições de acabamento a fenda de trabalho média é bastante pequena. Em consequência, ocorre uma excessiva concentração desses produtos, gerando instabilidade do processo e inadequada dispersão das descargas elétricas ao longo da superfície dos eletrodos. Portanto, no acabamento a recomendação é que seja mantida a relação de contato em $\tau = 0,5$.

Para usinagem com eletrodos de cobre-tungstênio, pelos mesmos motivos argumentados para os eletrodos de cobre, constatou-se pelos resultados dos ensaios que também não é adequada a utilização da relação de contato acima de 0,5 para os regimes de acabamento.

6.4 Aspectos de integridade superficial das amostras após EDM

6.4.1 Rugosidade das amostras usinadas sob desbaste e acabamento

Neste item são apresentadas características superficiais das amostras da liga CuBe C17200 submetidas a usinagem sob condições de desbaste e de acabamento do processo de eletroerosão por penetração. Inicialmente, a Fig. 6.13 mostra fotografias obtidas por microscópio eletrônico de varredura onde estão destacadas as topografias de amostras eletroerodidas em diferentes condições de usinagem. É nitidamente perceptível que a rugosidade tende a aumentar bruscamente de 1,0 para 9,2 μm em função da elevação da corrente de descarga i_e e da duração dos pulsos de tensão t_i . A explicação para este efeito está intrinsecamente relacionada à natureza térmica da remoção de material na eletroerosão, a qual induz a formação de crateras mais profundas e largas na superfície das peças na medida em que se eleva a energia fornecida ao processo.

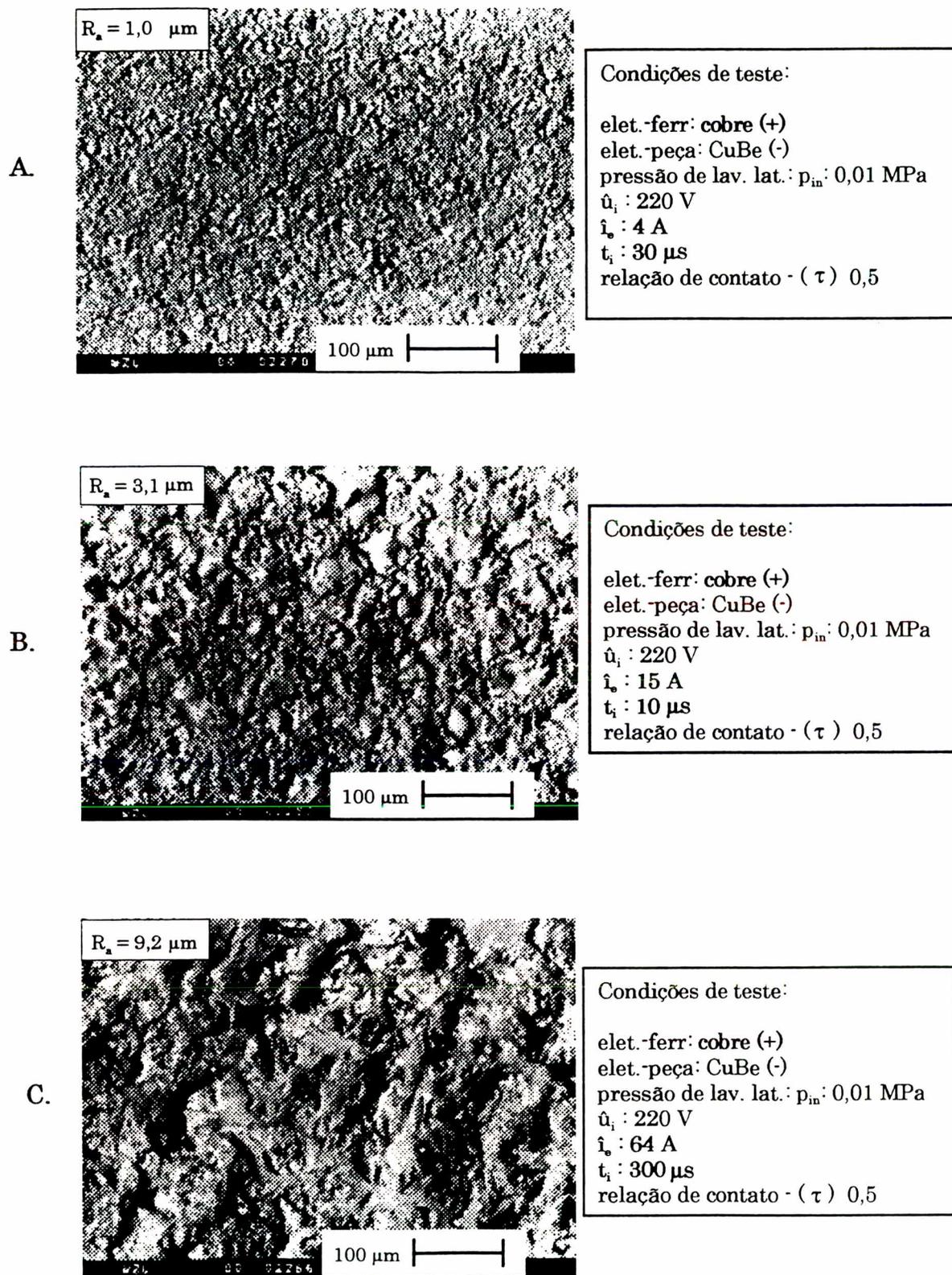


Figura 6.13- Caracterização topográfica das amostras após EDM em condições de desbaste e de acabamento do processo.

Na Fig. 6.14 são apresentadas algumas formas típicas das partículas eletroerodidas que são evacuadas pela lavagem ao final da descarga elétrica. Pode-se observar na parte superior da figura que a maioria das partículas apresenta-se na forma de pequenas esferas. Na parte inferior, destaca-se com maior grau de ampliação que estes pequenos esferóides podem ser maciços ou ocos. Os primeiros correspondem ao material expulso no estado líquido e que rapidamente se solidifica ao entrar em contato com o dielétrico líquido que passa pela fenda de trabalho. O segundo tipo, ou seja, esferóides ocos, são decorrentes do material que foi expulso na forma de bolhas. No que se refere às configurações de partículas com geometria distinta das anteriores, a explicação está relacionada ao fenômeno de coalescência entre partículas que ainda apresentam altas temperaturas ao fluírem para fora da fenda durante a lavagem. As formas das partículas apresentadas na Fig. 6.14 evidenciam a natureza preponderantemente térmica da remoção de material no processo de usinagem de eletroerosão por faíscas de materiais metálicos.

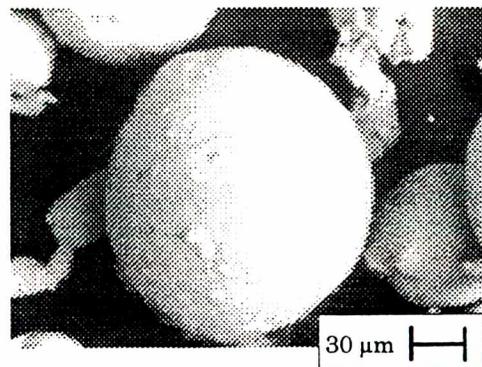
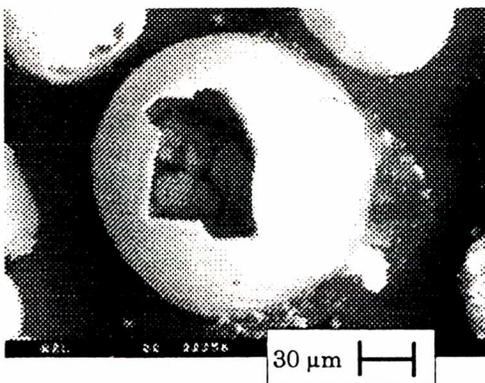
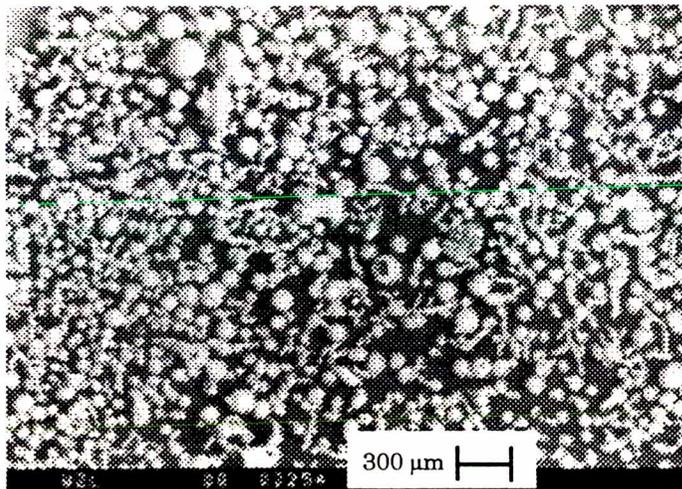


Figura 6.14- Formações típicas das partículas produzidas por EDM.

