Campus de São Carlos

ESTUDO DO DESGASTE NO ROSCAMENTO
COM ALTA VELOCIDADE EM FERRO
FUNDIDO

ALEXANDRE ARAUJO BEZERRA

Prof. Dr. Reginaldo Teixeira Coelho

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

**ESCOLA DE ENGENHARIA
DE SÃO CARLOS**

DEDALUS - Acervo - EESC

Alexandre Araújo Bezerra

ESTUDO DO DESGASTE NO ROSCAMENTO COM ALTA VELOCIDADE EM FERRO FUNDIDO

Serviço de Pós-Graduação EESC/USP

EXEMPLAR REVISADO

Data de entrada no Serviço: 02.1.02.1.04

Ass.: *Leandro Corradi*

Tese apresentada à Escola de Engenharia de São Carlos, da Universidade de São Paulo, como parte dos requisitos para obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Reginaldo Teixeira Coelho.

São Carlos

2003

Class.	TESE
Cutt.	0841
Tombo	T 061/04
Sysno	1359519

Ficha catalográfica preparada pela Seção de Tratamento
da Informação do Serviço de Biblioteca – EESC/USP

B574e Bezerra, Alexandre Araújo
Estudo do desgaste no roscamento com alta velocidade
em ferro fundido / Alexandre Araújo Bezerra. -- São
Carlos, 2003.

Tese (Doutorado) -- Escola de Engenharia de São
Carlos-Universidade de São Paulo, 2003.

Área : Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Reginaldo Teixeira Coelho.

1. Roscamento com alta velocidade de corte.
2. Desgaste. 3. Revestimento. 4. Mínima quantidade de
lubrificante. I. Título.

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **ALEXANDRE ARAUJO BEZERRA**

Tese defendida e julgada em 12-11-2003 perante a Comissão Julgadora:

Prof. Assoc. **REGINALDO TEIXEIRA COELHO (Orientador)**
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

APROVADO

Prof. Tit. **ROSALVO TIAGO RUFFINO**
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

Aprovado

Prof. Dr. **RENATO GOULART JASINEVICIUS**
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

Aprovado

Prof. Dr. **ANSELMO EDUARDO DINIZ**
(Universidade Estadual de Campinas/UNICAMP)

Aprovado

Prof. Dr. **LEONARDO ROBERTO DA SILVA**
(Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais/CEFET)

APROVADO

Prof. Associado **JONAS DE CARVALHO**
Coordenador do Programa de Pós-Graduação
em Engenharia Mecânica

Prof. Assoc. **MARIA DO CARMO CALABURI**
Presidente da Comissão de Pós-Graduação

Ao meu pai, Manoel
À minha mãe, Edinalda
Aos meus irmãos, André e Adriano
A todos os meus parentes das famílias Araújo e Bezerra

AGRADECIMENTOS

Ao Professor Reginaldo Teixeira Coelho pela orientação e amizade.

Ao suporte financeiro da FAPESP pela concessão da bolsa de estudo.

Às empresas TITEX PLUS pela concessão das ferramentas de corte, AUTOPIRA pelo empréstimo de materiais utilizados como corpos de prova e ITW pelo empréstimo do equipamento de mínima quantidade de lubrificante.

Aos Técnicos Edson e Marco Militão Prieto, do Departamento de Materiais da UFSCar, pelos ensaios de dureza e trabalhos no MEV, respectivamente.

Aos Técnicos Daniel, Gustavo, José Francisco, Luiz e Ronaldo Martins, do Departamento de Engenharia Mecânica da EESC/USP, pelo suporte técnico.

Aos colegas, do OPF, Adriano, Aldo, Alessandro, Américo, Carlos Elias, Carlos Magno, César, Douglas, Emílio, Eraldo, Fábio, Gleisson, Guilherme, Hugo, Irene, João Chagas, João Fernando, João Jorge, Leonardo Silva, Manoel, Marcelo Biffi, Marcelo Guerra, Milton, Octaviano, Paulo, Ricardo, Ronaldo Mardegan, Salete, Tadeu, Tobias e Vinicius pelos companheirismo e ajuda.

A todos os colegas da Pós-Graduação e Graduação, professores e funcionários do Departamento de Engenharia Mecânica da EESC/USP.

Aos companheiros de República Alysson, Anderson, André, Auri, Ed, Eriton, Giuliano, Jalon, João Marcos, José e Leonardo.

Em especial, à minha noiva Ana Lúcia pelo constante incentivo durante boa parte do desenvolvimento desta tese.

A todos que de alguma forma contribuíram para a realização deste trabalho.

RESUMO

BEZERRA, A. A. (2003). *Estudo do desgaste no roscamento com alta velocidade em ferro fundido*. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2003.

Estudou-se os mecanismos e tipos de desgaste atuantes nos machos de corte no processo de roscamento com velocidades comumente utilizadas na indústria e com alta velocidade de corte, de forma a avaliar a influência da velocidade de corte, do tipo de revestimento de ferramenta e da condição de lubri-refrigeração sobre o desempenho dos machos de corte. A qualidade da rosca usinada e a formação de cavaco também foram objetos de estudo. Mediram-se sinais de torque e de corrente ao longo da vida das ferramentas, avaliando as suas possibilidades como indicadores de desgaste. O roscamento de furos passantes M8x1,25 foi realizado com velocidades de corte de 30 ou 60 m/min em ferro fundido cinzento GG25 nas condições sem fluido de corte ou com mínima quantidade de lubrificante (MQL). Foram utilizados machos de corte de aço rápido comum e fabricados por metalurgia do pó revestidos, com TiAlN ou com TiCN. Os principais mecanismos de desgaste foram abrasão, adesão e difusão, enquanto o principal tipo de desgaste observado foi o de flanco. A adesão de material da peça sobre a ferramenta foi o principal fator determinante do final de vida dos machos de corte. A utilização de revestimento foi eficiente na minimização da adesão. Entretanto, o TiAlN foi melhor em termos de vida da ferramenta e o TiCN na redução do torque e na qualidade visual da rosca usinada. A técnica MQL propiciou melhorias na usinagem em comparação com a condição a seco, principalmente na redução do torque em machos de corte revestidos. Os sinais de torque e de corrente foram eficientes no acompanhamento do desgaste de flanco apenas nos machos de corte revestidos. Por outro lado, apenas os sinais de torque podem servir como indicativo das etapas do ciclo de roscamento.

Palavras-chave: roscamento com alta velocidade de corte, desgaste, revestimento, mínima quantidade de lubrificante.

ABSTRACT

BEZERRA, A. A. (2003). *Wear study of high speed tapping in grey cast iron*. Ph.D. Thesis – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2003.

The mechanisms and types of wear were studied in tools used in the tapping process performed with speeds commonly used in the industry and also with high cutting speed. It was evaluated the influence of cutting speed, type of tool coating and cooling/lubrication condition on the performance of the taps. The quality of the machined threads and the chip formation were also assessed. During the experiments, torque and current signals were measured, assessing the possibilities of using them as tool wear indicators. The tapping of through holes M8x1,25 was accomplished with cutting speeds of 30 or 60 m/min in gray cast iron GG25 in the conditions dry or with Minimal Quantity of Lubricant (MQL). Taps of plain High Speed Steel (HSS) and taps manufactured by powder metallurgy and coated (HSS-Co-PM, one with TiAlN and other with TiCN) were used. The main wear mechanisms observed were abrasion, adhesion and diffusion, while the principal type was the flank wear. The adhesion of workpiece material on the tools was the main decisive factor for the end of tool life. The tool coatings used were efficient in minimizing the adhesion. However, TiAlN was better in terms of tool life and TiCN in the reduction of torque and also led to a better visual quality on the machined threads. The MQL technique brought improvements to the machining in comparison to the dry cutting condition, mainly in the reduction of the torque in coated taps. The torque and current signals were efficient in indicating the flank wear, only on coated taps. On the other hand, the torque signals can only be used as indicative of tapping cycle stages.

Keywords: high speed tapping, wear, coating, minimal quantity lubricant.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Interface cavaco-ferramenta (SANDVIK, 2000). Modificada.....	4
Figura 2.2 – Tipos de desgaste (SANDVIK, 2000). Modificada.	7
Figura 2.3 – Desgastes da ferramenta (ISO, 1993).	8
Figura 2.4 – Craterização provocada pela difusão na superfície de saída (SANDVIK, 2000).....	10
Figura 2.5 – Desgaste de flanco provocado pela abrasão (SANDVIK, 2000)...	11
Figura 2.6 – Desgaste de entalhe provocado pela oxidação (SANDVIK, 2000).	12
Figura 2.7 – Aresta postiça de corte sobre a ferramenta (SANDVIK, 2000)....	13
Figura 2.8 – Distribuição do calor gerado na interface (SANDVIK, 2000).	19
Figura 2.9 – Influência da velocidade de corte sobre a furação a seco (TITEX PLUS, 1999a).	23
Figura 2.10 – Diagrama esquemático de MQL (HEISEL et al., 1998).	26
Figura 2.11 – Usinabilidade dos ferros fundidos (DINIZ et al., 1999).	35
Figura 2.12 – Desempenho de revestimentos na usinagem sem fluido (TITEX PLUS, 1999a).	41
Figura 2.13 – Estabilidade de oxidação propiciada pelo Al_2O_3 (SANDVIK, 2000).	41
Figura 2.14 – Exemplo de combinação de revestimentos (SANDVIK, 2000). ..	43
Figura 2.15 – Temperatura versus velocidade de corte (SCHÜTZER e SCHULZ, 2003).	44
Figura 2.16 – Definição de faixas de valores para HSC (VIGNEAU, 1997).....	45
Figura 2.17 – Faixa de velocidades em HSC (MÜLLER e SOTO, 1999).....	46
Figura 2.18 – Roscas usinada e conformada (TITEX PLUS, 1999d).....	47
Figura 2.19 – Roscamento externo (FERRARESI, 1995).	47
Figura 2.20 – Roscamento interno (FERRARESI, 1995).	48
Figura 2.21 – Detalhe do roscamento interno com macho de corte (KOMURA et al., 1990).....	49
Figura 2.22 – Macho de corte de canais retos (TITEX PLUS, 1999c).	50
Figura 2.23 – Seção transversal do macho de corte canais retos (TITEX PLUS, 1999c).....	50

Figura 2.24 – Tipos de detalonamento (OSG, 1999).	51
Figura 2.25 – Formatos de ângulos de saída (OSG, 1999).	52
Figura 2.26 – Detalhe da ponta helicoidal (TITEX PLUS, 1999c).	52
Figura 2.27 – Macho de corte de canais helicoidais (MÜLLER e SOTO, 1999).	53
Figura 2.28 – Detalhe da entrada (TITEX PLUS, 1999c).	54
Figura 2.29 – Seções por aresta de corte para formar um filete de rosca.	55
Figura 2.30 – Perfil básico da rosca métrica ISO (ABNT, 1986).	57
Figura 2.31 – Evolução do sinal representativo do torque no roscamento (FANTIN, 1992).	60
Figura 2.32 – Características da HSC (SCHULZ, 1997).	61
Figura 2.33 – Redução do ciclo de fabricação na fabricação de moldes (GEIST, 1999).	63
Figura 2.34 – Desenvolvimento holístico inerente a HSC (SCHULZ, 2001).	70
Figura 2.35 – Componentes de uma máquina-ferramenta HSC (SCHULZ e WÜRZ, 1997).	71
Figura 2.36 – Potência versus frequência de fusos para HSC (SCHULZ, 1999b).	72
Figura 2.37 – Projeto de motor de fuso (SCHULZ et al., 2001).	73
Figura 2.40 – Comparação entre motores rotativos e lineares (MMS, 2003).	75
Figura 2.39 – Cone HSK em destaque entre cones ISO (MMS, 2003).	79
Figura 2.40 – Comparação da estrutura homogênea obtida pela metalurgia do pó com a convencional (TITEX PLUS, 1999c).	83
Figura 2.41 – Resistência a temperaturas elevadas de revestimentos comparados com materiais de corte (TITEX PLUS, 1999b).	84
Figura 3.1 – Centro de usinagem horizontal Varga modelo MFH 40.	87
Figura 3.2 – Centro de usinagem vertical Romi modelo Discovery 560.	87
Figura 3.3 – Cabeçote de roscar auto-reversível CST TAPMATIC RDTIC-50.	89
Figura 3.4 – Bloco de parada em perspectiva.	90
Figura 3.5 – Montagem do sistema de indexação.	91
Figura 3.6 – Micrografia do GG25 sem ataque químico e atacado com solução de Nital a 2%.	93
Figura 3.7 – Configuração do posicionamento das roscas no volante nos ensaios definitivos.	94

Figura 3.8 – Dinamômetro Kistler 9272.	95
Figura 3.9 – Equipamento de mínima quantidade de lubrificante.	96
Figura 3.10 – Seção transversal da mangueira (BRAGHINI JR., 2002).	97
Figura 3.11 – Bico de aspersão desenvolvido para a experimentação (BRAGHINI JR., 2002).	97
Figura 3.12 – Montagem do rotâmetro no sistema MQL dentro do banco de ensaios.	99
Figura 3.13 – Amplificador de carga multicanal Kistler modelo 5019.	100
Figura 3.14 – Sistema de aquisição e tratamento de sinais.	102
Figura 3.15 – Calibrador traçador de altura e desempenho de granito.	104
Figura 3.16 – Configuração do posicionamento das roscas no volante nos ensaios preliminares.	106
Figura 3.17 – Aferição da qualidade da rosca recém usinada.	110
Figura 3.18 – Montagem do sensor de corrente por efeito Hall.	111
Figura 3.19 – Montagem dos equipamentos para realização de ensaio definitivo com MQL.	113
Figura 4.1 – Desgaste de flanco vs comprimento de rosca – macho HSS-Co a 30 m/min.	115
Figura 4.2 – Desgaste de flanco vs comprimento de rosca – macho HSS-Co a 60 m/min.	115
Figura 4.3 – Desgaste de flanco versus comprimento de rosca – macho HSS TiAlN a 60 m/min.	116
Figura 4.4 – Desgaste de flanco versus comprimento de rosca – macho HSS TiCN a 60 m/min.	117
Figura 4.5 – Superfície de saída do macho de corte com TiAlN. Ampliação de 84x.	119
Figura 4.6 – 3º e 4º filetes do macho de corte com TiAlN novo e gasto. Ampliação de 35x.	119
Figura 4.7 – 3º e 4º filetes do macho de corte com TiCN novo e gasto. Ampliação de 35x.	120
Figura 4.8 – Superfícies das roscas usinadas após 104 mm de rosca. Ampliação de 20x.	120
Figura 4.9 – Cavacos de ferro fundido GG25 obtido nos ensaios. Ampliação de 50x.	121

Figura 4.10 – Número de furos roscados obtidos por cada ensaio.....	123
Figura 4.11 – Desgaste de flanco versus número de furos roscados a 30 m/min e sem fluido.	127
Figura 4.12 – Desgaste de flanco versus número de furos roscados a 30 m/min e MQL.....	128
Figura 4.13 – Desgaste de flanco versus número de furos roscados a 60 m/min e sem fluido.	129
Figura 4.14 – Desgaste de flanco versus número de furos roscados a 60 m/min e mql.....	129
Figura 4.15 – Fotos do 3º e 4º filetes do macho de corte com TiAlN. Ampliação de 40x.....	131
Figura 4.16 – Fotos do 5º e 6º filetes do macho de corte com TiAlN. Ampliação de 40x.....	132
Figura 4.17 – Foto de MEV e EDS dos 5º e 6º filetes do ensaio 1. Ampliação de 40x.....	133
Figura 4.18 – Foto de MEV e EDS dos 3º e 4º filetes do teste 1. Ampliação de 40x.....	134
Figura 4.19 – Foto de MEV e EDS dos 3º e 4º filetes do ensaio 7. Ampliação de 40x.....	134
Figura 4.20 – Foto de MEV dos 5º e 6º filetes do ensaio 7. Ampliação de 40x.	135
Figura 4.21 – Foto de MEV e EDS dos 3º e 4º filetes do ensaio 11. Ampliação de 40x.....	135
Figura 4.22 – Foto de MEV e EDS dos 5º e 6º filetes do ensaio 11. Ampliação de 40x.....	136
Figura 4.23 – Foto de MEV e EDS dos 3º e 4º filetes do ensaio 12. Ampliação de 40x.....	137
Figura 4.24 – Foto de MEV e EDS dos 5º e 6º filetes do ensaio 12. Ampliação de 40x.....	137
Figura 4.25 – Primeiro furo roscado dos ensaios 1 a 6. Ampliação de 20x. ...	139
Figura 4.26 – Fotos de MEV dos ensaios 1, 2, 7 e 8. Ampliação de 20x.....	140
Figura 4.27 – Primeiro furo roscado no ensaio 12. Ampliação de 20x.....	141
Figura 4.28 – Vistas de cavacos coletados do ensaio 1.....	142
Figura 4.29 – Vistas de cavacos coletados do ensaio 2.....	143

Figura 4.30 – Vistas de cavacos e fragmentos de cavacos coletados do ensaio 7.....	143
Figura 4.31 – Vistas de cavacos coletados do ensaio 9.....	144
Figura 4.32 – Vistas de cavacos coletados do ensaio 11.....	144
Figura 4.33 – Torque pelo número de furos roscados a 30 m/min e sem fluido de corte.....	146
Figura 4.34 – Torque pelo número de furos roscados a 30 m/min e com MQL.....	146
Figura 4.35 – Torque pelo número de furos roscados a 60 m/min e sem fluido de corte.....	147
Figura 4.36 – Torque pelo número de furos roscados a 60 m/min e com MQL.....	148
Figura 4.37 – Tensão pelo número de furos roscados a 30 m/min e sem fluido de corte.....	150
Figura 4.38 – Tensão pelo número de furos roscados a 30 m/min e com MQL.....	150
Figura 4.39 – Tensão pelo número de furos roscados a 60 m/min e sem fluido de corte.....	151
Figura 4.40 – Tensão pelo número de furos roscados a 60 m/min e com MQL.....	151
Figura 4.41 – Sinais de torque a 30 m/min, sem revestimento e sem fluido de corte.....	153
Figura 4.42 – Sinais de torque a 60 m/min, TiAlN e sem fluido de corte.....	154
Figura 4.43 – Sinais de corrente a 30 m/min, sem revestimento e sem fluido de corte.....	155
Figura 4.44 – Sinais de corrente a 60 m/min, TiAlN e sem fluido de corte.....	156
Figura 8.1 – Efeito da velocidade de corte sobre o número de furos roscados.....	184
Figura 8.2 – Efeito do tipo de revestimento sobre o número de furos roscados.....	184
Figura 8.3 – Efeito da velocidade de corte sobre o desgaste de flanco após 24 furos roscados.....	185
Figura 8.4 – Efeito do tipo de revestimento sobre o desgaste de flanco após 24 furos roscados.....	185

Figura 8.5 – Efeito da velocidade de corte sobre o desgaste de flanco após 192 furos roscados.	186
Figura 8.6 – Efeito do tipo de revestimento sobre o torque após 13º furo roscado.	186
Figura 8.7 – Efeito da interação revestimento e velocidade sobre o torque após 13º furo.	187
Figura 8.8 – Efeito da condição de lubrificação e refrigeração sobre o torque após 190º furo.	187
Figura 8.9 – Efeito da velocidade de corte sobre o nível de tensão.	188

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Faixa de dureza de constituintes do ferro fundido (SHAW, 1986; ASM, 1989).....	29
Tabela 2.2 – O efeito de microestrutura e dureza da matriz sobre o índice de vida da ferramenta de corte dos ferros fundidos cinzentos (MILLS e REDFORD, 1983).....	35
Tabela 2.3 – Propriedades dos revestimentos (SCHULZ et al., 2000; YUHARA, 2000).	39
Tabela 2.4 – Faixas de aplicações de usinagem com alta velocidade (SCHULZ, 1997).	64
Tabela 3.1 – Características dos machos de corte utilizados nos ensaios.....	88
Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas do ferro fundido cinzento GG25 conforme DIN 1691 (DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG (DIN), 1985).....	92
Tabela 3.3 – Dados técnicos do dinamômetro Kistler 9272.....	100
Tabela 3.4 – Resultados das medições do calibre tampão de rosca P.N.P....	103
Tabela 3.5 – Condições de usinagem dos ensaios preliminares.	105
Tabela 3.6 – Testes e respectivas ordens de realização.	108
Tabela 4.1 – Identificação, condição de corte e número de furos roscados obtidos.	122
Tabela 4.2 – Comparação do número de furos roscados pelas ferramentas (FANTIN, 1992).	123
Tabela 4.3 – Exemplos de aplicações para roscamento (MÜLLER & SOTO, 1999).	124
Tabela 4.4 – Resumo dos resultados obtidos (WEINGAERTNER et al., 1997).	125
Tabela 4.5 – Características de alguns ferros fundidos conforme DIN 1691 (DIN, 1985) e DIN 1693 (DIN, 1973; DIN, 1977).....	125
Tabela 8.1 – Dados utilizados pela ANOVA sobre os resultados de desgaste, torque e corrente.	180
Tabela 8.2– Quadro ANOVA sobre o resultado do número de furos roscados.	180

Tabela 8.3 – Quadro ANOVA sobre número de furos roscados com interações entre os fatores.....	180
Tabela 8.4 – Quadro ANOVA sobre os resultados de desgaste de flanco após 24 furos.....	181
Tabela 8.5 – Quadro ANOVA sobre desgaste de flanco com interações entre os fatores.....	181
Tabela 8.6 – Quadro ANOVA sobre os resultados de desgaste de flanco após 192 furos.....	181
Tabela 8.7 – Quadro ANOVA sobre desgaste com interações entre fatores após 192 furos.....	181
Tabela 8.8 – Quadro ANOVA sobre os resultados de torque após 13º furo roscado.....	182
Tabela 8.9 – Quadro ANOVA sobre torque com interações dos fatores após 13º furo roscado.....	182
Tabela 8.10 – Quadro ANOVA sobre os resultados de torque após 190º furo roscado.....	182
Tabela 8.11 – Quadro ANOVA sobre torque com interações entre fatores após 190º furo.....	182
Tabela 8.12 – Quadro ANOVA sobre os resultados de corrente no 13º furo roscado por ensaio.....	183
Tabela 8.13 – Quadro ANOVA sobre corrente com interações entre os fatores para o 13º furo.....	183
Tabela 8.14 – Quadro ANOVA sobre os resultados de corrente para o 190º furo roscado.....	183

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
Al ₂ O ₃	Óxido de Alumínio
ANOVA	Análise de Variância
APC	Aresta Postiça de Corte
ASM	American Society for Metals
BUE	Built Up Edge
CBN	Nitreto Cúbico de Boro
CN	Comando Numérico
CNC	Comando Numérico Computadorizado
CVD	Chemical Vapour Deposition
DIN	Deutsches Institut für Normung
EDS	Espectroscopia de Dispersão de Energia
EESC	Escola de Engenharia de São Carlos
FAPESP	Fundo de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo
HB	Dureza Brinell
HK	Dureza Knoop
HRC	Dureza Rockwell C
HSC	High Speed Cutting
HSM	High Speed Machining
HSS	High Speed Steel
HST	High Speed Tapping
HV	Dureza Vickers
I	Corrente
ISO	International Organization for Standardization
L	Lubrificação
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
MMS	Modern Machine Shop
MnS	Sulfeto de Manganês
MoS ₂	Bissulfeto de Molibdênio
MQL	Minimal Quantity Lubricant
NBR	Norma Brasileira

NP	Não Passa
OPF	Laboratório de Otimização de Processos de Fabricação
P	Passa
PCD	Diamante Policristalino
PM	Power Metallurgy
PNP	Passa Não Passa
PVD	Physical Vapour Deposition
R	Revestimento
RL	Interação Revestimento e Lubrificação
TFL	Tinal Futura
TiAlN	Nitreto de Titânio e Alumínio
TiC	Carboneto de Titânio
TiCN	Carbonitreto de Titânio
TiN	Nitreto de Titânio
(Ti,Zr)N	Nitreto de Titânio e Zircônio
TPB	Tempo de Processamento de Bloco
UFSCar	Universidade Federal de São Carlos
USP	Universidade de São Paulo
V	Velocidade
VL	Interação Velocidade e Lubrificação
VR	Interação Velocidade e Revestimento
WC	Carbeto de Tungstênio
WC/C	Carbeto de Tungstênio com Carbono

LISTA DE SÍMBOLOS

$\varnothing$ [mm]	diâmetro;
α_0 [°]	ângulo de folga;
χ_r [°]	ângulo de posição da aresta principal de corte;
χ_r' [°]	ângulo de posição da aresta secundária de corte;
ε_r [°]	ângulo de ponta;
γ_0 [°]	ângulo de saída;
μ	coeficiente de atrito;
θ [°]	medida da temperatura de corte;
a_p [mm]	profundidade de usinagem;
b [mm]	largura de corte;
C_1	constante para a combinação ferramenta-peça;
C_2	constante para a combinação ferramenta-peça;
C_3	constante para a combinação ferramenta-peça;
D [mm]	diâmetro maior teórico da rosca interna;
d [mm]	diâmetro maior da rosca externa;
D_1 [mm]	diâmetro menor da rosca interna;
d_1 [mm]	diâmetro menor teórico da rosca externa;
D_2 [mm]	diâmetro de flancos da rosca interna;
d_2 [mm]	diâmetro de flancos da rosca externa;
f [mm/rot]	avanço;
F_x [N]	componente da força no eixo X;
F_y [N]	componente da força no eixo Y;
F_z [N]	componente da força no eixo Z;
h [mm]	espessura de corte;
H [mm]	altura do triângulo fundamental;
h_{f30} [°]	detalonado do flanco;
h_{p30} [°]	detalonado excêntrico;
k	constante para a combinação ferramenta-peça;
KT [mm]	profundidade de cratera;
KB [mm]	largura da cratera;
KM [mm]	distância do centro da cratera à aresta de corte;

l_4 [mm]	comprimento da entrada;
M_z [Nm]	momento;
n	constante para a combinação ferramenta-peça;
p	constante para a combinação ferramenta-peça;
P [mm]	passo;
$P_{\text{calibração}}$ [Pa]	pressão de calibração;
$P_{\text{operação}}$ [Pa]	pressão de operação;
q	constante para a combinação ferramenta-peça;
r	constante para a combinação ferramenta-peça;
R_a [μm]	rugosidade média aritmética;
T [min]	vida da ferramenta de corte;
VB_B [mm]	largura média do desgaste de flanco;
$VB_{B\text{max}}$ [mm]	largura máxima do desgaste de flanco;
VB_N e VB_C [mm]	valor dos desgastes gerados na superfície de folga pelos entalhes;
v_c [m/min]	velocidade de corte.

SUMÁRIO

RESUMO	iv
ABSTRACT	v
LISTA DE FIGURAS	vi
LISTA DE TABELAS	xii
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS	xiv
LISTA DE SÍMBOLOS	xvi
1 INTRODUÇÃO	1
1.1 Contextualização	1
1.2 Objetivos	2
1.3 Estrutura do Trabalho	2
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	4
2.1 Desgaste e Vida da Ferramenta	4
2.1.1 Condições tribológicas na usinagem dos metais	4
2.1.2 Tipos de desgaste	7
2.1.3 Mecanismos de desgaste	9
2.1.4 Vida da ferramenta de corte	14
2.1.5 Fatores que influenciam o desgaste e a vida da ferramenta de corte	14
2.2 Lubrificação e Refrigeração nos Processos de Usinagem	18
2.2.1 Fluido de corte	18
2.2.2 Usinagem sem fluido	22
2.2.3 Usinagem com mínima quantidade de lubrificante	25
2.3 Usinagem de Ferro Fundido	27
2.3.1 Efeito da microestrutura sobre a usinabilidade	27
2.3.2 Efeitos dos elementos de liga sobre as características de usinagem	31
2.3.3 Características de usinagem do ferro fundido cinzento	34
2.4 Revestimentos das Ferramentas de Corte	36
2.4.1 Breve histórico	36
2.4.2 Funções e classificação	37
2.4.3 Revestimento endurecedor	38
2.4.4 Revestimento lubrificante	41

2.4.5 Revestimento com múltiplas camadas.....	42
2.5 Processo de Roscamento com Alta Velocidade de Corte.....	43
2.5.1 Breve histórico	43
2.5.2 Definição e classificação dos processos de roscamento	46
2.5.3 Roscamento interno com macho de corte	48
2.5.4 Tipos, geometria e terminologia de macho de corte	49
2.5.5 Princípios da mecânica do roscamento interno com macho de corte	53
2.5.6 Fatores que influenciam no processo	56
2.5.7 Vantagens da usinagem com alta velocidade de corte.....	61
2.5.8 Fenomenologia da usinagem com alta velocidade de corte	65
2.5.9 Tecnologia da usinagem com alta velocidade de corte	69
3 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	86
3.1 Máquinas-ferramenta.....	86
3.1.1 Centro de usinagem horizontal	86
3.1.2 Centro de usinagem vertical	86
3.2 Ferramentas	88
3.2.1 Machos de corte	88
3.2.2 Broca helicoidal.....	89
3.3 Sistema de Indexação	89
3.3.1 Cabeçote de roscar auto-reversível.....	89
3.3.2 Dispositivos de indexação	90
3.4 Corpo de Prova.....	91
3.4.1 Características metalográficas.....	92
3.4.2 Geometria	93
3.4.3 Dispositivos de fixação	93
3.5 Sistema de Mínima Quantidade de Lubrificante	95
3.5.1 Equipamento de mínima quantidade de lubrificante	95
3.5.2 Bico aspersor	97
3.5.3 Rotâmetro	98
3.6 Equipamentos de Sensoriamento	99
3.6.1 Dinamômetro e amplificador de carga multicanal	99
3.6.2 Sensor de corrente por efeito Hall	101
3.7 Sistema de Aquisição e Tratamento de Sinais	101

3.7.1 Módulo de entrada e saída de sinais	101
3.7.2 Placa de conversão e aquisição de sinais	101
3.7.3 Software de tratamento dos sinais	102
3.8 Equipamentos de Medição e Análise	102
3.8.1 Microscópio ferramenteiro	102
3.8.2 Microscópio ótico	103
3.8.3 Calibre tampão de rosca P.N.P.	103
3.8.4 Calibrador traçador de altura e desempenho de granito.....	104
3.9 Planejamento Experimental	104
3.9.1 Organização dos ensaios preliminares	104
3.9.2 Fatores de controle	105
3.9.3 Organização dos ensaios definitivos.....	108
3.9.4 Variáveis dependentes a serem analisadas	109
3.10 Metodologia de Execução dos Ensaios	109
3.10.1 Critério de fim de vida da ferramenta de corte	109
3.10.2 Ajustes dos equipamentos do banco de ensaios	110
3.10.3 Preparação da ferramenta de corte	111
3.10.4 Seqüência de execução da experimentação	112
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	114
4.1 Ensaios Preliminares	114
4.1.1 Desgaste e vida da ferramenta de corte	114
4.1.2 Qualidade da rosca usinada	120
4.1.3 Formação de cavaco	121
4.2 Ensaios Definitivos.....	121
4.2.1 Número de Furos Roscados	121
4.2.2 Desgaste de flanco	126
4.2.3 Análise dos machos de corte no MEV	130
4.2.4 Análise dos corpos de prova no MEV	138
4.2.5 Cavacos	141
4.2.6 Sinais de torque	145
4.2.7 Sinais de corrente	149
4.2.8 Explicação física dos sinais obtidos.....	152
4.3 Avaliação Estatística dos Resultados	156

Sumário	xxi
5 CONCLUSÕES.....	161
6 SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS.....	163
7 BIBLIOGRAFIA.....	164
8 APÊNDICE – TABELAS E GRÁFICOS DE ANOVA.....	179

1 INTRODUÇÃO

1.1 Contextualização

Com o advento da usinagem com alta velocidade de corte (HSM – High Speed Machining ou HSC – High Speed Cutting), intensificou-se o interesse em seu estudo e na sua aplicação dentro dos ambientes industriais e acadêmicos. Tal interesse é justificado pelas grandes vantagens que esta nova tecnologia pode proporcionar (DEWES e ASPINWALL, 1997; SCHULZ, 1997; MÜLLER & SOTO, 1999): altas taxas de remoção de material; redução das forças de corte proporcional ao aumento das velocidades de corte; melhor dissipação do calor do processo de corte; redução do tempo de produção; produção de peças com melhor qualidade superficial e dimensional; custos de fabricação reduzidos; usinagem sem vibrações; e melhoria nos mecanismos de formação de cavaco.

