

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**Uma contribuição ao Processo de Furação sem
Fluido de Corte com
Broca de Metal Duro Revestida com TiAlN**

Autor: Gilberto Walter Arenas Miranda

Orientador: Nivaldo Lemes Coppini

07/2003

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO**

**Uma contribuição ao Processo de Furação sem
Fluido de Corte com
Broca de Metal Duro Revestida com TiAlN**

Autor: **Gilberto Walter Arenas Miranda**

Orientador: **Nivaldo Lemes Coppini**

Curso: Engenharia Mecânica

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Tese de doutorado apresentada à comissão de Pós Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica, como requisito para obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica

Campinas, 2003

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA - BAE - UNICAMP

Ar33u Arenas Miranda, Gilberto Walter
 Uma contribuição ao processo de furação sem fluido de
 corte com broca de metal duro revestida com TiAlN /
 Gilberto Walter Arenas Miranda. --Campinas, SP: [s.n.],
 2003.

 Orientador: Nivaldo Lemos Coppini.
 Tese (doutorado) - Universidade Estadual de
 Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

 1. Usinagem. 2. Aço. 3. Otimização. I. Coppini,
 Nivaldo Lemos. II. Universidade Estadual de Campinas.
 Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO**

TESE DE DOUTORADO

**Uma Contribuição ao Processo de Furação sem
Fluido de Corte com
Broca de Metal Duro Revestida com TiAlN**

Autor: Gilberto Walter Arenas Miranda

Orientador: Nivaldo Lemos Coppini



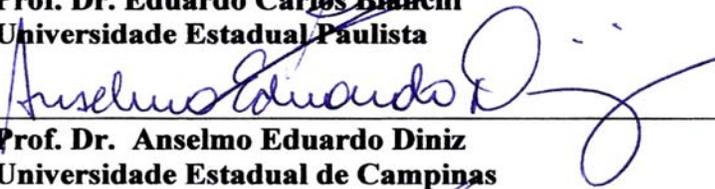
Prof. Dr. Nivaldo Lemos Coppini, Presidente
Universidade Estadual de Campinas



Prof. Dr. Alisson Rocha Machado
Universidade de Uberlândia



Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi
Universidade Estadual Paulista



Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz
Universidade Estadual de Campinas



Prof. Dr. Olívio Novaski
Universidade Estadual de Campinas

Campinas, 01 de julho de 2003

Dedicatória

Dedico este trabalho:

Aos meus pais Juan e Segunda (in memoriam)

A Ana Terezinha, minha esposa

A Ana Lydia, Ana Regina e Gilberto Walter, meus filhos

A Anna Julia, minha neta

Agradecimentos

A Deus, por ter permitido a realização deste trabalho.

À minha família, pelo carinho, apoio, compreensão, força e incentivo constantes.

Ao Professor Dr. Nivaldo Lemos Coppini pela orientação e, acima de tudo pela amizade, ajuda, apoio, simplicidade, incentivo e colaboração recebida.

Aos docentes, funcionários e pesquisadores do Departamento de Engenharia de Fabricação da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas (DEF/FEM/UNICAMP), que contribuíram para a realização deste trabalho, em especial, ao Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz, o Prof. Dr. Olívio Novaski, o Prof. Dr. Antônio Batocchio, a Profa. Dra Maria Helena Robert, a Profa. Dra Roseana da Exaltação Trevisan, o Prof. Dr. Durval Uchôas Braga, o Prof. Dr. João Roberto Ferreira, o Prof. MSc. Niederauer Mastelari e ao técnico Aristides, pelo auxílio na realização dos ensaios experimentais.

À Pró-reitoria de Pesquisa e Pós-Graduação da Universidade de Taubaté pelo apoio recebido, bem como a todos os colegas do Departamento de Engenharia Mecânica pelo incentivo e amizade recebidos especialmente ao Prof. Adalberto Vieira de Mattos.

Ao órgão financiador FINEP pela aquisição do material necessário para os ensaios e a TITEX, na pessoa do engenheiro Marcos Soto Ice (Gerente Regional Divisão) pelo fornecimento das brocas utilizadas nos ensaios.

“Se a sabedoria penetrar teu coração e a ciência deleitar a tua alma, a reflexão te guardará e a prudência amparar-te-á” Provérbios 2:10, 11

Índice

1	Introdução	1
2	Fluidos de corte	4
2.1	Generalidades	4
2.2	Classificação dos fluidos de corte	7
2.2.1	Ar	8
2.2.2	Tipos aquosos	8
2.2.2.1	Água	8
2.2.2.2	Emulsões	9
2.2.2.3	Soluções químicas	10
2.2.3	Óleos	11
2.2.3.1	Óleos minerais puros	11
2.2.3.2	Óleos graxos	12
2.2.3.3	Óleos compostos	12
2.2.3.4	Óleos de extrema pressão	12
2.3	Aspectos nocivos dos fluidos de corte	14
2.4	Consumo e descarte de fluidos de Corte	20
2.4.1	Métodos químicos	22
2.4.2	Métodos físicos	22
2.4.3	Incineração	23
2.4.4	Evapo-incineração	23

3	Usinagem sem fluido de corte	24
3.1	Considerações	24
3.2	Fundamentos tecnológicos	32
3.3	Fatores que influenciam a usinagem sem fluido de corte	33
3.4	A usinagem sem fluido de corte e com ferramenta de geometria definida	35
3.5	Alternativas tecnológicas para viabilizar a redução/eliminação de fluido de corte	35
3.6	Revestimentos	37
3.6.1	Considerações	37
3.6.2	Novos potenciais de exploração	40
3.6.3	Importância do tamanho dos grãos	40
3.6.4	Ligantes aperfeiçoados	41
3.6.5	Os gradientes de concentração	42
3.6.6	Mecanismos e formas de desgaste das ferramentas	43
3.6.7	Estruturas do revestimento	50
3.6.8	Escolha dos materiais de revestimento	50
3.6.9	Processos de revestimento	51
3.6.10	Revestimentos com nitretos	53
3.6.11	Estruturas de revestimento mono e multicamada	54
3.7	Desenvolvimento de ferramentas para furação sem fluido de corte	56
3.8	Desempenho de corte das brocas de metal duro revestidas de (Ti,Al)N	57
3.9	Usinagem sem fluido de corte de peças de ferro fundido	59
3.10	Usinagem de aço sem o uso de fluido de corte	59
3.11	Usinagem sem fluido de corte de ligas de alumínio	63
4	Processo de Furação	70
4.1	Generalidades	70
4.2	Qualidade da peça usinada no processo de furação	70
4.3	Características geométricas das brocas helicoidais	74
4.4	Perfis transversais das brocas helicoidais	82
4.4.1	Perfil do tipo I	82

4.4.2	Perfil do tipo II	84
4.4.3	Perfil do tipo III	84
4.5	Esforços e desgastes na furacão com brocas helicoidais	85
4.5.1	Expressões empíricas para determinação dos esforços	86
5	Procedimento Experimental	89
5.1	Material	89
5.2	Ferramenta	91
5.3	Equipamentos e Instrumentos	93
5.3.1	Máquina –Ferramenta	93
5.3.2	Lubrificantes	94
5.3.3	Dinamômetro	94
5.3.4	Rugosímetro	96
5.3.5	Medição dos diâmetros	97
5.3.6	Equipamento para uso de MQL	98
5.3.7	Microscópio	99
5.3.8	Potência de corte	100
5.4	Metodologia de otimização das condições de usinagem	101
5.4.1	Curva de vida da ferramenta	101
5.4.2	Tempos de usinagem	103
5.4.3	Custo de usinagem por peça (furo)	104
5.4.4	Metodologia	104
5.4.4.1	Introdução	104
5.4.4.2	Trabalhos prévios de otimização	106
6	Resultados e Discussões	110
6.1	Ensaio preliminares sem fluido de corte	110
6.2	Tempo de troca da ferramenta	112
6.3	Determinação da velocidade de referência	112
6.4	Ensaio realizados na v_{mxp}	113
6.4.1	Ensaio complementares	114

6.4.2	Medidas da força de avanço	115
6.4.3	Momento torçor	117
6.4.4	Potência de corte	118
6.4.5	Desgaste de flanco	119
6.4.6	Rugosidade média (Ra)	123
6.4.7	Diâmetros dos furos	124
6.4.8	Integridade superficial dos furos	129
6.5	Análises de produtividade	134
7	Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros	137
7.1	Conclusões	137
7.2	Sugestões para Trabalhos Futuros	139
	Referências Bibliográficas	140
	Anexos	157

Resumo

Arenas Miranda, Gilberto Walter, *Uma Contribuição ao Processo de Furação sem Fluido de Corte com Broca de Metal Duro Revestida com TiAlN*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2003. 175 p. Tese (Doutorado)

Na atualidade, a usinagem sem fluido de corte constitui um dos tópicos mais debatidos da indústria metal-mecânica. O elevado custo da refrigeração/lubrificação, problemas ecológicos ligados ao ambiente de trabalho e eliminação de resíduos, do mesmo modo que a saúde do ser humano, têm estimulado a eliminação/restrrição do uso de refrigerantes/lubrificantes. As pesquisas do processo de furação nos nossos dias estão focadas na procura de novas condições de corte e situações específicas para realização de usinagem sem fluido de corte, tendo-se conseguido um considerável aumento de vida da ferramenta através da modificação da geometria e adição de revestimentos. O trabalho apresentado relata o resultado de experiências de furação sem fluido de corte em aço ligado ABNT 4340, com broca inteiriça de metal duro de 10 mm de diâmetro, revestimento de TiAlN, e geometria especial. Inicialmente, foram feitos ensaios preliminares em diversas velocidades, utilizando metodologia de otimização desenvolvida por pesquisadores da UNICAMP, para determinar a velocidade de referência na qual foram realizados os ensaios definitivos. Finalmente, foram realizados ensaios complementares para efeito comparativo com o uso de fluido de corte vaporizado (20 ml/h) e fluido de corte emulsionado aplicado convencionalmente. Os resultados mostraram que o processo de furação sem fluido de corte pode ser feito, mesmo na velocidade de referência, com bom desempenho na qualidade dos furos (tolerância dimensional e rugosidade). Por outro lado, verificou-se que a variação dos esforços de corte (força de avanço, momento torçor e potência de corte) em relação aos ensaios complementares, não são representativos em termos de produção.

Palavras-chave: Usinagem, Furação sem fluido de corte, Aço ABNT 4340, Otimização

Abstract

Arenas Miranda, Gilberto Walter. *A Dry Drilling Process Contribution with Solid Carbide TiAlN Coated Drill*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica/UNICAMP, 2003. 175p. Thesis (Doctorate)

At the present time the dry cutting is one of the most debated topics of the metal-cutting industry. The cooling and/or lubricants high cost, ecological problems linked to the working environment and waste disposal, as well as the human health has stimulated the elimination/limitation of the cooling and/or lubricants use. The researches of this process are today in direction to pursuit new cutting conditions and specific situations for dry cutting, having gotten a considerable increase of tool life through the geometry modification and coating additions. This work shows the dry drilling experiences in ABNT 4340 steel, with solid carbide coated TiAlN 10 mm diameter drill and special geometry. Initially preliminary experiments were made in several cutting speeds, using optimization methodology developed by UNICAMP researchers, to determine the reference cutting speed in which the definitive experiments were carried out. Finally complementary experiments were performed for comparative effect, with the use of air-oil-mist (20 ml/h) and flood of oil-water emulsion. The results showed that the dry drilling process can be done, even in reference speed with good performance in terms of hole quality (dimensional tolerance and surface roughness). In the other hand, it was verified that the cutting force variation (feed force, torsion moment and cutting power) in relation to the complementary experiments are not representative in production terms.

Keywords: Machining, Dry drilling, ABNT 4340 steel, Optimization

Lista de Figuras

Figura 2.1	Principais fontes de geração de calor na formação do cavaco	6
Figura 2.2	Materiais residuais e emissões de processos de usinagem	14
Figura 2.3	Relação de custos de fabricação associados ao uso de fluido de corte emulsionável	16
Figura 2.4	Consumo médio de lubrificantes na Alemanha em 1992	21
Figura 3.1	Temperaturas em processo de furação sem fluido de corte, MQL e com óleo emulsionável	26
Figura 3.2	Desgaste de flanco & velocidade de corte na usinagem sem fluido de corte com quatro tipos de ferramentas	27
Figura 3.3	Influências térmicas na operação de usinagem e problemas devidos à sobrecarga térmica no processo de corte	28
Figura 3.4	Influências das funções básicas dos fluidos de corte	31
Figura 3.5	Pontos de conversão de energia nos processos de usinagem	33
Figura 3.6	Variáveis que influenciam a usinagem sem fluido de corte	34
Figura 3.7	Alternativas tecnológicas de curto prazo para viabilizar a redução dos fluidos de corte na usinagem	36
Figura 3.8	Características dos materiais para ferramentas na usinagem sem fluido de corte	37
Figura 3.9	Influência dos revestimentos nos mecanismos de desgaste e condições de contato	43
Figura 3.10	Mecanismo de Fadiga térmica ou mecânica	46
Figura 3.11	Classificação das formas de desgaste	46
Figura 3.12	Representação do desgaste nas arestas principais de corte	47
Figura 3.13	Representação do desgaste na aresta transversal da broca	47
Figura 3.14	Representação do desgaste na aresta secundária de corte	48

Figura 3.15	Causas do desgaste na usinagem	49
Figura 3.16	Processo PVD “Íon Plating”	52
Figura 3.17	Tendência atual dos revestimentos nas ferramentas de corte	55
Figura 3.18	Furação sem fluido de corte de aço temperado	60
Figura 3.19	Usinagem em peças de alumínio sem fluido de corte e com MQL	64
Figura 3.20	Pastilhas com e sem revestimento de PBC no torneamento sem fluido de corte	65
Figura 3.21	Influência do revestimento no fresamento sem fluido de corte e com MQL da liga AlZnMgCu1,5	67
Figura 3.22	Resultados de ensaios de fresamento sem fluido de corte em liga AlSi10Mg-wa com HC-K10	68
Figura 4.1	Partes de uma Broca Helicoidal	73
Figura 4.2	Arestas e superfícies de corte de uma broca helicoidal	76
Figura 4.3	Ângulos da ferramenta numa broca helicoidal	78
Figura 4.4	Planos do sistema de referência da ferramenta na broca helicoidal	79
Figura 4.5	Geometria da parte de corte de uma broca helicoidal	80
Figura 4.6	Variação do ângulo de hélice de uma broca em função do diâmetro	81
Figura 4.7	Perfis das brocas helicoidais	83
Figura 5.1	Corpo de prova CP1	90
Figura 5.2	Corpo de prova CP2	90
Figura 5.3	Fotografia mostrando arestas principais de corte, aresta transversal e superfície principal de folga da broca usada	91
Figura 5.4	Fotografia mostrando aresta de corte e superfície principal de folga da broca usada	92
Figura 5.5	Verificação da excentricidade (batimento radial)	92
Figura 5.6	Centro de usinagem vertical CNC	93
Figura 5.7	Montagem do CP2 no dinamômetro KISTLER 9272	95
Figura 5.8	Montagem dos equipamentos para aquisição de dados	95
Figura 5.9	Montagem para medição da rugosidade no corpo de prova CP2	96
Figura 5.10	Sistema de medição dos diâmetros dos furos no CP2	97
Figura 5.11	Esquema do vaporizador de fluido de corte – Magic Cut (Fuso Seiki)	98

Figura 5.12	Montagem do equipamento Magic Cut (Fuso Seiki)	99
Figura 5.13	Montagem do sistema de medição do desgaste da broca	100
Figura 5.14	Curva de vida de uma ferramenta de usinagem	102
Figura 5.15	Intervalo de Máxima Eficiência	106
Figura 6.1	Ensaios definitivos realizados sem o uso de fluido de corte na v_{mxp} e comprimento de avanço L_f	114
Figura 6.2	Força inicial de avanço dos ensaios definitivos sem o uso de fluido de corte realizados na v_{mxp} .	116
Figura 6.3	Evolução da força de avanço em função do comprimento de avanço L_f	117
Figura 6.4	Variação do momento torçor em função do comprimento de avanço L_f	118
Figura 6.5	a) aresta de corte na ferramenta nova b) desgaste típico após 645 furos no ensaio 2	120
Figura 6.6	Evolução da potência em relação ao comprimento de avanço L_f	121
Figura 6.7	Desgaste de flanco típico para os ensaios realizados em função do comprimento de avanço L_f	121
Figura 6.8	Curva da potência consumida típica durante a furação de um furo com a velocidade de referência	122
Figura 6.9	Rugosidade média dos furos para as diferentes condições de lubrificação	124
Figura 6.10	Variação do diâmetro inicial do furo para as diferentes condições de lubrificação	126
Figura 6.11	Variação do diâmetro final do furo para as diferentes condições de lubrificação	127
Figura 6.12	Comportamento da zona termicamente afetada em relação ao comprimento de avanço L_f	130
Figura 6.13	Comportamento do máximo valor da dureza (HV) por amostra em relação ao comprimento de avanço L_f	131
Figura 6.14	Forma dos cavacos a) no início e b) no fim dos ensaios sem fluido de corte	132
Figura 6.15	Variação da dureza (HV) na zona termicamente afetada e zona intermediária	133
Figura 6.16	Estado inicial da estrutura do material e após usinagem de 48 furos no ensaio 2	134
Figura 6.17	Estrutura do material nos furos 144 e 464 do ensaio 2	134

Lista de Tabelas

Tabela 2.1	Principais riscos ambientais decorrentes do uso, manuseio e descarte de fluidos de corte utilizados em processos de usinagem	20
Tabela 3.1	Propriedades dos revestimentos	39
Tabela 3.2	Comparação entre os processos de revestimento PVD e CVD	53
Tabela 3.3	Propriedades selecionadas das camadas de TiN, TiCN e TiAlN	53
Tabela 4.1	Grau de precisão (qualidade de trabalho) esperada nos processos de furação, calibramento e alargamento	72
Tabela 4.2	Rugosidades Ra esperadas por diversos processos de fabricação	74
Tabela 4.3	Porcentagem de participação dos vários elementos nos esforços totais da broca com afiação cônica comum	85
Tabela 5.1	Composição química da liga ABNT 4340	89
Tabela 6.1	Ensaio preliminares realizados sem fluido de corte em diversas velocidades	112
Tabela 6.2	Comprimento de avanço (número de furos) nos ensaios definitivos realizados sem o uso de fluido de corte na v_{mxp}	113
Tabela 6.3	Força inicial de avanço dos ensaios definitivos realizados sem o uso de fluido de corte na v_{mxp}	115
Tabela 6.4	Dimensões para os furos do ensaio 13 (sem fluido de corte)	128
Tabela 6.5	Tempos e produção horária	136

Nomenclatura

Letras Latinas

$A\alpha$	Superfície principal de folga	
$A\gamma$	Superfície de saída	
a_p	Profundidade de usinagem	[mm]
d	Diâmetro	[mm]
v_c	Velocidade de corte	[m/min]
v_f	Velocidade de avanço	[mm/min]
C	Constante da equação de Taylor	
C_{uf}	Custo da ferramenta	[\$]
C_{um}	Custo da máquina	[\$]
C_{us}	Custo de mão de obra de usinagem	[\$]
C_{ft}	Custo da ferramenta por vida	[\$]
C_p	Custo de usinagem por peça	[\$]
f	Avanço da ferramenta	[mm/volta]
F_c	Força de corte	[N]
IT	Qualidade de trabalho (tolerância ISO)	[μ m]
F_f	Força de avanço	[N]
K	Constante da equação de Taylor	
K_s	Pressão específica de corte	[N/mm ²]
L_c	Comprimento de corte	[m]
L_f	Comprimento de avanço	[mm]
n	Rotação	[rpm]

P_c	Potência de corte	[kW]
P_f	plano admitido de trabalho	
P_o	Plano ortogonal da ferramenta	
P_p	plano dorsal do ferramenta	
P_r	plano de referência da ferramenta	
P_s	plano de corte do ferramenta	
Q_{ges}	Quantidade de calor total de remoção	[kJ]
Q_{sp}	Quantidade de calor transferido ao cavaco	[kJ]
Q_{kss}	Quantidade de calor transferido ao fluido de corte	[kJ]
Q_{we}	Quantidade de calor transferido à peça	[kJ]
Q_{ws}	Quantidade de calor transferido à ferramenta	[kJ]
R_a	Rugosidade média aritmética	[μm]
S_h	Salário e encargos do operador	[\$/hora]
S_m	Custo total da máquina	[\$/hora]
T	Vida da ferramenta	[min]
t_a	Tempo de aproximação e afastamento	[min]
t_c	Tempo de corte	[min]
t_{ft}	Tempo de troca da ferramenta	[min]
t_i	Tempos improdutivos	[min]
t_p	Tempo de preparo da máquina	[min]
t_s	Tempo secundário	[min]
t_t	Tempo total de usinagem de uma peça	[min]
V_o	Velocidade de mínimo custo	[m/min]
v_c	Velocidade de corte	[m/min]
VB	Marca de desgaste no flanco da ferramenta	[mm]
v_{mxp}	Velocidade de máxima produção	[m/min]
x	Constante da equação de Taylor	
W_c	Trabalho de corte	[N.m]
W_e	Trabalho efetivo de usinagem	[N.m]

Letras gregas

α	Ângulo de folga do ferramenta	[graus]
α_f	Ângulo lateral de folga	[graus]
α_{fe}	Ângulo de folga lateral efetivo	[graus]
α_o	Ângulo de folga ortogonal	[graus]
β	Ângulo de cunha do ferramenta	[graus]
β_f	Ângulo de cunha lateral da ferramenta	[graus]
β_o	Ângulo de cunha ortogonal do ferramenta	[graus]
β_p	Ângulo de cunha dorsal da ferramenta	[graus]
Δ_s	Diferença de corte permitida	[graus]
ϕ	Ângulo de hélice	[graus]
χ_r	Ângulo de posição da ferramenta	[graus]
ε_r	Ângulo de ponta da ferramenta	[graus]
γ	Ângulo de saída medido no corte ortogonal	[graus]
γ_o	Ângulo de saída medido no plano ortogonal	[graus]
γ_f	Ângulo de saída lateral da ferramenta	[graus]
γ_p	Ângulo de saída dorsal da ferramenta	[graus]
η	ângulo da direção efetiva	[graus]
λ_s	Ângulo de inclinação medido no plano de corte	[graus]
Ψ_r	Ângulo de posição complementar da ferramenta	[graus]
σ	Desvio padrão	-

Abreviações

A/D	Analógico/Digital
Al	<i>Alumínio</i>
Al ₂ O ₃	Alumina
APC	Aresta Postiça de corte
B	Boro
CBN	Nitreto cúbico de boro
CVD	Deposição química a vapor
Cu	Cobre
Fe	Ferro
HB	Dureza Brinell
HSM - HSC	Usinagem de alta velocidade
HRC	Dureza Rockwell C
HV	Dureza Vickers
IT	Qualidade de trabalho (tolerância ISO)
MQL	Mínima Quantidade de Lubrificante
PCD	Diamante sintético policristalino
PVD	Deposição física a vapor
R _a	Rugosidade média aritmética
Si	Silício
SiC	Carboneto de Silício
Ti	Titânio
TiC	Carboneto de titânio
TiCN	Carbonitreto de titânio
TiN	Nitreto de titânio
TiALN	Nitreto de titânio-alumínio
VB	Desgaste de flanco da ferramenta

Siglas

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ASTM	American Society for Testing Materials
CNC	Comando Numérico Computadorizado
DEF	Departamento de Engenharia de Fabricação
DIN	Deutsches Institut für Normung
FAPESP	Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo.
FEM	Faculdade de Engenharia Mecânica
FUNCAMP	Fundação de Desenvolvimento da UNICAMP
ISO	International Organization for Standardization
SAE	Society of Automotive Engineers
UNICAMP	Universidade Estadual de Campinas

Capítulo 1

Introdução

A função principal dos fluidos refrigerantes/lubrificantes é reduzir a geração de calor pela redução do atrito, eliminar a influência do aumento da temperatura na estrutura do material e transportar / remover os cavacos gerados durante o processo. Na usinagem sem fluido de corte, o atrito e adesão entre ferramenta e peça aumentam, sendo submetidos a uma grande carga térmica que propicia: o desgaste da ferramenta, a formação de crateras, a dificuldade na obtenção de tolerâncias apertadas e formação de cavacos mais dúcteis (alongados) que trazem problemas especialmente em processos de furação, dificuldades minimizadas hoje com a utilização de ferramentas revestidas e com geometria modificada. (Klocke et al., 1997)

Muitos trabalhos têm sido publicados nos últimos anos em relação à necessidade de restringir, na medida do possível, o uso dos fluidos refrigerantes/lubrificantes em razão do alto custo operacional (uso, manutenção e armazenamento), problemas ambientais, danos à saúde humana e exigências legais (Heisel et al., 1998; Kalhofer, 1997; Klocke et al., 1997).

Fluidos de corte apresentam características negativas para a saúde. Problemas na pele e irritações nos olhos resultam do contato direto com fluidos de corte, doenças do sistema respiratório e, em casos menos sérios, náuseas e dor de estômago foram documentados (Heine, 1997).

Diversos centros de pesquisa têm tido seus trabalhos orientados na procura da diminuição do uso destes fluidos; neste sentido, e para muitos casos específicos, a utilização da mínima

quantidade de lubrificação (MQL) é uma solução que pode ser implementada industrialmente como no caso do processo de furação das ligas de alumínio-silício (Braga et al., 1999).

A usinagem sem fluido de corte tem sido possível em função do desenvolvimento de máquinas-ferramentas com potência e rigidez maiores, rotações mais elevadas e, principalmente, pelo grande desenvolvimento dos materiais, revestimentos, e geometria das ferramentas de corte. As brocas principalmente tiveram um grande desenvolvimento.

Um dos mais tradicionais processos de usinagem é o de furação que, de acordo com levantamentos realizados, representa aproximadamente 33% do número e aproximadamente 25% do tempo de todas as operações de usinagem (Tönshoff et al., 1994). As ferramentas (brocas) utilizadas nos últimos anos têm tido melhorias sensíveis, que permitem hoje a usinagem sem fluido de corte, devido especialmente a revestimentos como o TiAlN que apresenta baixa absorção térmica, alta dureza à quente e baixo coeficiente de atrito.

Este trabalho tem como objetivo estudar o processo de usinagem de furação do aço ABNT 4340 sem a utilização de fluido de corte, explorando os limites de utilização de brocas inteiriças de metal duro revestidas de 10 mm de diâmetro. Durante os ensaios serão observados os tipos de avarias e desgastes das ferramentas, o tipo de cavaco formado, as forças de avanço, o momento torçor, a potência elétrica no motor principal da máquina, a variação dimensional e a rugosidade dos furos produzidos nos corpos de prova. Diversas velocidades de corte serão utilizadas mantendo-se o mesmo avanço, visando explorar os limites do processo. Aplicando-se metodologia de otimização será obtida a velocidade de referência do processo. Será feita uma análise de custos comparativa entre as condições normal e otimizada, visando analisar as condições econômicas e de produtividade destas condições limites, bem como uma comparação na velocidade de referência dos ensaios realizados sem fluido de corte com os de mínimo volume de fluido de corte vaporizado pela ação do ar comprimido (MQL) e com fluido de corte emulsionado em abundância.

Para poder atingir os objetivos descritos, este trabalho foi dividido nos seguintes capítulos:

- Capítulo 1: Introdução
- Capítulo 2: Fluidos de corte
- Capítulo 3: Usinagem sem fluido de corte
- Capítulo 4: Processo de Furação
- Capítulo 5: Procedimento Experimental
- Capítulo 6: Resultados e Discussões
- Capítulo 7: Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros

Capítulo 2

Fluidos de corte

2.1 Generalidades

Em processos de usinagem, as exigências básicas são produzir peças dentro de tolerâncias e acabamentos dimensionais predeterminados, ao menor custo possível. Nos processos de usinagem, os fluidos de corte desempenham numerosas funções simultaneamente, contribuindo para que essas exigências de fabricação sejam satisfeitas. A grande diversificação de fluidos de corte com distintas finalidades levou ao surgimento de diferentes classificações, dificultando a padronização das mesmas (Booser, 1988; Ferraresi, 1995; König, 1990; Edwards, 1993; Diniz, et al., 1999).

Essas funções podem ser classificadas em primárias e secundárias. Como funções primárias tem-se:

- Redução do custo da produção através da redução do desgaste da ferramenta, aumentando assim sua vida.
- Melhoria do acabamento superficial do componente fabricado.

As funções secundárias buscam melhorias no processo de modo a satisfazer às exigências primárias e são: (Ferraresi, 1977; Armarego e Brown, 1967; Klocke e Eisenbláter, 1997; Silliman, 1992).

- Refrigeração e lubrificação da interface peça/ferramenta de corte/cavaco.

- Minimização dos efeitos da formação da aresta postiça de corte (cavaco que permanece aderente a aresta de corte da ferramenta alterando suas características geométricas e funcionais).
- Proteção da peça usinada, ferramenta de corte e máquina-ferramenta contra corrosão.
- Transporte do cavaco para fora da região de corte.

Para atender a essas exigências, os fluidos de corte devem possuir características específicas como: (Diniz et al., 1999)

- Alta capacidade de absorção de calor (isto depende da viscosidade, calor específico, condutividade térmica e, em certo grau, do calor latente de vaporização).
- Capacidade de molhar eficientemente o metal, de modo que o resfriamento possa ser eficaz.
- Boas propriedades anti-fricção.
- Boas propriedades anti-soldante.
- Estabilidade durante seu uso e também no armazenamento.
- Ausência de odores desagradáveis.
- Não causar dano à pele humana e nenhum outro risco à saúde.
- Isenção da tendência de manchar ou corroer a peça trabalhada e a máquina-ferramenta.
- Capacidade de proteger a peça e a máquina dos defeitos da corrosão pela umidade atmosférica, ou por outras causas possíveis.
- Isenção da tendência a originar precipitados sólidos que possam depositar substâncias semelhantes a gomas nas guias, ou obstruir os tubos de circulação do fluido de corte.
- Viscosidade adequada: a viscosidade deve ser suficientemente baixa de modo a permitir uma fácil circulação do fluido, e suficientemente alta para permitir a aderência do fluido de corte às superfícies da ferramenta.
- Não devem apresentar tendência à formação de fumaça.

- Transparência de modo que a peça possa ser observada claramente durante as operações de usinagem.

Uma grande quantidade de calor é gerada no processo de corte para atingir a energia necessária para a deformação plástica do cavaco na região de cisalhamento, além da energia devida ao atrito do cavaco com a face da ferramenta e ao atrito entre a peça e o flanco da ferramenta (Figura 2.1). O calor gerado, juntamente com o atrito, irão influenciar de maneira decisiva a usinagem. (Ferraresi, 1977; Micheletti, 1980; Drozda e Wick, 1983; El Baradie, 1996).

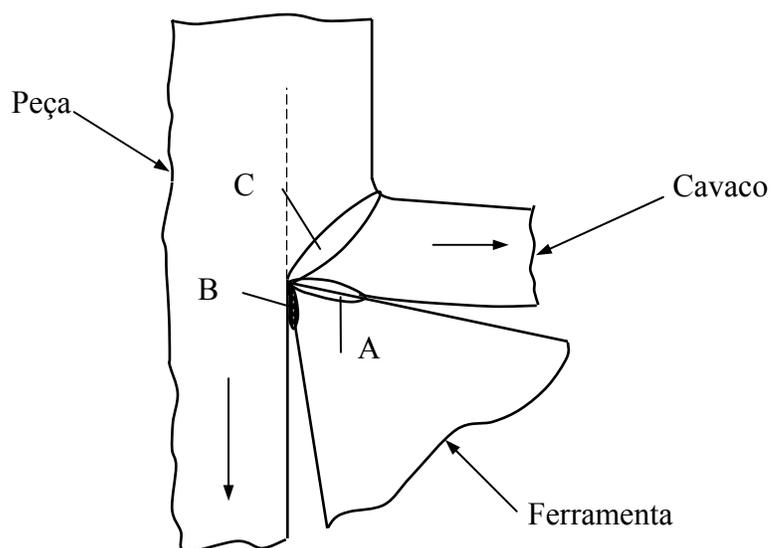


Figura 2.1 - Principais fontes de geração de calor na formação do cavaco (Ferraresi, 1977).

A primeira fonte de calor é produzida na zona de cisalhamento primária (C), onde acontece a deformação plástica do material, dando origem ao cavaco. A segunda fonte de calor é produzida na zona de cisalhamento secundária (A), onde o lado inferior do cavaco já formado se movimenta sobre a superfície de saída da ferramenta, nestas duas zonas é gerada a maioria de todo o calor produzido no processo, afetando o cavaco e a ferramenta utilizada.

Na terceira e última fonte de geração de calor (B), é onde ocorre o atrito entre a ferramenta e a superfície da peça. O calor gerado nesta fonte afeta parte do flanco (superfície de incidência) da ferramenta e toda a superfície usinada da peça. A utilização de fluidos de corte tem por objetivo a redução da intensidade das três fontes geradoras de calor acima descritas (Ferraresi, 1977; Diniz et al., 1999).

O fluido de corte na zona A consegue reduzir o coeficiente de atrito na interface ferramenta-cavaco e conseqüentemente a geração de calor. O mesmo ocorre na zona B em relação à ferramenta e a peça. O atrito na interface ferramenta-cavaco é geralmente considerado mais significativo, devido sobretudo à pressão de contato nesta região ser usualmente 2 a 3 vezes maior do que a pressão de contato que ocorre na interface ferramenta-peça, podendo exceder 1380 MPa (Ferraresi, 1977; Drozda e Wick, 1983; Diniz et al., 1999).

A redução do calor gerado na zona C pode ser explicada da seguinte forma: com o uso do fluido de corte, tem-se a redução do coeficiente de atrito (μ) entre a ferramenta e o cavaco, provocando o aumento do ângulo de cisalhamento, redução do grau de deformação, e em conseqüência diminuição da energia de deformação por cisalhamento. Outro fator importante, decorrente do aumento do ângulo de cisalhamento, é o aumento da velocidade de saída do cavaco, diminuindo-se assim o tempo de transmissão de calor (Ferraresi, 1977; Drozda e Wick, 1983; Diniz et al., 1999).

A redução das forças de usinagem (efeito lubrificante), quando do uso de fluido de corte, é mais evidente para baixas e médias velocidades de corte; já o efeito refrigerante é mais significativo quando se trabalha com altas velocidades de corte. (Ferraresi, 1977; Drozda e Wick, 1983; Motta e Machado, 1995; Machado e Silva, 1999).

O transporte dos cavacos para fora da zona de corte depende: da viscosidade vazão e pressão do fluido de corte, do processo de usinagem utilizado e do tipo de cavaco formado. A presença de cavacos na região de corte é indesejável, eles podem danificar a ferramenta e a superfície da peça gerada. Nos processos de furação e retificação, esta função é de extrema importância, pois pode evitar a quebra ou desgaste excessivo da ferramenta ocasionada pela obstrução do cavaco na zona de corte (Diniz et al, 1999; Motta e Machado, 1995; Machado e Silva, 1999).

2.2 Classificação dos fluidos de corte

Os diversos tipos de fluidos de corte podem ser classificados da seguinte maneira (Machado e Diniz, 2000):

- Ar
- Aquosos:
 - Água.
 - Emulsões (óleos solúveis).
 - Soluções químicas.
- Óleos:
 - Óleos minerais.
 - Óleos graxos.
 - Óleos compostos.
 - Óleos de extrema pressão.
 - Óleos de usos múltiplos.

2.2.1 Ar

Em algumas operações de usinagem de metais, o ar é utilizado para remoção dos cavacos da região de corte e para fornecer ação refrigerante; para melhorar seu desempenho pode-se utilizar ar comprimido com o fluxo direcionado à zona de corte com a finalidade de remover mais calor através da convecção forçada, além de facilitar o arraste de cavaco da zona de corte. É bastante utilizado na usinagem de ferro fundido cinzento (cavacos curtos), pois quando se utiliza líquido como fluido de corte neste material, o pó produzido na usinagem é conduzido pelo líquido para as partes de atrito da máquina-ferramenta, diminuindo sua vida útil. Outros gases como argônio, hélio, dióxido de carbono e nitrogênio também são utilizados porém, devido aos seus altos custos, são utilizados somente em aplicações especiais (Ferraresi, 1977; Drozda e Wick, 1983; El Baradie, 1996; Silliman, 1992).

2.2.2 Tipos Aquosos

2.2.2.1 Água

Foi o primeiro fluido de corte utilizado, porém devido à alta taxa de evaporação, deficiência em lubrificar a região de corte e também provocar corrosão nos materiais ferrosos, foi substituído por óleos integrais e óleos emulsionáveis.

2.2.2.2 Emulsões

Chamados inadequadamente de "óleos solúveis" ou "concentrados de óleos solúveis", porque os óleos minerais e semi-sintéticos não são uma solução de óleo em água (óleo e água não se misturam), mas sim água com partículas de óleo dispersas em seu interior. Mais corretamente deveriam ser denominados de "óleos emulsionáveis". O mais importante aditivo nos óleos emulsionáveis são os emulsificadores, responsáveis pela redução da tensão superficial, formando uma película monomolecular relativamente estável na interface óleo-água. Sulfonados de sódio de base mineral ou sintéticos são amplamente utilizados como agentes emulsificadores. Sulfonados de sódio sintéticos são derivados de hidrocarbonetos aromáticos como benzeno, tolueno, xileno e naftaleno (Diniz et al., 1999; Silliman, 1992; Eckard, 1997; Steven, 1996).

As emulsões combinam propriedades lubrificantes e anti-oxidantes dos óleos com as propriedades refrigerantes da água. São utilizadas principalmente em operações de alta velocidade de corte e baixas pressões onde se tem considerável geração de calor. A faixa de concentração da emulsão é bastante ampla e depende da severidade da operação. Óleos emulsionáveis podem ser utilizados em praticamente todas operações de corte leves e moderadas e em algumas mais severas, exceto naquelas envolvendo materiais de difícil usinabilidade (Ferraresi, 1977; El Baradie, 1996).

As emulsões apresentam as seguintes vantagens em relação ao óleo mineral puro (Drozda e Wick, 1983; El Baradie, 1996):

- Maiores taxas de redução do calor, permitindo maiores velocidades de corte em muitas aplicações.
- Condições mais limpas no ambiente de trabalho.
- São mais econômicas, pois a diluição com água diminui custos.
- Benefícios quanto à segurança e saúde do operador - não apresentam risco de incendiar e reduz-se a geração da névoa de óleo (emissão de hidrocarboneto).

Segundo Drozda e Wick, (1983), os óleos emulsionáveis podem ser divididos em:

- Óleos minerais emulsionáveis
- Óleos emulsionáveis extrema-pressão.

Óleos minerais emulsionáveis

São compostos de óleos leves e aditivos para torná-los emulsionáveis em água. Possuem boa capacidade anti-oxidante e lubrificação satisfatória, sendo utilizados em aplicações mais comuns na usinagem. Sua preparação usualmente é feita com a proporção de 1 parte de concentrado para 20 partes de água (1:20).

Para operações de usinagem, um pouco mais severas, aos óleos minerais são adicionados óleos graxos (toucinho e óleo de semente de colza), constituindo compostos conhecidos como óleos emulsionáveis supergraxos. Normalmente utiliza-se para preparação destes compostos a concentração de 1:5 a 1:20. (Ferraresi, 1977; El Baradie, 1996).

Óleos emulsionáveis extrema-pressão

Para operações mais severas de usinagem onde não podem ser utilizados os fluidos de corte anteriormente citados, são adicionados aditivos como cloro, enxofre, fósforo, gordura animal e vegetal, sulfonados de sódio, potássio, lítio, cálcio, magnésio e aminas carboxílicas, que fornecerão ao fluido de corte características extrema-pressão próprias para essas operações (Ferraresi, 1977; El Baradie, 1996; Hong. et al., 1995; Quitmeyer, 1996).

2.2.2.3 Soluções químicas

As soluções são compostos monofásicos de óleos dissolvidos completamente na água. Neste caso não há a necessidade da atuação de elementos emulgadores, pois os compostos reagem quimicamente formando fases únicas. Pertencendo à classe das soluções, encontram-se os fluidos sintéticos, que se caracterizam por serem livres de óleo mineral em suas composições (Machado e Diniz, 2000).

Fluidos sintéticos

Caracterizam-se por não conterem óleo mineral em sua composição. Baseiam-se em substâncias químicas que formam uma solução com a água. Consistem de sais orgânicos e inorgânicos, aditivos de lubricidade, biocidas, inibidores de corrosão entre outros, adicionados à água. Apresentam uma vida maior, uma vez que são menos atacáveis por bactérias e reduzem o número de trocas na máquina-ferramenta. Formam soluções transparentes, resultando em boa

visibilidade do processo de corte. Possuem agentes umectantes que melhoram bastante as propriedades refrigerantes da solução.

Os óleos sintéticos mais comuns oferecem boa proteção anticorrosiva e refrigeração. Os mais complexos são de uso geral, com boas propriedades lubrificantes e refrigerantes. Faz-se uma distinção quando os fluidos sintéticos contêm apenas inibidores de corrosão, e as propriedades de extrema pressão (EP) não são necessárias. São chamados de refrigerantes químicos ou soluções verdadeiras e apresentam boas propriedades refrigerantes (Machado e Diniz, 2000).

Fluidos semi-sintéticos (microemulsões)

Os fluidos semi-sintéticos são também formadores de emulsões e se caracterizam por apresentarem de 5% a 50% de óleo mineral no fluido concentrado, aditivos e compostos químicos que verdadeiramente dissolvem-se na água formando moléculas individuais. A presença de uma maior quantidade de emulgadores, em relação ao sintético, propicia ao fluido uma coloração menos leitosa e mais transparente. A menor quantidade de óleo mineral e a presença de biocidas aumentam a vida do fluido de corte e reduzem os riscos à saúde. Aditivos EP podem ser incorporados, de modo a permitir que a capacidade lubrificante se estenda possibilitando a utilização desses fluidos tanto para operações moderadas quanto para operações mais severas. Possuem melhores propriedades lubrificantes que os fluidos sintéticos, e melhor controle de oxidação que as emulsões constituídas apenas de óleo mineral (Machado e Diniz, 2000; El Baradie, 1996).

2.2.3 Óleos

O óleo puro tem calor específico de cerca da metade do da água, o que reduz seu poder de refrigeração apesar de sua capacidade de lubrificação ser maior. Os óleos puros são divididos em puros, graxos, compostos e EP, que serão explicados a seguir:

2.2.3.1 Óleos minerais puros

Estes óleos têm sua aplicação restrita às operações de usinagem menos severas, onde é necessária uma maior lubrificação, como é o caso do brunimento, brochamento, rosqueamento e furação profunda; são utilizados também na usinagem dos aços com baixo teor de carbono,

alumínio, magnésio, latão, bronze, e ligas leves. São mais baratos e menos sujeitos à oxidação que os óleos graxos e os óleos compostos.

Os óleos minerais são a base da grande maioria dos fluidos de corte integrais, cujas características são diretamente afetadas pelo tipo do mineral utilizado, pelos aditivos e antioxidantes que podem ser acrescentados (Diniz et al., 1999; Ferraresi, 1977).

2.2.3.2 Óleos graxos

São constituídos por óleos minerais misturados com óleos graxos (10% a 40%). Estes óleos têm boa capacidade lubrificante, mas sua capacidade anti-soldante é baixa, sendo utilizados geralmente para melhorar o acabamento superficial na usinagem de aços carbono, latão, cobre e alumínio, entre outros. Atualmente seu emprego é pequeno devido ao alto custo e sobretudo à menor eficiência em relação aos aditivos modernos que são misturados com os óleos minerais; têm sido substituídos pelos óleos compostos ou pelos óleos EP (Ferraresi, 1977; Drozda e Wick, 1983; El Baradie, 1996).

2.2.3.3 Óleos compostos

São elaborados a partir da mistura de óleo mineral com aditivos polares e/ou aditivos quimicamente ativos. Os óleos minerais compostos podem ser de base parafínica, naftênica ou mistura de ambas. Os óleos de base parafínica possuem alto teor de parafinas (ceras), o que resulta em excelentes propriedades lubrificantes. Possuem alto índice de viscosidade, boa resistência à corrosão, causando menores prejuízos à pele humana que os óleos de base naftênica; são também menos agressivos à borracha e ao plástico, além de serem de menor custo devido à sua maior abundância. São recomendados para a usinagem de cobre e suas ligas e também para fresamento e furação (Drozda e Wick, 1983; Silliman, 1992).

2.2.3.4 Óleos de extrema pressão

São óleos que têm incorporados em sua composição aditivos de extrema-pressão como compostos de enxofre, cloro e fósforo, que devido às altas temperaturas na zona de corte, reagem formando sulfetos, cloretos e fosfetos metálicos que irão gerar um filme lubrificante na superfície da ferramenta com propriedades anti-solda, que minimiza a formação da aresta postiça de corte,

fazendo com que eles suportem elevadas pressões sem evaporar. Esta característica é necessária para operações com altas velocidades e profundidade de corte, e também na usinagem de materiais que geram elevadas forças de corte (Ferraresi, 1977; Silliman, 1992; Diniz et al, 1999; Hong. et al., 1995).

Atualmente, pesquisas que visam a eliminação ou diminuição da formação de névoa através da utilização de aditivos estão em desenvolvimento. Marano (1997) relata que o poli-isobutileno, através do aumento médio do tamanho da gota de óleo, tem sido eficiente na inibição da formação de névoa durante a usinagem. Dentre os tipos de agentes EP destacam-se:

Matéria graxa

É formada em sua maioria de ácidos graxos, que podem ser de origem animal ou vegetal, formam películas que são excelentes lubrificantes e contribuem para um bom acabamento da peça usinada, mas sua utilização é restrita a trabalhos relativamente leves, visto que as películas não resistem a cargas elevadas.

Enxofre

Quando o enxofre puro é dissolvido no óleo mineral, obtém-se um composto conhecido como óleo sulfurado. O enxofre é bastante utilizado para trabalhos severos devido ao sulfeto metálico formado durante o processo de corte, mas só pode ser utilizado na usinagem de aço e metais ferrosos, pois tem a tendência de provocar manchas na superfície das peças, principalmente na usinagem do alumínio, ligas de cobre e ligas de magnésio. Com as ligas de níquel, pode formar eutéticos de baixo ponto de fusão.

Cloro

É adicionado ao óleo sob a forma de parafina clorada; é bastante eficiente em operações severas com aço, formando cloretos na superfície do metal. Este agente de alta pressão tem o seu uso restrito devido aos danos que pode causar se não for descartado corretamente.

Fósforo

Apresenta-se sob várias formas, podendo vir combinado com ésteres, e também como ditiódifosfato de zinco, que age como antioxidante e principalmente como antidesgastante. Existe uma tendência que aponta para o fósforo combinado com enxofre como substituto do cloro, principalmente nos países cuja legislação proíbe o lançamento de efluentes que contenham compostos clorados (Diniz et al., 1999; Ferraresi, 1977).

2.3 Aspectos nocivos dos fluidos de corte

Vistos sob os aspectos ambientais, os fluidos de corte são agentes nocivos que possuem na sua constituição: biocidas, fungicidas, produtos de reações, impurezas agregadas pelo uso etc., e atualmente sua utilização seguramente pode ser apontada como uma das principais fontes causadoras de problemas dentro dos processos de manufatura das indústrias do setor metal mecânico, possuindo potencial altamente poluidor ao solo, ar e água, oferecendo sério risco à saúde do operador (Figura 2.2) (König e Rummenhüller, 1998; Popke et al., 1999; Smith, 1996; Machado e Diniz, 2000; El Baradie, 1996).

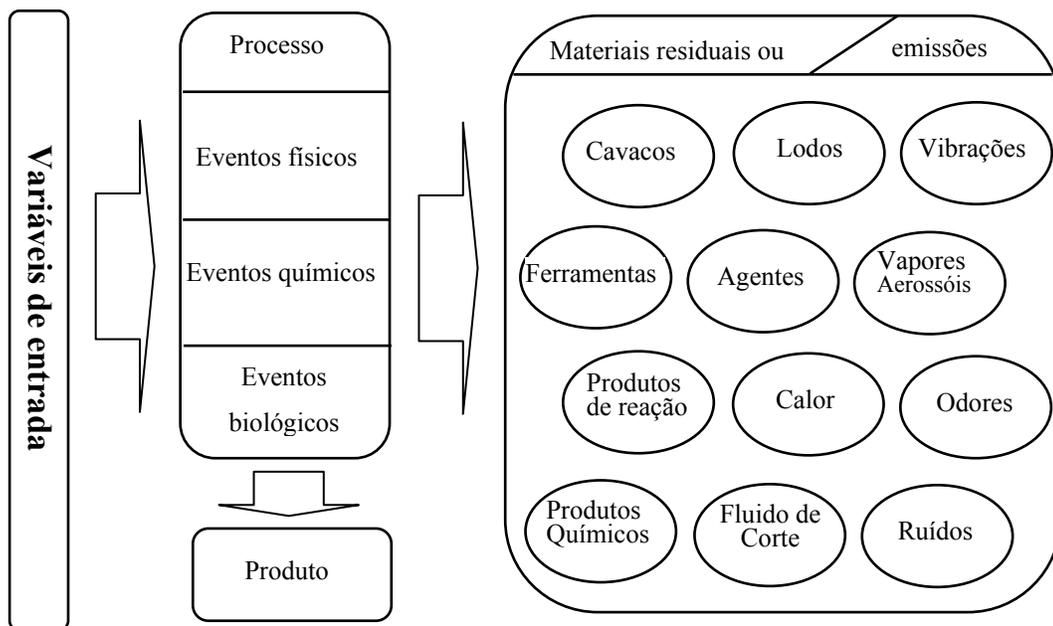


Figura 2.2 - Materiais residuais e emissões de processos de usinagem (König e Rummenhüller, 1998).