A representação gráfica da influência da corrente de descarga \hat{i}_e em função da variação da duração dos pulsos de tensão t_i sobre a rugosidade das amostras usinadas com eletrodos-ferramenta de cobre eletrolítico e cobre-tungstênio, sob condições de desbaste e acabamento do processo de EDM, é apresentada nas Fig. 6.15 e 6.16. É nitidamente observável que para uma duração constante do pulso de tensão t_i , quanto mais elevada a corrente de descarga \hat{i}_e maior a rugosidade produzida nas peças. Da mesma forma, pode-se perceber que para uma corrente de descarga constante, a prolongação da duração do pulso t_i também acarreta na obtenção de maior rugosidade das peças.

Para ambos os casos a explicação está na energia média $W_e \approx u_e \cdot i_e \cdot t_e$ [J] aplicada ao processo, a qual produz crateras de maiores dimensões nas superfícies das peças na proporção em que W_e se torna mais elevada pela variação de \hat{i}_e e/ou t_e , t_i .

Em termos comparativos, os resultados de rugosidade obtidos para usinagem com eletrodos-ferramenta de cobre eletrolítico e cobre tungstênio são bastante similares.

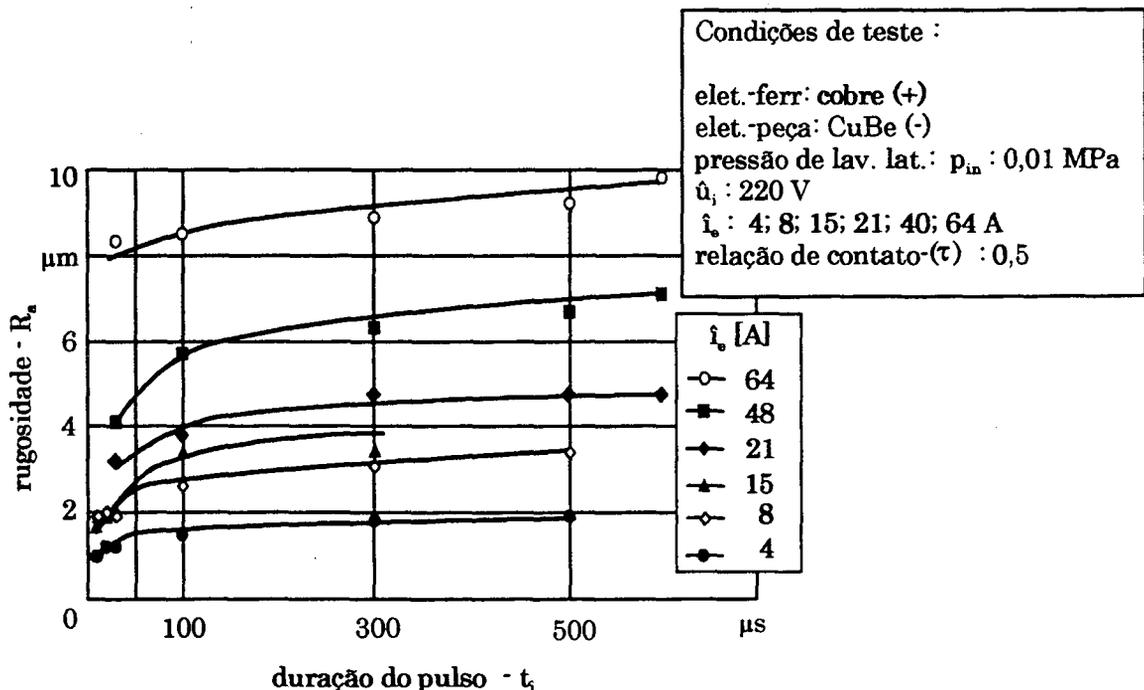


Figura 6.15 - Rugosidade média R_a da peças usinadas com eletrodo-ferramenta de cobre eletrolítico.

O menor nível de rugosidade R_a alcançado foi de aproximadamente $1,0 \mu\text{m}$ para corrente de descarga $\hat{i}_e = 4 \text{ A}$ e duração do pulso de tensão t_i entre 20 e 30 μs .

Alguns testes foram executados com corrente de descarga $\hat{i}_e = 2$ A, entretanto os resultados de R_a não foram inferiores àqueles obtidos para $\hat{i}_e = 4$ A. Possivelmente, a dificuldade das condições de lavagem proporcionada pela diminuta fenda de trabalho para $\hat{i}_e = 2$ A seja a responsável por não haver redução dos valores de R_a . Desta forma, caso seja necessária a obtenção de menores valores de rugosidade, recomenda-se proceder ao polimento manual da peça usinada.

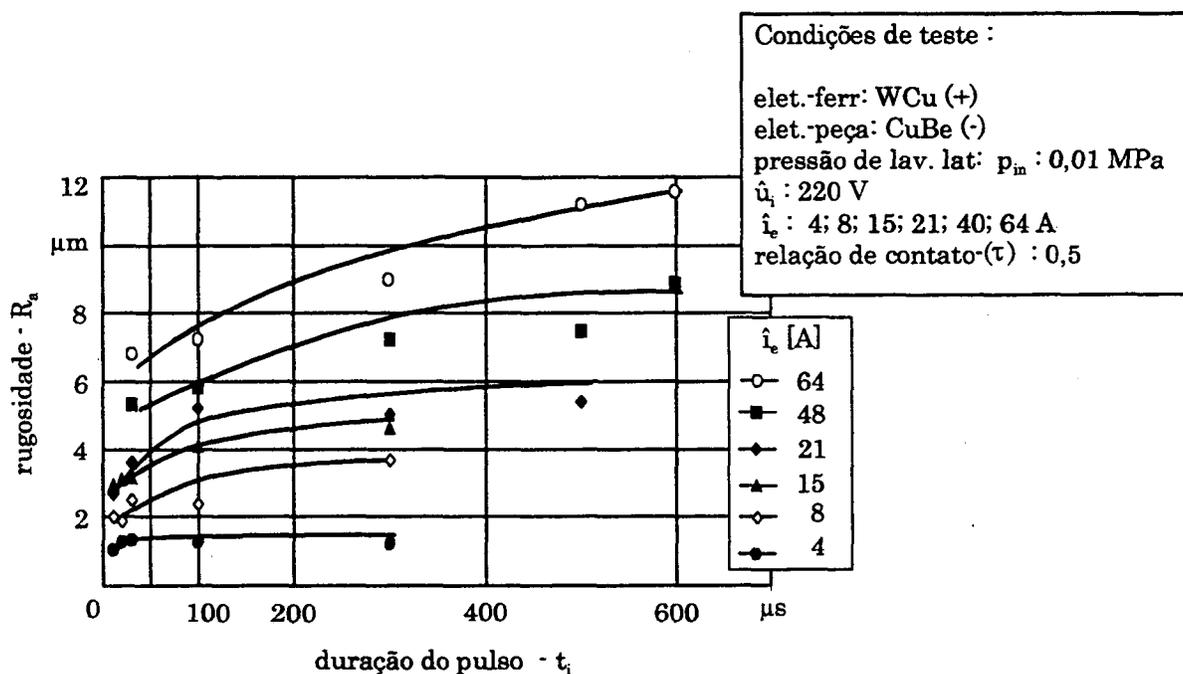


Figura 6.16 - Rugosidade média R_a da peças usinadas com eletrodo-ferramenta de cobre-tungstênio.