Porém, as condições agressivas do corte impostas pela HSM requerem, na maioria dos casos, o uso de elemento com características lubrificante e refrigerante, no intuito de reduzir o atrito e a temperatura na interface cavaco-ferramenta e peça/ferramenta, como o fluido de corte, que nem sempre é uma boa solução devido às questões trabalhistas, ambientais e econômicas. O uso de revestimentos em ferramentas de corte, os quais garantem boas condições de trabalho melhorando suas propriedades, é uma solução bastante comum no intuito de permitir a usinagem a seco ou com Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL).

Os processos de torneamento e fresamento tiveram uma evolução significativa em relação a HSM. Isto porque são operações mais simples em termos da cinemática, do controle do processo, da remoção do cavaco e da

dissipação de calor em comparação a outros processos de usinagem, tais como a furação e o roscamento.

Nas indústrias, a velocidade de corte utilizada no processo de roscamento interno com macho é relativamente baixa, em torno de 20 m/min. Segundo Müller e Soto (1999) suas limitações são devido às ferramentas de corte, material e geometria inadequados, e às máquinas-ferramenta, necessidade de velocidades e avanços elevados e de rápida reversão da rotação. Hoje em dia, máquinas-ferramenta mais modernas e equipamentos de auto-reversão permitem velocidades de corte de até 180 m/min com boa qualidade das roscas usinadas (AGAPIOU, 1994), dependendo do diâmetro da ferramenta de corte e do material a ser usinado.

1.2 Objetivos

Diante dos argumentos mencionados até este ponto, objetiva-se, com este trabalho:

- Estudar os mecanismos e tipos de desgaste atuantes nos machos de corte no processo de roscamento com velocidades comumente utilizadas e com alta velocidade (HST – High Speed Tapping);
- Avaliar a influência da velocidade de corte, do tipo de revestimento e da condição de lubri-refrigeração sobre o comportamento do desgaste de flanco;
- Medir o torque e os sinais de corrente ao longo da vida das ferramentas, avaliando as suas possibilidades como indicadores de desgaste de flanco.
- Avaliar a qualidade da rosca usinada e a formação de cavaco nas diversas condições de corte e lubri-refrigeração testadas.

1.3 Estrutura do Trabalho

O presente trabalho é dividido em Revisão Bibliográfica, capítulo 2, Procedimento Experimental, capítulo 3, Resultados e Discussões, capítulo 4, Conclusões, capítulo 5, Sugestões para Futuros Trabalhos, capítulo 6, Bibliografia, capítulo 7, e Apêndice, capítulo 8.

A Revisão Bibliográfica aborda os aspectos mais relevantes relacionados com desgaste e vida da ferramenta, lubrificação e refrigeração nos processos de usinagem, usinagem de ferro fundido, revestimento das ferramentas de corte e processo de roscamento com alta velocidade de corte.

O Procedimento Experimental destaca máquinas-ferramenta, ferramentas, sistema de indexação, corpo de prova, sistema de mínima quantidade de lubrificante, equipamentos de sensoramento, sistema de aquisição e tratamento de sinais, equipamentos de medição e análise, planejamento experimental e metodologia aplicados na realização dos ensaios.

O capítulo referente aos Resultados e Discussões subdivide-se em três partes: ensaios preliminares, ensaios definitivos e análise estatística dos resultados. Apresenta uma análise dos resultados relativos ao desgaste e vida da ferramenta de corte, à qualidade das roscas usinadas, à formação de cavaco, ao número de furos roscados, à utilização do MEV e do EDS e aos sinais de torque e de corrente.

O capítulo relativo às Conclusões aponta os aspectos mais relevantes do trabalho, enquanto o capítulo sobre Sugestões para Futuros Trabalhos apresenta alguns tópicos que poderiam propiciar uma continuidade do presente trabalho.

No capítulo referente à Bibliografia temos, em ordem alfabética, a relação de toda a bibliografia consultada que serviu de base para a realização desta tese. E, finalmente, no Apêndice pode-se conferir tabelas e gráficos da análise de variância aplicada nos resultados obtidos.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Desgaste e Vida da Ferramenta

2.1.1 Condições tribológicas na usinagem dos metais

Os principais objetivos almejados na fabricação de produtos usinados são a qualidade dos mesmos, acabamento superficial e precisão dimensional que atendam tolerâncias pré-estabelecidas e expectativas dos clientes, e a alta produtividade com baixo custo. Porém, tais exigências são dependentes da fenomenologia presente no processo de usinagem.

Trent (1991) afirma que neste processo a energia é gerada principalmente em duas regiões (Figura 2.1): (a) ao longo da zona de cisalhamento primária, onde o material é cisalhado para formar o cavaco e (b) na superfície de saída da ferramenta, onde o cavaco desliza sobre a área de contato.

Figura 2.1 – Interface cavaco-ferramenta (SANDVIK, 2000). Modificada.

Para cisalhar o material e formar o cavaco sobre a superfície de saída até o contato cavaco-ferramenta são geradas forças e, conseqüentemente, tensões de compressão e de cisalhamento.

Embora as forças que atuam nas ferramentas possam ser medidas com precisão, através de dinamômetros, é difícil determinar os valores de tensões atuantes no processo, pois é difícil obter com precisão as medidas das áreas de contato sobre as quais agem as forças. A tensão compressiva, que age sobre a superfície de saída, atinge um valor máximo quanto mais próximo estiver da aresta de corte e diminui à medida que se distancia deste ponto até o final da área de contato cavaco-ferramenta. A tensão de cisalhamento na superfície de saída é mais uniformemente distribuída (TRENT, 1991).

Em função da composição das tensões na interface cavaco-ferramenta, o cavaco escoia continuamente sobre a superfície da ferramenta, varrendo os óxidos e as outras camadas inicialmente presentes na ferramenta (TRENT, 1991). Quando a velocidade é aumentada, há uma transição no fenômeno tribológico do escorregamento para a aderência na interface cavaco-ferramenta (TRENT, 1984). Temperaturas relativamente altas geradas na interface aumentam a atividade atômica e isto favorece o fenômeno da aderência (TRENT, 1991). Esta foi inicialmente definida, por Bowden e Tabor (1950), como uma fase sólida soldada entre as ligações atômicas das superfícies metálicas absolutamente limpas. Isto é devido ao crescimento constante da área de contato quando a tensão de cisalhamento é aumentada sob a ação de uma tensão de compressão que é suficiente para causar escoamento plástico. Ao mesmo tempo, ocorre deslocamento de material numa escala reduzida na região de contato. A área de contato real aproxima-se da área geométrica e a aderência total ocorre. Em relação a isto, é importante para a força normal exceder o limite de elasticidade do material para que as asperidades sejam deformadas e comprimidas para fazer o contato atômico.

Segundo Gekonde e Subramanian (2002), a aderência é definida como uma medida do limite de elasticidade das junções, isto é, a tensão necessária para comprimir as asperidades e levá-las a um estado plástico. Enquanto o atrito é uma medida da resistência ao cisalhamento das junções, isto é, a tensão necessária para cisalhar as asperidades causando movimento relativo na interface.

Drapinsk (1973) resume as causas do atrito nos mecanismos de cisalhamento e adesão, caracterizando-as no modo como se relacionam as superfícies em contato. O atrito por cisalhamento ocorre quando picos de duas superfícies entram em contato lateral entre si, desenvolvendo-se devido à resistência oferecida pelos sólidos à ruptura destes picos. Enquanto no atrito por adesão, as superfícies em contato são sujeitas a algum carregamento que provoca um escoamento plástico nos picos das superfícies. Como consequência, o atrito se desenvolverá pela soldagem a frio destas micro-áreas planas entre si. A adesão é a maior responsável pelo desgaste e pela resistência ao movimento.

Próximo à área onde ocorre a aderência, a camada de cavaco em contato com a ferramenta é estacionária e o movimento relativo se desenvolve nas camadas adjacentes, com a velocidade de cisalhamento aumentando gradualmente até a maior velocidade, que ocorre na parte superior do cavaco. O movimento do material da peça é mantido pelo cisalhamento concentrado em uma camada muito fina adjacente à superfície, sendo da ordem de 25 a 50 μm de espessura. Nesta espessura, o material da peça se comporta mais como um líquido viscoso que um metal. A camada é chamada de “zona de fluxo” ou zona de cisalhamento secundária (ver Figura 2.1). Nesta zona, a taxa de deformação cisalhante é extremamente alta, da ordem de 10^4 a 10^5 s^{-1} , e a quantidade de deformação é tão extrema que as características estruturais originais (tal como perlita e ferrita no aço) são completamente destruídas. A energia consumida na deformação do material do cavaco na zona de fluxo por unidade de volume do metal deformado é muito maior que na zona de cisalhamento primária e as temperaturas geradas na zona de fluxo são, portanto, maiores, representando a principal fonte de calor que aumenta a temperatura da ferramenta e cria condições de desgaste (TRENT, 1991; GEKONDE e SUBRAMANIAN, 2002).

Trent (1991) destaca que muitas das características peculiares das operações de usinagem surgem de fatos incomuns de aderência na interface entre a peça e a ferramenta, mas estas condições não existem sob todas as condições de usinagem e em todas as partes da área de contato. Em baixíssimas velocidades de corte, a aderência pode não ocorrer. Similarmente, na região de contato periférica, mesmo em altas taxas de remoção de material,

há boas evidências para mostrar que o deslizamento ocorre na interface por um tipo de processo denominado *stick-slip*.

Este fenômeno pode ser explicado como o início do escoamento de elétrons, o qual produz cargas elétricas de polaridade opostas na interface, proporcionando um movimento relativo intermitente entre as superfícies em contato (PURQUERIO e GAMBARINI, 1978).

Assim, a forma de um cavaco de aço freqüentemente apresenta-se segmentada, indicando uma ação caracterizada por aderência e deslizamento repetidos. O centro do cavaco mostra uma zona de fluxo que demonstra aderência na área da interface. A ocorrência do deslizamento nesta região periférica pode ser atribuída a dois principais fatores: (a) baixa tensão compressiva próxima à superfície livre do cavaco e (b) acesso do oxigênio atmosférico na interface, reduzindo a tendência à ligação metálica. Sabendo-se que os mecanismos de desgaste podem ser muito diferentes sob condições de aderência e deslizamento, é útil ter em mente um modelo de regiões onde a aderência e o deslizamento ocorrem mais constantemente na ferramenta de corte (TRENT, 1991).

2.1.2 Tipos de desgaste

Os desgastes da ferramenta de corte são basicamente de três tipos (Figura 2.2): desgaste de flanco; desgaste de cratera; e desgaste de entalhe (MILLS e REDFORD, 1983; MACHADO e SILVA, 1999).

Figura 2.2 – Tipos de desgaste (SANDVIK, 2000). Modificada.

Convencionou-se medir os desgastes no plano ortogonal da ferramenta. Na superfície de saída pode-se medir os seguintes parâmetros de medição do desgaste de cratera (Figura 2.3): profundidade de cratera (K_T), largura da cratera (K_B) e distância do centro da cratera à aresta de corte (K_M). Na superfície de folga mede-se a largura do desgaste de flanco (VB_B), que é um valor médio do desgaste na superfície de folga e a largura máxima do desgaste de flanco (VB_{Bmax}). Mede-se ainda o valor dos desgastes gerados na superfície de folga pelos entalhes (VB_N e VB_C) (INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION (ISO), 1993; DINIZ et al., 1999).

Figura 2.3 – Desgastes da ferramenta (ISO, 1993).

Antes que um desses desgastes atinja grandes proporções, de maneira a colocar a estabilidade do processo de corte em risco, a ferramenta deverá ser reafiada ou substituída (MACHADO e SILVA, 1999). Tais desgastes se desenvolvem através de vários mecanismos de desgaste.

2.1.3 Mecanismos de desgaste

Não existe um consenso da literatura em relação à classificação dos mecanismos de desgaste. Porém, apresentaremos a seguir os principais mecanismos destacados pela literatura (TRENT, 1984; ISO, 1993; FERRARESI, 1995; MACHADO e SILVA, 1999; DINIZ et al., 1999) na seguinte ordem: difusão; aderência; abrasão; oxidação; e APC.

a) Difusão

É um mecanismo que envolve a transferência de átomos de um material para outro (MACHADO e SILVA, 1999; DINIZ et al., 1999). É fortemente dependente da temperatura, da solubilidade dos elementos envolvidos na zona de cisalhamento secundária (MACHADO e SILVA, 1999) e da duração de contato (DINIZ et al., 1999). Em usinagem, as velocidades relativas entre ferramenta-peça ou cavaco-ferramenta são altas e o tempo de contato entre esses materiais é muito pequeno. Isto praticamente tornaria o mecanismo de difusão desprezível, se não fosse a existência de uma zona de aderência na interface cavaco-ferramenta. Entretanto, essa zona não é estável e se renova periodicamente, garantindo o fluxo difusivo. Este mecanismo de desgaste poderá atuar tanto na superfície de saída como na superfície de folga, e a taxa de desgaste irá aumentar com o aumento da velocidade de corte e do avanço. No microscópio, as áreas desgastadas por difusão têm uma aparência lisa (TRENT, 1984; MACHADO e SILVA, 1999).

Segundo Trent (1984) e Diniz et al. (1999), a difusão é responsável principalmente pelo desgaste de cratera (Figura 2.4) em altas velocidades de corte, pois é na superfície de saída da ferramenta que se tem as condições necessárias para a difusão, isto é, alta temperatura, devido às altas

velocidades e à zona de aderência, e tempo de contato cavaco-ferramenta, devido à velocidade de saída do cavaco ser zero na zona de aderência.

Figura 2.4 – Craterização provocada pela difusão na superfície de saída (SANDVIK, 2000).

b) Aderência

Este mecanismo ocorre, geralmente, a baixas velocidades de corte, onde o fluxo de material sobre a superfície de saída da ferramenta se torna irregular. A APC pode aparecer, e o contato com a ferramenta se torna menos contínuo. Sob estas condições, fragmentos microscópicos são arrancados da superfície da ferramenta e arrastados junto ao fluxo de material adjacente à interface. Em geral, a zona de escorregamento, o corte interrompido, a profundidade de usinagem irregular ou a falta de rigidez promovem o fluxo irregular de material e, portanto, o mecanismo de desgaste por aderência. No microscópio, as áreas desgastadas por aderência têm uma aparência áspera (TRENT, 1984; MACHADO e SILVA, 1999).

Diniz et al. (1999) afirmam que o fenômeno da aderência é importante na formação do desgaste de entalhe. Portanto, a utilização adequada de fluido de corte, principalmente com efeito lubrificante, e o recobrimento da ferramenta com materiais de baixo coeficiente de atrito, como o nitreto de titânio, tem grande influência na diminuição deste tipo de desgaste.

c) Abrasão

Este mecanismo envolve a perda de material por microsulcamento ou microcorte, causado por partículas de elevada dureza relativa (MACHADO e SILVA, 1999) e pela temperatura de corte, que reduz a dureza da ferramenta. Assim, quanto maior a dureza a quente da ferramenta, maior sua resistência ao mecanismo de desgaste por abrasão (DINIZ et al., 1999).

Estas partículas, carbonetos e carbonitreto, podem estar contidas no material da peça ou, principalmente, ser partículas da própria ferramenta que são arrancadas pelo mecanismo de desgaste por aderência, por exemplo. Este mecanismo de desgaste é muito importante na usinagem com pastilhas revestidas, cerâmicas puras e cerâmicas mistas (MACHADO e SILVA, 1999).

Tanto o desgaste de flanco quanto o desgaste de cratera podem ser gerados pela abrasão, porém ela se faz mais proeminente no desgaste de flanco (Figura 2.5), já que a superfície de folga atrita com um elemento rígido que é a peça, enquanto que a superfície de saída atrita com um elemento flexível que é o cavaco (DINIZ et al., 1999).

Figura 2.5 – Desgaste de flanco provocado pela abrasão (SANDVIK, 2000).

d) Oxidação

Altas temperaturas e a presença de ar e água, contida nos fluidos de corte, geram oxidação para a maioria dos metais. O tungstênio e o cobalto, durante o corte, formam filmes de óxidos porosos sobre a ferramenta, que são facilmente levados embora pelo atrito, gerando desgaste. Porém, alguns óxidos como o óxido de alumínio, são mais duros e resistentes. Assim, alguns materiais de ferramenta, que não contém óxido de alumínio, desgastam-se mais facilmente por oxidação. O desgaste gerado pela oxidação se forma especialmente nas extremidades do contato cavaco-ferramenta devido ao acesso do ar nesta região, sendo esta uma possível explicação para o surgimento do desgaste de entalhe (DINIZ et al., 1999), conforme pode ser visto na Figura 2.6.

Figura 2.6 – Desgaste de entalhe provocado pela oxidação (SANDVIK, 2000).

e) Aresta postiça de corte

Quando se usina a baixas velocidades de corte e avanço, um fenômeno conhecido como APC ou BUE (*built up edge*) pode se apresentar na interface cavaco-ferramenta (MACHADO e SILVA, 1999), conforme pode ser visto na Figura 2.7.

Figura 2.7 – Aresta postiça de corte sobre a ferramenta (SANDVIK, 2000).

Em baixas velocidades de corte, a parte inferior do cavaco em contato com a ferramenta, sob a pressão de corte na zona de aderência, mantém este contato sem movimento relativo num espaço de tempo suficiente para se soldar à ferramenta, separando-se de outras porções de cavaco e permanecendo presa à superfície de saída. Com o posterior fluxo de mais cavaco sobre esta camada de cavaco já presa à ferramenta, ela se deforma e se encrua, aumentando sua resistência mecânica e fazendo às vezes de aresta de corte. A APC tende a crescer gradualmente até que em um certo momento rompe-se bruscamente, causando uma perturbação dinâmica. Parte da APC que se rompe é carregada com o cavaco e parte adere à peça, prejudicando sensivelmente o acabamento superficial da mesma. Ao se romper, a APC arranca partículas da superfície de folga da ferramenta, gerando um desgaste frontal muito grande, mesmo em velocidades de corte baixas. A superfície de saída da ferramenta, por outro lado, é protegida, já que o cavaco atrita apenas com a APC, fazendo com que o desgaste de cratera seja mínimo. A força de corte diminui com a formação da APC, pois o ângulo efetivo de saída aumenta (DINIZ et al., 1999).

2.1.4 Vida da ferramenta de corte

O tempo em que uma ferramenta de corte trabalha efetivamente antes de ser reafiada ou substituída é denominado de “vida da ferramenta de corte”, T . Um critério deve ser usado para determinar o fim de vida da ferramenta, de maneira a manter o processo produtivo dentro de condições econômicas adequadas (MACHADO e SILVA, 1999).

Para isso, a ISO sugeriu um padrão para o teste de vida da ferramenta ISO 3685 de 1977 (MILLS e REDFORD, 1983), cuja segunda edição foi publicada em 1993. Neste critério o tempo de vida da ferramenta é determinado pelo máximo desgaste permitido. Há outros critérios de fim de vida, relacionados à qualidade da peça usinada, como, por exemplo, a dimensão ou a rugosidade da peça. Um critério universal para estabelecimento de fim de vida de ferramentas em processos de usinagem é ainda um assunto muito discutido, porém, sem uma aparente definição a curto e médio prazo.

2.1.5 Fatores que influenciam o desgaste e a vida da ferramenta de corte

a) Tempo

Para o desgaste de flanco progressivo, a relação entre o desgaste da ferramenta e o tempo segue um modelo fixo. Inicialmente, com uma ferramenta nova, a taxa de desgaste da ferramenta é alta e é conhecido como desgaste primário. O tempo de ação desta taxa de desgaste é dependente, entre outros fatores, das condições de corte e do material da peça. A quantidade de desgaste primário é aproximadamente constante, mas o tempo para produzi-lo reduz quando a velocidade de corte é aumentada. Este estágio de desgaste é seguido pelo estágio de desgaste secundário, em que a taxa de aumento do desgaste de flanco é praticamente constante. É consideravelmente menor que a taxa do desgaste primário numa faixa prática de velocidade de corte. No fim do estágio de desgaste secundário, quando o desgaste de flanco é normalmente considerável e está muito longe do recomendado como critério para falha da ferramenta, as condições são tais que um novo estágio de

desgaste começa, desgaste terciário, e isto, se continuado, rapidamente conduz à quebra da ferramenta (MILLS e REDFORD, 1983).

O desgaste de cratera, normalmente medido em termos da profundidade da cratera, aumenta progressivamente com o tempo até que um ponto seja alcançado quando a cratera enfraquece suficientemente a aresta e, pela ação das forças sobre a mesma, ocorre a quebra. A falha catastrófica das ferramentas de aço-rápido é meramente uma extensão do critério de desgaste de flanco para os metais duros e segue o mesmo tipo de relação com o tempo. Todas as outras formas de desgaste, as quais resultam na rápida deterioração da ferramenta, são freqüentemente difíceis de se relacionar com o tempo de uma maneira clara, visto que a ferramenta pode falhar quando há pouco ou nenhum desgaste. Isto pode freqüentemente ser atribuído a uma condição transiente severa (MILLS e REDFORD, 1983).

b) Condições de usinagem

Taylor (1907), citado por Mills e Redford (1983), sugeriu, para o desgaste progressivo, a relação entre o tempo de vida da ferramenta para um dado critério de desgaste e a velocidade de corte:

$$v_c \cdot T^{-k} = C_1 \quad (2.1),$$

onde v_c é a velocidade de corte; T é a vida da ferramenta; k e C_1 são constantes para a combinação ferramenta-peça.

Esta relação básica foi testada repetidamente para uma larga faixa de materiais de ferramenta e peça e condições de corte. Tal equacionamento mostrou-se válido dentro de determinadas condições de usinagem. A equação foi mais tarde estendida para uma forma mais geral:

$$T = \frac{C_2}{v_c^p \cdot f^q \cdot a_p^r} \quad (2.2),$$

onde f é o avanço; a_p é a profundidade de usinagem; e p , q , r e C_2 são constantes para a combinação ferramenta-peça (MILLS e REDFORD, 1983).

Segundo Diniz et al. (1999), a velocidade de corte é o parâmetro que mais influencia no desgaste, pois com o aumento da mesma, aumenta a energia em forma de calor que é imputada ao processo, sem um aumento da área da

ferramenta que recebe este calor. O aumento do avanço, por sua vez, também aumenta a quantidade de calor imputada ao processo, porém também aumenta a área da ferramenta que recebe este calor. A influência da profundidade de usinagem é menor, já que ao ser aumentada, a profundidade de usinagem não mexe com a energia destinada ao corte por unidade de área, nem com a velocidade de retirada do cavaco, mas somente faz com que um maior volume seja retirado através da utilização de uma maior porção da aresta de corte.

c) Temperatura

Sabe-se que quando a temperatura aumenta, a vida da ferramenta diminui; a relação da vida da ferramenta e temperatura é a seguinte:

$$\theta \cdot T^n = C_3 \quad (2.3),$$

onde θ é alguma medida da temperatura de corte; n e C_3 são constantes para a combinação ferramenta-peça (MILLS e REDFORD, 1983).

A temperatura pode ser medida de várias formas, mas um método muito comum usa um termopar ferramenta-peça, isto é, um dispositivo que utiliza a junção de materiais diferentes entre a ferramenta e a peça como um meio de geração de uma força eletro-motriz, a qual é proporcional à temperatura da junção. Visto que a temperatura na junção variará consideravelmente de lugar para lugar ao longo da junção, fica difícil dizer exatamente o que está sendo medido. Entretanto, foi observado que a temperatura registrada por um termopar ferramenta-peça apontou uma relação de $\theta - T$ com bons resultados. Tipicamente, o expoente n nesta relação está entre 0,05 e 0,1 e isto indica como a temperatura de corte crítica afeta a vida da ferramenta (MILLS e REDFORD, 1983).

d) Geometria da ferramenta

Uma diminuição do ângulo de posição (χ_r) para mesmo avanço e mesma profundidade de usinagem, acarreta uma diminuição da espessura de corte (h),

$$h = f \cdot \text{sen} \chi_r \quad (2.4),$$

e ao mesmo tempo um aumento da largura de corte (b),

$$b = \frac{a_p}{\text{sen} \chi_r} \quad (2.5).$$

Esta variação de χ_r permite maior vida da ferramenta, pois resulta numa melhor distribuição da temperatura de corte num trecho da ferramenta (DINIZ et al., 1999).

O ângulo de ponta ε_r deve ser o maior possível para não enfraquecer a ponta da ferramenta. Algumas vezes, como em operações de copiagem, em que a ferramenta vai entrar e sair de reentrâncias, ε_r precisa ser pequeno, e χ_r' grande, para que o corte possa ser feito. O valor de χ_r' deve ser no mínimo igual a 2° , para evitar o atrito da aresta secundária de corte com a peça (DINIZ et al., 1999).

Quanto maior o ângulo de saída (γ_0), menor a deformação do cavaco e menor a temperatura, a pressão específica de corte e o desgaste da ferramenta. Na usinagem de materiais com cavacos curtos, onde a influência do ângulo de saída na temperatura e na pressão específica de corte é pequena, pois o material se deforma pouco antes de se romper e se tornar cavaco, é recomendável o uso de ângulos de saída negativos. Mesmo no corte de materiais que formam cavacos longos, onde a obtenção de baixa força de corte não é prioritária, recomenda-se a utilização de ferramentas com geometrias negativas para fortalecer a aresta de corte, já que a influência do ângulo de saída na vida da ferramenta não é muito pronunciada. Estas ferramentas têm a vantagem adicional de possuírem arestas de corte nas duas faces da pastilha, resultando num maior número de arestas por pastilha. Somente em operações que formam cavacos longos e onde se necessita baixas forças de corte, como operações em máquinas de baixa potência, torneamento interno ou quando a peça não é muito rígida é que se recomenda a utilização de ferramentas com geometrias negativas. Há que se notar aqui que ferramentas de torneamento chamadas de geometria negativa são aquelas onde o encaixe da pastilha no porta-ferramenta está posicionado de maneira negativa, tanto o ângulo de saída quanto o de inclinação. A este ângulo negativo, deve ser somado o ângulo positivo formado pelo quebra-cavacos e, assim, muitas vezes, uma ferramenta de geometria negativa tem ângulos efetivos de saída e de inclinação positivos. Note-se ainda que ferramentas

chamadas de geometria positiva têm ângulos efetivos bem positivos, pois além dos ângulos positivos gerados pelo porta-ferramenta, tem-se ângulos formados pelos quebra-cavacos (DINIZ et al., 1999).

O aumento do ângulo de folga (α_o) diminui o desgaste frontal, porque reduz a área de atrito entre a ferramenta e a peça, principalmente para valores pequenos de α_o (menores que 5°). Por outro lado, seu crescimento também enfraquece a cunha de corte. Por isso, é recomendada a utilização dos menores valores possíveis de α_o , sempre em torno dos 5° (DINIZ et al., 1999).

2.2 Lubrificação e Refrigeração nos Processos de Usinagem

2.2.1 Fluido de corte

Para reduzir o desgaste e aumentar a vida da ferramenta de corte nos processos de usinagem faz-se necessário, na maioria dos casos, a utilização de elemento com características lubrificantes e refrigerantes. O mais utilizado na prática é o fluido de corte.

A utilização de fluidos de corte na usinagem dos materiais foi introduzida por Taylor no final do século XIX. Sua verificação se fez jorrando grande quantidade de água na região peça-ferramenta-cavaco, com o que conseguiu aumentar a velocidade de corte de 33% sem prejuízo para a vida da ferramenta de corte. Naturalmente a idéia da água surgiu na busca de minimizar o indesejável efeito da alta temperatura sobre a ferramenta. Mas a água tem duas desvantagens principais: promove oxidação e tem baixo poder lubrificante (RUFFINO, 1995; DINIZ et al., 1999).

Os óleos possuem melhor poder lubrificante que a água, podendo assim reduzir a geração de calor devido ao atrito entre cavaco-ferramenta e ferramenta-peça e assegurar um melhor acabamento superficial à peça. Assim, foram desenvolvidos os óleos emulsionáveis (solúveis) com água (1 a 20 % de óleo) e os óleos de extrema pressão, cujos aditivos reduzem o perigo de solda do cavaco com a ferramenta, interpondo entre esses um extrato de óxidos (DINIZ et al., 1999).

Durante o corte se desenvolve uma grande quantidade de calor (Figura 2.8) devido à energia necessária para deformação do cavaco e à energia devido ao atrito ferramenta-peça e cavaco-ferramenta (DINIZ et al., 1999).

Grande parte deste calor gerado é dissipada pelo cavaco, uma pequena porcentagem é dissipada pela peça e uma outra para o meio ambiente. O restante vai para ferramenta de corte. Apesar desse restante representar apenas pequenos percentuais (8 a 10%), o aumento da temperatura associado com este calor é significativo, podendo chegar, em certos casos, a 1100 °C ou mais, conforme vistas A e B da Figura 2.10, o que compromete, fortemente, a resistência da ferramenta (MACHADO e SILVA, 1999; SANDVIK, 2000).

Figura 2.8 – Distribuição do calor gerado na interface (SANDVIK, 2000).

Este calor gerado precisa ser reduzido e/ou extraído da ferramenta e peça, principalmente a fim de minimizar o desgaste da ferramenta, a dilatação térmica da peça (e com isso se obter tolerâncias apertadas na peça) e o dano térmico à estrutura superficial da peça (DINIZ et al., 1999).

A geração do calor pode ser reduzida com a diminuição do coeficiente de atrito. Se isto acontecer, não somente a geração de calor é diminuída, mas

também os esforços e a potência de corte. Isto tem sido almejado com o desenvolvimento de novos materiais para ferramentas (ou para camadas de cobertura de ferramentas), com o desenvolvimento de materiais de peça com usinabilidade melhorada ou com a utilização de fluidos de corte com capacidade lubrificante. Mesmo com todo esforço para redução do calor gerado no processo de usinagem, o calor continua sendo gerado, em maior ou menor escala, dependendo das condições de usinagem, material da peça e da ferramenta, etc.. Assim, esse calor deve ser extraído da região de corte, da peça e da ferramenta (refrigeração), para evitar seus efeitos danosos (DINIZ et al., 1999).

Além de ser capaz de lubrificar e/ou refrigerar o corte, principais funções (MACHADO e SILVA, 1999), algumas vezes se deseja que o fluido de corte possua algumas outras funções (DINIZ et al., 1999). De uma maneira geral, sua função é introduzir uma melhoria no processo de usinagem dos metais. A melhoria poderá ser de caráter funcional ou de caráter econômico (RUFFINO, 1995).