Os danos à saúde, especialmente os riscos de câncer associados a fluidos de corte, são bastante conhecidos. Em 1983 a General Motors, juntamente com o Instituto Union of American Workers (UAW.), fizeram levantamento em três plantas fabris utilizando pesquisadores das Universidades de Harvard e Massachusetts em relação às mortes de 46.000 trabalhadores entre os anos de 1941 e 1984, com três ou mais anos de serviço. As pesquisas mostraram que os trabalhadores expostos a óleo emulsionável apresentaram altas taxas de câncer no estômago, pâncreas, laringe e próstata, além de leucemia. Os trabalhadores expostos a óleo puro apresentaram maior número de câncer da laringe, esôfago e reto. O risco de adquirir câncer por parte das pessoas que não foram expostas a este tipo de produto era menor do que metade.

O contato prolongado de fluidos de corte com o trabalhador no chão-de-fábrica através de respingos, e inalação de vapores e névoa, entre outros, tem mostrado causar diversos tipos de problemas relacionados à saúde. Os componentes dos fluidos de corte, assim como os aditivos, biocidas, fungicidas, produtos de reações e impurezas podem causar diversos tipos de doenças de pele como dermatites, inflamações cutâneas, hiper-pigmentação, alergias e outras irritações (Lucke, 1996; Rossmore, 1995; Goyan et al., 1998; Lapidés, 1994; Votaw et al., 1992; Byrne, 1996; Bennett, 1993; Lantz, 1997; El Baradie, 1996).

Névoa e vapores gerados durante a utilização de fluidos de corte na usinagem, inalados pelos operadores, podem causar diversos tipos de doenças respiratórias, irritações nas mucosas do nariz, garganta e olhos. Alguns aditivos usados na formulação de fluidos de corte são suspeitos de serem carcinogênicos. Os vapores são gerados no contato dos fluidos de corte com superfícies quentes da peça trabalhada, da ferramenta ou do cavaco quente. (Marano, 1997; Ball, 1997).

Em trabalho publicado, Bersenkowitsch (2000) cita a necessidade da manutenção da qualidade do ar em locais de trabalho, porém, diversos fatores, como as propriedades físico-químicas dos fluidos de corte, rotação da árvore da máquina, aquecimento das superfícies da peça e ferramenta etc. contribuem para o aumento de poluentes (aerossóis e vapores). Cita ainda que, para uma previsão do nível desses poluentes no ar, são considerados apenas os produtos do óleo mineral (hidrocarbonetos alifáticos), limitados desde 1996 a, no máximo, 10 mg/m³ de ar de acordo com a norma TRGS 900 (norma que determina valores limites de poluição no ambiente de

trabalho). Essa é a concentração máxima à qual um operador poderá ficar exposto por turno de 8 horas de trabalho.

Fabricantes de máquinas-ferramentas preocupados com problemas de saúde, têm colocado à disposição dos clientes equipamentos opcionais de exaustão e filtros de proteção mesmo antes de 1996, com a finalidade de minimizar o efeito da névoa provocada pelos fluidos de corte.

Os fatos apontados permitiram o estudo de novas técnicas de refrigeração, que vão desde a água até o corte sem fluido, passando pelo uso da mínima quantidade de lubrificante (MQL). Estes estudos provaram que algumas destas possibilidades são viáveis, tanto para o operador que não ficaria exposto a produtos químicos, como para redução dos custos de usinagem. De acordo com estudos realizados para as indústrias alemãs, os custos associados ao uso desses fluidos representam aproximadamente 16% dos custos de fabricação (Figura 2.3). Portanto, devem ser utilizados onde são extremamente necessários, como é o caso da usinagem de ligas de alumínio e aço inoxidável, em que a aderência do cavaco na cunha de corte é uma constante (Granger, 1994; Hyatt (B), 1997; Heine, 1997; Cselle, 1995; Derflinger et al., 1999; Machado e Wallbank, 1997; Klocke et al., 1997; Kustas et al., 1997; Dunlap, 1997; Daniel et al., 1997).

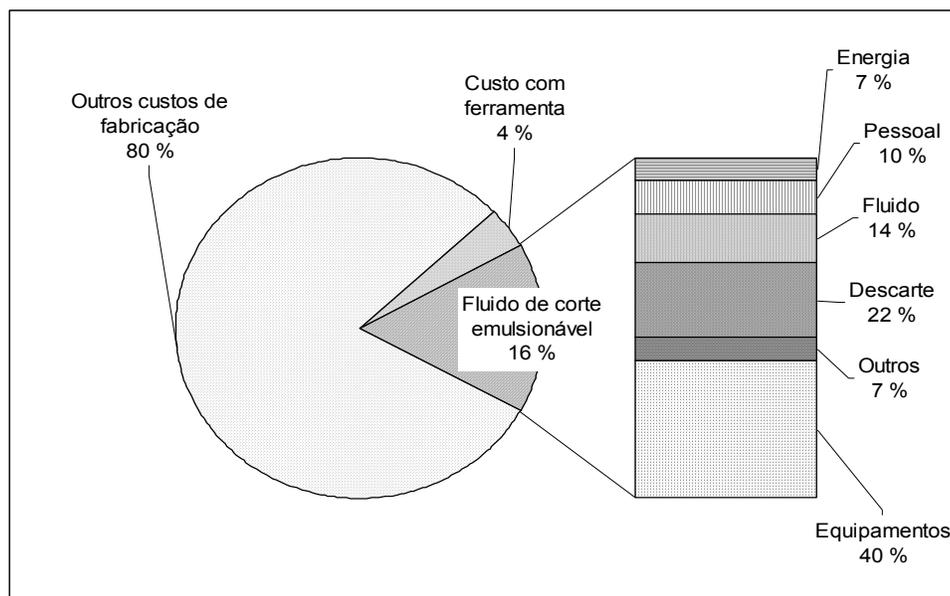


Figura 2.3 - Relação de custos de fabricação associados ao uso de fluido de corte emulsional (Lahres et al., 1997).

Kammermeier et al. (2000) indicam que 20 a 100 litros de fluido de corte emulsionados por minuto circulam nos centros de usinagem para refrigerar a área de corte, evacuar os cavacos e garantir a estabilidade térmica da máquina. Resultados experimentais na operação de furação do aço 50CrV4 com $v_c = 80$ m/min, $f = 0,25$ mm/volta, para uma vida de 50 m de comprimento de avanço da broca, em que se utilizou fluido de corte emulsionado aplicado por jato pelo interior da broca, fluido vaporizado aplicado por spray e externo a broca, mostraram vantagens para o sistema de fluido de corte vaporizado com redução dos esforços de corte e do desgaste de flanco da ferramenta.

Os custos associados à ferramenta correspondem a aproximadamente 4% dos custos de produção. Considerando-se a substituição de 20% dos processos que utilizam fluidos de corte por processos de usinagem sem fluido de corte, tem-se um ganho relativo de custos de fluidos e um acréscimo nos custos da ferramenta. Porém, normalmente, o custo total fica reduzido, representando um ganho não só financeiro como também ambiental. (Granger, 1994; Hyatt (A), 1997; Heine, 1997; Cselle, 1995).

Em operações de fresamento, Nakagawa (2000) comprovou aumento da vida da ferramenta quando foi utilizado ar comprimido a -30°C e -45°C . Os resultados encontrados podem ser explicados pelo maior efeito refrigerante no processo de usinagem, uma vez que a ferramenta resiste melhor à abrasão. Contudo, quando esta não for a principal característica do material da ferramenta, deve-se lembrar que a resistência do material ao corte aumenta com a diminuição da temperatura, aumentando, portanto, o esforço de corte no processo. Isso pode gerar instabilidade do conjunto máquina, peça e ferramenta, com danos para outras variáveis de interesse que expressam a qualidade do produto.

Cselle e Barimani (1995) citam a usinagem sem fluido de corte e a usinagem com alta velocidade de corte (HSC) como sendo as principais tendências de desenvolvimento industrial para os processos de usinagem. A usinagem sem a presença de fluido de corte aumenta a temperatura e o desgaste da ferramenta na região de corte, as tensões residuais na peça, os erros dimensionais e a aderência do cavaco na peça / ferramenta. Portanto, deve-se prever um tempo

mínimo de contato entre a peça e a ferramenta, o que pode ser obtido usando-se uma alta taxa de remoção de material (Heine, 1997).

O uso de processos de usinagem sem fluido de corte, ou com MQL, tem sido possível graças ao desenvolvimento de novos materiais para ferramentas, que oferecem elevada resistência ao desgaste a quente e já se encontram disponíveis no mercado (Granger, 1994).

Fabricantes de ferramentas (Sandvik; Iscar Metals; Valenite Inc.; Mitsubishi Materials Corp. e outras) têm consciência de que é possível a usinagem sem fluido de corte ou com MQL com o emprego de revestimentos de TiN, Al₂O₃ e de diamante em substrato de metal duro. Contudo, recomendam cuidados especiais na escolha dos parâmetros de corte, principalmente o uso de maior avanço com conseqüente redução de tempo de corte e do efeito térmico. Alternativas para a retirada do cavaco da região de corte devem ser utilizadas como jatos de ar comprimido (Heine, 1997).

Cselle (1995), na usinagem sem fluido de corte ou com MQL, sugere a utilização de metais duros formados de grãos, da ordem de 0,3 (µm) comparados a 2,5 (µm) das ferramentas convencionais; desta forma, é possível uma melhor definição da cunha de corte com arestas de corte mais aguçadas, assemelhando-se às ferramentas de aço rápido.

Machado e Wallbank (1997), em ensaios experimentais no aço AISI 1040 com ferramenta de metal duro (P40) sem cobertura mantendo constante $a_p = 2$ mm, variaram (f), (v_c), o tipo de fluido de corte e a lubrificação na interface peça / ferramenta. Foram monitorados os esforços de corte, a rugosidade da superfície usinada, a espessura do cavaco e as características da lubrificação na interface peça-ferramenta. Os autores concluíram que os esforços de corte foram menores quando na presença de lubrificação e, em alguns casos, ficou comprovado que o fluido de corte emulsionado vaporizado (195,76 ml/h) foi mais eficiente que o fluido de corte emulsionado aplicado por jato. Também ficou evidenciado que o volume de fluido de corte utilizado nos processos de usinagem normalmente é muitas vezes superior ao necessário.

Fluidos de corte estão presentes nas peças e nos cavacos, após a usinagem. Nas peças usinadas atuam principalmente com função anticorrosiva. Perdas de fluidos de corte ocorrem nos componentes das máquinas, (dispositivos de fixação/manuseio, sistema de pressurização do ar e na formação de gotas e vazamentos). As perdas de fluidos de corte acima descritos são importantes e podem alcançar aproximadamente 30% do volume total utilizado (Byrne, 1996).

Durante a armazenagem e transporte dos cavacos, os principais problemas ocorrem devido ao derramamento de fluidos de corte no meio ambiente, com conseqüente contaminação do solo, lençol freático e rede de coleta de esgoto (Schamisso, 1992).

Em muitas empresas, a armazenagem dos cavacos é feita em depósitos a céu aberto, permitindo que a água proveniente das chuvas arraste para o solo e sistemas de água fluvial e subterrâneo diversos contaminantes e compostos constituintes dos fluidos de corte que são solúveis ou emulsionáveis em água, ocasionando danos ambientais graves.

A contaminação atmosférica pode causar danos mais sérios do que imaginados, pois parte dos vapores e névoa gerada no ambiente de trabalho freqüentemente extrapolam os limites da fábrica contaminando a atmosfera de regiões vizinhas, e em muitos casos são carregados pela água das chuvas até o solo (Marano, 1997).

Dioxinas são subprodutos de processos industriais que utilizam cloro e são produzidas não-intencionalmente, o que representa um problema ainda mais grave, pois sua detecção é cara e difícil, e o controle de sua emissão é praticamente nulo. São formadas durante o processo de combustão onde carbono orgânico, cloro e metais estão presentes ou então em reações orgânicas envolvendo a síntese de compostos clorados aromáticos (policlorobifenil, pentaclorofenol, etc.) (Fisher et al., 1999).

Os problemas ocasionados em decorrência da utilização de fluidos de corte muitas vezes são complexos e de difícil solução. A Tabela 2.1 traz um resumo dos principais aspectos nocivos provocados pelo uso de tais produtos.

Tabela 2.1 - Principais riscos ambientais decorrentes do uso, manuseio e descarte de fluidos de corte utilizados em processos de usinagem (Dias, 2000).

Atividade	Aspectos Ambientais	Impacto no Ambiente
☐ Armazenagem	<ul style="list-style-type: none"> • Vazamento de resíduos líquidos 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Poluição do solo e corpos d'água
☐ Preparação do fluido de corte (emulsão)	<ul style="list-style-type: none"> • Contato com pele do operador e inalação de vapores 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Doenças respiratórias e de pele
☐ Etapas do sistema produtivo	<ul style="list-style-type: none"> • Respingos e contato com a pele do operador; • Vazamentos para rede de coleta de esgoto; • Formação de névoa e vapores; • Formação de lamas de retificação 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Diversas doenças e irritações de pele (dermatites e eczemas) do operador, e doenças respiratórias; ▪ Contaminação de rios e solos
☐ Armazenagem, transporte e descarte de cavaco como sucata para fundição	<ul style="list-style-type: none"> • Vazamentos de fluidos de corte em terrenos e estradas; • Emissões de gases tóxicos na atmosfera 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Contaminação de rios, solos e ar atmosférico
☐ Armazenagem e descarte de resíduos de fluido de corte	<ul style="list-style-type: none"> • Vazamentos de resíduos para o meio ambiente; • Eliminação de resíduos em local não autorizado 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Contaminação de rios e solos

2.4 Consumo e descarte de fluidos de corte

O consumo total de lubrificantes na Alemanha, em 1994, foi de 1.151.312 toneladas. Toda esta quantidade, após um determinado tempo de uso, deve ser descartada, pois perdem suas propriedades fundamentais.

Levando-se em conta os padrões das indústrias alemãs no ano de 1992, os fluidos de corte usados em usinagem de metais representam aproximadamente 7% do consumo total de lubrificantes no país (79.400 ton./ano) (Figura 2.4). Deste total, 39% (30.900 ton./ano) equivalem aos fluidos de corte para emulsão a 5%, correspondendo a um descarte médio de aproximadamente 649.000 ton./ano. O restante, ou seja, 61% (48.500 ton./ano) correspondem aos fluidos de corte minerais integrais (Heisel e Lutz, 1998). Toda esta quantidade, após um

determinado tempo de utilização, teve ser descartada, pois perdeu suas propriedades fundamentais.

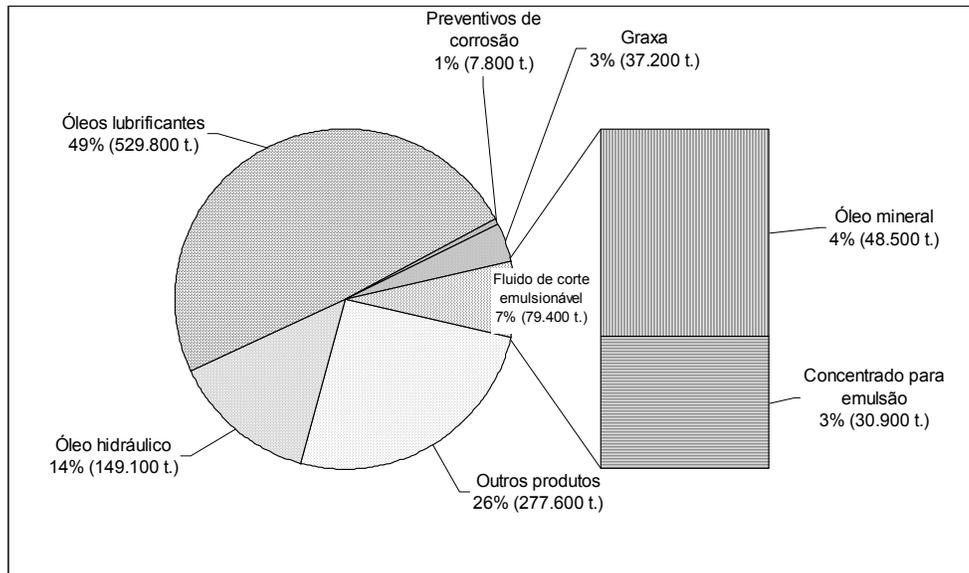


Figura 2.4 - Consumo médio de lubrificantes na Alemanha em 1992 (Heisel e Lutz, 1998).

Os fluidos de corte possuem vida limitada, no fim da qual devem ser substituídos. A manutenção e o tratamento durante o período de utilização são fundamentais para manter suas propriedades e características adequadas. Durante este intervalo são realizadas avaliações periódicas de modo a controlar a qualidade do produto. Pelas leis brasileiras, o descarte dos fluidos de corte solúveis não pode ser feito em esgotos ou cursos d'água; também não podem ser deixados de lado, pois os seus custos já passam a ser consideráveis (Kray e Kane, 1998; Da Silva e Bianchi, 2000; Lucke, 1992).

O descarte dos fluidos de corte tornou-se uma grande fonte de problemas para a indústria. No passado os fluidos de corte eram simplesmente lançados na natureza, sem nenhum tratamento. Hoje a legislação ambiental exige cuidados especiais com estes produtos. Esta modificação dos procedimentos utilizados na fase de descarte fez surgir custos significativos que se refletem diretamente nos custos de produção. A diminuição destes custos tem sido a motivação para técnicos e pesquisadores encontrarem alternativas.

Os tratamentos mais frequentemente utilizados para os resíduos de fluidos aquosos consistem em métodos químicos, métodos físicos, incineração e/ou combinação de um ou mais desses métodos (Ganier, 1992; Dick e Foltz, 1997; El Baradie, 1996).

2.4.1 Métodos químicos

O tratamento químico, também denominado de quebra química, é executado através da mistura rápida de um coagulante químico ao resíduo aquoso seguido de floculação, flotação ou outra técnica de separação física. Diversos tipos de reagentes tais como o sulfato de ferro, sais de alumínio, cloreto de ferro, sal comum e ácidos fortes, entre outros, são utilizados para executar a quebra (separação entre a água e o concentrado) das emulsões (El Baradie, 1996).

2.4.2 Métodos físicos

Para a separação física são utilizados tanques de decantação, a ultrafiltração e a evaporação. A técnica do tanque de decantação consiste na colocação da emulsão usada em um recipiente até que ocorra sua quebra química. Após ocorrer a separação, o resíduo oleoso e as impurezas podem ser removidos facilmente. Este método não é muito utilizado, pois requer grande espaço físico para instalação dos tanques, além de necessitar de procedimentos de manuseios complexos (Drozda e Wick, 1983).

A técnica da ultrafiltração utiliza uma membrana semipermeável que separa fisicamente parte do óleo do restante da emulsão. Apesar de elevada eficiência, esta técnica não separa totalmente o composto óleo-água. Segundo Reed (1997), o processo de ultrafiltração é capaz de reduzir o volume de resíduo de emulsão em cerca de 95-98%.

A técnica de evaporação separa inicialmente o óleo livre proveniente de vazamentos dos óleos lubrificantes e hidráulicos, e em continuação são separados em um decantador os resíduos sólidos que representam menos de 0,1% em volume. Posteriormente, os resíduos aquosos são encaminhados ao evaporador de contato indireto onde a evaporação é feita à pressão atmosférica, com controle de temperatura de forma a permitir somente a evaporação da água contida na emulsão. O óleo residual livre de água é então separado para posterior descarte.

2.4.3 Incineração

Os sistemas de incineração podem eliminar uma ampla faixa de resíduos. Entretanto, a possibilidade de liberação de gases como dioxinas, furanos, e outros produtos tóxicos da combustão, aliados à ineficiência dos órgãos governamentais de fiscalização, têm provocado dúvidas sobre a segurança à saúde pública e ao meio ambiente (Dempsey e Oppellet, 1996).

2.4.4 Evapo-incineração

Esta técnica de tratamento é adaptada principalmente aos resíduos aquosos carregados em matéria orgânica não halogenadas como, por exemplo, as soluções verdadeiras (fluidos sintéticos), ou seja, resíduos com baixo poder de combustão e que são "refratários" a outras formas de oxidação.

Capítulo 3

Usinagem sem fluido de corte

3.1 Considerações

Na indústria, a condição para o uso de um processo de usinagem sem fluido de corte é que as operações envolvidas devam pelo menos alcançar os mesmos tempos de corte, vida de ferramenta e qualidade das peças realizadas com fluido de corte (óleo solúvel). Historicamente a usinagem sem fluido de corte tem sido empregada com sucesso na usinagem do ferro fundido cinzento, em virtude dos cavacos curtos, das baixas temperaturas e das forças de corte envolvidas. Nestes materiais, a grafita livre presente na estrutura cristalina exerce a função de facilitar o corte e lubrificar as interfaces ferramenta-peça e ferramenta-cavaco, permitindo que mesmo existindo na matriz a cementita (Fe_3C), altamente abrasiva, o desgaste seja reduzido. A usinagem sem fluido de corte não consiste em simplesmente interromper a alimentação de fluido, mas sim exige uma adaptação compatível de todos os fatores que influem em cada processo de usinagem (Klocke e Gerschwiler, 1996).

Os exemplos a seguir mostram a grande gama de possíveis aplicações na indústria. A usinagem completa em centros de usinagem de peças de ferro fundido para máquinas de imprensa realizadas na Alemanha (Klocke et al., 1997); mais recentemente a usinagem feita em eixos de caixas de transmissão feitos de aço liga forjado SAE 5120 (130 – 180 HB), com precisão de $\pm 0,01524$ mm pela Ford na cidade de Colônia na Alemanha; a usinagem de engrenagens pela New Ventura Gear nos EUA e na cidade de Tremec no México, utilizando fresas caracois de aço rápido com revestimento patenteado (Mason, 2001) de eixos articulados em 38MnSiV35

(Mompere, 2000) e também o fresamento a alta velocidade na fabricação de moldes, que tem invadido o território tradicional da eletro-eroção, são alguns exemplos da viabilidade da usinagem sem fluido de corte.

Onde a usinagem sem fluido de corte não é possível de ser realizada por razões técnicas, o uso de MQL pode ser uma boa alternativa; este é o caso típico da usinagem do alumínio e suas ligas onde a usinagem sem fluido de corte costuma formar arestas postiças, e como no caso da operação de furação provocar a quebra da ferramenta devido ao entupimento dos canais de saída do cavaco.

Há várias combinações de material/processo que não são economicamente viáveis sem a MQL. Isto se aplica atualmente particularmente na furação e rosqueamento de ferro fundido, aço e ligas de alumínio, e também para operações finais de fresamento em ligas de alumínio e furação de furos profundos (Heisel et al., 1994).

Ao lado destas aplicações foi achado que, para torneamento de aço, o uso de MQL reduz o coeficiente de atrito e a temperatura no corte ortogonal comparado com corte sem fluido e com óleo solúvel convencional. A MQL sempre deu a melhor rugosidade superficial no torneamento do aço de construção SNCM439 (Klocke e Eisenbläter, 1997).

A eliminação de fluido de corte quer dizer que as funções de refrigeração/lubrificação não estão disponíveis nas operações de usinagem. Isto significa que há mais atrito e adesão entre ferramenta e peça. Ferramentas e peças são submetidas a uma maior carga térmica (Figura 3.1). Isto pode resultar em níveis mais altos de desgaste da ferramenta, por exemplo: aumento na formação de cratera quando aços são usinados usando ferramentas de metal duro não revestidas. Porém, a usinagem sem fluido de corte pode também mostrar efeitos positivos, como uma redução de choque térmico (trincas em forma de pente) em peças não usinadas de forma ininterrupta com ferramentas de metal duro e cermets.

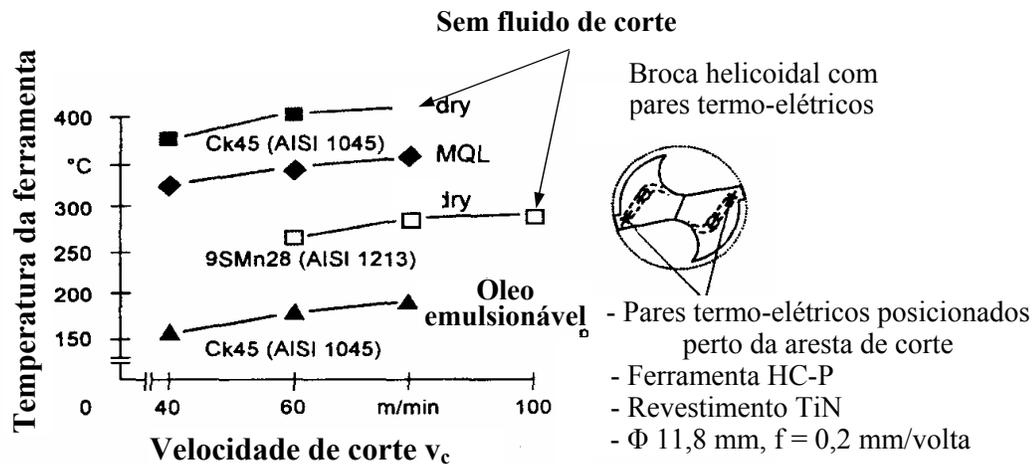


Figura 3.1 - Temperaturas em processo de furação sem fluido de corte, MQL e com óleo emulsionável (Klocke e Eisenbläter, 1997).

Temperaturas de usinagem mais altas têm muita influência na formação dos cavacos. Isto pode resultar na formação de cavacos em forma de tiras (fitas) ou emaranhados, podendo ser necessário o uso de pastilhas com quebra-cavacos especialmente adaptados à usinagem sem fluido de corte. Em operações de furação, altas temperaturas no cavaco podem obstruir a sua remoção do furo e, em casos extremos, resultar no bloqueio dos canais da broca e na quebra da broca. As altas temperaturas na usinagem sem fluido de corte podem afetar a forma, precisão dimensional e a estrutura sub-superficial dos furos (Klocke et al., 1996), (Oosterling e Van Luttervelt, 1997).

É conhecido o fato que a velocidade de corte está diretamente relacionada à temperatura na zona de corte. A Figura 3.2 mostra resultados experimentais de desgaste de flanco da ferramenta em relação a velocidade de corte. Foram testados quatro tipos de ferramenta em ensaios sem fluido de corte do aço AISI 1045. O tempo de corte foi de 4 minutos e a faixa da velocidade de corte foi de 6m/min a 610m/min (Ber, 1972; Ber, 1973).

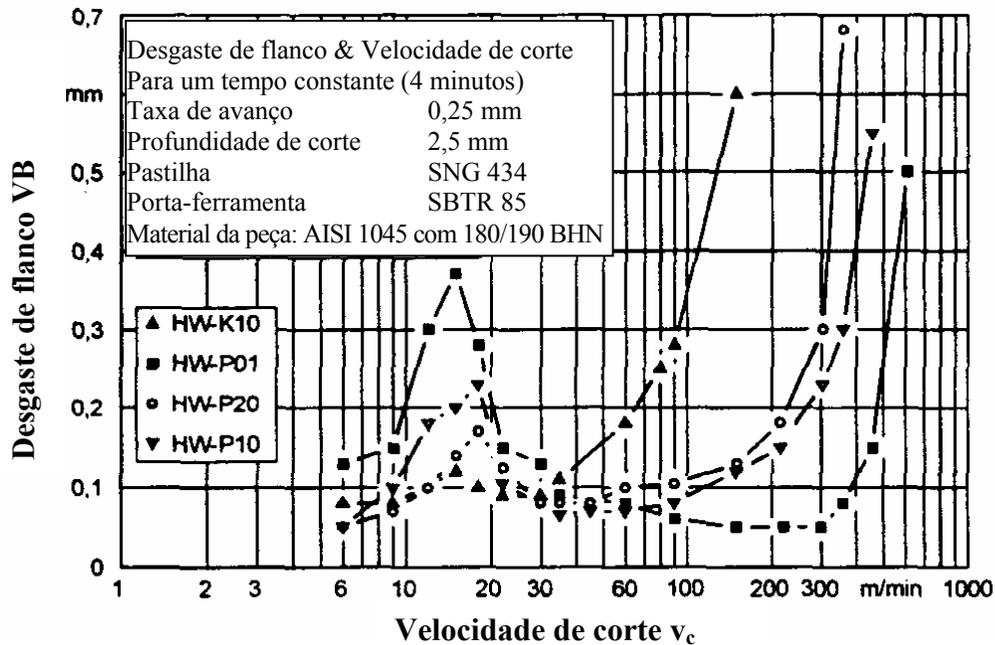


Figura 3.2 - Desgaste de flanco & velocidade de corte na usinagem sem fluido de corte com quatro tipos de ferramentas (Ber, 1973).

Lenz et al. (1976) sugerem que o mecanismo dominante de desgaste de flanco a baixas velocidades é do tipo abrasivo, e quando a velocidade aumenta é substituído pelo desgaste por adesão e em velocidades mais altas a difusão torna-se o mecanismo de desgaste dominante. Com base nos resultados indicados pode-se concluir que uma diminuição da temperatura em altas velocidades resultará em um desgaste de flanco menor.

Experiências realizadas em operações de usinagem sem fluido de corte, associadas com um resfriamento indireto (termoelétrico, criogênico ou de vaporização por dentro da ferramenta) a relativa alta velocidade, reduzem o desgaste e prolongam a vida da ferramenta, se o resfriamento for aplicado a velocidades de corte onde o mecanismo dominante de desgaste é a difusão (Ber e Goldblatt, 1989; Dudley, 1976).

A capacidade de usinagem de uma máquina-ferramenta, assim como a qualidade das peças produzidas, depende significativamente das propriedades de deformação termo-elásticas da mesma. Este comportamento de deformação é determinado pelo local e intensidade das fontes de calor, das propriedades térmicas dos materiais, da transmissão e transferência do calor de radiação para o ambiente, e do tipo de máquina-ferramenta. Além das fontes de calor internas, as

influências térmicas externas têm um impacto simultâneo na máquina-ferramenta (Figura 3.3).

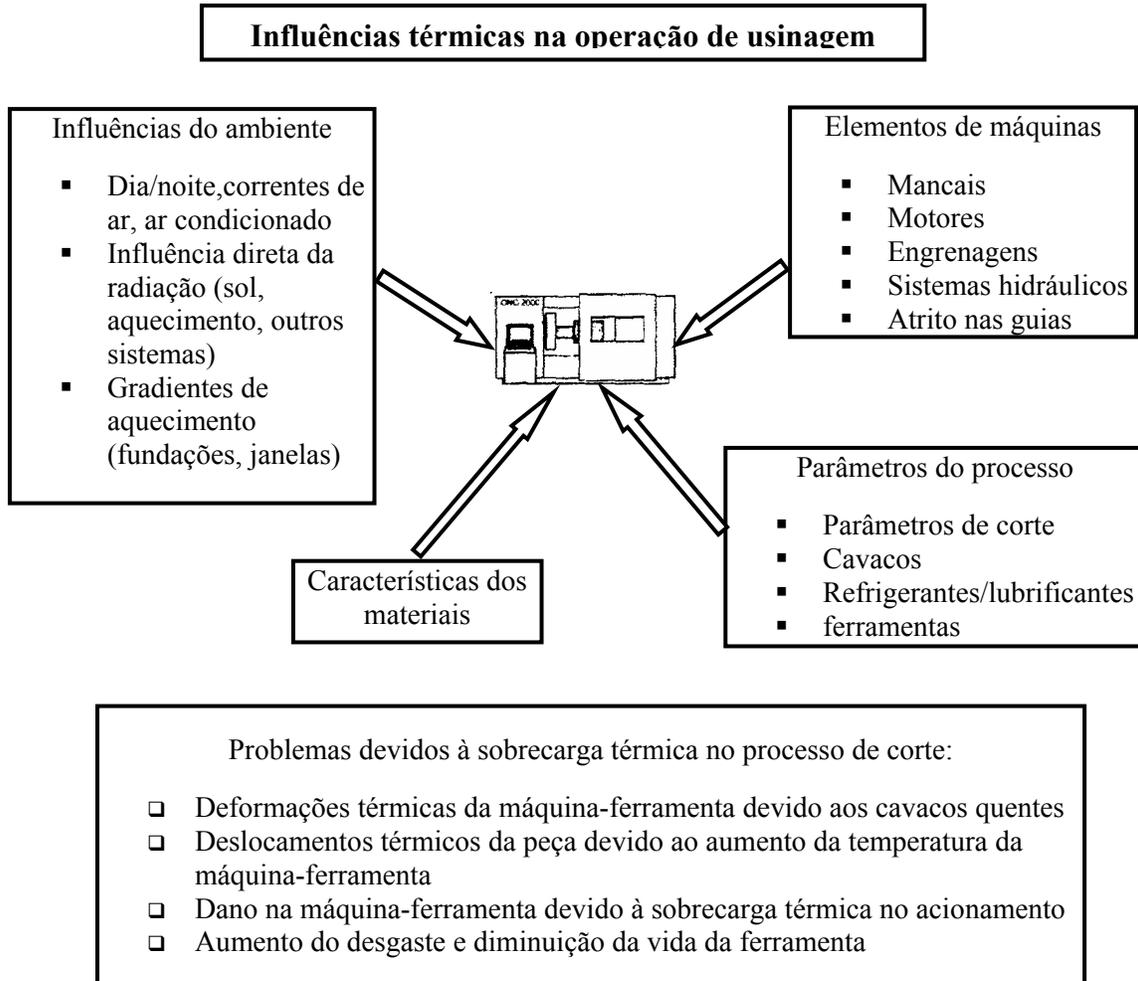


Figura 3.3 – Influências térmicas na operação de usinagem e problemas devidos à sobrecarga térmica no processo de corte (Lugscheider, 1997).

Fontes de calor internas são, por um lado, as perdas de potência produzidas em mancais, motores, engrenagens, etc; por outro lado, o próprio processo de corte é uma fonte de calor significativa. Uma parte do calor produzido conduz a um aumento de temperatura na peça e na ferramenta de corte. A maior parte deste calor é armazenada no cavaco, que conduz a um aumento de temperatura significativo da mesa de deslizamento da máquina-ferramenta. O estado térmico do fluido de corte que molha a parte maior do espaço de funcionamento também contribui como fonte de calor interno. O fluido de corte pode ser usado também para alcançar uma distribuição de temperatura constante. (Lugscheider, 1997).

Os problemas decorrentes se aplicam aos quatro elementos que fazem parte no processo de usinagem, isto é, máquina-ferramenta, cavacos, ferramenta de corte e peça. Deste modo, a usinagem sem fluido de corte leva a um aumento: da temperatura, da poluição e do consumo de energia da máquina-ferramenta. Os cavacos adquirem formas indesejadas (fitas ou emaranhados) e quando quentes levam ao aumento da temperatura da câmara de armazenagem da máquina-ferramenta, provocando alteração da sua estabilidade e influenciando a precisão das medidas da peça. Para que a usinagem sem fluido de corte possa ser realizada sem percalços, os cavacos devem ser retirados de imediato da máquina-ferramenta (Drozda e Wick, 1983). As temperaturas elevadas de usinagem podem influir sobre a forma e precisão das medidas da peça e também na estrutura cristalina da camada superficial.

Devido à deformação do material e ao atrito na superfície de saída da ferramenta, mais de 90% da energia mecânica do processo de corte é transformado em energia térmica na aresta de corte. A área de formação do cavaco e a zona de contato entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta são consideradas como as fontes principais de calor. A distribuição da temperatura no sistema é influenciada pela condutividade térmica do material e do revestimento da ferramenta. A temperatura da ferramenta será mais baixa quanto mais calor ficar retido no cavaco e na área de formação do cavaco. Isto afeta a formação dos cavacos, do mesmo modo que a posição e a largura da zona de contato na superfície de saída da ferramenta (König et al., 1991). A ferramenta de corte (sem revestimento) fica sujeita a uma tendência para a formação de aresta postiça de corte, conseqüentemente desgaste maior e vida reduzida de maneira significativa.

Por outro lado, existem casos em que notoriamente a eliminação do fluido de corte na usinagem traz benefícios ao processo: No corte interrompido (fresamento, por exemplo), com ferramentas de metal duro, em que o principal tipo de desgaste são os sulcos de origem térmica, originadas pela flutuação cíclica da temperatura, a falta de fluido de corte diminui o choque térmico na aresta de corte das ferramentas, reduzindo a formação de fissuras (Machado e Diniz, 2000).

Na usinagem utilizando ferramentas cerâmicas, o fluido pode promover choques térmicos e eventual fratura das ferramentas. As cerâmicas a base de Si_3N_4 e as “*whiskers*”, com tenacidade e resistência ao choque térmico superiores, podem superar estas avarias e permitir o uso do fluido de corte.

Na usinagem de materiais endurecidos, a utilização de um fluido de corte pode prejudicar bastante o rendimento do processo. O fluido de corte atinge toda a região de formação do cavaco, refrigerando também a peça; o efeito de amolecimento oferecido pelo calor gerado é prejudicado, sendo necessária uma maior quantidade de energia para formar o cavaco. No caso dos materiais endurecidos ($> 30 \text{ HRC}$), o amolecimento do material promovido pela geração de calor no processo de deformação plástica é fundamental para se conseguir a usinagem. O fluido de corte atrapalha este amolecimento, podendo, portanto, ser prejudicial ao processo (Machado e Diniz, 2000).

A usinagem sem fluido de corte traz uma série de problemas como mencionado anteriormente, que exigem a introdução de medidas que contrabalancem estes aspectos negativos. Surge a necessidade de que seja realizada uma análise detalhada das complexas relações que envolvem o processo, a ferramenta, a peça e a máquina-ferramenta.

A Figura 3.4 mostra uma série de conseqüências, que a eliminação das funções de refrigeração/lubrificação dos fluidos de corte trazem durante o processo de usinagem. Problemas dimensionais e de forma podem surgir nas peças devido à ausência de refrigeração provocada pela falta de fluido de corte. Apesar da parcela de calor que flui para a peça ser maior na usinagem com fluido de corte, a refrigeração imposta pelo fluido de corte faz com que a temperatura da peça não se eleve. O maior fluxo de calor para a peça na usinagem com fluido de corte pode ser explicado em decorrência das temperaturas menores na região primária, neste caso a força de corte aumenta, aumentando o trabalho de atrito. Este aumento no trabalho de atrito gera temperaturas de corte na mesma ordem de grandeza da usinagem sem fluido de corte. Como a diferença de temperatura entre as regiões de contato na usinagem sem fluido de corte é maior do que na usinagem com fluido de corte, o fluxo de calor é maior.

A eliminação do fluido de corte tende a piorar a qualidade da superfície resultante do corte, devido às maiores forças de atrito e ao aumento do arrancamento de adesões de partículas de material da peça, que se soltam da ferramenta. Estes problemas podem inviabilizar a execução técnica de determinada peça (Klocke e Gerschwiler, 1996).

Os efeitos da eliminação do fluido de corte nas ferramentas são mais intensos, uma vez que os mecanismos de desgaste são ativados com o aumento da temperatura. A elevação da temperatura acontece pela falta de refrigeração, beneficiando a ocorrência de deformações

plásticas, adesões, difusão, oxidação e aumento do atrito peça/ferramenta/cavaco. A consequência destes efeitos é uma redução significativa na vida da ferramenta.

Nas máquinas-ferramentas o maior problema é o transporte de cavaco. Os fluidos evitam o acúmulo de cavacos na peça e na máquina. A deposição de cavacos quentes nestes locais provoca deformações térmicas no conjunto peça-ferramenta-máquina fazendo com que a precisão do processo diminua de maneira drástica, comprometendo a qualidade da peça e o próprio funcionamento da máquina-ferramenta. Paralelamente, estes cavacos podem ser novamente introduzidos na zona de corte levados pelos movimentos da ferramenta e da peça, prejudicando o trabalho normal da mesma. Os problemas originados pela eliminação dos fluidos de corte na usinagem devem ser contornados, de forma mais ou menos eficiente, a fim de viabilizar técnica e economicamente o uso da usinagem sem fluido de corte (Klocke e Gerschwiler, 1996)

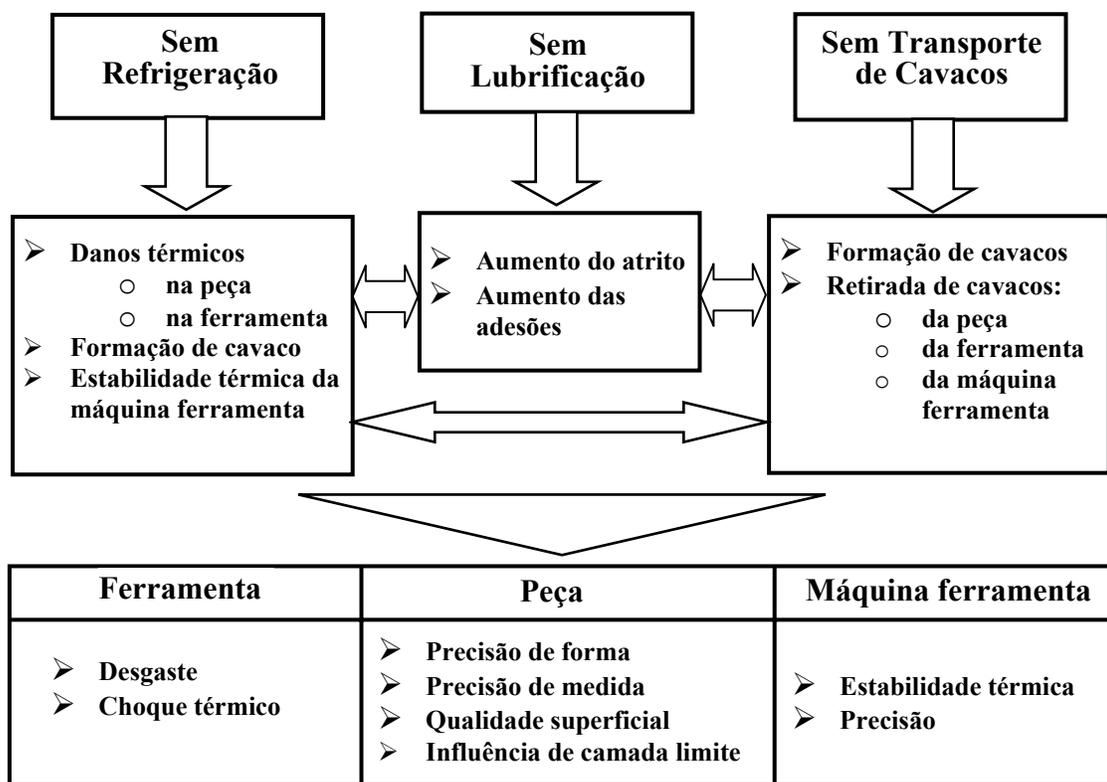


Figura 3.4 - Influências da ausência das funções básicas dos fluidos de corte (Klocke e Gerschwiler, 1996).

3.2 Fundamentos tecnológicos

A usinagem de forma geral tem por finalidade a retirada de material que sobra em determinada peça, o que é realizado através de um trabalho de usinagem (W_e). Este trabalho é o resultado da soma dos produtos dos percursos percorridos e das componentes de força de usinagem atuantes nestas direções, equação 3.1 (Ferraresi, 1977).

$$W_e = (F_c \cdot L_c) + (F_f \cdot L_f) \quad (3.1)$$

Sendo na maioria dos casos o percurso do avanço (L_f), bem menor que o percurso de corte (L_c), o trabalho resultante pode ser igualado ao trabalho de corte, equação 3.2.

$$W_e = W_c \quad (3.2)$$

No processo, o trabalho ativo gerado é transformado quase que totalmente em calor através dos trabalhos de: atrito, cisalhamento e de separação que ocorre na região de corte. Desta forma as regiões de transformação de energia se dão no plano de cisalhamento, na zona de contato entre ferramenta/cavaco e na zona de contato ferramenta/peça. As quantidades de calor transportadas através do cavaco, da ferramenta, da peça e do ambiente dependem do processo e das respectivas condições de usinagem (Ferraresi, 1977).

Na usinagem sem fluido de corte, a quantidade de calor transportada pelo fluido é transferida para: o cavaco, a peça e a ferramenta, aumentando a carga térmica de cada parcela, uma vez que o calor total gerado se mantém aproximadamente constante para as mesmas condições de corte.

A figura 3.5 mostra uma analogia entre os processos de usinagem com ferramentas de geometria definida e não-definida em relação ao trabalho de usinagem e as parcelas de calor envolvidas em cada tipo de processo. Na usinagem sem fluido de corte, a parcela de calor que seria transportada pelo fluido deve ser absorvida pelos outros elementos integrantes do processo (cavaco, ferramenta e peça).

Tolerâncias dimensionais e de forma apertadas podem ser uma restrição significativa para a usinagem sem fluido de corte e podem pedir contramedidas especiais. Um processo de usinagem sem fluido de corte deve ser projetado para minimizar a quantidade de calor que flui para a peça. Isto

pode ser alcançado através de diminuição das forças cortantes, e também diminuindo a geração de calor em usinagem – Q_{ges} ou mudando a distribuição nas parcelas de transporte de calor do cavaco – Q_{sp} , da ferramenta – Q_{ws} e da peça – Q_{we} . Forças cortantes podem ser reduzidas através de geometrias de corte positivas, enquanto a distribuição de calor para a peça pode ser influenciada positivamente usando altas velocidades de corte (Klocke e Gerschwiler, 1996; Klocke e Eisenblätter, 1997).

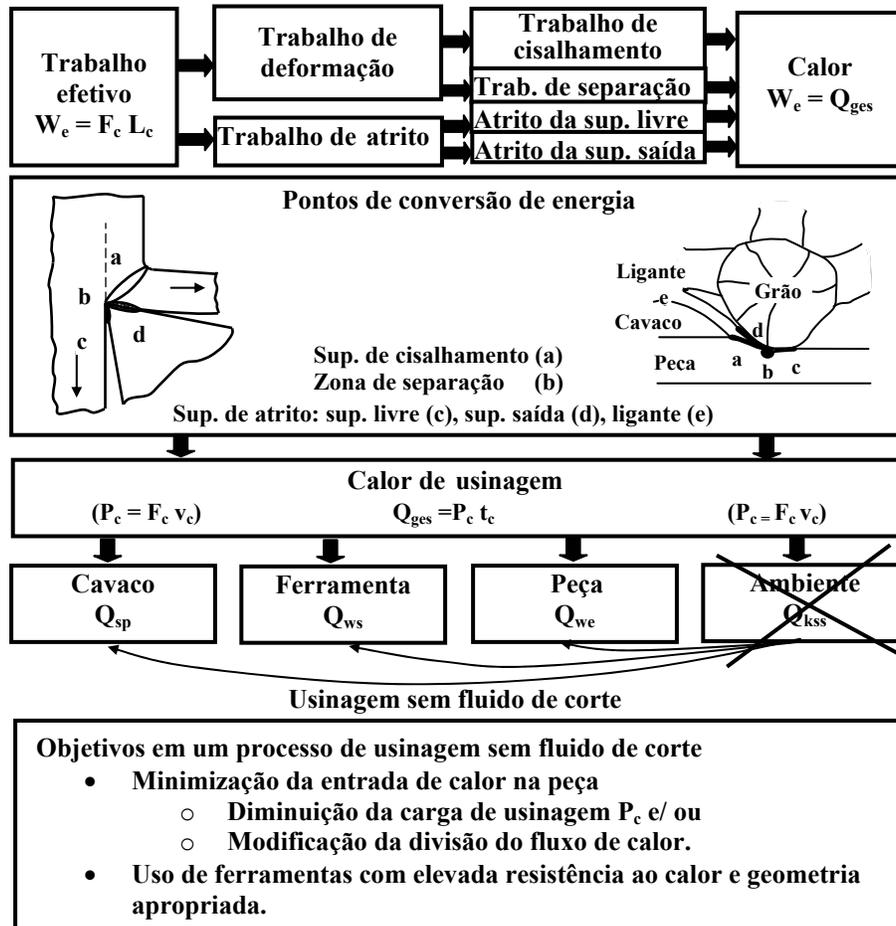
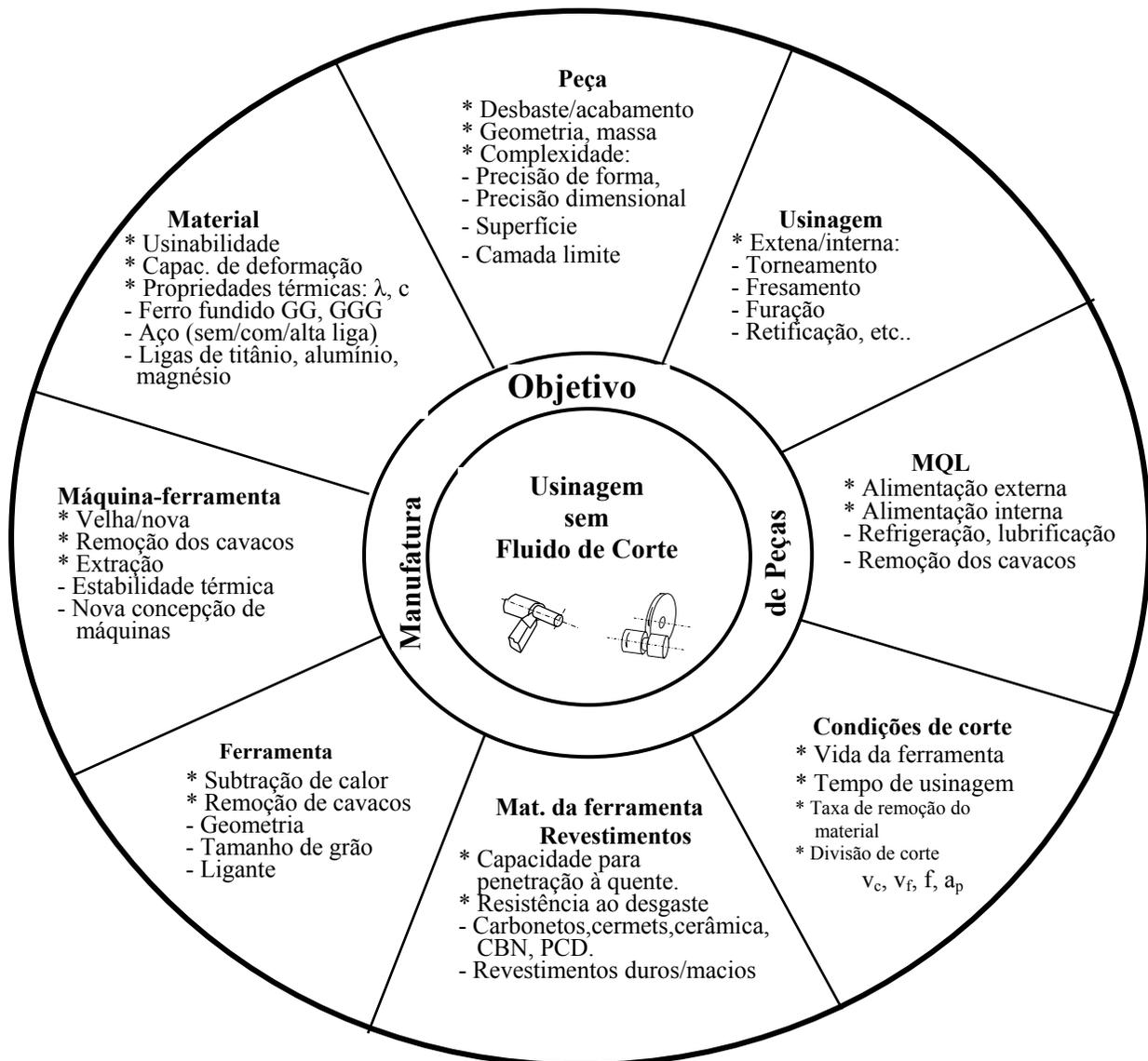


Figura 3.5 - Pontos de conversão de energia nos processos de usinagem (Klocke e Gerschwiler, 1996).