6.4.2 Influência térmica do processo de EDM

Na Fig. 6.17 estão representadas típicas micrografias da seção transversal de amostras da liga C17200 usinadas sob condições de desbaste e de acabamento com eletrodos-ferramenta de cobre eletrolítico. É claramente perceptível a presença de uma camada negra na superfície das amostras. Da mesma forma como acontece nos aços, esta camada é constituída pelo material liquefeito que não foi evacuado pela lavagem e que acaba por se solidificar na própria cratera recém-formada e nas regiões circunvizinhas à mesma.

Um aspecto importante a ser mencionado é que não foi observada a presença de microfissuras ou poros na camada superficial das amostras analisadas da liga CuBe. Isto significa um efeito positivo, pois a existência de microfissuras na camada superficial normalmente conduz a redução da vida da ferramenta de moldagem, pelo fato destas microfissuras se propagarem para o material base da liga quando a ferramenta está sob carregamento.

No que diz respeito à espessura da camada superficial, nota-se que com a elevação da energia aplicada ao processo mais espessa se torna a camada.

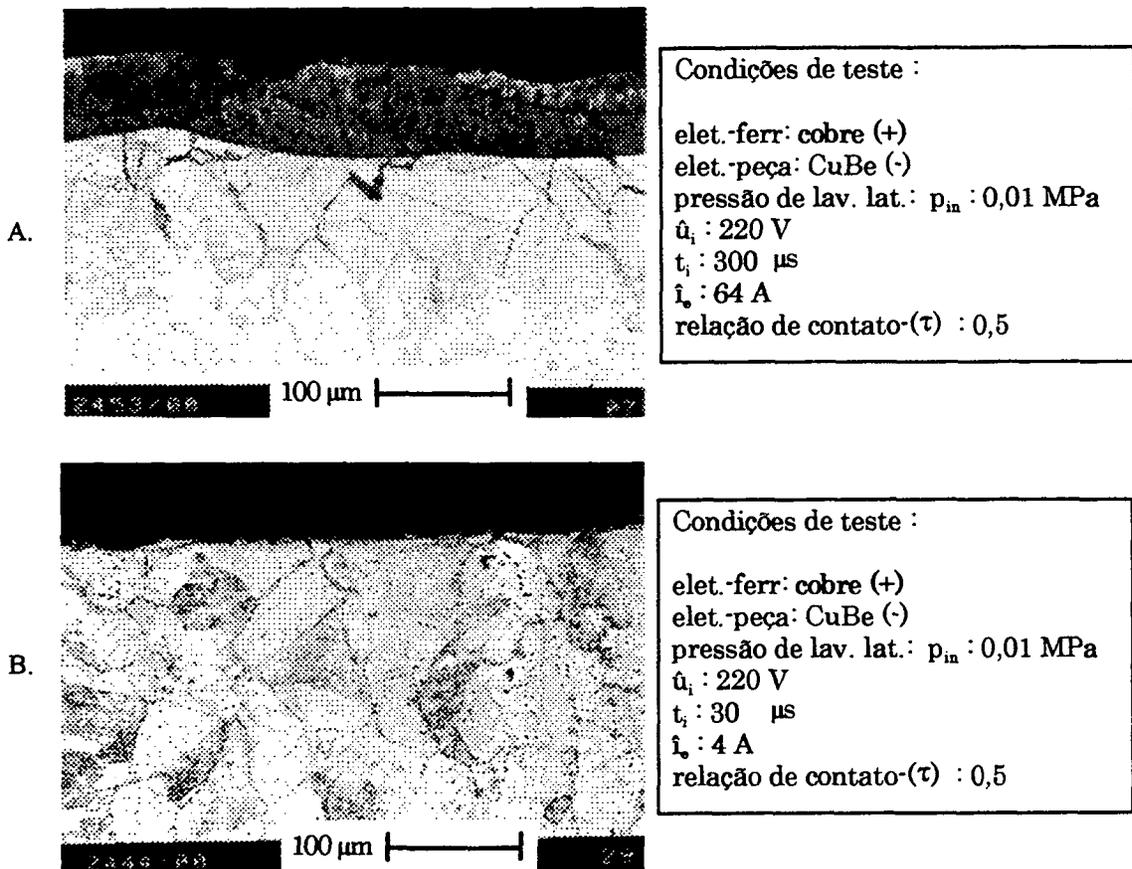


Figura 6.17 – Micrografias da seção transversal de amostras da liga C17200 usinadas sob condições de desbaste e de acabamento do processo de EDM.

Em termos de espessura da camada superficial, as medições indicaram valores médios de 70 μm para usinagem sob condição de desbaste e 5 μm para usinagem de acabamento, embora para este segundo caso a camada seja extremamente fina e pouco perceptível.

Com a finalidade de analisar a profundidade da zona termicamente afetada pelo processo, medições de microdureza Vickers [HV] foram executadas a partir de 10 μm da superfície das amostras até 220 μm para usinagem de desbaste, e até 60 μm para a condição de acabamento, como destacado na Tab. 6.2.

Comparando as medições de espessura com os valores obtidos para a microdureza pode-se quantificar que no caso da usinagem de desbaste a camada superficial apresentou uma dureza média de 225 HV e aproximadamente 489 HV para o material base da liga. Para a condição de acabamento a dureza da camada superficial foi de 212 HV e para o material base foi encontrado um valor médio de 490 HV.

Tabela 6.2 – Microdureza [HV] na seção transversal da liga C17200 após EDM

Profundidade de medição [μm]	Dureza [HV]	
	usinagem de acabamento	usinagem de desbaste
	$\hat{i}_e = 4 \text{ A } t_i = 30 \text{ } \mu\text{s}$	$\hat{i}_e = 64 \text{ A } t_i = 300 \text{ } \mu\text{s}$
10	212	205
15	394	216
20	487	236
30	481	228
60	490	241
110	-	338
130	-	412
150	-	459
220	-	489

Embora a zona termicamente afetada pelo processo não seja visualmente observável pela análise das micrografias da Fig. 6.17, a sua existência pode ser inferida pelo aumento gradual da microdureza da seção transversal das amostras em direção ao material base da liga. Para usinagem de acabamento observa-se uma acentuada elevação da microdureza a partir de 15 μm até 30 μm como destaca a Tab. 6.2. Esta região pode ser vista como aquela termicamente afetada pelo processo. Na usinagem de desbaste um aumento expressivo da microdureza é notado partindo de 110 μm e aumentando gradualmente até 220 μm , sendo este intervalo caracterizado como a zona termicamente afetada.

A explicação para o aumento da dureza no sentido do material base da liga relaciona-se ao fato de que a liga CuBe C17200 apresenta suas propriedades mecânicas ao ser submetida ao tratamento térmico de endurecimento por precipitação. Como descrito anteriormente no Cap. 2, na prática industrial a liga de

cobre-berílio é aquecida a 800°C até a obtenção de uma solução sólida α , sendo neste instante o material bruscamente resfriado até a temperatura ambiente. Em seguida, o material é novamente aquecido a temperaturas entre 200 e 460 °C pelo tempo de aproximadamente 1 ou 2 horas para que haja a precipitação da fase intermetálica γ CuBe, que irá conferir as propriedades finais da liga. No caso da eletroerosão, o material fundido durante a faísca é bruscamente resfriado ao entrar em contato com fluido dielétrico durante a lavagem. Este fenômeno conduz à hipótese de não haver tempo suficiente para a precipitação da fase intermetálica CuBe, fato que possivelmente explica a baixa dureza da camada superficial. No que diz respeito à zona termicamente afetada sugere-se que o sobre-envelhecimento do material também seja o responsável pela menor dureza em relação ao material base da liga.