As melhorias de caráter funcional são aquelas que facilitam o processo de usinagem, conferindo a este um desempenho melhor. Entre estas melhorias distinguem-se (RUFFINO, 1995; DINIZ et al., 1999):

- redução do coeficiente de atrito entre a ferramenta e o cavaco;
- expulsão do cavaco da região de corte – em algumas operações de usinagem, como furação profunda, o único meio de se retirar o cavaco da região de corte é via o fluxo de fluido de corte. Para isto, este fluxo deve ser de alta pressão e baixa viscosidade e o cavaco formado deve ser pequeno;
- refrigeração da peça em usinagem;
- melhor acabamento superficial da peça em usinagem – evitando danos à estrutura superficial e o crescimento exagerado de tensões residuais na superfície da peça usinada (principalmente em processo de retificação);
- refrigeração da máquina-ferramenta;
- prevenção contra a soldagem cavaco-ferramenta – esta é uma função de lubrificação e é bastante necessária quando o material

sendo cortado tem tendência à formação da APC e as condições de usinagem utilizadas propiciam esta formação (baixas temperaturas de corte);

- redução da dilatação térmica da peça, com a finalidade de facilitar a obtenção de tolerâncias apertadas.

As melhorias de caráter econômico são aquelas que induzem a um processo de usinagem mais econômico. Entre essas melhorias distinguem-se (RUFFINO, 1995; DINIZ et al., 1999):

- redução do consumo de energia de corte;
- redução do custo da ferramenta na operação;
- impedimento da corrosão da peça em usinagem.

Apesar de seus aspectos positivos, os fluidos de corte podem provocar problemas de saúde nos operadores de máquinas-ferramenta e causar danos ao meio ambiente. Eles provocam doenças de pele, irritações oculares, doenças respiratórias e até câncer, como consequência de algum tipo de contato prolongado (SAHM e SCHNEIDER, 1996; EL BARADIE, 1996; BURGESS, 1997; TEIXEIRA et al., 2000).

Deste modo, as empresas são obrigadas a enfrentar leis ambientais e trabalhistas mais rigorosas que legislam sobre a compra, manutenção, descarte e controle da emissão de resíduos no ambiente de trabalho (ARONSON, 1995; KLOCKE e EISENBLÄTTER, 1997b; NARUTAKI et al., 1997; HEISEL e LUTZ, 1998).

A névoa presente no local de trabalho surge em decorrência do uso de aerossóis e dos vapores dos fluidos de corte, os quais, conforme afirma Bersenkovitsch (2000), podem comprometer o ar ambiente em função de suas propriedades físico-químicas, da velocidade empregada na usinagem e do aquecimento na região de corte. O vapor é gerado, sobretudo, no contato do fluido de corte com superfícies quentes da peça trabalhada, da ferramenta, ou do cavaco quente. A pressão e o aquecimento do fluido de corte também exercem influência. Os aerossóis resultam da atomização mecânica e condensação de vapores. Dependendo de suas propriedades químicas, os aerossóis podem agrupar-se, formando partículas maiores (aglomerados). A avaliação toxicológica dos fluidos de corte depende de sua composição química.

Apesar dos argumentos sobre a proteção ambiental e a diminuição dos riscos para a saúde, as vantagens econômicas têm sido, naturalmente, o principal motivo para a redução ou a renúncia aos fluidos de corte. Segundo Sahm e Schneider (1996) e Klocke e Eisenblätter (1997b), uma análise de custo, numa fábrica alemã, relativa às peças mostrou que, nos casos extremos, até 17% dos custos de fabricação com a usinagem eram referentes aos fluidos de corte. Comparativamente nestes casos, os custos das ferramentas somavam de 2% a 3% dos custos da produção. É importante ressaltar que na Mercedes Benz o fator de custo mais importante é o investimento nas instalações de preparação, carga e descarga de máquinas e recuperação dos fluidos de corte. De forma semelhante, Narutaki et al. (1997) relatam que nos Estados Unidos os fluidos de corte representam 16% dos custos de usinagem.

Existem também exemplos clássicos na usinagem onde a aplicação do fluido de corte prejudica o processo como, por exemplo, no corte interrompido, onde a ferramenta, geralmente de metal duro, se aquece durante o período de corte e se resfria durante o período inativo, e na usinagem com ferramentas cerâmicas que deve ser feita a seco, pois o fluido pode promover choques térmicos com eventual fratura das ferramentas (SAHM e SCHNEIDER, 1996; YOUNG et al., 1997; MACHADO e DINIZ, 2000).

2.2.2 Usinagem sem fluido

A usinagem sem fluido de corte tem despertado atenção como alternativa aos fluidos tradicionais. Analisando-se tecnicamente o corte sem fluido, ele só é viável quando o tempo de corte, o tempo de vida da ferramenta e a qualidade superficial da peça forem pelo menos semelhantes às conseguidas com a usinagem usando-se fluido de corte tradicionais. Do ponto de vista econômico o corte sem fluido será adotado como uma prática comum quando os custos de produção de uma peça, sem os benefícios dos fluidos de corte, forem equivalentes aos custos de compra, manutenção e descarte dos fluidos segundo as normas ambientais (DUNLAP, 1997).

Entre os aspectos positivos do corte sem fluido estão a diminuição do choque térmico, das trincas e dos lascamentos principalmente no corte interrompido (KLOCKE e EISENBLÄTTER, 1997b). O cavaco obtido já está

seco e pronto para ser vendido ou reciclado, ao contrário do cavaco molhado, que requer processamento e filtração (KLOCKE et al., 1998).

Como os benefícios dos fluidos de corte não estão disponíveis na usinagem sem fluido, existe mais atrito e adesão entre a ferramenta e a peça, principalmente na usinagem de alumínio e aços dúcteis. Ferramenta e peça são submetidas à carga térmica maior, resultando em maior nível de desgaste. Este efeito pode ainda ser maior quando se eleva a velocidade de corte, afetando de forma negativa a vida da ferramenta de corte, como pode ser visto na aplicação apresentada na Figura 2.9. A temperatura de corte mais elevada no corte a seco pode afetar a precisão de forma e dimensional e a microestrutura da sub-superfície da peça (KLOCKE e EISENBLÄTTER, 1997a; KLOCKE et al., 1998; DÖRR, 1999; NOVASKI e DÖRR, 1999).

Figura 2.9 – Influência da velocidade de corte sobre a furação a seco (TITEX PLUS, 1999a).

A máquina-ferramenta também pode dilatar-se com a variação da temperatura, pelo acúmulo de cavaco quente. Estas dilatações são fatores de desvios de medida da peça, os quais podem atingir níveis intoleráveis (SAHM e SCHNEIDER, 1996; HEISEL e LUTZ, 1998; DÖRR, 1999).

Segundo Sahm e Schneider (1996), os primeiros sucessos obtidos na usinagem do ferro fundido cinzento estimularam uma pesquisa sobre a usinagem a seco para os processos de furação e mandrilamento realizadas em empresas alemãs.

Em geral, a usinagem a seco dos ferros fundidos cinzentos é bem sucedida, em virtude dos seus cavacos curtos, baixas temperaturas e forças de corte como também o efeito lubrificante da grafita presente neste tipo de material. Adicionando elementos de liga, é possível também aperfeiçoar a usinabilidade de outros materiais e deste modo sua conveniência para a usinagem a seco. Todavia, o emprego da usinagem a seco depende do tipo de operação de usinagem e da tecnologia usada (KLOCKE e EISENBLÄTTER, 1997a; YOUNG et al. 1997; HEISEL et al., 1998; DÖRR, 1999).

Outro ponto a considerar é a modificação dos parâmetros do processo. Sempre se tem a idéia que sem a utilização do fluido de corte os parâmetros de usinagem devem ser reduzidos. Este é um pensamento errôneo. Os resultados têm mostrado que tanto para o torneamento quanto para o fresamento gasta-se menos energia de atrito por volume de cavacos usinados, quando se utilizam avanços mais elevados e, conseqüentemente, espessuras de corte maiores. Além disto, o equilíbrio térmico faz com que mais calor seja transferido para o cavaco. Em alguns casos, a utilização da usinagem a seco conduz à utilização de processos alternativos (NOVASKI e DÖRR, 1999).

Do ponto de vista da ferramenta de corte as novas exigências estão basicamente relacionadas com o aumento da temperatura de corte na usinagem a seco, sendo necessário observar duas características essenciais dos materiais de corte: a dureza a quente e a tenacidade. Os revestimentos de ferramentas também desempenham um papel importante. Segundo Kalhöfer (1997) e Schulz (1999b) as modificações da geometria da ferramenta e a aplicação de revestimentos resistente a altas temperaturas, tal como nitreto de titânio alumínio, podem reduzir os efeitos de temperatura sobre a ferramenta, melhorando a conveniência das ferramentas para a usinagem a seco.

2.2.3 Usinagem com mínima quantidade de lubrificante

As limitações das operações a seco podem ser reduzidas através da técnica de Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL) que age com base no princípio de utilização total do óleo de corte sem resíduos. De maneira geral o fluxo de lubrificante varia de 10 até no máximo 100ml/h a uma pressão de 392,3 a 588,4 kPa (KLOCKE e EISENBLÄTTER, 1997b; YOUNG et al., 1997; DINIZ, 1999; DÖRR, 1999; SCHULZ, 1999b). Dependendo da aplicação o fluxo de fluido pode variar de 10 a 1000 ml/h segundo Sahm (1996). A aplicação pode ser feita por meio de névoa, fluido mais ar comprimido, ou um pequeno fluxo de óleo através da ferramenta (ARONSON, 1995).

Nesta tecnologia a função de lubrificação é assegurada pelo óleo e a de refrigeração, mesmo que pequena, pelo ar comprimido. Esta pequena quantidade de fluido é suficiente para reduzir o atrito no corte, diminuindo a tendência à aderência em materiais com tais características. De sua comparação com a refrigeração convencional resultam numerosas vantagens: baixo consumo de lubrificantes e eliminação de um sistema de circulação entre outras (KLOCKE e EISENBLÄTTER, 1997b; HEISEL et al., 1998; KLOCKE et al., 1998; DÖRR, 1999).

Brockhoff e Walter (1998) e Heisel et al. (1998) afirmam que existem principalmente três tipos diferentes de sistemas de MQL. De um lado estão os sistemas de pulverização de baixa pressão, onde o óleo é aspirado por uma corrente de ar e levado à superfície ativa com uma mistura. Esses sistemas se distinguem por um fluxo volumétrico de óleo de aproximadamente 0,5 a 10 l/h. Eles são usados principalmente para a refrigeração com emulsões, produzem uma otimização notável e somente podem ser dosados grosseiramente. O segundo tipo de sistema usa bombas dosadoras com alimentação pulsatória de uma quantidade definida de óleo para a superfície ativa, sem ar. As taxas de fluxos são ajustáveis numa faixa entre 0,1 e 1 ml por ciclo, com até 260 ciclos por minuto. Estes sistemas são utilizados principalmente em processos intermitentes. O terceiro e mais usado é o de pressão, em que o óleo é bombeado para o bocal através de uma tubulação de suprimento em separado. Ali ele é misturado com ar comprimido fornecido separadamente, de forma que as quantidades de ar e óleo podem ser ajustadas independentemente,

permitindo um consumo na faixa de 10 a 100 ml/h. Heisel et al. (1998) apresentam na Figura 2.10 um diagrama esquemático de um sistema de MQL com o princípio de pressão.

Klocke e Eisenblätter (1997b) constataram os benefícios da técnica MQL na redução da APC. Entretanto, o aumento do volume de fluxo de 10ml/h para 40ml/h não foi significativo, demonstrando que pequenos volumes de fluxo são suficientes para suprimir a APC. Wakabayashi et al. (1998) demonstram resultados semelhantes no torneamento do aço S45C utilizando diversas quantidades de lubrificante a uma pressão de 588,4 kPa. A APC foi totalmente eliminada com a técnica de MQL comparada com o corte a seco e refrigerado, este com emulsão de 5%. Obteve-se melhor rugosidade $R_a \cong 0.4\mu\text{m}$ contra $R_a \cong 0.8\mu\text{m}$ na condição a seco e refrigerado. O desgaste de flanco variou conforme a quantidade de lubrificante, sendo que o maior volume de lubrificante proporcionou menor nível de desgaste.

Figura 2.10 – Diagrama esquemático de MQL (HEISEL et al., 1998).

Schulz (1999b) afirma que no processo de furação de aço, a técnica de MQL também forneceu excelentes vantagens. O efeito lubrificante reduz a força de atrito e deste modo prolonga a vida da ferramenta consideravelmente. Na furação da liga alumínio-silício (7% Si), Diniz (1999) revelou resultados significativos comparado com o uso de fluido de corte emulsionável, no que se refere à qualidade do furo, desgaste de flanco, potência consumida e força de corte utilizando brocas de metal duro e com cobertura de diamante.

Por outro lado, comparado com a utilização de fluidos de corte tradicionais, a técnica de MQL propicia custos adicionais para pressurizar o ar, por exemplo. Além disso, o vapor, a névoa e a fumaça de óleo gerados durante seu uso na usinagem podem ser considerados subprodutos indesejáveis, pois contribuem para aumentar o índice de poluentes em suspensão no ar, necessitando de um bom sistema de exaustão nas máquinas. Na pulverização utiliza-se uma linha de ar comprimido que funciona intermitentemente durante o processo. Essas linhas de ar geram ruído que costuma ultrapassar os limites de tolerância admitidos pela legislação (MACHADO e DINIZ, 2000).

2.3 Usinagem de Ferro Fundido

2.3.1 Efeito da microestrutura sobre a usinabilidade

O ferro fundido é um dos materiais que pode ser usinado sem fluido de corte, dependendo, é claro, de sua microestrutura, da adição de elementos de liga, das condições de usinagem, do tipo de geometria, do material e do revestimento da ferramenta de corte.

As ligas de ferro que contêm porcentagem de carbono entre 2 a 4% correspondem aos ferros fundidos. Estes contêm ainda outros elementos de liga como o silício, o manganês, o fósforo e o enxofre, além do níquel, cromo, molibdênio e cobre. Suas principais propriedades são a boa rigidez, resistência à compressão e relativo baixo ponto de fusão, o que possibilita a utilização da fundição como processo de fabricação de peças de ferro fundido (SHAW, 1986; CHIAVERINI, 1986; DINIZ et al., 1999).

A usinagem deste grupo de material pode variar desde muito fácil de se usar, como no caso do ferro fundido cinzento ferrítico ($HB \approx 120$), até muito difícil de se usar, como no caso do ferro fundido branco ($HB \approx 550$). Entre estes dois extremos estão situados os vários tipos de ferros fundidos. É evidente, portanto, que, como no caso dos aços, a larga faixa de usinabilidade dos ferros fundidos vai depender da microestrutura e da composição química (MILLS e REDFORD, 1983; AMERICAN SOCIETY FOR METALS (ASM), 1989; MACHADO e SILVA, 1999). Em termos gerais, pode ser dito que quanto maior

a dureza e a resistência de um tipo de ferro fundido pior é sua usinabilidade (DINIZ et al., 1999).

A usinabilidade do ferro fundido depende fortemente de sua microestrutura. A forma da grafita no ferro fundido determina o seu tipo. A presença de grafita proporciona características de fácil usinagem, enquanto sua forma e quantidade estabelecem o possível acabamento da superfície a ser obtido com um processo de corte, além da força de corte necessária. A microestrutura do metal ao redor da grafita determina a vida da ferramenta e estabelece a maior vantagem de velocidades de corte e avanços (ASM, 1989).

Pequenas variações na microestrutura podem fazer uma diferença na usinagem do ferro fundido, que seria muito significativa em alta produção. A dureza Brinell é um indicador de usinabilidade porque a dureza é dependente da microestrutura, mas apenas a dureza não é consistente como uma medida de usinabilidade. Uma maneira de avaliar melhor a usinabilidade do ferro fundido é combinar o teste de dureza com uma avaliação da microestrutura, por causa de alguns microconstituintes que adversamente afetam a usinabilidade (ASM, 1989).

Se o ferro fundido é resfriado rapidamente, um produto conhecido como ferro fundido branco é obtido, o qual consiste de partículas de cementita numa matriz de perlita. Se o mesmo ferro é resfriado numa taxa inferior, um produto conhecido como ferro fundido cinzento é obtido, que consiste de flocos de grafita em ferrita ou perlita. Se a percentagem de silício ou carbono é reduzida (ou se a formação de ligas de carbetos, tais como Cr, Mo ou V, estão presentes para prender o carbono), uma taxa de resfriamento inferior é requerida para prevenir a formação de cementita e produzir flocos de grafita que são característicos do ferro fundido cinzento (SHAW, 1986).

Em adição à cementita, perlita, grafita, carbetos de cromo, molibdênio ou vanádio, e inclusões de sulfeto de manganês, outras estruturas tais como ferrita livre, esteadita, inclusões de areia e escória estão algumas vezes presentes no ferro fundido. Valores de dureza dos principais constituintes presentes nos ferros fundidos são dados na Tabela 2.1 (SHAW, 1986; ASM, 1989).

Tabela 2.1 – Faixa de dureza de constituintes do ferro fundido (SHAW, 1986; ASM, 1989).

Microconstituente	Dureza Knoop em kg/mm ² (carga de 100g)
grafita	15-40
ferrita	215-270
perlita	300-390
esteadita	600-1200
carbeto	1000-2200

Na usinagem dos ferros fundidos, a vida da ferramenta e as velocidades de corte são diretamente influenciados pela microestrutura. Grafita no ferro fundido é importante para suas características de fácil usinagem, mas a vida da ferramenta é dependente da microestrutura do metal da matriz ao redor da grafita. A influência dos vários constituintes da matriz sobre a vida da ferramenta é discutida abaixo (ASM, 1989).

a) Ferrita

A ferrita é essencialmente um constituinte livre de carbono que constitui a matriz inteira dos ferros completamente recozidos. Se presente numa concentração superior a 10%, causará um enfraquecimento do ferro fundido além de indicar uma taxa de resfriamento lenta. Com exceção da grafita, a ferrita tem a menor dureza que qualquer outro constituinte no ferro (Tabela 2.1). Entretanto, não é tão mole quanto a ferrita do aço de baixo carbono, pois a ferrita no ferro fundido contém silício. O efeito endurecedor do silício dissolvido proporciona a ferrita uma propriedade bem definida. O silício contém, na faixa de 1 a 3%, baixíssima influência sobre a vida da ferramenta, mas os ferros fundidos com altos conteúdos de silício possuem usinabilidade reduzida (SHAW, 1986; ASM, 1989). Quando a porcentagem de ferrita diminui e a de perlita aumenta, a vida da ferramenta, obtida em operações de usinagem tais como torneamento, fresamento lateral e furação, diminui. As estruturas recozidas dos ferros fundidos dúcteis e maleáveis possuem uma matriz quase toda de ferrita e pode ser usinada a velocidades relativamente altas,

comparáveis àquelas usadas para a usinagem do ferro fundido cinzento (ASM, 1989).

b) Perlita

A perlita é um constituinte comum em ferros fundidos de média resistência e dureza. É composta de placas alternadas de ferrita mole e carbeto de ferro duro. A estrutura mais fina é mais forte, mais dura e deve ser usinada a menores velocidades. A perlita em ferro fundido proporciona melhor combinação de usinabilidade e resistência ao desgaste (ASM, 1989).

c) Martensita

A martensita é um constituinte extra-duro que é formado pela têmpera. Não é usinável, sendo necessário submeter-se ao revenimento, de forma a reduzir sua dureza e permitir sua usinagem. Após tal tratamento térmico, em geral, torna-se pouco mais usinável que a perlita de mesma dureza. Quando a martensita é revenida até uma baixíssima dureza forma-se uma estrutura de carbeto coalescidos na ferrita, aproximando-se da usinabilidade da ferrita (ASM, 1989).

d) Acicular

Estruturas aciculares, incluindo bainita, normalmente ocorre em ferros ligados ou são obtidos por um tratamento de calor por têmpera em meio quente. Eles geralmente possuem dureza intermediária e são difíceis de usar, um pouco menos usinável que a martensita revenida de mesma dureza (ASM, 1989).

e) Austenita

A austenita é o principal constituinte nos ferros fundidos cinzentos com alto níquel e alguns dúcteis. A austenita é um constituinte relativamente mole, e é comparável à ferrita em usinabilidade. Entretanto, alguns tipos de ferros

austeníticos possuem cromo suficiente para produzir carbeto de cromo na microestrutura. Isto reduz a usinabilidade (ASM, 1989).

f) Carbeto

Os carbeto são constituintes extremamente duros, tanto na forma de carbeto de ferro ou ainda com elementos de liga. Nas placas finas de perlita, o carbeto pode ser facilmente cisalhado, mas em partículas maiores no ferro fundido quando um constituinte se separa, os carbeto são bastante prejudiciais à vida da ferramenta. Com percentual de aproximadamente 5% de carbeto livres na estrutura da matriz, já se tem um significativo efeito prejudicial à usinabilidade dos ferros fundidos. Os carbeto podem estar presentes na margem do ferro fundido por causa da solidificação muito rápida neste ponto (ASM, 1989).

g) Esteadita

A esteadita é um constituinte duro, com baixo ponto de fusão (982°C), que se forma nos contornos de grão e é formado pelo fósforo no ferro. Sua concentração normalmente é mantida abaixo de 10% pela manutenção do conteúdo de fósforo com percentual inferior a 1%. Em quantidade inferior a 5% tem uma influência desprezível sobre a vida da ferramenta (SHAW, 1986; ASM, 1989).

2.3.2 Efeitos dos elementos de liga sobre as características de usinagem

O elevado teor de carbono das ligas de ferro fundido e a presença sempre obrigatória do elemento silício tornam necessários considerá-los como ligas ternárias Fe-C-Si, de modo que os fenômenos de transformação da austenita, no resfriamento lento, são mais complexos, originando estruturas em que um novo constituinte se apresenta – carbono livre ou grafita – cuja forma, disposição e quantidade alteram profundamente as propriedades desses materiais (CHIAVERINI, 1986) e, por conseguinte, influenciando significativamente a usinabilidade dos ferros fundidos.

Além da influência do silício na usinabilidade via formação de ferro fundido cinzento (que tem boa usinabilidade como já visto), o comportamento da usinagem dos ferros fundidos é fortemente influenciado pela composição através dos efeitos de elementos de liga sobre a formação de carboneto ou de grafita (MILLS e REDFORD, 1983; DINIZ et al., 1999).

Segundo Diniz et al. (1999), a influência dos elementos de liga pode ser dividida em dois tipos: os formadores de carbonetos (cromo, cobalto, manganês, molibdênio e vanádio) que prejudicam a usinabilidade devido ao fato de que carbonetos são partículas muito duras e abrasivas; e os grafitizantes (silício, níquel, alumínio e cobre) que auxiliam a usinabilidade.

Ao contrário da maioria dos elementos de liga, o fósforo e o estanho afetam a matriz e não os carbonetos e grafita (ASM, 1989; DINIZ et al., 1999).

Pelo exposto, a composição química é um dos fatores mais importantes para determinar a estrutura dos ferros fundidos (CHIAVERINI, 1986). Analisando o efeito dos vários elementos, apresentaremos as principais características e influências de alguns elementos de liga sobre as propriedades do ferro fundido.

a) Carbono

Como nos aços, o carbono é o elemento de liga básico (CHIAVERINI, 1986). Está presente nesta liga como carboneto (principalmente a cementita) e como carbono livre (grafite). O teor de cada uma destas formas depende parcialmente da quantidade de outros elementos na liga. Um ferro fundido com alto silício apresentará muito carbono livre e quase nenhuma cementita. Este tipo de ferro fundido é chamado de cinzento (DINIZ et al., 1999).

b) Silício

É o elemento que favorece a decomposição do carboneto de ferro. Sua presença, independentemente do teor de carbono, pode fazer um ferro fundido tender para o tipo "cinzento" ou para o tipo "branco". Um dos efeitos do silício é modificar a composição do eutético, que no diagrama de equilíbrio binário corresponde a 4,3% de carbono. Por exemplo, com 2,3% de silício, o ponto

eutético situa-se cerca de 3,6% de carbono: com 3,5% de silício, o teor do eutético é deslocado para cerca de 3,2% de carbono (CHIAVERINI, 1986).

c) Manganês

Tem efeito oposto ao do silício, isto é, tende a estabilizar a cementita e contrabalança, de certo modo, o efeito do silício; além disso, o manganês atua, como se sabe, como elemento dessulfurante (CHIAVERINI, 1986). Por esta razão, quando um ferro fundido está com alta concentração de enxofre, um excesso de manganês é normalmente adicionado para prender o enxofre na forma de inclusões de MnS (SHAW, 1986).

d) Fósforo

O fósforo é um elemento de liga utilizado para promover a fluidez na fundição, e serve também para estabilizar a cementita. Porém, é considerado indesejável em quantidade superior a 0,15% do ponto de vista da usinabilidade, visto que ele forma um composto de natureza eutética (carboneto de ferro e fosfeto de ferro), de aparência branca e perfurada, chamado esteadita (MILLS e REDFORD, 1983; CHIAVERINI, 1986; ASM, 1989).

A esteadita pode ocorrer na microestrutura tanto em ferro fundido cinzento quanto no dúctil, ou em associação com o carbeto no ferro fundido branco. A dureza extrema da esteadita e a sua acentuada resistência à abrasão reduzem significativamente a vida da ferramenta. O efeito deste sobre a taxa de desgaste de ferramentas de corte pode ser reduzido pela transformação da matriz perlítica circundante ao eutético para uma ferrítica pelo recozimento (MILLS e REDFORD, 1983; ASM, 1989).

e) Enxofre

Nos teores normais, o enxofre não tem ação significativa (CHIAVERINI, 1986).

f) Níquel

O níquel em quantidades acima de 5% tenderá a promover a formação de grafite enquanto o enxofre tem o efeito oposto. Por esta razão quando um ferro fundido está com alta concentração de enxofre, um excesso de manganês é normalmente adicionado para prender o enxofre na forma de inclusões MnS menos nociva (SHAW, 1986).

g) Estanho

Em contraste ao efeito do fósforo, a adição do estanho em pequenas quantidades (0,05 a 0,15%), em ferro fundido cinzento não ligado, aumenta a usinabilidade e a vida da ferramenta pela redução da dureza em toda a peça fundida e pela eliminação de pontos duros nos cantos (ASM, 1989).

2.3.3 Características de usinagem do ferro fundido cinzento

A Figura 2.11 mostra uma comparação entre alguns tipos de ferros fundidos em relação a usinabilidade. Pode se ver nesta Figura que a usinabilidade varia muito entre as ligas, pois o ferro fundido branco (cheio de carbonetos duros e abrasivos) tem uma usinabilidade da ordem de 10 vezes menor que o cinzento (DINIZ et al., 1999).

O ferro fundido cinzento, pela sua fácil fusão e moldagem, usinabilidade superior aos outros ferros fundidos de dureza equivalente, resistência mecânica satisfatória, boa resistência ao desgaste e boa capacidade de amortecimento, é, dentre os ferros fundidos, o mais usado (CHIAVERINI, 1986; ASM, 1989). O teor de silício no ferro fundido cinzento varia entre 1 e 3%. O silício age como um poderoso grafitizante (DINIZ et al., 1999).

Com isso, esta liga se caracteriza pela grande quantidade de flocos de grafita, os quais introduzem descontinuidades na matriz do metal que reduzem a ductilidade e causam a quebra fácil dos cavacos (formando cavacos de ruptura), dando um comprimento de contato cavaco-ferramenta pequeno, relativamente baixas forças de usinagem e potência consumida, baixas taxas de desgaste e altas taxas de remoção de material. Esta é a principal razão para

o melhor comportamento de usinagem dos ferros fundidos cinzentos. A própria grafita serve como um lubrificante para a ferramenta de corte (MILLS e REDFORD, 1983; ASM, 1989; MACHADO e SILVA, 1999; DINIZ et al., 1999).

Figura 2.11 – Usinabilidade dos ferros fundidos (DINIZ et al., 1999).

A Tabela 2.2 lista um índice de vida da ferramenta para diferentes microestruturas de matriz de ferros fundidos cinzentos contendo 2,5% de grafita e de diferentes valores de dureza (MILLS e REDFORD, 1983).

Tabela 2.2 – O efeito de microestrutura e dureza da matriz sobre o índice de vida da ferramenta de corte dos ferros fundidos cinzentos (MILLS e REDFORD, 1983).

Microestrutura da matriz	Dureza Brinell	Índice de vida da ferramenta
ferrita	120	20
50% de ferrita e 50% de perlita	150	10
perlita grossa	195	2
perlita média	215	1,5
perlita fina	218	1
perlita fina com 5% em excesso de carbeto de ferro	240	0,3

Pode ser visto na Tabela 2.2 que as taxas de desgaste da ferramenta aumentam com o aumento das proporções de perlita em matrizes perlita/ferrítica e com a diminuição do espaçamento interlamelar da perlita; um aumento adicional nas taxas de desgaste da ferramenta ocorre quando a matriz perlítica contém excesso de carbetos de ferro. A dureza do ferro fundido cinzento, e, portanto, o desgaste da ferramenta, aumenta com o aumento da porcentagem de perlita e cementita (MILLS e REDFORD, 1983; MACHADO e SILVA, 1999).

O ferro fundido cinzento deve ser usinado a seco, propiciando melhores resultados, ou com ar (às vezes com aspiração do cavaco), para evitar dano à máquina-ferramenta. Pode proporcionar bons resultados com materiais de ferramenta de corte cerâmicos (Al_2O_3) usados sem fluido de corte (SHAW, 1986; DINIZ et al., 1999; MACHADO e SILVA, 1999).

O uso de fluido não é tão eficiente com o ferro fundido cinzento, por causa de seu conteúdo de grafita, pois, mesmo sendo de usinagem fácil, requerem baixa potência e formam cavacos descontínuos. Entretanto, com altas taxas de remoção de metal, tanto o calor e os cavacos podem acumular muito rapidamente de modo que o uso de um fluido é vantajoso no aumento da vida da ferramenta, remoção de cavacos, manutenção da exatidão dimensional e de forma (ASM, 1989; MACHADO e SILVA, 1999).

2.4 Revestimentos das Ferramentas de Corte

2.4.1 Breve histórico

Em função das tendências atuais de se usinar a seco, com o objetivo de reduzir custos de produção e proteger meio ambiente e trabalhador, com alta velocidade de corte, elevada demanda de energia e de refrigeração, e superar as condições desfavoráveis propiciadas pela baixa usinabilidade de novos materiais, principalmente na indústria aeroespacial, ratificam a necessidade de se utilizar revestimentos em ferramentas de corte.

Mesmo que o valor despendido com o consumo de ferramentas de corte represente uma parcela muito pequena no custo final do produto, elas exercem uma influência considerável na produtividade e nos custos de produção. A taxa

de remoção de material é determinada muito mais pelos fatores tribológicos que ditam o quão rapidamente uma ferramenta de corte pode mover-se através do material do que outros fatores como a limitação da máquina. Quando a ferramenta de corte se desgasta, a operação tem que ser interrompida e a ferramenta, trocada ou reafiada. Os custos com a parada da máquina para troca da ferramenta e os custos com reafiação e uma nova preparação são uma parcela considerável do custo total de produção (YUHARA, 2000).

A aplicação em escala industrial de revestimentos começou na década de 60 em metal duro, através do processo CVD (*Chemical Vapour Deposition*, em português significa deposição química a vapor). Esta aplicação não podia ser realizada em aço rápido, pois esta técnica requer temperatura da ordem de 1000°C, acima da temperatura de revenimento dos aços. Somente com o desenvolvimento do processo PVD (*Physical Vapour Deposition*, cuja tradução é deposição física a vapor), que usa temperaturas em torno de 500°C, foi possível fabricar ferramentas de aço rápido revestidas. Tal temperatura não compromete o tratamento térmico desse material (MACHADO e SILVA, 1999; DINIZ et al., 1999; YUHARA, 2000).