3.3 Fatores que influenciam a usinagem sem fluido de corte

A introdução da usinagem sem fluido de corte necessita de medidas ajustadas para compensar as funções primárias do lubrificante. Isto, em troca, pede uma análise detalhada das condições limites e pelo entendimento das complexas relações que unem o processo, ferramenta,

peça e máquina-ferramenta. Na figura 3.6 são indicados os fatores que mantêm uma relação de influência direta com a eliminação do fluido de corte. Em cada um dos fatores são relacionadas as principais variáveis que mantêm influência sobre a operação de corte, influência esta que atua também diretamente na eliminação do fluido de corte. Como pode ser observado através das variáveis dos fatores envolvidos nesta relação, fica clara a complicação dos estudos nesta área (Klocke e Eisenblätter, 1997).



Figuras 3.6 – Variáveis que influenciam a usinagem sem fluido de corte (Klocke e Eisenblätter, 1997).

3.4 A usinagem sem fluido de corte e com ferramenta de geometria definida

Para determinadas operações de usinagem sem fluido de corte são utilizadas ferramentas de geometria definida sem maiores medidas adicionais. O torneamento e o fresamento de aços ferríticos-perlíticos ou de ferro fundido já são extensivamente executados sem o uso de fluido de corte (Jareo e Bradbury, 1999).

O material da ferramenta, assim como os parâmetros de corte do processo são de fundamental importância para a obtenção de uma usinagem sem fluido de corte economicamente viável. As ferramentas de metal-duro com ou sem revestimento, cermets, cerâmicas e nitreto de boro cúbico se apresentam como boas opções neste caso. Todas elas possuem elevada dureza a quente, elevada resistência ao desgaste e apresentam uma certa dificuldade à ocorrência de adesões, todas fundamentais na usinagem sem fluido de corte (Narutaki et al., 1997; Kustas et al., 1997; Jareo e Bradbury, 1999).

3.5 Alternativas tecnológicas para viabilizar a redução/eliminação de fluido de corte

A Figura 3.7 mostra os caminhos que as pesquisas atuais têm tomado para eliminar/reduzir os fluidos de corte nos processos de usinagem com ferramentas de geometria definida; estes caminhos basicamente são: a otimização de ferramenta, o uso de técnicas de mínima lubrificação (MQL) e a substituição do processo de fabricação da peça. A otimização tem a ver com a avaliação do material da ferramenta, do revestimento, assim como das características geométricas da ferramenta empregada no processo. A substituição do processo de fabricação é uma alternativa que pode resultar em ganho significativo na fabricação de determinado componente.

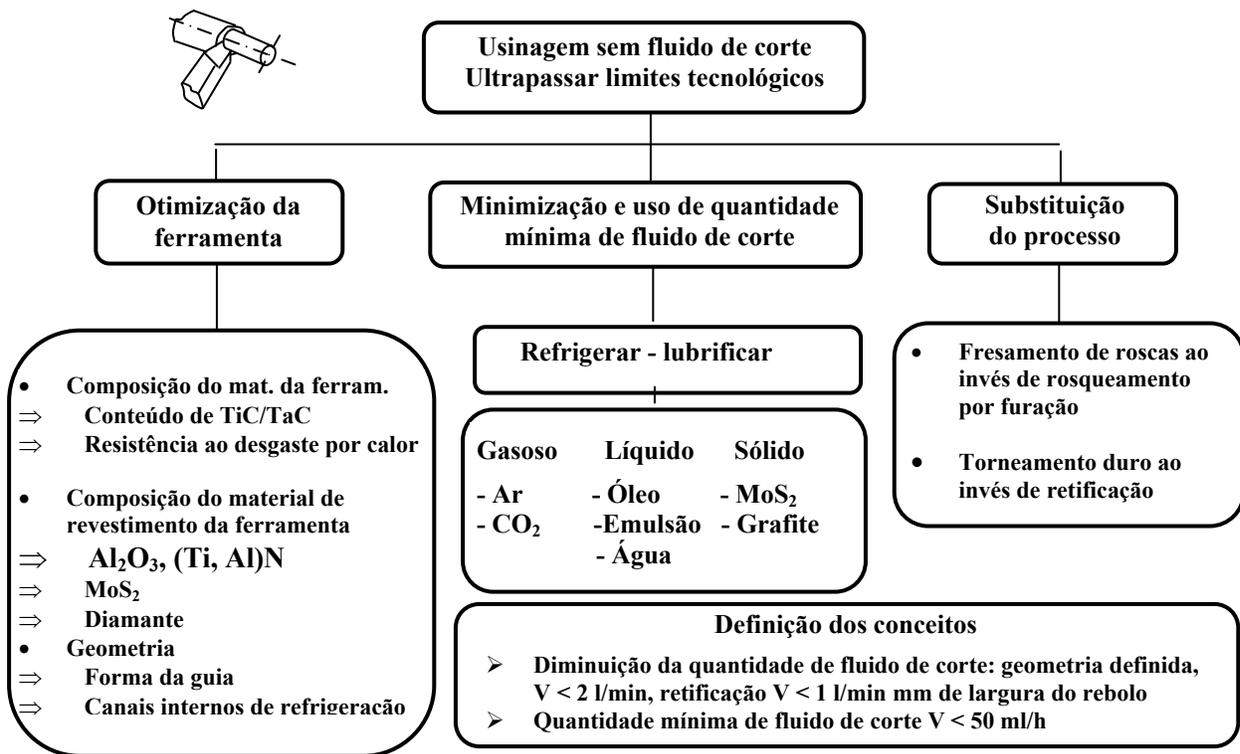


Figura 3.7 - Alternativas tecnológicas de curto prazo para viabilizar a redução dos fluidos de corte na usinagem (Klocke e Gerschwiler, 1996).

Para ajustar as exigências específicas do processo de usinagem sem fluido de corte, diferentes variáveis de influência têm que ser levadas em conta. A ferramenta tem que ser otimizada em relação ao substrato, geometria e revestimento. Materiais de corte adequados são essenciais para implementar operações de usinagem sem fluido de corte. A dureza a alta temperatura e a resistência ao desgaste de metal duro, cermets, cerâmicas, CBN e PCD fazem destes materiais os mais convenientes para uso em operações sem utilização de fluidos de corte. Há idéia geral que, além das modificações geométricas requeridas, é necessário usar camadas de revestimentos no desenvolvimento de ferramentas para usinagem sem fluido de corte. O revestimento reduz o atrito e adesão em virtude do seu comportamento como um "lubrificante sólido", a carga térmica no substrato é diminuída pela baixa capacidade de penetração de calor (Diniz et al., 1999). O nível reduzido de dissipação de calor pela ferramenta muda o fluxo de calor entre a ferramenta e o cavaco. Considerando-se que o substrato absorve menos calor, mais calor deve ser dissipado pelos cavacos.

3.6 Revestimentos

3.6.1 Considerações

As principais características a serem consideradas nas ferramentas de geometria definida para serem utilizadas em usinagem sem fluido de corte são indicadas na figura 3.8. A utilização de revestimentos nas ferramentas é uma alternativa para viabilizar a usinagem sem fluido de corte. Os revestimentos atuam de duas formas importantes: como barreira térmica entre o material cortado (peça) e o material de corte (ferramenta), reduzindo o aporte térmico para o substrato da ferramenta. A outra é como camada lubrificante, reduzindo o coeficiente de atrito entre cavaco-ferramenta-peça e atuando também na redução do processo de adesão (Edwards, 1993; Narutaki et al., 1997; Kustas et al., 1997; Jareo e Bradbury, 1999; Klocke et al., 1998; Schulz, 2000).

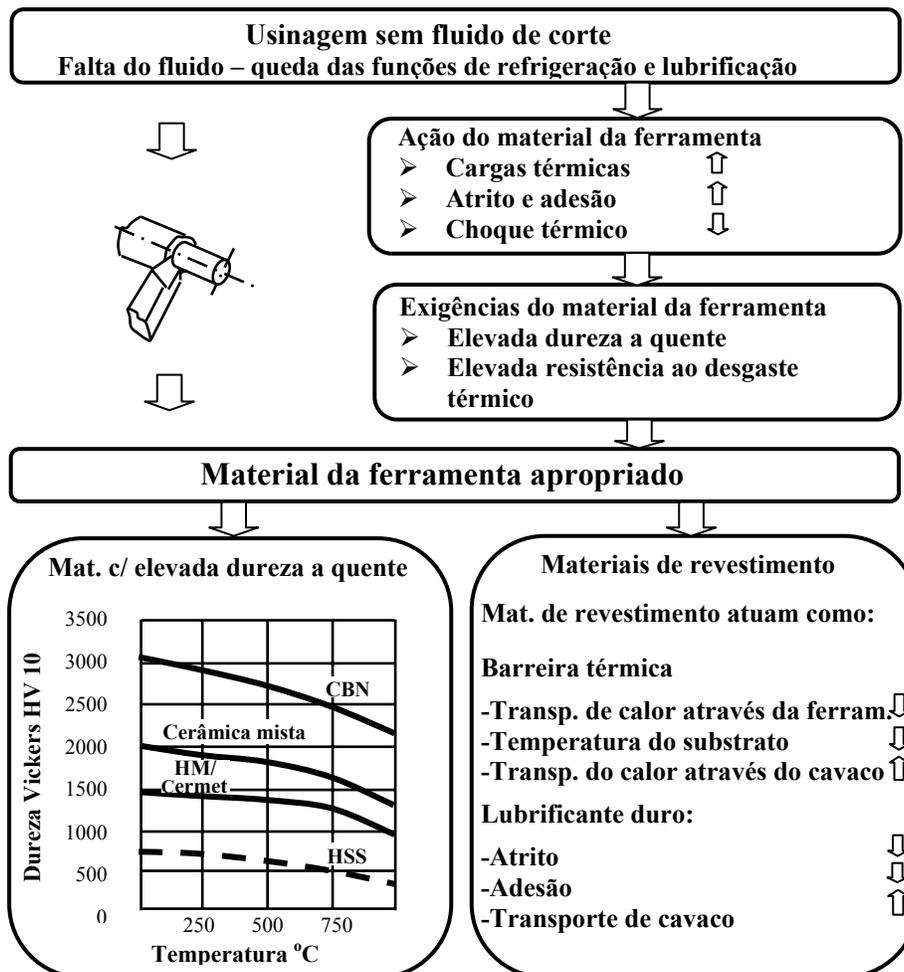


Figura 3.8 - Características dos materiais para ferramentas na usinagem sem fluido de corte (Klocke e Gerschwiler, 1996).

A qualidade atual das ferramentas de corte é decorrência de avanços tecnológicos tais como: diminuição do tamanho do grão, melhores ligantes, gradientes de concentração de cobalto e novos revestimentos. Estes avanços melhoraram a resistência ao desgaste, a tenacidade (resistência a quebras) e dureza a quente (alta dureza e estabilidade química a alta temperatura), o que permitiu o aumento do uso do metal duro em velocidades de corte e faixas de avanço mais altas.

O ligante retém unido uma variedade de partículas duras de carboneto formando um material compósito que está entre 60% e 95% de carboneto por volume. Os fabricantes de ferramentas ajustam o tipo de partícula na mistura, seus tamanhos e concentração, tipo de ligante e as técnicas de manufatura. Posteriormente é colocado o revestimento para melhorar a resistência ao desgaste, o atrito e o isolamento térmico, buscando prolongar a vida das ferramentas.

Ainda que o carboneto de tungstênio (WC) tenha sido o primeiro a ser usado em ferramentas de corte, hoje outros carbonetos tais como: o carboneto de titânio (TiC), carboneto de tântalo (TaC) e carboneto de nióbio (NbC) são utilizados. Cada composto tem diferentes propriedades: alguns são mais duros, outros são mais tenazes e outros são mais estáveis em materiais ferrosos. O WC, por exemplo, trabalha melhor em ferro fundido, mas é instável em aço. O carbono na ferramenta flui para dentro dos cavacos austeníticos e cria uma cratera ao longo da aresta de corte. Desta forma, os fabricantes adicionam TiC e TaC para dar à mistura a estabilidade química que combate o desgaste de cratera (Koelsch, 2000).

Em função das suas propriedades, os revestimentos utilizados nas ferramentas de usinagem são classificados como endurecedores ou lubrificantes. As camadas do primeiro tipo possuem dureza, freqüentemente superior a 2.500 HV (apenas a título de comparação, o metal duro tem dureza entre 1.500 e 2.000 HV). Essas camadas, além do reduzido desgaste por abrasão, proporcionam pouca adesão dos cavacos gerados na usinagem. Isto, por sua vez, leva à redução do desgaste por adesão, coeficiente de atrito e forças de corte (Schultz et al., 2000).

A tabela 3.1 mostra os desenvolvimentos dos revestimentos, particularmente aqueles à base de titânio.

Tabela 3.1 - Propriedades dos revestimentos (Schultz et al., 2000).

Tipo	Espessura típica (µm)	Microdureza HV 0,05	Resistência à oxidação (°C)	Coefficiente de atrito
TiN	1 a 5	2.100 a 2.600	até 450	0,4
TiCN	1 a 5	2.800 a 3.200	até 350	0,25 a 0,4
TiAlN	1 a 5	2.600 a 3.000	até 700	0,3 a 0,4
TiAlCrYn	1 a 5	2.600 a 3.000	até 950	0,3 a 0,4

Revestimentos cerâmicos à base de óxido de alumínio (Al_2O_3) geralmente são usados apenas em combinação com outros tipos de camadas.

As camadas lubrificantes têm uma camada de material duro como base, por cima da qual é depositada uma camada de material macio (por exemplo, bissulfeto de molibdênio, MoS_2) ou uma segunda camada de material duro com propriedades lubrificantes (por exemplo, carbono contendo metal - WC/C). Em ambos os casos o objetivo é reduzir o atrito, possibilitando a usinagem sem fluido de corte ou, pelo menos, a usinagem com mínima quantidade de lubrificante (MQL).

Na usinagem sem fluido de corte, as funções dos fluidos de corte podem ser parcialmente substituídas pela introdução de revestimentos sobre o substrato das ferramentas. O revestimento permite a separação entre a ferramenta e o cavaco. O coeficiente de atrito que surge entre esse par de materiais é muito pequeno e atua no sentido de reduzir as forças decorrentes da fricção, assim como, em decorrência, a geração de calor na zona de contato.

O calor gerado devido à camada de revestimento não pode penetrar indiscriminadamente no substrato protegendo termicamente o material da ferramenta. Dessa forma, é conveniente que a camada de revestimento apresente dureza a quente mais alta. Uma melhor resistência ao desgaste a quente é um fator importante na usinagem sem fluido de corte.

Quando é feita a usinagem sem fluido de corte de ligas de alumínio, os maiores problemas são: a adesão de material e o acúmulo de resíduos de cavaco por adesão sobre a ferramenta. Revestimentos de diamante ainda são os mais adequados, devido à sua baixa tendência à adesão.

Onde o desgaste por adesão atua de forma secundária, os revestimentos à base de titânio são os mais indicados. As camadas de TiAlN se caracterizam por apresentar maior dureza a quente, sendo bastante adequadas na usinagem sem fluido de corte. O TiCN, por outro lado, só apresenta alta dureza sob temperaturas relativamente baixas, mas em compensação tem maior tenacidade. Exemplo de aplicação - usinagem sem fluido de corte de furos rosqueados.

Na usinagem de furos cegos sem fluido de corte, o problema da retirada de cavacos é maior devido ao aumento do atrito e temperatura. Neste tipo de aplicação, a tecnologia de revestimentos oferece a possibilidade de aplicar uma camada lubrificante ao metal duro. Dessa forma, é mantido o transporte de cavacos para fora do canal, melhorando também o processo de introdução da ferramenta e diminuindo a tendência à adesão.

3.6.2 Novos potenciais de exploração

A usinagem sob alta velocidade de corte e sem fluido de corte são os atuais desafios na exploração de novos potenciais dentro da tecnologia de fabricação. As ferramentas revestidas têm um papel importante quando se busca alta produtividade em conjunto com alta qualidade. Os fabricantes de ferramentas devem encontrar o melhor revestimento para a ferramenta correta, considerando cada aplicação na prática.

3.6.3 Importância do tamanho dos grãos

Contudo, o avanço mais importante na manufatura de metal duro hoje em dia é a diminuição do tamanho dos grãos das partículas normalmente de 1 a 10 μm para os denominados carbonetos de micro-grãos ($< 1 \mu\text{m}$).

Quanto menor o tamanho do grão, o material da ferramenta torna-se mais denso e tenaz. Deste modo, o metal duro com grãos de carbonetos $< 1 \mu\text{m}$ possui uma resistência às quebras similar a do aço rápido, mantendo ou mesmo aumentando a dureza original. Os materiais de grãos finos distinguem-se em muitas aplicações porque têm maior resistência na aresta de corte, logo, as pastilhas feitas destes materiais podem ter uma geometria altamente positiva sem que ocorra o lascamento da ferramenta.

Com o uso de grãos menores as arestas de corte podem ser consideravelmente mais afiadas, mas a resistência adicional das novas classes de carboneto tem limitações. Ainda que um grão muito pequeno tenha muita área superficial e seja mais resistente, a resistência, é à compressão e não ao impacto. Um tamanho maior de grão suporta melhor os golpes de cortes interrompidos. Por este motivo, os carbonetos de grão fino trabalham melhor no torneamento e em algumas operações de fresamento (Koelsch, 2000).

Outra vantagem dos carbonetos de grãos finos, além de proporcionar geometria positiva, é a possibilidade de cortar a velocidades de corte e avanços maiores. O material convencional deformaria a uma velocidade elevada, mas as classes abaixo de 1 μm com conteúdo de cobalto comparável têm a mesma tenacidade, mas muito mais resistência à deformação e ao desgaste.

As ferramentas feitas com material abaixo de 1 μm têm tido sucesso em velocidades de corte elevadas em ligas de alta temperatura, aço inoxidável e aços ferramenta endurecidos (58 a 60 HRC). As ligas de alta temperatura, como Inconel e Waspaloy, são aplicações ideais para uma ferramenta com a dureza do metal duro e a tenacidade do aço rápido, assim como a usinagem do aço inoxidável austenítico, material que tende a reter muito calor e encruar. Em função das vantagens mencionadas, uma série de empresas está trabalhando com grãos ultrafinos, na faixa de nanômetros.

3.6.4 Ligantes aperfeiçoados

Mesmo que os vários grãos do carboneto, sendo solúveis, possam formar um carboneto por eles mesmos, as ferramentas de corte precisam de um ligante de metal para fortalecer o material que segura os grãos juntos no corte, e evitando sua fratura. Normalmente o ligante utilizado é o cobalto.

De forma geral, quanto mais alto o teor de cobalto, maior a resistência à quebra e mais impacto a pastilha poderá suportar; em contrapartida, a ferramenta torna-se mais macia e não poderá operar em temperaturas elevadas. Quanto mais duro for o carboneto, mais ele suportará calor e elevadas velocidades de corte. As pastilhas utilizadas em torneamento necessitam de

maior resistência ao calor e menos resistência ao impacto; já no fresamento, é necessária maior resistência ao impacto para suportar o corte interrompido.

Em complemento ao uso do cobalto como ligante, é utilizado o níquel para permitir o corte a temperaturas mais elevadas, no sentido de eliminar os fluidos de corte e evitar a crescente responsabilidade ambiental e de segurança.

Se por um lado um tamanho de grão muito uniforme e pequeno melhora as propriedades de resistência à compressão e a resistência à deformação, alguns poucos grãos grandes podem fazer a tenacidade cair dramaticamente, porque formam locais potenciais para o início de trincas. Os fabricantes de ferramentas usam inibidores de crescimento dos grãos como o carboneto de cromo (Cr_3C_2) e carboneto de vanádio (VC) (Koelsch, 2000).

3.6.5 Gradientes de concentração

Com a finalidade de melhorar a tenacidade superficial sem sacrificar a resistência à deformação, os fabricantes de ferramentas têm criado gradientes de concentração de cobalto nas suas pastilhas. Como já mencionado anteriormente, toda ferramenta de corte deve possuir três propriedades básicas: resistência ao desgaste, resistência à deformação e tenacidade. A resistência ao desgaste vem do revestimento e a resistência à deformação e a tenacidade vêm do substrato. Todavia, deve-se lembrar que o aumento do conteúdo de cobalto acrescenta tenacidade, e a diminuição aumenta a resistência à deformação e ao desgaste.

Regulando-se a concentração de cobalto, podem-se criar pastilhas tenazes no núcleo e duras na superfície ou duras no núcleo e tenazes na superfície. Uma superfície muito tenaz impedirá que uma trinca se propague para dentro do centro muito duro, mas frágil. O inverso também é verdadeiro. Em cortes intermitentes, podem-se usar pastilhas com um núcleo duro e uma superfície tenaz. Por outro lado, na usinagem de materiais duros à alta velocidade, podem-se usar pastilhas com um núcleo tenaz e uma superfície dura.

A tecnologia do gradiente permite a usinagem com corte interrompido no fresamento, de peças não cilíndricas no torneamento e de matéria prima com carepas (Koelsch, 2000).

3.6.6 Mecanismos e formas de desgaste das ferramentas

Para selecionar e desenvolver um revestimento apropriado para uma ferramenta é necessário identificar os mecanismos primários de desgaste inerentes à operação de usinagem a ser realizada. A aptidão de um revestimento para reduzir o desgaste de forma suficiente é o critério de escolha definido. A Figura 3.9 mostra que há duas formas pelas quais o revestimento pode influenciar o desgaste da ferramenta..

- Por um lado, aumentando a resistência ao desgaste em relação aos cinco mecanismos de desgaste definidos pela norma DIN 50320. Estes mecanismos de desgaste podem ser classificados primeiramente naqueles que têm efeito na superfície, a saber: adesão, abrasão e oxidação. A difusão é um mecanismo que se inicia na face de ferramenta, mas que também influencia as propriedades do material da peça e, finalmente, a fadiga que conduz a perdas de material de ferramenta, devido a fraturas que se seguem após a formação de trincas.

- Por outro lado, os revestimentos na ferramenta podem ajudar a variar as condições de contato alterando o atrito, a geração e o fluxo do calor. Estes são meios indiretos de influenciar o desgaste diminuindo o ataque ao mesmo (Klocke e Krieg, 1999).

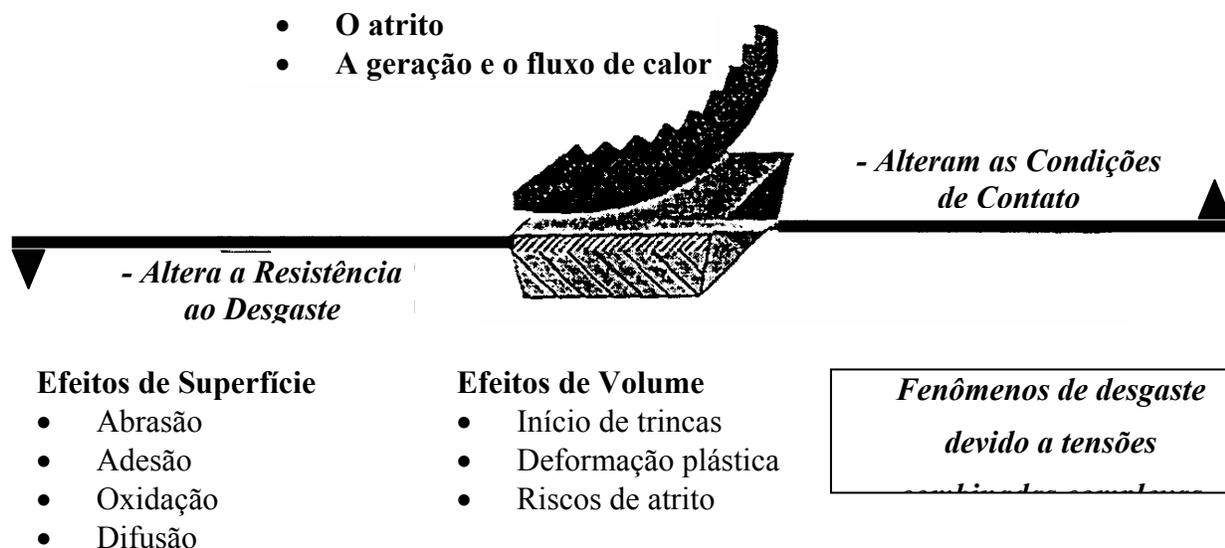


Figura 3.9 Influência dos revestimentos nos mecanismos de desgaste e condições de contato (Klocke e Krieg, 1999).

Abrasão

O desgaste frontal na superfície de folga que atrita diretamente com a peça (elemento rígido) principalmente, e o desgaste de cratera na superfície de saída da ferramenta que atrita com o cavaco (elemento flexível), podem ser gerados por abrasão, sendo causados pelo atrito de partículas duras do material da peça, formadas por carbonetos e óxidos, em especial o Al_2O_3 , bem como sílicas e alguns silicatos, e pela temperatura gerada no corte que diminui a dureza da ferramenta (Diniz et al., 1999).

Aderência

Quando duas superfícies metálicas são postas em contato sob cargas moderadas, baixas temperaturas e baixas velocidades de corte, é formado um extrato metálico que provoca aderência. A resistência deste extrato é elevada a tal ponto que, na tentativa de separar as superfícies, ocorre ruptura em um dos metais e não na superfície de contato. Assim, partículas da superfície de um metal migram para a superfície do outro. O fenômeno da aderência está presente na formação da aresta postiça de corte, e no desgaste de entalhe (Diniz et al., 1999). Esta é a principal falha na usinagem de materiais macios como alumínio, cobre, aços moles, aços austeníticos, aço inoxidável.

Difusão

A difusão no estado sólido consiste na transferência de átomos do material da ferramenta no material usinado e vice-versa. Depende da temperatura, da duração do contato e da afinidade físico-química dos dois metais envolvidos na zona de fluxo (zona de cisalhamento secundário), fazendo com que os átomos possam mover-se livremente através da interface. Na usinagem, as velocidades relativas entre a ferramenta e a peça, e entre a ferramenta e o cavaco, são altas e o tempo de contato pequeno, o que deveria levar a um desgaste por difusão mínimo, mas existe uma zona de aderência instável que se renova periodicamente garantindo o desgaste por difusão, principalmente entre a ferramenta e o cavaco (Machado e Silva, 1999). O desgaste excessivo por difusão é motivo para a não-utilização de ferramentas de diamante na usinagem de aços, devido à alta afinidade química entre o carbono do diamante e o

ferro presente no aço. Este mecanismo apresenta-se mais sensível na operação de torneamento, devido ao tempo de contato entre material da peça, cavaco e ferramenta em elevadas temperaturas.

Oxidação

Altas temperaturas e a presença de ar ocasionam oxidação para muitos materiais, embora os óxidos formados sejam, na maioria das vezes, diferentes. Constituintes de ferramenta como tungstênio e cobalto (metal-duro), quando em contato com o ambiente a elevada temperatura, formam um filme poroso que é mais facilmente arrancado da superfície pelo cavaco, ocasionando um desgaste mais agressivo (Diniz et al., 1999). Todavia, alguns óxidos como óxido de alumínio são muito mais resistentes e duros. Assim, alguns materiais de ferramenta tornam-se mais resistentes ao desgaste do que outros devido ao próprio fenômeno da oxidação (Fang, 1994; Afanasyev et al., 1996; Budinski, 1993). Este mecanismo possui uma forte influência no processo de desgaste de entalhe no flanco da ferramenta, devido ao contato com o ar nesta interface entre o ambiente e zona de corte do material.

Fadiga superficial (térmica ou mecânica - pitting)

Este mecanismo é normalmente causado pelos ciclos termo-mecânicos presentes nos processos de corte intermitente do material. No início da penetração da aresta na peça ocorre um aquecimento brutal da mesma. Isto ocorre devido à absorção da energia dissipada pelo material cisalhado e pelo atrito com o cavaco gerado. Contudo, na saída da aresta da peça ocorre uma redução acentuada da temperatura da mesma, devido ao alívio das pressões de corte e o subsequente contato com o meio ambiente. Assim, as flutuações de temperatura que ocorrem na aresta da ferramenta, juntamente com a dinâmica de carga e descarga dos esforços de usinagem, conduzem para o surgimento de microtrincas na aresta da ferramenta (Budinski, 1997) Fig. 3.10. Estas microtrincas provocam o aparecimento de sulcos no flanco principal e na face de saída da ferramenta. Alguns materiais de ferramenta são mais sensíveis do que outros a este fenômeno, pois apresentam menor tenacidade. Todavia, a fadiga mecânica também pode ocorrer devido às excessivas forças de usinagem geradas no corte de materiais muito duros. Neste caso, a deformação plástica da aresta de corte é dominante (Dearnley, 1985; Young, 1996; Shukla et al., 1994).

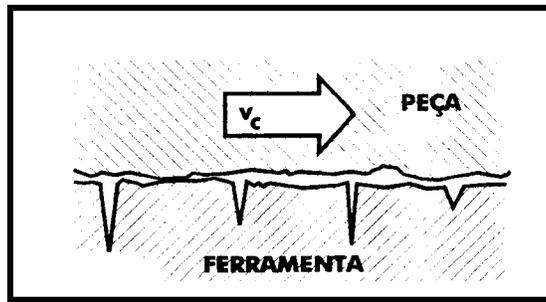


Figura 3.10 - Mecanismo de Fadiga térmica (Sandvik, 1994).

Os mecanismos de desgaste atuam combinados sobre a parte da aresta de corte em contato com o material usinado. Os efeitos deste ataque dependem principalmente das propriedades do material da ferramenta e da peça, das condições de corte e do tipo de lubrificação/refrigeração. A figura 3.11 apresenta a classificação das formas de desgaste em ferramentas de geometria definida (König, 1990).

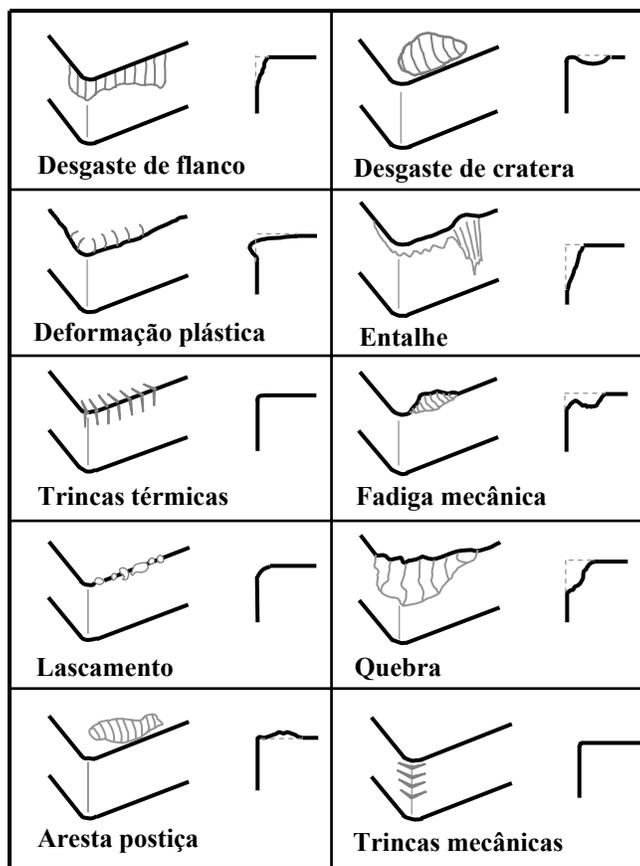


Figura 3.11 - Classificação das formas de desgaste (König, 1990).

No caso específico do processo de furação, objeto da presente tese, os desgastes nas brocas helicoidais se apresentam em várias regiões, conforme mostram as Figuras 3.12, 3.13 e 3.14.

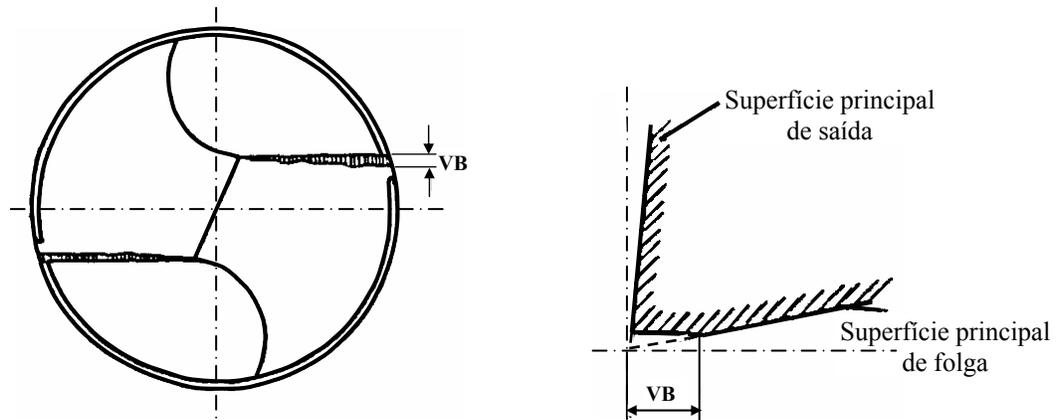


Figura 3.12 - Representação do desgaste nas arestas principais de corte (Novaski, 1996).

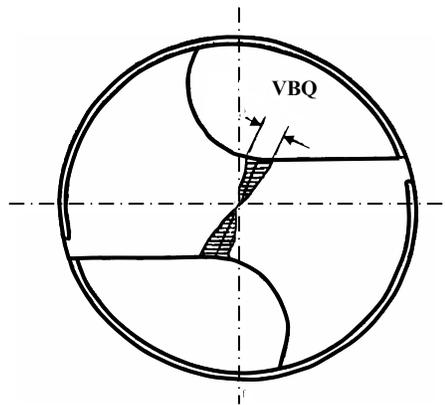


Figura 3.13 - Representação do desgaste na aresta transversal da broca (Novaski, 1996).

Nos processos normais de furação, sendo utilizados parâmetros de usinagem adequados, os desgastes ocorrem na aresta transversal e principalmente nas arestas principais de corte (Figura 3.12). É muito comum o desgaste de flanco ser acentuado na ponta de corte (devido ao uso de maior v_c); isto foi verificado nos ensaios práticos realizados na velocidade de máxima produção (v_{mxp}) sendo mostrado através de fotografia no capítulo 6 desta tese. Quando o desgaste na aresta transversal é maior que o das arestas principais de corte, existe então, uma indicação do uso de um avanço acima do desejado (Ferraesi, 1972).

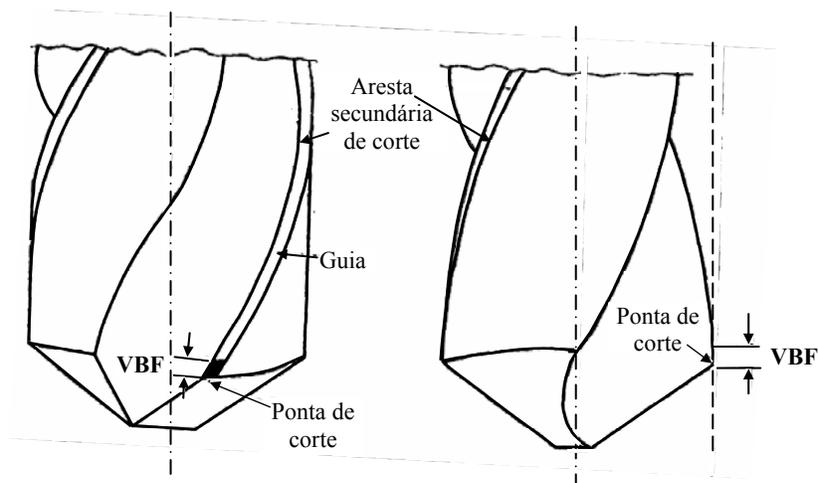


Figura 3.14 - Representação do desgaste na aresta secundária de corte (Novaski, 1996).

Dentro deste contexto, as características mais importantes para uma ferramenta segundo König (1990) são:

- Alta dureza
- Estabilidade química
- Superfície inerte
- Boa relação resistência/tenacidade
- Adesão de revestimento
- Baixo coeficiente de difusão e expansão térmica

É muito difícil encontrar material de ferramenta que possa satisfazer a maioria das características necessárias para um bom desempenho da ferramenta em termos de vida. Entretanto, ferramentas com revestimento aumentam a resistência ao desgaste na superfície da aresta de corte mantendo a tenacidade do substrato (Gu, 1999; Sandvik, 1994). Outro aspecto importante refere-se ao poder lubrificante dos revestimentos, que reduz o coeficiente de atrito entre a ferramenta e o material da peça, que está diretamente relacionado com a diminuição da temperatura de usinagem (Fox et al., 2000). Juntamente com esta característica, atua também uma barreira termo-química entre a ferramenta e o material da peça, que age no sentido de diminuir a formação da aresta postiça de corte e conseqüentemente a intensidade do desgaste por adesão.

Sintetizando, o desgaste de flanco é causado principalmente por abrasão (em altas velocidades de corte) e pelo cisalhamento da aresta postiça de corte. O desgaste de cratera é devido principalmente à difusão, e o desgaste de entalhe à aderência e à oxidação. A separação quantitativa da contribuição de cada um destes fenômenos para a formação do desgaste é praticamente impossível, porém o quadro qualitativo visualiza a importância de cada componente nas diferentes velocidades de corte. Assim, em velocidades de corte baixas, o desgaste é relativamente elevado por causa do cisalhamento da aresta postiça de corte e da aderência. Em velocidades de corte maiores, o desgaste é causado principalmente pelos fatores cuja intensidade depende da temperatura de corte como a abrasão mecânica, a difusão e a oxidação (Diniz et al., 1999).

Basicamente os mecanismos de desgaste possuem um comportamento de acordo com a condição de usinagem empregada. O mecanismo de abrasão ocorre em toda a faixa de temperatura à qual é submetida uma ferramenta de corte. A adesão se limita a velocidades de corte baixas, ao passo que mecanismos de difusão e oxidação só ocorrem de forma acentuada para velocidades de corte elevadas, conforme mostra a figura 3.15 (König, 1990)

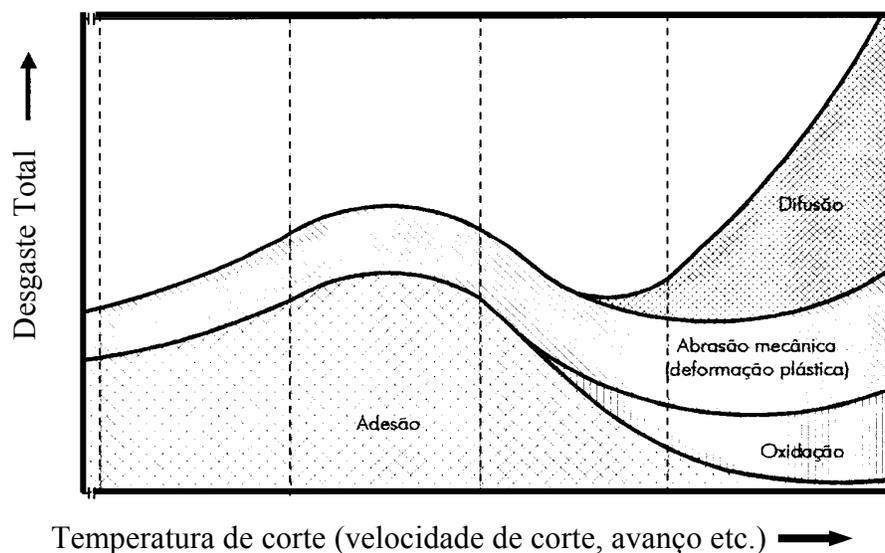


Figura 3.15 - Causas do desgaste na usinagem (König, 1990).

3.6.7 Estruturas do revestimento

É essencial adaptar a estrutura do revestimento às exigências da operação de usinagem porque a estrutura do revestimento da ferramenta determina sua resistência ao desgaste e as condições de atrito nas zonas de contato. As influências principais na estrutura são:

- A escolha do material do revestimento
- Crescimento de camada durante o processo de revestimento
- O projeto da estrutura das camadas únicas para formar uma multicamada.

3.6.8 Escolha dos materiais de revestimento

No mercado existem basicamente quatro grupos principais de materiais de revestimento duros. O mais difundido é o grupo de materiais baseados no titânio como TiN, TiC e Ti(C,N). A fase metálica é completada freqüentemente com outros metais como Al ou Cr cujo papel é melhorar propriedades como dureza, resistência à oxidação etc.. Um exemplo muito atual de tais camadas é (Ti,Al)N. O segundo grupo representa revestimentos cerâmicos como Al₂O₃. Nos últimos anos, foram acrescentados dois outros grupos adicionais de revestimentos superduros: o CVD-diamante, e os revestimentos de lubrificantes sólidos (camadas duras com muito baixo coeficiente de atrito), como o metal-carbono amorfo, Me-C:H (Klocke e Krieg, 1999).

Nos últimos anos foram introduzidos revestimentos macios depositados por cima de um revestimento duro com a finalidade de reduzir o atrito e o desgaste; como exemplos pode-se citar o revestimento de MoS₂ e o de grafita pura. O revestimento de WC/C, que possui uma dureza um pouco mais alta, pode ser também considerado entre este tipo de revestimento devido ao efeito de autopolimento quando submetido a cargas de atrito, por causa de sua microestrutura lamelar que alterna carbono com WC (Derflinger et al., 1999).

Considerando-se que a difusão é um mecanismo de desgaste muito forte, a escolha do material de revestimento tem que seguir uma diretriz básica. A entalpia (conteúdo térmico) de formação do material do revestimento escolhido deve ser tão negativa quanto possível, a fim de possibilitar a troca das temperaturas quando a difusão acontece em valores altos de temperatura. Por exemplo, se

aço é usado como material de trabalho, é importante que o material da ferramenta tenha uma entalpia muito mais negativa quando comparada com qualquer combinação possível de ferro com um dos elementos do material de ferramenta. Se as entalpias de materiais diferentes são comparadas, pode deduzir-se que a maior parte dos materiais de revestimento potenciais de carboneto, tais como TiC, HfC, ZrC etc. são mais apropriados para corte de aço que o WC. Isto se aplica igualmente à maioria dos nitretos, exceto CrN, até uma temperatura de aproximadamente 1500°C. Os óxidos são também muito estáveis sendo satisfatórios como materiais de ferramenta (Taminiau e Dautzenberg, 1999).

Uma propriedade antecipada e desejada de certos materiais de revestimento metálicos como resposta às tensões provocadas pelo atrito é a sua transformação. Um efeito frequentemente discutido é a possível transformação de AlO_x , e TiO_x , em um revestimento (Ti, Al)N a altas temperaturas. Esta transformação poderia ajudar a fornecer proteção contra a oxidação nas regiões revestidas que são temporariamente ou continuamente expostas a altas temperaturas e ar (Derflinger et al., 1999).

3.6.9 Processos de revestimento

A forma de um revestimento depende principalmente do processo aplicado. Os processos relevantes de revestimento são os processos por deposição química a vapor (CVD) e revestimento por deposição física a vapor (PVD). Os processos CVD e PVD podem ser adicionalmente classificados em sub-tipos, cada um com seus efeitos na estrutura e nas propriedades de atrito das ferramentas revestidas.

A característica principal de um processo CVD é a alta temperatura de substrato necessária para depositar uma camada. Altas temperaturas durante o processo promovem recozimento nos substratos de HSS e também afetam a dureza e a força de ruptura transversal (FRT) de substratos de metal duro, devido à formação de uma fase- η frágil ($Co_xW_yC_z$) (Wertheim, 1998). Utilizando-se um processo CVD Standard, com aproximadamente 1100°C pode-se reduzir a resistência de aproximadamente 30 %. O problema pode ser aliviado usando-se o processo CVD com uma temperatura média de 850°C. Uma vantagem adicional dos processos de temperatura moderados é que as tensões diminuem e a dureza é melhorada significativamente, devido a baixa expansão do material a 850°C. O enriquecimento do Co nas faces da ferramenta tem sido identificado

como outro meio de melhorar o FRT das ferramentas revestidas pelo processo CVD (Klocke e Krieg, 1999).

O processo PVD executado entre 200 °C e 500 °C, não tem praticamente nenhum impacto na FRT do material revestido. No processo PVD os materiais necessários para formar o revestimento são evaporados, e em seqüência condensados no substrato da ferramenta. O processo PVD mais empregado é o processo a arco, porque possibilita uma maior taxa de ionização (aproximadamente 90%). Os átomos do material metálico evaporado e ionizado positivamente são acelerados em direção ao substrato submetido a um potencial negativo. Para a formação de camadas duras podem ser adicionados componentes do material do revestimento através da introdução de gases reativos (N_2 , C_2H_2 , O_2 etc.) na câmara de revestimento. O processo PVD transcorre sob vácuo e a atmosfera desenvolvida formada de átomos metálicos e gases reativos, ambos ionizados, denomina-se plasma (Yuhara, 2001). Ver Figura 3.16.

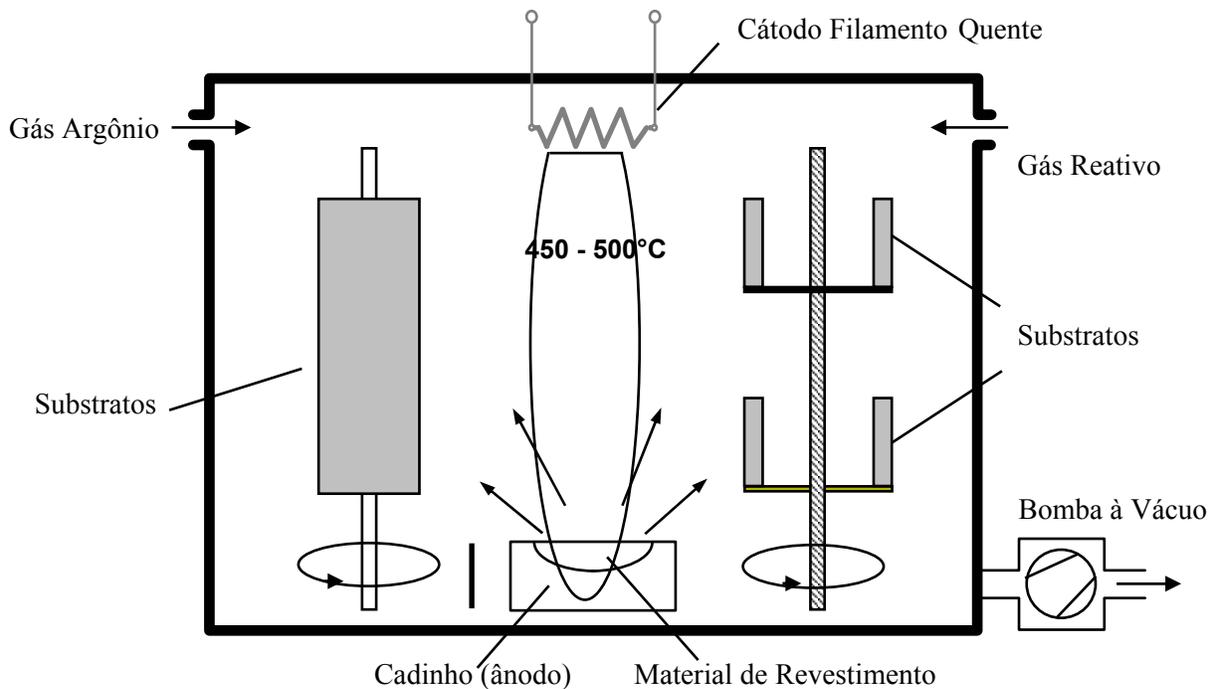


Figura 3.16 - Processo PVD “Íon Plating” – Balzers.

Na tabela 3.2 são mostradas as principais características dos dois principais processos de revestimento CVD e PVD.

Tabela 3.2 - Comparação entre os processos de revestimento PVD e CVD (Balzers, 1999).