CAPÍTULO 7

CONCLUSÕES

Este trabalho teve por objetivo investigar a usinabilidade da liga AMP 8000 e da Liga CuBe ASTM C17200 submetida ao processo de eletroerosão por penetração, tendo como focos principais os seguintes aspectos:

- O estabelecimento de parâmetros adequados de usinagem sob condições de desbaste e de acabamento do processo de EDM. Foram amplamente rastreados e apresentados graficamente os dois principais fatores representativos do rendimento do processo, os quais são representados pela taxa de remoção de material V_w e pelo desgaste volumétrico relativo η .
- A análise de características relacionadas à integridade superficial das peças após EDM, com destaque para a rugosidade, espessura da camada superficial, qualificação da zona termicamente afetada pela EDM, assim como a existência de poros e microfissuras ao longo da seção transversal das amostras usinadas.

Em se tratando do objetivo proposto, considera-se que os resultados alcançados são representativos e constituem-se como novas fontes de informações para usinagem das ligas investigadas. Ao mesmo tempo, este trabalho caracteriza-se como um fator que vem agregar ao LMP-EMC-UFSC e a indústria nacional de fabricação de moldes de injeção uma parcela adicional sobre o entendimento fundamental do processo de eletroerosão por faíscas.

7.1 Usinabilidade da liga AMP 8000 utilizando eletrodos-ferramenta de cobre

- A liga de alumínio AMP 8000 apresenta taxas de remoção de material V_w superiores às aquelas apresentadas pelo aço, tanto na usinagem sob condições de desbaste quanto de acabamento.
- Os índices de desgaste volumétrico relativo η da liga AMP 8000 são inferiores aos exibidos pelo aço, seja na usinagem de desbaste ou de acabamento.
- A liga AMP 8000 demonstra boa estabilidade de usinagem pelo processo de EDM. No entanto, um pouco menos estável em comparação ao comportamento do aço.

• A elevação da relação de contato τ de 0,5 a 0,8 na usinagem de desbaste da liga AMP 8000 com $i_e = 16, 24, 32$ A proporcionou melhoria da taxa de remoção de material V_w e do desgaste volumétrico relativo ϑ . Os melhores resultados foram obtidos para o valor de $\tau = 0,8$ e polaridade positiva do eletrodo-ferramenta, como apresenta a Tab. 7.1. Testes com valores de τ superiores a 0,8 demonstraram resultados bastante insatisfatórios, gerando grande instabilidade do processo. Da mesma forma, a utilização da ferramenta negativamente carregada demonstrou baixo rendimento para usinagem sob condições de desbaste.

Tabela 7.1 – Condições ótimas dos parâmetros para regime de desbaste.

Condições ótimas dos parâmetros de processo				
i_e [A]	t_e [μ s]	τ	V_w [mm ³ /min]	ϑ [%]
16	100	0,8	115	0,3
24	100	0,8	180	0,4
32	400	0,8	235	0,4

• Na usinagem de desbaste observa-se a presença de um filme negro, proveniente de subprodutos da desintegração do fluido dielétrico, aderido sobre a superfície das cavidades usinadas. Com a redução da energia fornecida ao processo, isto é, na usinagem de acabamento, a quantidade de material aderido tende a diminuir.

• Para condições de acabamento do processo com $i_e = 3, 6, 8$ A os melhores resultados apresentados para as taxas V_w e ϑ foram obtidos para polaridade positiva do eletrodo-ferramenta, como mostra a Tab. 7.2.

Tabela 7.2 – Condições ótimas dos parâmetros para regime de acabamento-1

Condições ótimas dos parâmetros de processo				
i_e [A]	t_e [μ s]	τ	V_w [mm ³ /min]	ϑ [%]
3	12,8	0,5	5	0,9
6	25	0,5	15	1,1
8	25	0,5	22,5	1,3

- O emprego do gerador no modo de relaxação e utilização do eletrodo-ferramenta negativamente carregado para a usinagem com $i_e = 1$ e 2 A apresentou resultados de V_w e η superiores àqueles obtidos para $i_e = 3, 6, 8$ A com polaridade negativa do eletrodo-ferramenta e gerador no modo de pulsos estáticos. A explicação está no fato de haver menor carga residual acumulada nos capacitores para usinagem com o gerador no modo de relaxação. Em consequência, a ocorrência de arcos e de curtos-circuitos é bastante reduzida.
- Quanto aos níveis de rugosidade R_a , constatou-se pouca diferença para usinagem com polaridade positiva e negativa da ferramenta, nas condições das ótimas durações de descarga t_e para usinagem com correntes de descarga $i_e = 3, 6, 8$ A. Os valores de R_a variaram de 2 a 4 μm .
- O melhor índice da rugosidade média R_a - aproximadamente $1,0$ μm - foi obtido para usinagem com o eletrodo-ferramenta negativamente carregado na condição de um t_e ótimo de $6,4$ μs , relação de contato τ de $0,5$ e gerador programado no modo de relaxação.
- Para usinagem de desbaste, observa-se na camada superficial das amostras usinadas uma grande quantidade de poros e de microfissuras que se propagam para o material base da liga. Na proporção em que se diminui a corrente de descarga a quantidade e as dimensões dos poros e das microfissuras tendem a ser reduzidas. A máxima espessura observada na camada superficial foi de aproximadamente 18 [μm] para usinagem nas condições de $i_e = 32$ A, $t_e = 400$ μs e relação de contato $\tau = 0,8$. A menor espessura verificada foi de 6 μm nas condições de $i_e = 1$ A, $t_e = 3,2$ μs , $\tau = 0,5$ e gerador no modo de relaxação. Isto também demonstra que quanto menor a energia utilizada no processo menor a espessura da camada superficial.
- Ao contrário dos aços, a dureza da seção transversal das amostras da liga AMP 8000 tende a aumentar no sentido do material base da liga, ou melhor, na camada superficial observa-se uma dureza de 101 HV, sendo inferior àquela correspondente a 159 HV apresentada no material base.
- Apesar de não ser possível a identificação clara, ao microscópio óptico, da zona termicamente afetada pelo processo de EDM, a existência da mesma é constatada pelo aumento gradual da dureza na medida em se aprofunda da camada superficial até o material base.

7.2 Usinabilidade da liga AMP 8000 utilizando eletrodos-ferramenta de grafita

A investigação experimental sobre a utilização de eletrodos-ferramenta de grafita com granulação de 10 μm na eletroerosão da liga de Alumínio AMP 8000 permite apresentar conclusões sob dois aspectos: parâmetros de trabalho e integridade superficial.

7.2.1 Parâmetros de trabalho

- As maiores taxas de remoção de material V_w são obtidas para usinagem com polaridade negativa do eletrodo-ferramenta. Neste caso, foi alcançada a máxima taxa de $V_w = 37,61 \text{ mm}^3/\text{min}$ nas condições de $i_e = 8 \text{ A}$, $t_e = t_o = 12,8 \mu\text{s}$.
- Os menores níveis do desgaste volumétrico relativo ϑ são obtidos para usinagem com polaridade positiva do eletrodo-ferramenta, sendo próximos a 1% nas condições de ótima duração da descarga $t_e = 12,8, 12,8, 25 \mu\text{s}$, respectivas às correntes de descarga $i_e = 3, 6, 8 \text{ A}$.
- De maneira geral, maiores correntes de descarga i_e proporcionam menores taxas de desgaste relativo ϑ . Isto se deve a maior abertura da fenda de trabalho, a qual melhora as condições de lavagem dos produtos da remoção.
- Para polaridade positiva da ferramenta, sob usinagem com $i_e = 6$ e 8 A e duração da descarga acima de $25 \mu\text{s}$, é observada a ocorrência de deposição de material removido da peça no eletrodo-ferramenta.
- Os valores da taxa de remoção de material V_w apresentaram pouca diferença para usinagem com corrente de descarga $i_e = 2 \text{ A}$ e atuação do gerador no modo de pulsos estáticos retangulares e circuito de relaxação. A máxima taxa de remoção $V_w = 3 \text{ mm}^3/\text{min}$ foi obtida para um t_e ótimo de $3,2 \mu\text{s}$.
- Para usinagem com $i_e = 2 \text{ A}$ o desgaste relativo obtido com gerador no modo de relaxação é menor que aquele para pulsos estáticos retangulares. No entanto, para esta corrente de descarga o desgaste relativo é extremamente elevado, independentemente do modo de atuação do gerador. A possível causa é a granulometria de $10 \mu\text{m}$ da grafita utilizada que, neste caso, obstrui a fenda de trabalho e, portanto, causa altos níveis de ϑ .