2.4.2 Funções e classificação

Os revestimentos separam a ferramenta do material da peça durante a usinagem, reduzem o atrito na interface cavaco-ferramenta e oferecem a possibilidade de substituir o fluido de corte. O substrato é responsável pela forma, resistência mecânica e rigidez da ferramenta. O papel da interface é garantir uma boa adesão do revestimento com o substrato. A adesão do revestimento depende das características químicas do substrato e das tensões térmicas na interface. Através do uso de revestimentos espera-se a redução do atrito entre as superfícies da ferramenta e da peça usinada, proteção térmica, proteção contra a difusão e resistência a altas temperaturas. (TÖNSHOFF e MOHLFELD, 1997; MÜLLER e SOTO, 1999).

Em resumo, o máximo benefício do revestimento será atingido pela combinação de uma alta adesão aliada a uma alta dureza do revestimento, uma ótima acomodação da expansão térmica entre o revestimento e o substrato, a presença de uma interface dúctil entre o revestimento e o substrato

e a presença de uma favorável tensão residual compressiva no substrato para resistir à propagação de trincas (MILLS, 1996).

Os revestimentos podem ser classificados como endurecedores ou lubrificantes, de acordo com suas propriedades (DERFLINGER et al., 1999). Existe também o revestimento com múltiplas camadas, o qual consiste na combinação de várias camadas com diferentes tipos de revestimentos endurecedores e/ou lubrificantes, de forma a combinar as características desejáveis de certos revestimentos para aplicações específicas em usinagem.

Um aspecto negativo relacionado à utilização de ferramentas revestidas é a necessidade da aplicação de um novo revestimento após a reafiação da ferramenta (SCHULZ et al., 2000; SANTOS e SILVA, 2001).

2.4.3 Revestimento endurecedor

O revestimento do tipo endurecedor se destaca por sua alta dureza, freqüentemente superior a 2500 HV. Além do reduzido desgaste por abrasão, essas camadas proporcionam pequena adesão aos cavacos. Isto, por sua vez, leva à redução da abrasão por adesão, coeficiente de atrito minimizado e menores forças de corte. Os principais revestimentos endurecedores são TiN (Nitreto de Titânio), TiC (Carboneto de Titânio), TiCN (Carbonitreto de Titânio), TiAlN (Nitreto de Titânio e Alumínio), Al_2O_3 (Óxido de Alumínio), PCD (Diamante Policristalino) e CBN (Nitreto Cúbico de Boro) (DINIZ et al., 1999; SCHULZ et al., 2000; SANTOS e SILVA, 2001). A Tabela 2.3 mostra as propriedades dos revestimentos mais utilizados.

O TiN é o revestimento mais antigo entre os utilizados atualmente, por isso o seu processo de aplicação é o mais conhecido e controlado. É o revestimento mais indicado para a situação em que se têm diversos materiais a serem usinados com a mesma ferramenta. Isto se deve ao fato de possuir um bom balanço entre propriedades como: dureza, tenacidade, aderência (sobre aço e metal duro), estabilidade química, estabilidade térmica e reduzido coeficiente de atrito (SCHULZ et al., 2000; YUHARA, 2000; SANTOS e SILVA, 2001).

O TiC possui excelente resistência ao desgaste por abrasão, além de funcionar como elemento que promove a adesão das camadas de cobertura

com o metal duro do núcleo, já que o óxido de alumínio, camada que normalmente está por cima do TiC, não possui alta afinidade físico-química com o metal duro a fim de conseguir uma forte adesão com o núcleo. Por isso, em geral, ou é a única camada de cobertura ou é a camada que está por debaixo das demais. Outras características importantes deste material: baixa tendência de soldagem com o material da peça, dificultando o desgaste por adesão e a formação de APC; e baixo coeficiente de dilatação térmica (DINIZ et al., 1999).

Tabela 2.3 – Propriedades dos revestimentos (SCHULZ et al., 2000; YUHARA, 2000).

Camada	TiN	TiCN	TiAlN
espessura (μm)	1 a 5	1 a 5	1 a 5
dureza (HV0,05)	2100 a 2600	2700 a 3200	2600 a 3000
coeficiente de atrito	0,4	0,25 a 0,4	0,3 a 0,4
coeficiente de atrito no aço	0,65	0,5	0,6
resistência à oxidação ($^{\circ}\text{C}$)	até 450	até 350	até 700
estabilidade térmica ($^{\circ}\text{C}$)	550	450	800
aderência *1(N)	60	50	50
coef. de transm. 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.

O TiCN normalmente possui uma estrutura mais complexa em comparação com o TiN, que forma uma camada de estrutura simples. Com o objetivo de conciliar uma boa aderência com uma alta dureza superficial, a relação entre os teores de C e N é variada de uma forma crescente durante o processo de revestimento, gerando desta forma uma superposição de 5 a 10 camadas de composição diferente. Suas principais vantagens são elevada dureza, quando comparado ao TiN, e baixo coeficiente de atrito. O TiCN apresenta vantagens em comparação com TiN e TiAlN na usinagem de aços de alta liga, pois apresenta a característica de sua camada sofrer lascamento

superficial sem atingir o substrato da ferramenta (YUHARA, 2000; SANTOS e SILVA, 2001).

O TiAlN é uma evolução natural do TiN. Enquanto o TiN pode também ser obtido pelo processo CVD, o TiAlN só é possível de se obter usando processos PVD. A principal vantagem do TiAlN é a sua característica de formar um filme protetivo extremamente denso e com alta adesão de Al_2O_3 em sua superfície quando aquecida, aumentando a resistência à difusão e oxidação do material do revestimento na peça. A segunda grande vantagem desse revestimento em usinagem é a sua baixa condutividade térmica. Assim, maior quantidade de calor é dissipada pelo cavaco, permitindo que se utilizem velocidades de corte mais altas, já que a carga térmica no substrato é menor. Com isso, há um aumento considerável na vida útil da ferramenta de corte. Sua elevada resistência à oxidação oferece boas condições para a usinagem a seco do ferro fundido e aço ligado, além de ser indicado para a usinagem de materiais abrasivos, como as ligas de Al-Si (DERFLINGER et al., 1999; YUHARA, 2000; SANTOS e SILVA, 2001).

O alto desempenho do revestimento TiAlN na usinagem a seco em comparação com os revestimentos TiN e TiCN é confirmado no exemplo da Figura 2.12, na qual é apresentada uma aplicação de furação sobre um aço SAE 1045 a 60 m/min, avanço de 0,2 mm/rot e profundidade do furo passante de 20 mm. A vida da ferramenta proporcionada pelo revestimento de TiAlN, é quase duas vezes a do TiCN e cinco a do TiN.

Os revestimentos cerâmicos à base de óxido de alumínio (Al_2O_3) geralmente são usados apenas em combinação com outros tipos de camadas. Isto vale igualmente para os revestimentos de materiais duros como, por exemplo, camadas de diamante policristalino (PCD) e nitreto cúbico de boro (CBN) (SCHULZ et al., 2000). O revestimento de Al_2O_3 propicia uma boa estabilidade de oxidação à ferramenta de corte a temperaturas elevadas (Figura 2.13) e uma boa estabilidade química quando em contato com o ferro, evitando o desgaste de cratera.

Figura 2.12 – Desempenho de revestimentos na usinagem sem fluido (TITEX PLUS, 1999a).

Figura 2.13 – Estabilidade de oxidação propiciada pelo Al₂O₃ (SANDVIK, 2000).

2.4.4 Revestimento lubrificante

Os revestimentos do tipo lubrificante possuem como base uma camada de material duro, sobre a qual é depositada uma camada de material macio (por exemplo, bissulfeto de molibdênio – MoS₂) ou uma segunda camada de

material duro com propriedades lubrificantes (por exemplo, carbeto de tungstênio com carbono – WC/C). Esses últimos combinam baixos valores de coeficiente de atrito ($\mu = 0,2$) com alta dureza, que são usados parcialmente combinados (revestimentos constituídos de várias camadas) com camadas de material duro, ou endurecedor. Em ambos os casos o objetivo é reduzir o atrito, melhorando o fluxo de cavaco e possibilitando usinagem a seco, ou pelo menos, a usinagem com MQL, além de reduzir a força de corte (DERFLINGER et al., 1999; SCHULZ et al., 2000; SANTOS e SILVA, 2001).

A estrutura molecular do MoS_2 consiste de planos individuais puramente de molibdênio ou puramente de enxofre. A clivagem ocorre entre os planos de enxofre vizinhos, pois a resistência da ligação entre eles é relativamente baixa. Para cristais simples de MoS_2 ao ar, o coeficiente de atrito de clivagem das faces sobre aço é cerca de 0,1, ao passo que para as arestas do cristal sobre o aço este valor aumenta para 0,26 (PURQUERIO e GAMBARINI, 1978).

O WC/C possui microdureza de aproximadamente 1000HK 0,01 e tensão interna de compressão em torno de -1GPa . Investigações com microscópios eletrônicos mostraram que o WC/C consiste de uma matriz de carbono amorfo, o qual é poroso com grãos nanocristalino de WC (10-20 nm). Em testes de escorregamento a seco, ou seja, pino sobre disco, os revestimentos de WC/C exibem valores muito baixos de desgaste sobre a superfície revestida e sobre a superfície oposta não revestida, mesmo após um tempo de teste considerável. A razão para esta pequena quantidade de desgaste é o baixo coeficiente de atrito e o amolecimento da superfície durante o escorregamento devido a sua microestrutura lamelar. Esta estrutura lamelar, consistindo de fases alternadas rica em carbono e rica em WC, é criada durante a deposição do revestimento (DERFLINGER et al., 1999).

2.4.5 Revestimento com múltiplas camadas

A utilização de sistemas com múltiplas camadas já é bem comum entre os fabricantes de ferramentas. O objetivo desta prática é combinar as características desejáveis de cada tipo de revestimento. A Figura 2.14 apresenta uma combinação de TiN, Al_2O_3 e TiCN para diversas condições de usinagem.

Figura 2.14 – Exemplo de combinação de revestimentos (SANDVIK, 2000).

2.5 Processo de Roscamento com Alta Velocidade de Corte

2.5.1 Breve histórico

A busca por maior produtividade, redução dos custos, flexibilidade da produção, melhor qualidade superficial e dimensional, além do desenvolvimento de novos materiais, está cada vez mais presente nas indústrias de produtos usinados que almejam manter, ou ampliar, sua participação no atual mercado globalizado. Certamente a usinagem com alta velocidade de corte (HSC – *High Speed Cutting* ou HSM – *High Speed Machining*) é uma das novas tecnologias que pode garantir competitividade em curto espaço de tempo.

A HSC surgiu na década de 20 através de uma série de experimentos realizados por Carl J. Salomon (FLOM e KOMANDURI, 1989; DEWES e ASPINWAL, 1997; AGBA, 1999). Nestes estudos, foi utilizada uma serra circular de grande diâmetro para reproduzir alta velocidade de corte, porque naquela época não haviam equipamentos com elevada rotação (SCHÜTZER e SCHULZ, 2003).

Salomon reconheceu que em princípio as temperaturas e as forças de corte tendiam a decrescer em altíssimas velocidades, mas um longo percurso teve de ser trilhado até a introdução da tecnologia HSC. Baseou-se sobre uma série de curvas de velocidade de corte plotadas comparando-as com a temperatura de corte atingida (Figura 2.15). Somente com o desenvolvimento dos eixos-árvore de alta rotação no início dos anos 80, com os quais foi possível atingir altas velocidades, abriu-se a possibilidade de serem realizadas pesquisas tecnológicas de base nessa área.

Figura 2.15 – Temperatura versus velocidade de corte (SCHÜTZER e SCHULZ, 2003).

Segundo Kitagawa et al. (1996), Finzer (1997) e Schulz (1997), a definição do que é alta velocidade de corte está intimamente associada aos tipos de material usinado, de operação de corte e de ferramenta, entre outros itens. Vigneau (1997) indica na Figura 2.16 a faixa de valores que definem a alta velocidade de corte em função do material usinado e do processo de usinagem.

Figura 2.16 – Definição de faixas de valores para HSC (VIGNEAU, 1997).

O processo de fresamento teve uma evolução significativa neste tipo de tecnologia. Isto porque é uma operação mais simples em termos de cinemática, remoção do cavaco, dissipação de calor, dinâmica e controle do processo em comparação a outros processos de usinagem, tais como furação e roscamento. A Figura 2.17 mostra faixas de velocidade convencional e com alta velocidade de corte destes processos de usinagem.

No caso específico do roscamento interno, utilizando macho de corte ou de conformação, com alta velocidade de corte (HST – *High Speed Tapping*), ainda pouco difundido, observam-se limitações devido às ferramentas de corte, material e geometria inadequados, às máquinas-ferramenta, dificuldade em atingir velocidades e avanços elevados e rápida reversão da rotação (MÜLLER e SOTO, 1999) com batimento aceitável, e ao pouco conhecimento da fenomenologia inerente à aplicação da tecnologia de alta velocidade de corte ao referido processo.

Em virtude de tais dificuldades tecnológicas, a velocidade de corte empregada no processo de roscamento dentro das indústrias é relativamente

baixa, em torno de 20 m/min (AGAPIOU, 1994; KOELSCH, 2002). Hoje em dia, máquinas-ferramenta mais modernas e equipamentos de auto-reversão permitem velocidades de corte de até 180 m/min com boa qualidade das roscas usinadas (AGAPIOU, 1994), dependendo do diâmetro da ferramenta de corte e do material a ser usinado.

Figura 2.17 – Faixa de velocidades em HSC (MÜLLER e SOTO, 1999).

2.5.2 Definição e classificação dos processos de roscamento

Roscamento é um processo de fabricação destinado à obtenção de filetes com perfil constante desenvolvidos em trajetórias helicoidais com passo uniforme sobre superfícies cilíndricas ou cônicas de revolução. Para tanto, a peça ou a ferramenta gira e uma delas se desloca simultaneamente segundo uma trajetória retilínea paralela ou inclinada ao eixo de rotação (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT), 1971; FERRARESI, 1995; BEZERRA et al., 2000).

A confecção de filetes de rosca pode ser feita por diferentes processos de fabricação, tais como usinagem, conformação, fundição e injeção. A Figura 2.18 mostra uma comparação da orientação dos grãos na rosca usinada e na rosca conformada.

O processo de roscamento pode ser externo ou interno. Roscamento externo é executado em superfícies externas cilíndricas ou cônicas de

revolução. Enquanto o interno é executado em superfícies internas cilíndricas ou cônicas de revolução (ABNT, 1971; FERRARESI, 1995).

Figura 2.18 – Roscas usinada e conformada (TITEX PLUS, 1999d).

As principais formas de se realizar o roscamento externo na usinagem é utilizar ferramenta de perfil único, ferramenta de perfil múltiplo, cossinete, jogo de pentes, fresa de perfil múltiplo ou fresa de perfil único (Figura 2.19).

roscamento externo com
ferramenta de perfil único

roscamento externo com
ferramenta de perfil múltiplo

roscamento externo
com cossinete

roscamento externo
com jogo de pentes

roscamento externo com
fresa de perfil múltiplo

roscamento externo com
fresa de perfil único

Figura 2.19 – Roscamento externo (FERRARESI, 1995).

No roscamento interno, utiliza-se geralmente ferramenta de perfil único, ferramenta de perfil múltiplo, macho de corte ou fresa (Figura 2.20). Na indústria, segundo Koelsch (2002), a confecção de filetes de rosca interna mais utilizada é o roscamento interno com macho de corte.

Figura 2.20 – Roscamento interno (FERRARESI, 1995).

2.5.3 Roscamento interno com macho de corte

O processo de roscamento interno com macho de corte envolve usinagem e remoção de material. O macho de corte é uma ferramenta de múltiplas arestas de corte que, através do movimento rotativo combinado com o axial, executa a deformação plástica na superfície interna de um furo, cujo diâmetro é um pouco menor que o diâmetro externo do macho de corte, para formar filetes de rosca após a remoção de cavacos, conforme pode ser visto na Figura 2.21.

A importância deste processo consiste em sempre ser uma das últimas operações de usinagem, cuja peça já possui um alto valor agregado e por isso deve ser confiável para evitar refugos (SHA et al., 1990; MÜLLER e SOTO, 1999). Além disso, as roscas representam o sistema de fixação mais usado em

componentes mecânicos dentro da indústria, sobretudo no setor automotivo (ISHIKAWA et al., 1992; COELHO, 1994).

Figura 2.21 – Detalhe do roscamento interno com macho de corte (KOMURA et al., 1990).

Porém, o processo de roscamento interno com macho de corte é uma das mais complexas operações no corte de metal (LORENZ, 1980). Pois existem vários problemas freqüentemente encontrados nos processos de roscamento interno tais como quebra do macho de corte, erro síncrono entre os movimentos rotacional e de avanço, desgaste do macho de corte e desalinhamento entre a ferramenta e o pré-furo, dentre outros (DU et al., 1995). Uma má escolha de ferramenta, condições de corte críticas ou uma lubrificação inadequada são fatores que levam, na melhor das hipóteses, a um roscamento fora da tolerância, e, na pior, à quebra da ferramenta e ao sucateamento da peça (SHA et al., 1990; FANTIN, 1992).

2.5.4 Tipos, geometria e terminologia de macho de corte

Os machos de corte utilizados em máquinas-ferramenta são ferramentas inteiriças, geralmente fabricados de aço rápido ou de metal duro. Suas roscas são de dois tipos: reta ou cônica. Machos de corte com rosca reta fabricam filetes de rosca que não variam o diâmetro com o passo, enquanto os com rosca cônica produzem filetes de rosca com uma redução uniforme do diâmetro com o passo. Possuem canais e entrada, ou chanfro, e são basicamente de três tipos: canais retos; canais retos com ponta helicoidal; e canais helicoidais (JOHNSON, 1989; DEGARMO et al., 1997; OSG, 1999). A terminologia

empregada neste trabalho é baseada nas normas NBR 7260 (ABNT, 1982) e NBR 14308 (ABNT, 1999).

Os machos de corte com canais retos (Figura 2.22) são mais usados por serem mais fáceis de fabricar e afiar do que os com canais helicoidais, além de usinar roscas de maneira satisfatória sob várias condições (JOHNSON, 1989). É recomendado para usinagem de furo cego ou passante em materiais que produzem cavacos curtos ou quebradiços, pois os mesmos ficam retidos nos canais (OSG, 1999).

Figura 2.22 – Macho de corte de canais retos (TITEX PLUS, 1999c).

Os canais, em combinação com os dorsos, formam arestas de corte sobre o perfil da rosca e proporcionam espaços para a remoção dos cavacos e para o acesso de fluido de corte na interface cavaco-ferramenta (DEGARMO et al., 1997). Dorso é a superfície lateral do macho de corte que fica entre os canais (Figura 2.23).

Figura 2.23 – Seção transversal do macho de corte canais retos (TITEX PLUS, 1999c).

São geralmente disponíveis com três ou quatro canais (KALPAKJIAN, 1991). Porém, para o roscamento de metais que produzem cavacos moles e fibrosos ou para facilidade de remoção do cavaco no roscamento de furo profundo, três ou até dois canais são mais empregados (JOHNSON, 1989). Segundo Weingaertner et al. (1997), a principal exigência do roscamento interno é a aplicação de fluido de corte para transportar melhor os cavacos e quebrá-los adequadamente.

O detalonamento (Figura 2.24) é um elemento geométrico que se situa no dorso e propicia folga após a ação da aresta de corte sobre a superfície interna do furo e durante a retração do macho de corte, reduzindo assim o atrito entre as superfícies da ferramenta e da peça.

Figura 2.24 – Tipos de detalonamento (OSG, 1999).

Pode ser concêntrico, ou sem detalonamento, excêntrico, com detalonamento partindo da aresta de corte, ou concêntrico-excêntrico, cujo detalonamento é uma combinação dos dois anteriores. O detalonamento forma os ângulos de folga dos flancos e frontal de folga da entrada.

Dependendo do material a ser usinado, adota-se um dos formatos de ângulos de saída da Figura 2.25. O formato reto apresenta maior resistência em relação ao curvo. Recomenda-se ângulo de saída pequeno para usinagem de material mais duro e grande para material macio (OSG, 1999).

Figura 2.25 – Formatos de ângulos de saída (OSG, 1999).

O macho de corte com canais retos e ponta helicoidal (Figura 2.26) é capaz de empurrar o cavaco no sentido de avanço durante a usinagem. Devido as suas características construtivas, o cavaco não interfere na usinagem, deixando os canais principais apenas para a passagem de fluido de corte e permitindo um bom acabamento da superfície usinada dos filetes de rosca, e, com isto, é possível que o macho de corte possua canais mais rasos, propiciando um diâmetro do núcleo maior, conseqüentemente com maior resistência ao torque. Em função disto, é recomendado na usinagem de furos passantes de materiais de cavaco longo (JOHNSON, 1989; DEGARMO et al., 1997; OSG, 1999).

- 1) ângulo de saída
- 2) ângulo de folga dos flancos
- 3) ângulo da entrada
- 4) ângulo da entrada helicoidal
- 5) ângulo do avanço
- 6) passo
- 7) largura do dorso

Figura 2.26 – Detalhe da ponta helicoidal (TITEX PLUS, 1999c).

Os machos de corte com canais helicoidais (Figura 2.27) são indicados para usinagem de furo cego, pelo fato do cavaco sair no sentido contrário ao avanço da ferramenta, de materiais que produzem cavacos longos, por tirá-los da região de corte, e de furos onde a ação de corte é interrompida por ranhuras e rasgos de chaveta. As arestas de corte encontram a interrupção progressivamente, assim corta mais suavemente e fica menos sujeito aos impactos. Podem ter canais com sentido direito ou esquerdo. Os canais com sentido direito são os mais comuns. O ângulo da hélice pode ser regular (cerca de 25 a 35°) ou rápida (cerca de 50 a 65°). Este último acelera a remoção do cavaco (JOHNSON, 1989; DEGARMO et al., 1997; OSG, 1999).

Figura 2.27 – Macho de corte de canais helicoidais (MÜLLER e SOTO, 1999).

2.5.5 Princípios da mecânica do roscamento interno com macho de corte

A usinagem no processo de roscamento interno com macho de corte é realizada pelas arestas de corte da entrada mais a aresta de corte do primeiro filete de rosca completo, que geralmente é da parte cilíndrica.

Desta forma, a velocidade de corte é variável ao longo da entrada, sendo menor nos primeiros filetes e maior no filete da parte cilíndrica (BEZERRA et al., 2001). A Figura 2.28 mostra exemplo de detalhe de um dorso com entrada composta de 4 filetes de rosca, cujas arestas de corte efetivamente executam a usinagem.

Figura 2.28 – Detalhe da entrada (TITEX PLUS, 1999c).

A característica geométrica do macho de corte, composta de vários canais e com extremidade cônica ou chanfrada, resulta numa ação de corte praticamente realizada pelas arestas de corte da região cônica. Assim, o desgaste ocorre principalmente nesta região. Similar a outros tipos de arestas de corte, o desgaste desenvolve-se sobre as superfícies de saída e de folga, dependendo do material da peça e das condições de usinagem (SHA et al., 1990).

Na medida que o desgaste do primeiro filete da parte cilíndrica se desenvolve, tem-se início a ação de corte do filete seguinte da parte cilíndrica e assim sucessivamente, até que o nível de desgaste sobre os filetes não permita a produção de roscas dentro da tolerância especificada (BEZERRA et al., 2001).

O volume de cavaco retirado é determinado pelo passo da rosca, número de canais e número de filetes da entrada (OSG, 1999). Com isso, o número de arestas de corte que efetivamente executam a usinagem é definido pelo número de canais e pelo número de filetes em cada dorso na entrada, mais o primeiro filete da parte cilíndrica. Na Figura 2.29, temos um exemplo de

um perfil de filete de rosca usinada subdividida em 12 pequenas seções correspondentes a um macho de corte com 3 canais e 4 arestas de corte por dorso na entrada, considerando que a 12ª aresta de corte é do primeiro filete de rosca da parte cilíndrica, totalizando 12 arestas de corte que efetivamente executam a usinagem. Pode-se observar que as arestas de corte dos filetes intermediários terão que remover maior quantidade de cavaco que as demais.

O processo de roscamento interno com macho de corte é altamente transiente, pois o ciclo completo é realizado em poucos segundos e pode ser dividido em corte e retorno. No início, a primeira aresta de corte começa a usinagem e, na medida em que o macho de corte avança, aumenta-se o número de arestas de corte gradualmente até que todas efetivamente executem a usinagem, praticamente não havendo um período estável (SHA et al., 1990). Em seguida, ocorre o retorno sem remoção de cavacos.

Figura 2.29 – Seções por aresta de corte para formar um filete de rosca.

É também um processo fortemente influenciado pelas operações anteriores, tais como furação ou alargamento (SHA et al., 1990). Isto é, possíveis erros, dimensionais, de forma ou de acabamento, do pré-furo poderão prejudicar o desempenho do processo de roscamento, podendo proporcionar profundidades de corte bem pequenas alternadas com outras bem profundas, o que causaria um aumento no batimento da ferramenta. Como resultado teríamos, no mínimo, roscas fora de tolerância e uma redução significativa da vida do macho de corte.

2.5.6 Fatores que influenciam no processo

Os principais fatores que influenciam o processo de roscamento interno com macho de corte e, conseqüentemente, afetam a qualidade da rosca, a produtividade e o custo são:

- composição e dureza do metal submetido ao roscamento;
- dimensão e forma da peça;
- tolerância e acabamento especificados;
- tipo de furo, ou seja, cego ou passante;
- velocidade de corte;
- fluido de corte (JOHNSON, 1989);
- torque.

Um metal é raramente selecionado por sua usinabilidade apenas. Entretanto, uma mudança de material pode aumentar a produtividade e diminuir o custo sem sacrificar as propriedades requeridas. Invariavelmente, o roscamento de tipos de fácil usinagem resulta em roscas mais precisas e de melhor acabamento com altas taxas de produção e custo inferior do que o roscamento de aços endurecidos de difícil usinagem (JOHNSON, 1989). Materiais dúcteis com dureza de até aproximadamente 55 HRC produzem cavacos longos. Nestes casos é mais aconselhável a utilização de machos de corte com três canais, já que essas ferramentas têm espaço suficiente para o escoamento de cavacos mesmo em furos cegos roscados de até 1,5 vezes o diâmetro de profundidade de furo. Para materiais que apresentam a formação de cavacos curtos (dureza entre 55 e 65 HRC), conhecidos como materiais frágeis, os machos de corte mais indicados são os de cinco canais, pois o grande número de canais diminui a espessura do cavaco e reduz a tensão da ferramenta durante o processo de corte, além de aumentar a vida útil (MÜLLER e SOTO, 1999).

Dimensão, passo e porcentagem da profundidade da rosca determinam o metal removido em qualquer operação de roscamento e tem um grande efeito sobre eficiência e vida do macho de corte. Quando a dimensão da rosca aumenta, a quantidade de metal removido aumenta na proporção aproximada

ao diâmetro do furo, assumindo que outros fatores permaneçam constantes. O diâmetro do pré-furo, produzido pela furação ou outro processo, influi diretamente na porcentagem da altura da rosca (%), a qual é a metade da diferença entre o diâmetro maior básico e o diâmetro menor real de uma rosca interna, dividido pela altura da rosca básica e expressa em porcentagem (JOHNSON, 1989). A Figura 2.30 mostra o perfil básico da rosca métrica ISO, conforme ABNT (1986).

Figura 2.30 – Perfil básico da rosca métrica ISO (ABNT, 1986).

Segundo ABNT (1986), D é o diâmetro maior teórico da rosca interna, d é o diâmetro maior da rosca externa, D_1 é o diâmetro menor da rosca interna, d_1 é o diâmetro menor teórico da rosca externa, D_2 é o diâmetro de flancos da rosca interna, d_2 é o diâmetro de flancos da rosca externa, P é o passo e H é a altura do triângulo fundamental.

A classe de tolerância da rosca e do macho de corte fica definida através dos seguintes parâmetros: diâmetros efetivo ou do passo, externo e interno, além do passo e do meio ângulo da rosca. Normalmente utiliza-se o tipo de macho de corte de acordo com a rosca interna desejada, mas não se pode afirmar que a tolerância da rosca interna será rigorosamente idêntica à tolerância do macho de corte. Isto porque no roscamento existem variações

nas condições de usinagem que não contribuem para realização perfeita da tolerância na rosca interna (OSG, 1999).

Atendendo-se às especificações da rosca métrica ISO e baseado na form.(2.6), teríamos para uma rosca M8x1,25, por exemplo, uma porcentagem da altura da rosca equivalente a 83,3% (AGAPIOU, 1994). A variação deste valor entre 100% e 80% não expressa variação na resistência à tração da rosca interna, porém, quanto à utilização da ferramenta, a vida do macho de corte e o torque seriam significativamente afetados (OSG, 1999). Quando a porcentagem de rosca aumenta, a quantidade de metal removido aumentará para qualquer passo e dimensão de rosca (JOHNSON, 1989).

As condições que causam variação dimensional nas roscas usinadas também causam variação da rugosidade. Entre estas condições destacam-se as seguintes: falta de concentricidade entre o porta-ferramenta do macho de corte e a árvore; desgaste do macho de corte; arraste de cavacos no furo roscado durante a retração do macho de corte; e acumulação de cavacos nas arestas de corte e flancos das roscas (JOHNSON, 1989).

Os machos de corte novos dificilmente proporcionam acabamento superficial ruim na rosca. Entretanto, o macho de corte não é capaz de evitar problemas decorrentes da excentricidade combinada do porta-ferramenta com o eixo-árvore. Tal excentricidade pode provocar sobremedida das roscas. O desgaste do macho de corte é a principal fonte de variação dimensional em furos roscados e/ou de acabamento ruim das roscas (JOHNSON, 1989).

A acumulação de cavaco sobre o macho de corte, aderência de metal da peça nas arestas de corte, também causa deterioração da rugosidade. A acumulação reduz a eficiência do macho de corte e produz resultados similares àqueles obtidos no roscamento com um macho de corte desgastado. Previne-se ou minimiza-se este efeito através da variação do fluido de corte ou seu método de aplicação (JOHNSON, 1989).

Machos de corte afiados de forma inadequada ou com os ângulos da aresta de corte errados terão um efeito adverso sobre o acabamento da rosca (JOHNSON, 1989). As roscas podem ser retificadas para melhorar a precisão e o acabamento superficial, embora aumente o custo consideravelmente (KALPAKJIAN, 1991).

Os furos a serem roscados podem ser cegos, conhecidos também como não passantes, ou passantes. Para o roscamento de furos cegos é necessário que o macho de corte possua geometria adequada para a retirada do cavaco da região de usinagem pela ação dos canais, pois o acesso do fluido de corte é muito difícil neste caso (JOHNSON, 1989).

No roscamento, o avanço é determinado pelo passo da rosca que está sendo usinada. Portanto, apenas a velocidade de corte pode ser ajustada. A velocidade ótima do roscamento é normalmente baseada no custo mínimo por furo e é freqüentemente um compromisso entre a vida máxima do macho de corte e a produtividade máxima. A dureza do metal da peça tem um grande efeito sobre a velocidade de corte (JOHNSON, 1989).

O fluido de corte é mais importante no roscamento que na maioria das outras operações de usinagem, pois as arestas do macho de corte são mais susceptíveis a danos provocados pelo calor e os cavacos têm maior chance de ficarem presos dentro da peça (JOHNSON, 1989; DEGARMO et al., 1997).

O fluido de corte deve ser mantido o mais limpo possível, pois partículas de fluido recirculado são altamente abrasivas, e deve ser fornecido em quantidades suficientes para reduzir o calor e o atrito, além de ajudar na remoção de cavacos. Recomenda-se a utilização de fluido de corte ou jato de ar para o roscamento de furos profundos com comprimento superior a duas vezes o diâmetro, ou furos cegos, no ferro fundido (JOHNSON, 1989; DEGARMO et al., 1997).