	PVD	CVD
Temperatura de Processo	<500°C	850 -1100°C
Adesão da cobertura	Ataque iônico, deposição metálica	Difusão
Microestrutura da cobertura	Fina	Grosseira
Influência sobre o substrato	Insignificante	Redução de até 30% da resistência à flexão
Tensões Internas da cobertura	Altas tensões de compressão	Tensões residuais
Superfície de Metal Duro	Igual ao substrato	Fragilizado (fase -η)
Revestibilidade de arestas afiadas	Sim	Não
Espessura	1 - 4 μm	5 - 10 μm
Rugosidade do Revestimento	Igual ao substrato	R _z >2μm
Agressão ao Meio-ambiente	Inexistente	Resíduos Cloretos Metálicos

3.6.10 Revestimentos com nitretos

Três camadas que usam o processo PVD têm se destacado no revestimento de ferramentas de corte: o nitreto de titânio (TiN), o carbonitreto de titânio (TiCN) e o nitreto de titânio alumínio (TiAlN). Estas camadas possuem alta dureza, excelente aderência, baixa porosidade e altas estabilidades química e térmica. As propriedades descritas podem retardar de forma significativa os mecanismos de desgaste que atuam na ferramenta. Na tabela 3.3 encontram-se relacionadas algumas propriedades destas camadas (Kaiser, 1995).

Tabela 3.3 - Propriedades selecionadas das camadas de TiN, TiCN e TiAlN (Kaiser, 1995).

Camada	TiN	TiCN	TiAlN
Dureza (HV 0,05)	2.500	2.700	2.600
Espessura máxima (μm)	4	4	3
Estabilidade térmica (°C)	550	450	800
Aderência *1 (N)	60	50	50
Coefficiente de atrito contra aço	0,65	0,50	0,60
Coefficiente de transmissão de calor (W/mK)	29	29	-
Cor	Dourado	Lilás	Cinza/ preto
*1 - Aderência medida indiretamente através da determinação da carga crítica no ensaio de riscamento, utilizando aço rápido temperado como substrato.			

Nitreto de titânio

O TiN é muito utilizado, por possuir um bom balanço entre propriedades como dureza, tenacidade, aderência (sobre aço e metal duro), estabilidade química, estabilidade térmica e reduzido coeficiente de atrito. Este conjunto de propriedades, porém, não é ideal para todas as aplicações e isto abriu o campo para a implementação de outras camadas como as de TiCN e TiAlN.

Nitreto de titânio alumínio

O TiAlN resiste a oxidação até 925 °C, permitindo a formação de um filme de proteção de Al₂O₃ extremamente denso e com alta adesão em sua superfície, que forma uma barreira contra a difusão do oxigênio nas camadas internas do revestimento (Wang et al.,1999). Em adição, Smith et al.(2000) demonstraram em trabalho realizado em operações de furação de ferro fundido GG25 que o acabamento superficial do revestimento de TiAlN tem um significativo efeito na performance do mesmo. A segunda grande vantagem desse revestimento na usinagem é a sua baixa condutividade térmica. Assim, maior quantidade de calor é dissipado pelo cavaco, permitindo que se utilizem velocidades de corte mais altas, já que a carga térmica no substrato é menor.

Carbonitreto de titânio

As principais vantagens do TiCN são a sua elevada dureza, quando comparado ao TiN, e ainda o seu baixíssimo coeficiente de atrito. Para harmonizar boa aderência com alta dureza superficial, a relação entre os teores de C e N é variada de forma crescente durante o processo de revestimento, provocando-se uma superposição de 5 a 10 camadas de composições diferentes.

Para aplicações especiais, como em usinagem de aços de alta liga, o TiCN frequentemente mostra vantagens em comparação com o TiN e o TiAlN.

3.6.11 Estruturas de revestimento mono e multicamada

A Figura 3.17 permite visualizar as estruturas mono e multicamada atualmente disponíveis no mercado. Há três fatores motrizes principais atrás da aplicação de revestimentos multicamadas no campo de revestimentos convencionais duros:

- Alguns materiais de revestimento possuem uma boa união com o substrato, sendo desta forma freqüentemente utilizados como uma camada de interface entre o substrato e a camada dura. Um exemplo é o TiC em revestimento CVD TiC-Al₂O₃-TiN.
- Alguns revestimentos multicamada são projetados para melhorar as propriedades mecânicas do revestimento completo, como a dureza e tenacidade. Visto que, algumas das camadas com base de Ti têm tensões residuais altas, estruturas de micro-camadas são utilizadas para melhorar a tenacidade. Como resultado, maiores espessuras de revestimentos podem ser realizadas sem efeitos adversos na sua união. Um exemplo é o uso de grande número de camadas alternadas de TiN e TiAlN, para ter-se um revestimento que combina as vantagens do TiAlN com uma boa união e tenacidade alta. Grande número de camadas de interface entre camadas únicas, também são utilizadas para formar uma barreira contra a propagação de trincas.
- O projeto de revestimento multicamada pode também ser feito para atender a uma combinação de funções derivadas dos diferentes materiais utilizados nas camadas. As funções podem incluir alta estabilidade térmica oferecida por uma camada intermediária, dureza alta fornecida pela camada de topo, ou mesmo redução do coeficiente de atrito por uma camada de topo macia, ou uma camada de lubrificante sólido (Klocke e Krieg, 1999).

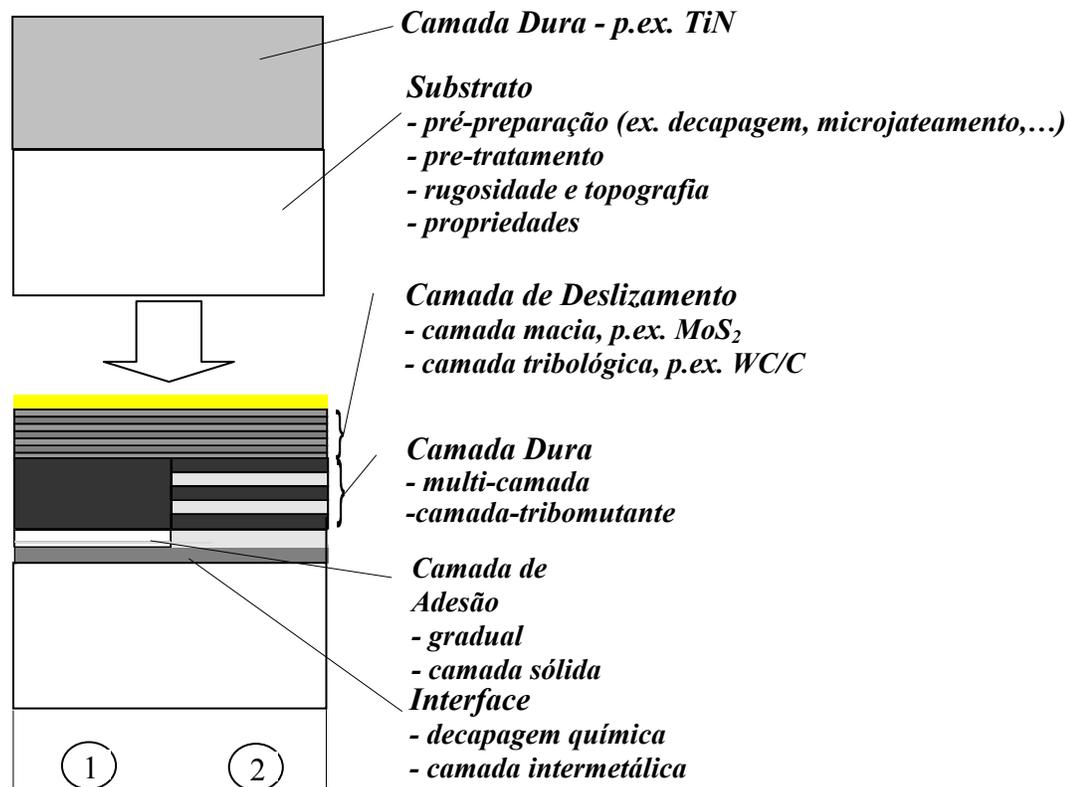


Figura 3.17 - Tendência atual dos revestimentos nas ferramentas de corte (Balzers, 1999).

3.7 Desenvolvimento de ferramentas para furação sem fluido de corte

De acordo com Tönshoff e Mohlfeld (1997) materiais de corte para ferramentas de furação, sem o uso de fluido de corte, têm que garantir a tenacidade e a dureza em função das condições de cargas térmicas e mecânicas do processo. Especificamente a dureza a quente é muito importante para operações de corte sem fluido. Quanto maior for a temperatura maior será a perda da dureza para os materiais comuns de corte. A utilização econômica do aço rápido em operações de furação sem fluido de corte não é possível devido aos limites da sua dureza a quente e reduzida resistência ao desgaste acima de temperaturas de 400 °C. Ferramentas de cerâmica têm sido desenvolvidas, mas a tenacidade necessária para operações de furação de aço temperado não foi conseguida.

Em ensaios de furação sem o uso de fluido de corte, realizados por Tönshoff e Mohlfeld (1997), materiais de ferramenta com diferentes composições e tamanhos de grãos foram pesquisados, tais como: metais duros com granulação fina, metais duros com dureza a quente melhorada e cermets. Nos testes realizados, o cermet, comparado com metal duro, mostrou uma dureza a quente mais alta, oferecendo uma boa resistência ao desgaste mesmo em altas temperaturas. O metal duro com grãos finos ($< 0.3 \mu\text{m}$) comparado com o metal duro (P25) mostrou, que a redução do tamanho do grão melhora a dureza e resistência a flexão. O aumento de temperatura nos ensaios realizados reduziu a dureza do metal duro com granulação fina para abaixo dos valores dos outros materiais de corte pesquisados. A dureza a quente do metal duro poderia ser melhorada pela adição de carbonetos de liga, mas simultaneamente a resistência à flexão ficaria enfraquecida. Devido à adição de carbonetos de liga TiC e TaC o metal duro P25 mostrou alta dureza a quente e menor tenacidade se comparada com o metal duro de granulação fina, possibilitando a alta resistência ao desgaste do metal duro (P25) na usinagem sem fluido de corte. Além disso, este material de corte mostrou alta tenacidade em comparação com o cermet.

Revestimentos separam as ferramentas das peças em processo de corte, oferecendo a possibilidade de substituir os fluidos de corte. O substrato é responsável pela forma, resistência e rigidez das ferramentas. O objetivo da interface é garantir uma boa adesão entre o revestimento e o substrato. A adesão da camada depende das características químicas do substrato e das tensões térmicas originadas na interface. Os revestimentos na usinagem sem fluido de corte devem possibilitar a redução do atrito e da geração de energia térmica no contato ferramenta-peça, a

proteção do aquecimento e o desgaste por difusão da ferramenta. Na superfície dos revestimentos, interações químicas mecânicas ou de atrito com a peça de trabalho não são desejadas. Por causa das condições ruins de condução de calor da ferramenta no processo de furação só camadas de revestimentos termicamente estáveis são aplicadas. O revestimento de TiAlN mostrou nos ensaios o mais baixo coeficiente de condução térmica e um considerável aumento da estabilidade contra a oxidação se comparada com outros revestimentos duros. A alta dureza do TiAlN melhora a resistência ao desgaste e o baixo atrito apresentado em relação aço reduzindo as forças de corte, bem como o calor gerado no processo (Habig, e Méier zu Köcker, 1993).

As propriedades funcionais das camadas TiAlN podem ser influenciadas por muitos parâmetros e isto fez com que diversos sistemas de revestimentos fossem desenvolvidos. Os objetivos do desenvolvimento foram a melhoria da oxidação e da resistência ao desgaste do sistema de revestimento TiAlN. Inicialmente, o conteúdo de alumínio no sistema $Ti_{1-x}Al_xN$ foi aumentado para melhorar o comportamento do revestimento. Um conteúdo maior de alumínio suporta a formação do óxido de alumínio amorfo no topo das camadas de TiAlN.

Em ensaios realizados por Tönshoff e Mohlfeld (1997) foi verificado que a oxidação do TiN ocorre no ar a 550 °C, enquanto filmes de $Ti_{1-x}Al_xN$ com estrutura cúbica começam a oxidar-se a 750 °C para $x = 0,25$ e a 830 °C para $x = 0,6$. O peso ganho nestes filmes aumenta de forma marcante a temperaturas acima de 900 °C. Foi achado que filmes de $Ti_{1-x}Al_xN$ em oxidação formaram misturas bifásicas de TiO_2 e Al_2O_3 a 1000 °C no ar (Ikeda e Satoh, 1991). É suposto que o aumento da resistência ao desgaste na usinagem sem fluido de corte é devido a formação de óxido de alumínio amorfo no topo dos revestimentos de TiAlN.

Tönshoff e Mohlfeld (1997) desenvolveram sistema multicamada de TiAlN consistindo de sete camadas diferentes, quatro de TiAlN e três camadas intermediárias com alto conteúdo de oxigênio. De forma a reduzir a transferência por difusão na usinagem sem fluido de corte, pequenas quantidades de oxigênio foram adicionadas no processo de revestimento e para adquirir uma pressão constante durante esse processo de revestimento, certa quantidade de nitrogênio foi introduzida à adição do oxigênio.

3.8 Desempenho de corte das brocas de metal duro revestidas de TiAlN

Testes de desempenho foram realizados por Tönshoff e Mohlfeld (1997) em brocas de metal duro revestidas com TiAlN e cermets. O batimento radial da brocas no porta-ferramenta usado foi menor que 10 μm durante todo o processo. A profundidade dos furos realizados foi de 22 mm (2,5d). O critério fixado para o fim da vida da ferramenta foi o desgaste de flanco medido na ponta das arestas de corte da ordem de 0,3 mm (VB), danos nos flancos com profundidade maior de 0,3 mm ou a quebra da ferramenta.

Na furação sem fluido de corte de aço temperado, o mais alto comprimento de avanço (L_f) foi alcançado com $v_c = 80$ m/min. Maiores ou menores velocidades causaram uma perda significativa na vida da ferramenta. A variação da taxa de avanço mostrou que a maior vida foi conseguida para um avanço de $f = 0,16$ mm/volta. Na usinagem com a taxa de avanço de 0,16mm/volta a ferramenta mostrou, até o fim da vida, um desgaste abrasivo na ponta das arestas de corte. Taxas de avanço de $f = 0,1$ mm/volta aumentaram a carga térmica, o que levou a danificar as arestas de corte da broca devido a formação irregular dos cavacos. Taxas de avanço de 0,25 mm/volta aumentaram as cargas mecânicas e causaram a quebra de ferramentas.

Devido às propriedades mecânicas diferentes dos cermets em relação ao metal duro foi necessária, nos testes realizados, a escolha de diferentes velocidades de corte. Limitações foram impostas na taxa de avanço em função da reduzida tenacidade dos cermets comparada com a do metal duro. Pesquisas realizadas com ferramentas de metal duro (P25) mostram o alto comprimento de corte alcançado com velocidade de avanço $v_f = 0,47$ m/min. Em usinagem sem fluido de corte as condições de corte ($v_c = 80$ m/min, $f = 0,16$ mm/volta) permitiram que fossem usinados de 1.100 a 1.200 furos em aço temperado. Operações de furação realizadas com ferramentas de metal duro com granulação fina (K40) resultaram em um decréscimo da vida da ferramenta de mais de 50%, levando a formação de arestas postiças de corte no processo, danificando a ferramenta e aumentando a taxa de desgaste. A reduzida tenacidade das ferramentas de cermet limitou a segurança do processo na furação sem fluido de corte.

Em função do comportamento superior à oxidação das camadas de TiAlN com alto conteúdo de alumínio, diferentes composições de revestimentos foram pesquisadas. Na usinagem sem fluido de corte com ferramentas de metal duro revestidas de $\text{Ti}_{0,6}\text{Al}_{0,4}\text{N}$, comprimentos de avanço da ordem de 25 m foram alcançados. Para altos conteúdos de alumínio no sistema de revestimento TiAlN, foi verificado um desgaste de flanco reduzido no início da vida da ferramenta e do tipo abrasivo, que continuou até o final da vida da ferramenta.

Significativas vantagens na vida da ferramenta foram oferecidas pelo aumento da espessura do revestimento, que melhora a resistência ao desgaste. Por exemplo, em usinagem sem fluido de corte, a espessura de revestimento $s = 6\mu\text{m}$, permitiu usinar de 2.200 a 2.500 furos ($L_f = 47\text{-}53\text{ m}$) em aço temperado. Todas as ferramentas pesquisadas com aumento da espessura do revestimento mostraram uma alta adesão do revestimento. Isto afeta o desgaste abrasivo até o fim da vida da ferramenta.

3.9 Usinagem sem fluido de corte de peças de ferro fundido

Materiais de ferro fundido, especialmente, podem ser usinados sem fluido de corte em operações de torneamento e fresamento. Os materiais de ferro fundido são particularmente favoráveis a este respeito, porque suas temperaturas de corte são significativamente abaixo daquelas do aço.

Ferramentas de CBN são muito utilizadas na usinagem do ferro fundido sem o uso de fluido de corte e com altas velocidades. O CBN tem a condutividade térmica mais alta de todos os materiais de corte pesquisados, sendo da ordem de 3 a 4 vezes mais alta que o nitreto de silício e a alumina. Quando há alta carga térmica na zona da aresta de corte, o calor criado pode ser removido eficazmente do material cortante através do uso de ferramentas de CBN (Klocke e Eisenblätter, 1997).

É evidente que para atingir as tolerâncias dimensionais e qualidades de superfície os melhores resultados são obtidos com o CBN. Isto é diferente para tolerâncias geométricas como a de paralelismo, onde os melhores resultados foram alcançados com ferramentas de cerâmica de nitreto de silício. Isto significa que tolerâncias de fabricação pré-definidas e qualidades de superfícies podem ser mantidas na usinagem sem fluido de corte do ferro fundido cinzento com altas velocidades de corte; com ambos materiais Si_3N_4 e CBN, especialmente o CBN forneceu os melhores resultados em termos de comportamento ao desgaste (Spur e Lachmund, 1995). Estes resultados são coerentes com outras pesquisas realizadas (Spur e Becker, 1993).

3.10 Usinagem de aço sem fluido de corte

O processo de furação tem a posição chave na realização da usinagem sem fluido de corte em centros de usinagem. O problema principal na furação sem fluido de corte de aço está ligado à remoção dos cavacos do furo. O risco de esmagamento do cavaco nos canais da broca fica maior

com o aumento da profundidade do furo e a área de atrito entre o cavaco, a parede do furo e a ferramenta. Uma solução muito promissora é o aumento dos canais da broca dando aos cavacos um maior espaço para sua evacuação, visto que oferece menos resistência para o movimento dos mesmos.

Outro problema é a tendência da broca de travar no furo, se seu diâmetro aumenta como resultado das altas temperaturas. Uma forma de eliminar este problema é aumentar a conicidade em direção da haste da broca. Em ensaios realizados, citados por Klocke e Eisenblätter (1997), broca revestida com TiN com canais e conicidade modificados chegou a furar um comprimento de 65 m de aço temperado Ck45K. Realizada a verificação da rugosidade, a altura média das saliências e reentrâncias medidas em R_z foi $< 15 - 20 \mu\text{m}$, significativamente inferiores ao máximo permitido de $R_z < 38 \mu\text{m}$. Os diâmetros dos furos foram de 0,02 – 0,03 mm maiores que o diâmetro nominal de 11,8 mm. Uma tolerância IT 11 permite uma faixa de 0.11mm para a dimensão nominal do furo envolvido. Como mostrado por este exemplo, a usinagem sem fluido de corte não só alcança alta taxa de remoção de material, mas também pode satisfazer exigências de qualidade da peça (Figura 3.18)

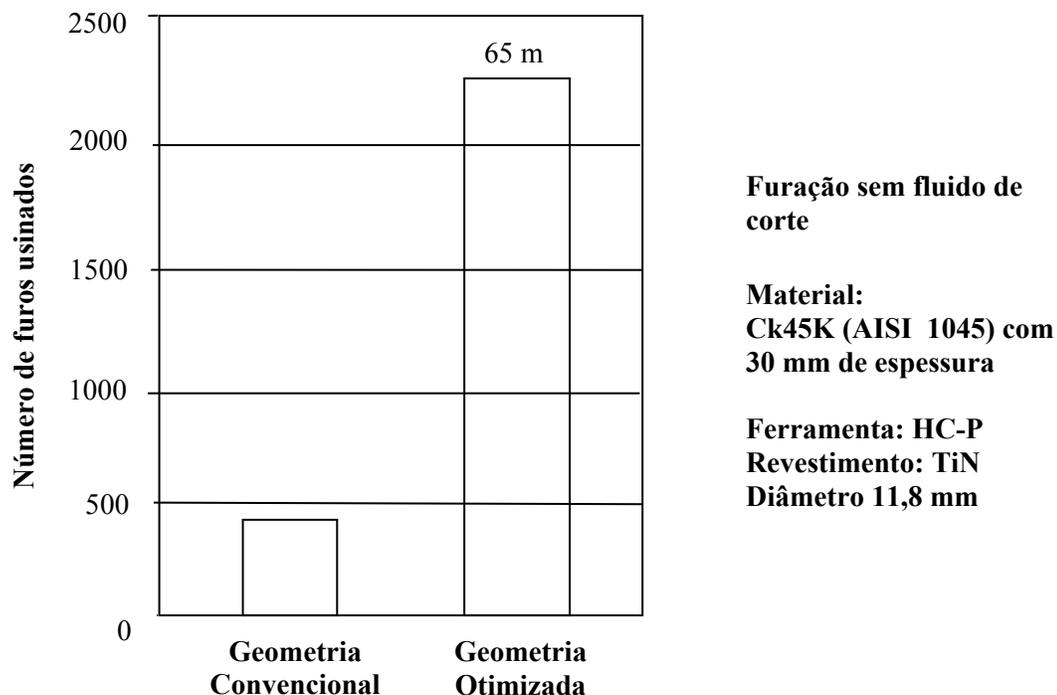


Figura 3.18 – Furação sem fluido de corte de aço temperado. Fonte WZL (Klocke e Eisenblätter, 1997).

O uso da ferramenta com tratamento prévio é um aspecto extremamente importante nas operações de furação sem o uso de fluido de corte. Em particular pode-se citar a adesão do revestimento a qual depende da estrutura superficial do substrato após a sua retificação. Na usinagem com óleo emulsionável, a resistência da interface substrato/revestimento é suficiente, mas com as variações dos esforços no caso da usinagem sem fluido de corte, a vida da ferramenta pode ter variações. Nesse ponto a compressão e queima superficial da fase do ligante (Co) na retificação do metal duro, causam uma perda significativa na resistência do material das camadas sub-superficiais do substrato. O micro-jateamento dos metais duros muda a micro-topografia, e também, a integridade da superfície das ferramentas. Os efeitos superficiais do micro-jateamento dependem da pressão e do tamanho do grão do material usado para o mesmo. Se o tamanho de grão do material for maior que o diâmetro de grão do carboneto, é provocada uma deformação plástica maior na sub-superfície da ferramenta, se o tamanho de grão do material for menor que o tamanho de grão de carboneto, aumenta o efeito abrasivo de micro-jateamento (Tönshoff e Mohfeld, 1997).

Durante testes de furação sem fluido de corte em aço temperado, realizados na Universidade de Hannover com ferramentas micro-jateadas em determinadas condições, foi observado um aumento da resistência da interface substrato/revestimento e um melhor comportamento ao desgaste das ferramentas revestidas pelo processo PVD. Defeitos na interface substrato/revestimento depois de alguns furos causam altas taxas de desgaste nas ferramentas que não foram jateadas, porque o desgaste da ferramenta é determinado por um desgaste abrasivo do substrato. A alta resistência da interface substrato/revestimento das ferramentas micro-jateadas causam uma redução distinta na largura do desgaste de flanco, e um desgaste homogêneo da ferramenta de metal duro revestida com TiAlN (Tönshoff, Mohfeld, 1997).

Para uma usinagem precisa de furos em materiais de aço endurecido, um simples mandrilamento tem a possibilidade de substituir operações de alto custo como retificação e polimento. A ferramenta para mandrilar é projetada como uma barra de furação equipada com um inserto e três blocos de guia. Os blocos de guia mantêm a ferramenta dentro do furo de forma a evitar distorção da ferramenta na peça.

Em pesquisas realizadas na Universidade de Bremen foram feitas operações de mandrilamento sem fluido de corte, com técnicas de mínima lubrificação e com resfriamento

interno. Os ensaios foram feitos em mancal de aço endurecido 100Cr6 com ferramenta equipada com blocos-guia feitos de diamante sintético policristalino, (PCD) e com insertos de corte contendo CBN. A usinagem sem fluido de corte a uma velocidade de corte de 150 m/min e avanço de $f = 0,02$ mm/volta, forneceu uma rugosidade superficial de $R_z < 3$ μm e desvios na tolerância de forma menores que 9 μm . O completo impedimento do uso de fluidos de corte levou a uma transformação da micro-estrutura do material dentro da sub-superfície do furo mandrilado. O uso de resfriamento interno tornou possível o melhoramento da precisão de forma para dentro de 5 μm e a redução da transformação do material. As pesquisas realizadas mostraram que o processo de mandrilamento pode ser empregado com sucesso em operações de usinagem sem fluido de corte apresentando potencial para ser utilizado como um substituto da retificação e polimento em alguns casos (Brinksmeier e Kröning, 1997).

Teixeira (2001) em ensaios de furação sem fluido de corte de aço ABNT 1040 com brocas de metal duro revestidas (TiN e TiCN), utilizando $v_c = 75$ m/min e $f = 0,18$ mm/volta, verificou a viabilidade do processo que mostrou resultados equivalentes aos de furação com MQL (óleo vegetal) e superiores ao uso de óleo emulsionável, cujo uso provou ser inadequado, provocando efeitos negativos no rendimento das ferramentas.

Scandiffio (2000) em ensaios experimentais de torneamento sem fluido de corte, com MQL e óleo emulsionável, em aço ABNT 1045, utilizando pastilhas de metal duro revestidas TNMG 160404 GC 4015, com as condições de corte de $v_c = 360, 445$ e 530 m/min, $f = 0,15$ mm/volta e $a_p = 0,7$ mm, verificou que, em termos de valores de rugosidade, a melhor performance foi obtida no processo sem fluido de corte em velocidades baixas, seguido da MQL e óleo emulsionável, situação que foi invertida por velocidades mais altas; constatou também que conforme o crescimento do desgaste da ferramenta o comportamento da rugosidade se torna aleatória. Concluiu, finalmente, que a escolha entre a usinagem sem fluido de corte e com óleo emulsionável deve depender não somente de uma análise econômica, mas que também leve em conta os danos ecológicos e a saúde dos operadores.

Vieira et al. (1997) em ensaios de fresamento em aço ABNT 8640 com ferramentas de metal duro P45 com três camadas de revestimento (TiN, TiC e TiN), apontaram o efeito negativo do uso de fluidos emulsionáveis, sintéticos e semi-sintéticos em comparação com a usinagem sem fluido de corte.

Momper (2000), em testes de torneamento sem fluido de corte e com óleo emulsionável, de aço 20MnCr5 endurecido (60 a 62 HRC), utilizando ferramenta SNGN120716T de CBN e de cerâmica mista, com $v_c = 165\text{m/min}$, $f = 0,08\text{ mm/volta}$ e $a_p = 0,125\text{ mm}$, utilizando como critério de fim de vida o acabamento superficial da peça, concluiu que para ambos tipos de ferramentas, as velocidades de corte econômicas estão na faixa de 120 a 200 m/min, sendo o rendimento similar com e sem fluido de corte, para os dois tipos de ferramentas testadas. A usinagem sem fluido de corte conseqüentemente proporciona reduções de custo adicionais.

Teixeira Filho et al. (2000) realizaram ensaios de torneamento em aço ABNT 52100 (aproximadamente 60 HRC) com ferramenta de PCBN comparando o desempenho do processo em relação a rugosidade da peça e desgaste da ferramenta em três regimes de refrigeração: sem fluido de corte, com MQL e com óleo emulsionável. A faixa de variação da velocidade de corte foi de 110 - 175 m/min. Os resultados indicaram que tanto a rugosidade, como o desgaste da ferramenta, na condição sem fluido de corte foi a que apresentou melhor desempenho, seguida pela condição MQL e pelo óleo emulsionável respectivamente.

3.11 Usinagem sem fluido de corte de ligas de alumínio

As ligas de alumínio estão entre os materiais particularmente críticos com relação a usinagem sem fluido de corte. As peças absorvem considerável calor durante a sua usinagem em função do seu alto nível de condutividade térmica, o que provoca altos níveis de expansão térmica causando deformações. Devido à baixa temperatura de fusão e ponto de amolecimento do alumínio, problemas ligados com a formação de cavacos são comuns. Muitas ligas de alumínio são suscetíveis à adesão com a ferramenta e formando arestas postiças de corte (König e Erinski, 1983). Para efetuar operações de furação sem fluido de corte, alargamento, rosqueamento e fresamento com sucesso em ligas de alumínio, é essencial a utilização de ferramentas com revestimento adequado e uso de MQL (Klocke e Eisenblätter, 1997). A influência positiva da MQL no estado da ferramenta e na qualidade da peça é indicada na Figura 3.19.

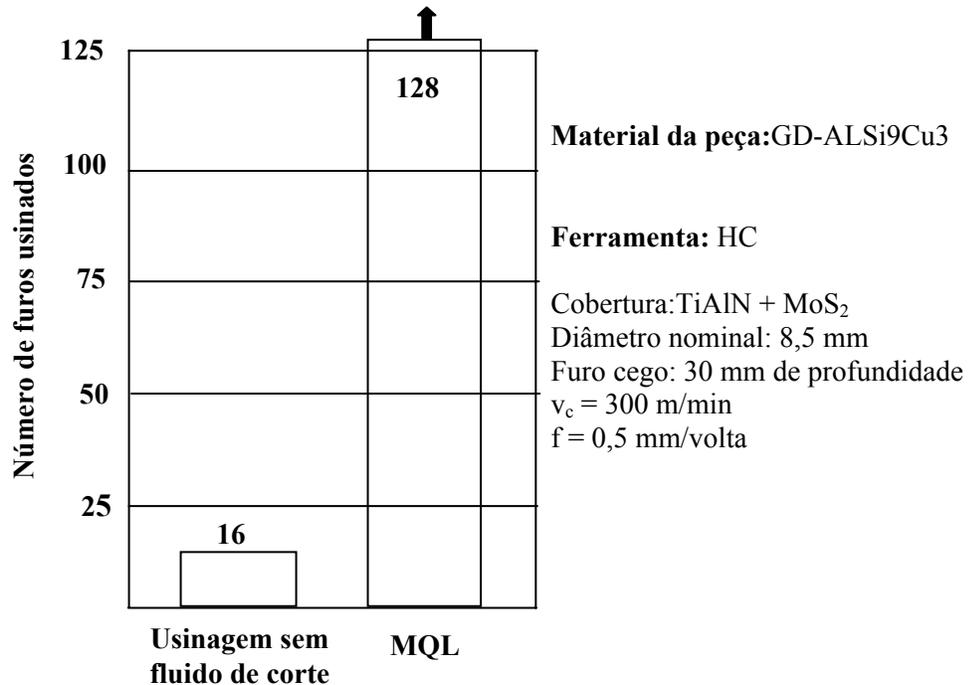


Figura 3.19 – Usinagem em peças de alumínio sem fluido de corte e com MQL. Fonte WZL (Klocke e Eisenblätter, 1997).

Em operações de furação sem fluido de corte conduzidas por Klocke et al. (1996) a ferramenta ficou inutilizada como resultado da adesão do material dos cavacos nos canais da ferramenta, após só 16 furos. Com o uso de MQL, não existiu nenhuma evidência de desgaste ou adesão de material na ferramenta após 128 operações de furação. A rugosidade média medida em Rz usando MQL permaneceu abaixo de 20 μm , e os diâmetros dos furos, dentro das tolerâncias (Figura 3.19). No fresamento de ranhuras sem uso de fluido de corte em liga de alumínio forjado, foi notada uma forte tendência para os cavacos aderirem às ferramentas e peças. A mesma usinagem com MQL, em contrapartida, não mostrou nenhuma evidência de adesão do cavaco nas ranhuras fresadas, as quais cumpriram as tolerâncias requeridas em termos de precisão dimensional, rugosidade superficial e ondulação.

Braga (2001) em ensaios experimentais de furação realizados em liga de alumínio-silício (SAE 356) com broca de metal duro inteiriça tipo K10 sem revestimento e com revestimento de diamante, utilizando fluido de corte emulsionável, e a Técnica da Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL) com vazão de óleo integral em um fluxo de ar comprimido de 450 kPa, demonstrou que é suficiente uma pequena quantidade de lubrificante da ordem de 10 ml/h para

atender às necessidades do processo de usinagem, garantindo a qualidade dos furos e vida da ferramenta de forma similar ao processo com o uso de fluido de corte emulsionável. A usinagem sem fluido de corte e também somente com ar comprimido não foi possível devido à adesão do cavaco na superfície de saída da broca, ocasionando a quebra da ferramenta.

O campo principal de aplicação industrial de pastilhas com revestimento de PCD é em processos sem a utilização de fluido de corte. Pesquisas foram realizadas na Universidade de Bremen para analisar a adequação de pastilhas revestidas com PCD no torneamento sem fluido de corte da liga de alumínio AlSi18CuMgNi. Este material é uma liga hipereutética, onde especialmente o silício tem um efeito abrasivo no flanco de ferramenta durante o processo de torneamento. A Figura 3.20 mostra os valores da força de corte F_c , força ativa F_p e a força de avanço F_f . As forças com pastilhas sem revestimento mostraram-se maiores que as forças nas pastilhas com revestimento de PCD.

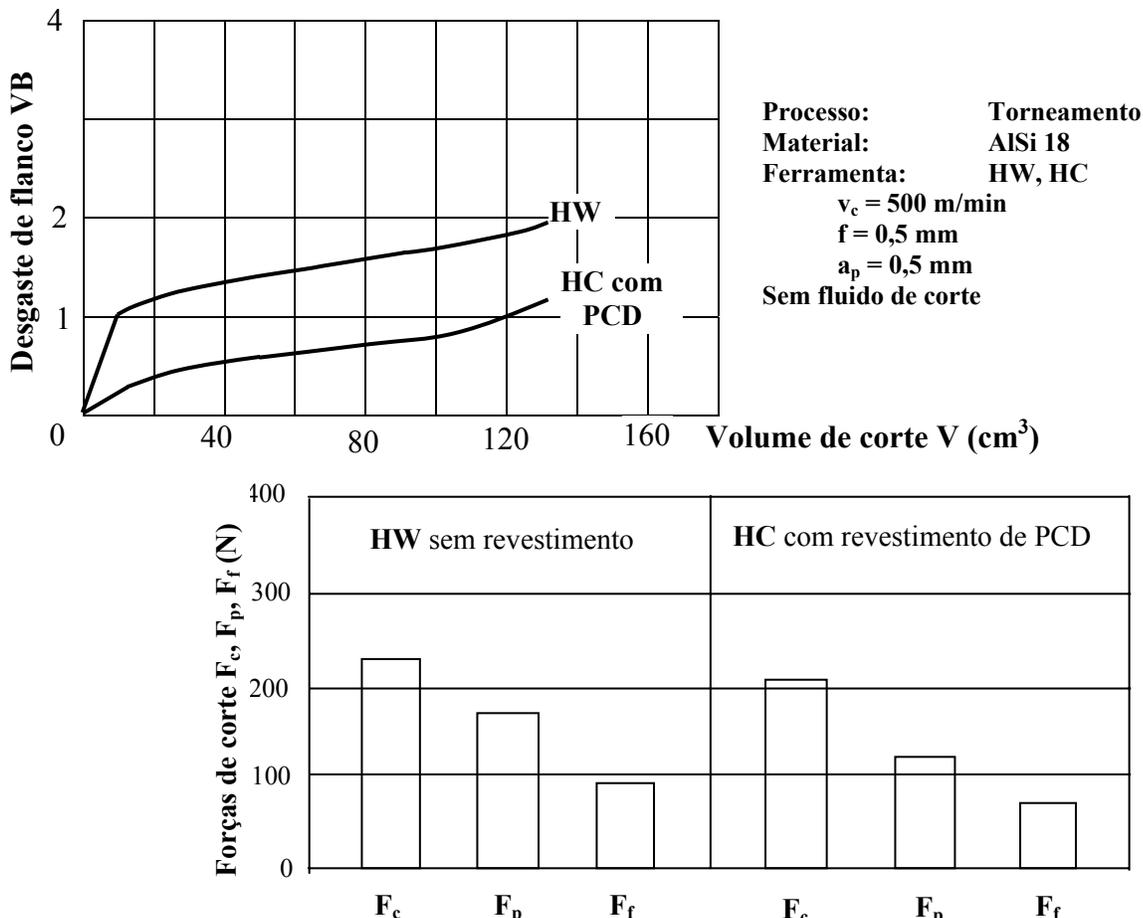


Figura 3.20 – Pastilhas com e sem revestimento de PCD no torneamento sem fluido de corte.

Fonte IWT (Klocke e Eisenblätter, 1997).

O microscópio de análise por varredura (MEV) dá informação sobre a morfologia, topografia, porosidade e rugosidade das camadas. A resistência ao desgaste do revestimento da pastilha revestida com PCD é melhor que a resistência de uma pastilha sem cobertura. O baixo coeficiente de atrito das camadas de PCD quer dizer que as pastilhas revestidas são satisfatórias para processos de usinagem sem fluido de corte.

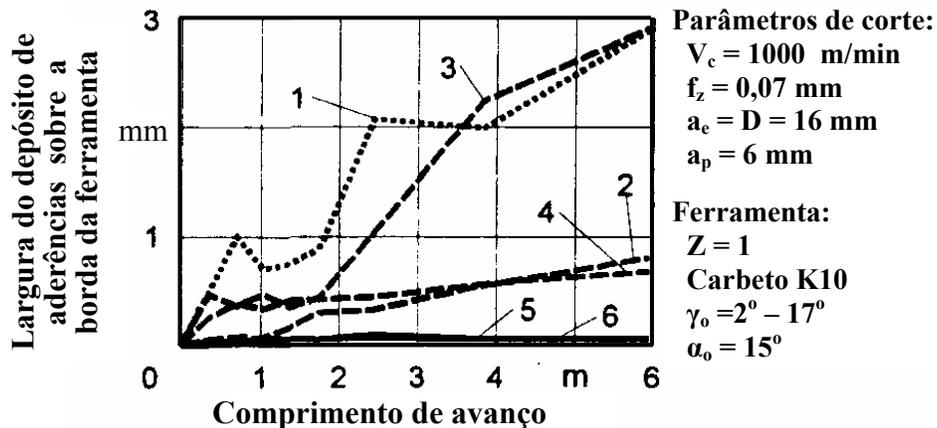
Na Universidade Técnica de Darmstadt foram realizados muitos ensaios em operações de fresamento sem fluido de corte da liga AlZnMgCu1,5 para estudar a influência da velocidade de corte, do avanço por dente e dos ângulos de corte e de saída, em relação à formação de depósitos de aderências sobre a borda da ferramenta (Pekelharing, 1974; Tomac e Trannessen, 1991).

O diamante policristalino tem a menor tendência para formação da aresta postiça de corte. Pesquisas foram realizadas para verificar a influência de um revestimento de diamante aplicado pelo processo CVD, e de revestimento de duas camadas de diamante [diamante como carbono (DLC) e uma camada de metal carbono]. A camada DLC α -C:H é uma camada de carbono amorfa, que consiste substancialmente de carbono em forma de grafite amorfo, em forma cristalina e de hidrogênio. Em outra versão, a camada de hidrocarboneto de metal (WC/C) também pode ser misturada com um pouco de tungstênio. Isto dá à camada maior tenacidade e menor dureza que α -C:H [Dureza (Vickers) de um α -C:H: 3.000-5.000, e do WC/C: 1.000]. Ambos revestimentos têm um baixo coeficiente de atrito contra aço ($\mu = 0.1 - 0.2$), e um efeito antiaderente em relação a muitos materiais (Klocke e Eisenblätter, 1997).

Com as ferramentas não revestidas, nenhuma otimização da geometria da aresta de corte nem velocidade de corte ou avanço por dente pode reduzir suficientemente a tendência para formação de aresta postiça de corte de forma a permitir a usinagem sem fluido de corte na produção. Condições podem ser melhoradas pelo uso de MQL, usando quantidades menores que 40ml/h para lubrificar o ponto de usinagem.

A influência dos vários revestimentos e da MQL foi estudada em operações de fresamento utilizando ferramenta de 16 mm de diâmetro. A Figura 3.21 mostra que no fresamento sem fluido de corte, os revestimentos o de α -C:H e o de diamante reduzem a formação de aderências de cavacos, e que o revestimento de WC/C e a ferramenta de metal duro não revestida não

proporcionam nenhuma melhoria contra a formação de aderências. De forma geral, os revestimentos testados não permitem a usinagem sem fluido de corte nas condições de produção do material estudado, e nestes casos sempre haverá a formação de aderências de cavacos.



1: sem revestimento, 2: α -C:H, 3: WC/C, 4: CVD, 5: MQL (10 ml/h), 6: MQL (40 ml/h)

Figura 3.21 – Influência do revestimento no fresamento sem fluido de corte e com MQL da liga AlZnMgCu1,5. Fonte PTW (Klocke e Eisenblätter, 1997).

Em complemento observou-se que o uso da MQL forneceu uma significativa redução das aderências. Aumentando o volume do fluxo de 10 ml/h para 40 ml/h não existe nenhum benefício adicional, assim o fluxo de volume menor é suficiente para suprimir a formação das aderências quase que completamente.

Operações de fresamento sem fluido de corte de ligas fundidas de alumínio (AlSi10Mg-wa) foram estudadas por Lahres et al. (1996) e Spath et al. (1996) na Universidade de Karlsruhe. As pesquisas sobre o desgaste foram realizadas em operações com fresa de um dente em centro de usinagem horizontal. A aresta de corte foi introduzida no material, com uma espessura máxima de corte h_{max} , desta forma o impacto de entrada resultante na aresta cortante da ferramenta foi muito grande. Isto assegurou em particular conclusões significativas que foram obtidas em relação à adesão dos diversos revestimentos (Lahres et al., 1996). A Figura 3.22 mostra os resultados de medidas de desgaste dos revestimentos ensaiados.

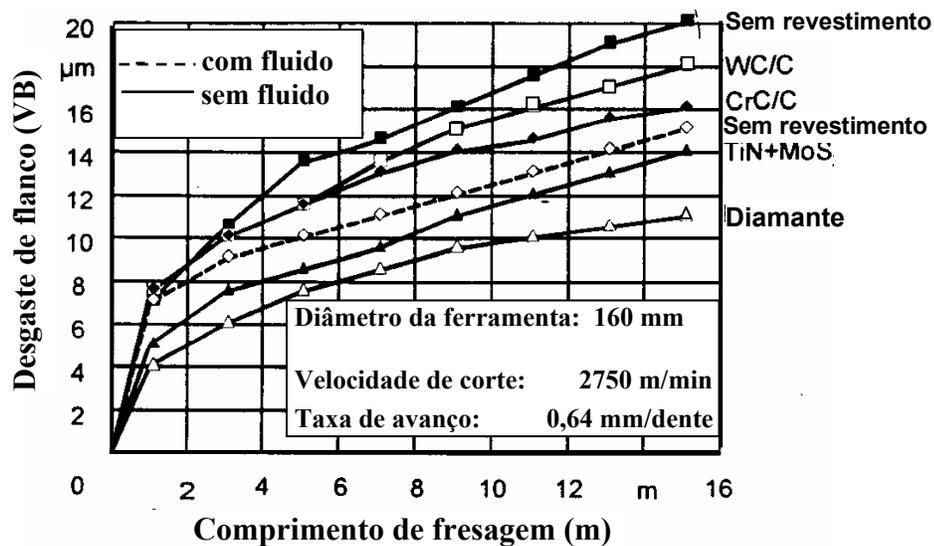


Figura 3.22 – Resultados de ensaios de fresamento sem fluido de corte em liga AlSi10Mg-wa com HC-K10 (Lahres et al., 1996).

Uma comparação direta de usinagem sem fluido de corte com a lubrificação/refrigeração convencional (óleo emulsionado na proporção 1:20) mostra que a usinagem sem fluido de corte reduz a vida da ferramenta de aproximadamente 35% para ferramentas não revestidas de HW-K10. Exames da geometria da aresta de corte também mostraram que, na ferramenta sem revestimento, a usinagem sem fluido de corte produz aderências inaceitáveis e um efeito negativo na qualidade da superfície.

Em operações de fresamento, comparando-se ferramentas revestidas com as que não possuem revestimento, evidencia-se a existência de um potencial muito grande de desenvolvimento para a tecnologia de revestimento. Existem duas tendências fundamentais no fresamento sem fluido de corte: a primeira é formada pelos chamados revestimentos macios (carboneto de tungstênio/carbono (WC/C); carboneto de cromo/carbono (CrC/C)) os quais se sobressaem pela menor formação de aderências, mas estes revestimentos não alcançam os baixos valores de desgaste da aplicação do óleo emulsionável convencional. Por outro lado, no fresamento sem fluido de corte, as ferramentas revestidas têm consideráveis vantagens de vida comparadas com ferramentas não revestidas na usinagem com óleo emulsionável; isto pode ser alcançado combinando uma camada de material duro (por exemplo nitreto de titânio TiN), com

uma camada de topo "macia" (por exemplo bissulfeto de molibdênio MoS₂). As características de desgaste, alcançadas por este revestimento multil-camada, aumentam a vida da ferramenta em até 10% no processo sem fluido de corte se comparado com o uso do óleo emulsionável convencional.

Ferramentas com revestimento de diamante igualmente mostram um claro potencial para as operações de fresamento sem fluido de corte. Estas estruturas de camadas depositadas pelo processo CVD não produziram nenhuma aderência, porque há pouca afinidade entre carbono e alumínio. Os valores de vida da ferramenta obtiveram com este revestimento um aumento de aproximadamente 30%.

Capítulo 4

Processo de Furação

4.1 Generalidades

Furação é um processo mecânico de usinagem, utilizado para a obtenção de um furo geralmente cilíndrico numa peça, com auxílio de uma ferramenta geralmente multicortante. Para tanto, a ferramenta ou a peça gira e simultaneamente a ferramenta ou a peça se desloca segundo uma trajetória retilínea, coincidente ou paralela com o eixo principal de rotação da máquina. O processo de Furação pode subdividir-se em operações de furação em cheio, escareamento, furação escalonada, furação de centros e trepanação. A ferramenta destinada a este processo denomina-se broca. (Ferraresi, 1977).

4.2 Qualidade da peça usinada no processo de furação

Durante a execução de peças pelas máquinas-ferramentas surgem desvios de fabricação nas peças, provocadas por inexatidões das máquinas, ocasionando erros dimensionais e geométricos nos componentes trabalhados. Estes erros podem ser tratados como segue (Novaski, 1996):

Erros de forma: são denominados desvios de forma os desvios de um elemento geométrico em relação à sua forma teórica, tais como retas, planos, círculos, cilindros, perfis e superfícies (Novaski, 1994). Tais desvios podem surgir devido, entre outros, aos seguintes fatores:

- eixos cônicos: surgem quando o sistema de fixação não está paralelo à direção de trabalho e em peças muito longas; o diâmetro do eixo próximo à placa conterà um desgaste maior da ferramenta que no início do corte;

- eixos abaulados: ocorrem quando a peça, por exemplo, na retificação, flete, devido à componente radial da força de usinagem;
- erros de cilíndricidade: podem ocorrer, por exemplo, na furação de furos profundos com brocas helicoidais, através da penetração da ferramenta, em consequência da diferença de comprimento das arestas cortantes ou de uma superfície de furar inclinada;
- erros de circularidade: ocorrem freqüentemente através de fixações inadequadas das peças.

Desvios dimensionais : são os desvios em relação à medida nominal de uma peça indicada no desenho. Estes desvios não conduzem necessariamente ao fato de que a peça não será utilizável, ela pode ser corrigida através de um trabalho posterior.

Desvios de posição : são desvios de um elemento geométrico (linha, ponto, superfície, etc.), em relação a um outro elemento geométrico denominado "referência". Tais desvios podem ocorrer devido a uma fixação centrada, quando através da desfixação são observados tais erros.

Desvios microgeométricos (rugosidade): na fabricação de peças não é possível produzi-las com superfícies ideais. As superfícies das peças são, microscopicamente consideradas, compostas de mais ou menos grandes desvios, que são designados como rugosidades mesmo quando estas superfícies macroscopicamente aparentem ser totalmente lisas. A totalidade de todos os desvios geométricos de superfície, em relação a superfície ideal, é resumida sob o conceito de desvios de configuração (Novaski, 1996).

A norma DIN 4760, 1982, divide os desvios de configuração em 6 classes:

1ª Ordem: desvios de forma: retitude, planeza, circularidade, etc. Possíveis causas: erros nas guias das máquinas-ferramentas, flexão da máquina ou peça, falha de fixação, deformação devido à têmpera, desgaste, etc.. Podem ser medidos por relógios indicadores, projetores de perfis, etc.

2ª Ordem: ondulações, ocasionadas por fixação descentralizada, erro de forma de fresa, vibrações da máquina-ferramenta ou da ferramenta. Podem ser medidos por rugosímetros.

3ª Ordem: rugosidade, exemplos: ranhuras, ocasionadas pela forma da aresta cortante, avanço ou profundidade de corte da ferramenta.

4ª Ordem: exemplos: estrias, escamas, picos. Possíveis causas: processo de formação do cavaco.

5ª Ordem: não são mais visíveis, de maneira simples. Exemplos: defeitos estruturais do material (processos de cristalização, processos de corrosão).

6ª Ordem : rede cristalina do material. Exemplos, processos físicos e químicos na produção dos materiais.

Nos processos de furação, da mesma forma que nos de usinagem de uma forma geral, a falta de rigidez da máquina ferramenta, de um dispositivo de usinagem, a perda da aresta cortante de uma ferramenta e outros fatores, influenciam diretamente na qualidade final da peça e acabam provocando desvios dimensionais e de forma (Agostinho et al., 1995; Novaski, 1994).

A tabela 4.1 apresenta o grau de precisão (qualidade de trabalho) esperada nos processos de furação, calibramento e alargamento (Ferraresi, 1977). Este grau de precisão pode ser melhorado ou piorado, em função das condições de corte e dos equipamentos utilizados.