7.2.2 Integridade superficial

- A duração de descarga t_e com valores mais baixos proporciona os melhores níveis do acabamento superficial.
- Menores valores de corrente \hat{i}_e promovem a obtenção de melhor rugosidade das peças.
- Mínima rugosidade $R_a = 1,66 \mu\text{m}$ foi atingida sob os seguintes parâmetros: $\hat{i}_e = 2 \text{ A}$, polaridade negativa da ferramenta e gerador no modo de pulsos estáticos com $t_e = t_o = 3,2 \mu\text{s}$.
- Para a maioria dos ensaios com polaridade negativa do eletrodo-ferramenta observou-se a deposição de uma camada negra e uniforme sobre a superfície das peças. Possivelmente, este material é composto, em sua maior parte, de partículas decorrentes do desgaste do eletrodo-ferramenta e pelo carbono proveniente da desintegração do dielétrico.
- Não foram notadas diferenças expressivas no acabamento superficial das peças para os ensaios com gerador no modo de pulsos estáticos e de relaxação, ao se utilizar corrente de descarga de 2 A .

7.3 Usinabilidade da liga CuBe ASTM C17200

Em função dos resultados obtidos neste trabalho podem ser extraídas as seguintes conclusões sobre o comportamento de usinagem da liga C17200:

7.3.1 Parâmetros de Processos

- A liga CuBe C17200 apresenta menores índices de taxa de remoção de material V_w quando comparado àqueles normalmente obtidos nos aços. A explicação está principalmente na maior condutividade térmica da liga C17200 ($\approx 105 \text{ W/mK}$) em relação aos aços ($\approx 30 \text{ W/mK}$), a qual proporciona rápida dissipação de calor e consequente diminuição de V_w .
- Os melhores valores da taxa de remoção de material V_w com relação de contato τ de 0,5 foram obtidos para eletrodos de cobre-tungstênio (WCu).
- A máxima taxa de remoção $V_w = 65,6 \text{ mm}^3/\text{min}$ foi alcançada para usinagem com eletrodos de cobre sob as condições: $\hat{i}_e = 64 \text{ A}$, $t_i = 300 \mu\text{s}$ e $\tau = 0,85$.

- Na usinagem com eletrodos de CuW a elevação da corrente de descarga i_e ocasiona diminuição do desgaste volumétrico relativo ϑ . Isto se deve à maior resistência desse material ao desgaste térmico, que é promovida pela dispersão do elemento tungstênio na matriz de cobre.
- Para usinagem com eletrodos-ferramenta de cobre, a elevação da corrente de descarga i_e promove elevação do desgaste volumétrico relativo ϑ .
- Para uma boa estabilidade do processo de EDM, recomenda-se adotar $\tau = 0,5$ quando utilizando eletrodos-ferramenta de cobre-tungstênio, e para eletrodos de cobre usar $\tau = 0,85$ em regimes de desbaste e $\tau = 0,5$ nos regimes de acabamento.

7.3.2 Integridade Superficial

- Pela análise das micrografias ópticas e medição da dureza nas seções transversais das amostras usinadas é possível observar a presença da camada solidificada (*recast layer*) e de uma zona termicamente afetada (*heat affected zone*).
- Medições de microdureza indicaram que a camada solidificada possui 212 HV, ao passo que o material base da liga exibe 489 HV. A elevação gradual da dureza indica a presença de uma zona termicamente afetada pelo processo de EDM.
- A elevação da corrente de descarga i_e e da duração do pulso de tensão t_i ocasiona aumento da espessura da camada solidificada e da zona termicamente afetada, assim como da rugosidade das amostras.
- A espessura média da camada superficial na usinagem de acabamento foi de aproximadamente 5 μm e para condições de desbaste apresentou o máximo de 70 μm .
- Indiferentemente do regime de usinagem, ou seja, desbaste ou acabamento, não foi observada a existência de poros e microfissuras na camada superficial das amostras usinadas.

7.4 Recomendações para futuros trabalhos de pesquisa

Em função do aprendizado obtido pelo desenvolvimento deste trabalho de pesquisa, é possível, neste momento, sugerir alguns tópicos para futuros trabalhos de investigação tecnológica e fundamental do processo de EDM aplicados à liga AMP 8000 e à liga CuBe ASTM C17200.

- Pelo fato de haver aderência de subprodutos do dielétrico sobre a superfície das cavidades usinadas da liga AMP 8000, é aconselhável o desenvolvimento de experiências sobre o modo de lavagem e a pressão do dielétrico alimentado à fenda de trabalho. Alguns trabalhos podem ser direcionados a testes de lavagem por sucção do dielétrico pelo eletrodo-ferramenta ou pela peça, assim como uma combinação destes dois modos de lavagem.
- Realização de experiências com eletrodos-ferramenta de grafita com granulometria de 10 e 20 μm na usinagem das liga AMP 8000 e CuBe C17200 sob condições de desbaste com utilização de polaridade positiva e negativa, a fim de comparar com os resultados apresentados pelo cobre eletrolítico.
- Investigar e comparar o acabamento superficial e o desvio de planicidade no fundo de cavidades usinadas em regimes de acabamento, bem como o comportamento de desgaste de canto externo do eletrodo-ferramenta, nas seguintes condições:
 - lavagem por pressão pelo eletrodo-ferramenta.
 - lavagem somente pelo movimento de pulsação do eletrodo-ferramenta.
- Desenvolvimento de ensaios com classes mais finas de grafita, como, por exemplo, granulometria média inferior a 5 μm e 1 μm sob usinagem com baixos níveis de corrente de descarga ($i_e = 1$ e 2 A), a fim de verificar o acabamento superficial das amostras tanto da liga AMP 8000 como da liga C17200.
- Construção de um gerador de descargas unitárias para a investigação da forma e dimensões das crateras em função da energia fornecida ao processo.
- Investigação detalhada da influência do processo de eletroerosão sobre as modificações estruturais e composição química da camada superficial e das zonas termicamente afetadas, com o intuito de se obter um entendimento mais criterioso do comportamento da dureza da seção transversal das amostras na medida em que se direciona ao material base da liga.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ACGIH-AMERICAN CONFERENCE OF GOVERNMENTAL INDUSTRIAL HYGIENISTS, 22, 1995, Chicago. Proceedings... Chicago: [s.n.], [1995?]

AGGIE CHARMILLES. Disponível em: < <http://www.agie-charmilles.com>>. Acesso em: janeiro 2002.

ALIMEX PRÄZISION IN ALUMINIUM. Products. Disponível em: <<http://www.alimex.de>>. Acesso em: janeiro 2001.

AMORIM, F. L.; WEINGAERTNER, W. L.; KLOCKE, F. On the surface integrity of CuBe alloy after die-sinking electrical discharge machining. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA MECÂNICA, 16, 2001, Uberlândia. Anais ... Uberlândia: [s.n.], [2001?]. 459 p. p. 40-46.

BARASH, M. Some properties of spark-eroded surfaces. Annals of CIRP, Great Britain, v. 7, n. 1, p. 51-54, 1958.

BRUYN, H.E. Some aspects of the influence of gap flushing on the accuracy in finishing by spark erosion. Annals of CIRP, Great Britain, v. 18, n. 1, p.147-151, 1970.

CHARMILLES TECHNOLOGIES. Manual de formação da máquina Roboform 30. Lausanne: [s.n.], 1995. 320 p.

CHIN, K. S; WONG, T. N. Knowledge-based evaluation for the conceptual design development of injection molding parts. Engng. Applic. Artif. Intel., Great Britain, v. 9, n. 4, p. 359-376, 1996.