O método de aplicação é importante e é, normalmente, mais difícil que em operações tais como torneamento e fresamento. Para garantir a máxima eficiência, o fluido de corte deveria ser dirigido no macho de corte com pressão suficiente para forçá-lo a descer pelos canais (JOHNSON, 1989; DEGARMO et al., 1997).

O torque necessário para gerar uma rosca interna é um parâmetro fundamental nesse processo porque depende de fatores tais como: material da peça, tipo do macho de corte, porcentagem da altura da rosca, fluido de corte, etc.. Toda alteração na geometria da ferramenta e na velocidade é manifestada em mudanças no torque (AGAPIOU, 1994).

Sha et al. (1990) afirmam que o torque no roscamento interno com macho de corte está diretamente relacionado com o desgaste da ferramenta.

Monitorado em tempo real, o torque aumenta no corte à medida que mais arestas de corte entram em ação, enquanto no retorno o torque diminui com a liberação das arestas.

Os principais fatores que afetam os sinais de torque incluem a condição de desgaste do macho de corte e a variação na dimensão dos furos usinados no processo anterior. Quando um macho de corte começa a se desgastar, especialmente na forma de desgaste de flanco, o nível dos sinais de torque aumenta (SHA et al., 1990).

Fantin (1992) destacou que o sinal representativo do torque na operação de roscamento se compõe de diferentes fases (Figura 2.31). Apenas duas são exploradas no processamento de dados: a fase 1 para os valores médio e máximo do sinal; e a fase 2 para o valor máximo do pico de reversão. A exploração da fase 1 permite otimizar as condições de corte e controlar o desgaste da ferramenta. Estes dados são utilizáveis para a pesquisa de geometrias ótimas de machos de corte. Na fase 2, o valor máximo do pico de reversão informa sobre a qualidade do furo realizado. Este pico é representativo do torque de atrito quando do retorno do macho de corte.

Figura 2.31 – Evolução do sinal representativo do torque no roscamento (FANTIN, 1992).

2.5.7 Vantagens da usinagem com alta velocidade de corte

A tecnologia da usinagem com alta velocidade de corte pode propiciar uma série de vantagens para o processo de roscamento interno com macho de corte.

O objetivo da HSC não é apenas atingir velocidades de corte elevadas, mas, principalmente, obter a flexibilidade que a velocidade pode proporcionar (MODERN MACHINE SHOP (MMS), 2003), aumentando assim a produtividade.

De um modo geral, a HSC se caracteriza por aumento no volume de material removido, redução das forças de corte na usinagem, melhor qualidade da superfície usinada e redução da vida útil da ferramenta de corte em função do aumento da velocidade de corte (Figura 2.32) (SCHULZ, 1997).

Figura 2.32 – Características da HSC (SCHULZ, 1997).

As características mais relevantes do emprego e utilização da HSC estão nos aspectos econômicos e técnicos (ANDRAE, 1999a).

a) Vantagens econômicas

Segundo Grundler (1994), Novaski e Corrêa (1998), Fallböhmer et al. (2000) e Christoffel (2001), dentre as principais vantagens econômicas proporcionadas pelo uso da HSC destacam-se as seguintes:

- aumento na produtividade;
- redução dos custos do processo de fabricação. Custos de fabricação reduzidos devido a ciclos totais de produção mais rápidos;
- maior flexibilidade na alocação de mão de obra;
- maior flexibilidade comercial (pedidos complexos atendidos em menor tempo). A HSC permite aos centros de usinagem CNC competir com sistema industrial dedicado tal como linha *transfer*, pois a reconfiguração de um sistema dedicado em resposta a uma mudança de projeto poderia requerer meses, enquanto centros de usinagem podem ser atualizados numa questão de dias através apenas de mudanças da ferramenta de corte, fixação e programação. Além disso, qualquer centro de usinagem pode ser equipado para usinar um grande número de peças. Isto facilita ao fabricante em atender à demanda flutuante de vários produtos (MMS, 2003);
- baixos tempos inativos;
- redução do ciclo de fabricação. Tempos de produção minimizados devido aos tempos de corte e inativos extremamente reduzidos (Figura 2.33). A aplicação da tecnologia HSC nestes setores oferece uma acentuada redução dos tempos de manufatura, se comparados aos dos processos CNC convencionais. Para os materiais não ferrosos, tem-se a redução do tempo efetivo de usinagem, enquanto que para os materiais ferrosos, tem-se economia de tempo e custos, pois se reduz consideravelmente algum processo posterior a usinagem tal como, por exemplo, acabamento manual (SOUZA e SCHÜTZER, 2000). Esta redução se dá devido à alta qualidade de acabamento superficial conseguido com a utilização da tecnologia HSC (SOUZA, 2001).

Figura 2.33 – Redução do ciclo de fabricação na fabricação de moldes (GEIST, 1999).

b) Vantagens tecnológicas

Segundo Schulz (1996), Kirschnik (1997), Novaski e Corrêa (1998), Andrae (1999a), Geist (1999) e Müller e Soto (1999), as vantagens de ordem tecnológica são as seguintes:

- melhoria nos mecanismos de formação de cavaco;
- aumento da qualidade superficial das peças, o que elimina muitas vezes trabalhos posteriores;
- melhoria da exatidão das peças, especialmente em usinagem de peças delgadas;
- diminuição das forças de corte proporcional ao aumento das velocidades de corte;
- usinagem sem vibrações, pois as oscilações induzidas pelo corte da ferramenta são de alta frequência;
- melhoria na dissipação de calor do processo, pois a maior parte da energia térmica gerada se concentra no cavaco, o que proporciona menor aquecimento da peça, especialmente no fresamento;
- altas taxas de remoção de material;
- possibilidade de emprego de usinagem a seco.

A Tabela 2.4 indica os principais campos de aplicações e exemplos de corte em que a HSC fornece vantagens específicas.

Tabela 2.4 – Faixas de aplicações de usinagem com alta velocidade (SCHULZ, 1997).

Vantagens da HSC	Campo de Aplicação	Exemplos de Aplicação
alto volume de remoção	aços ligas, ferro fundido e ligas leves	produção aeroespacial, fabricação de moldes e matrizes
alta qualidade superficial	usinagem de precisão e peças especiais	indústria óptica e peças para mecânica fina
baixas forças de corte	usinagem de peças com paredes finas	indústria aeroespacial, automotiva e de equipamentos domésticos
alta taxa de condução de calor da região de corte pelos cavacos	usinagem de peças para trabalho a frio e sensíveis ao calor	mecânica de precisão e ligas de magnésio

A maior economia alcançada com o uso de máquinas-ferramenta de alta velocidade, em comparação com a que se alcança com máquinas convencionais, é fortemente influenciada pela escolha correta da tecnologia de corte, das velocidades de corte, dos avanços, das ferramentas e principalmente da estabilidade do processo (SCHULZ, 1997).

c) Desvantagens

Por outro lado, Kramer (1987), Dewes e Aspinwall (1997), Kirschnik (1997), Schulz (1999b), Müller e Soto (1999) e Andrae (1999b) comentaram que existem também desvantagens que precisam ser consideradas, as quais destacam-se:

- alto nível de desgaste da ferramenta de corte;
- necessidade de ferramentas de corte e máquinas-ferramenta de maior custo;

- necessidade de fuso de alta velocidade, os quais são caros e possuem baixa durabilidade, em torno de 5000 a 10000 h na máxima velocidade de rotação;
- necessidade de alta precisão do balanceamento do ferramental;
- necessidade de sistemas de controle especiais;
- e necessidade de otimização dos parâmetros tecnológicos, os quais ainda não são totalmente conhecidos e dominados.

Salienta-se que as desvantagens descritas devem-se principalmente ao fato de que a HSC é uma tecnologia recente. Com o passar do tempo, novos estudos adicionarão informações que permitirão a utilização cada vez mais otimizada desta tecnologia (SILVA et al., 2000). Segundo Schulz (1997), a desvantagem mais significativa é a redução da vida da ferramenta de corte.

Com isto, os esforços para otimização do processo HSC deve incluir, principalmente, estudos sobre as estratégias de usinagem que reduzam o desgaste da ferramenta de corte, tornando o processo viável e eficiente (SOUZA, 2001).

2.5.8 Fenomenologia da usinagem com alta velocidade de corte

A otimização de qualquer processo de usinagem requer um conhecimento de sua fenomenologia. As variáveis dependentes mais importantes na HSC são temperatura, força e mecanismo de formação de cavaco. Todas estas variáveis são fortemente influenciadas pela velocidade de corte.

a) Temperatura de corte

A evidência indica que a temperatura na interface cavaco-ferramenta aumenta com a velocidade, aproximando do ponto de fusão do material da peça, em lugar da diminuição a velocidades muito altas como tinha sido afirmado por Salomon (FLOM e KOMANDURI, 1989). Muitos pesquisadores têm concluído que não existe redução de temperatura em HSC, e que a maior parte do calor é transferido para o cavaco. Conseqüentemente, baixa distorção térmica da peça pode ser observada, à medida que a maior parte do calor da usinagem (70 - 90% aproximadamente) é transportado pelo cavaco (AGBA,

1999). A carga térmica na aresta de corte, entretanto, permanece alta, da mesma forma, ou até cresce consideravelmente com o aumento da velocidade de corte. Isto provoca uma redução drástica na vida da ferramenta. Dobrando a velocidade de corte pode-se reduzir a vida da ferramenta para até um décimo ou menos, dependendo da combinação do material da peça e do material da ferramenta de corte na operação específica (SINHOFF et al. 1999).

A usinagem com alta velocidade de corte em aços, ferro fundido e superligas causam temperaturas de corte extremamente altas, de modo que a tensão térmica da ferramenta é decisiva para o processo. Por outro lado, a baixa condutividade térmica de alguns materiais, tais como ligas de titânio e superligas à base de níquel dificultam a dissipação do calor, o qual conduz a uma substancial elevação na temperatura de corte (KITAGAWA et al. 1997). Por causa da temperatura de fusão da liga de alumínio ser baixa (aproximadamente 540°C) e estar bem abaixo das limitações de temperatura das ferramentas de metal duro e das revestidas, a velocidade de corte máxima para as ligas de alumínio parecem ilimitadas do ponto de vista da ferramenta de corte (FLOM e KOMANDURI, 1989).

b) Força de corte

Tem sido confirmado que a força de corte diminui com o aumento da velocidade de corte até um valor mínimo, o qual é alcançado a uma velocidade característica em um determinado material. Além desta velocidade característica, a força tende a aumentar lentamente (FLOM e KOMANDURI, 1989).

Por exemplo, a força para o aço AISI 4340 continua a diminuir com o aumento da velocidade até cerca de 1500 m/min, onde a força começa a aumentar com a velocidade. Similarmente ao aço AISI 4340, o alumínio 6061-T6 exibe uma redução inicial na força com o aumento da velocidade até aproximadamente 3000 m/min, além do qual a força aumenta levemente. Em contraste aos resultados encontrados com o aço AISI 4340 e o alumínio, a força de corte para o titânio é relativamente invariável com a velocidade. Na prática, a velocidade de corte máxima para o alumínio não parece ser limitada pelo desgaste da ferramenta de corte. Neste caso, os fatores de controle são

velocidade do eixo-árvore e potência. Deveria ser óbvio, entretanto, que altas velocidades do eixo-árvore apenas não garantissem altas taxas de remoção de material. Altas taxas de avanço e profundidades de corte adequadas são também necessárias. Dependendo dos tipos de corte a serem fabricados (reto ou de contorno), a velocidade de resposta da máquina-ferramenta e seus controles podem ser críticos (FLOM e KOMANDURI, 1989).

Devido à diminuição da força de corte, proporcionalmente ao aumento da velocidade de corte, a usinagem com alta velocidade pode ser utilizada com enormes vantagens na usinagem de peças de paredes finas. Além disso, a diminuição da força de usinagem tem uma influência positiva sobre a integridade superficial da peça (ANDRAE, 1999a).

c) Mecanismos de formação de cavaco

Dois tipos principais de formação de cavacos foram observados em HSC, dependendo do tipo de material a ser usinado e de suas condições metalúrgicas: contínuo e segmentado (localizado por cisalhamento) (FLOM e KOMANDURI, 1989; KLOCKE e HOPPE, 2001).

Os cavacos contínuos ocorrem na usinagem com alta velocidade de metais ou ligas de estrutura cristalina ccc (cúbica de corpo centrado) ou cfc (cúbica de face centrada), com alta difusidade térmica e baixa dureza, tais como ligas de alumínio ou aço de baixo carbono (FLOM e KOMANDURI, 1989).

A transição da formação do cavaco contínuo para segmentado pode ser resumida como uma instabilidade termoplástica na zona de cisalhamento primária. Condições adiabáticas ocorrem no plano de cisalhamento devido à dissipação de altas quantidades de energia provenientes da deformação em combinação com o pequeno período do processo. Este efeito é conhecido como cisalhamento catastrófico (ANDRAE, 1999a; SAHM e SIEMS, 2001).

É assumido que a deformação plástica provoca um aumento da resistência. Ao mesmo tempo, a deformação da peça causa um aumento da temperatura e conduz a um amolecimento térmico do material da peça no plano de cisalhamento. Devido ao alto calor gerado no estreito plano de cisalhamento, as condições térmicas podem ser assumidas como adiabáticas e

proporcionar altas temperaturas. Se o amolecimento térmico for predominante em relação ao aumento da resistência devido à deformação plástica, um repentino cisalhamento de um segmento de cavaco será causado. A segmentação do cavaco é causada por micro trincas, devido ao comportamento frágil de muitos materiais quando carregados com altas taxas de deformação. Baseado nesta teoria, a formação do cavaco a altas velocidades de corte é determinada pela tendência à fratura frágil do material da peça. Quando se aumenta a velocidade de corte, a taxa de cisalhamento é superior e a área de contato de dois segmentos de cavaco fica bem menor. Um aumento adicional da velocidade de corte leva a uma separação total dos dois segmentos (SAHM e SIEMS, 2001).

Isto pode ser explicado pelo aumento do ângulo de cisalhamento, com a simultânea diminuição da espessura do cavaco. Assim a relação da espessura do cavaco é reduzida. A seção transversal no plano de cisalhamento diminui e explica a redução das forças de corte com o aumento da velocidade de corte (ANDRAE, 1999a).

Os parâmetros de corte, como geometria da ferramenta e avanço, têm uma influência significativa sobre o grau de segmentação e o valor da velocidade de corte na qual a segmentação se inicia (KLOCKE e HOPPE, 2001).

Este tipo de cavaco ocorre principalmente com materiais tais como ligas de titânio, super ligas à base de níquel e aços liga endurecidos, os quais são caracterizados pela baixa difusividade térmica, estruturas cristalinas hexagonais compactas e alta dureza (FLOM e KOMANDURI, 1989).

Um exemplo prático foi realizado variando-se a velocidade de corte de 500 para 2000 m/min no torneamento do alumínio AA 7075 e de 500 para 6000 m/min no torneamento do aço AISI 1045. Tais materiais apresentaram uma mudança na formação de cavaco de contínuo para descontínuo. A usinabilidade é aumentada pela redução do comprimento do cavaco. Isto é causada pela severa segmentação a alta velocidade de corte. A mais forte segmentação foi observada no alumínio AA 7075. Ao contrário da formação de cavaco do aço, nenhuma ocorrência significativa de bandas de cisalhamento foi observada. Portanto a segmentação conduz a quebra dos cavacos entre as lamelas. A velocidade de corte muito elevada, todas lamelas são separadas

umas das outras. Isto faz com que os cavacos tenham um formato muito pequeno. Assim, é difícil prepará-los metalograficamente. No torneamento do aço AISI 1045, a segmentação do cavaco é também muito distinta mais não conduz a um formato de cavaco tão pequeno. A transição da forma de cavaco contínuo para descontínuo do aço AISI 1045 é acompanhada pela presença de bandas de cisalhamento. Estas zonas estreitas de intensa deformação são ligações entre duas lamelas deformadas (KLOCKE e HOPPE, 2001).

2.5.9 Tecnologia da usinagem com alta velocidade de corte

Atualmente, a implementação da tecnologia HSC em ambiente fabril ainda pode ser considerada um processo de risco, não apenas pelo alto investimento necessário, mas também porque esta tecnologia ainda se encontra em desenvolvimento. Também, deve-se considerar que a utilização eficiente da tecnologia HSC se difere drasticamente do processo convencional de usinagem CNC utilizado atualmente, envolvendo o estudo e a aplicação de outras tecnologias relacionadas (SOUZA, 2001).

As tecnologias principais envolvem (SCHULZ, 1997; SCHULZ et al., 2001; SOUZA, 2001):

- construção da máquina-ferramenta: o conceito estrutural e o material utilizado na construção da base da máquina devem ser cautelosamente estudados, visando uma redução de peso dos componentes móveis para que a máquina possa atingir altas velocidades de avanço e suportar as altas taxas de acelerações com segurança, mantendo a precisão;
- ferramenta de corte: deve ser analisado o material, o revestimento e a geometria da ferramenta em cada situação específica, para que a redução da vida útil da ferramenta, devido ao aumento da velocidade de corte, não torne o processo inviável. Além disso, deve-se analisar o sistema de fixação da ferramenta e o balanceamento de todo o sistema;
- comando numérico da máquina: este deve possuir alta capacidade de processamento para lidar com as altas velocidades de avanço e funções especiais que permitam a análise de blocos subsequentes do

programa NC, detectando alterações bruscas de trajetória de ferramenta e reduzindo a velocidade para não causar desvio de contorno. Esta função é conhecida como *look-ahead*;

- programação CN: a programação deve ser realizada cautelosamente para evitar trajetórias de ferramenta com alterações bruscas e áreas que contenham diferentes volumes de material a ser removido.

A Figura 2.34 mostra as tecnologias correlatas que devem ser consideradas para se trabalhar de maneira eficiente em HSC.

Figura 2.34 – Desenvolvimento holístico inerente a HSC (SCHULZ, 2001).

Portanto, para justificar o alto investimento necessário, deve-se conhecer e utilizar corretamente todas as tecnologias que estão relacionadas com o processo HSC, buscando seus reais benefícios, tornando mais competitivos os setores que utilizam este processo de manufatura, e os setores que estejam relacionados a estes, dentro da cadeia produtiva (SOUZA, 2001).

a) Máquinas-ferramenta

A máquina-ferramenta adequada a HSC é constituída por uma série de componentes (Figura 2.35) cuja finalidade é atender aos requisitos de alta velocidade, avanço rápido, elevada aceleração e maior precisão. Há uma diversidade de máquinas-ferramenta em função da aplicação.

Figura 2.35 – Componentes de uma máquina-ferramenta HSC (SCHULZ e WÜRZ, 1997).

As peças móveis da máquina são de construção leve. A redução de peso é obtida pela utilização de materiais de construção apropriados (por exemplo, alumínio, titânio ou plásticos reforçados com fibra), que vise especificamente a aplicação a que se destina, e seu dimensionamento geométrico é otimizado pelo uso de programas de elementos finitos (SCHULZ e WÜRZ, 1997).

Em geral a base da máquina é de concreto polimérico, o que garante um componente para absorção em altas solicitações bastante favorável. O seu efeito de amortecimento estrutural, aproximadamente 10 vezes maior do que o ferro fundido ou de construções de aço soldadas, reduz os problemas de vibração. Outros fatores importantes são seus fusos, carros de translação auxiliares, guias e sistemas de controle CNC (SCHULZ, 1999b).

O fuso de alta velocidade é o componente mais importante de um processo HSC. O CNC, a ferramenta, o centro de usinagem e outros componentes do processo são otimizados em função da maior velocidade que o fuso pode atingir. Em casos mais básicos, apenas um retrofitting por um fuso mais rápido para um centro de usinagem convencional já permite o trabalho em HSC (MMS, 2003). Porém, um fuso de alta velocidade, atualmente, é capaz de fornecer alta frequência de rotação, mas com baixa potência (SCHULZ, 1996). Os centros de usinagem de alto desempenho disponíveis no mercado oferecem rotações do fuso de 10000 a 50000 rpm, potência 7,5 a 40 kW e velocidade de avanço de 10 a 60 m/min (DEWES & ASPINWALL, 1997). A potência do eixo-árvore é inversamente proporcional à rotação, como ilustra a Figura 2.36.

Figura 2.36 – Potência versus frequência de fusos para HSC (SCHULZ, 1999b).

As máquinas para a faixa HSC devem ser utilizadas em operações que não exijam grande potência para a execução da usinagem. Por este motivo, a tecnologia HSC é utilizada principalmente na usinagem de acabamento de materiais ferrosos e superligas, nos setores de moldes e matrizes, e na usinagem de desbaste e acabamento de materiais não ferrosos visando altas taxas de remoção de material, envolvendo a manufatura de protótipos de resina, usinagem de eletrodos de cobre ou grafite para eletro-erosão e usinagem de ligas de alumínio para a indústria aeronáutica, entre outros (SCHULZ, 1996; FALLBÖHMER et al. 2000; CHRISTOFFEL, 2001; SOUZA, 2001).

A baixa potência do fuso ocorre porque o tamanho do motor é limitado (Figura 2.37). Fusos de alta velocidade geralmente possuem motores de acionamento direto, o que significa que o motor deve se ajustar dentro do alojamento do fuso. Mas o fator limitante mais crucial é o mancal. Mancais de fuso de alta velocidade trocam rigidez por velocidade. Esta é mais uma razão por que a usinagem com alta velocidade geralmente emprega profundidades de corte pequenas (MMS, 2003). Esta característica não limita a utilização da tecnologia HSC no processo de roscamento, pois as forças de corte geradas são relativamente pequenas.

Figura 2.37 – Projeto de motor de fuso (SCHULZ et al., 2001).

Nestes motores são encontrados mais comumente rolamentos de cerâmica, mas também podem ser utilizados rolamentos especiais, mancais magnéticos, hidrostáticos ou aerostáticos, buscando a maximização do torque, resultando em vibração e atrito mínimos. As esferas de material cerâmico usadas para a construção destes mancais têm baixos coeficientes de expansão linear e expansão térmica, de tal forma que é pequena a faixa de aumento da temperatura sob rotação em alta velocidade. O material cerâmico também tem elevada resistência ao calor e à corrosão e baixa densidade, portanto, o engripamento do mancal pode ser melhor controlado (ASHLEY, 1995; DEWES e ASPINWALL, 1995; MAJIMA, 1996; e DESTEFANI, 1997).

As solicitações sobre os rolamentos de rolos para eixos-árvore de alta velocidade, ou seja, limite de velocidade e capacidade de carga, são

razoavelmente atendidas por rolamentos de esferas de contato angular. O desempenho destes tipos de mancais pode ser melhorado pela mudança da pré-carga, da lubrificação e dos materiais na zona de contato (WECK et al., 1999).

Devido às altas taxas de avanços, somente guias de baixo atrito com rolamentos de esferas ou rolos são usadas nas máquinas modernas. Pelo uso de acionamentos de rolos com rosca múltipla no lugar de fusos de esferas, os momentos de inércia e os espaços necessários podem ser reduzidos, enquanto que o avanço por rotação do fuso pode ser quase triplicado. Portanto, as taxas de avanço atingíveis chegam a ser maiores que 100 m/min (SCHULZ e WÜRZ, 1997).

Segundo Furukawa e Moronuki (1987), as máquinas operatrizes atuais são capazes de atingir exatidões da ordem de 0,005 mm, devido principalmente a melhorias nos métodos de projeto e avanços nas tecnologias e materiais empregados. Por exemplo, o uso de guias lineares nos eixos das máquinas teve como resultado uma grande diminuição do atrito, eliminando problemas como deformações geradas nas guias convencionais.

Isto é garantido por uma malha de controle de posição que utiliza réguas ópticas, que inclui todo o sistema mecânico de avanço para a obtenção do controle. Assim, a régua óptica detecta os erros mecânicos ocorridos durante o movimento e esses são compensados pelo CNC (MMS, 2003).

Os acionamentos de avanço devem apresentar boas características dinâmicas, isto é, *loops* de controle com menores constantes de tempo e motores que possam gerar altos momentos por curtos períodos de tempo. É possível a obtenção do mais alto desempenho pela introdução de acionamentos com motores lineares, evitando os elementos de acionamento mecânico convencionais (SCHULZ e WÜRZ, 1997).

Os acionamentos convencionais de avanço consistem de um motor de acionamento e elementos de transmissão, a exemplo de fusos de esferas recirculantes, cremalheiras ou correias dentadas, que convertem movimento rotativo em linear. Estes elementos de transmissão são os atuais fatores limitantes para o sistema de acionamento no que se refere a velocidade, rigidez sob carga, distância de deslocamento e dinâmica (WECK et al., 1999), pois a distorção ou folga do fuso de esferas, do redutor ou do acoplamento afetam a

resposta do sistema (SOGABE, 1996). Devido à transmissão de movimento do acionamento de parafuso, a aceleração do fuso de esferas recirculantes é relativamente independente do tamanho das massas em movimento linear. A potência de aceleração é comandada fundamentalmente pelos momentos de inércia dos fusos e do motor e pelo passo do fuso. O comportamento do motor linear é completamente diferente (ver Figura 2.38) (WECK et al., 1999).

Figura 2.38 – Comparação entre motores rotativos e lineares (MMS, 2003).

A sua potência de aceleração é inversamente proporcional à massa em movimento linear. Este comportamento tem um efeito direto sobre o comportamento operacional deste tipo de conceito de avanço. Se um eixo acionado por um motor linear é concebido para atingir altas acelerações, o fator chave é que os componentes da máquina sejam de construção leve. Todas as opções concebíveis de projeto e conceito devem ser exploradas. Se a intenção for movimentar peças de massas diferentes com o auxílio de um motor linear, deve-se lembrar que o comportamento da aceleração do eixo de avanço irá variar com a massa da peça. Esta mudança de comportamento deve ser levada em consideração na programação CN, pois de outra forma a máquina será incapaz de proporcionar as precisões de manufatura requeridas. Assim sendo, o acionamento linear direto é mais adequado para eixos de avanço, nos quais as massas permanecem totalmente, ou quase, constantes (WECK et al., 1999).

As vantagens do sistema de motor linear sobre o sistema de motor rotativo são maior velocidade devido à maior eficiência, maior exatidão com maior rigidez, livre de manutenção, curso ilimitado, guias múltiplos em pista simples, compatível com sala limpa, compatível com vácuo, operação silenciosa e menor quantidade de peças. Em contrapartida, as desvantagens são eixo vertical necessitando de contrapeso, variações de carga de difícil regulação, estrutura magnética aberta propiciando alta atração magnética e custo relativo mais alto. Sua estrutura é constituída de duas partes principais: a parte móvel, onde a bobina está instalada, e a placa magnética fixa. Um magneto permanente de alto desempenho é usado para a obtenção da máxima força por unidade de área. A folga do motor está próxima de 1,0 mm e sua tolerância não é tão rígida, o que facilita sua instalação na máquina. O tubo de resfriamento está encaixado na parte móvel de forma a remover efetivamente o calor (SOGABE, 1996)

Devido às altas taxas de avanço, há exigências extremas quanto às velocidades de processamento internas do CNC da máquina. Por exemplo, tempos curtos de processamento de blocos devem ser menores que 0,5 ms/1000 palavras (SCHULZ e WÜRZ, 1997). Segundo Arnone (1998), muitos fabricantes de comandos numéricos se referem ao desempenho do sistema de acionamento dos eixos de máquina-ferramenta como sendo apenas o tempo de processamento de bloco (TPB) do CNC. O tempo levado para atualização do servo motor deve também ser considerado, pois este poderá limitar a velocidade de avanço, antes do TPB. Como exemplo, cita-se um CNC com TPB de 1 ms e que leva 1,5 ms para atualizar a posição dos eixos. Portanto, os dados para movimentação da máquina referente a cada bloco de programa estarão disponíveis em 1,5 ms, e não 1 ms, para início da execução.

Como consequência direta das altas velocidades envolvidas no processo de HSC, grandes volumes de cavacos são removidos e lançados à distância e grande vazão de fluidos de corte é necessária, o que torna o encapsulamento do local de trabalho quase obrigatório. Neste aspecto, proteções contra a quebra de ferramenta são de extrema prioridade. As cabines de encapsulamento devem ter resistência suficiente para absorver energia de impacto, caso ocorram quebras ou lançamento de componentes em altas velocidades. Se um inserto quebrar e soltar-se numa ferramenta de corte a alta

velocidade, produzirá forças de intensidade suficiente para penetrar na área de proteção como se fosse uma bala de arma de fogo. Em casos extremos, a máquina inteira deve ser colocada numa área protegida, onde nenhuma pessoa possa entrar enquanto o equipamento estiver em operação. Além destas providências, deve haver sistemas de controle ativos (os chamados sistemas de controle durante o processo) que garantam um funcionamento perfeito nos processos com alta velocidade (SCHULZ, 1994; NOVASKI e CORRÊA, 1998).

Novos conceitos de máquinas-ferramenta surgiram nos últimos anos tais como máquinas de cinemática paralela, como a hexápode, e de cinemática híbrida. A primeira propicia seis graus de liberdade para a ferramenta através de seis atuadores lineares independentes, permitindo que a ferramenta seja orientada livremente. Com eles, praticamente todas as formas livres podem ser usinadas. Diferente da anterior, a segunda possui seis pernas fixadas acima da plataforma e não abaixo, para evitar um espaço de trabalho restrito. Isto requer uma estrutura de máquina projetada como uma construção de treliça, para sustentar os pontos de fixação. As pernas são ligadas aos três nódulos por juntas esféricas. As outras extremidades das pernas sustentam o cabeçote de fresamento, que consiste do cabeçote móvel, fuso e motor de acionamento. O mecanismo de acionamento das pernas é similar à máquina anterior. A construção da estrutura de sustentação/pernas proporciona um espaço de trabalho de 1 x 1 x 1 m, muito maior que a máquina anterior, mas as massas móveis são menores por causa da plataforma muito menor (WECK et al., 1999). Porém, a utilização destes tipos de máquinas ainda não é comum no mercado atual e necessita de maiores desenvolvimentos (HORN e HANRATH, 1999; SCHULZ, 1999b; SCHULZ et al. 2001).

Para aplicações em roscamento com alta velocidade de corte, a maioria dos centros de usinagem vem agora com uma função de abertura de roscas síncrona no CNC e pode perfeitamente controlar as taxas de avanço e a rotação, adequando-as para a abertura de roscas a velocidade de até 100 m/min, dependendo do material da peça e da ferramenta. No ferro fundido, as velocidades de abertura de roscas chegam a 75 m/min. A maioria das máquinas CNC com ciclos síncronos de abertura de roscas limitam a velocidade de operação a 2500 rpm, mas as velocidades máximas de algumas

máquinas CNC menores excedem os 3500 rpm. Embora as velocidades e a aceleração rápidas do fuso sejam cruciais para tempos de ciclo rápidos, a abertura de roscas a alta velocidade significa mais do que simplesmente aumentar a velocidade do furo. A máquina também deve ser capaz de suportar rigidamente a ferramenta, sem desvios, e sincronizar exatamente o avanço com a velocidade, para evitar que a folga prenda o macho de corte. É essencial concentricidade e alinhamento elevados, pois quando um fuso pára e faz uma reversão girando a 2500 rpm, por exemplo, a inércia é suficiente para criar uma pequena folga (KOELSCH, 2002).

Com o aumento da velocidade do fuso, o balanceamento insuficiente provoca problemas dinâmicos em níveis cada vez maiores. Como a influência de massas desbalanceadas aumenta na razão da velocidade ao quadrado, o método clássico de balancear separadamente cada parte, antes da montagem, não é mais suficiente para o corte a alta velocidade. Uma abordagem promissora é integrar um sistema de balanceamento no fuso, como o conhecido para os fusos de retificação (WECK et al., 1999).