Tabela 4.1 - Grau de precisão (qualidade de trabalho) esperada nos processos de furação, calibramento e alargamento (Ferraresi, 1977).

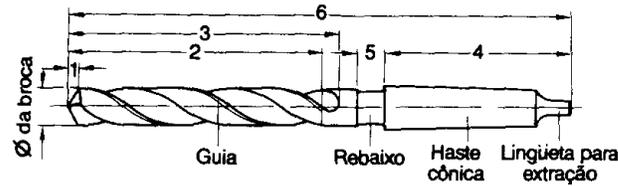
Processo de fabricação	Qualidade de Trabalho IT											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	
Furação											x	x
calibramento								x	x			
alargamento						x	x					

Existem vários tipos de brocas (calibradoras, brocas para centrar, escalonadas, trepanadoras entre outras). Entre os tipos existentes, a broca helicoidal é sem dúvida a ferramenta de furação usada com mais frequência (Rubenstein, 1991), motivo pelo qual será a ferramenta estudada. As diversas partes de uma broca helicoidal estão apresentadas na Figura 4.1 (ABNT NBR 6176, 1977).

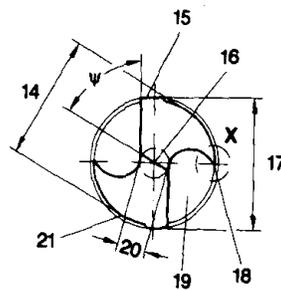
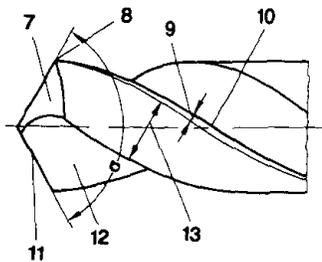
Broca helicoidal com haste cilíndrica



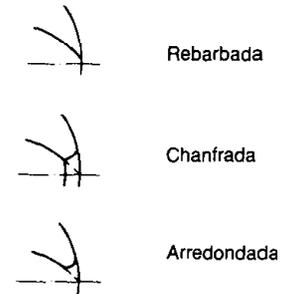
Broca helicoidal com haste cônica



Parte de corte



Detalhe X



- | | | |
|---------------------------------|------------------------------------|-------------------------------------|
| 1 Comprimento da ponta | 10 Aresta secundária | 19 Canal |
| 2 Comprimento utilizado | 11 Aresta principal de corte | 20 Espessura do núcleo |
| 3 Comprimento do canal | 12 Superfície de saída | 21 Superfície secundária de folga |
| 4 Comprimento da haste | 13 Largura da sup secund, de folga | σ Ângulo da ponta |
| 5 Comprimento do rebaixo | 14 Diâmetro da sup secund de folga | ψ Ângulo da aresta transversal |
| 6 Comprimento total | 15 Guia | |
| 7 Superfície principal de folga | 16 Aresta transversal | |
| 8 Ponta de corte | 17 Diâmetro da broca | |
| 9 Largura da guia | 18 Quina | |

Figura 4.1 – Partes de uma Broca Helicoidal (ABNT NBR 6176).

A tabela 4.2 (Ferraresi, 1977), indica valores de rugosidade Ra (média aritmética) esperada para os processos indicados

Tabela 4.2 - Rugosidades Ra esperadas por diversos processos de fabricação (Ferraresi, 1977).

Processo de fabricação	faixa de valores esperados de Ra (μm)
furação	1,60 - 6,30
calibramento	0,80 - 3,20
alargamento	0,80 - 3,20

A máxima profundidade de furação com broca helicoidal em execução normal é da ordem de 4 à 10d; quando a profundidade do furo ultrapassa 4d, torna-se necessária uma parada freqüente e retorno da broca para facilitar a saída do cavaco. Para estas furações, recomenda-se utilizar outros tipos de ferramentas, próprias para estes casos.

Para furos de até 20mm de diâmetro com brocas helicoidais comuns, a recomendação dos fabricantes julga ser dispensável o uso de pré-furação, levando-se em conta que as qualidades dos furos obtidos são da ordem de IT 11. Nos furos acima de 20 mm, recomenda-se utilizar pré-furação, a fim de se diminuir a força de avanço e conseqüentemente diminuir o esmagamento do material pela aresta transversal.

4.3 Características geométricas das brocas helicoidais

A broca helicoidal, como ferramenta, é normalizada de acordo com suas características construtivas e geométricas.

Em função das suas características construtivas e aplicação na usinagem dos materiais, as brocas helicoidais possuem três tipos de hélice normalizados (DIN 1836, 1962; ABNT PB-286, 1977).

- *Tipo W*: de passo curto, recomendada para materiais que formam cavacos longos, tais como ligas de alumínio, magnésio, etc..;
- *Tipo N*: de passo normal, recomendada para materiais mais comuns, como aços, ferros fundidos, e materiais similares;

- *Tipo H* : de passo longo, recomendada para materiais que formam cavacos curtos, tais como ligas de cobre, ligas de zinco, borracha dura, baquelite e certos materiais plásticos.

A geometria das brocas helicoidais é controlada segundo a normalização adotada para tal (NB - 205, 1989).

Para a descrição dos ângulos empregados numa análise de brocas helicoidais, tratadas neste estudo, faz-se necessário a conceituação de alguns termos, conforme apresentado na Figura 4.2.

- Parte de corte: parte ativa da ferramenta formada pelas cunhas de corte com as respectivas arestas de corte.
- Cunha de corte : é a cunha da ferramenta formada pela intersecção das superfícies de saída e de folga. Através do movimento relativo entre a peça e a ferramenta, formam-se os cavacos sobre a cunha de corte.
- Superfície de saída ($A\gamma$): é a superfície da cunha de corte, sobre a qual o cavaco é formado e sobre a qual o cavaco escora durante sua saída da região do trabalho de usinagem.
- Superfície principal de folga ($A\alpha$): é a superfície da cunha de corte da ferramenta que contém a aresta principal de corte e que defronta com a superfície em usinagem.
- Superfície secundária de folga ($A'\alpha$): é a superfície da cunha de corte da ferramenta que contém a sua aresta de corte secundária principal e que defronta com a superfície em usinagem secundária.
- Aresta principal de corte (S): é a aresta da cunha de corte formada pela intersecção das superfícies de saída e de folga principal. Gera na peça a superfície principal de usinagem.
- Aresta secundária de corte (S'): é a aresta da cunha de corte observada formada pela intersecção das superfícies de saída e de folga secundária. Gera na peça a superfície secundária de usinagem.

- Ponta de corte: parte relativamente pequena da cunha de corte onde se encontram as arestas principal e secundária de corte. A ponta de corte pode ser a intersecção das arestas, ou a concordância das duas arestas através de um arredondamento, ou o encontro das duas arestas através de um chanfro (Diniz et al., 1999).

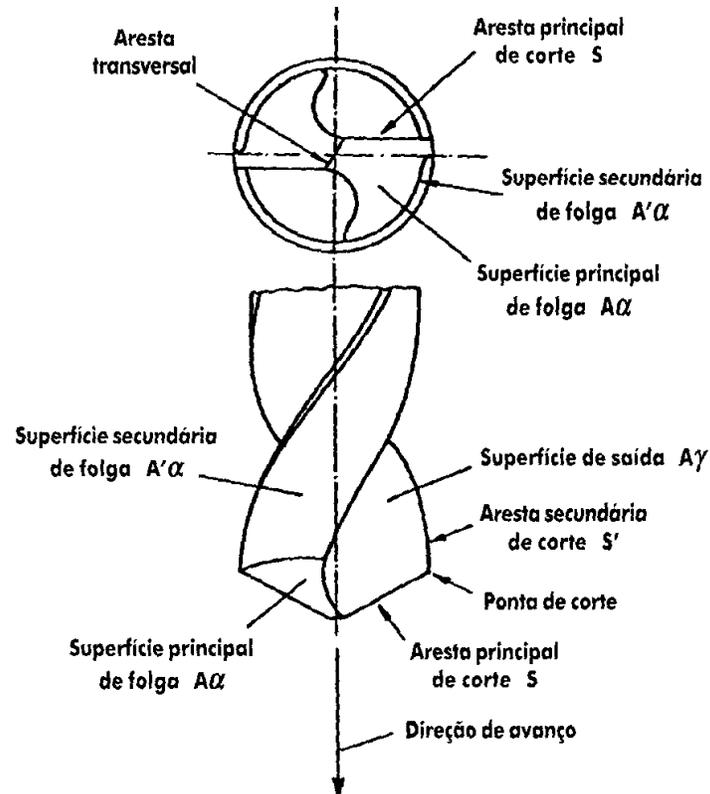


Figura 4.2 – Arestas e superfícies de corte de uma broca helicoidal (Diniz et al., 1997).

Os ângulos definidos no sistema de referência da ferramenta chamam-se ângulos da ferramenta. Os ângulos da ferramenta referem-se ao ponto de corte escolhido. Os principais ângulos são indicados a seguir (ver Figuras 4.3, 4.4).

- Ângulo de posição da ferramenta (χ_r): é o ângulo entre o plano de corte da ferramenta (P_s) e o plano admitido de trabalho (P_f), medido no plano de referência da ferramenta (P_r).

- Ângulo de posição da aresta secundária da ferramenta (χ'_r): é o ângulo entre o plano de corte secundário da ferramenta (P'_s) e o plano admitido de trabalho (P_f), medido no plano de referência da ferramenta (P_r).
- Ângulo de posição complementar da ferramenta (Ψ_r): ângulo entre o plano de corte da ferramenta (P_s) e o plano dorsal da ferramenta (P_p), medido no plano de referência da ferramenta (P_r).
- Ângulo de inclinação da ferramenta (λ_s): é o ângulo entre a aresta de corte e o plano de referência da ferramenta (P_r), medido no plano de corte da ferramenta (P_s).
- Ângulo de ponta da ferramenta (ϵ_r): é o ângulo entre os planos principal de corte (P_s) e o secundário de corte (P'_s), medido no plano de referência da ferramenta (P_r).
- Ângulo de saída da ferramenta (γ): é o ângulo entre a superfície de saída (A_γ) e o plano de referência da ferramenta (P_r) definido num dos planos: ortogonal da ferramenta (P_o), sendo, neste caso, o ângulo de saída ortogonal da ferramenta (γ_o) ou plano admitido de trabalho (P_f), quando será o ângulo de saída lateral da ferramenta (γ_f), ou ainda plano dorsal da ferramenta (P_p), quando será o ângulo de saída dorsal da ferramenta (γ_p).
- Ângulo de cunha da ferramenta (β): é o ângulo entre as superfícies de saída (A_γ) e de folga (A_α). Pode ser definido num dos planos: plano ortogonal da ferramenta (P_o), sendo, neste caso, o ângulo de cunha ortogonal da ferramenta (β_o) ou plano admitido de trabalho (P_f), quando será o ângulo de cunha lateral da ferramenta (β_f) ou ainda plano dorsal da ferramenta (P_p), quando será o ângulo de cunha dorsal da ferramenta (β_p).
- Ângulo de folga da ferramenta (α): é o ângulo entre a superfície de folga (A_α) e o plano de corte da ferramenta (P_s). Pode ser definido sobre um dos planos: plano ortogonal da ferramenta (P_o) sendo, neste caso, o ângulo de folga ortogonal da ferramenta (α_o) ou plano admitido de trabalho (P_f), quando será o ângulo de folga lateral da ferramenta (α_f) ou ainda, plano dorsal da ferramenta (P_p), quando será o ângulo de folga dorsal da ferramenta (α_p).

Para os ângulos de folga, de cunha e de saída definidos nos planos ortogonal da ferramenta (P_o), do plano admitido de trabalho (P_f) e dorsal da ferramenta (P_p), valem as seguintes relações:

$$\alpha_o + \beta_o + \gamma_o = 90^\circ, \quad \alpha_f + \beta_f + \gamma_f = 90^\circ, \quad \alpha_p + \beta_p + \gamma_p = 90^\circ.$$

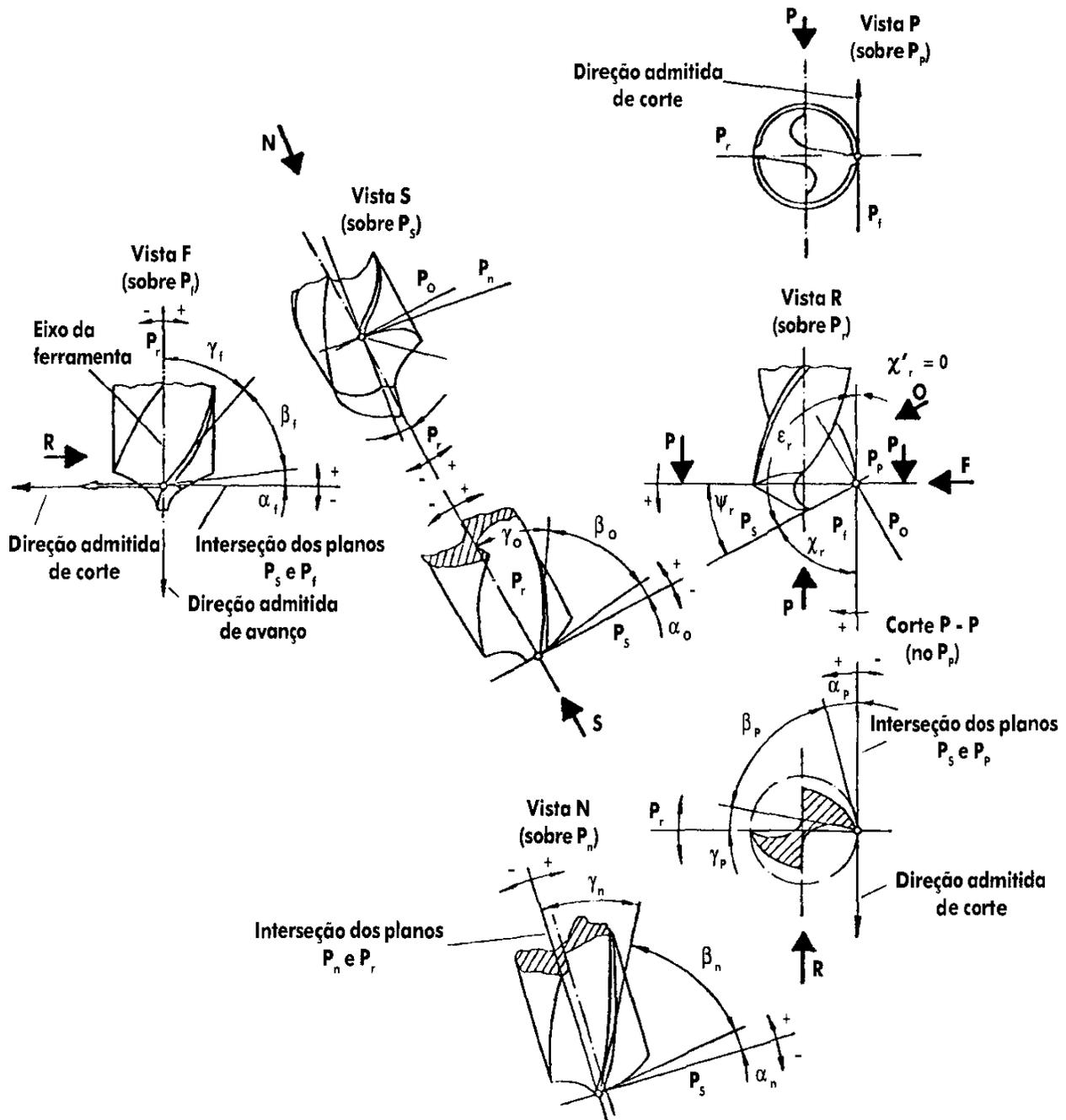


Figura 4.3 – Ângulos da ferramenta numa broca helicoidal. Norma NBR 6163, (1989).

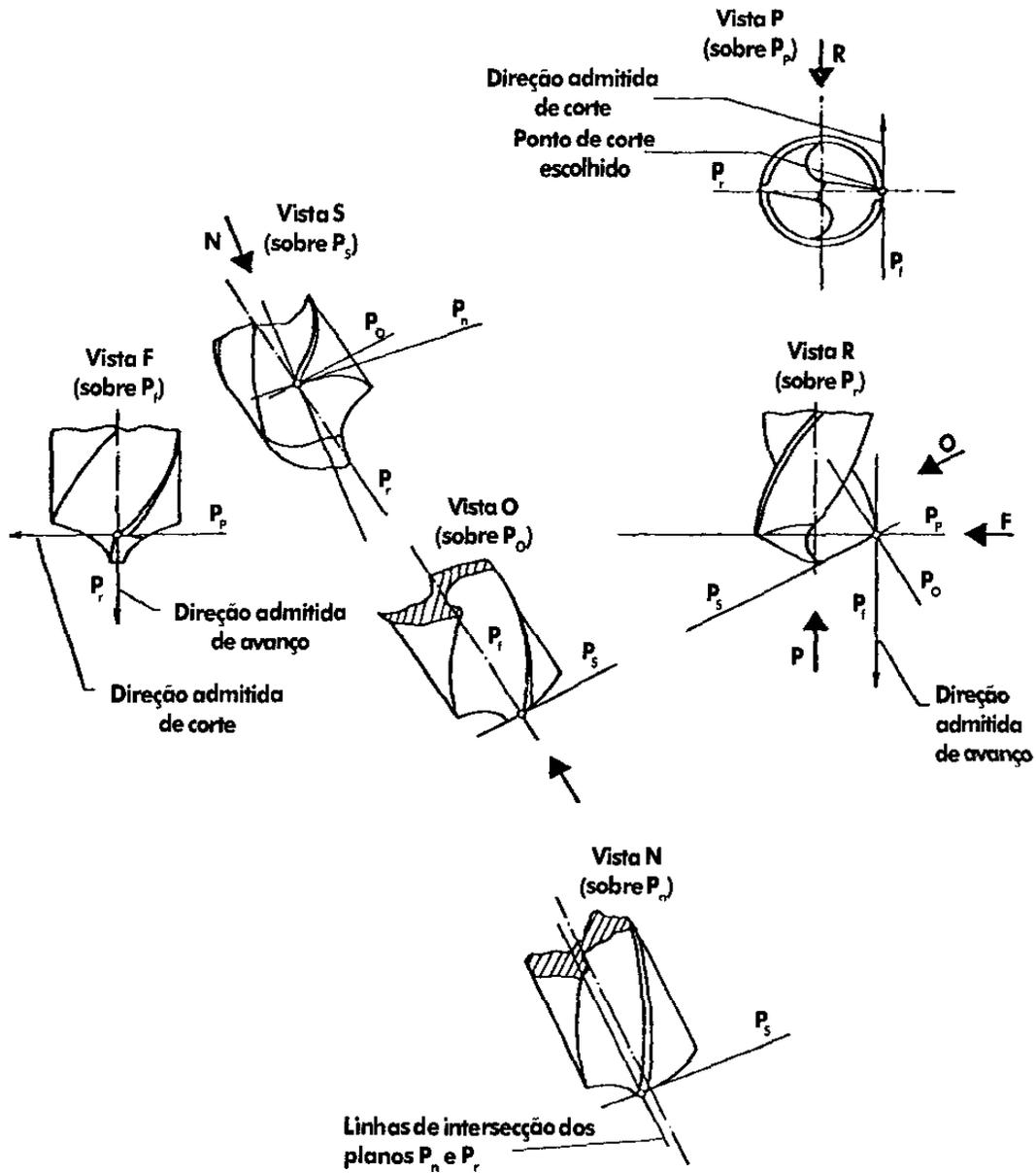


Figura 4.4 – Planos do sistema de referência da ferramenta na broca helicoidal. Norma NBR 6163, (1989).

O diâmetro do núcleo apresenta uma conicidade crescente da ordem de 1,75:100 à medida que se aproxima a haste. Também, o diâmetro nominal da broca diminui no sentido da haste com uma conicidade da ordem de 1:100, com a finalidade de diminuir o atrito da ferramenta com a parede do furo. A largura da guia varia de acordo com o diâmetro da broca, cuja variação se encontra normalizada (DIN 1414, 1977).

A norma DIN 1414 (1977) fixa ainda os critérios de aceitação da diferença de altura de corte permitida, Δs , entre as duas arestas cortantes.

Os valores normalmente empregados do ângulo de hélice (medidos na periferia da broca) são os seguintes:

- $\phi = 28^\circ$ (passo normal), empregado em brocas do tipo N, onde o ângulo de ponta vale 118° ;
- $\phi = 15^\circ$ (passo longo), empregado em brocas do tipo H, onde os ângulos de ponta normalmente empregados valem 60° e 90° ;
- $\phi = 40^\circ$ (passo curto), empregado em brocas do tipo W, onde o ângulo de ponta normalmente empregado é da ordem de 140° .

O ângulo de saída lateral da broca γ_f (ângulo de saída medido no plano admitido de trabalho P_f) coincide com o ângulo de hélice ϕ (Figura 4.5) e é variável ao longo do diâmetro da ferramenta (Figura 4.6).

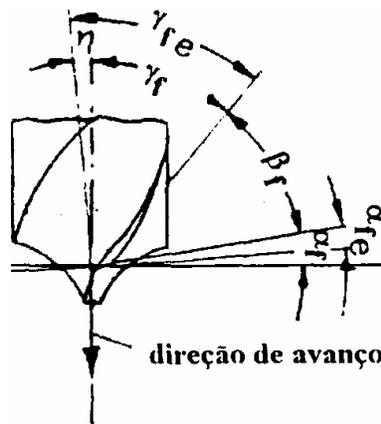


Figura. 4.5 - Geometria da parte de corte de uma broca helicoidal.

Os ângulos normalmente possíveis de serem alterados após a fabricação de uma broca helicoidal são aqueles localizados no plano admitido de trabalho P_f , mesmo assim, somente os ângulos laterais de folga α_f , e conseqüentemente o de cunha lateral β_f (Figura 4.5).

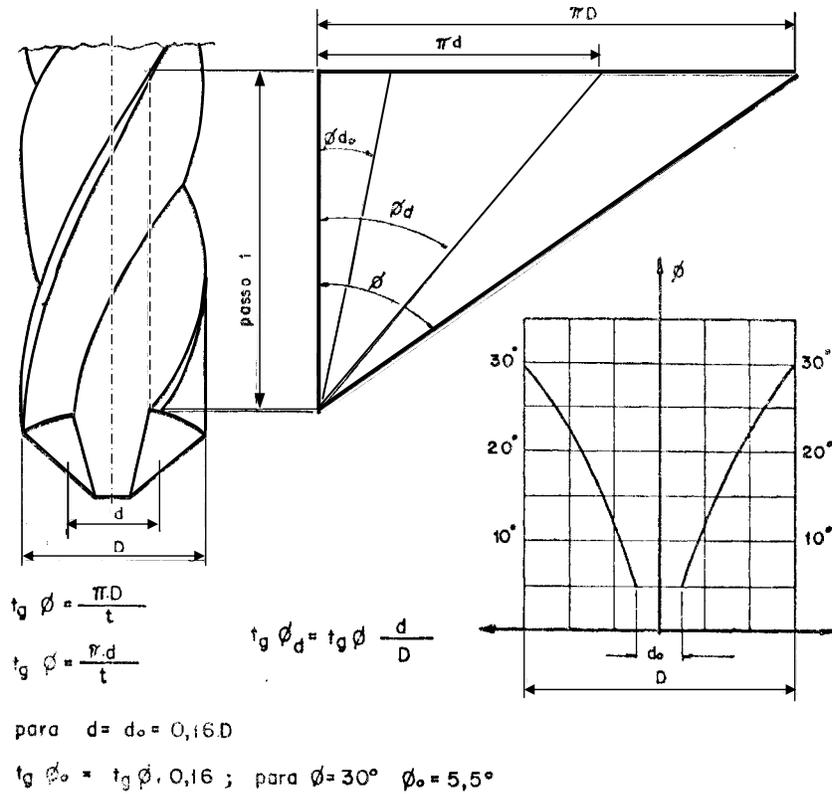


Figura 4.6 - Variação do ângulo de hélice de uma broca em função do diâmetro (Ferraresi, 1972).

Os ângulos de folga (medidos nos diversos planos da ferramenta) não podem ser nulos ou negativos e isto é extremamente importante nas brocas helicoidais, quando da afiação ou reafiação delas. De acordo com a Figura 4.5, o ângulo de folga lateral efetivo α_{fe} vale:

$$\alpha_{fe} = \alpha_f - \eta \quad (4.1)$$

Com a variação do diâmetro da broca, o ângulo da direção efetiva η se altera, pois para os processos onde o ângulo da direção de avanço ϕ vale 90° (caso da furação), é dado pela expressão (ABNT NB 204, 1989):

$$\operatorname{tg}\eta = \frac{f}{\pi D} \quad (4.2)$$

Pela equação (4.2), verifica-se que o ângulo da direção efetiva é função do avanço e do diâmetro da broca. Para um determinado avanço, o ângulo η variará em cada ponto da ferramenta, dependendo em qual diâmetro se está calculando o mesmo. Portanto, à medida que se caminha para a região central da broca, maior será o valor do ângulo. Deste modo, o valor de η será maior na região central do que na periferia da ferramenta. Na equação (4.1) verifica-se, que o valor do ângulo de folga lateral efetivo α_{fe} poderá, em algum ponto da broca, dependendo do valor do ângulo lateral de folga α_f , ser negativo ou nulo. Para que isto não aconteça, é necessário que o valor do ângulo lateral de folga α_f tenha um valor positivo e suficiente, para ser maior que o valor do ângulo da direção efetiva η em toda a extensão do diâmetro. Assim, caso se deseje trabalhar com um avanço de, por exemplo, 0,32 mm/volta em uma broca com diâmetro de 10 mm, o valor do ângulo η , próximo à região central, valerá:

$$\operatorname{tg}\eta = \frac{0,32}{\pi \cdot 0,16 \cdot 10} = 0,06 \Rightarrow \eta = 3,6^\circ$$

Desta forma, para que em nenhum ponto da broca o ângulo de folga lateral efetivo α_{fe} seja negativo, o valor do ângulo lateral de folga α_f (ângulo ajustável nas afiadoras de brocas) deverá ser maior que $3,6^\circ$ (Novaski, 1996).

4.4 Perfis transversais das brocas helicoidais

4.4.1 Perfil do tipo I

Masuha (1980) estabelece, após análise sistemática das secções transversais utilizadas, 3 grupos de perfis (Figura 4.7). O primeiro grupo contém os perfis clássicos desenvolvidos ao longo de vários anos e que já são normalizados (DIN 1412, 1966; DIN 1414, 1977; DIN 1836, 1962).

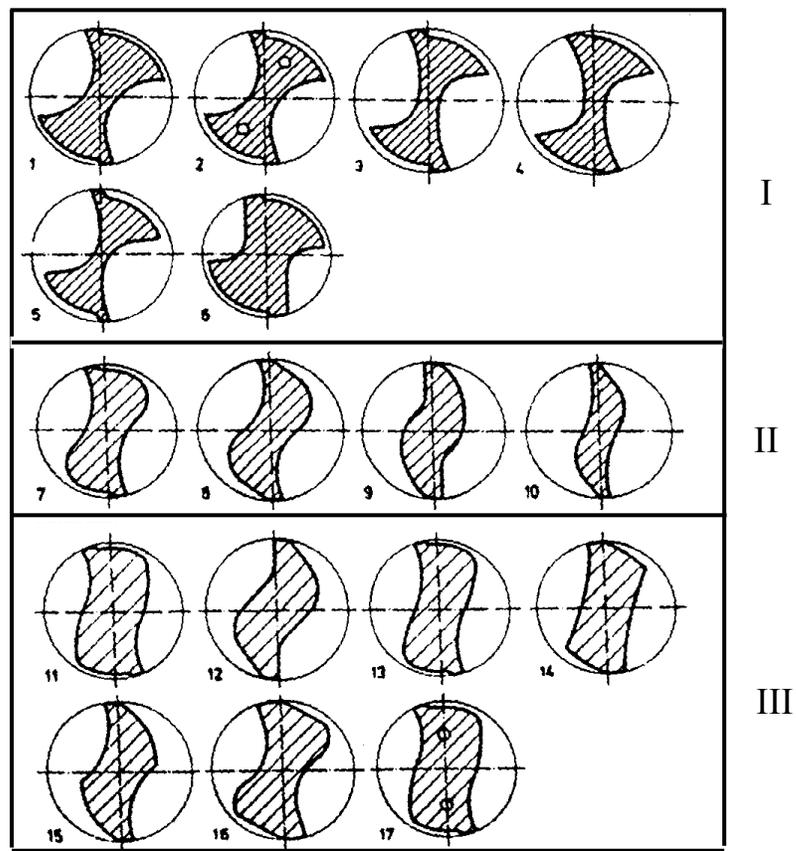


Figura 4.7 - Perfis das brocas helicoidais (Masuha, 1980).

Nos perfis "classificados" como do tipo I, verificam-se as seguintes características (Masuha, 1980):

- uma guia com largura entre $0,0025$ e $0,15d$;
- um diâmetro do núcleo entre $0,08$ e $0,2d$ e um aumento do diâmetro do núcleo no sentido da haste variando entre $1,4$ e $1,8$ mm em 100 mm;
- uma secção transversal, que compreende entre 35% e 45% da secção total do círculo.

Para aumento da resistência da broca são aumentados: o diâmetro do núcleo e o diâmetro da superfície secundária de folga (tipo 6). Para melhorar a refrigeração na ponta da broca, este tipo de perfil comporta canais de refrigeração (tipo 2). Para brocas utilizadas em máquinas do tipo automáticas, prevê-se a utilização de brocas com o diâmetro do núcleo reduzido (tipo 5).

4.4.2 Perfil do tipo II

Surge através de desenvolvimentos realizados a partir dos perfis do tipo I. Algumas características observadas nestes perfis são:

- uma guia arredondada, fazendo com que praticamente não seja mais possível determinar-se o diâmetro da superfície secundária de folga;
- um núcleo mais reforçado, com diâmetro variando entre $0,2$ e $0,28d$, no entanto, não mais aumentando no sentido da haste (tipos 7 e 8);
- uma guia bastante delgada, fazendo com que o atrito entre a guia e a parede do furo seja diminuída.

O aumento do núcleo depende da utilização. Na furação de materiais com baixa resistência à tração, o núcleo não precisa ser aumentado (tipo 10). As brocas com estes perfis possuem ângulos de ponta variando entre 125° e 130° e ângulo de hélice $> 35^\circ$. Normalmente se empregam estes perfis com afiação do tipo cruzada.

4.4.3 Perfil do tipo III

Tipo de perfil desenvolvido para furações difíceis. Como características deste tipo de perfil temos:

- perfil aproximadamente romboidal, limitado por curvas aproximadamente paralelas entre si;
- núcleo extremamente reforçado, em torno de $0,3$ e $0,4d$. O núcleo não varia ao longo do comprimento da broca;
- uma guia extremamente delgada, diminuindo o atrito entre a guia e a parede do furo.

Estes perfis são adequados para furações com comprimentos acima de $5d$, em função da sua elevada estabilidade. O ângulo de saída é, normalmente, mais elevado do que nas brocas normalizadas do tipo N, com ângulo de ponta em torno de 125 à 130° e ângulo de hélice entre 30 e 45° (Novaski, 1996).

4.5 Esforços e desgastes na furação com brocas helicoidais

Na furação com brocas helicoidais, os esforços atuantes estão ligados à geometria da broca e às condições de corte do processo (avanço, velocidade de corte e rigidez do conjunto peça / máquina ferramenta).

Ferraresi (1977) considera que, tanto o momento de torção (M_t), quanto a força de avanço (F_f), são compostos dos seguintes esforços parciais:

- resistência devido ao corte do material nas duas arestas principais de corte;
- resistência devido ao corte e ao esmagamento do material (deformação plástica do material) na aresta transversal;
- atrito nas guias e atrito entre a superfície de saída da broca e o cavaco.

Equacionando-se esses fatores, têm-se as seguintes expressões para momento torçor e força de avanço:

$$M_t = M_{ta} + M_{tb} + M_{tc} \quad (4.3)$$

$$F_f = F_{fa} + F_{fb} + F_{fc} \quad (4.4)$$

Os índices **a**, **b** e **c** representam respectivamente a resistência das arestas principais, resistência da aresta transversal e os atritos nas guias e a superfície de saída com o cavaco. A tabela 4.3 mostra as porcentagens de participação de cada um destes elementos nos esforços totais, para brocas com afiação cônica comum. As variações nas porcentagens se devem às condições variadas das condições de corte (Ferraresi, 1972).

Tabela 4.3 - Porcentagem de participação dos vários elementos nos esforços totais da broca com afiação cônica comum (Ferraresi, 1972).

	Arestas principais	Aresta transversal	Atritos das guias
Momento M_t	77-90%	3-10%	3-13%
Força de avanço F_f	39-59%	40-58%	2-5%

4.5.1 Expressões empíricas para determinação dos esforços

Os esforços nas brocas helicoidais estão relacionados à sua geometria e às condições de usinagem do processo; desta forma, o equacionamento analítico desses esforços serve mais como referência para análise de resultados empiricamente obtidos do que uma maneira segura de prever os mesmos. A diferença dos resultados obtidos por meio da análise teórica é ligada ao fato desses modelos não levarem em conta as particularidades existentes em cada processo, onde existe influência de fatores, como o estado de afiação das arestas, o estado do desgaste da ferramenta, o fluxo do fluido, o estado da máquina-ferramenta, fatores aleatórios relacionados às microestruturas metalúrgicas do material, etc. (Jalali, 1991). Algumas destas influências foram adicionadas às fórmulas empíricas (fatores de correção), para se diminuir o grau de incerteza entre os valores calculados e os valores medidos (Degner et al., 1974; Düniss et al., 1974). A utilização destes fatores de correção segue, todavia, um critério de bom senso, tendo em vista que estes fatores são também valores estimados (Novaski, 1996).

As expressões empíricas de maior relevância citadas por Novaski (1966) são as seguintes:

Furação em cheio

Força de corte

- Kronenberg, (1963)

$$F_c = C.D^x.f^y \quad (4.5)$$

- expressão de Hirschfeld (Kronenberg, 1963)

$$F_c = \frac{1}{\cos\lambda_m} a_p.f.k_c.C_{vm}.C_{\gamma m} \quad (4.6)$$

- expressão de Kienzle (Kronenberg, 1963)

$$F_c = a_p.f.k_c = k_{c1.1}.b.h^{1-mc} \quad (4.7)$$

Força de avanço

Segundo os pesquisadores Smith e Poliakov, Schallbroch, Kronenberg, Hirschfeld citados por Kronenberg (Kronenberg, 1963); Wiryacosol e Armarego (1979) e (Novaski, 1996) tem-se as cinco expressões correspondentes, a seguir:

$$F_f = C.D.f^y \quad (4.8)$$

$$F_f = C_4.D^x.f^y \quad (4.9)$$

$$F_f = C.D^x.f^y.v_c^{-0,1} \quad (4.10)$$

$$F_f = C.D.senf/2 \quad (4.11)$$

$$F_f = D^y \quad (4.12)$$

Momento de torção

Para o momento de torção, tem-se, baseado nos mesmos pesquisadores citados acima, as expressões:

$$M_t = C_1.D^x.f^y \quad (4.13)$$

$$M_t = C.D^x.f^y.v_c^{-q} \quad (4.14)$$

$$M_t = (D/2)^2.f.k_c.B_f.C_{vm}.C_{\gamma m} \quad (4.15)$$

$$M_t = D^x.f^y.(k_c/D)^z.\sigma^{m1}.\gamma^{-u1}.f^{w1} \quad (4.16)$$

Kronenberg, baseado nos resultados obtidos por vários pesquisadores, propõe a expressão simplificada,

$$M_t = C.D^{1,82}.f^{0,78} \quad (4.17)$$

A expressão do momento de torção baseada na expressão de Kienzle, é dada por:

$$M_t = k_{c1.1} \frac{D^2}{4 \cdot \text{sen } \kappa_r} \left(\frac{f}{2} \text{sen } \kappa_r \right)^{1-m_c} \quad (4.18)$$

A expressão de Oxford Jr. e Shaw, para o momento de torção é dada por:

$$M_t = 0,0031 \cdot B \cdot f^{0,8} \cdot D^{1,8} \text{ (N.m)} \quad (4.19)$$

As expressões mais utilizadas, para o momento de torção e para a força de avanço são as expressões de Kronenberg, de Kienzle e suas derivações e a de Shaw.

Capítulo 5

Procedimento Experimental

5.1 Material

Nos corpos de prova de furação foi utilizado o aço-liga ABNT 4340.

A composição química dos dois lotes de material utilizado está descrita nos certificados de qualidade 615 – 0/ 1999 do 27/01/1999 e 14.181 – 0/1999 do 23/08/1999 do fornecedor Aços Villares S/A e transcritas na tabela 5.1.

Tabela 5.1 Composição química da liga ABNT 4340.

Elem.	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Al	Cu	
Norma	0,38 a	0,15 a	0,60 a	0,035	0,040	0,70 a	1,65 a	0,20 a			
%	0,43	0,35	0,80	máx	máx	0,90	2,00	0,30			
%	1º lote	0,389	0,25	0,741	0,024	0,029	0,81	1,725	0,24	0,024	0,13
	2º lote	0,403	0,26	0,684	0,016	0,020	0,78	1,75	0,21	0,035	0,16

Os furos passantes realizados em uma única operação, foram usinados em dois tipos de corpos de prova. O primeiro tipo (CP1) constituído de uma placa da liga com dimensões 420 x 310 x 32 mm, no qual foram usinados a maioria dos furos, simulando a produção, com a finalidade de provocar o desgaste da broca. Depois de usinados uma série de 16 furos de 10 mm de diâmetro, era feito um furo no segundo tipo de corpo de prova (CP2), com dimensões de 41 x 41 x 32 mm, o qual era fixado ao dinamômetro através de dispositivo especialmente projetado e construído para esta finalidade.

Durante a usinagem dos furos realizados no corpo de prova CP2, foram monitorados os parâmetros: momento torçor (M_t) e a força de avanço (F_f); também foram medidos os desvios dos diâmetros e a rugosidade da superfície interna dos furos. Os desenhos dos dois tipos de corpos de prova podem ser vistos nas Figura 5.1 e Figura 5.2 respectivamente.

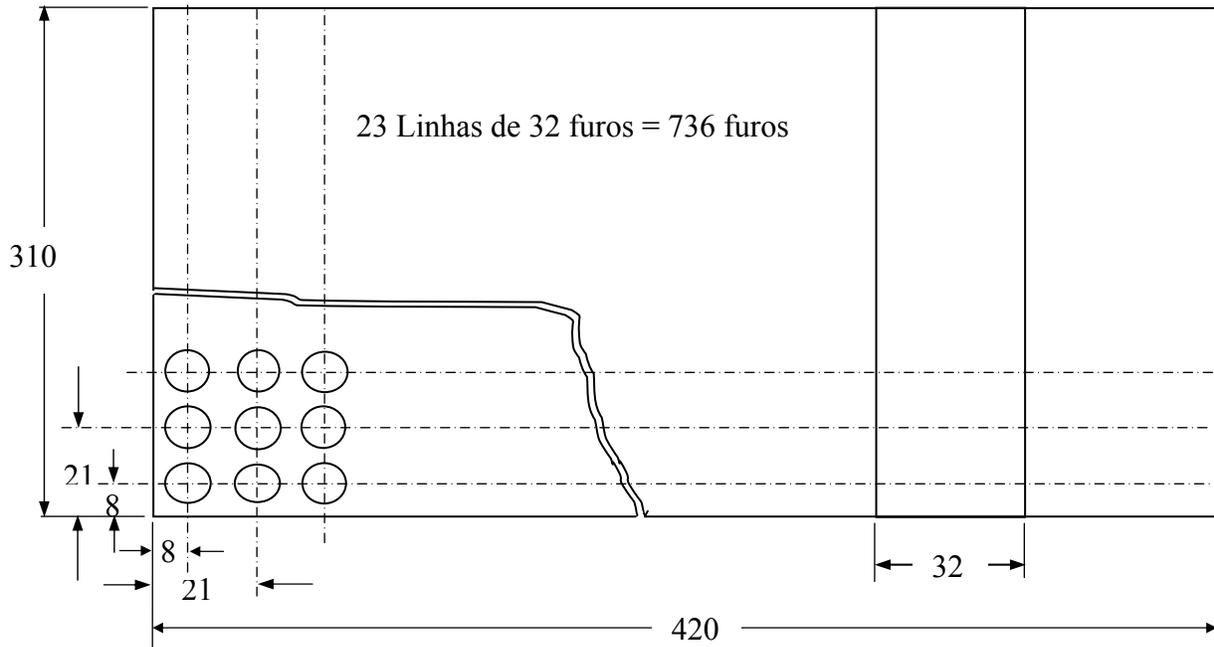


Figura 5.1 - Corpo de prova CP1 420 x 310 x 32 mm.

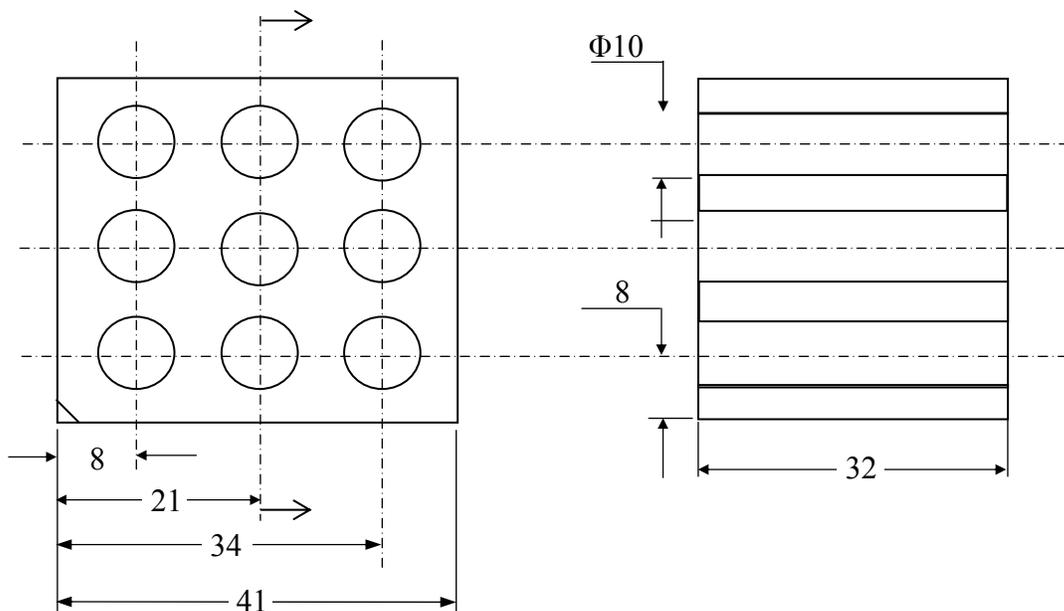


Figura 5.2 - Corpo de prova CP2 – 41 x 41 x 32 mm.

5.2 Ferramenta

A ferramenta utilizada, selecionada através de catálogo do fabricante TITEX PLUS, foi a broca inteira de metal duro P40 com diâmetro nominal 10m7, tipo ALPHA 2 versão direita, conforme Norma DIN 6537K e DIN 6535HA para a haste, com cobertura TINAL FUTURA (modelo A3265 TFL). A utilização indicada de catálogo para a broca escolhida, é para usinagem de aços e materiais fundidos de forma generalizada de até 1300 N/mm^2 , sem utilização de fluido de corte. Para a usinagem específica do aço liga ABNT 4340 a recomendação de catálogo é a utilização de óleo emulsionável ou óleo integral como fluidos de corte. As Figuras 5.3 e 5.4 mostram fotografias da ferramenta nova, especialmente as arestas principais e transversal, e também a superfície principal de folga. O sistema de fixação da ferramenta utilizado foi o Hidro – Grip Coromant Capto, cone modelo C5-390.272-40/040 e o mandril modelo C5-391.CGA-20/074, ambos da SANDVIK. A excentricidade (batimento para o conjunto broca e sistema de fixação), verificada por amostragem foi em média da ordem de $0,010 \text{ mm}$ ($10 \mu\text{m}$). A profundidade dos furos de 32 mm permitiu garantir a relação entre o comprimento do furo e o diâmetro da broca igual a 3. A verificação da excentricidade pode ser vista na Figura 5.5

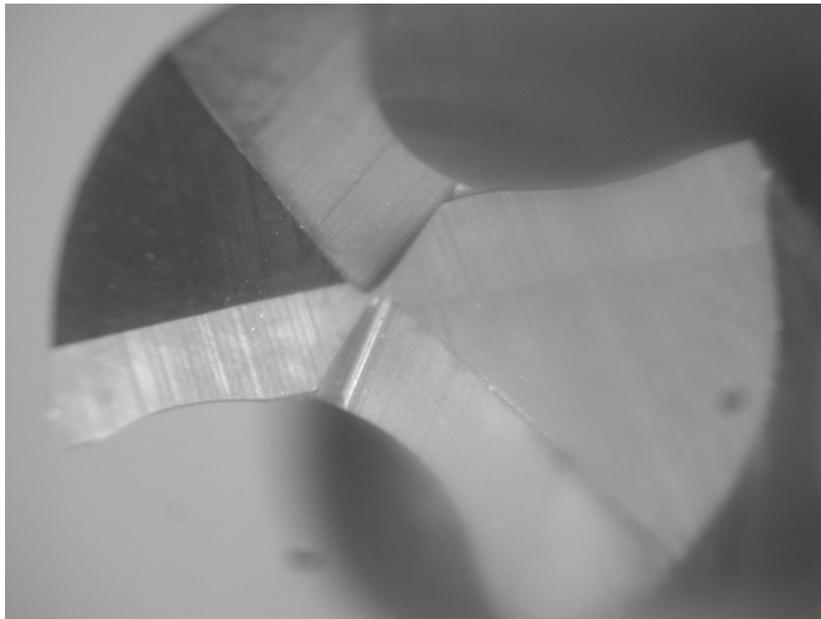


Figura 5.3 – Fotografia mostrando arestas principais de corte, aresta transversal e superfície principal de folga da broca usada.



Figura 5.4 – Fotografia mostrando aresta de corte e superfície principal de folga da broca usada.

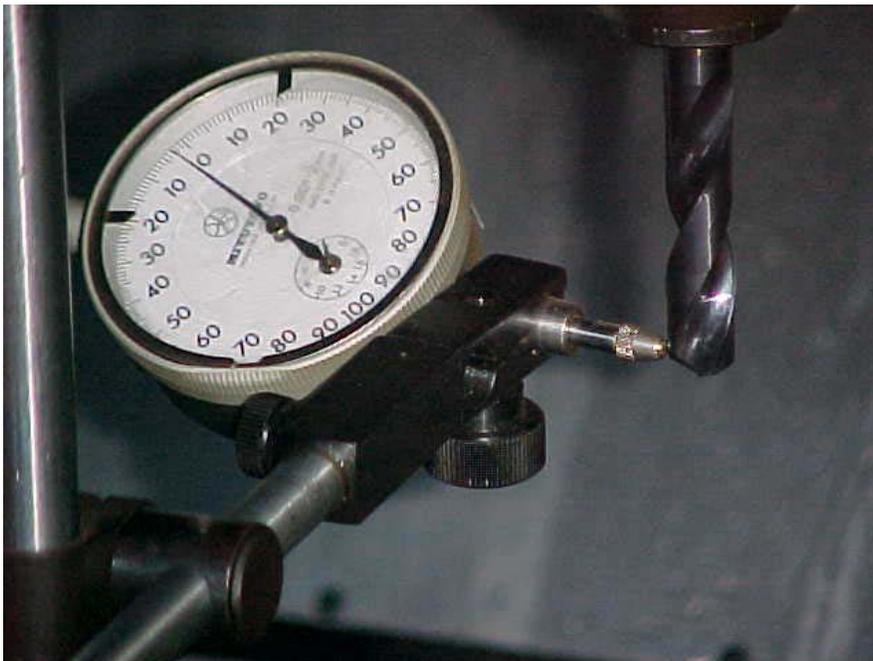


Figura 5.5 - Verificação da excentricidade (batimento radial).

5.3 Equipamentos e instrumentos

5.3.1 Máquina –Ferramenta

Os ensaios de furação, objeto deste trabalho, foram realizados em um centro de usinagem vertical CNC modelo SV-40 (MORI-SEIKI), comando Fanuc, instalado no laboratório de pesquisa e ensino de usinagem do Departamento de Engenharia de Fabricação da UNICAMP. A Figura 5.6 mostra uma vista deste equipamento.

O centro de usinagem vertical utilizado tem a possibilidade de variação contínua de rotação da árvore, podendo atingir um máximo de 12.000 rpm, com alta rigidez, potência no motor principal de 22 kW (30cv) e três eixos acionados por servo-motores independentes. Nele encontram-se também disponíveis para a programação algumas funções, miscelâneas importantes para a implementação da mistura ar-óleo, quando da utilização da técnica de mínima quantidade de lubrificação (MQL).