CROOKALL, J. R.; KHOR, B. C. Electro-discharge surfaces. In: INTERNATIONAL MACHINE TOOL DESIGN AND RESEARCH CONFERENCE, 15, 1974, Birmingham. Proceedings...Birmingham: [s.n.], [1974?], 1 v. p. 373-384.

DAUW, D. F.; VAN COPPENOLLE, B. On the evolution of EDM research - part 2: from fundamental research to applied research. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM FOR ELECTROMACHINING, 11, 1995, Lousanne. Proceedings...Lousanne: EPFL, 1995. 2 v. p. 133-142.

DELPRETTI, R. Physical and chemical characteristics of the superficial layers. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM FOR ELECTROMACHINING, 5, 1977, Wolfsberg. Proceedings... Wolfsberg: [s.n.], [1977?]. 1 v. p. 209-212.

DIBITONTO, D. D. et al.. Theoretical models of the electrical discharge machining process I: a simple cathode erosion mode. Journal of Applied Physics, USA, v. 66, n. 9, p. 4095-4103, nov. 1989.

DROZDA, T. J. Tool and manufacturing engineers handbook: machining. USA: Society of Mechanical Engineers, 1983. 5 v.

ENGELLMAN, P.; DEALEY, B. Maximizing performance using copper alloys. Modern Mold & Tooling, USA, v.2, n. 2, p. 39-42, 2000.

ERSTLING, A. Aluminium - Ein Werkstoffinspiriert - Designer -Blasform. Der Stahlformenbauer, Düsseldorf, v. 6, n. 1, p.70-80, 1998.

EUBANK, P. T. et al. Theoretical models of the electrical discharge machining process III: the variable mass, cylindrical plasma mode. Journal of Applied Physics, USA, v. 73, n. 11, p. 7900-7909, jun. 1993.

FLINN, R.A.; TROJAN, P.K. Engineering materials and their applications. 4. ed. Boston: Houghton Mifflin Company, 1990. 700 p.

GASTROW, H. Injection Molds: 108 proven designs. 1. ed. New York: Hanser Publishers, 1992, 1 v.

GOMES, J. O. Fabricação de superfícies de forma livre por fresamento no aço temperado ABNT 420, na liga de alumínio (AMP 8000) e na liga de cobre (CuBe). 2001. 1 v. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

GUHA, A.; RAJURKAR, K. P. Effect of electrical discharge machining on the surface integrity of copper beryllium alloy. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM FOR ELECTROMACHINING, 12, 1998, Aachen. Proceedings ...Aachen: VDI, 1998. 1 v. p. 309-319.

GUHA, A. et al. Optimal parameters in electrical discharge machining of copper beryllium alloys. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM FOR ELECTROMACHINING, 12, 1998, Aachen. Proceedings...Aachen: VDI, 1998. 1 v. p. 217-224.

GUITRAU, E. P. The EDM Handbook. 1. ed. USA: Hanser Gardner Publications, 1997, 305 p.

HEUVELMAN, C. J. Some aspects of the research on electro-erosion machining. Annals of CIRP, Great Britain, v. 17, p. 195-199, 1969.

JUTZLER, W. I. Funkenerosives senken - serfahrenseinflüsse auf die oberflächenbeschaffenheit und die estigkeit des werkstücks. 1982. 1 v. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - WZL- Laboratorium für Werkzeugmaschinen und Betriebslehre der RWTH-Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule, Aachen, Deutschland.

KAHNG, C. H.; RAJURKAR, K. P. Fundamental theories of the parameters of EDM process. SME Technical Papers, USA, v. 1, p. 77-285, 1977.

KLOCKE, F. Process sequence in tool and diemaking. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM FOR ELECTROMACHINING, 12, 1998, Aachen. Proceedings...Aachen: VDI, 1998. 1 v. p.65-97.

KLOCKE, F; KARDEN, A. Materials Characteristics after cavity sinking by EDM. Production Engineering, Germany, v. 6, n. 2, p. 35-38, 1999.

KONIG, W. Advanced ceramics: sparks machine ceramics. PMI, Germany, v. 23, n. 2, p. 96-100, 1991.

KÖNIG, W.; KLOCKE, F. Fertigungsverfahren - 3: abtragen und generieren. Berlin: Springer, 1997. 3 v.

KÖNIG, W.; KLOCKE, F.; LENZEN, R. The electrical machining processes - what demands will they face in the future. International Journal of Electrical Machining, Japan, v.1, n.1, p. 3-7, 1996.

KREIBEL, D. et al. The pulmonary toxicity of beryllium. American Rev. Respiratory Disease, USA, v. 137, n.1, p. 464-473, 1988.

LASCOE, O. D. Handbook of fabrication process. 1 ed. USA: Carnes Publication Services Inc., 1988, 425 p.

LAZARENKO, B.R. Die elektrodensfunkenbearbeitung von metallen. Vestnik Maschinostroia, Moscou, v.1, n. 1, p. 25-36, 1944.

LEIFER, L. J.; HANADA, H. Intelligent design for systems of injection-molded parts. 1. ed. USA: [s.n.], [1997?]. 1 v.

LEVY, G. N. The proper choice of hydrocarbon dielectric fluid for EDM applications: a comprehensive comparison. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM FOR ELECTROMACHINING, 9, 1989, Nagoya. Proceedings...Nagoya: The Japan Society of Electrical-Machining Engineers, 1989. 1 v. p. 9-13.

LHIUBET, C.; MEYER, R. M. Method of indirect determination of the anodic and cathodic voltage drops in short high-current electric discharges in a dielectric liquid. Journal of Applied Physics, USA, v. 52, n. 6, p.3929-3934, 1981.

LLOYD, H. K.; WARREN, R. H. Metallurgy of spark-machined surfaces. Journal of the Iron and Steel Institute, [S.I.], p. 238-247, 1965.

MALLOY, R.A. Plastic part design for injection molding. 1. ed. USA: Hanser Publication, 1994. 1 v.

MASSARELI, L.; MARCHIONNI, M. Morphology of spark-affected surface layers produced on pure iron and steels by electro-discharge machining. Metals Technology, [S.I.], v. 1, n. 371, p.100-106, feb. 1977.

MOLDMAX BRUSHWELLMAN ENGINEERED MATERIALS. The moldmax and protherm advantages. Disponível em: < <http://www.moldmax.com> >. Acesso em: janeiro 2001.

MUKUND, R.; BARRUFET, M.A.; EUBANK, P. T. Theoretical models of the electrical discharge machining process II: the anode erosion model. Journal of Applied Physics, USA, v. 66, n. 9, p. 4104-4111, nov. 1989.

MÜLLER, H. Beitrag zur klärung funkenerosivervorgänge. Elektrowärme, Deutschland, v. 23, n. 3. 1965.

OARMOLDWORKS. Copper versus graphite. Disponível em: <<http://www.oarmolds.com>> . Acesso em: maio 2001.

POCO GRAPHITE INC.. EDM - Technical Manual. 1. ed. USA: [s.n],1994. 1 v.

REBELO, J.C et al. An experimental study on electro-discharge machining and polishing of high strength copper-beryllium alloys. *International Journal of Materials Processing Technology*, Great Britain, v. 1, n. 103, p. 389-397, 2000.

REED-HILL, R.E. *Physical metallurgy Principles*. 3. ed. USA: PWS Publishing Company, 1994. 921 p.

REES, H. *Mold Engineering*. 1 ed. USA: Hanser Publications, 1995, 621 p.

SCHUMACHER, B.M. Das leistungsverhalten und der werkzeugverschleiss bei funkenerosiven bearbeitung von stahl mit speicher und impulseneratoren. 1966. 1 v. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - WZL- Laboratorium für Werkzeugmaschinen und Betriebslehre der RWTH-Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule, Aachen, Deutschland.

SCHUMACHER, B. M. About de role of debris in the gap during electrical discharge machining. *Annals of the CIRP*, Great Britain, v. 39, n. 1, p.197-190, 1990.

SCHUMACHER, B. M.; DAUW, D. F. Milestones of worldwide EDM research activities. In: *INTERNATIONAL SYMPOSIUM FOR ELECTROMACHINING*, 9, 1989, Nagoya. *Proceedings...Nagoya: The Japan Society of Electrical-Machining Engineers*, 1989. 1 v. p. 240-254.