A classificação dos requisitos de qualidade de balanceamento para cada máquina rotativa é estipulada pela ISO1940/1-1986. Quando todas as partes a serem acrescentadas ao fuso são coletadas e montadas, ocorre um leve desbalanceamento do fuso devido à influência de baixas tolerâncias e microfugas. Este desbalanceamento causa vibração. Para um fuso de alta velocidade, entretanto, recomenda-se que a própria unidade do fuso passe primeiro por balanceamento preciso em uma máquina de balancear e, em seguida, depois de ter sido montado, o fuso é balanceado no local (WATANABE, 1996).

b) Interface máquina-ferramenta/ferramenta de corte

No sistema composto por fuso, porta-ferramenta e ferramenta de corte, o porta-ferramenta, ou suporte, é a ligação que tem o maior efeito sobre a concentricidade e o equilíbrio do conjunto. Quando o fuso aumenta a velocidade, a escolha do porta-ferramenta tem mais impacto sobre a eficiência do processo (MMS, 2003).

A interface máquina-ferramenta/ferramenta de corte, onde ocorre a maior concentração de esforços entre a peça e a máquina, deve garantir: troca rápida e automática de ferramentas e funções de alto desempenho; a mais alta precisão de troca e repetição; pequeno erro de balanceamento; alta concentricidade, boa tolerância de desvio radial de giro e elevada precisão de posicionamento; influência reduzida da força centrífuga em função das pequenas dimensões radiais e das massas; rigidez e requisitos gerais de corte (transmissão de torque, por exemplo) (SCHULZ, 1997; BECK, 1998).

Um porta-ferramenta muito utilizado em máquinas-ferramenta CNC é o cone ISO. Porém, a força centrífuga de um fuso a alta velocidade pode causar uma retração do cone ISO (ERDEL, 1998; MMS, 2003).

Uma boa conexão entre ferramenta e máquina-ferramenta é o cone de haste vazada HSK DIN 69893 (Figura 2.39), que foi projetada visando a usinagem com alta velocidade. Este sistema já provou, em testes, suportar até quatro vezes o esforço gerado na usinagem. Desta maneira, está atendida também a segurança (BECK, 1998).

A haste cônica vazada HSK tem alta rigidez. Por outro lado, a forma desta haste não é simétrica e têm sido verificados problemas com o seu balanceamento (WATANABE, 1996).

Figura 2.39 – Cone HSK em destaque entre cones ISO (MMS, 2003).

A concentricidade mede o quão próximo o porta-ferramenta alinha a ferramenta à linha central do fuso. Um aperto concêntrico ajuda a garantir que todas as arestas de corte tenham a mesma profundidade de corte. O balanço mede a distribuição de peso da ferramenta e do porta-ferramenta juntos. Uma combinação de ferramenta/porta-ferramenta perfeitamente equilibrada não

geraria força centrífuga durante o movimento de rotação. Mas na realidade, alguma parte deste peso combinado estará desbalanceada. O desbalanceamento produzirá uma vibração a uma frequência igual à rotação do fuso. Se a quantidade de desbalanceamento for pequena, esta vibração também será pequena. O peso não tem que ser simétrico para reduzir a força centrífuga, apenas balanceado. Um peso desbalanceado pode ser balanceado por qualquer contra-peso que tenha o mesmo produto de massa vezes o raio (MMS, 2003).

Nem todos os processos em HSC necessitam do melhor balanceamento possível. O desbalanceamento causará vibração, mas o corte causará vibração também. E a força de desbalanceamento pode ser insignificante comparado à força do próprio corte (MMS, 2003).

Além da aplicação destes tipos de porta-ferramenta, o processo de roscamento com alta velocidade de corte pode necessitar de cabeçotes auto-reversíveis. Apesar de algumas máquinas CNC possuírem a capacidade de imprimir alta rotação, em torno de 3000 rpm, com eixo-árvore sincronizado, com movimentos de rotação e de avanço se correspondendo durante todo o tempo, nem sempre é possível parar e reverter instantaneamente o fuso da máquina. A desaceleração, parada e aceleração até a velocidade máxima de roscamento na direção oposta são operações demoradas. Como resultado, a máquina atinge uma velocidade média muito menor do que a velocidade programada e não pode explorar a geometria, revestimentos e materiais avançados encontrados nos machos de corte atuais. Nas mesmas velocidades do fuso, um acessório de abertura de roscas auto-reversível torna o processo muito mais rápido do que reverter o fuso da máquina, porque ele pode mudar de direção instantaneamente. O macho de corte opera na velocidade programada por todo o ciclo (MÜLLER e SOTO, 1999; KOELSCH, 2002).

As velocidades mais elevadas podem ser obtidas com uma unidade de roscamento auto-reversível de alta velocidade (MÜLLER e SOTO, 1999), conhecido também como cabeçote de roscar auto-reversível. A reversão é executada por este dispositivo, não havendo necessidade de reversão do sentido de rotação do eixo-árvore da máquina CNC, através de um sistema composto de engrenagens cônicas.

Há cabeçotes que operam a até 6000 rpm. O projeto inclui um acionamento para frente, acionamento reverso e um local neutro entre eles. Tanto o acionamento para frente quanto o reverso giram continuamente. Quando a máquina retira o macho do furo, ela retira o mecanismo de acionamento para frente, utilizando o neutro, e o mecanismo para o reverso, que já está girando na velocidade programada. O balanço é essencial para o projeto e o acessório contém um amortecedor para suavizar a transição de mudança de direção (KOELSCH, 2002).

Um dos grandes problemas dos cabeçotes auto-reversíveis é a distância de segurança relativamente grande acima da peça. Por exemplo, um macho de corte com 6 mm de comprimento deve percorrer essa distância até a peça. Desta forma, perde-se o tempo de deslocamento no vazio (KOELSCH, 2002).

Novos cabeçotes auto-reversíveis possuem acionamento eletropneumático que é capaz de mudar a direção mais rapidamente do que os métodos convencionais e pode economizar 1 ou 2 segundos roscando um furo (KOELSCH, 2002).

c) Ferramentas de corte

Em usinagem com alta velocidade de corte, a ferramenta de corte pode ser o fator limitante da velocidade. Pois quando a velocidade é aumentada, a temperatura se aproxima do ponto de fusão do material da peça. Pelo fato do desgaste da ferramenta ser fortemente dependente da temperatura, o desgaste da ferramenta é o principal fator de limitação da velocidade de corte, a principal exceção é na usinagem do alumínio. Atualmente, muitos centros de usinagem propiciam velocidades superiores às utilizadas pelas ferramentas sem que estas quebrem ou tenham desgaste excessivo. Num processo otimizado para usinagem com alta velocidade, a ferramenta provavelmente determinará a velocidade do processo em HSC (FLOM & KOMANDURI, 1989; MMS, 2003).

A usinagem com alta velocidade de corte é freqüentemente uma usinagem de alta temperatura. A ferramenta de corte deve ser escolhida não apenas pela sua resistência ao desgaste, mas por sua habilidade em manter esta resistência ao desgaste a temperaturas mais altas (MMS, 2003).

Um programa de pesquisa sobre materiais de ferramentas para usinagem com alta velocidade concluiu que os dois principais mecanismos de desgaste associados com a usinagem com alta velocidade são o desgaste por dissolução química e o desgaste de difusão limitada. Em essência, o material da ferramenta dissolve-se dentro do fluxo do cavaco. O material de ferramenta que é mais resistente à dissolução exibe o menor desgaste. Em relação ao desgaste de difusão limitada, quando a velocidade de corte é aumentada, a temperatura de corte se eleva a um nível no qual a aderência do material do cavaco ocorre em todo lugar sobre a superfície da ferramenta. Esta camada de material aderente torna-se saturada com os constituintes da ferramenta e serve como uma camada de difusão limite, reduzindo a taxa de transporte do material da ferramenta dentro do cavaco e conseqüentemente a taxa de desgaste. O fenômeno de desgaste crescentemente de difusão limitada, e a redução dramática observada no desgaste ocorre com o aumento da velocidade. Por causa do aumento exponencial da difusividade com a temperatura, um aumento adicional na velocidade de corte além da velocidade para o mínimo desgaste produz um aumento rápido na taxa de desgaste (FLOM & KOMANDURI, 1989).

A consideração dos mecanismos de desgastes dos materiais das ferramentas durante a usinagem com alta velocidade sugere três possibilidades para o desenvolvimento da ferramenta:

- escolha um material de ferramenta que seja tão estável quimicamente com relação à peça, de forma que a dissolução química da ferramenta não ocorra significativamente, até no ponto de fusão da peça;
- promova a transição para o regime de desgaste de difusão limitada;
- isole a ferramenta da peça em lugar de uma modificação do próprio material da ferramenta. Se uma camada protetora pode ser introduzida entre a ferramenta e o cavaco, o transporte dos constituintes da ferramenta dentro do cavaco pode ser prevenido (FLOM & KOMANDURI, 1989).

Fundamentalmente o material da ferramenta adequada para as operações de HSC deve combinar elevada dureza a quente, alto nível de tenacidade e baixa afinidade química com o material submetido à usinagem. Conforme a MMS (2003), a razão para isto é que na usinagem com alta velocidade

freqüentemente há alto impacto. Impacto, vibração e mudanças de temperatura são mais prejudiciais a altas velocidades de corte. Uma ferramenta com boa tenacidade possui menos propensão ao lascamento ou à ruptura como resultado destes impactos.

O uso de altas velocidades de corte no roscamento com machos, gera cargas de alta torção e temperaturas elevadas, havendo, conseqüentemente, exigência de um material tenaz, porém com alta resistência térmica. O aço rápido fabricado por metalurgia do pó (HSS-E-PM), à base de vanádio ou cobalto, pode atender essas exigências. Em média, a granulação dos carbonetos no HSS-PM é 3 vezes menor que a do aço rápido convencional (HSS) (Figura 2.40) (MÜLLER e SOTO, 1999; KOELSCH, 2002; REIS et al., 2003).

Figura 2.40 – Comparação da estrutura homogênea obtida pela metalurgia do pó com a convencional (TITEX PLUS, 1999c).

A estrutura homogênea do aço rápido fabricado pela metalurgia do pó garante menor resistência à tração, maior resistência à compressão, melhor usinabilidade na retífica durante o processo final de sua fabricação e, principalmente, elevada tenacidade em comparação com o HSS convencional (MACHADO e SILVA, 1999; REIS et al., 2003).

Outros materiais também podem ser utilizados na HSC, como é o caso do metal duro. Entretanto, choques térmicos e mecânicos são potencialmente mais severos a velocidades mais altas. Materiais de ferramentas tais como cerâmica, cermet, CBN e PCD são mais propensos ao lascamento ou à fratura que o metal duro como resultado destes choques (MMS, 2003).

Os revestimentos também são importantes a altas velocidades de abertura de roscas, para proteger a aresta de corte contra o desgaste e para reduzir o atrito de arraste na ferramenta (KOELSCH, 2002). Além disso, apresentam elevada dureza a quente em comparação aos principais materiais utilizados na confecção de macho de corte (Figura 2.41), fundamental para aplicações em altíssimas velocidades de corte.

Figura 2.41 – Resistência a temperaturas elevadas de revestimentos comparados com materiais de corte (TITEX PLUS, 1999b).

O TiN, revestimento dourado padrão, apresenta rendimento aceitável na abertura de roscas, mas os revestimentos de TiAlN e de TiCN podem ser melhores em certas situações. Para operações sem fluido de corte, recomenda-se revestimento de TiAlN, que apresentam vida mais longa para alguns trabalhos, principalmente para operações de abertura de roscas a seco (KOELSCH, 2002). Por causa do seu bom rendimento no corte a quente, o

TiAlN é usado freqüentemente sem fluido de corte para minimizar choques térmicos. Para substituir o efeito lubrificante do fluido de corte, uma camada de revestimento lubrificante é às vezes aplicada em cima do TiAlN. Esta camada protege a ferramenta por dificultar a adesão do cavaco quente sobre ela (MMS, 2003). Acredita-se que o calor e a pressão gerados durante o corte fazem com que o alumínio proveniente do revestimento reaja com o oxigênio do ar, para formar uma película fina temporária de óxido de alumínio, conhecido como o melhor isolante para ferramentas de corte (KOELSCH, 2002).

Uma característica importante para uma ferramenta de corte destinada a processos HSC é a otimização de sua geometria. Segundo Koelsch (2002), os machos de corte, para uso em HST, devem possuir ângulo de folga maior possível, dependendo do material da peça e dos parâmetros de corte. Pois, com isso, o alívio radial seria maior e reduziria o arraste de material no diâmetro externo do macho de corte e, conseqüentemente, o atrito. Quanto aos ângulos de saída, seriam necessárias pequenas inclinações da superfície de saída para ligas tratadas termicamente, aços e ferros fundidos. De maneira geral, recomendam-se ângulos de saída de 3° a 5° para materiais duros, 6° a 8° para os médios e até 20° ou mais para materiais macios.

3 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Os ensaios foram divididos em preliminares e definitivos. O objetivo dos preliminares consistiu em verificar se a montagem do experimento juntamente com a programação de comando numérico propicia condições adequadas à realização dos ensaios, verificar o funcionamento dos sensores inseridos em tal montagem e familiarizar-se com os mecanismos de desgastes comuns aos processos de roscamento, além do aspecto da rosca usinada quanto à sua qualidade.

3.1 Máquinas-ferramenta

3.1.1 Centro de usinagem horizontal

Os ensaios preliminares foram realizados num centro de usinagem horizontal VARGA, modelo MFH 40 (Figura 3.1). A referida máquina-ferramenta possui três eixos (X, Y e Z), sendo que cada eixo tem um curso máximo de 400 mm. O motor do eixo-árvore pode fornecer até 10,5 kW de potência, a faixa de rotação do mesmo varia de 50 até 5000 rpm. O comando CNC é um Sinumerik 3M da Siemens. Possui também cone de admissão ISO 40 e barramento com guias lineares.

3.1.2 Centro de usinagem vertical

A máquina-ferramenta utilizada nos ensaios definitivos foi o centro de usinagem vertical ROMI, modelo Discovery 560 (Figura 3.2). Seu CNC é o Siemens 810D. Possui cabeçote com faixa de velocidade de 7 a 7500 rpm com

eixo-árvore cone ISO 40, motor C.A. da árvore com 12,5 CV e potência total instalada de 15 kVA.

Figura 3.1 – Centro de usinagem horizontal Varga modelo MFH 40.

Figura 3.2 – Centro de usinagem vertical Romi modelo Discovery 560.

3.2 Ferramentas

Os ensaios envolviam o processo de roscamento interno com macho, portanto foram usados machos de corte para a usinagem de roscas. O uso de brocas helicoidais foi imprescindível, pois a confecção dos pré-furos foi realizada pelo processo de furação.

3.2.1 Machos de corte

Foram usados três tipos de machos métricos M8 nos experimentos, os quais se distinguiam pelo tipo de revestimento e/ou modo de fabricação. São todos machos de corte longos com haste reforçada conforme norma DIN 371 e com rosca ISO métrica grossa conforme norma DIN 13, conseqüentemente com passo de 1,25 mm de acordo com ISO (1972) e ABNT (1986), três canais retos, ponta helicoidal, formato do chanfro ou entrada tipo B (3,5 a 5 filetes de rosca conforme norma DIN 2197), ângulo de chanfro ou entrada igual a 8°, ajuste 6H, diâmetro ($\varnothing$) menor máximo igual a 6,912 mm, $\varnothing$ menor mínimo igual a 6,647 mm e classe de tolerância ISO 2. A Tabela 3.1 apresenta as características destas ferramentas.

Tabela 3.1 – Características dos machos de corte utilizados nos ensaios.

Características		Machos métricos M8	
código do fabricante	-	B1247 TFL	B1248 TCN
material	HSS-Co	HSS-Co-PM	HSS-Co-PM
revestimento	-	TiAlN	TiCN

A escolha desta medida de rosca, M8, é devido a sua grande aplicabilidade na composição de peças dentro da indústria metal mecânica, sobretudo na automobilística. O primeiro tipo de macho de corte, de aço rápido convencional, foi obtido no comércio local, enquanto que os outros dois foram adquiridos junto a TITEX PLUS, parceira no desenvolvimento do projeto de pesquisa. Estes com revestimentos de 5 μ m de espessura máxima aplicados pelo processo de PVD.

3.2.2 Broca helicoidal

O tipo de broca utilizado para a usinagem dos pré-furos é o A 3265 TFL com 6,8 mm de diâmetro, norma DIN 6537 K, da TITEX PLUS. É uma broca de metal duro P40, com cobertura de TiAlN e haste padrão conforme DIN 6535HA. Esta broca helicoidal de alto desempenho é indicada para a usinagem de aços e materiais fundidos até 1300 N/mm². Especialmente adequada para usinagem sem refrigeração de aços e para uso com mandris hidráulicos. A furação foi realizada a seco, com avanço de 0,2 mm/rot e rotação do eixo-árvore a 3.000 rpm (velocidade de corte de aproximadamente 64,1 m/min).

3.3 Sistema de Indexação

3.3.1 Cabeçote de roscar auto-reversível

O cabeçote usado foi o CST TAPMATIC RDTIC-50 com capacidade máxima de trabalho para macho de corte até M12 e macho laminador até M9. Este equipamento pode trabalhar até uma rotação de 2500 rpm. O cabeçote e alguns de seus componentes fundamentais para o sistema de indexação podem ser conferidos na Figura 3.3.

Figura 3.3 – Cabeçote de roscar auto-reversível CST TAPMATIC RDTIC-50.

3.3.2 Dispositivos de indexação

As funções principais do sistema de indexação são evitar que a carcaça do cabeçote de roscar auto-reversível rotacione, de forma a suportar o torque proveniente da reversão do macho de corte ou de laminação após a confecção da rosca interna, e propiciar uma orientação à máquina para a posição correta do cabeçote quando este substitui uma outra ferramenta durante a troca de ferramentas.

O sistema é formado pelos seguintes componentes: barra do braço de parada; pino de alinhamento; anel de alinhamento; bloco de parada; e pino de indexação. Os três primeiros vêm de fábrica acoplados com o cabeçote, conforme pode ser visto na Figura 3.3. Os dois últimos foram projetados e confeccionados no Laboratório do OPF. O pino de indexação foi confeccionado no torno mecânico convencional e o bloco de parada (Figura 3.4) no centro de usinagem vertical.

Figura 3.4 – Bloco de parada em perspectiva.

O anel de alinhamento é solidário à haste do cabeçote, a qual, quando em operação, é fixada no eixo-árvore através do cone ISO 40. Quando o cabeçote está fora do eixo-árvore da máquina, o pino de alinhamento pode ficar engatado na ranhura do anel de alinhamento. Porém, quando o cabeçote de roscar auto-reversível está posicionado no eixo-árvore da máquina encaixa-se o pino de indexação, que é roscado na barra do braço de parada, sobre o bloco de parada. Este é fixado por dois parafusos allen M8 na máquina, próximo ao eixo-árvore. Com isto, o braço de parada é empurrado para baixo contra uma mola interna, desengatando o pino de alinhamento do anel de alinhamento. Permitindo, desta forma, o giro da haste e a fixação da carcaça do cabeçote para a execução da operação de roscamento. A Figura 3.5 mostra a montagem do sistema de indexação.

Figura 3.5 – Montagem do sistema de indexação.

3.4 Corpo de Prova

Os corpos de prova adotados são volantes de ferro fundido cinzento GG25 usados em motores de 1000 cm³ de automóveis de passeio, cedidos por empréstimo pela AUTO PIRA S.A..

3.4.1 Características metalográficas

Geralmente a estrutura típica de sua matriz é ferrítica-perlítica. A dureza média medida nos corpos de prova foi de 226 HB. Suas propriedades mecânicas são apresentadas na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas do ferro fundido cinzento GG25 conforme DIN 1691 (DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG (DIN), 1985).

Propriedade Mecânica	Valor
limite de resistência à tração (MPa)	245
limite de resistência à flexão (MPa)	343 a 431
resistência à compressão (MPa)	689 a 981
dureza Brinell (HB)	200 a 260
módulo de elasticidade (MPa)	103 a 118
limite de fadiga (MPa)	3,4 a 4,9
do limite de resistência à tração	

Três amostras foram retiradas de três volantes. Fez-se o embutimento destas em resina para análise micrográfica em um microscópio ótico modelo Axiotech da marca Zeiss. Para lixar as amostras, utilizaram-se lixas d'água com granulometria 80, 150, 220, 320, 400, 600, 1200 e 2000, respectivamente. Para finalizar, fez-se o polimento em máquinas polimetrizes com disco de pano especial. Primeiramente com alumina de 0,3 μm e depois com alumina de 0,05 μm .

A primeira análise das amostras foi sem ataque químico para melhor observar as formas da grafita existente, a qual pode ser vista no lado esquerdo da Figura 3.6. Depois foram submetidas a uma solução de álcool com 2% de ácido nítrico (Nital 2%), possibilitando observar melhor a matriz do ferro fundido cinzento e pode ser conferido no lado direito da Figura 3.6.

A análise micrográfica do material apresentou uma matriz predominantemente perlítica com a presença de veios de grafita, contendo pouquíssima ferrita e com apenas alguns pontos duros de cementita e esteadita.

Figura 3.6 – Micrografia do GG25 sem ataque químico e atacado com solução de Nital a 2%.

3.4.2 Geometria

Para efeito dos ensaios, o volante de 242 mm de diâmetro foi dividido em quadrantes, sobre os quais determina-se um arranjo de três circunferências com raios de 97,5, 106,5 e 115,5 mm (Figura 3.7). Cada uma possuía 48 furos, ou seja, 12 por quadrante. Portanto, um quadrante composto de três circunferências de furos era composto de 36 furos ou 936 mm de rosca por quadrante. O volante inteiro constava de 144 furos ou 3744 mm de rosca.

3.4.3 Dispositivos de fixação

O sistema de fixação do corpo de prova é composto pelo dinamômetro Kistler 9272 (Figura 3.8) que é fixado sobre a mesa superior do centro de usinagem vertical por dois pares de parafuso sextavado/porca M10.

O corpo de prova é então montado sobre a parte superior do dinamômetro através de quatro parafusos allen M8, os quais atravessam furos confeccionados do corpo de prova. Estes furos são distribuídos num diâmetro de 60 mm. Porém, para evitar o contato entre a superfície áspera do corpo de prova fundido com a superfície retificada do dinamômetro colocou-se uma placa de alumínio, a qual foi confeccionada em torno mecânico, furadeira de coluna e retífica plana convencionais.

Figura 3.7 – Configuração do posicionamento das roscas no volante nos ensaios definitivos.

Figura 3.8 – Dinamômetro Kistler 9272.

O sistema de fixação do corpo de prova foi alinhado utilizando-se um apalpador Compact, cuja resolução é de 0,001 mm, de forma a garantir a perpendicularidade e o paralelismo das três superfícies laterais, cujo comprimento é de 33 mm cada, da base do dinamômetro com os eixos X e Y da máquina.

Conseguiu-se um alinhamento de $0,002 \text{ mm} \pm 0,001 \text{ mm}$. Através deste alinhamento, foi possível fazer com que o zero peça ficasse localizado no centro do dinamômetro. O intuito deste procedimento foi facilitar a programação dos pré-furos e dos ensaios de roscamento.

3.5 Sistema de Mínima Quantidade de Lubrificante

3.5.1 Equipamento de mínima quantidade de lubrificante

Para promover a aspersão do óleo na região de corte foi usado o equipamento de Mínima Quantidade de Lubrificante da Accu-Lube, através da parceria com a ITW – Chemical Products Ltda.

Este equipamento é constituído de (Figura 3.9): (1) reservatório de óleo com capacidade de 300 ml; (2) registro de acionamento; (3) manômetro e filtro de ar (a pressão de trabalho deve estar entre 549,2 e 1029,7 kPa); (4)

regulador de frequência da gota de óleo (sentido horário aumenta frequência); (5) bomba pneumática, cuja função é bombear o óleo para o seu respectivo bico aspersor, possui ajuste individual para a vazão de ar comprimido e também permite a regulagem do tamanho da gota de óleo; (6) ajuste do fluxo de lubrificante; (7) caixa metálica; (8) furos de montagem ou bases magnéticas para fixação rápida; (9) entrada de ar (mínimo de 549,2 kPa); e (10) saída para o bico aspersor.

Figura 3.9 – Equipamento de mínima quantidade de lubrificante.

A vazão do óleo pode ser ajustada através do regulador de frequência (item 4), o qual estabelece o número de golpes da bomba pneumática por unidade de tempo, ou pelo tamanho da gota (item 6). Ainda no corpo da bomba pneumática existe um regulador para a vazão de ar comprimido.

A mangueira que sai da unidade de controle possui internamente outra mangueira de diâmetro menor, conforme mostra a Figura 3.10. Assim, pode-se transportar óleo e ar comprimido separadamente até o bico aspersor, onde ocorre a mistura pelo princípio de Venturi, de forma que as quantidades de ar e óleo podem ser ajustadas independentemente.

Figura 3.10 – Seção transversal da mangueira (BRAGHINI JR., 2002).

3.5.2 Bico aspersor

Os bicos de aspersão que acompanham o equipamento de MQL são compostos de mangueiras articuláveis semelhantes às usadas nas máquinas-ferramenta para direcionar o fluido de corte para a região de corte. O ar comprimido e o óleo são conduzidos separadamente até o bico onde formam uma névoa.

Para obter uma formação de névoa mais uniforme desenvolveu-se um bico aspersor onde a mangueira de óleo ficasse presa e permitisse um ajuste fino da velocidade do ar para a formação de névoa com diferentes valores de vazão. A Figura 3.11 mostra um corte esquemático do bico desenvolvido no próprio Laboratório de Otimização de Processos de Fabricação. O óleo utilizado no sistema MQL foi o Microcorte 220, que consiste num óleo integral de base mineral.

Figura 3.11 – Bico de aspersão desenvolvido para a experimentação (BRAGHINI JR., 2002).

3.5.3 Rotâmetro

Os elementos que compõem o sistema de fornecimento de ar comprimido são: um compressor Schulz, modelo MSWV 80 MAX/425 com pressão máxima 1176,8 kPa, um filtro regulador de pressão DeVilbiss, modelo HLB-550 e um rotâmetro Digiflow, modelo K-12-V com pressão de calibração de 784,5 kPa e faixa de medição de vazão entre 0 e 60 m³/h. A inserção do rotâmetro foi necessária para medir a vazão de ar comprimido na entrada da unidade de controle MQL.

Para cada rotâmetro é feita uma calibração pelo fabricante, adequada para o tipo de fluido a ser medido. Uma vez feita esta calibração o rotâmetro não poderá ser usado para medir a vazão de outro tipo de fluido.

No caso do rotâmetro usado na experimentação, ele foi calibrado para ar comprimido na pressão de 784,5 kPa, na temperatura de 21°C. Caso alguma destas condições mude é necessário fazer uma correção na vazão lida no rotâmetro.

Neste trabalho far-se-á somente correção para a pressão, por ter maior influência na leitura, através da fórmula abaixo. Multiplica-se o valor de vazão lido no rotâmetro pelo fator de correção obtendo-se a leitura corrigida, conforme form.(3.1).

$$Fator = \sqrt{\frac{P_{operação}}{P_{calibração}}} \quad (3.1)$$

Como é necessário saber a pressão do ar comprimido na entrada do rotâmetro, o filtro regulador de pressão foi colocado imediatamente antes deste (Figura 3.12).

Figura 3.12 – Montagem do rotâmetro no sistema MQL dentro do banco de ensaios.

3.6 Equipamentos de Sensoriamento

3.6.1 Dinamômetro e amplificador de carga multicanal

O dinamômetro usado para medição de torque nas experimentações é o KISTLER 9272 (Figura 3.8). Consiste de um sensor de quatro componentes de quartzo, para medição de um torque e das três componentes ortogonais de uma força, ajustado sob alta pré-carga entre uma placa de base e uma de topo. Os quatros componentes são medidos praticamente sem deslocamento. Deve ser tomado em consideração que cargas combinadas e excêntricas podem reduzir as faixas de medição. O sensor é montado com o fio terra isolado.

Entre suas características, destacam-se grande rigidez, e conseqüentemente alta frequência natural, e alta resolução, que habilita a medição da menor de todas as cargas dinâmicas em forças e torques grandes. A Tabela 3.3 apresenta seus dados técnicos.

Tabela 3.3 – Dados técnicos do dinamômetro Kistler 9272.

Dados Técnicos		Valor
faixa 1	Fx, Fy	-5...5 kN
	Fz	-5...20 Nm
	Mz	-200..200 Nm
threshold	Fx,Fy	< 0.02 N
	Fz	< 0.02 N
	Mz	< 0.02 Ncm
frequência natural		4kHz
proteção		IP67
peso		4,2 kg

O amplificador de carga multicanal modelo 5019 (Figura 3.13) da Kistler permite a ajustagem de alguns parâmetros individualmente por cada um dos quatro canais disponíveis para trabalhar com o dinamômetro 9272 tais como filtro passa baixa, constante de tempo, sensibilidade do sensor em pC por unidade mecânica e escala em unidades mecânicas por Volts. Trabalha com uma faixa de tensão para os sinais de -10 a 10 Volts.

Figura 3.13 – Amplificador de carga multicanal Kistler modelo 5019.

O filtro passa baixa pode ser de 10, 30, 100, 200, 1000, 3000, 10000 ou 30000 Hz. A faixa de trabalho da sensibilidade do sensor é de 1×10^{-2} a $9,99 \times 10^3$ pC por unidade mecânica. No caso da escala, a faixa de trabalho é de 1 x

10^{-3} a $9,99 \times 10^6$ unidade mecânica por Volts. E a constante de tempo pode ser ajustada para longo, médio ou curto.

Possui duas opções para entrada de sinais: através de 4 soquetes BNC; ou por meio de um conector de oito vias que pode ser conectado com o cabo de oito vias 1677A5, também fabricado pela Kistler. Os sinais de saída podem ser enviados através de conexão IEEE bus, RS-232C com um conector de 25 pinos, controle remoto de função *reset-operate* com conector de 25 pinos, conector de 15 pinos para quatro canais de medição ou soquetes BNC para 4 canais de medição.

3.6.2 Sensor de corrente por efeito Hall

Para o sensoriamento via corrente elétrica do motor do eixo-árvore foi utilizado um sensor de corrente efeito hall Newtronic, modelo NW-SCD-50-R, cuja faixa de amperagem é de 0 a 50 A (CA), tensão de alimentação de 220 VAC/60 Hz e sinal de saída na faixa de 0 a 10 VDC.

3.7 Sistema de Aquisição e Tratamento de Sinais

3.7.1 Módulo de entrada e saída de sinais

Utilizou-se um módulo de entrada e saída de sinais modelo BNC-12 da National Instruments para receber os sinais provenientes do amplificador de carga multicanal e do próprio sensor de corrente por efeito Hall e enviá-los para a placa de conversão e aquisição de sinais.

3.7.2 Placa de conversão e aquisição de sinais

No banco de ensaios utilizou-se a placa de aquisição A/D modelo PCI-MIO-16E-4, da National Instruments, para coletar os sinais provenientes do módulo de entrada e saída de sinais modelo BNC-12. A referida placa foi instalada em um computador PC (processador AMD K6 II 350 MHz, 128 MB de memória RAM e 4.3 GB de disco rígido).

3.7.3 Software de tratamento dos sinais

O software Labview 5.1, da National Instruments, foi usado para gerenciar os sinais coletados em Volts. Estes são gravados em arquivo tipo texto (txt) para posterior tratamento em uma planilha de cálculo. Ao contrário dos sinais provenientes do sensor de corrente, os dados do dinamômetro aparecem no monitor convertidos de Volts para Newton vezes metro, pois se refere à unidade de torque.