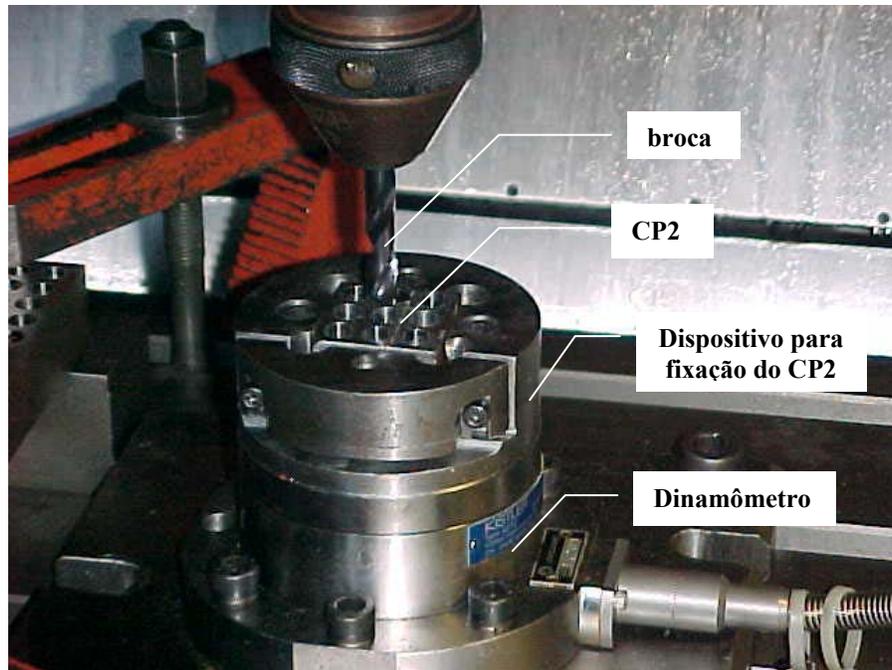
Figura 5.6 - Centro de usinagem vertical CNC modelo SV – 40 (MORI-SEIKI).

5.3.2 Lubrificantes

Nos ensaios realizados para efeito comparativo se empregando as mesmas condições de corte dos ensaios definitivos, foram utilizados como fluido de corte duas condições básicas. Na primeira utilizou-se o mínimo volume de fluido de corte vaporizado pela ação do ar comprimido (MQL) tendo sido utilizado o óleo DMI – 432 da SHELL com uma vazão de 20 ml/h em ar comprimido à pressão de 450 kPa e uma vazão média da mistura de aproximadamente 7,2 m³/h, e na segunda fluido de corte emulsificado em abundância, sendo utilizado o óleo 100% mineral Cooledge B da CASTROL na proporção em volume de uma parte de óleo para vinte partes de água (1:20), bombeado com uma vazão de aproximadamente 2,4 m³/h pelo próprio sistema de aplicação de fluido de corte da máquina-ferramenta. Os fluidos de corte citados acima foram recomendados pelos respectivos fabricantes de óleos.

5.3.3 Dinamômetro

Para as medidas da força de avanço (F_f) e momento torçor (M_t) da broca, realizadas durante a usinagem de cada furo no corpo de prova (CP2) utilizou-se um dinamômetro piezoelétrico, tipo 9272 da KISTLER acompanhado de uma placa de conversão de sinais analógicos para digitais, tipo CIO-DAS1600, um Amplificador Multicanal tipo 5019A e Software Dynoware. Desta forma, pôde-se monitorar tais esforços em tempo real a uma taxa de amostragem de 2,56 KHz, durante 0,6 segundos, usando-se um microcomputador compatível, conforme mostrado na Figura 5.7 e Figura 5.8 . A escolha da referida frequência de amostragem pode permitir, caso seja necessário, a avaliação dos espectros de frequência dos sinais. Nesse caso, deve-se ter no mínimo 1024 pontos amostrados para o sinal. Os esforços de corte acima citados foram monitorados durante o tempo de corte da ferramenta no ciclo automático de furação.



4
Figura 5.7 - Montagem do CP2 no dinamômetro KISTLER 9272.

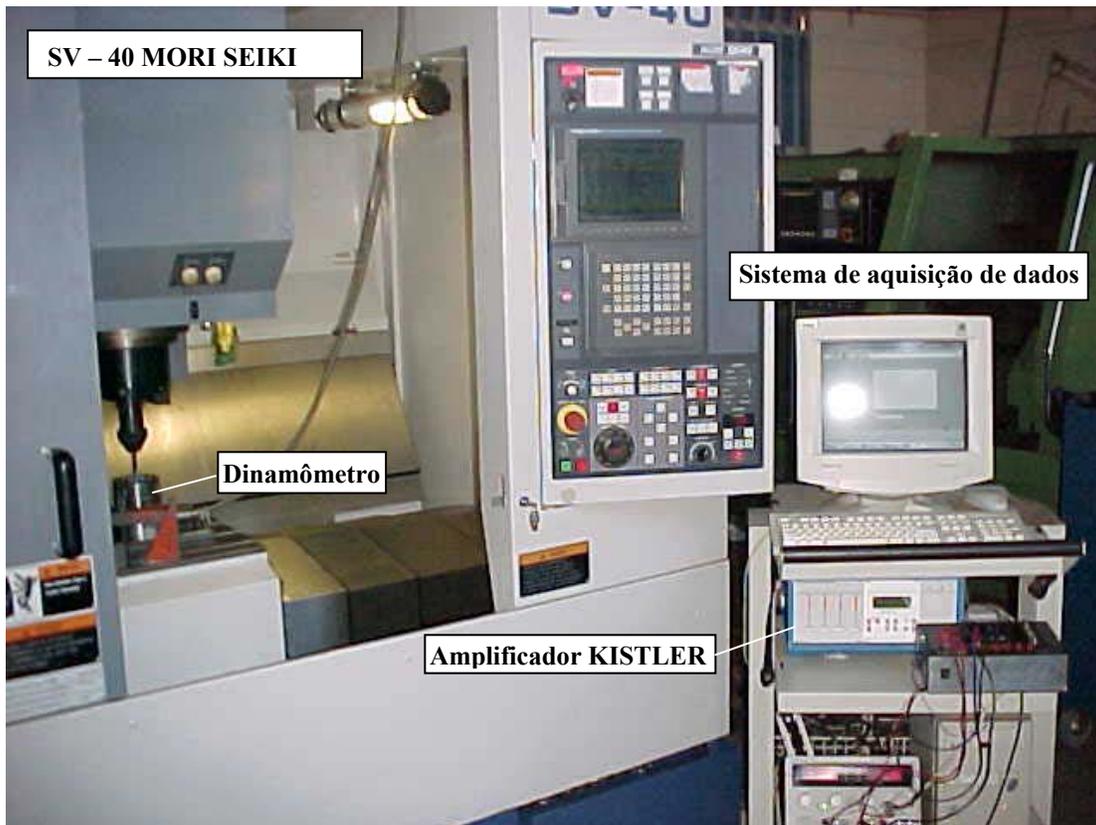


Figura 5.8 - Montagem dos equipamentos para aquisição de dados.

5.3.4 Rugosímetro

A rugosidade da superfície usinada foi obtida através de um rugosímetro portátil Mitutoyo Surftest-211. A quantificação do valor da rugosidade por furo foi feita pela média de três rugosidades medidas a aproximadamente 1/3 da profundidade, separadas de 90° uma da outra em função da geometria do corpo de prova CP2. A Figura 5.9 mostra o rugosímetro e a forma como foram feitas as medições da rugosidade no corpo de prova CP2; mostra também um dos corpos de prova CP1 utilizado para simular a produção e, conseqüentemente, provocar o desgaste das arestas de corte da broca.

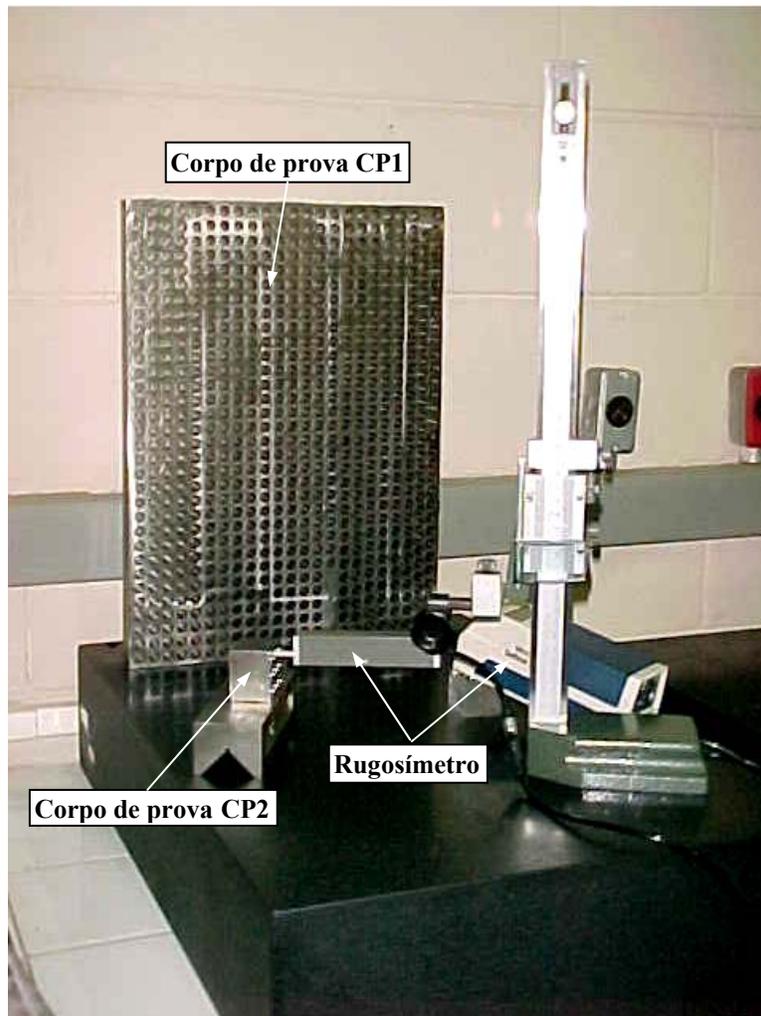


Figura 5.9 - Montagem para medição da rugosidade no corpo de prova CP2.

5.3.5 Medição dos diâmetros

Um equipamento eletrônico e programável de medição, tipo E4N (MARPOSS), para inspeção manual em ambientes industriais, foi utilizado para a medição dos diâmetros dos furos. Mesmo sendo a qualidade para a broca de diâmetro 10 mm igual a ISO IT7 ($15 \mu\text{m}$) e o batimento para o conjunto broca-mandril $\sim 10 \mu\text{m}$, o mesmo ainda oferecia uma resolução de $0,1 \mu\text{m}$ para as medições. Utilizou-se um padrão de apalpador para medidas internas, tipo M1 ELETRON (MARPOSS) (denominado OGIVA), para medir variações de diâmetros de 6 mm a 15 mm. Considerando-se o paralelismo entre a face superior e inferior do corpo de prova (CP2), e, também, o posicionamento vertical do eixo da ogiva de medição, pôde-se garantir a medida dos respectivos diâmetros dos furos em um plano perpendicular ao eixo de cada furo. A montagem para execução da medição pode ser vista na Figura 5.10.

Antes da medição dos diâmetros dos furos de cada corpo de prova CP2 era realizada uma aferição do sistema através de um anel-padrão (TESA) de diâmetro $d = 10,000 \text{ mm}$. Pode-se, portanto, afirmar que os instrumentos utilizados são mais que suficientes para garantir a qualidade ISO IT10/IT11 ($58/90 \mu\text{m}$) esperada para os diâmetros dos furos.

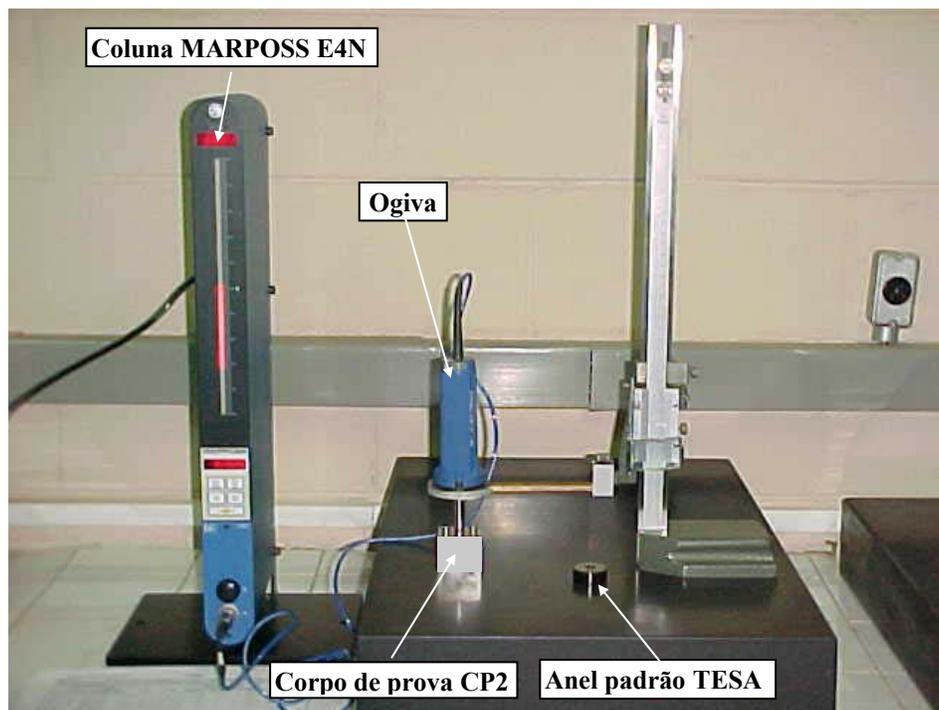


Figura 5.10 - Sistema de medição dos diâmetros dos furos no CP2.

5.3.6 Equipamento para uso de MQL

O equipamento utilizado nos ensaios complementares com mínima quantidade de lubrificante (MQL), foi o Magic-Cut “Mist coolant equipment” da Fuso Seiki Co. LTD, modelo OS-21-AT-40, o qual permite uma regulagem do volume de óleo por meio de um registro tipo agulha, vaporizando o óleo em um fluxo de ar comprimido à pressão constante (no caso 450 kPa), sem comprometer a vazão da mistura de fluido de corte. Na Figura 5.11 está mostrado desenho esquemático de conjunto, com alguns detalhes, desse equipamento e na Figura 5.12 a montagem do equipamento para a realização da usinagem.

A vazão de óleo, utilizado como fluido de corte vaporizado pelo ar comprimido, foi medida através da cronometragem do tempo necessário para o vazamento do mesmo em uma bureta com graduação de 0,1ml. A vazão considerada foi o resultado da média de cinco medições sucessivas, não apresentando variação percentual superior a 5% .

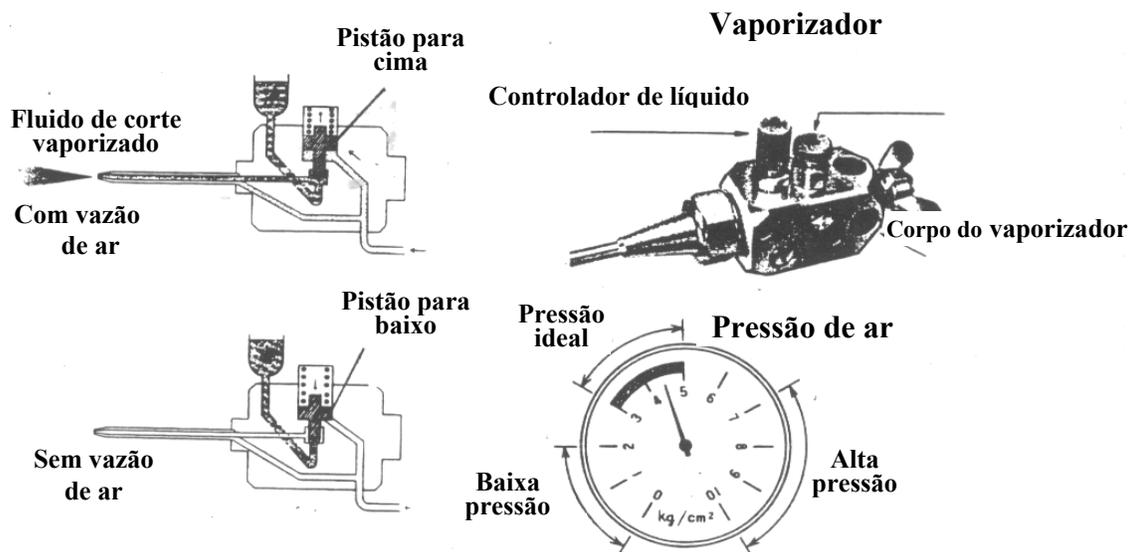


Figura 5.11 - Esquema do vaporizador de fluido de corte – Magic Cut (Fuso Seiki).

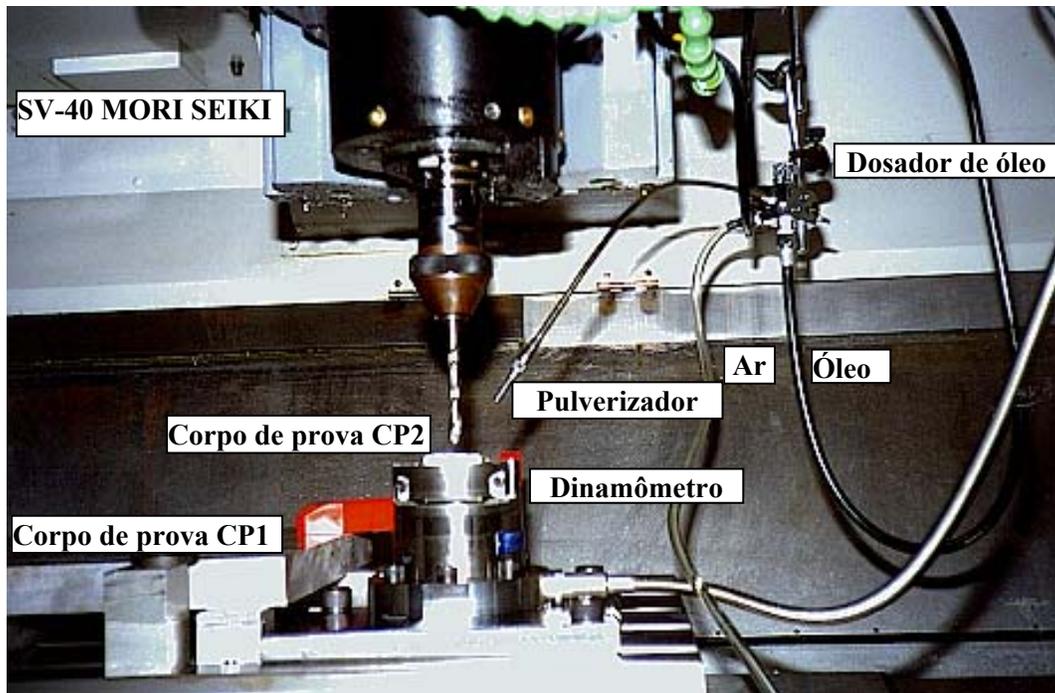


Figura 5.12 - Montagem do equipamento Magic Cut (Fuso Seiki).

5.3.7 Microscópio

A medida do desgaste na superfície de folga da broca, e também as fotografias que mostram o aumento do mesmo durante os ensaios foram realizadas com o auxílio de um microscópio óptico, tipo Leica Stereo Zoom 6 Photo, com capacidade de ampliação de 25/50 vezes. Uma câmara de vídeo foi ligada ao microscópio e a um microcomputador Pentium 166 MHz equipado com o software para processamento de imagem, tipo Global Lab Image, versão 3.1. A montagem desse conjunto pode ser vista na Figura 5.13. Para o posicionamento da broca de forma a manter a mesma sempre na mesma posição, foi construído dispositivo contendo uma bucha cônica para o apoio do cone do mandril porta-broca.



Figura 5.13 - Montagem do sistema de medição do desgaste da broca.

5.3.8 Potência de Corte

A potência de corte foi obtida indiretamente pelo sensoriamento da tensão elétrica proveniente de um equipamento eletrônico dedicado e com um fator de conversão de 1 kW/V.fase. O equipamento para esta finalidade foi projetado e construído pelo Departamento de Engenharia de Fabricação da UNICAMP, tendo sido montado antes do inversor de frequência do motor principal trifásico da árvore, em uma de suas fases de alimentação.

Utilizando-se uma placa de conversão A/D, modelo Lab-PC+, e os software NI-DAQ (versão 4.8) e LABVIEW (versão 3.11), ambos da National Instrument, o sinal resultante de tensão deste equipamento foi adquirido a uma taxa de amostragem de 50 Hz, e o tempo de cada aquisição foi de três segundos. Ambos os sinais, por fase, de potência em vazio e durante a usinagem foram monitorados, permitindo, assim, obter-se a potência de corte consumida no processo de corte para os ensaios de furação. No anexo 1 são apresentados os instrumentos virtuais projetados através do software LABVIEW, utilizados no monitoramento da potência de corte durante os ensaios.

5.4 Metodologia de otimização das condições de usinagem

5.4.1 Curva de vida da ferramenta

A vida da ferramenta (T) é geralmente expressa em minutos, porém em certos casos prefere-se defini-la pelo percurso de corte ou percurso de avanço. Nos experimentos deste trabalho, definiu-se a vida através do percurso de avanço, pois se acredita que este parâmetro caracteriza melhor a idéia do volume de cavaco gerado por vida da ferramenta no processo de furação.

O percurso de corte (L_c) em metros é dado por:

$$L_c = v_c \cdot T \quad (5.1)$$

O percurso de avanço (L_f) em milímetros é dado por:

$$L_f = f \cdot n \cdot T \quad (5.2)$$

Onde:

v_c - velocidade de corte (m/min)

f - avanço (mm/volta)

n - rotação (rpm)

As curvas de vida da ferramenta são aquelas que expressam a vida da ferramenta (em tempo efetivo, comprimento de corte, e etc.) em função da velocidade de corte. Esta curva fornece o tempo que a ferramenta pode trabalhar até que se atinja um nível de desgaste pré-estabelecido. Para execução desta curva deve-se construir primeiramente gráficos auxiliares, que forneçam os desgastes da ferramenta para diferentes velocidades e tempos de corte, para uma determinada condição de trabalho. Para um critério estabelecido, por exemplo, o desgaste de flanco VB, pode-se construir a curva dos tempos de corte efetivos para as diferentes velocidades de corte utilizadas, ou seja a curva de vida da ferramenta (T em função de v_c) conforme mostra a Figura 5.14.

A equação simplificada de Taylor para a curva de vida da ferramenta é dada por:

$$T \cdot v_c^x = K \quad (5.3)$$

Onde x e K são constantes determinadas experimentalmente em função das condições de corte.

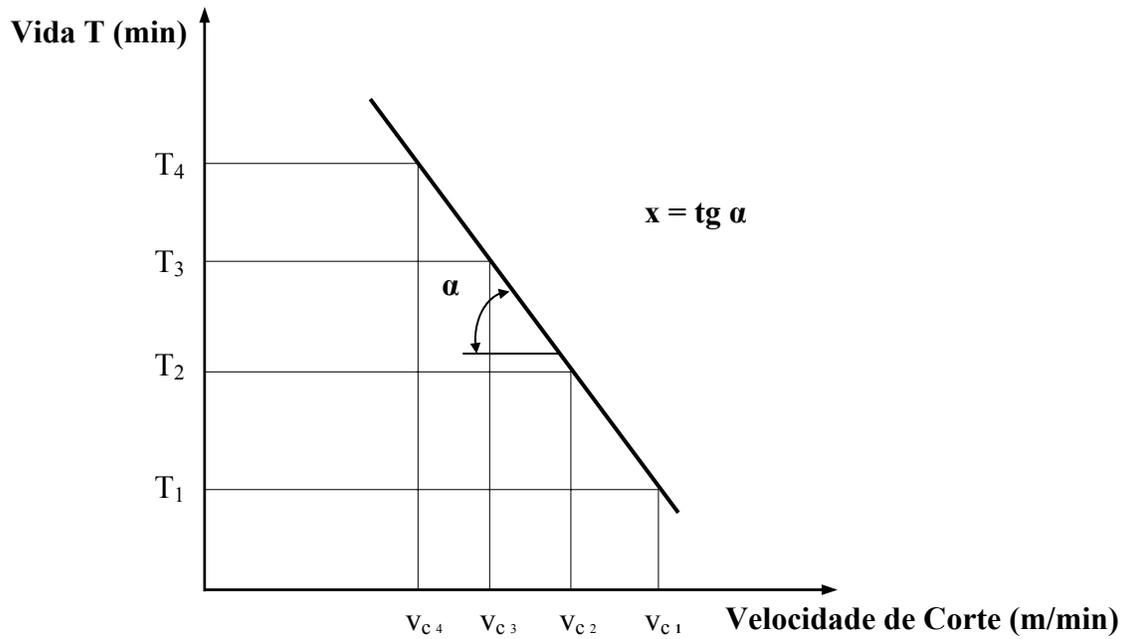


Figura 5.14 - Curva de vida de uma ferramenta de usinagem (ISO 3685, 1993).

Depois de Taylor, outros pesquisadores ao longo dos anos estudaram o assunto no sentido de aumentar a confiabilidade da determinação da vida da ferramenta de modo analítico, como Woxen em 1932, Kronenberg em 1954, citados por Colding e König (1971).

A fórmula expandida da equação de Taylor, levando em consideração a influência também do avanço e da profundidade de usinagem, é dada pela Equação 5.6 (Cook, 1973).

$$T = A \cdot v_c^{-B} \cdot f^{-C} \cdot a_p^{-D} \quad (5.4)$$

Onde, A , B , C , e D são constantes experimentais que dependem do trio ferramenta-peça-máquina e das condições de usinagem. Da mesma forma que diversos fatores influenciam nos mecanismos e na forma do desgaste da ferramenta, as constantes da Equação de Taylor também variam. A seguir têm-se alguns fatores que influenciam a vida das ferramentas (Shaw, 1984; Trent, 1984):

- **Quanto à peça:** natureza do material, composição química, processo de fabricação, tratamento térmico, propriedades físicas, químicas e mecânicas, microestrutura, dimensões e forma;
- **Quanto à ferramenta:** tipo de material, composição, propriedades químicas, físicas, e mecânicas, e geometria;
- **Quanto à máquina-ferramenta:** tipo de máquina, rigidez, velocidade de corte, avanço, e profundidade de usinagem.
- **Meio refrigerante:** tipo, propriedades lubrificantes, forma de aplicação, etc.

5.4.2 Tempos de usinagem

O tempo total de usinagem de uma peça, no caso de uma máquina e uma ferramenta é (Ferraresi, 1977):

$$t_t = t_c + t_s + t_a + \frac{t_p}{Z} + \left(\frac{t_c}{T} - \frac{1}{Z} \right) t_{ft} \quad (5.5)$$

Onde:

t_t - tempo total de usinagem de uma peça (de um furo);

t_c - tempo de corte (de um furo);

t_s - tempo secundário (colocar e retirar a peça);

t_a - tempo de aproximação e afastamento;

t_p - tempo de preparo da máquina;

t_{ft} - tempo de troca da ferramenta;

Z - número de peças (furos no nosso caso) de um lote.

Fazendo-se $t_i = t_s + t_a + \frac{t_p}{Z}$ onde t_i = tempos improdutivos tem-se:

$$t_t = t_c + t_i + \left(\frac{t_c}{T} - \frac{1}{Z} \right) t_{ft} \quad (5.6)$$

5.4.3 Custo de usinagem por peça (furo)

São vários os custos envolvidos na produção de uma peça, podendo ser classificados em duas categorias: aqueles envolvidos com o processo propriamente dito (máquina, operador, ferramentas) e aqueles que não envolvem diretamente o processo, tais como: matéria-prima, mão de obra indireta, etc. Portanto, analisando apenas a primeira categoria de custos tem-se que o custo de usinagem por peça é dado por (Ferraresi, 1977, Novaski, 1989):

$$C_p = C_{us} + C_{um} + C_{uf} \quad (5.7)$$

Onde:

C_p - custo de usinagem por peça ;

C_{us} - custo de mão de obra de usinagem;

C_{um} - custo da máquina (depreciação, manutenção, energia consumida, etc.);

C_{uf} - custo da ferramenta.

Sendo:

S_h - salário e encargos do operador (R\$/hora);

S_m - custo total da máquina (R\$/hora);

C_{ft} - custo da ferramenta por vida (R\$);

Tem-se:
$$C_p = t_t \frac{(S_h + S_m)}{60} + \frac{t_c}{T} C_{ft} \quad (5.8)$$

5.4.4 Metodologia

5.4.4.1 Introdução

Conforme Rodrigues et al. (1987), para determinar as condições de usinagem de uma peça é necessário considerar:

a - o avanço e a profundidade de usinagem em função de considerações restritivas do sistema (geometria da ferramenta, geometria da peça, tolerâncias, rigidez do sistema máquina-

dispositivo-ferramenta-peça, etc.) Satisfeitas as restrições, os valores de avanço e profundidade de corte devem ser máximos.

b - uma velocidade de corte otimizada que considere um equilíbrio entre custo e produção. Nestes casos, a velocidade de corte deve estar dentro do intervalo de Máxima Eficiência (IME), que é limitado pela Velocidade de Mínimo Custo (v_o) e pela Velocidade de Máxima Produção (v_{mxp}). A v_{mxp} é a velocidade de corte para a qual a soma dos tempos de troca de ferramenta e de usinagem são mínimos. v_o é a velocidade para a qual existe um equilíbrio entre o custo referente ao salário/homem e o salário/máquina de uma parte e o custo de número de arestas de corte utilizadas de outra parte. Na figura 5.15 é mostrado o IME, sendo necessário o cálculo de v_o e de v_{mxp} , o que é feito através das fórmulas indicadas abaixo (Ferraresi, 1977):

$$v_{mxp} = \sqrt[x]{\frac{K}{(x-1) \cdot t_{ft}}} \quad (5.9)$$

Onde:

- x e K são as constantes de Taylor, onde x representa a sensibilidade de vida da aresta de corte para a variação da velocidade de corte e K representa a influência do material, isto é, pode ser interpretado como a vida da ferramenta para uma velocidade de corte de 1 m/min.

- t_{ft} é o tempo de troca da aresta de corte

$$v_o = \sqrt[x]{\frac{C_2 \cdot K}{60 \cdot (x-1) \cdot C_3}} \quad (5.10)$$

Onde:

$$- C_2 = S_h + S_m$$

$$- C_3 = C_{ft} + \frac{t_{ft}}{60} (S_h + S_m)$$

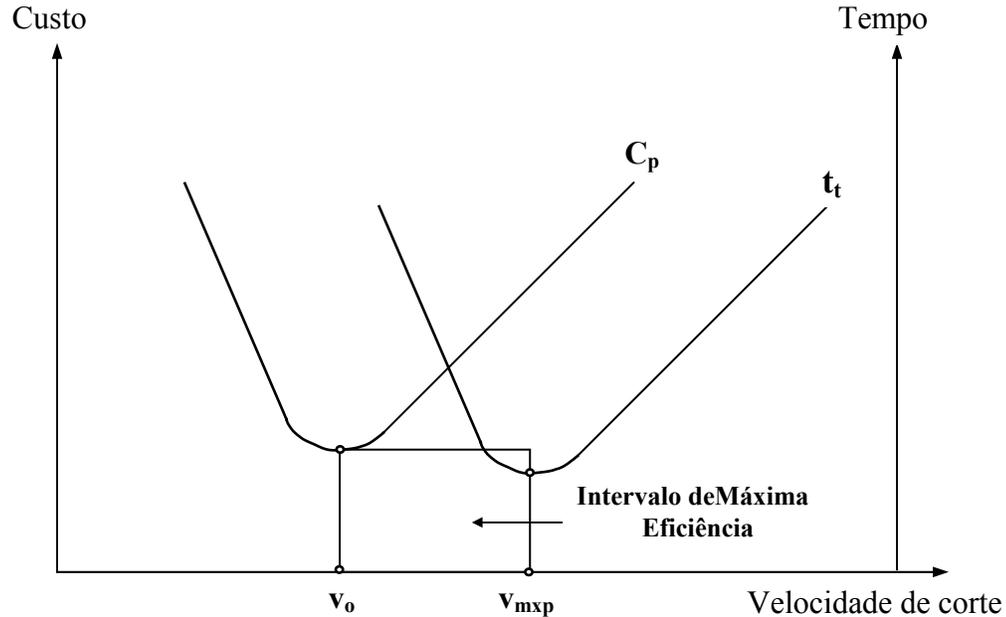


Figura 5.15 - Intervalo de Máxima Eficiência (Ferraresi, 1977).

5.4.4.2 Trabalhos prévios de otimização

Pallerosi e Coppini (1975) apresentaram trabalho sobre "Durabilidade das Ferramentas de Corte sobre Condições Reais". Iniciando-se pela equação de Taylor é possível determinar que:

$$x = 1 + \frac{\log \left[\frac{Z_{t_i}}{Z_{t_{i+1}}} \right]}{\log \left[\frac{v_{c_{i+1}}}{v_{c_i}} \right]} \quad (5.11)$$

$$K = Z_{t_i} \cdot t_{c_i} \cdot (v_{c_i})^x \quad (5.12)$$

Onde:

x , K - são os coeficientes de Taylor;

Z_t - é o número de peças usinadas por vida de aresta de corte (no nosso caso número de furos por vida da broca);

v_c - é a velocidade de corte mantida constante [m / min];

t_c - o tempo de corte (por furo) [min];

i - Caracteriza a condição inicial de corte adotada no início da aplicação da metodologia.

Seguindo o método proposto, os coeficientes de vida da ferramenta x e K podem ser obtidos durante a evolução do processo de usinagem, podendo ser aplicados para alta produção, do mesmo modo que para alta frequência de lotes do mesmo componente (peça) ou componentes (peças) similares classificadas sobre a base da Tecnologia de Grupo.

Para aplicar a metodologia, a primeira v_c deve ser selecionada seguindo metodologias tradicionais (catálogo de fabricante de ferramentas ou velocidade normalmente utilizada na produção das peças envolvidas). Para a v_c selecionada, a média do número de peças por vida de aresta de corte deve ser tomada em conta durante a produção normal. É muito importante manter sempre o mesmo critério específico para a troca da aresta de corte. O mesmo procedimento pode ser aplicado para um segundo valor de velocidade de corte, adotado um valor em torno de $\pm 20\%$ em relação ao primeiro. Quando a mesma ferramenta trabalha em vários estágios, a condição de validade para x e K deverá ser verificada. As vantagens do estabelecimento de equações gerais a partir da média do número de peças usinadas por vida de aresta de corte Z_t , é evidente porque a substituição da ferramenta, na prática, deve ser feita somente baseada no limite do desgaste convencional.

Posteriormente, Vilella et al. (1989) propuseram metodologia para determinar a melhor velocidade de corte para a máxima produção. Para uma melhor seleção de velocidade de corte, eles mostraram que é suficiente utilizar como referência válida somente o lado direito do intervalo de máxima eficiência, isto é, a velocidade de corte para a máxima produção. Seguindo esta sugestão, não é necessário, na maioria das vezes, determinar o lado esquerdo do mencionado intervalo o qual é definido pela velocidade de corte para o custo mínimo.

A metodologia proposta usa a determinação dos coeficientes da equação de TAYLOR em condições reais e a melhor condição é baseada somente em condições técnicas. Para a minimização dos custos de produção é necessária a utilização de sistema complementar de análise e determinação de custos como o sistema ABC, etc.

Na validação do método, o autor usa a relação N entre v_{mxp} , velocidade de corte para a máxima produção e v_o , velocidade de corte para o custo mínimo; o qual é dado por:

$$N = \frac{v_{mxp}}{v_o} = \sqrt[3]{1 + \frac{60 \cdot C_{ft}}{(S_h + S_m) \cdot t_{ft}}} \quad (5.13)$$

É muito fácil deduzir que N é sempre igual ou maior que 1. Isto quer dizer que a v_{mxp} é sempre igual ou maior que v_o . Como a v_{mxp} foi determinada em "condições reais", a melhor velocidade de corte a ser selecionada deverá ser menor ou igual ao valor da v_{mxp} .

Para analisar se v_{mxp} poderia ser a condição suficiente a ser usada como referência para a seleção da velocidade de corte, foi considerada a variação de R quando C_{ft} , S_h , S_m e t_{ft} assumem valores diferentes. Esta validação foi feita modificando os valores dos parâmetros numa simulação hipotética.

- Dois casos foram apontados:
- Quando N tende para 1
 - Quando N tende para um número grande

Para ambos os casos, foram analisadas as performances dos seguintes parâmetros:

Kv_o - é o custo por componente (peça) trabalhada com v_o ;

Kv_{mxp} - é o custo por componente (peça) trabalhada com v_{mxp} ;

Rk - é a relação Kv_{mxp} / Kv_o .

No primeiro caso, N tende para 1, quando C_{ft} tende para um valor baixo ou quando S_h , S_m e t_{ft} tendem para valores elevados. Sempre que Rk diminui, v_{mxp} é condição suficiente a ser usada como referência para uma melhor determinação da velocidade de corte a ser utilizada, a qual deverá situar-se muito próxima da v_{mxp} . Esta seleção é feita desta forma porque v_{mxp} é aproximadamente igual a v_o .

No segundo caso, N tende para um grande número, quando t_{ft} , S_h , e S_m tendem para um valor baixo, ou quando C_{ft} tende para um valor substancialmente elevado. Quando t_{ft} tende para um valor substancialmente baixo, v_{mxp} tende para um valor alto que normalmente torna-se maior que a velocidade máxima de corte existente na máquina ferramenta. Desta forma, a melhor velocidade de corte a ser usada deverá ser selecionada perto da máxima velocidade de corte existente na máquina-ferramenta, verificadas as restrições em termos de potência do acionamento

da máquina-ferramenta e segurança da operação. Se v_{mxp} pertence à faixa das velocidades de corte existentes na máquina ferramenta, o autor sugere que a melhor velocidade de corte a ser utilizada deverá ser de cerca de 20 % menor que a v_{mxp} . Esta recomendação é feita porque a relação R_k torna-se muito elevada quando t_{ft} tende para um valor muito baixo e por isso torna-se muito dispendioso trabalhar perto da v_{mxp} .

Por outro lado, quando S_h e ou S_m tornam-se baixos e C_{ft} torna-se muito alto, a relação R_k é um fator limitante, porque se torna muito elevada. Neste caso os autores também sugerem que a melhor velocidade de corte a ser usada seja selecionada cerca de 20 % abaixo que a v_{mxp} , pela mesma razão mencionada acima.

No presente trabalho, a metodologia apresentada será aplicada, substituindo-se o número de peças usinadas por vida de aresta de corte Z_t , pelo número de furos realizados por vida da broca utilizada; poderia ser também pelo comprimento do avanço realizado para a quantidade de furos feitos por vida da broca.

Capítulo 6

Resultados e Discussões

6.1 Ensaios preliminares sem fluido de corte

Desconhecendo-se parâmetros (condições de corte) de experiências de usinagem realizadas sem fluido de corte para material e ferramenta similares aos utilizados, foram adotadas como referência para os ensaios preliminares as indicações fornecidas no catálogo do fabricante da ferramenta (TITEX) que recomenda como condições de corte para o material escolhido: $v_c = 70$ m/min e $f = 0,18$ mm/volta (2228 rpm, $v_f = 401$ mm/min), para usinagem com óleo emulsionável ou óleo integral e uma profundidade de furação máxima de $3 \times d$. Os ensaios foram realizados em um único passe da broca por furo.

Os corpos de prova CP1 e CP2 descritos no capítulo 5, antes de serem submetidos a operações de furação, tiveram suas faces fresadas para garantir o paralelismo necessário, especialmente nos corpos de prova CP2, em que as medições de força de avanço, momento torçor, potência de corte, verificação de desvios dimensionais e rugosidade foram efetuadas.

O critério de fim de vida da ferramenta fixado foi a quebra ou o desgaste excessivo das arestas principais de corte acima de 0,8 mm, e também lascamentos que comprometessem a qualidade dos furos ou a segurança da operação de furação.

O primeiro ensaio de furação sem o uso de fluido de corte foi realizado com os parâmetros de corte tirados de catálogo e mencionados acima. Após a usinagem de 153 furos com 32 mm de profundidade ($L_f = 4,896$ m), verificou-se não existir nenhum desgaste na broca passível de medição (arestas de corte); a constatação foi efetuada com auxílio de microscópio descrito no

capítulo 5 e dispositivo projetado e executado, para posicionar a broca sem desmontar a mesma do porta-ferramenta, a fim de realizar a verificação do desgaste de flanco das arestas principais da broca (Figura 6.5 a).

Em função dos resultados obtidos, foi efetuado um segundo ensaio, também sem fluido de corte, no qual a velocidade foi aumentada para 140 m/min mantendo-se o valor do avanço $f = 0,18$ mm/volta (4456 rpm, $v_f = 802$ mm/min); neste segundo ensaio foram realizados 612 furos com 32 mm de profundidade ($L_f = 19,584$ m). As verificações efetuadas durante a duração do ensaio mostrou um ligeiro desgaste e arredondamento nas pontas das arestas de corte, mas nenhum lascamento.

De acordo com o objetivo fixado e descrito no capítulo 1 de explorar os limites de utilização de brocas inteiriças de metal duro revestidas e com a finalidade de encontrar o melhor parâmetro de velocidade de corte (v_c), uma vez que se decidiu manter o avanço ($f = 0,18$ mm/volta) para todos os ensaios como uma constante, foram efetuados ensaios sem fluido de corte com as velocidades de $v_c = 280$ m/min (8912 rpm, $v_f = 1604$ mm/min) e $v_c = 210$ m/min (6684 rpm, $v_f = 1203$ mm/min). Em ambos ensaios as brocas empregadas não resistiram e após alguns furos se quebraram.

Na seqüência, foi escolhida para o próximo ensaio sem o uso de fluido de corte uma velocidade entre 210 e 140 m/min. A velocidade definida foi $v_c = 175$ m/min mantendo-se o avanço $f = 0,18$ mm/volta (5570 rpm, $v_f = 1003$ mm/min). No final do ensaio foram usinados 211 furos com 32 mm de profundidade ($L_f = 6,752$ m); a interrupção do ensaio foi provocada pela quebra da ferramenta.

Um novo ensaio, utilizando-se a velocidade $v_c = 155$ m/min, valor intermediário entre as velocidades de 175 e 140 m/min, e mantendo-se o mesmo avanço $f = 0,18$ mm/volta (4934 rpm, $v_f = 888$ mm/min) foi realizado sem a utilização de fluido de corte. Neste ensaio foram usinados 679 furos com 32 mm de profundidade ($L_f = 21,638$ m) até a quebra da ferramenta.

Na tabela 6.1 são mostrados de forma resumida os ensaios preliminares realizados nas diversas velocidades de corte.

Tabela 6.1 - Ensaios preliminares realizados sem fluido de corte em diversas velocidades.

Ensaio	v_c (m/min)	f (mm/volta)	v_f (mm/min)	n (rpm)	Nº de furos	L_f (m)
I	70	0,18	401	2228	153*	4,896
II	140	0,18	802	4456	612**	19,584
III	280	0,18	1604	8912	-----	-----
IV	210	0,18	1203	6684	-----	-----
V	175	0,18	1003	5570	211	6,752
VI	155	0,18	888	4934	679	21,638
* Sem desgaste				** Com ligeiro desgaste		

6.2 Tempo de troca da ferramenta

Para a determinação da v_{mxp} de acordo com a equação 5.9 é necessário o conhecimento do tempo de troca da ferramenta (t_{ft}). Para a sua determinação foram cronometradas três operações realizadas por operadores diferentes no Laboratório de usinagem da UNICAMP. O tempo considerado no valor de 1,5 minuto foi obtido pela média aritmética das três operações; este tempo inclui a retirada do porta-ferramenta e broca utilizada, colocação da nova broca com a regulagem do comprimento necessário da broca e finalmente a fixação do porta-ferramenta na máquina. O tempo de troca da ferramenta foi determinado dentro das limitações que a maioria das máquinas-ferramenta apresenta. Este tempo poderia ser menor através do uso de ferramentas gêmeas ou de broca já montada no mandril e pronta na mão do operador.

6.3 Determinação da velocidade de referência

Com os dados obtidos nos ensaios sem fluido de corte efetuados nas velocidades de 175 m/min (211 furos) e 155 m/min (679 furos) foi calculada a $v_{mxp} = 163$ m/min (418 furos) através das equações 5.9, 5.11 e 5.12 e o uso do tempo de troca da ferramenta determinado $t_{ft} = 1,5$ minuto. De acordo com a metodologia de otimização empregada e apresentada no capítulo 5 a v_{mxp} ficou situada dentro do intervalo das velocidades consideradas, não sendo necessária a realização de ensaios complementares.

A velocidade de mínimo custo (v_o) foi calculada através do uso das equações 5.10, 5.11 e 5.12 e uso dos valores R\$ 57 para $C_2 (S_h + S_m)$, R\$ 146 para C_{ft} . O resultado obtido foi $v_o = 105$ m/min. Os valores para S_h e S_m foram pesquisados no mercado e o valor para C_{ft} obtido diretamente do fornecedor da ferramenta, durante o ano de 2001.

Como o objetivo deste trabalho é explorar as condições econômicas e de produtividade limites da furação em análise, foi adotada a $v_{mxp} = 163$ m/min para realização dos ensaios definitivos, pois esta, além de ser a referência de maior produtividade, está contida no intervalo de validade de x e K determinados na prática.

6.4 Ensaios definitivos realizados na v_{mxp}

Foram realizados treze ensaios na velocidade de referência (v_{mxp}), adotando-se como critério de vida para o término do ensaio, conforme já indicado, a quebra ou o desgaste excessivo das arestas principais de corte acima de 0,8 mm, bem como, lascamentos que comprometessem a qualidade dos furos ou a segurança da operação de furação. Os resultados obtidos nestes ensaios são mostrados na Tabela 6.2 e Figura 6.1.

Tabela 6.2 - Comprimento de avanço (número de furos) nos ensaios definitivos realizados sem o uso de fluido de corte na $v_{mxp} = 163$ m/min e com $f = 0,18$ mm/volta.

Ensaio	Nº de furos	L_f (m)	Ensaio	Nº de furos	L_f (m)
1	537	17,184	8	417	13,344
2	663	21,216	9	578	18,496
3	170	5,440	10	quebra 210	6,720
4	153 erro	4,896	11	542	17,344
5	193	6,176	12	554	17,728
6	235	7,520	13	561	17,952
7	309	9,888	-	-	-

6.4.1 Ensaios complementares

Foram definidos como ensaios complementares aqueles realizados posteriormente aos ensaios definitivos nas mesmas condições de corte ($v_c = 163$ m/min e $f = 0,18$ mm/volta) dos ensaios definitivos. Nestes ensaios complementares realizados para efeito comparativo foram utilizados como fluido de corte duas condições básicas de lubrificação. Na primeira, utilizou-se a técnica do mínimo volume de fluido de corte vaporizado pela ação do ar comprimido (MQL), e na segunda, lubrificação com fluido de corte emulsionado em abundância na proporção em volume de uma parte de óleo para vinte partes de água (1:20), com uma vazão de aproximadamente $2,4$ m³/h. Na primeira condição foram realizados dois ensaios e na segunda condição três ensaios. Estes ensaios foram realizados com um comprimento de avanço de 19.584 m (612 furos), não porque a ferramenta tivesse atingido o critério de fim de vida fixado (quebra, desgaste das arestas principais de corte acima de 0,8 mm, ou lascamentos) e sim devido às restrições impostas pelo material de ensaio e porque, para efeito comparativo, o comprimento de avanço fixado era superior a todos os ensaios definitivos realizados, salvo o número 2

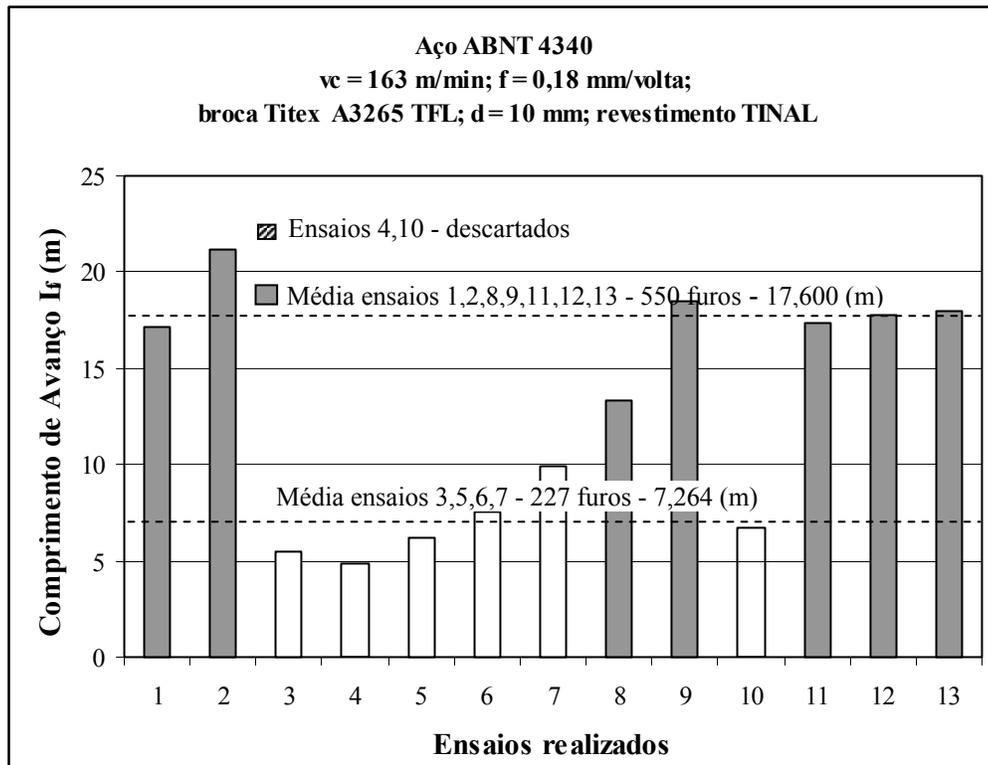


Figura 6.1- . Ensaios definitivos realizados sem o uso de fluido de corte na v_{mxp} e comprimento de avanço L_f .

6.4.2 Medidas da força de avanço

Durante a realização dos ensaios, foi observada a presença de dois grupos de ferramentas. O primeiro, formado por ferramentas que apresentavam uma força de avanço inicial média da ordem de 2,70 kN e ~227 furos – 7,264 m (ensaios 3, 5, 6, e 7), que serão denominados de ensaios de curta duração, e um segundo grupo constituído por outro grupo de ferramentas com uma força inicial média de 2,26 kN e ~550 furos – 17,600 m (ensaios 1, 2, 8, 9, 11, 12 e 13), que serão denominados de ensaios de longa duração, conforme pode ser visto na Tabela 6.3 e Figura 6.2.