STEVENS, L. Improvement of surface quality in die-sinking EDM. 1988. 1 v. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Department of Mechanical Engineering, K.U. Leuven, Belgium.

STONEHOUSE, A. J. Physics and chemistry of beryllium. *Journal of Vac. Sci. Technol.*, USA, v. 4, n. 3, p. 1163-1170, 1986.

STOR, M. New dielectric medium-isonoplus IME-MH. In: *INTERNATIONAL SYMPOSIUM FOR ELECTROMACHINING*, 10, 1992, Magdeburg. *Proceedings... Magdeburg: CIRP*, 1992. 1 v. p. 161-169.

THOMSON, P. F. Surface damage in electrodischarge machining. *Materials Science and Technology*, USA, v. 5, n. 1040, p. 1153-115, nov. 1989.

TOMLINSON, W. J.; ADKIN, R. Microstructure and properties of electrodischarge machined surfaces. *Surface Engineering*, USA, v. 8, n. 4, p. 283-288, 1992.

VAN COPPENOLLE, B.; DAUW, D. F. On the evolution of EDM research - part 1: modeling and controlling the EDM process. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM FOR ELECTROMACHINING, 11, 1995, Lousanne. Proceedings...Lousanne: EPFL, 1995. 2 v. p. 117-131, 1995.

VAN DIJCK, F. Physical-mathematical analysis of the electrodischarge machining process. 1973. 1 v. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Faculty of Applied Sciences, Department of Mechanics, K.U. Leuven, Belgium.

VAN DIJCK, F. et al. Some results of physical research in EDM. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM FOR ELECTROMACHINING, 4, 1974, Bratislava. Proceedings...Bratislava: [s.n.], [1974 ?]. 1 v. p.68-85.

VEREIN DEUTSCHER INGENIEUR. Elektroerosive bearbeitung : definitionen und terminologie, 3402. Düsseldorf, 1990. 2 v.

VEREIN DEUTSCHER INGENIEUR. Elektroerosive Bearbeitung: kennzeichnung und abnahme von anlagen, 3402. Düsseldorf, 1990. 2 v.

WÄLDER, G. New Technologies and EDM. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM FOR ELECTROMACHINING, 12, 1998, Aachen. Proceedings...Aachen: VDI, 1998. 1 v. p. 331-341.

ZOLOTYCK B.N. Phänomenologische theorie der funkenerosiven massbearbeitung. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM FOR ELECTROMACHINING, 3, 1970, Vien. Proceedings... Vien: [s.n.], [1970 ?]. 1 v. p. 185-191.

ZOLOTYCK B. N. Physikalische grundlagen der elektrofunkenbearbeitung von metallen. VEB Verlag Technik, Berlin, 1955.

APÊNDICES

APÊNDICE 1

MÁQUINA UTILIZADA

cabeçote de montagem
de eletr. ferramenta

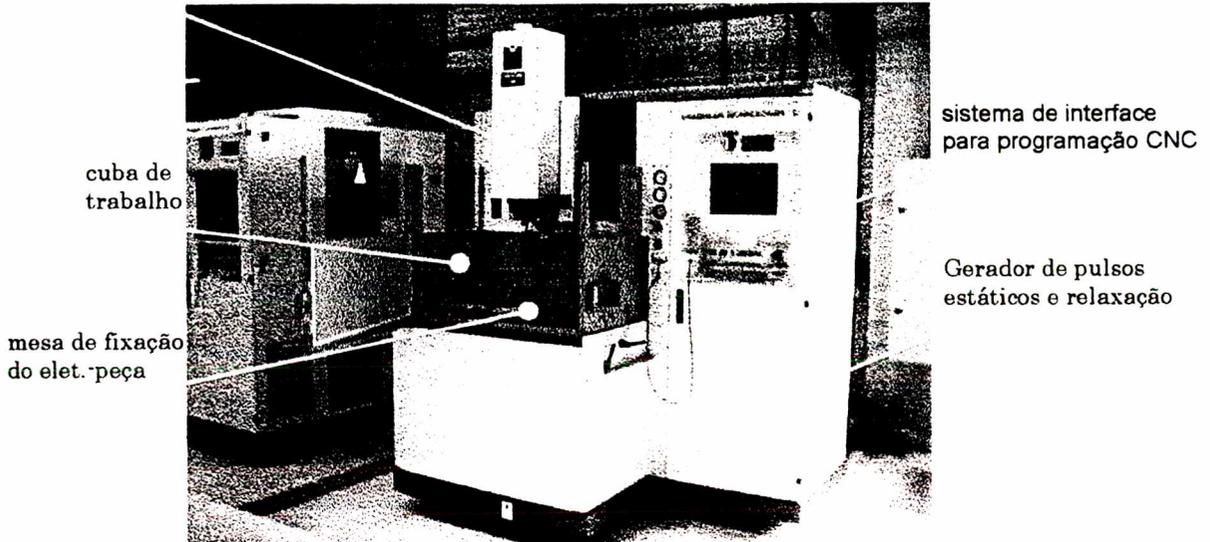


Figura 1.1 - Máquina Roboform 30 CNC.

1.1 - Máquina de Eletroerosão por Penetração

- Fabricante: CHARMILLES TECHNOLOGIES
- Modelo: ROBOFORM 30 CNC (Fig. I.1)
- Movimentos

Cursos: - X - 350 mm

- Y - 250 mm

- Z - 300 mm

- C - 360°

- Dimensões máximas da peça: 350 X 840 X 560 mm
- Dimensões da mesa: 500 X 400 mm
- Resolução de medida: 0,5 μm
- Incremento de posicionamento: 1 μm
- Velocidade máxima (modo manual): 900 mm/min
- Velocidade máxima de rotação do eixo C: 100 rpm

- Cuba de trabalho:
 - dimensões: 370 X 940 X 590 mm
 - capacidade: 200 [l]
 - nível mínimo/máximo: 100/350 mm
- Reservatório de dielétrico:
 - dimensões: 330 X 920 X 1460 mm
 - capacidade mínima/máxima: 325/350 l
 - sistema de filtragem: 3 filtros de papel
- Lavagem:
 - injeção: pela peça, lateral e pelo eletrodo.
 - sucção: pela peça

1.2 - Parâmetros do Gerador

- Modo de atuação: pulso estático e relaxação.
- Polaridade do eletrodo-ferramenta: positiva e negativa.
- Abaixo estão alguns parâmetros de controle do gerador:

Corrente de descarga i_e [A]	0,5	1	2	3	4	6	8	12	16	24	32
--------------------------------	-----	---	---	---	---	---	---	----	----	----	----

Duração de t_e [μ s]	0,2	0,8	1,6	3,2	6,4	12,8	25	50	100	200	400	800	1600	3200
-----------------------------	-----	-----	-----	-----	-----	------	----	----	-----	-----	-----	-----	------	------

Duração de t_o [μ s]	0,2	0,8	1,6	3,2	6,4	12,8	25	50	100	200	400	800	1600	3200
-----------------------------	-----	-----	-----	-----	-----	------	----	----	-----	-----	-----	-----	------	------

Tensão em aberto (\hat{u}) [V]	80	120	160	200
------------------------------------	----	-----	-----	-----

Movimento de pulsação R e U [s]	0,1	0,2	0,4	0,8	1,6	3,2	6,4	12,8
---------------------------------	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	------

APÊNDICE 2

ANÁLISE MICROGRÁFICA DA LIGA AMP 8000 E DO AÇO AISI P20

1. Objetivos

Determinar a espessura da camada termicamente afetada dos materiais, assim como obter fotografias da região transversal das amostras para a observação da existência de possíveis microfissuras e poros.

2. Preparação das amostras

Foram seguidas cinco etapas para a preparação das amostras do alumínio e do aço, como apresentadas a seguir:

• CORTE

As amostras foram extraídas manualmente utilizando uma cortadeira STRUERS DISCOTOM-2 com disco de corte diamantado METALPRISMA, conforme mostra a Fig. 2.1.