A Figura 3.14 mostra esquematicamente o sistema de aquisição e tratamento de sinais utilizado nos ensaios.

Figura 3.14 – Sistema de aquisição e tratamento de sinais.

3.8 Equipamentos de Medição e Análise

3.8.1 Microscópio ferramenteiro

Os desgastes das ferramentas foram medidos inicialmente no microscópio ferramenteiro LEITZ WETZLAR com sistema de medição na lente ocular do microscópio e com resolução de $0,45\ \mu\text{m}$.

3.8.2 Microscópio ótico

Com a aquisição do microscópio ótico Axiotech da Zeiss, equipado com câmera digital colorida AxioCam MRc, passou-se a medir os desgastes das ferramentas. A ampliação mais usada para as medições dos desgastes foi de 50 vezes.

3.8.3 Calibre tampão de rosca P.N.P.

Um calibre tampão de rosca P.N.P. M8 x 1,25 – 6H da Neomatic foi usado para a aferição da qualidade das roscas produzidas. Foi realizado pelo fabricante, em 10 de maio de 2000, um laudo técnico e dimensional, o qual utilizou uma Máquina de Medição Universal SIP 305M, código Neomatic 31-3-2 e certificado de calibração periódica nº 034, com capacidade de 0 a 300 mm e resolução de 0,1 μm .

Tabela 3.4 – Resultados das medições do calibre tampão de rosca P.N.P.

Passa		
dimensão	especificado	encontrado
diâmetro externo	8,001/8,023	8,007
diâmetro primitivo	7,195/7,205	7,198
ângulo	$60^\circ \pm 26'$	60°
passo	$1,250 \pm 0,005$	1,2504
Não-passa		
dimensão	especificado	encontrado
diâmetro externo	7,593/7,614	7,612
diâmetro primitivo	7,348/7,359	7,352
ângulo	$60^\circ \pm 26'$	60°
passo	$1,250 \pm 0,005$	1,2526

O padrão utilizado está rastreado a um Tampão Padrão Liso $\varnothing 45$ mm (M-002D), certificado IPT nº 29.582, com validade até março de 2002. As

medições foram executadas através do método de dois roletes, conforme procedimento Neomatic-PC 10/rev 0, nas seguintes condições: temperatura de $20 \pm 0,5$ °C; umidade de 50 a 55 %; dimensões em milímetros; incerteza da medição de 0,001 mm; norma utilizada ISO 1502 – 1978. Utilizou-se, nos cálculos, o ângulo de inclinação nominal. O valor expresso nas colunas “encontrado” do item “diâmetro primitivo” é uma medida de 6 medições.

3.8.4 Calibrador traçador de altura e desempenho de granito

Dentro do procedimento de execução da experimentação, usou-se um calibrador traçador de altura juntamente com um desempenho de granito (Figura 3.15), ambos da Mitutoyo, no intuito de padronizar a posição do macho de corte dentro de um dispositivo de fixação, que por sua vez é usado com a finalidade de possibilitar a visualização e conseqüente medição do desgaste dos machos de corte no microscópio ferramenteiro.

Figura 3.15 – Calibrador traçador de altura e desempenho de granito.

3.9 Planejamento Experimental

3.9.1 Organização dos ensaios preliminares

Ao contrário dos ensaios definitivos, usou-se um macho de corte comum HSS-Co com canais helicoidais nos ensaios preliminares, pois na oportunidade

de realização dos ensaios este era o único macho de corte M8x1,25 utilizável em máquinas-ferramenta disponível no comércio local. Suas diferenças geométricas, além dos canais, são formato da entrada C (2 a 3 filetes de rosca) e ângulo de entrada igual a 15°. Além disso, usinou-se em cada volante outras duas circunferências próximas ao seu centro com raios de 65,5 e 75,5 mm com comprimento de furo de 13 mm. Pode-se conferir na Figura 3.16 o desenho do volante com a configuração dos furos. Todos os ensaios preliminares foram realizados sem fluido de corte. As condições de corte são apresentadas na Tabela 3.5.

Tabela 3.5 – Condições de usinagem dos ensaios preliminares.

Macho de Corte	Velocidade de Corte	Rotação	Avanço
HSS-Co	30 m/min	1194 rpm	1192,5 mm/min
HSS-Co	60 m/min	2387 rpm	2983,75 mm/min
HSS-Co-PM TiAlN	60 m/min	2387 rpm	2983,75 mm/min
HSS-Co-PM TiCN	60 m/min	2387 rpm	2983,75 mm/min

3.9.2 Fatores de controle

O planejamento experimental pretende proporcionar condições de ensaios que sirvam de instrumento ao presente trabalho de pesquisa. Após os ensaios preliminares, definiu-se três variáveis independentes ou de entrada, mantendo-se é claro todos os outros parâmetros constantes durante a realização dos testes: velocidade de corte; tipo de revestimento de ferramenta de corte; e condição de lubrificação e refrigeração. Portanto, conforme Carpinetti (2000), o qual afirma que, em geral, planejamentos fatoriais são mais eficientes para esse tipo de experimento, adotou-se tal planejamento para a experimentação.

a) Velocidade de corte

A velocidade de corte de 30 m/min foi escolhida para representar a maior utilizada dentro do ambiente fabril, conforme contatos com pessoal de

indústrias, representante de ferramentas de corte e literatura (AGAPIOU, 1994; MÜLLER e SOTO, 1999).

Figura 3.16 – Configuração do posicionamento das roscas no volante nos ensaios preliminares.

Já no caso da velocidade de corte de 60 m/min, há uma limitação do cabeçote de roscar auto-reversível de 2500 rpm, conforme o fabricante, que resultaria no máximo a uma velocidade de corte de aproximadamente 63 m/min para uma ferramenta de corte com diâmetro nominal de 8 mm, como é o caso das utilizadas na experimentação deste trabalho. Esta velocidade, por outro lado, encontra-se na faixa de alta velocidade de corte para o processo de roscamento conforme literatura (MÜLLER e SOTO, 1999). Assim, codificamos os valores pré-estabelecidos de velocidade de corte a serem utilizadas nos ensaios da seguinte forma:

A1 = 30 m/min;

A2 = 60 m/min.

b) Tipo de revestimento

Já no caso do tipo de revestimento, definiu-se, baseado em informações obtidas juntamente com o fabricante de ferramentas de corte e de acordo com os materiais de revestimento mais adequados para as condições de corte segundo a literatura, a utilização de macho de corte de aço-rápido comum sem revestimento encontrado facilmente no mercado e outros dois machos de corte fabricados pela metalurgia do pó, sendo um com revestimento de TiAlN e outro com TiCN. É importante destacar que a geometria dos três tipos de machos de corte é similar. Desta forma, temos o seguinte:

B1 = sem revestimento;

B2 = TiAlN;

B3 = TiCN.

c) Condição de lubrificação e refrigeração

O enfoque em relação à condição de lubrificação e refrigeração será restringido ao corte a seco e à utilização da técnica de mínima quantidade de lubrificante, já que o uso de fluidos de corte agrega altos custos com bombeamento, manutenção, reciclagem e descarte, além de leis ambientais e trabalhistas conforme abordado na revisão bibliográfica, e do material do corpo

de prova, que é o ferro fundido cinzento GG25, permitir a usinagem sem o uso de fluido de corte. Os códigos são os seguintes:

C1 = seco;

C2 = MQL.

3.9.3 Organização dos ensaios definitivos

A Tabela 3.6 apresenta os testes e suas respectivas ordens de realização. A ordem dos testes foi determinada de forma aleatória pelo MinitabTM Statistical Software (2000).

Como a experimentação deste trabalho é baseada num experimento fatorial, todas as possíveis combinações dos níveis dos fatores, ou variáveis independentes, citadas acima serão testadas. Portanto, teremos dois níveis de velocidade de corte, três de tipo de revestimento e mais dois de condição de lubrificação e refrigeração, os quais resultam em 12 combinações a serem testadas. É importante lembrar que cada condição foi executada uma única vez.

Tabela 3.6 – Testes e respectivas ordens de realização.

Número do Teste	Fatores de Controle	Ordem dos Testes
1	A1 B1 C1	2
2	A1 B1 C2	11
3	A1 B2 C1	8
4	A1 B2 C2	3
5	A1 B3 C1	9
6	A1 B3 C2	10
7	A2 B1 C1	1
8	A2 B1 C2	4
9	A2 B2 C1	5
10	A2 B2 C2	7
11	A2 B3 C1	12
12	A2 B3 C2	6

3.9.4 Variáveis dependentes a serem analisadas

Conforme objetivos do trabalho, pretende-se analisar as seguintes variáveis dependentes:

- desgaste de flanco através de sua medição no microscópio ótico;
- outros tipos de desgastes por meio de fotos feitas por Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV);
- mecanismos de desgastes, os quais poderão ser evidenciados e ou elucidados pela análise química pontual, ou microanálise quantitativa e qualitativa, obtida pela Espectroscopia de Dispersão de Energia (EDS), no MEV, sobre os corpos de prova e as ferramentas de corte depois de ensaiados;
- qualidade da rosca com o uso do calibre tampão de rosca P.N.P., o qual é parte integrante do critério de fim de vida adotado e descrito na metodologia para execução de experimentos, e de fotos feitas pelo MEV da superfície usinada;
- e sinais provenientes do dinamômetro Kistler 9272, torque, e do sensor de corrente por efeito Hall Newtronic NW-SCD-50-R.

3.10 Metodologia de Execução dos Ensaios

3.10.1 Critério de fim de vida da ferramenta de corte

O critério utilizado para a aprovação da qualidade das roscas usinadas, que se constitui no critério de fim de vida dos machos de corte nos ensaios, foi o calibre tampão de rosca P.N.P. M8 x 1,25 – 6H da Neomatic passar totalmente na extremidade P. (passa) e passar no máximo abaixo de um filete de rosca completo na extremidade N.P. (não passa). Caso o macho de corte seja reprovado, inicia-se o próximo teste com ferramenta nova conforme seqüência aleatória pré-estabelecida pelo planejamento experimental, até o limite pré-definido de 408 furos roscados. Este número foi determinado em função da disponibilidade de material de corpo de prova. A Figura 3.17 mostra detalhe da utilização do calibre.

Figura 3.17 – Aferição da qualidade da rosca recém usinada.

3.10.2 Ajustes dos equipamentos do banco de ensaios

a) Dinamômetro Kistler 9272

O canal 1 do amplificador de carga multicanal 5019 recebe o sinal de torque. O ajuste deste foi o seguinte: sensibilidade de $1,66 \times 10^2$ pC/Nm; escala de 10, ou seja, cada 1 Volt corresponde a 10 Nm, resultando numa faixa entre -100 a 100 Nm; constante de tempo longo; e filtro passa baixa de 100 Hz.

b) Sensor de corrente por efeito Hall Newtronic NW-SCD-50-R

O fio A3/A2/U de $2,5 \text{ mm}^2$, que faz parte da alimentação do eixo-árvore, foi inserido através do orifício do sensor de corrente, conforme pode ser visto na Figura 3.18. Para aumentar o ganho do sinal, foi necessário passar o fio quatro vezes pelo sensor. Pois devido à característica do motor AC de 12,5 CV, que possui variação contínua de velocidade acionada por variador de frequência, há uma variação pouco perceptível do sinal de potência em vazio com o sinal durante a usinagem.

Figura 3.18 – Montagem do sensor de corrente por efeito Hall.

c) MQL

A vazão de óleo foi ajustada com uma proveta Nalgon TC/TD de 100 ml para uma vazão de 21 ml/h. Enquanto que a vazão de ar foi ajustada para o valor registrado no rotâmetro de 20 m³/h, o qual multiplicando-se o fator de correção pelo valor lido teremos o seguinte: vazão corrigida = 0,87 x 20 = 17,4 m³/h. A pressão de operação, utilizada no cálculo do fator de correção da vazão de ar, registrada no manômetro do filtro regulador de pressão DeVilbiss foi de aproximadamente 588,4 kPa. É importante lembrar que nem todos os testes serão realizados com o sistema MQL.

3.10.3 Preparação da ferramenta de corte

Antes da realização dos ensaios é necessário identificar as ferramentas de corte e alguns elementos geométricos, para que a medição da projeção do desgaste de flanco seja a mais precisa possível. Assim, cada macho de corte é submetido à seguinte preparação:

- identificação das três superfícies laterais dos machos de corte através de uma caneta azul Pilot, fazendo-se um risco alinhado com a segunda superfície lateral sobre a haste, e dois riscos para a terceira superfície lateral, no intuito de diferenciar cada superfície lateral, além de anotar o número do teste no qual a ferramenta faz parte;

- posicionamento do macho de corte num dispositivo de fixação, permitindo à ferramenta ficar na horizontal, cujo alinhamento é feito com o calibrador traçador de altura, o qual mantém uma das superfícies laterais na parte superior, de acordo com a Figura 3.13, para ser visualizada pelo microscópio ótico;
- medição do comprimento de três arestas do segundo, quarto e sexto filete de cada superfície lateral, de forma a se ter um referencial para a medição do desgaste de flanco, já que o desgaste sobre a aresta de corte dificulta uma medição mais precisa.

3.10.4 Seqüência de execução da experimentação

O procedimento para a execução dos testes de roscamento, após o corpo de prova estar fixado no dinamômetro sobre a mesa superior do centro de usinagem (Figura 3.19) e com todos os 144 pré-furos e depois de ligar o centro de usinagem, o compressor, o computador e os sensores, é o seguinte:

- fixar macho de corte no cabeçote de roscar auto-reversível, estando este acoplado no eixo-árvore do centro de usinagem;
- selecionar programa CNC relativo ao teste a ser executado, conforme seqüência aleatória definida no planejamento experimental;
- nomear arquivo tipo texto do teste (extensão txt) em *file path* no arquivo “ensaios de roscamento.vi” do software LabView 5.1 a ser executado para ser gravado;
- ligar o sistema MQL caso esteja previsto a sua utilização no teste a ser executado, conforme planejamento experimental;
- ligar a tecla *operate* do amplificador de carga multicanal 5019;
- acionar a aquisição de sinais na tecla em forma de uma seta logo abaixo da função *Edit* no arquivo “ensaios de roscamento.vi”;
- executar o programa CNC em automático, o qual efetuará o roscamento de uma seqüência de 12 furos passantes, depois dos quais haverá uma parada no programa com continuação sujeita a um novo acionamento do botão *cycle start*;

- interromper a aquisição por meio da tecla *stop* no arquivo do “ensaios de roscamento.vi”;
- desligar os dois registros da bomba pneumática, da unidade de controle do sistema MQL, e a válvula tipo *ON/OFF* que permite o acesso do ar comprimido e fica entre o filtro regulador de pressão DeVilbiss e o rotâmetro, caso o próprio sistema MQL tenha sido utilizado;
- conferir a qualidade da primeira e da última rosca de cada seqüência de 12 furos ou, no caso de uma das duas anteriores forem reprovadas, de todas as roscas da mesma seqüência;
- usar o calibrador traçador de altura para posicionar o macho de corte no dispositivo de fixação;
- medir o desgaste de flanco do macho de corte no microscópio ótico.

Figura 3.19 – Montagem dos equipamentos para realização de ensaio definitivo com MQL.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 Ensaios Preliminares

4.1.1 Desgaste e vida da ferramenta de corte

O tipo de desgaste que predominou nos machos de corte durante os ensaios foi o de flanco nas superfícies de folga sobre o filete de rosca. Observou-se também lascamento e um pequeno desenvolvimento de desgaste na superfície de saída.

O corte no processo de roscamento é realizado pelas arestas de corte dos filetes da parte chanfrada mais o primeiro filete da parte cilíndrica. Desta forma, decidiu-se medir os desgastes de flanco do segundo, terceiro e quarto filete de cada superfície lateral, ou seja, os valores apresentados nos gráficos a seguir são uma média de três desgastes medidos em três dorsos.

Com velocidade de corte de 30 m/min (Figura 4.1) foram usinados 1222 mm de comprimento de rosca, dentro do critério pré-estabelecido, com o macho de corte de HSS-Co, ao passo que dobrando-se a velocidade, a 60 m/min (Figura 4.2), foi possível produzir apenas 117 mm. Ambos os ensaios foram realizados sem fluido de corte. A velocidade de corte exerceu uma forte influência sobre os mecanismos de desgaste e, evidentemente, sobre a vida da ferramenta de corte quando se aumentou a velocidade de corte para 60 m/min.

Obviamente que as condições de corte tornaram-se bastante agressivas, aumentando possivelmente a temperatura de corte, influenciando de forma negativa o desgaste da ferramenta e a qualidade das roscas usinadas. Esta diferença comprova que, em HST, as condições de corte são altamente prejudiciais ao desempenho da ferramenta de corte.

Figura 4.1 – Desgaste de flanco vs comprimento de rosca – macho HSS-Co a 30 m/min.

Figura 4.2 – Desgaste de flanco vs comprimento de rosca – macho HSS-Co a 60 m/min.

Portanto, a utilização de outros tipos de materiais de ferramentas de corte ou aplicação de revestimentos, que associem resistência térmica, dureza a quente e resistência elevada ao desgaste com alta tenacidade, capaz de suportar as excessivas cargas de torção e altíssimas temperaturas inerentes a este processo (MÜLLER e SOTO, 1999), é indiscutível quando se pretende trabalhar com esta nova tecnologia.

As Figuras 4.3 e 4.4 mostram gráficos de desgaste de flanco versus comprimento de rosca usinada dos ensaios que utilizaram dois machos de corte, a 60 m/min e sem fluido de corte, de mesma geometria e modo de fabricação, fabricados por metalurgia do pó. Suas diferenças residem no fato de um possuir revestimento de TiAlN e o outro de TiCN.

Figura 4.3 – Desgaste de flanco versus comprimento de rosca – macho HSS TiAlN a 60 m/min.

As ferramentas de aço rápido fabricadas por metalurgia do pó têm a vantagem de possibilitar partículas de carbonetos muito menores e mais dispersas na matriz, além de facultar a incorporação de um número maior de elementos de liga (carbonetos) que o processo de fabricação convencional (MACHADO e SILVA, 1999). Sua micro-estrutura homogênea proporciona um alto nível de tenacidade combinado com alta resistência térmica e excelente resistência ao desgaste por abrasão (MÜLLER e SOTO, 1999), resultando em

maior vida do macho de corte conforme pode ser comprovado comparando-se as Figuras 4.1 a 4.4.

Figura 4.4 – Desgaste de flanco versus comprimento de rosca – macho HSS TiCN a 60 m/min.

O macho de corte HSS-Co-PM revestido com TiAlN apresentou um desempenho muito superior ao revestido com TiCN, 4329 (Figura 4.3) contra 702 mm (Figura 4.4) de comprimento de rosca usinada. O revestimento de TiAlN garantiu um aumento da resistência ao desgaste e à fadiga da ferramenta nas condições severas do corte em HST. Segundo Schulz et al. (2000), durante a usinagem sob alta velocidade e a seco, as temperaturas durante o corte podem ultrapassar em muito 600 °C na zona de contato entre o cavaco e a ferramenta. Sob tais condições extremas, o revestimento TiCN, amplamente utilizado, não é mais suficiente para atingir os objetivos desejados na usinagem. Apenas apresenta alta dureza sob temperaturas relativamente baixas mas, em compensação, possui maior tenacidade (veja Figura 2.43).

Observa-se também, nos gráficos das Figuras 4.1 a 4.4, que o desgaste é maior a medida que o diâmetro da ferramenta é aumentado, isto é, o desgaste no segundo filete é quase sempre menor que no terceiro, que por sua vez, é menor que no quarto. Lembrando que tais filetes fazem parte de entrada do tipo B (3,5 a 5 filetes) ou C (2 a 3 filetes), ou seja, os filetes medidos fazem

parte da entrada de todos os machos de corte com exceção do quarto filete do macho de corte HSS-Co, que possui entrada do tipo C. A diferença do desgaste pode ser devido à variação de volume de cavaco a ser removido por cada aresta de corte, ao espaço disponível aos cavacos entre a crista de cada filete e a superfície usinada e, provavelmente em menor escala, à variação da velocidade de corte, menores velocidades nos primeiros filetes da entrada e maiores nos últimos e na parte cilíndrica resultando em alterações nos níveis de temperatura.

As camadas de TiAlN, adequado para a usinagem a seco, devido à alta dureza a quente, e para a usinagem de materiais abrasivos, como o ferro fundido (SCHULZ et al., 2000; YUHARA, 2000; SANTOS e SILVA, 2001), garantiram um melhor desempenho ao macho de corte de HSS-Co-PM revestido com TiAlN em relação ao de HSS-Co-PM revestido com TiCN.

Verifica-se que a utilização de revestimento garante uma condição razoável para suportar as condições agressivas do HST. Entretanto, resultados satisfatórios, nas condições ensaiadas, são obtidos com aplicação do revestimento de TiAlN no macho de corte de aço rápido fabricado por metalurgia do pó. A elevada dureza e a alta resistência à oxidação do revestimento de TiAlN aliada à boa tenacidade do aço rápido fabricado por metalurgia do pó garantiram boas propriedades para suportar os altos níveis de temperatura e torque.

O desgaste foi mais acentuado na superfície de folga que na de saída em todos os machos de corte ensaiados. A Figura 4.5 mostra a superfície de saída de um filete de rosca que faz parte da entrada do macho de corte de HSS-Co-PM revestido com TiAlN, após ter produzido todas as roscas dentro do critério adotado a 60 m/min e sem fluido de corte.

Verifica-se que esta superfície foi submetida a baixas cargas térmicas e mecânicas. O fato dos cavacos produzidos terem sido descontínuos pode explicar este fato. Por outro lado, o desgaste de flanco desenvolvido nas superfícies de folga foi comum e acentuado em todos os ensaios. Acredita-se que os mecanismos de desgastes atuantes foram o abrasivo e o adesivo. O desgaste abrasivo, bastante atuante na superfície de folga, provavelmente foi causado pelas partículas duras do material usinado e/ou por consequência de desprendimento de partículas aderidas. As Figuras 4.6 e 4.7 apresentam os

desgastes nas superfícies de folga dos machos de corte HSS-Co-PM revestido com TiAlN e TiCN, respectivamente.

Figura 4.5 – Superfície de saída do macho de corte com TiAlN. Ampliação de 84x.

Figura 4.6 – 3º e 4º filetes do macho de corte com TiAlN novo e gasto. Ampliação de 35x.

Figura 4.7 – 3° e 4° filetes do macho de corte com TiCN novo e gasto. Ampliação de 35x.

4.1.2 Qualidade da rosca usinada

Apesar da superioridade em tempo de vida apresentada pelo macho de corte HSS-Co-PM revestido com TiAlN sobre os demais, observou-se que a qualidade visual de rosca produzida foi inferior ao macho de corte HSS-Co-PM revestido com TiCN. A Figura 4.8 mostra a superfície das roscas usinadas por todos os machos de corte, a 60 m/min e sem fluido de corte, após 104 mm de comprimento de roscas produzidas.

Figura 4.8 – Superfícies das roscas usinadas após 104 mm de rosca. Ampliação de 20x.

Acredita-se que o baixo coeficiente de atrito do revestimento de TiCN proporcionou uma qualidade superficial satisfatória das roscas usinadas, mesmo em condições tão adversas como é no HST. Boa qualidade de rosca

também foi obtida nos experimentos de Agapiou (1994) sobre o alumínio 319, utilizando machos de corte e de conformação M8x1,25 (ISO-6H) a velocidades de corte de até 180 m/min.

4.1.3 Formação de cavaco

Todos os cavacos produzidos nos ensaios foram descontínuos, conforme Figura 4.9. Observa-se que o cavaco é formado por inúmeras lamelas provenientes da intensa taxa de deformação plástica.

Figura 4.9 – Cavacos de ferro fundido GG25 obtido nos ensaios. Ampliação de 50x.

4.2 Ensaios Definitivos

4.2.1 Número de Furos Roscados

Foi estabelecido um número de furos roscados máximo de 408, conforme critério de fim de vida, por condição de ensaio. Das 12 condições de ensaio realizadas, a metade atingiu tal patamar. Cada uma destas condições de ensaio será identificada nesta tese com um número, de 1 a 12, de acordo com a Tabela 4.1. Nesta tabela também poderemos verificar as condições de corte, velocidade de corte, tipo de revestimento e condição de lubri-refrigeração, e o número de furos roscados obtidos por ensaio.

Tabela 4.1 – Identificação, condição de corte e número de furos roscados obtidos.

Nº do Ensaio	Velocidade de Corte	Revestimento	Lubrificação e Refrigeração	Nº de Furos Roscados
1	30 m/min	-	seco	36
2	30 m/min	-	MQL	408
3	30 m/min	TiAlN	seco	408
4	30 m/min	TiAlN	MQL	408
5	30 m/min	TiCN	seco	408
6	30 m/min	TiCN	MQL	408
7	60 m/min	-	seco	48
8	60 m/min	-	MQL	13
9	60 m/min	TiAlN	seco	190
10	60 m/min	TiAlN	MQL	408
11	60 m/min	TiCN	seco	201
12	60 m/min	TiCN	MQL	264

A Figura 4.10 mostra o número de furos roscados das 12 condições de ensaios. Pode-se observar que a 30 m/min, apenas a condição que utiliza o macho de corte sem revestimento e sem a utilização de fluido de corte não atingiu o patamar de 408 furos roscados de acordo com o critério de fim de vida. Atingiu apenas 36 furos roscados. Enquanto a 60 m/min, apenas a condição que utiliza o revestimento TiAlN e a técnica de MQL atingiu tal meta.

Podemos destacar alguns trabalhos na literatura que apresentam alguma semelhança com o presente trabalho, como por exemplo no trabalho de Fantin (1992), que utilizou machos de corte de aço supercarbonetado ao cobalto e ao vanádio M10x1,5 no roscamento do aço CrNiMo. Foram feitos furos passantes de 27 mm. O critério de fim de vida utilizado considerou a deformação dos filetes. A Tabela 4.2 apresenta os resultados obtidos.

Figura 4.10 – Número de furos roscados obtidos por cada ensaio.

Tabela 4.2 – Comparação do número de furos roscados pelas ferramentas (FANTIN, 1992).

Velocidade de Corte (m/min)	Número de Furos Roscados por Macho de Corte	
	ao vanádio	ao cobalto
15	3	7
12	3	11
10	111	164

Legutko (1994) estudou o roscamento do ferro fundido cinzento GG-25, mesmo material utilizado no presente trabalho, com macho de corte M12 de aço-rápido. Foram testados vários tipos de revestimentos. O critério de fim de vida adotado foi $VB_{Bmax} = 1,0$ mm. Utilizou-se o fluido de corte Emulgol E42. O macho de corte com revestimento de (Ti,Zr)N obteve os melhores resultados tanto com velocidade de corte de 3,8 m/min, conseguindo roscar quase 2500 furos, quanto a 8,8 m/min, atingindo pouco mais de 1500 furos. O mecanismo de desgaste abrasivo foi observado neste trabalho.

Müller e Soto (1999) apresentaram uma série de resultados em aplicações no processo de roscamento de aços (Tabela 4.3) com machos de corte de aço rápido fabricado pela metalurgia do pó revestidos com TiN.

Tabela 4.3 – Exemplos de aplicações para roscamento (MÜLLER & SOTO, 1999).

Exemplo	1	2	3	4
chanfro	3,5-5 filetes	2-3 filetes	3,5-5 filetes	3,5-5 filetes
tipo de furo	passante M10	cego M10	passante M10	passante M12
comprimento do furo (mm)	16	24	30	15
aço	17CrNiMo6	55NiCrMoV6V	55NiCrMoV6V	C55V-SAE1055
velocidade de corte (m/min)	30	40	40	5,5
refrigerante	solução 5%	solução 5%	solução 5%	solução 12%
nº de furos roscados	1350	950	1450	4650

Weingaertner et al. (1997) realizaram ensaios para verificar o comportamento de machos na usinagem dos ferros fundidos nodulares GGG40 e GGG60. Utilizando um centro de usinagem, uma plataforma piezelétrica Kistler 9273, um software de armazenamento de dados REMUS e machos de aço rápido especial M10x1,5 revestidos com TiN, com ângulo de hélice de 40° e com aplicação de fluido de corte pelo seu interior, usinou-se furos cegos com 20 mm de profundidade. Outras características geométricas dos machos de corte são: ângulo de saída (γ_0) de 12°; ângulo de folga (α_0) de 2°; detalonado do flanco (h_{f30}) de 1°; detalonado excêntrico (h_{p30}) de 0,3 $\mu\text{m/mm}$; comprimento da entrada l_4 de 4,5 mm; e canais com hélice à direita.

O objetivo da experimentação de Weingaertner et al. (1997) era que cada macho de corte pudesse atingir 1000 roscas ou 20 metros de rosca sem um desgaste relevante em cada condição de corte. As velocidades de corte utilizadas, o número de furos roscados produzidos e o valor do último momento

torçor máximo em cada uma das condições de ensaio são apresentados na Tabela 4.4.

Tabela 4.4 – Resumo dos resultados obtidos (WEINGAERTNER et al., 1997).

Material	GGG 40				GGG 60			
velocidade de corte (m/min)	20	40	70	90	20	40	50	70
número de roscas fabricadas	1000	1000	1000	1000	750	238	52	4
último momento torçor máximo (Nm)	5,82	5,78	5,16	6,25	7,49	8,84	6,17	16,8

A Tabela 4.5 apresenta um comparativo entre os ferros fundidos utilizados nos trabalhos de Weingaertner et al. (1997) e do presente trabalho.

Tabela 4.5 – Características de alguns ferros fundidos conforme DIN 1691 (DIN, 1985) e DIN 1693 (DIN, 1973; DIN, 1977).

Tipo de Ferro Fundido	GG-25	GGG-40	GGG-60
microestrutura	ferrítica-perlítica	ferrítica	ferrítica-perlítica
resistência à tração	250 N/mm ²	400 N/mm ²	600 N/mm ²
dureza Brinell (HB)	200-260	135-185	200-285

As velocidades de corte empregadas nos dois trabalhos encontram-se praticamente numa mesma faixa, o que propiciou resultados próximos em termos da grandeza física do torque, os quais pode-se ver mais adiante, apesar do primeiro trabalho se referir ao momento torsor máximo e o presente trabalho à média do momento durante o ciclo de corte da rosca.

De uma maneira geral, baseado nos resultados do presente trabalho, quando se dobrou a velocidade de corte, de 30 para 60 m/min, houve uma redução da vida da ferramenta de corte, ao passo que o uso de revestimento e a aplicação de MQL amenizaram o efeito negativo proveniente do aumento da velocidade. Obviamente que a seqüência deste capítulo irá detalhar alguns

aspectos necessários à elucidação da fenomenologia ocorrida durante a experimentação.

4.2.2 Desgaste de flanco

É importante lembrar que o valor do desgaste de flanco é correspondente à medida de sua projeção no microscópio ótico, visto que a superfície de folga, sobre a qual é medido o desgaste de flanco, é curva.

O desgaste de flanco foi escolhido para se acompanhar o desempenho de cada condição de usinagem adotada no trabalho, pois se observou que este tipo de desgaste se desenvolve claramente dentro das condições de corte aplicadas na experimentação.

Baseado nos ensaios preliminares adotou-se o quarto filete de rosca do terceiro dorso, ou seja, a 12ª aresta de corte para se acompanhar e avaliar o desenvolvimento do desgaste de flanco nos machos de corte em cada condição de ensaio. Isto porque o desgaste de flanco da aresta de corte do quarto filete de rosca de um determinado dorso apresenta um bom desenvolvimento do desgaste com o uso do macho de corte.