Tabela 6.3 - Força inicial de avanço dos ensaios definitivos realizados sem o uso de fluido de corte na $v_{m\dot{x}p} = 163$ m/min e com $f = 0,18$ mm/volta.

Ensaio	Força inicial de avanço	Ensaio	Força inicial de avanço
1*	2,212	8*	2,334
2*	2,285	9*	2,320
3**	2,835	10^o	2,020
4^o	2,134	11*	2,202
5**	2,680	12*	2,353
6**	2,618	13*	2,135
7**	2,698	-	-
* Ensaios de longa duração		** Ensaios de curta duração	
^o Ensaios descartados			

Os ensaios 4 e 10 foram descartados da análise pelas seguintes razões: O ensaio 4 foi prejudicado por um erro humano, o que levou à quebra da broca. O ensaio 10, por um comportamento completamente anormal e inesperado da broca, que quebrou praticamente sem desgaste.

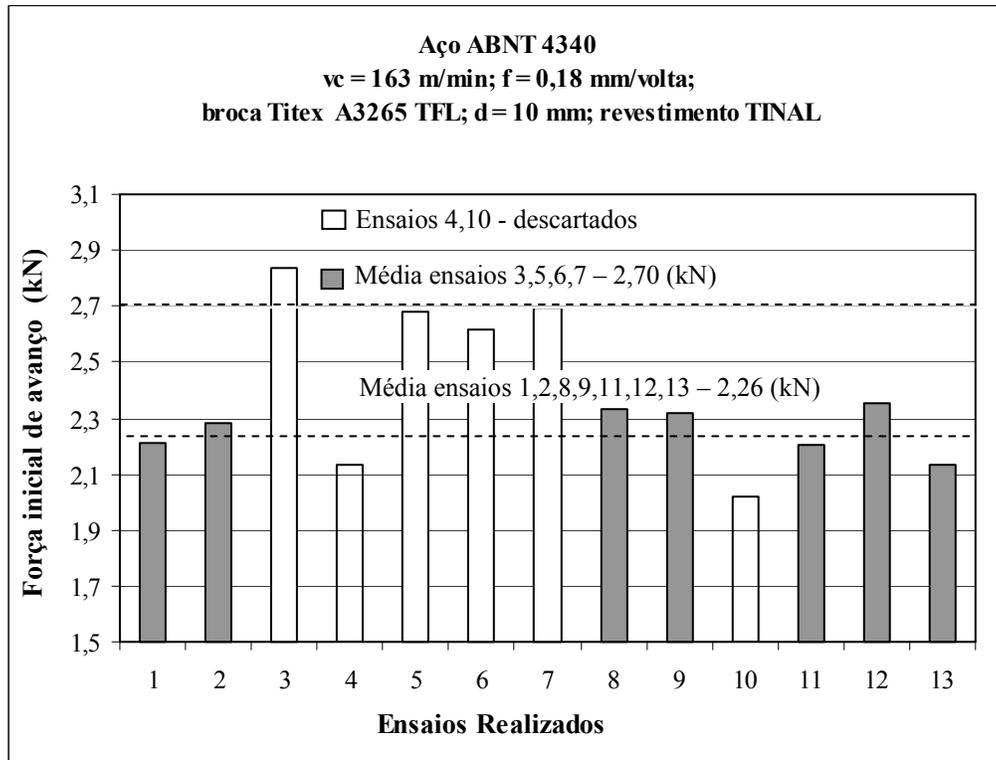


Figura 6.2 - Força inicial de avanço dos ensaios definitivos sem o uso de fluido de corte realizados na $v_{m\text{xp}}$.

Na Figura 6.3 são apresentados alguns dos resultados dos ensaios sem fluido de corte e também dos ensaios complementares com mínimo volume de fluido de corte vaporizado pela ação do ar comprimido (MQL) e com fluido de corte emulsificado em abundância. Observa-se para todos os ensaios um crescimento da força de avanço em relação ao comprimento de avanço/número de furos executados, porém, para os ensaios sem o uso de fluido de corte, as taxas de crescimento foram maiores. No caso dos ensaios complementares a diferença é mínima apresentando um melhor resultado o ensaio com fluido de corte vaporizado pela ação do ar comprimido (MQL). Deve-se notar, porém, que a dispersão das curvas de força de avanço em relação ao comprimento de avanço (L_f) é normalmente pequena, com qualquer posição do comprimento de avanço que se tome (~16-17%). Como pode ser observado, para a geometria de broca ensaiada, a força de avanço mostrou ser um bom parâmetro para a determinação do fim da vida da ferramenta, pois acompanha bem o aumento dos desgastes da mesma, tendo um

crescimento mais estável se comparado com a potência de corte e o momento torçor, que serão apresentados adiante.

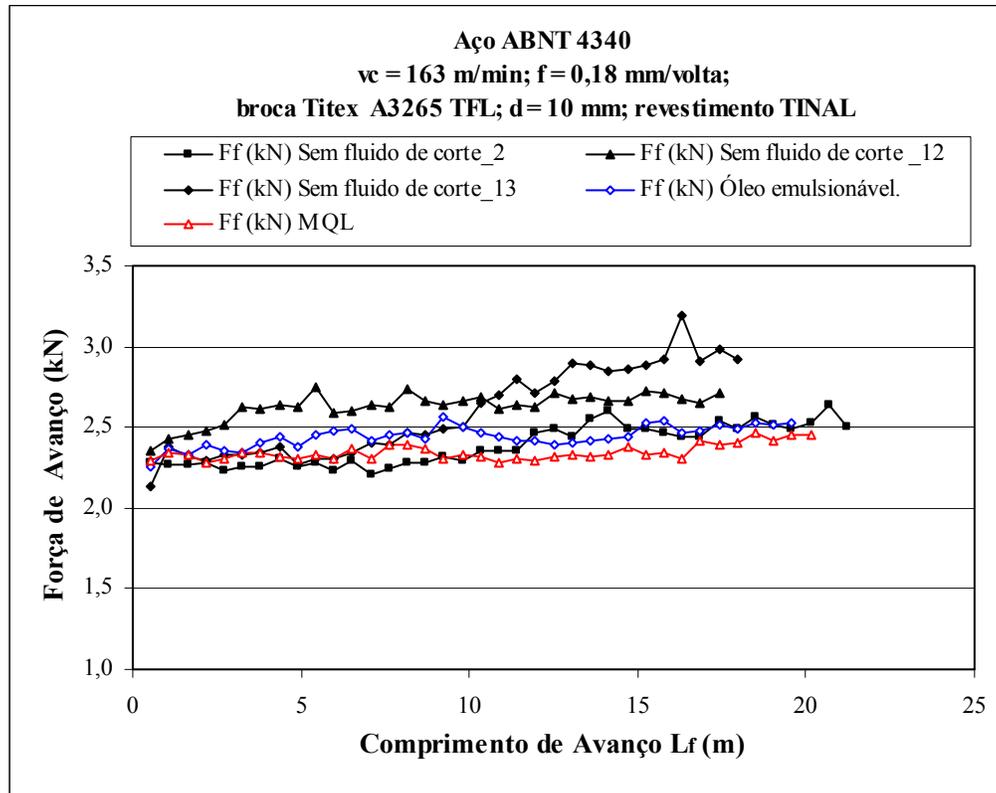


Figura 6.3 - Evolução da força de avanço em função do comprimento de avanço L_f .

6.4.3 Momento torçor

Conforme pode ser observado na Figura 6.4, para todos os ensaios realizados sem fluido de corte e inclusive os com mínimo volume de fluido de corte vaporizado pela ação do ar comprimido (MQL) e com fluido de corte emulsionado em abundância, não foram verificadas grandes diferenças nos valores de momento torçor encontrados que permita colocar em evidência um deles. Notou-se uma tendência de crescimento similar à apresentada pela potência de corte (Figura 6.6), e também a existência de um erro sistemático nos valores do momento devido à disposição dos furos no corpo de prova do dinamômetro (CP_2), introduzindo uma dispersão grande em suas medições consecutivas. Somente se observou uma convergência de crescimento do momento torçor, com o aumento do desgaste da ferramenta.

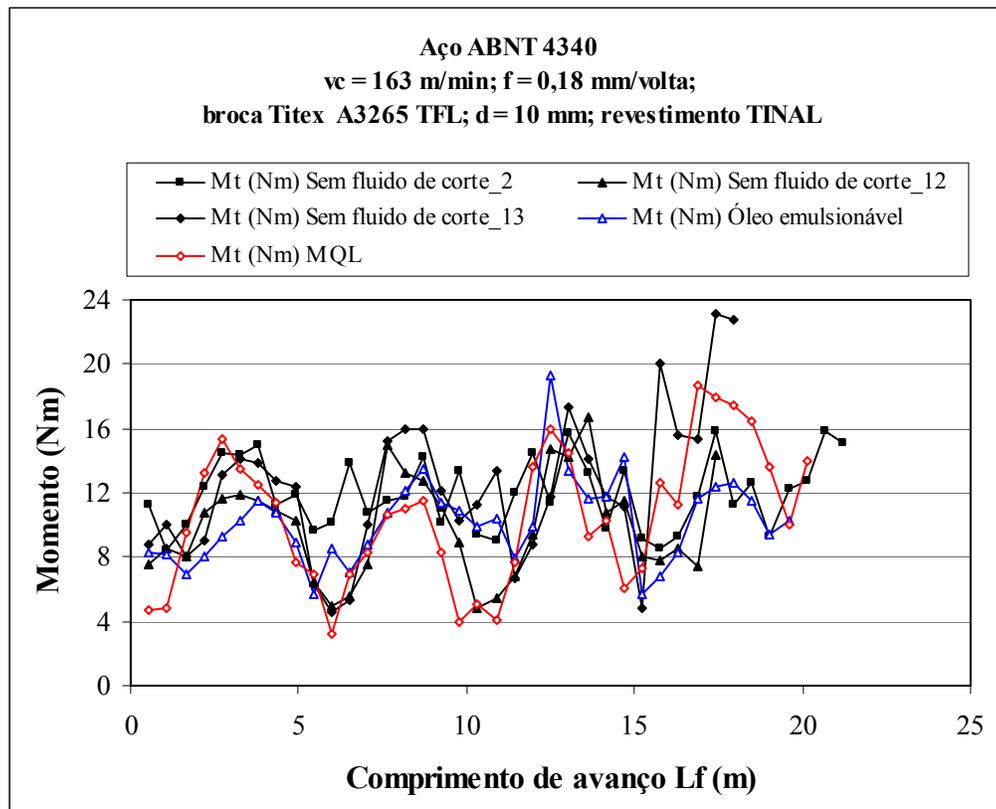


Figura 6.4 - Variação do momento torçor em função do comprimento de avanço L_f .

6.4.4 Potência de corte

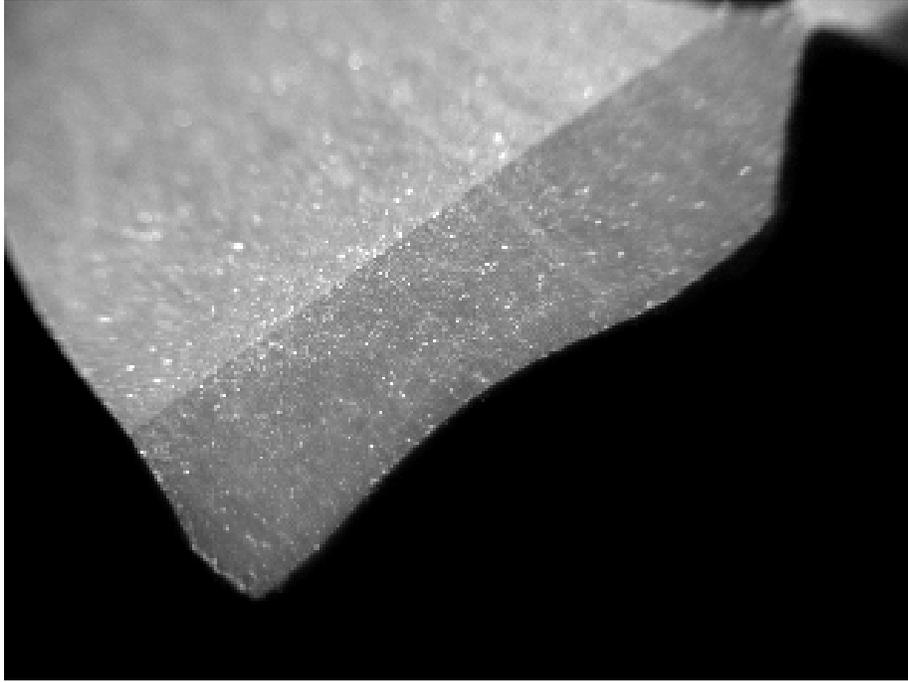
Ficou evidenciado, através do acompanhamento durante os ensaios, que o aumento da potência está diretamente ligado ao desgaste de flanco das arestas de corte da ferramenta (V_B), conforme mostrado através das fotografias realizadas durante as verificações realizadas no decorrer dos ensaios e mostradas na Figura 6.5 e 6.7. Na Figura 6.6 observa-se o comportamento do aumento da potência dos ensaios realizados sem fluido de corte, e também dos ensaios com MQL e com fluido de corte emulsionado os quais apresentaram uma tendência de crescimento com o aumento do comprimento de avanço e, conseqüentemente, com o desgaste da ferramenta, tendo sempre valores médios maiores para a condição sem o uso de fluido de corte. Se compararmos estes resultados, verificaremos que o consumo de potência para os ensaios com MQL e com fluido de corte emulsionado é menor e compatível com o menor desgaste de flanco apresentado pela ferramenta.

O aumento da potência, quando é utilizado fluido de corte emulsionado em relação ao uso da MQL, pode ser explicado pelo maior poder de refrigeração do óleo emulsionável, que não permite que a temperatura da peça cresça muito, o que faz com que seu material mantenha sua dureza e resistência ao corte. Por outro lado, o consumo de maior potência de corte e maior desgaste da ferramenta nos ensaios sem fluido de corte são explicados, em função do aumento do atrito peça/ferramenta/cavaco que fazem com que as forças de corte cresçam, e aos mecanismos de desgaste da ferramenta tais como adesões, difusão, oxidação que são ativados com o aumento da temperatura.

6.4.5 Desgaste de flanco

O comportamento médio do desgaste de flanco nos ensaios realizados pode ser visto na Figura 6.7, na qual verificamos que para as operações de furação sem fluido de corte o desgaste torna-se mais acentuado a partir dos 9 m de comprimento de avanço, quando a ferramenta apresenta um desgaste mais pronunciado na ponta da ferramenta e começa a perder o seu revestimento. Com a continuação dos ensaios e conseqüente aumento do comprimento de avanço, o substrato da ferramenta é atingido; a partir deste momento o desgaste aumenta de forma significativa acelerando o fim de vida da ferramenta, que de acordo com critério adotado foi fixado em VB acima de 0,8 mm. Este comportamento é influenciado pelo objetivo do trabalho de explorar os limites de utilização das brocas (relação da velocidade de corte da ordem de 2,32 vezes a velocidade de catálogo do fabricante). O menor desgaste de flanco verificado foi para os ensaios como uso de MQL, o que é explicado pelo melhor efeito lubrificante do óleo em relação ao fluido de corte emulsionado.

a



b



Figura 6.5 - **a**) aresta de corte na ferramenta nova e **b**) desgaste típico após 645 furos no ensaio 2.

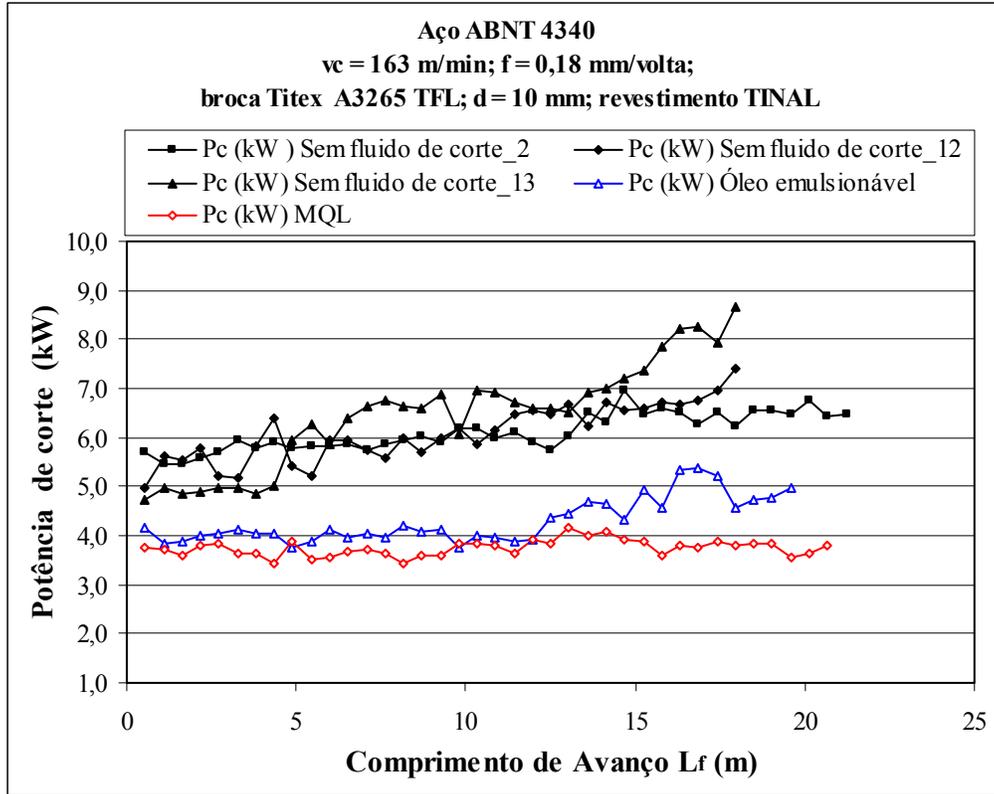


Figura 6.6 - Evolução da potência em relação ao comprimento de avanço L_f .

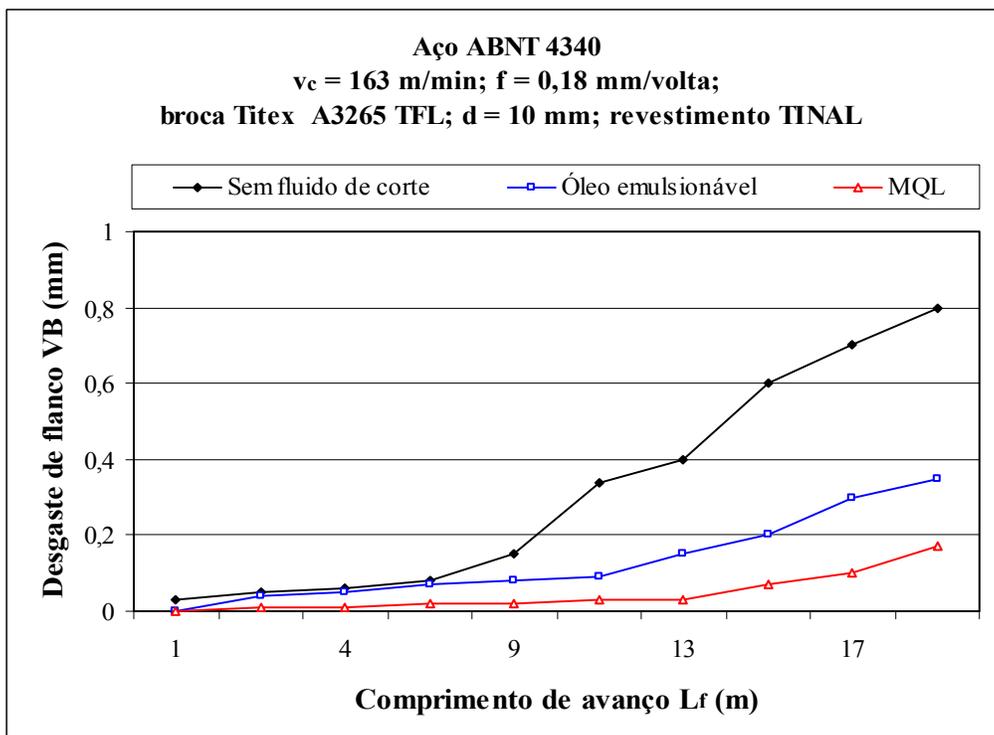


Figura 6.7 - Desgaste de flanco típico para os ensaios realizados em função do comprimento de avanço.

A potência de corte (potência total durante o corte diminuída da potência em vazio) foi monitorada através de equipamento projetado e construído pelo Departamento de Engenharia de Fabricação da UNICAMP, do motor elétrico trifásico do centro de usinagem durante o processo de corte do furo, ou seja, durante um tempo de corte calculado igual a ~ 2 segundos. A taxa de amostragem do sinal indireto de potência foi de 50 Hz. Na Figura 6.8 pode ser constatado o crescimento do consumo da potência no processo de corte de um furo devido ao aumento do atrito da ferramenta com as paredes e também com o cavaco durante a sua execução, o qual foi, no exemplo apresentado, da ordem de 50%. Este comportamento teve variações significativas no início do ensaio e durante o aumento progressivo do comprimento de avanço e também em função da mudança da forma do cavaco durante o processo, sendo maior quando o cavaco possuía forma de tiras (fitas), isto já no fim de vida da ferramenta, quando também podia ser visualizado o aumento da temperatura na usinagem através da ferramenta a qual ficava ao rubro. Observa-se também, no croqui do exemplo apresentado, que o regime de corte efetivo ocorreu entre os pontos 46 e 145, totalizando 99 pontos, ou seja, um tempo amostragem de 1,98 segundos, suficientes para o monitoramento dessa variável do processo.

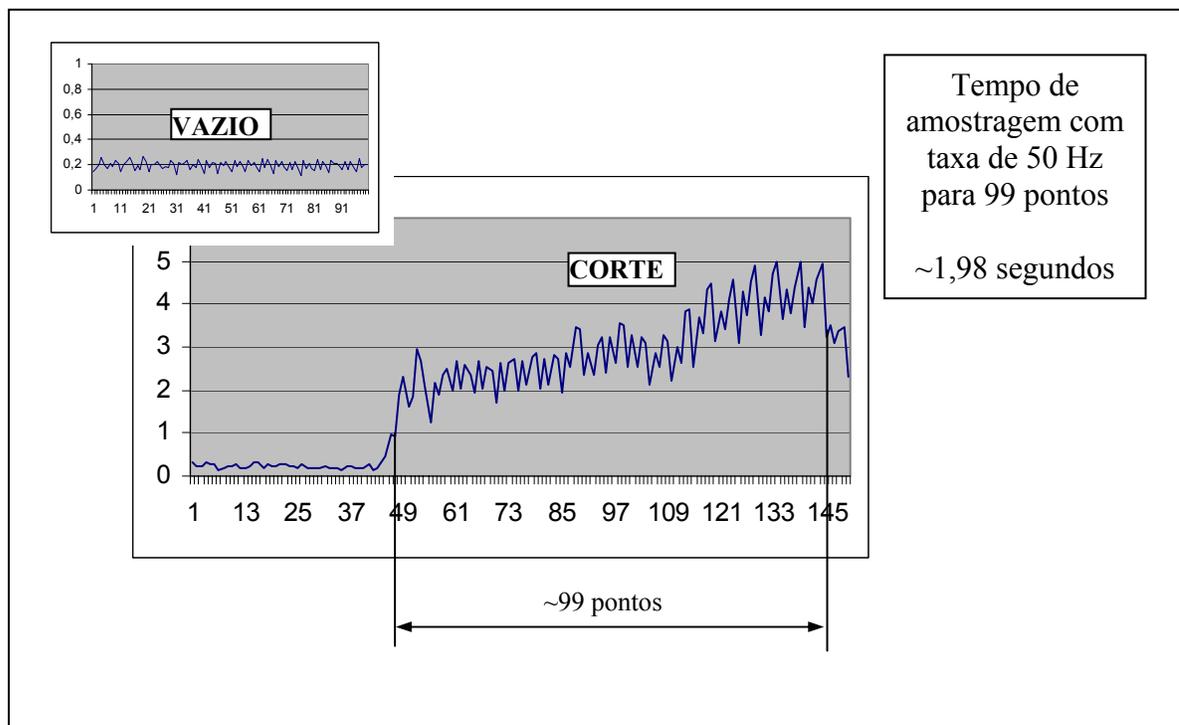


Figura 6.8 – Curva da potência consumida típica durante a furação de um furo com a velocidade de referência.

6.4.6 Rugosidade média (Ra)

A rugosidade foi verificada através da média de três valores defasados de 90°. Tais medidas, para cada furo no corpo de prova, foram realizadas próximas do comprimento médio do furo. Na figura 6.9 podem ser observados os valores médios da rugosidade (Ra) para a totalidade dos ensaios sem fluido de corte, para os três ensaios realizados com óleo emulsionável e os dois ensaios com MQL.

Para a totalidade dos ensaios válidos realizados sem fluido de corte verificou-se um valor médio de rugosidade (Ra) da ordem de 1,46 μm , com um desvio padrão de $\sigma = 0,463$ e uma faixa de variação de valores entre 0,63 e 3,05 μm . Fazendo-se uma separação entre os ensaios de longa duração 1,2,8,9,11,12 e 13 e os de curta duração ensaios 3,5,6 e 7, constatou-se nos ensaios de longa duração um valor médio de rugosidade (Ra) da ordem de 1,41 μm , com um desvio padrão $\sigma = 0,403$ e uma faixa de variação de valores entre 0,63 e 2,46 μm , nestes ensaios notou-se uma ligeira tendência de crescimento da rugosidade com o aumento do comprimento de avanço, mais acentuada em alguns do que em outros ensaios. No caso dos ensaios de curta duração constatou-se um valor médio da rugosidade (Ra) da ordem de 1,71 μm , com um desvio padrão de $\sigma = 0,744$ e uma faixa de variação de valores entre 0,71 e 3,05 μm , valores que representam um acabamento superficial de qualidade inferior aos ensaios de longa duração em função do maior desgaste das ferramentas o que levou as mesmas a apresentarem uma vida mais curta.

A qualidade dos furos obtida nos ensaios sem fluido de corte é típica de desgaste. Observa-se, entretanto, que mesmo nas condições de aquecimento ao rubro da broca e queima do material, estas condições não são descartáveis e eventualmente podem atender certas exigências de produção.

Nos três ensaios realizados com a utilização de fluido de corte emulsionável, verificou-se um valor médio de rugosidade (Ra) da ordem de 1,23 μm , com um desvio padrão $\sigma = 0,328$ e uma faixa de variação de valores entre 0,41 e 1,94 μm . Nos dois ensaios realizados com a utilização de MQL, verificou-se um valor médio de rugosidade (Ra) da ordem de 1,08 μm , com um desvio padrão $\sigma = 0,187$ e uma faixa de variação de valores entre 0,62 e 1,45 μm .

Comparando-se o resultado dos ensaios da furação sem fluido de corte com a realizada com MQL e com fluido de corte emulsionável, pode ser verificada uma melhor performance da MQL, tanto na média como no desvio padrão e dispersão dos valores de rugosidade obtidos.

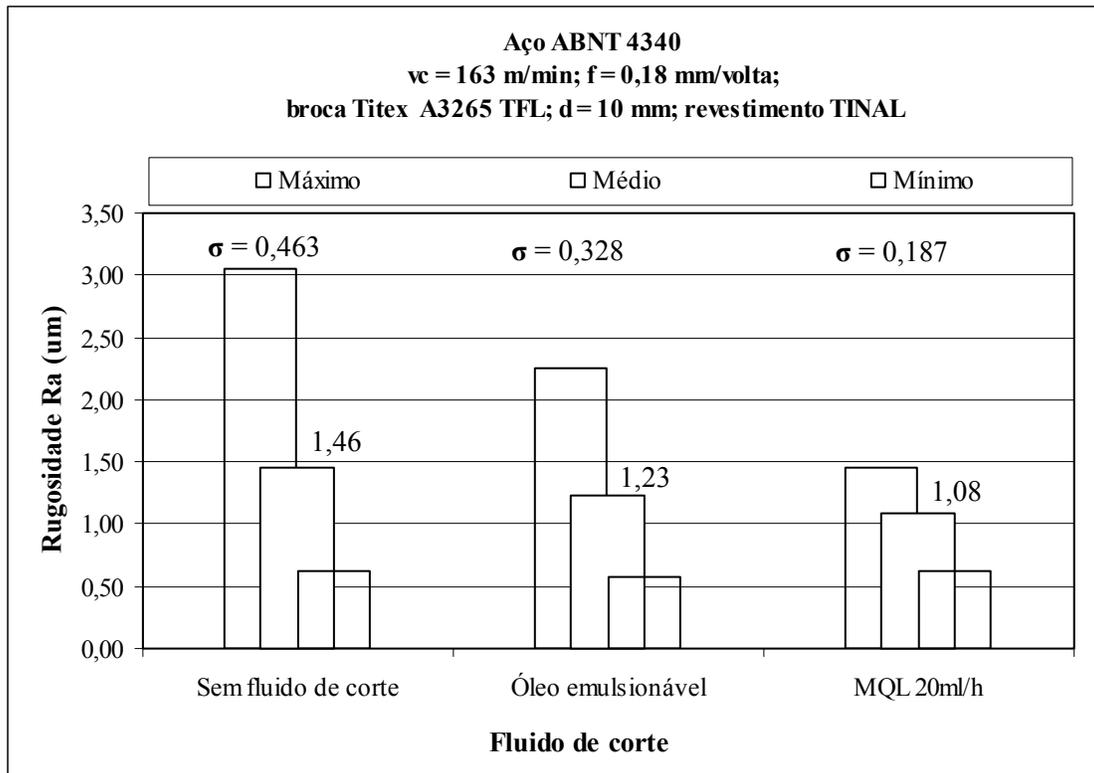


Figura 6.9 - Rugosidade média dos furos para as diferentes condições de lubrificação.

6.4.7 Diâmetros dos furos

Em função da simplicidade do dispositivo de fixação, utilizada para o ajuste deslizante do sensor na medição do diâmetro (apalpador designado pela MARPOSS de OGIVA), resolveu-se denominar *desvio de diâmetro* para o que seria *desvio de circularidade*.

As dimensões máximas e mínimas encontradas para os diâmetros inicial (D_i) e final (D_f) foram medidas numa profundidade de aproximadamente 6 mm e 26 mm respectivamente. Porém, para a obtenção da tolerância dimensional desses furos torna-se importante apenas a variação de suas dimensões mínimas.

Conforme pode ser visto na Figura 5.10 do capítulo 5 os desvios de diâmetro dos furos foram verificados girando-se a ogiva no dispositivo projetado para esta finalidade, sendo os valores máximo e mínimo registrados para posterior análise. Antes do início das medições sempre era realizada a aferição dos sensores da ogiva utilizando-se o anel padrão Tesa e o ajuste do campo de visualização na coluna E4N, somente após esta aferição e ajuste eram realizadas as verificações dos diâmetros dos furos nos corpos de prova CP2. Isto para cada ensaio efetuado.

Após análise das variações dos valores registrados dos desvios verificou-se que os mesmos ficaram dentro da faixa da tolerância IT-10 e IT-11 da norma ISO, o que está dentro das expectativas para este tipo de usinagem. Os valores encontrados para o desvio padrão (σ) no diâmetro inicial e final respectivamente foram:

- 7,6 μm e 11,5 μm na usinagem sem fluido de corte (todos os ensaios válidos).
- 25,7 μm e 25,5 μm na usinagem com óleo emulsionável (três ensaios)
- 13,9 μm e 13 μm na usinagem com MQL -20 ml/h (dois ensaios).

Na Figura 6.10 são indicados os resultados das medições dos desvios do diâmetro inicial realizadas nos corpos de prova CP2. Pode-se verificar que no caso dos ensaios com fluido de corte emulsionado foram obtidos furos com um valor médio mais aproximado do valor nominal explicado pelo menor aquecimento do material e da ferramenta em relação aos ensaios sem fluido de corte e com MQL, mas também constatou-se o maior desvio padrão ($\sigma = 25,7$). Para os ensaios sem fluido de corte achou-se o menor desvio padrão ($\sigma = 7,6$) e um diâmetro médio (9,969 mm) situado entre o valor do diâmetro médio para os ensaios com fluido de corte emulsionado (9,975 mm) e os ensaios com MQL (9,956 mm). Constatou-se também, uma dispersão maior de valores nos ensaios com fluido de corte emulsionado em relação aos ensaios sem fluido de corte e com MQL. Os ensaios com MQL apresentaram o menor diâmetro médio, um desvio padrão intermediário ($\sigma = 13,9$) e a menor faixa de dispersão.

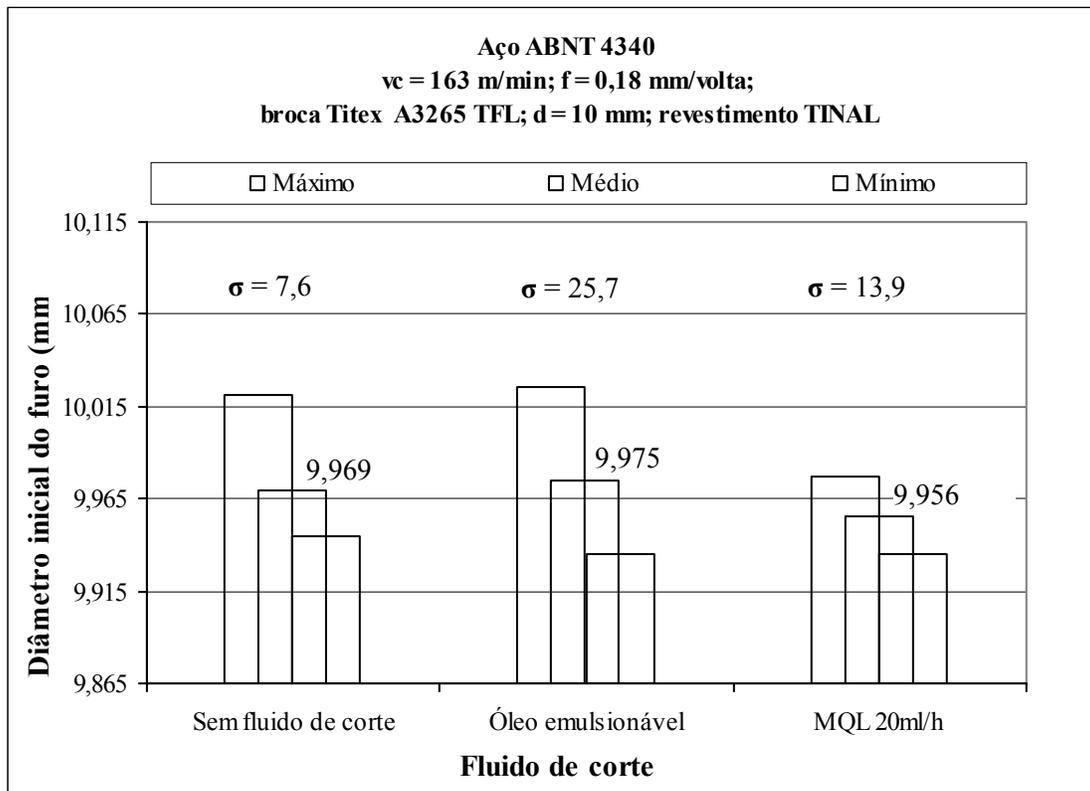


Figura 6.10 - Variação do diâmetro inicial do furo para as diferentes condições de lubrificação.

Na Figura 6.11 podem-se observar os resultados das medições realizadas no diâmetro final dos corpos de prova. Para os ensaios sem fluido de corte, nota-se uma variação do desvio padrão para um valor mais elevado ($\sigma = 11,45$) em relação ao desvio padrão do diâmetro inicial ($\sigma = 7,6$) explicado pelo maior aquecimento do material em função do maior atrito no fim do furo em comparação com os ensaios com fluido de corte emulsionado e com MQL, nos quais, com ligeiras variações, o comportamento das medições realizadas em relação ao desvio padrão valor médio do diâmetro e faixa de dispersão é muito similar aos verificados nos resultados do diâmetro inicial.

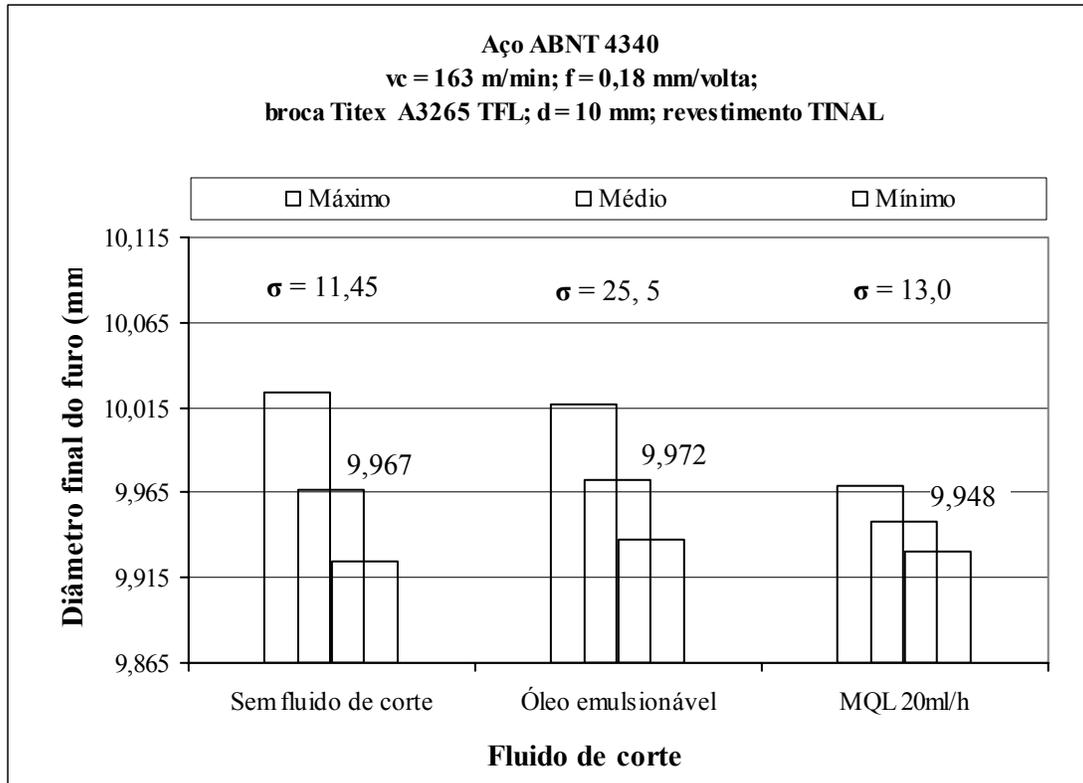


Figura 6.11 - Variação do diâmetro final do furo para as diferentes condições de lubrificação.

Novaski (1994) define a capacidade (CP) de um processo de fabricação como sendo a relação entre a tolerância dimensional especificada para o produto e a dispersão encontrada para a fabricação do mesmo. Considerando-se que uma amostra significativa de uma variável de interesse (dimensão do furo) esteja normalmente distribuída, esta dispersão corresponde a seis vezes o desvio padrão (σ) da amostra, ou seja, $CP = (\phi_{\text{máx}} - \phi_{\text{mín}})/6\sigma$. A capacidade (Cpk) é o mínimo valor encontrado no cálculo de $[(\phi_{\text{máx}} - \phi_{\text{med}})/3\sigma]$ e $[(\phi_{\text{med}} - \phi_{\text{mín}})/3\sigma]$. Um processo é considerado capaz quando, pela teoria de controle estatístico do processo, ambos os índices acima forem maiores que a unidade.

A seguir, como amostra das medições dos desvios dos diâmetros inicial e final dos ensaios realizados sem o uso de fluido de corte, é apresentada análise do ensaio 13 contendo os resultados medidos e calculados para esses diâmetros. Na Tabela 6.4 pode ser verificado que as dimensões médias (D_{med}) foram iguais a 9,960 mm e 9,947 mm para o início e final dos furos respectivamente. As máximas variações dimensionais encontradas para os furos, nas duas posições de medida, foram 26 μm e 35 μm respectivamente (IT9 - 36 μm).

Se os resultados representassem uma distribuição normal, para o desvio padrão de $\sigma = 0,007$ mm e um valor de CP = 1 seria obtida uma tolerância para o diâmetro do furo, próximo ao início de seu comprimento, compreendido no intervalo de 42 μ m e, também, uma variação máxima de desvio de diâmetro igual a 54 μ m (valores menores que a tolerância equivalente a ISO - IT10 - 58 μ m). Esses valores são maiores do que aqueles obtidos nas medições. No final do comprimento para um desvio padrão de 0,011 e um valor de CP = 1 teríamos uma tolerância para o diâmetro do furo próximo do fim do seu comprimento, compreendido no intervalo de 66 μ m (ISO IT11 - 90 μ m). Esses valores são maiores do que aqueles obtidos nas medições.

Os resultados obtidos na análise mostram o já indicado anteriormente em relação aos desvios verificados nos ensaios sem fluido de corte os quais se situam dentro da faixa da tolerância IT-10 e IT-11 da norma ISO.

Tabela 6.4 - Dimensões para os furos do ensaio 13 (sem fluido de corte)

Furos	D _i _{min} (mm)	D _i _{máx} (mm)	D _i _{med} (mm)	desvio	D _f _{min} (mm)	D _f _{máx} (mm)	D _f _{med} (mm)	desvio
1	9,958	9,974	9,966	0,016	9,954	9,975	9,965	0,021
2	9,956	9,986	9,971	0,030	9,950	9,975	9,963	0,025
3	9,954	9,976	9,965	0,022	9,949	9,985	9,967	0,036
4	9,957	9,977	9,967	0,020	9,945	9,990	9,968	0,045
5	9,953	9,987	9,970	0,034	9,945	9,995	9,970	0,050
6	9,958	9,988	9,973	0,030	9,944	9,990	9,967	0,046
7	9,958	9,980	9,969	0,022	9,942	9,991	9,967	0,049
8	9,954	9,986	9,970	0,032	9,948	9,995	9,972	0,047
9	9,955	9,985	9,970	0,030	9,946	9,990	9,968	0,044
10	9,962	9,994	9,978	0,032	9,949	9,994	9,972	0,045
11	9,963	9,997	9,980	0,034	9,950	10,003	9,977	0,053
12	9,958	10,006	9,982	0,048	9,952	9,998	9,975	0,046
13	9,955	10,005	9,980	0,050	9,940	9,974	9,957	0,034
14	9,950	10,002	9,976	0,052	9,935	9,994	9,965	0,059
15	9,952	10,006	9,979	0,054	9,932	9,974	9,953	0,042
16	9,950	10,004	9,977	0,054	9,930	9,986	9,958	0,056
17	9,965	10,001	9,983	0,036	9,945	10,005	9,975	0,060
18	9,966	9,994	9,980	0,028	9,960	9,995	9,978	0,035
19	9,961	9,991	9,976	0,030	9,942	9,995	9,969	0,053
20	9,952	9,996	9,974	0,044	9,933	9,991	9,962	0,058
21	9,965	9,997	9,981	0,032	9,935	9,982	9,959	0,047
22	9,967	10,001	9,984	0,034	9,931	9,986	9,959	0,055
23	9,951	9,999	9,975	0,048	9,930	9,996	9,963	0,066
24	9,956	10,004	9,980	0,048	9,932	9,994	9,963	0,062
25	9,957	9,999	9,978	0,042	9,935	9,993	9,964	0,058
26	9,969	9,999	9,984	0,030	9,959	9,995	9,977	0,036
27	9,965	10,001	9,983	0,036	9,959	9,993	9,976	0,034

28	9,967	10,001	9,984	0,034	9,965	9,999	9,982	0,034
29	9,965	9,999	9,982	0,034	9,964	9,994	9,979	0,030
30	9,965	9,999	9,982	0,034	9,958	10,005	9,982	0,047
31	9,975	10,003	9,989	0,028	9,965	10,008	9,988	0,043
32	9,976	10,010	9,993	0,034	9,963	10,006	9,985	0,043
33	9,970	10,004	9,987	0,034	9,964	10,003	9,984	0,039
Média	9,960	9,995	9,978	0,035	9,947	9,992	9,970	0,045
σ	0,007	0,010	0,007	0,010	0,011	0,009	0,009	0,011
Mínimo	9,950	9,974	9,965	0,016	9,930	9,974	9,953	0,021
Máximo	9,976	10,010	9,993	0,054	9,965	10,008	9,988	0,066
Tolerância	0,026				0,035			

6.4.8 Integridade superficial dos furos

Durante a usinagem com velocidades iguais ou maiores que 155 m/min, nos ensaios sem fluido de corte foi observado um aquecimento exagerado tanto da broca (aquecida ao rubro), quanto do furo ("queima" do material). Apesar destas condições não serem desejáveis, na prática as brocas mostraram excelente desempenho e vida relativamente adequadas, considerando-se que tais condições foram extremamente forçadas na busca dos limites das mesmas.

Ensaios com velocidades menores que 155 m/min exigiriam grande volume de material da peça para que os ensaios fossem completados, inviabilizando a pesquisa em laboratório. A metodologia ficaria mais bem empregada em ambiente fabril, com a determinação de x e K de Taylor diretamente na produção de furos.

Em trabalho apresentado no Congresso de Praga por Lima et al., (2001) foi efetuada pesquisa sobre o comportamento da zona afetada pelo calor nos corpos de prova CP1 e CP2 do ensaio 2, realizado na velocidade de referência $v_{m\text{xp}} = 163$ m/min. Na análise dos corpos de prova verificou-se a existência de uma zona afetada pelo calor (ZTA) da ordem de $6\mu\text{m}$ até $68\mu\text{m}$ com estrutura martensítica. Ocorreram ainda outros tipos de influências sobre a camada sub-superficial das amostras, tais como deformações determinadas pela orientação da microestrutura na direção da extração do material (movimento da broca); essas ocorrências foram detectadas através da medição da microdureza Vickers (HV), e através da análise das imagens de fotografias.

O aparecimento da camada afetada pode ser explicado pela ocorrência de atritos entre o corpo da broca e a parede do furo, o que provoca um esmagamento da superfície usinada e causa a formação de uma camada deformada na estrutura sub-superficial do furo. Esse, entretanto, deve ser o fator menos predominante para a formação da camada afetada, mas deve ser uma das razões para a tendência da queda da rugosidade observada, ligada ao comprimento de avanço L_f . O maior fator predominante para a formação da camada afetada é o aquecimento gerado pelo atrito da ferramenta e o cavaco na peça que, conforme já indicado anteriormente, faz com que a broca fique ao rubro com mais intensidade quanto maior é o desgaste da mesma.

Na Figura 6.12 é mostrado o comportamento da zona termicamente afetada em μm em relação ao comprimento de avanço L_f ; como pode ser verificado, existe uma tendência de crescimento bem definida em função do aumento do comprimento de avanço e o desgaste da ferramenta.

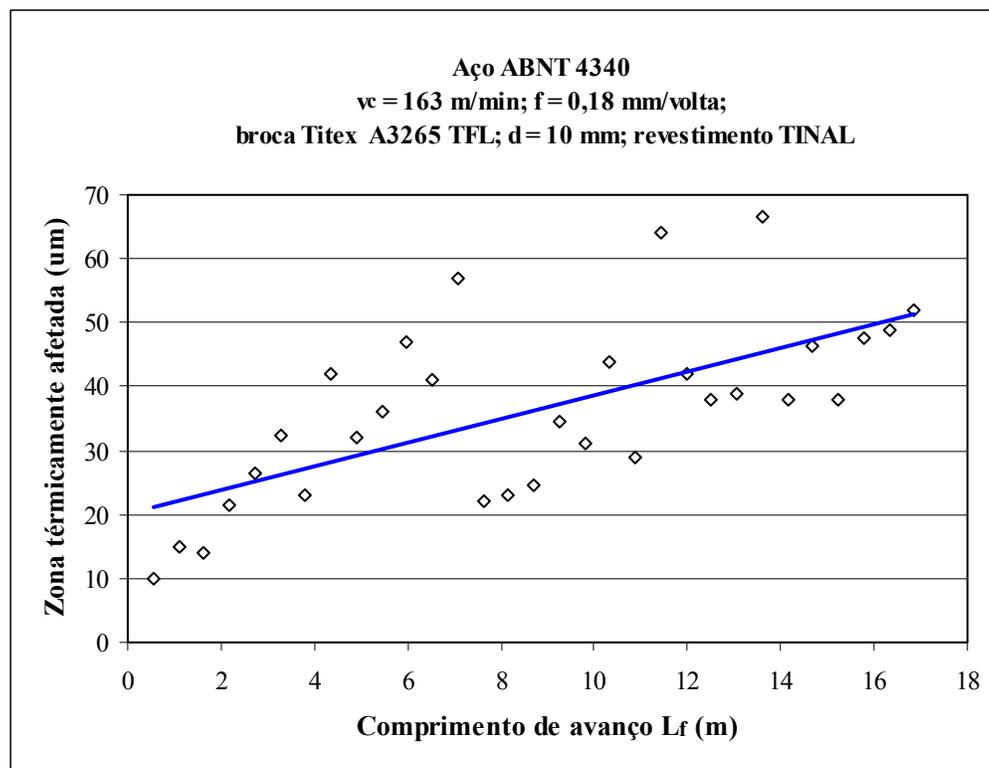


Figura 6.12 - Comportamento da zona termicamente afetada em relação ao comprimento de avanço L_f .

Na Figura 6.13 pode ser observada a variação do valor máximo da dureza Vickers (HV) na amostra de cada furo analisado dos corpos de prova do ensaio 2 em relação ao comprimento de avanço L_f e a tendência de crescimento da dureza como consequência da influência do aumento da temperatura, atrito modificação da forma do cavaco e desgaste da ferramenta.