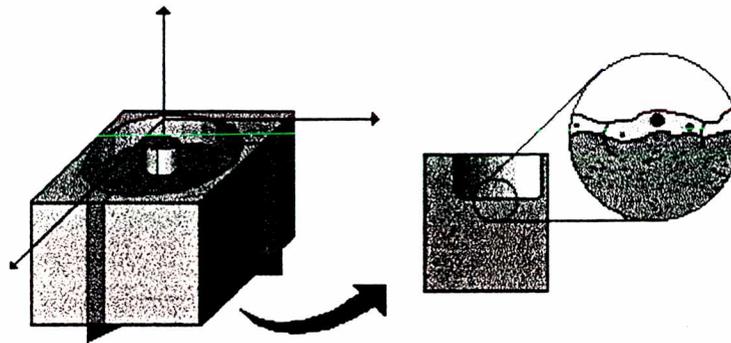


Figura 2.1 - Representação esquemática da peça eletroerodida e detalhe transversal da amostra para análise micrográfica.

• EMBUTIMENTO

Um exemplar das partes cortadas da amostra foi embutido para facilitar o manuseio nas etapas posteriores. O embutimento ocorre da seguinte forma: unta-se com vaselina o êmbolo da prensa para melhor acomodar a amostra. Em seguida a mesma é posicionada centralizada no êmbolo de forma a expor adequadamente a parte que será analisada, sendo em seguida pressionada para devida acomodação.

• LIXAMENTO:

Após o embutimento, os corpos de prova passam pelo processo de lixamento que consiste em retirar o material encruado pelo corte. Foi utilizada uma lixadeira metalográfica dupla STRUERS LABOPOL-21 com lixas de granulometria de 220, 320, 400 e 600. Quanto maior a granulometria, mais fina a retirada de material. Para um resultado satisfatório, os corpos de prova foram manipulados segundo as direções apresentadas na Fig. 2.2.

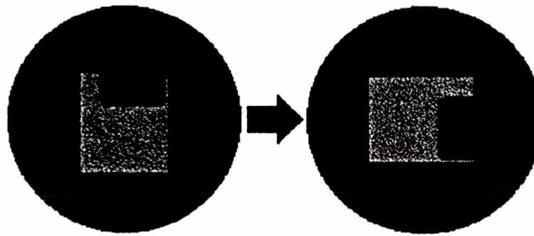


Figura 2.2 - Detalhe dos corpos de prova embutidos e direções de lixamento.

Em cada posição deve-se deixar marcas uniformes de lixamento na superfície exposta. Isso implica em uma eficiente e uniforme retirada de material, eliminando planos disformes e riscos muito pronunciados na superfície da amostra.

• POLIMENTO

- ALUMÍNIO: foram utilizados os seguintes equipamentos e materiais: politriz metalográfica marca STRUERS e modelo LABOPOL-5 com bandeja de 200 mm de diâmetro, pasta de diamante de granulometria 3 μm e álcool etílico como lubrificante. A operação de polimento da liga AMP 8000 é relativamente complicada porque este material possui grande facilidade de apresentar riscos na superfície. O procedimento exige muita limpeza, tanto das amostras como das mãos do operador. O processo deve ser feito da seguinte maneira: com o suporte da bandeja da politriz sob máxima rotação, translada-se a amostra em sentido contrário a movimentação do suporte, exercendo razoável pressão contra a bandeja. Como material de polimento, o mais adequado é a pasta de diamante de granulometria 3 [μm], em uma dosagem bem maior que a recomendada usualmente pelas normas, pois, de outra forma, o tempo de polimento é incrivelmente elevado. Para garantir boa lubrificação durante o polimento deve-se aplicar álcool etílico em intervalos regulares, a fim de evitar que

o pano da bandeja seque demasiadamente. O tempo médio de polimento de cada amostra foi de aproximadamente 10 minutos.

AÇO: a etapa de polimento do aço foi executada segundo os procedimentos normais para este tipo de material. A politriz utilizada foi a mesma do alumínio. Como material para polimento utilizou-se uma mistura água e óxido de alumínio com granulometria de 1 μm , a qual foi adicionado em quantidade abundante durante a operação. O tempo médio de polimento por amostra foi de 7 minutos.

• ATAQUE QUÍMICO:

- **ALUMÍNIO:** O ataque químico no alumínio foi feito com uma solução de 5% em vol. de ácido fluorídrico para 95% em vol. de água destilada. Este ácido ataca apenas a região que não foi usinada e os contornos de grão, contrastando a região que se solidificou novamente, ou seja, a camada superficial. O tempo de exposição ideal foi de aproximadamente 12 segundos. Para o encerramento do ataque foi necessário esfregar na peça atacada álcool etílico embebido em algodão, a fim de limpar totalmente a superfície da amostra, que, em seguida, foi devidamente secada com jato de ar, para que posteriormente no microscópio o álcool etílico não atrapalhasse na identificação das fases presentes.

- **AÇO:** o ataque químico no aço foi executado por uma solução de nital, cuja composição foi de 2% em vol. de ácido nítrico e 98% em vol. de água destilada. O tempo de exposição ideal foi de 8 segundos. Para o encerramento do ataque e retirada da quantidade restante de óxido de alumínio foi necessário esfregar sobre a amostra algodão embebido em álcool etílico, a fim de eliminar a presença do chamando "rabo de cometa", que significa traços de óxido de alumínio aderidos à superfície da amostra.

• EXAME MICROGRÁFICO

As amostras foram ampliadas 500 vezes e observadas por meio do analisador de imagens VIEWSONIC G-771 com programa OMNIMET ADVANTAGE. Depois de encontradas regiões adequadas para análise, foram tiradas fotos com o sistema de fotomicrografia OLYMPUS PM-DL-3 utilizando filmes POLAROID preto e branco. Neste mesmo equipamento foram também executadas as medições da espessura da camada superficial. Para cada amostras foram feitas 10 medições de espessura para a obtenção de uma média representativa desta grandeza.

A Fig. 2.3 apresenta um exemplo de micrografia da seção transversal de uma amostra de alumínio usinada sob os parâmetros: $i_e = 32 \text{ A}$, $t_e = 200 \text{ } [\mu\text{s}]$, polaridade positiva do eletrodo-ferramenta e relação de contato $\tau = 0,5$. A espessura média da camada superficial é de $14 \text{ } [\mu\text{m}]$. É possível observar claramente a presença de muitos poros e microfissuras, as quais se propagam até o material base da liga.



Figura 2.3 - Micrografia da seção transversal de uma amostra de AMP 8000.

A Fig. 2.4 exibe um outro exemplo de micrografia da seção transversal de uma amostra, neste caso do aço AISI P20, usinada sob os seguintes parâmetros: $i_e = 32 \text{ A}$, $t_e = 400 \text{ } \mu\text{s}$, polaridade positiva do eletrodo-ferramenta e relação de contato $\tau = 0,8$. A espessura média da camada superficial é de $48 \text{ } \mu\text{m}$. É possível observar claramente a presença da camada superficial - *white layer* - que não foi atacada pelo reagente químico, aspecto normal nos aços.

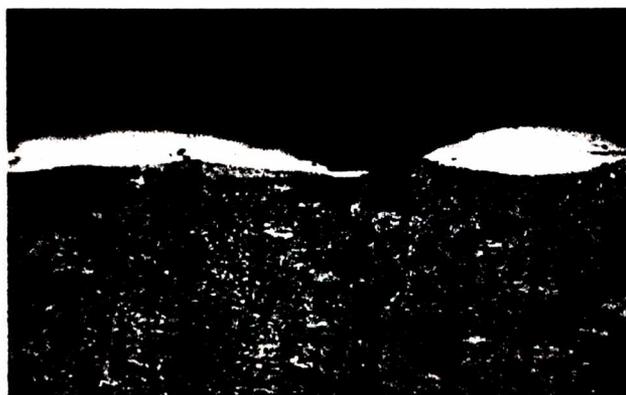


Figura 2.4 - Micrografia da seção transversal de uma amostra de aço AISI P20.