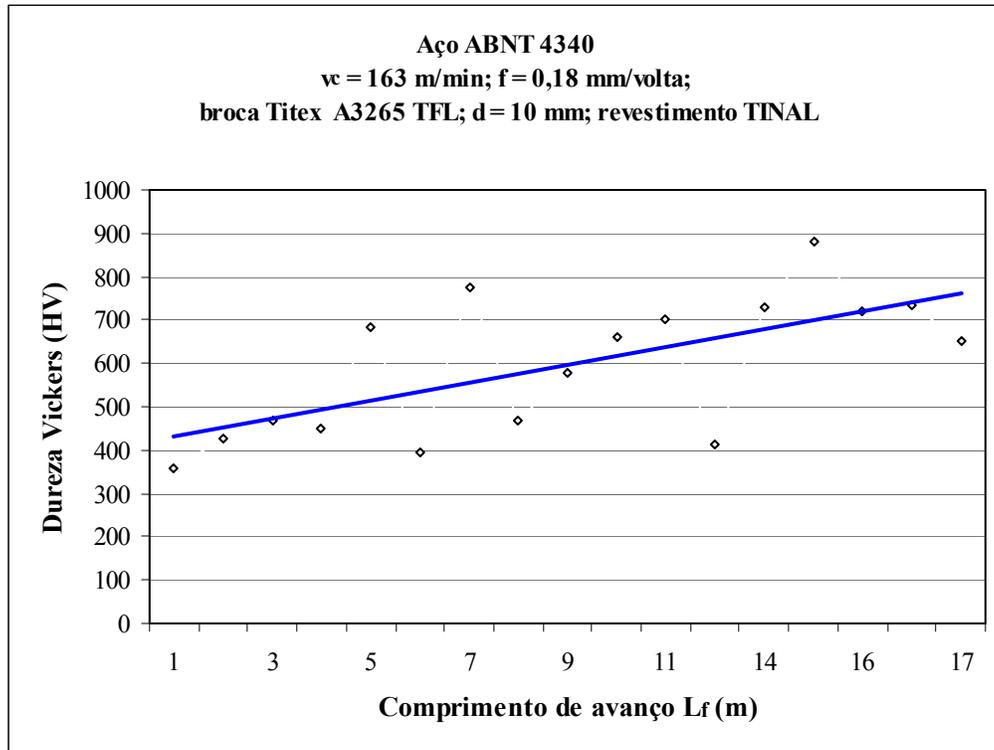
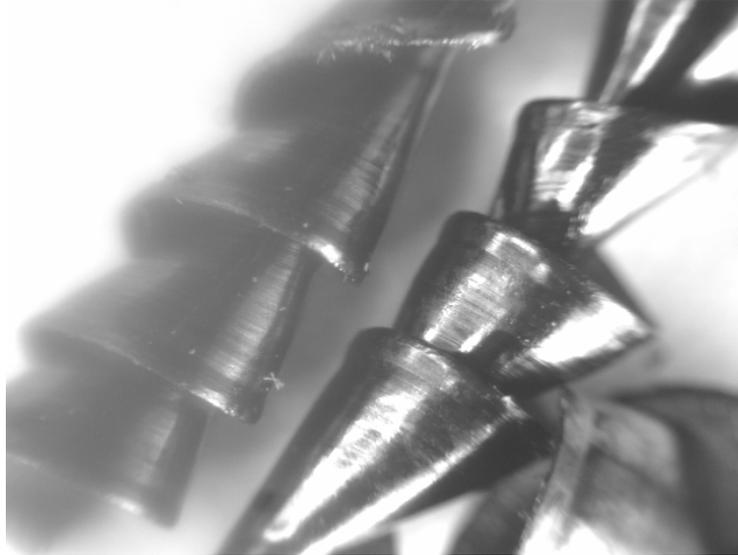


Figura 6.13 - Comportamento do máximo valor da dureza (HV) por amostra em relação ao comprimento de avanço L_f .

Além disso, em função do desgaste da broca, existe uma mudança na formação do cavaco, que passa a ter características diferenciadas tanto dimensionalmente, quanto no tempo de remoção total do mesmo. Isso facilita a aderência do material (cavaco) na broca; daí então, este material aderido passa a trabalhar como parte da broca contribuindo na deformação da parede do furo, no aumento da zona termicamente afetada e na dureza verificada. Nas fotografias apresentadas na Figura 6.14a pode ser vista a forma do cavaco no início do ensaio, a qual apresenta uma forma típica em espiral; esta forma permanece mudando o comprimento à medida que o comprimento de avanço aumenta. A Figura 6.14b mostra a forma do cavaco: quando o

desgaste da ferramenta cresce a forma do cavaco se altera de forma progressiva até chegar a apresentar a forma de fitas e cavacos espirais alongados e completamente deformados.

a



b



Figura 6.14 – Forma dos cavacos **a)** no início e **b)** no fim dos ensaios sem fluido de corte.

A figura 6.15 mostra uma fotografia da zona termicamente afetada e de seu respectivo gráfico de dureza (HV). Pode-se verificar o comportamento da variação da dureza (HV) em relação a superfície e sub-superfície da amostra e a estabilização do valor da dureza quando a camada afetada deixa de existir.

Verifica-se na parte mais clara, que corresponde à zona termicamente afetada, o valor mais elevado da dureza; na região em que a fotografia mostra a microestrutura sem deformação, a partir de aproximadamente 50 μm de profundidade, a dureza tende a cair rapidamente. A região intermediária (entre 45 e 50 μm) apresenta uma pequena queda da dureza (HV), mantendo ainda valores elevados como consequência da deformação dos grãos da estrutura do material.

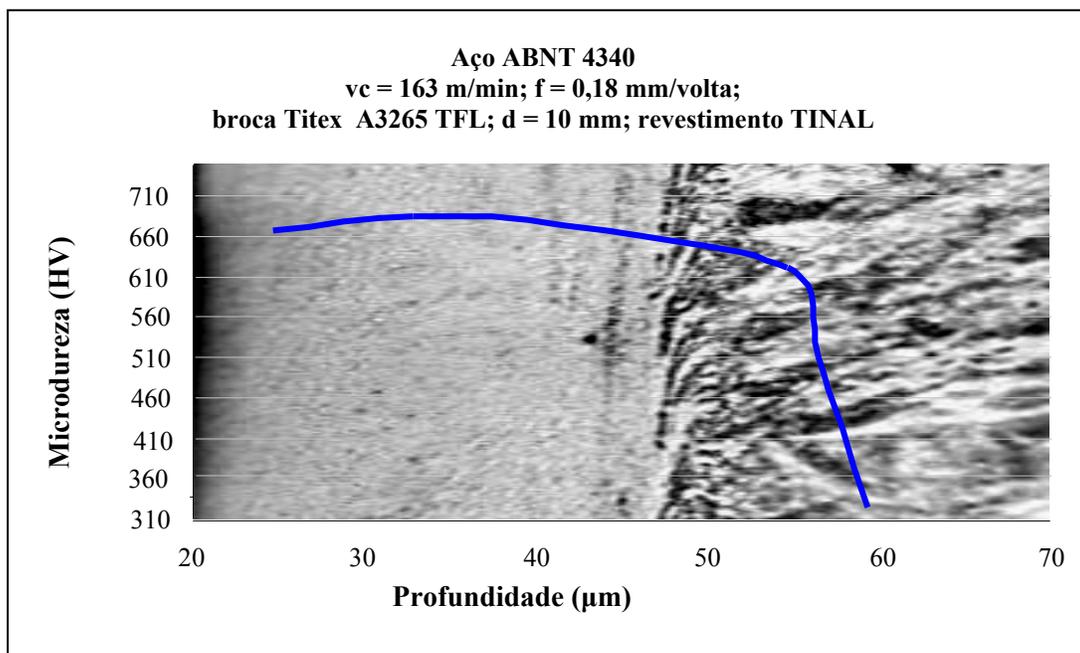


Figura 6.15 – Variação da dureza (HV) na zona termicamente afetada e zona intermediária.

Nas Figuras 6.16 e 6.17 são mostradas fotografias nas quais pode-se observar a evolução da espessura da zona afetada termicamente com estrutura martensítica em função do aumento da quantidade de furos realizados (comprimento de avanço), e a orientação da estrutura na direção da extração do material (movimento da broca)

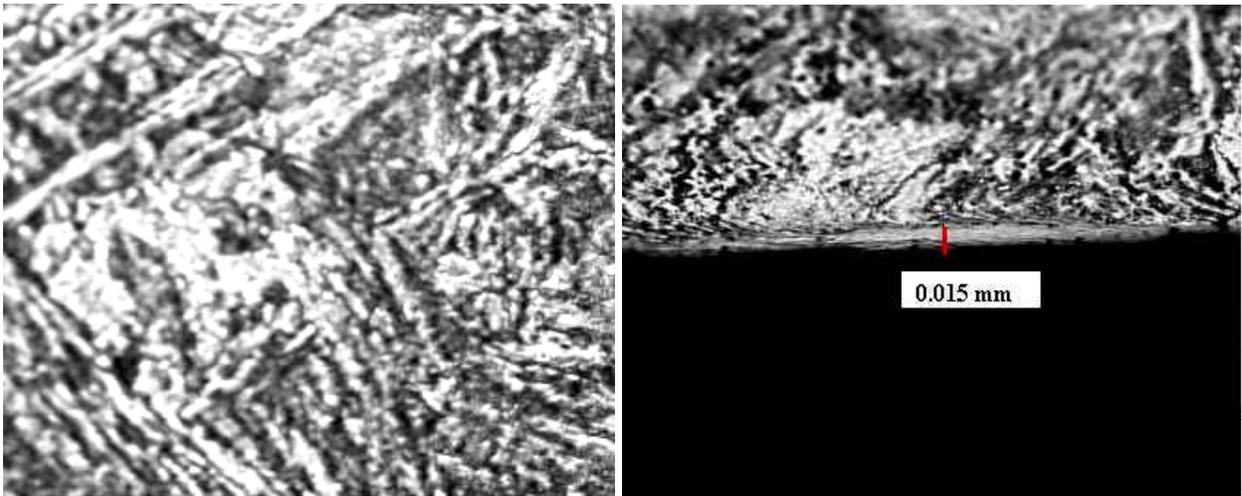


Figura 6.16 – Estado inicial da estrutura do material e após usinagem de 48 furos no ensaio 2.

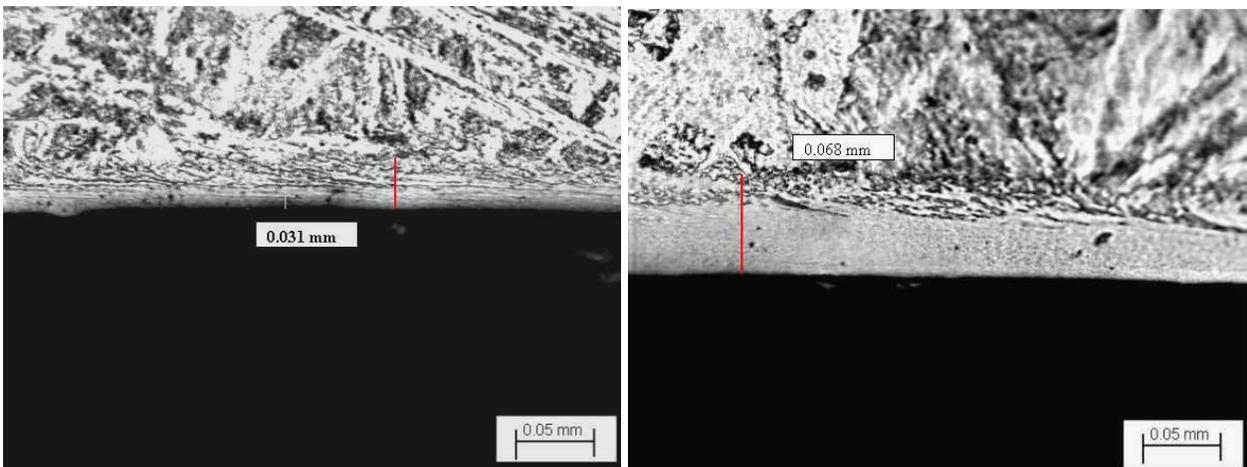


Figura 6.17 –Estrutura do material nos furos 144 e 464 do ensaio 2.

De acordo com os resultados obtidos nos ensaios, faz-se necessária a realização de um estudo prévio a respeito da aplicação da peça furada, para o desenvolvimento de um processo de otimização dos parâmetros de usinagem direcionado, com a finalidade de não prejudicar o desempenho de atuação da mesma, mesmo que seja através de processo de alívio de tensões.

6.5. Análises de produtividade

É mostrada na tabela 6.3 uma análise de tempos e custos de usinagem. Para tanto, utilizam-se os modelos de tempos e custos exclusivos de usinagem Equação 6.1 e 6.2 (Ferraresi, 1977).

$$t_t = t_c + t_i + \left(\frac{t_c}{T} - \frac{1}{Z} \right) t_{ft} \quad (6.1)$$

$$C_p = t_t \frac{(S_h + S_m)}{60} + \frac{t_c}{T} C_{ft} \quad (6.2)$$

O lote de 20.000 furos para efeito de simulação foi estimado. Em se tratando de uma operação simples, com tempo de corte pequeno, tem-se uma grande influência dos tempos improdutivos no tempo de fabricação do furo (t_t).

São comparados os dados fornecidos pelo fabricante da ferramenta com os dados determinados neste trabalho, utilizando-se apenas os valores para a condição de máxima produção:

É importante salientar que:

1. Os dados do fabricante são provavelmente estabelecidos para uma condição pouco forçada da usinagem. Visa, portanto, a maior vida possível da ferramenta para uma condição de boa qualidade do furo, mesmo para uma operação típica de desgaste.
2. Os valores determinados neste trabalho, para a condição de máxima produção, buscam os limites da ferramenta. Observa-se que foi possível aumentar a produção de furos em 177%.
3. A condição de mínimo custo não foi possível de ser considerada, pois, o valor da velocidade de mínimo custo calculada a partir dos dados de ensaio, resultou em 105 m/min. Este valor está fora do intervalo de validade de (x) e (K) de Taylor [155-175] m/min. Para estabelecer tal comparação, seriam necessários outros ensaios com valores de velocidades mais baixos de modo a garantir que a velocidade de mínimo custo estivesse situada dentro do intervalo de sua determinação.
4. O custo de usinagem por furo na tabela 6.3 é 150% maior para as condições ensaiadas quando comparado com o custo do fabricante. Deve-se ressaltar que os dados ensaiados

são de máxima produção e portanto, naturalmente geram custos maiores do que aqueles em condições operacionais normais. Além disso, a máxima produção tem um custo maior que pode ser plenamente justificável em caso de gargalos de produção.

Tabela 6.3 - Tempos e produção horária.

Item	Velocidade Recomendada pelo Fabricante	Velocidade de Máxima Produção V_{mxp}
Velocidade de corte (m/min)	70	163
Rotação (rpm)	2228	5188
Velocidade de avanço (mm/min)	401	934
Tempo de corte t_c (min)	0,0798	0,0343
Tempos improdutivos t_i (min)	0,0200	0,0200
Tempo de troca ferramenta t_{ft} (min)	1,5	1,5
Vida da ferramenta T (min)	99,75	18,84
Número de furos envolvidos Z	20.000	20.000
Tempo de fabricação/peça t_t (min)	0,1010	0,0569
Custo do operador S_h (R\$/hora)	12	12
Custo da máquina S_m (R\$/hora)	45	45
Custo da ferramenta/vida C_{ft} (R\$)	146	146
Custo de usinagem/furo C_p (R\$)	0,2128	0,3198
Produção horária P_h (furos/h)	594	1054

Capítulo 7

Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros

7.1 Conclusões

Em função dos resultados obtidos nos ensaios de furação realizados com brocas de metal duro P40 e diâmetro nominal de 10mm, com revestimento TINAL FUTURA modelo A3265 TFL da TITEX, em aço liga ABNT 4340, pode-se concluir que:

- ⇒ A metodologia empregada para a obtenção da v_{mxp} e v_o mostrou-se adequada nos ensaios realizados para esta finalidade sem o uso de fluido de corte;
- ⇒ Nos ensaios sem fluido de corte, a ferramenta submetida às condições limites apresentou vida reduzida, se comparada às condições de corte normalmente utilizadas na prática do processo;
- ⇒ A força de avanço mostrou um crescimento contínuo e estável, indicando ser o melhor parâmetro para acompanhamento do desgaste e definição do fim de vida da ferramenta, em todos os ensaios, sem e com fluido de corte;
- ⇒ O valor médio de rugosidade (R_a) obtido nos ensaios sem fluido de corte foi da ordem de 1,46 contra 1,23 e 1,08 dos ensaios com fluido de corte emulsionado e MQL respectivamente, mostrando as possibilidades do processo sem fluido de corte;
- ⇒ A variação dimensional dos furos para os ensaios sem fluido de corte se situam entre IT10 e IT11 da norma ISO, isto é, dentro das expectativas para este tipo de usinagem;

- ⇒ Durante boa parte da furação sem fluido de corte o tipo e a forma do cavaco não comprometeu o processo, mas com o aumento do desgaste a forma do cavaco tornou-se alongada enroscando-se na própria broca, comprometendo a qualidade dos furos e a vida da broca;
- ⇒ Foi constatada uma melhor performance do uso da MQL em relação a lubrificação com fluido de corte emulsionado em relação à: força de avanço, potência de corte, rugosidade e desvios dimensionais dos furos;
- ⇒ Para a prática da furação sem fluido de corte preconizada neste trabalho, faz-se necessário, o estudo prévio da aplicação da peça para o desenvolvimento de processo de otimização e dos parâmetros de usinagem objetivando a obtenção de melhor produtividade dentro da qualidade requerida;
- ⇒ Ficou evidenciado que as recomendações de catálogo do fabricante são conservadoras, e que através de ensaios prévios em ambiente industrial seria possível otimizar a produção com o uso da v_{mxp} (controle de gargalos de produção) ou a v_o , (controle de mínimo custo), para os ensaios sem fluido de corte, o que poderia com maior ênfase ser realizado em ensaios com fluido de corte.

7.2 Sugestões para Trabalhos Futuros

A fim de prosseguir com outros trabalhos sobre usinagem sem fluido de corte sugerem-se alguns temas:

- ⇒ Comparar os resultados obtidos de furação sem fluido de corte da liga ABNT 4340, com outros resultados de ligas de características similares;
- ⇒ Realização de ensaios usando a mesma metodologia e brocas com outros revestimentos como por exemplo: TiAlON e sólidos utilizando a mesma liga ABNT 4340;
- ⇒ Realização de ensaios de furação sem fluido de corte com outros materiais e ferramentas;
- ⇒ Realização de ensaios sem fluido de corte aplicando metodologia similar a outros processos de usinagem.

Referências Bibliográficas

- Afanasyev, S. N.; Kovalev, A. I.; Rabinovich, G. S. F. Characteristic features of wear in tools made of high speed steels with surface engineered coatings. *Wear*, n. 201, p. 38-44, 1966.
- Agostinho, O. L. et al. *Princípios de Engenharia de Fabricação Mecânica: Tolerâncias, Ajustes, Desvios e Análise de Dimensões*. São Paulo: Editora Edgar Blücher Ltda, 6ª reimpressão, 1995.
- Apple, C. A. The Relationship between Inclusions and the Machinability of Steel. *Mechanical Working and Steel Processing Proceedings*, 1989.
- Armarego, E. J. A.; Brown, R. H. *The Machining of Metals*. New Jersey. Prentice Hall, p. 2-9 e 96-119, 1967.
- Associação Brasileira de Normas Técnicas, NBR 06176. Brocas helicoidais. Terminologia. Rio de Janeiro, 3p, 1977.
- Ball, A. A Survey of Metalworking Fluid Mist in Manufacturing Plants. *Lubrication Engineering, Park Ridge, Illinois*, v. 53, n. 9, p.18-22, September, 1997.
- Bennett, E. O. *Dermatitis in Machinists: Causes and Solutions*. Angleton, USA: Biotech Publishing, 240p., 1993.

- Ber, A. Relationship between Thermal Properties and Flank Wear of Cemented Carbide Tools. *CIRP Annals*, v. 21-1, p. 21-22, 1972.
- Ber, A. The Effect of Abrasion and Thermal Properties of the Cemented Carbide Cutting Tool Grade on the Flank Wear Characteristics. *ASME Transaction Journal of Engineering for Industry*, v. 956, p. 794-79, August 1973.
- Ber, A.; Goldblatt, M. Influence of the Temperature Gradient on the Wear in Turning Tools. *CIRP Annals* v. 38/1, p. 69-73, August 1989.
- Bersenkowitsch, H. Medidas de segurança no manuseio de agentes refrigerantes. *Máquinas e Metais*, São Paulo, n. 409, p.24-33, fevereiro 2000.
- Booser, E. R. - Handbook of Lubrication - *Theory and Practice of Tribology*. v. II. 6ªEd., p. 335-379, 1988.
- Braga, D. U. *A Técnica de Mínima Quantidade de Fluido de Corte Aplicada no Processo de Furação de uma Liga de Alumínio-Silício*. Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2001, 178p. Tese (Doutorado).
- Braga, D. U.; Diniz A. E.; Coppini, N. L.; Miranda, G.W.A. Performance do Processo de Furação de Liga de Alumínio Silício Utilizando a Técnica de Mínima Lubrificação por Névoa. *XV COBEM*, Anais em CD, Águas de Lindóia. Novembro de 1999. 10p
- Braga, D. U.; Diniz A. E.; Coppini, N. L.; Miranda, G.W.A., Furação de Liga de Alumínio Silício utilizando Lubrificação por Névoa. *Máquinas e Metais*, v. 413, pp.104-115, junho 2000.
- Brinksmeier, E.; Kröning, R. Generation and Properties in Cutting Hardened Steel. *Proceedings of 7th International Conference on Metrology and Properties of Engineering Surfaces*. Göteborg, p. 445-451, 2nd~4th April 1997.

- Budinski, G. K. Needs and applications in precision measurement and monitoring of wear. *Journal of Testing and Evaluation*, v. 25, n.2, p. 226-132, 1997.
- Budinski, G. K. The wear resistance of diffusion treated surfaces. *Wear*, n. 162, p. 757-762, 1993.
- Byrne, G. Usinagem em Ambiente Limpo: Não se Trata Apenas de uma Questão de Higiene. *Máquinas e Metais*, São Paulo, n. 363, p.66-80, abril 1996.
- Cook, N. H. Tool wear and tool life. *Journal of Engineering for Industry*, November, p. 931-938, 1973.
- Coppini, N.L.; Vilella, R.C. Cutting Conditions Optimization in Manufacturing Cells, *Proceedings of the First Brazilian Symposium in Machining Technology*, p. 17/01 - 17/20, São Paulo, Brazil, March 1989.
- Coromant, Sandvik. *Modern Metal Cutting - a practical handbook*. Sandvik Coromant, Technical editorial dept., Sweden, 1994.
- Cselle, T. New directions in drilling. *Manufacturing Engineering*, v.115, n2, p. 77-80, August 1995.
- Cselle, T.; Barimani, A. Today's applications and future developments of coatings for drilling and rotating cutting tools. *Surface and Coatings Technology*, v. 76-77, p.712-718, 1995.
- Da Silva, E. J.; Bianchi, E. C. Procedimentos Padrão para o Uso Correto de Fluidos de Corte. *Máquinas e Metais*. São Paulo. p. 30-37, Março 2000.
- Daniel, C. M.; Olson, W. W.; Sutherland, J. W. Research Advances in Dry and Semi-dry Machining. Desing for Environmentally Safe Automotive Products and Process – *SAE – Special Publications*, v. 1263, p. 17-26, 1997.

- Dearnley, P. A. Rank and flank wear mechanisms of coated and uncoated cemented carbides. *Journal of Engineering Materials and Technology*, v. 107, p. 68-82, 1985.
- Dempsey, C. R.; Opelet, E. T. *Incineração de Resíduos Pertigosos: Uma Revisão Crítica Atualizada*. CETESB, São Paulo, 80p, 1996.
- Derflinger, V.; Brändle, H.; Zimmermann, H. New hard/lubricant coating for dry machining. *Surface and Coatings Technology*, v. 113, p. 286-292, 1999.
- Deutsches Institut für Normung, DIN 4760. *Gestaltabchungen. Begriffe. Ordnungssysteme*. Berlin, 2p., 1982.
- Deutsches Institut für Normung, DIN 1836. *Anwendungsgebiete der Werkzeugentypen N, H und W.*, Berlin, 1977.
- Deutsches Institut für Normung, DIN 1412. *Spiralboher Begriffe*. Berlin, 1p., 1977.
- Deutsches Institut für Normung, DIN 1414. *Spiralboher aus Schenellarbeitsstahl*, Berlin, 1977.
- Dias, A. M. *Avaliação Ambiental de Fluidos de Corte utilizados em Processos Convencionais de Usinagem*. Dissertação de Mestrado UFSC, novembro de 2000.
- Dick, R. M.; Foltz, G. J. Os fluidos usados na transformação de metais têm de ser bem gerenciados. *Máquinas e Metais*, São Paulo, n.380, p. 34-50, setembro 1997.
- Diniz, A.E.; Marcondes, F.C.; Coppini, N.L. - *Tecnologia da Usinagem dos Materiais*. MM Editora. São Paulo. 242 p, 1999.
- Drozda, T. J.; Wick, C. *Tool and Manufacturing Engineers Handbook - Machining*. v.1, 4-ed., 1983.
- Dunlap, C., Shoul you try dry? *Cutting tool engineering*, v. 49, n. 1, p. 22-23, February 1997.

- Eckard, A., D. Formulation of Soluble Oil with Synthetic and Petroleum Sulfonates. *Lubrication Engineering, Park Ridge, Illinois*, v.53, n.6, p.17-22, jun. 1997.
- Edwards, R. - *Cutting Tools*. The Institute of Materials. London. The University Press, Cambridge. 200p, 1993.
- El Baradie, M., A. Cutting Fluids: Part II. Recycling and Clean Machining. *Journal of Materials Processing Technology*, Dublin, n. 56, p. 798-806, 1996.
- El Baradie, M., A. Cutting Fluids: Part I. Characterisation. *Journal of Materials Processing Technology*, Dublin, n. 56, p. 786-797, 1996.
- Fang, X. D. Experimental investigation of overall machining performance with overall progressive tool wear at different tool faces. *Wear*, n. 173, p. 171-178, 1994.
- Ferraresi, D. *Fundamentos da usinagem dos metais*. São Paulo: Ed. Edgard Blucher Ltda., 751p., 1977.
- Ferraresi, D. *Usinagem dos Metais*. São Paulo, ABM, 1972.
- Fisher, T., S., et al. Dioxins and Furans Urban Runoff. *Journal of Environmental Engineering*, Reston, USA, v.125, n.2, p.185-191, Feb., 1999.
- Fox, V.; Jones, A.; Renevier, N. M.; Tier, D. G. Hard lubricating coatings for cutting and forming tools and mechanicals components. *Surface Coatings & Technology*, v. 125, p. 347-353, 2000.
- Ganier, M. Reciclar, Eliminar e Valorizar Fluidos e Resíduos de Corte. *Máquinas e Metais*. n. 314, p. 28-31, março 1992.

- Goyan, R. L., et al. Biodegradable Lubricants. *Lubrication Engineering, Park Ridge, Illinois*, v. 54, n,7, p.10-17, jul. 1998.
- Granger, C. Dry machining's double benefit. *Machinery and Production Engineering*, v.152, p.14-20, June 1994.
- Gu, R. J. et al. Tool life and wear mechanism of uncoated and coated milling inserts. *Wear*, n. 225-229, p. 273-284, 1999.
- Habig, K. H.; Méier zu Köcker, G. Possibilities of model wear testing for the preselection of hard coatings for cutting tools. *Surface Coating Technology*, v. 62, p. 428-437, 1993.
- Hamann, J. C.; Grolleau, V.; Le Maitre, F. Machinability Improvement of Steels at High Cutting Speeds - Study of Tool Material Interaction. *CIRP Annals*, v. 45/11, 1996.
- Heine, H. J. Dry machining - A promising option. *American Machinist*, p.92-94, August 1997.
- Heisel, U.; Lutz, M. Pesquisa de fluido de refrigeração e de lubrificação, *Máquinas e Metais*, p. 40-49, maio 1998.
- Heisel, U.; Lutz, M.; Spath, D.; Wassmer, R.; Walter, U. Application of Minimum Quantity Cooling Lubrication Technology in Cutting Process. *Production Engineering* v. II/i, p. 49-54, 1994.
- Helistö, P.; Heile, A. S.; Pietikäinen, J. Interface Phenomena between Oxide Layers and Cemented Carbide Tools. *Wear*, 139/90, 1990.
- Hong, H., et al. Evaluation of Overbased Sulfonates as Extreme Pressure Additives in Metalworking Fluids - Part II: Lithium and Potassium Overbased Sulfonates. *Lubrication Engineering, Park Ridge, Illinois*, v.51, n. 2, p.147-150, February 1995.

- Hyatt(A), G. High-Speed, Dry machining can cut cycle times and cost. *Manufacturing Engineering*, v. 119, n. 3, p. 82-87, September 1997.
- Hyatt(B), G. Getting into Dry machining. *Manufacturing Engineering*, v. 119, n. 3, 1997.
- Ikeda, T.; Satoh, H. Phase formation and characterization of hard coatings in the Ti-Al-N system prepared by cathodic arc ion plating method. *Thin Solid Films*, v. 195 p. 99-110, 1991.
- Jareo, J. E.; Bradbury J. Tool Coating for Dry Machining Conditions. *Modern Machine Shop*, p. 212-216, March 1999.
- Kaiser, O. PVD – Beschichtungen schützen Werkzeug und Schmelze. *Kunststoffe*, v. 85, p. 898-904, 1995.
- Klocke, F.; Eisenblätter, G. Presented at the Opening Session Dry Cutting *CIRP Annals*, v. 46 (2), p. 519-526, 1997.
- Klocke, F.; Eisenblätter, G. Trockenbohren und Feinbohren in Stahl. In; Trockenbearbeitung prismatischer Teile. Hrsg.; Bartl, R., *Wissenschaftliche Berichte FZKA-PFT 177*, p. 159 – 202, 1996.
- Klocke, F.; Krieg, T.; Gerschwiler, K.; Fritsch, R.; Zinkann, V.; Pohls, M.; Eisenblätter, G. Improved Cutting Processes with Adapted Coating Systems. *Laboratory for Machine Tools and Production Engineering*. RWTH, Aachen. 4p., 1998.
- Klocke, F.; Krieg, T. Coated Tools for Metal Cutting – Features and Applications. Keynote Papers, *CIRP Annals* v. 48/2 p. 515-525, 1999.
- Koelsch J. R. Ferramentas de Carbetó.. O Estado da Arte. *Máquinas e Metais*, São Paulo, p.186-201, agosto, 2000.

König, W.; Erinski, D. Machining and Machinability of Aluminium Cast Alloys, *CIRP Annals*, v. 32/2, p. 207-212, 1983.

König, W. - *Fertigungsverfahren: Drehen, Fräsen. Bohren*. Band 1. 3° Ed. VDI-Verlag GmbH. Düsseldorf, 1990.

König, W.; Fritsch, R.; Kammermeier, D. New Approachs to Characterizing the Performance of Coated Cutting Tools. *CIRP Annals*, v. 41/1, p. 49-54, 1992.

König, W.; Rummenhöller, S. As Indústrias estão tendo que Orientar Ecologicamente seus Processos Produtivos. *Máquinas e Metais*, São Paulo, n. 387, p. 22-29, abril 1998.

Kray, L. R.; Kane, P. T. Studies on Coolant Degradation and Development of a Laboratory Test Method for Predicting Soluble Oil Emulsion Oxidation Stability. *Lubrication Engineering*. v. 54, p. 15-31, January 1998.

Kustas, F. M.; Fehrehnbacher, L. L.; Komanduri, R. Nanocoatings on cutting tools for dry machining. *CIRP Annals*, v. 46(1), p.39-42, 1997.

Lahres, M.; Muller-Hummel, P.; Doerfel, O. Aplicability of different hard coatings in dry milling aluminium alloys. *Surface and Coatings Technology*, v. 91, p.116-121, 1997.

Lantz, M., A. Chemical and Mechanical Considerations in Reducing Mist - A Case Study. *Lubrication Engineering, Park Ridge, Illinois*, v. 53, n. 9, p. 14-16, September 1997.

Lapides, M., A. Cutting Fluids Expose Metal Workers to the Risk of Occupational Dermatitis. *Occupational Health & Safety, USA*, v. 63, n. 4, p. 82-86, April 1994.

Lenz, E.; Katz, Z.; Ber A. Investigation on the Flank Wear of Cemented Carbide Tools. *ASME Transaction Journal of Engineering for Industry*, v. 98, n. 1, p. 246-250, 1976.

- Lima, A.; Vieira Jr. M.; Coppini. N. L.; Miranda, G. W.A. A Brief Study of Heat Affected Zone (ZTA) Formation in Optimizad Drilling Process. *16th International Conference on Production Research - ICPR-16*, Prague, Czech Republic, 2001.
- Lucke, E. W. Toxicity of Metalworking Fluids: Myths and Reality - *A Chemist's Perspectives. Lubrication Engineering. STLE*. v. 48, p. 425-429, May 1992.
- Lucke, E. W. Health and Safety of Metalworking Fluids. *Lubrication Engineering, Park Ridge, Illinois*, v. 52, n. 8, p. 596-604, Aug. 1996.
- Lugscheider, E.; Knotek, O.; Barimani, C.; Zimmermann, H. Arc PVD-coated tools for modern machining applications. *Surface and Coatings Technology*, v. 94-95, p. 641-646, 1997.
- Machado, A. R.; Diniz, A. E. Corte a seco com mínima quantidade de fluido e com fluido em abundância: Uso, aplicações, vantagens e desvantagens, *Usinagem 2000 - Feira e Congresso*, Anais em CD, 19-14H00-1.pdf, setembro 2000.
- Machado, A. R.; Diniz, A. E. Vantagens e Desvantagens do Uso (ou não) de Fluidos de Corte, *Máquinas e Metais*. São Paulo. p. 134-151, dezembro 2000.
- Machado, A. R.; Wallbank, J. The effect of extremely low lubricant volumes in machining. *Wear*, v. 210, n. 1-2, p. 76 – 82, 1997.
- Machado, R. A.; Silva, M. B. *Usinagem dos Metais*. 4^a versão. Uberlândia: Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem - UFU, p. 180-190, 1999.
- Marano, R. S. et al. Polymer Additives as Mist Suppressants in Metal Cutting Fluids. *Lubrication Engineering, Park Ridge, Illinois*, v. 53, n. 10, p. 25-35, October 1997.
- Mason, F. Usinando a seco ou quase a seco. *Máquinas e Metais*, São Paulo: n. 42, p. 160-173, maio 2001.

- Micheletti, G., F. *Mecanizado por Arranque de Viruta*. 1.ed. Barcelona : Blume, p. 3-13, p.124-130, 1980.
- Mompere, F. J. Usinagem a seco e de materiais endurecidos. *Máquinas e Metais*, São Paulo: n. 410, p. 30-37, março 2000.
- Motta, M., F.; Machado, A., R. Fluidos de Corte: Tipos, Funções, Seleção, Métodos de Aplicação e Manutenção. *Máquinas e Metais*, São Paulo, n. 356, p. 44-56, setembro 1995.
- Nakagawa, H. Mínima quantidade de lubrificação não agride o meio ambiente. *Máquinas e Metais*, São Paulo, n. 415, p. 40-49, agosto 2000.
- Narutaki, N.; Yamane, Y.; Tashima, S.; Kuroki, H. A New Advanced Ceramic for Dry machining. *CIRP Annals*. v. 46/1, p. 43-48, 1997.
- Novaski, O. *Introdução à Engenharia de Fabricação Mecânica*. Editora Edgard Blucher, Cap. III, p. 69-85, 1994.
- Novaski, O. *Determinação das condições econômicas de usinagem através de parâmetros obtidos na empresa*. Faculdade de Engenharia Mecânica da UNICAMP, 103 p. Tese de Doutorado, 1983.
- Novaski, O. *Contribuições ao Processo de Furação com Brocas Helicoidais*. UNICAMP Tese de Livre Docência, 1996.
- Oosterling, J. A. J.; Van Luttervelt, C. A. DrogerVerspanen, *TNO-rapport 97MI-00763/OOS*, 1997.
- Pallerosi, C. A. et al., Durability of Cutting Tools Under True Conditions, *Proceedings of CANCAM 91 -Canadian Congress in Applied Mechanics*, p. 173-175, Canada, 1991.

- Pekelharing, A. J. Build-Up Edge (BUE); Is the Mechanism Understood?. *CIRP Annals*, v. 23/2 p. 207-212, 1974.
- Popke, H.; Emmer, T. H.; Steffenhagen, J. Environmentally Clean Metal Cutting Process - Machining on the Way to Dry Cutting. *Proc Instn Mech Engrs*, Magdeburg, Germany, v. 213, Part B, p.329-332, January 1999.
- Quitmeyer, J. A. Amine Carboxylates: Additives in Metalworking Fluids. *Lubrication Engineering, Park Ridge, Illinois*, v. 52, n. 11, p. 835-838, Nov. 1996.
- Reed, B. H. et al. Treatment of Oil Wastes Using High-Shear Rotary Ultrafiltration. *Journal of Environmental Engineering*, Reston, USA, v. 123, n. 12, p. 1234-1242, 1997.
- Rodrigues, A. C. S. et al. Análise das condições operacionais visando a obtenção das condições de usinagem otimizadas. *7º Seminário de Comando Numérico do Brasil*. São Paulo, 1987.
- Rossmore, H., W. Microbiology of Metalworking Fluids: Deterioration, Disease and Disposal. *Lubrication Engineering, Park Ridge, Illinois*, v. 51, n. 2, p. 113-118, 1995.
- Rubenstein, C. The Torque and Thrust Force in Twist Drilling, I-Theory, II-Comparison of Experimental Observations with Deductions From Theory. *International Journal of Machine Tool and Design Reserch*, v. 31, p. 481-504, 1991.
- Sandvik. *Modern Metal Cutting. A practical Handbook*. ISBN 91-972299-0-3, 840 p, 1ª ed. 1994.
- Scandiffio I. *Uma Contribuição ao Estudo do corte a Seco e ao Corte com Mínima Quantidade de Lubrificante em Torneamento de Aço*. Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 63p. Dissertação (Mestrado), 2000.
- Schamisso, A. Os Cavacos Contaminados Podem até se Tornar Sucata Rentável. *Máquinas e Metais*, n.314, p.28-31, março 1992.

- Schulz, H.; Emrich, K.; Finzer, T.; Dörr, J. Quais são e para que servem os Revestimentos. *Máquinas e Metais*. São Paulo. p. 30-37, setembro 2000.
- Shaw, M. C. *Metal Cutting Principles*. Oxford Science Publications Clarendon Press Oxford p. 274-275, 1984.
- Shukla, B. M.; Singhal, S.; Singh, D. V. Wear study under plastic deformation conditions. *Wear*, n. 172, p. 185-190, 1994.
- Silliman, J., D. *Cutting and Grinding Fluids: Selection and Application*. 2.ed. Dearborn, Michigan ; Society of Manufacturing Engineers, 216p., 1992
- Smith, I. J.; Gillibrand, D.; Brooks, J. S.; Münz, W. D.; Harvey, S.; Goodwing, R. Dry Cutting performance of HSS twist drills coated with improved TiAlN. *Surface and Coating Technology* v. 90 p. 164-171, 1997.
- Smith, P. Coolants and Cancer: Fact or Fiction?. *American Machinist*. p. 46-50, December 1996.
- Spath, D.; Walter, U.; Schaupp, J. Development Tendencies in Milling 2nd Karlsruhe Colloquium on Milling, p. 7-29. Institute for Machine Tools and Process Engineering, University of Karlsruhe, 1996.
- Spur, G.; Lachmund, U. Trockenbearbeitung von Grauguß mit hohen Schnittgeschwindigkeiten. *ZWF* 906, S.302-305, 1995.
- Steven, R. S. et al. Lubrication Mechanisms for Oil-in-Water Emulsions. *Lubrication Engineering, Park Ridge, Illinois*, v. 52, n. 2, p. 168-175, February 1996.
- Taminiau D. A.; Dautzenberg J. H. How to Understand Friction and Wear with Classical Physics, unpublished manuscript, 1999.

- Teixeira Filho, F.; Ferreira, J.R.; Santos, J. N.; Diniz, A. E. Utilização de Refrigeração/Lubrificação em Torneamento de Aço Endurecido. *Congresso Usinagem 2000*.
- Teixeira, C. R. *Redução e Eliminação de Fluidos de Corte nos Processos de Usinagem com Ferramentas de Geometria Definida*. UFSC, Tese de doutorado, 2001.
- Tomac, N.; Trannessen, K. Formation of Flank Build-up in Cutting Magnesium Alloys, *CIRP Annals*, v. 40-1, p. 79-82, 1991.
- Tönshoff, H. K.; Köning; W; Spinting; W; Neises A. Machining of Holes. *CIRP Annals* -2, 1994.
- p.
- Tönshoff, H. K.; Wobker, H. G. Wear Characteristics of Cermet Cutting Tools, *CIRP Annals*, v. 43/1/94, 1994.
- Tönshoff, H.K.; Mohlfeld, A. PVD-Coatings for wear protection in dry cutting operations *Surface and Coatings Technology*, v. 93, p. 88-92, 1997.
- Trent, E. M. *Metal Cutting*. 2nd Edition, Butterworths, 245p, 1984.
- Vieira, J. M.; Abrão, A. M.; Duarte, M .A. V.; Machado, A. R. Influência do Fluido de Corte na Usinabilidade dos Aços, *XIV COBEM*, Bauru, SP. – Anais em CD – Paper No. COB 915 – T84, 1997.
- Vilella, R. C.; Diniz, A. E.; Coppini, N.L.; Rodrigues, A. C. S. Otimização das Condições de Usinagem em Células de Fabricação. *Máquinas e Metais*, n. 281, p. 48-54, 1989.
- Vigneau, J. Cutting Material for Machining Superalloys, *International CIRPNDI Conference*, Düsseldorf, 19-20, September 1989.

Votaw, A., L., et al. Saving your Skin: How to Reduce the Risk of Cutting-Oil Rash. *Tooling & Production*, USA, Feb. 1992.

Werteim R. Developement and Applicatios of Coated Cutting Tool Carbides. *Rewrite of an Oral Presentation held at CIRP General Assembly in Athens*, 1998.

Young, H. T. Cutting temperature responses to flank wear. *Wear*, n. 201, p. 117-120, 1996.

Yuhara D. A. Aplicação de Revestimentos por Deposição Física a Vapor. *Máquinas e Metais*, n.423. São Paulo, p.148-160, abril 2001.

Bibliografias Complementares

Coelho, R. T.; Aspinwall, D. K.; Wise, M. L. H. Aplicação de materiais ultraduros como ferramentas de corte de geometria definida. *Máquinas e Metais*, São Paulo, n. 352, p. 50-65, maio 1995.

Colding, B.; Köning, W. Vality of the Taylor equation in metal cutting. *CIRP Annals*, v. 19, p. 793-812, 1971.

Harris, S. G.; Vlasveld, E. D.; Doyle, E. D.; Dolder, P. J. Dry machining – commercial viability through filtered arc vapor deposited coatings. *Surface and Coatings Technology* v. 133-134, p. 383-388, 2000.

Hug J. L. Minimum dosing: A draft on the spirit of the time. *Machines Productions*, ISS-633, p. 41–44, 1995.

Ferreira, J. R. *Torneamento de materiais compósitos reforçados com fibras de carbono. Faculdade de Engenharia Mecânica. Universidade Estadual de Campinas, 1999, 195p. Tese (Doutorado).*

Freire, J. M. *Materiais de Construção Mecânica / Tecnologia Mecânica*, LTC, Livros Técnicos e Científicos Editora S.A., 1983.

Kalhöfer, E. Dry machining - principles and applications, *2º Seminário International de Alta Tecnologia*; UNIMEP, Santa Barbara D'Oeste – SP, julho, 1997.

- Kammerneier, D.; Borschert B.; Kauper, H.; Scheneider, M. Furação sem refrigeração somente razões ecológicas? *Metal Mecânica*, São Paulo, ano XVIII, p. 62-69, abril / maio 2000.
- Kanda, K.; Takehana, S.; Yoshida, S.; Watanabe, R.; Takano; S., Ando, H.; Shimakura, F. Application of diamond-coated cutting tools. *Surface and Coatings Technology*, v. 73, p. 115-120, 1995.
- Lim, S. C.; Lim, C. Y. H. Effective use of coated tools – the wear - map approach. *Surface and Coatings Technology*, v. 139, p. 127-134, 2001.
- Lugscheider, E.; Knotek, O.; Barimani, C.; Leyendecker, T.; Lemmer, O.; Wenke, R. Investigations on hard coated reamers in different lubricant free cutting operations. *Surface and Coatings Technology*, v. 90, p. 172-177, 1997.
- Müller P. Carbide drills for dry machining. e-mail recebido do Autor, fevereiro 1998.
- Schulz, H.; Kneise, T. Turn-Milling of Hardened Steels, an Alternative to Turning. *CIRP Annals* v. 43/1/, 1994.
- Schulz, H. High-speed machining. *CIRP Annals*, v. 41/2, p. 637-643, 1992.
- Sokovic, M.; Mijanovic, K. Influence of ecological parameters of the cutting fluids on quantifiable parameters of the cutting process. *Proceedings of the 6th International Scientific Conference Achievements in Mechanical & Materials Engineering*, p. 177-180, 1997.
- Suliman, S. M.; Abubakr, M. I.; Mirghani, E. E. Microbial contamination of cutting fluids and associated hazards. *Tribology International*. v. 30, n. 10, p. 753-757, 1997.
- Sutherland, J. W.; Kukur, V. N.; King, N. C. An Experimental Investigation of Air Quality in Wet and Dry Turning. *CIRP Annals*, v. 49/1, p. 61-64, 2000.

- Tönshoff, H.K.; Mohlfeld, A. Cutting Performance of PVD coated Drills in Dry Machining, *14th Int. Plansee Seminar*, May 12-16, Reute, Tyrol - Austria, 1997.
- Tönshoff, H. K.; Mohlfeld, A. Surface Treatment of Cutting Tool Substrates. *7th Int. Conf. on Metrology and Properties of Engineering Surfaces*, 2nd – 4th April, Göteborg – Sweden, 1997.
- Tönshoff, K.; Mohlfeld, A.; Leyendecker, T.; Fub, H. G.; Erkens, G. Wear Mechanisms of $(\text{Ti}_{1-x}\text{Al}_x)\text{N}$ coatings in dry drilling. *Surface and Coatings Technology*, v. 94-95, p. 603-609, 1997.
- Tönshoff, K.; Karpuschewski, B.; Mohlfeld, A.; Leyendecker, T.; Erkens, G.; Wenke, R. Performance of oxygen-rich TiN/ALON coatings in dry cutting applications. *Surface and Coatings Technology*, v. 108-109, p. 535-542, 1998.
- Tönshoff, H. K., Spintig, W. Machining of holes developments in drilling technology. *CIRP Annals*, v. 43-2, p. 551-561, 1994.
- Venkatesh, V. C.; Xue, W.; Quinto, D. T. Surface studies during indexable drilling with coated carbides of different geometry. *CIRP Annals*, v. 41/1, p. 613-616, 1992.
- Weingaertner, W. L., Schroeter, R. B., Teixeira, C. R., A influência da minimização do fluido de corte. *Máquinas e Metais*, p. 52-58, janeiro 2000.

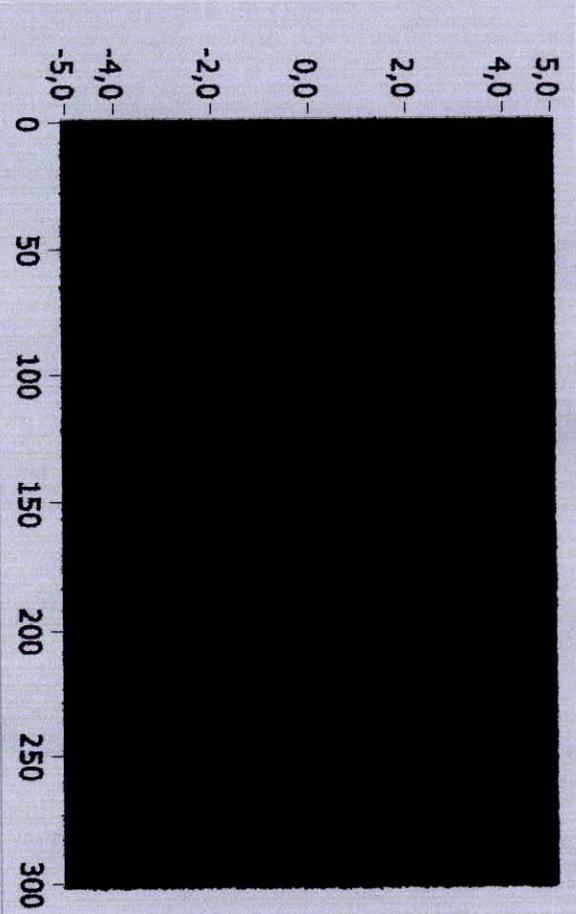
Anexos

Instrumentos Virtuais para Aquisição de Dados

Eval
Tese Gilbertos.vi
A:\Ourwork.llb\Tese Gilbertos.vi
Last modified on 18/5/2000 at 11:29
Printed on 4/5/2003 at 20:18

Device
Channel
N. Samples /ch
Scan rate
High Limit
Low Limit

File Name .dat



Pt	0
Vc	1
Ic	2
If	3
Ixy	4

On/Off

Eval
 Tese Gilberto_3.vi
 A:\Ourwork.llb\Tese Gilberto_3.vi
 Last modified on 15/6/2000 at 19:30
 Printed on 4/5/2003 at 20:55