A Figura 4.11 mostra um gráfico do desgaste de flanco pelo número de furos roscados nas condições de corte que compreende uma velocidade de corte de 30 m/min e sem a utilização de fluido de corte. Observa-se, de forma semelhante ao ocorrido nos ensaios preliminares, que o desgaste de flanco se eleva rapidamente quando se utiliza o macho de corte sem revestimento, o que compromete a sua produtividade conforme a qualidade do furo roscado requerida pelo critério de fim de vida pré-estabelecido.

Entretanto, é importante fazer a seguinte análise baseada em observações durante a experimentação: o valor máximo do desgaste de flanco atingido foi de 1,47 mm após 48 furos roscados, porém o último furo roscado dentro da qualidade requerida foi o 36º, ou seja, após três seqüências de 12 furos, onde se obteve um desgaste de flanco de 0,42 mm. A partir do 37º furo roscado, apesar do pequeno desgaste de flanco, já havia uma grande quantidade de material aderido nos primeiros filetes da parte cilíndrica que, por sua vez, prejudicaram a geometria das arestas de corte e propiciaram um

aumento da área de contato entre o macho de corte e a superfície interna do furo. Como resultado, houve prejuízo na precisão dimensional do furo roscado.

O mesmo não ocorreu com os machos de corte revestidos, pois tanto o revestimento de TiAlN e TiCN minimizaram a adesão do ferro fundido cinzento em função da pequena afinidade química. Com isso, os machos de corte revestidos mantiveram as geometrias das arestas de corte com pequenas alterações, possivelmente em função do desgaste de flanco, e, conseqüentemente, puderam usinar atingindo a meta de 408 furos roscados dentro do critério de fim de vida pré-estabelecido. Uma prova disso é que após usinar este número de furos roscados o desgaste de flanco medido foi de 0,54 e 0,62 mm, respectivamente, superiores ao medido no macho de corte sem revestimento.

Figura 4.11 – Desgaste de flanco versus número de furos roscados a 30 m/min e sem fluido.

Aplicando-se agora a técnica de mínima quantidade de lubrificante (MQL), verifica-se, na Figura 4.12, que foi possível atingir valores bem maiores de desgaste de flanco do macho de corte sem revestimento sem que houvesse um detrimento significativo das dimensões das roscas internas. Com os três machos de corte foi possível usinar os 408 furos roscados.

Figura 4.12 – Desgaste de flanco versus número de furos roscados a 30 m/min e MQL.

Porém, o nível de desgaste de flanco dos machos de corte revestidos com TiAlN e TiCN foi praticamente mantido: 0,72 e 0,65 mm, respectivamente. Possivelmente, o ar comprimido do sistema MQL, com vazão de 17,4 m³/h e pressão de 6 kg/cm², tenha garantido uma redução da temperatura da peça e da ferramenta de tal forma que não houvesse um amolecimento maior da superfície a ser usinada pelo calor.

Aumentando-se a velocidade de corte, de 30 m/min para 60 m/min, sem a utilização de fluido de corte (Figura 4.13) não foi possível roscar 408 furos com nenhum dos três tipos de machos de corte: obteve-se 48 furos roscados com o macho de corte sem revestimento e um desgaste de flanco de 0,98 mm; 190 furos roscados com o macho de corte com revestimento de TiAlN e desgaste de flanco de 0,84 mm, após roscar 16 sequências de 12 furos totalizando 192; e, finalmente, 201 furos roscados com o macho de corte com revestimento de TiCN e tendo um desgaste de flanco de 1,06 mm, após roscar 17 sequências de 12 furos totalizando 204. A adesão do material da peça sobre os machos de corte foi o fator mais preponderante influenciando de forma negativa na precisão dimensional dos furos roscados.

Figura 4.13 – Desgaste de flanco versus número de furos roscados a 60 m/min e sem fluido.

A Figura 4.14 mostra os ensaios realizados com velocidade de corte de 60 m/min e aplicação da técnica de MQL. Com exceção do macho de corte sem revestimento que apresentou um alto nível de material aderido sobre os primeiros filetes de rosca de sua parte cilíndrica, o MQL propiciou maior vida dos machos de corte revestidos juntamente com os respectivos revestimentos.

Figura 4.14 – Desgaste de flanco versus número de furos roscados a 60 m/min e mql.

O desgaste de flanco quando se utilizou o macho de corte sem revestimento foi 0,89 mm, um valor não tão significativo para determinar o fim de vida da ferramenta. Porém, como nos casos anteriores, o fator preponderante na determinação do final de vida do macho de corte foi o excesso de material aderido.

A baixa afinidade química entre os materiais dos revestimentos com o material da peça usinada facilitaram o acesso e a ação do óleo e do ar comprimido provenientes da técnica MQL sobre a região de corte. Com a minimização da adesão do material da peça sobre a ferramenta foi possível para o macho de corte revestido com TiCN confeccionar furos roscados com níveis de desgaste de flanco elevado, atingindo 1,29 mm. Já o macho de corte com revestimento de TiAlN obteve 408 furos roscados com 0,55 mm de desgaste de flanco.

Observa-se nas Figuras 4.13 e 4.14 que durante os 12 primeiros furos roscados não há diferença significativa entre os desgastes de flanco. Isto porque a quantidade de material aderido sobre o macho de corte sem revestimento ainda é pequena e, na medida em que a sequência do ensaio é efetivada mais material se adere, acelerando o processo de degradação da geometria das primeiras arestas de corte da parte cilíndrica e das últimas arestas de corte da entrada, parte cônica, do macho de corte.

4.2.3 Análise dos machos de corte no MEV

Analisar-se-á as superfícies dos machos de corte com o Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) por meio de fotos e da Espectroscopia de Dispersão de Energia (EDS).

Como se viu anteriormente, o comportamento do desgaste é diferenciado entre as arestas do mesmo macho de corte. A Figura 4.15 apresenta três fotos do MEV do terceiro e quarto filetes das arestas do macho de corte com revestimento TiAlN em diferentes condições: (a) aresta nova; (b) após usinar 408 (valor máximo pré-estabelecido para todos os ensaios) furos roscados M8x1,25 com 26 mm de comprimento, conforme critério de fim de vida pré-estabelecido, a 30 m/min e com utilização da técnica de mínima quantidade de lubrificante (MQL), referenciado também como ensaio 4; e (c) após usinar 190

furos, com as características idênticas às citadas pelo caso anterior, a 60 m/min e na condição sem fluido de corte, ou ensaio de número 9. No caso (c), ao contrário do ensaio 4, a ferramenta atingiu o final de vida.

Figura 4.15 – Fotos do 3º e 4º filetes do macho de corte com TiAlN. Ampliação de 40x.

Pode-se constatar que, apesar das condições de corte e do resultado obtido serem bastante diferentes, não há, pelo menos visualmente, uma diferença significativa do desgaste de flanco ou mesmo do desgaste de cratera. Este, por outro lado, é difícil de ocorrer em virtude do ferro fundido cinzento, material do corpo de prova, possuir um grande percentual de grafita que auxilia na quebra de cavacos e atua também como elemento lubrificante. Isto resulta na formação de cavacos geralmente descontínuos, apesar de segmentados, cujas interações tribológicas sobre a superfície de saída da ferramenta de corte constituem pequenas regiões de escorregamento, pouco comprimento de contato e área real da interface cavaco-ferramenta muito menor que a área aparente.

Experimentalmente, observou-se que o fim de vida do macho de corte era determinado pela adesão do material do corpo de prova sobre a superfície de folga da aresta de corte, ou seja, pela crista do filete. A adesão ocorreu mais nos últimos filetes da entrada e principalmente nos primeiros da parte cilíndrica, cujos espaços entre suas superfícies de folga e a superfície usinada são bem limitados. Portanto, não houve desgaste de flanco muito diferenciado entre os terceiro e quarto filetes nas condições apresentadas pela Figura 4.15.

Desta forma, a Figura 4.16 destaca os quinto e sexto filetes de rosca de um dorso de macho de corte com revestimento TiAlN nas mesmas condições apresentadas pela Figura 4.15: (a) aresta nova; (b) ensaio 4; e (c) ensaio 9.

Figura 4.16 – Fotos do 5º e 6º filetes do macho de corte com TiAlN. Ampliação de 40x.

Observa-se neste caso, que as arestas de corte são mais abauladas. Possivelmente, o fato de estar em contato contínuo, tanto no corte quanto na reversão, com a superfície interna do furo roscado, com partículas e cavacos entre ambas superfícies, tenha propiciado o desenvolvimento do mecanismo de desgaste por abrasão, provocando o desgaste de flanco, por adesão e provavelmente por difusão, já que o final de vida do macho de corte nos ensaios foi definido pela adesão do material da peça sobre a ferramenta. Faz-se necessário à utilização do EDS sobre as amostras para que se constate algum elemento químico que ratifique tal suspeita.

Sabe-se, pela literatura (MACHADO e SILVA, 1999), que o aço-rápido contém, além do ferro, os elementos carbono, tungstênio, cromo, manganês e vanádio. Silício, comum no ferro fundido, não se encontra no material utilizado na fabricação dos machos de corte usados nos ensaios. Desta forma, utilizou-se o silício como elemento químico de análise pelo EDS. A Figura 4.17 (a) mostra uma foto dos 5º e 6º filetes de rosca de um dorso de macho de corte sem revestimento após o final de vida, cujo desempenho consistiu em confeccionar 36 furos roscados dentro do critério de fim de vida deste trabalho a 30 m/min e sem fluido de corte, condição de corte representada pelo ensaio

1. Na Figura 4.17 (b), pode-se verificar pontos claros que representam o silício sobre os filetes.

Figura 4.17 – Foto de MEV e EDS dos 5º e 6º filetes do ensaio 1. Ampliação de 40x.

Além do material aderido, há grande quantidade de silício proveniente do pó do ferro fundido. Isto pode ser constatado quando se manuseia o corpo de prova, pois as mãos rapidamente se sujam. Durante a remoção de cavacos, o macho de corte fica impregnado com este pó.

Pode-se verificar na Figura 4.18, também sobre o ensaio 1, que a adesão de material não foi tão acentuada, porém a presença de silício foi constatada na crista e na raiz do terceiro e quarto filetes. Nota-se também que na região da superfície de saída próxima à aresta de corte não há presença de silício aderido. Acredita-se, neste caso, que o movimento dos cavacos sobre tal superfície limpa esta região devido ao atrito entre a superfície inferior do cavaco com a superfície de saída.

Analisando-se o ensaio 7 (Figura 4.19), que diferencia do 1 apenas na velocidade que passa de 30 para 60 m/min, observa-se um comportamento similar quando se trata de material aderido no terceiro e quarto filetes.

As outras condições do ensaio 7 são machos de corte sem revestimento e usinagem sem fluido de corte. Neste ensaio usinou-se 48 furos roscados M8x1,25 dentro do critério de fim de vida da ferramenta de corte. É importante

destacar que, apesar da maior velocidade empregada neste teste em relação ao ensaio 1, a adesão de material foi um pouco menor (Figura 4.20), o que resultou num número pouco maior de furos roscados.

Figura 4.18 – Foto de MEV e EDS dos 3º e 4º filetes do teste 1. Ampliação de 40x.

Figura 4.19 – Foto de MEV e EDS dos 3º e 4º filetes do ensaio 7. Ampliação de 40x.

Figura 4.20 – Foto de MEV dos 5º e 6º filetes do ensaio 7. Ampliação de 40x.

Trabalhando-se agora com uma ferramenta revestida, tem-se na Figura 4.21 um macho de corte do ensaio 11, cuja condição consistiu em se utilizar uma ferramenta revestida com TiCN a 60 m/min e sem uso de fluido de corte.

(a) vista das arestas

(b) pontos de silício

Figura 4.21 – Foto de MEV e EDS dos 3º e 4º filetes do ensaio 11. Ampliação de 40x.

No ensaio 11 foi possível usinar 201 furos roscados dentro do critério de fim de vida adotado. Nota-se na Figura 4.21, que trata do terceiro e quarto filetes de um dorso do macho de corte com TiCN, que a adesão foi

predominante nas arestas que unem as superfícies de saída e de folga. No entanto, a superfície de folga, a crista e a raiz ficaram praticamente isentas da presença do silício. Isto ratifica a baixa afinidade química do revestimento TiCN com o ferro fundido. Por outro lado, na superfície de saída pode-se observar uma quantidade significativa de silício proveniente do pó do corpo de prova.

Pode-se observar na Figura 4.21 e, mais claramente, na Figura 4.22 uma deterioração do revestimento nas regiões próximas das arestas, ao redor da crista do filete, em virtude do mecanismo de desgaste por abrasão. A Figura 4.22 mostra os quinto e sexto filetes do macho de corte utilizado no ensaio 11. Nota-se claramente o abaulamento da crista do sexto filete.

Figura 4.22 – Foto de MEV e EDS dos 5º e 6º filetes do ensaio 11. Ampliação de 40x.

A Figura 4.23 apresenta os terceiro e quarto filetes do ensaio 12. Este teste difere do ensaio 11 pelo uso da técnica de mínima quantidade de lubrificante. Utilizou-se um macho de corte com revestimento de TiCN e com uma velocidade de corte de 60 m/min. Foi possível confeccionar 264 furos roscados.

Analizando a Figura 4.23 juntamente com a Figura 4.24, que mostra os quinto e sexto filetes do macho de corte usado no ensaio 12, com a utilização de revestimento, constata-se que a incapacidade do macho de corte em

produzir uma rosca M8x1,25 com ajuste 6H dentro do critério estabelecido é devido à perda do corte pela aresta de corte.

Figura 4.23 – Foto de MEV e EDS dos 3º e 4º filetes do ensaio 12. Ampliação de 40x.

Figura 4.24 – Foto de MEV e EDS dos 5º e 6º filetes do ensaio 12. Ampliação de 40x.

O abaulamento do filete de rosca provocado pelo mecanismo de abrasão influenciou de forma negativa as dimensões do filete de rosca da peça usinada.

Ao contrário do que aconteceu com o macho de corte sem revestimento que foi prejudicado pelo excesso de material aderido sobre a crista dos filetes do final da entrada e do início da parte cilíndrica da ferramenta.

4.2.4 Análise dos corpos de prova no MEV

Amostras dos corpos de prova também foram analisadas com o Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) por meio de fotos e da Espectroscopia de Dispersão de Energia (EDS).

A Figura 4.25 apresenta fotos do MEV do primeiro furo roscado dos ensaios 1 a 6. Foram realizados a 30 m/min, porém com diferenças em relação ao tipo de revestimento e à condição de lubrificação e refrigeração.

Mesmo numa situação de reduzido desgaste dos machos de corte, como é o caso de se usinar o primeiro furo roscado, nota-se que os filetes de rosca usinados nos ensaios 2, 4 e 6, submetidos ao uso da técnica de MQL, apresentaram qualidade visual levemente melhor que nos ensaios 1, 3 e 5, os quais foram usinados sem fluido de corte. Apesar de pequena diferença do aspecto visual das roscas, o uso de revestimento, no caso dos ensaios 3 a 6, propiciou melhor qualidade que sem sua utilização, que é o caso dos ensaios 1 e 2.

Foram realizados EDS sobre as amostras dos corpos de prova dos ensaios 1, 2, 7 e 8, procurando evidências de elementos tais como tungstênio, cromo ou vanádio, comuns apenas na ferramenta de corte, pois nestes testes utilizaram-se machos de corte sem revestimento. Não foi detectada a presença de nenhum destes elementos de forma significativa.

A Figura 4.26 apresenta fotos dos primeiros furos roscados dos ensaios 7 e 8, cuja velocidade de corte é de 60 m/min. O ensaio 7 é realizado sem fluido de corte, enquanto o 8 utiliza MQL. Além destas fotos, tem-se também o último furo roscado dos ensaios 1 (36° furo roscado) e 2 (408° furo roscado).

Comparando as fotos das Figura 4.25 e 4.26, apesar de no ensaio 2 ter-se obtido 408 furos roscados, dentro da qualidade dimensional aplicada pelo critério de fim de vida, há uma significativa redução da qualidade visual da última rosca usinada em comparação com a primeira do mesmo teste.

Figura 4.25 – Primeiro furo roscado dos ensaios 1 a 6. Ampliação de 20x.

Figura 4.26 – Fotos de MEV dos ensaios 1, 2, 7 e 8. Ampliação de 20x.

Os ensaios submetidos à velocidade de corte de 60 m/min, ensaios 7 e 8 da Figura 4.26, produziram roscas com aspecto não muito diferente dos submetidos à metade desta velocidade, ensaios 1 e 2 da Figura 4.26. Logicamente que o fato de ser o primeiro furo roscado e, conseqüentemente, o desgaste estar a níveis bastante reduzidos não tenham permitido uma diferença significativa.

No caso dos ensaios 3, 4, 5, 6 e 12, em que os machos de corte usados possuem revestimento, aplicou-se EDS nos corpos de prova em busca do elemento titânio, pois este elemento é comum nos revestimentos utilizados, TiAlN e TiCN, e não faz parte da composição dos corpos de prova. Da mesma

maneira, não foi detectada de forma significativa a presença de titânio em nenhuma das amostras.

A Figura 4.27 mostra os filetes de rosca do primeiro furo roscado no ensaio 12, o qual confeccionou 264 furos roscados a 60 m/min e com o uso da técnica de mínima quantidade de lubrificante.

Figura 4.27 – Primeiro furo roscado no ensaio 12. Ampliação de 20x.

4.2.5 Cavacos

A Figura 4.28 destaca as fotos de MEV de cavacos coletados do ensaio 1, ou seja, com macho de corte sem revestimento, velocidade de corte de 30 m/min e sem fluido de corte, em vistas inferior, superior e lateral.

Observa-se na foto relativa à vista inferior da Figura 4.28 que a superfície do cavaco é bastante lisa, possivelmente em função das altas taxas de deformação próxima à região de fluxo associada com a baixa velocidade de formação do cavaco nesta região. O aspecto pontiagudo ou áspero da superfície superior, que pode ser conferido na vista superior com auxílio da vista lateral da Figura 4.28, demonstra as várias lamelas que formam o cavaco, que é descontínuo e segmentado.

Cavacos coletados no ensaio 2, cuja condição de ensaio difere do ensaio 1 pela aplicação da técnica de MQL, podem ser conferidos na Figura 4.29 em vistas inferior, superior e lateral. Analisando o tipo de cavaco, descontínuo e

segmentado, e o aspecto das superfícies inferior e superior, pode-se concluir que o efeito lubrificante da aplicação de MQL foi insignificante, devido à dificuldade de acesso à região de corte.

Figura 4.28 – Vistas de cavacos coletados do ensaio 1.

A Figura 4.30 apresenta fotos de MEV dos cavacos coletados no ensaio 7 em vistas inferior, superior e fragmentos. No ensaio 7, onde a velocidade de corte é o dobro da aplicada nos ensaios 1 e 2, a fragmentação dos cavacos foi mais acentuada. O macho de corte utilizado não possui revestimento e a usinagem é realizada sem fluido de corte.

A Figura 4.31 apresenta fotos de MEV dos cavacos coletados no ensaio 9 em vistas inferior, superior e lateral. Apesar da utilização de uma ferramenta com revestimento de TiAlN, como é o caso do utilizado no ensaio 9, aparentemente não há variação significativa na formação dos cavacos coletados comparados com os dos testes realizados sem revestimento. Os cavacos apresentam superfície inferior com alto nível de deformação e lisa, enquanto a superfície superior é áspera.

A Figura 4.32 apresenta as fotos de MEV dos cavacos coletados no ensaio 11 em vistas inferior, superior e lateral. No ensaio 11 foi aplicado velocidade de corte de 60 m/min e não se aplicou fluido de corte, isto é, com

condições semelhantes ao ensaio 9, porém com a utilização de macho de corte com revestimento de TiCN. Mesmo assim, os cavacos formados apresentaram formatos idênticos aos apresentados nas outras condições de corte: cavacos descontínuos e segmentados.

Figura 4.29 – Vistas de cavacos coletados do ensaio 2.

Figura 4.30 – Vistas de cavacos e fragmentos de cavacos coletados do ensaio 7.

Figura 4.31 – Vistas de cavacos coletados do ensaio 9.

Figura 4.32 – Vistas de cavacos coletados do ensaio 11.

4.2.6 Sinais de torque

Os valores pontuais de torque mostrados no gráfico nas Figuras 4.33 a 4.36 são a média do momento torçor durante o ciclo de corte. É importante destacar que são apenas os referentes a furos roscados aprovados pelo critério de fim de vida. Pode-se verificar nestas figuras que a faixa de valores de torque ficou entre 2 e 9 Nm.

Verifica-se na Figura 4.33 que no fim de vida do macho de corte sem revestimento não houve um valor significantemente alto do torque. Isto pode ser explicado pelo fato do material proveniente da superfície interna do furo ter sido arrancado e aderido sobre a ferramenta de corte, impossibilitando a confecção de um furo roscado dentro das medidas especificadas. Comparando a Figura 4.33 com a Figura 4.11, constata-se uma leve semelhança de comportamento entre os gráficos das figuras, com exceção do macho de corte sem revestimento que é representado pela linha azul nas duas figuras. Esta diferença é devido ao fato de que na Figura 4.11 apresentar o macho de corte sem revestimento até o 48º furo roscado e na Figura 4.33 até o 36º, este último referente ao último furo roscado dentro do critério de fim de vida.

Com a utilização da técnica MQL foi possível aumentar a vida do macho de corte sem revestimento, apesar do mesmo apresentar valores de torque ligeiramente maiores que os machos de corte revestidos (Figura 4.34). A Figura 4.34 se assemelha com a Figura 4.12, ratificando a relação direta entre o desgaste de flanco com o nível do sinal de torque.

Com base nas Figuras 4.33 e 4.34, pode-se observar que praticamente não houve diferenças no sinal de torque para os machos de corte revestidos quando se usinou sem fluido de corte ou com mínima quantidade de lubrificante. Acredita-se que a dificuldade de acesso à região de corte ao óleo, proveniente do MQL, e às condições amenas para ferramentas revestidas, propiciando pouco desenvolvimento de desgaste, tenham mantido valores médios de torque abaixo de 5 Nm.

Figura 4.33 – Torque pelo número de furos roscados a 30 m/min e sem fluido de corte.

Figura 4.34 – Torque pelo número de furos roscados a 30 m/min e com MQL.

Comparando os resultados das Figuras 4.35 e 4.36, nota-se uma melhora no rendimento dos machos de corte revestidos com a aplicação da técnica de MQL ao longo da vida da ferramenta, não sendo observada tal tendência durante a confecção dos primeiros furos roscados. O mesmo não aconteceu com o macho de corte sem revestimento, pois a quantidade de material aderido nestas condições de corte não permitiu o acesso e a ação lubrificante e refrigerante do óleo e do ar comprimido do sistema de mínima quantidade de lubrificação. Os gráficos das Figuras 4.35 e 4.36 apresentam algumas tendências encontradas nos gráficos das Figuras 4.13 e 4.14, respectivamente.

Observou-se experimentalmente que a 60 m/min pode-se dizer que utilizando-se macho de corte revestido com TiAlN ou TiCN é aceitável um valor médio de torque de até 6 Nm para que se use um furo roscado com as especificações de M8x1,25 6H em ferro fundido cinzento.

Figura 4.35 – Torque pelo número de furos roscados a 60 m/min e sem fluido de corte.

Agapiou (1994) avaliou as respostas de torque em função da variação da geometria dos machos de corte M8x1,25 (ISO-6H) no roscamento a alta velocidade do alumínio fundido 319 (79 a 90 HB). A geometria dos 12 diferentes machos de corte utilizados variava as seguintes características:

entrada com 3 a 5 filetes de rosca ou com 1 a 2 filetes de rosca; 2, 3 ou 4 canais; comprimento do canal de 11, 20 e 30 mm; ângulo de hélice de 0°, 15°, 34°, 35°, 40°, 46° e 50°; e ângulo de saída entre 2,29 e 5,66, dependendo do número de canais. O diâmetro do pré-furo foi de 6,9342 mm (71 a 72% de roscas) e usou-se refrigerante solúvel à água numa concentração de 15 %. Um total de 20 furos foi testado para cada condição de teste, calculando-se com isso a média e o desvio padrão. Em geral, o torque foi pouco influenciado pela geometria dos machos de corte. O torque durante o movimento de retração do macho de corte foi quase zero, o que também foi verificado no presente trabalho. Durante o corte, obteve-se valores de torque entre 1 a 5 Nm a uma velocidade de corte de aproximadamente 151 m/min (6000 rpm) em furos passantes de 22 mm.

Figura 4.36 – Torque pelo número de furos roscados a 60 m/min e com MQL.

Armarego e Chen (2002) apresentaram um gráfico de torque no roscamento de furos passantes em aço de fácil usinagem S1214 por um macho de corte de aço rápido, sem revestimento e com canal reto, cujos valores atingiram aproximadamente 20 Nm durante a ação de todas as arestas de corte.

De uma maneira geral, conforme constatação neste trabalho e em outras pesquisas, o aumento do torque ocorre na medida em que a geometria da ferramenta se altera devido ao desgaste de flanco. Com o desgaste, que é provocado pelo mecanismo de abrasão principalmente, a área de contato entre a aresta de corte e a superfície da peça aumenta, aumentando assim a força necessária para deformar plasticamente o material e formar o cavaco.

4.2.7 Sinais de corrente

Através do sensor de corrente por efeito Hall, coletou-se sinais em volts, correspondentes à corrente usada pelo motor principal do eixo-árvore. Os gráficos das Figuras 4.37 a 4.40 mostram o valor máximo de tensão durante a usinagem de cada furo roscado que atendeu aos requisitos do critério de fim de vida utilizado neste trabalho.

Da mesma forma como ocorreu com os sinais de torque quando se utilizou a velocidade de corte de 30 m/min, observa-se que o sinal de tensão do sensor de corrente não indicou uma possibilidade de fim de vida do macho de corte sem revestimento, o que ratifica a hipótese de adesão em virtude da afinidade química do aço-rápido da ferramenta de corte com o ferro fundido da peça usinada. Este tipo de problema não ocorre com os machos de corte revestidos, pois as camadas de TiAlN e TiCN possuem pouca afinidade química com o ferro fundido cinzento.

O comportamento dos sinais obtidos pelo sensor de corrente é semelhante aos de torque, conforme pode ser conferido nos gráficos anteriores. Da mesma forma, ambos não são bom indicativo de fim de vida do macho de corte sem revestimento e, por outro lado, apresentam sinais satisfatórios na indicação do fim de vida das ferramentas de corte que possuem revestimentos.

O sensor de corrente mostrou-se bem adequado no sensoriamento do desgaste das ferramentas com revestimento. Isto caracteriza o potencial dos sinais de corrente aplicados ao sensoriamento do desgaste durante o HST do ferro fundido.

Pode-se afirmar que a partir de um certo nível de tensão, aproximadamente por volta de 0,3 V, o macho de corte não teria condições de

produzir uma qualidade de rosca satisfatória no ferro fundido que pudesse atender ao critério de fim de vida adotado neste trabalho.

Figura 4.37 – Tensão pelo número de furos roscados a 30 m/min e sem fluido de corte.

Figura 4.38 – Tensão pelo número de furos roscados a 30 m/min e com MQL.

Figura 4.39 – Tensão pelo número de furos roscados a 60 m/min e sem fluido de corte.

Figura 4.40 – Tensão pelo número de furos roscados a 60 m/min e com MQL.

A medição de parâmetros elétricos da máquina-ferramenta, principalmente os sensores de efeito Hall, é fundamentada no fato de que a potência elétrica dos motores de acionamento da máquina-ferramenta é diretamente proporcional à potência mecânica gerada pela mesma e reflete as variações de esforços existentes na região de corte. Algumas das vantagens desse método são o relativo baixo custo dos sensores e o posicionamento do sensor no motor ou no painel da máquina, ou seja, isolado do ambiente de corte que, via de regra, é bastante agressivo (HARA, 1999).

Por outro lado, a principal desvantagem consiste no fato de que os sensores estão situados longe da região de corte, implicando um tempo de resposta maior devido à inércia imposta pelo sistema máquina-ferramenta-dispositivo-peça. Apesar desta menor velocidade de resposta, o sinal que indica a potência elétrica do motor da máquina pode ser bastante útil como complemento em sistemas de monitoração multi-sensores (HARA, 1999).

4.2.8 Explicação física dos sinais obtidos

Com o intuito de analisar o comportamento dos sinais de torque (M_z) e da corrente (I) durante o roscamento de um determinado furo, foram plotados gráficos de torque pelo tempo e de tensão, proveniente do sensor de corrente, pelo tempo. Com isso, poder-se-á relacionar os momentos de corte, parada e retorno do macho de corte durante o processo de roscamento com as variações temporais de cada sinal.

Para isso, foram escolhidos aleatoriamente dois furos roscados: o 34º furo do ensaio 1, cuja velocidade de corte é de 30 m/min, o macho de corte não possui revestimento e a usinagem é realizada sem fluido de corte; o 86º furo do ensaio 9, a 60 m/min com macho de corte revestido de TiAlN e com a usinagem também realizada sem fluido de corte.

Mediu-se os tempos de usinagem nas duas velocidades de corte. A 30 m/min, o tempo de corte é aproximadamente 1,349 s, a parada do macho de corte, durante o momento de troca do engate do pinhão com a engrenagem cônica superior do cabeçote de roscar auto-reversível pela engrenagem inferior que gira no sentido anti-horário necessário para a reversão da ferramenta de corte, contabilizou 0,208 s e a reversão demandou 1,268 s, totalizando 2,825 s.

Dobrando-se a velocidade, teremos o corte realizado em 0,674 s, a parada do macho a 0,169 s e o tempo de reversão em 0,646 s, perfazendo um total de 1,489 s.

Os sinais filtrados que aparecem nos gráficos das Figuras 4.41 a 4.44, numa linha em negrito, foram calculados como a média entre os valores compreendidos pelos 10 sinais instantâneos anteriores, os 10 posteriores e o próprio valor central. Este tipo de filtro é semelhante a um valor RMS (Root Mean Square) de janela variável, com única diferença de que os sinais não são elevados ao quadrado e extraída a raiz quadrada. A largura da janela de integração é escolhida como o tempo de 20 aquisições pela placa.

Figura 4.41 – Sinais de torque a 30 m/min, sem revestimento e sem fluido de corte.

Pode-se observar nitidamente no gráfico acima o início do corte realizado pelo macho de corte através do aumento do sinal de forma paulatina, o que faz deduzir que há um gradativo aumento do número de arestas de corte da parte

chanfrada do macho de corte até que, entre 3 e 4 Nm (Figura 4.42), todas as arestas de corte do chanfro e mais a aresta de corte do primeiro filete da parte cilíndrica estão executando a usinagem, enquanto não há desgaste deste último. Em seguida, há uma queda do sinal de torque que representa o momento em que o macho de corte atingiu o final de seu curso e o eixo-árvore executa o movimento contrário para fora do furo.

Figura 4.42 – Sinais de torque a 60 m/min, TiAlN e sem fluido de corte.

Neste momento, o macho de corte fica preso por meio do engate de seus filetes de rosca com as roscas recém usinadas do furo enquanto há uma mudança do engate do pinhão, de dentro do cabeçote de roscar auto-reversível, perde o contato com a engrenagem cônica superior, que gira no mesmo sentido de rotação do eixo-árvore, e engrena com a engrenagem cônica inferior, que gira no sentido de rotação contrário ao do eixo-árvore. Com isso, o macho de corte volta a rotacionar, sendo agora no sentido contrário ao

anterior, e inicia-se assim a sua retração. Nesta etapa, os sinais de torque flutuam com uma leve tendência para valores negativos de torque, que era de se esperar já que o sentido é oposto ao executado durante o corte. Os gráficos das Figuras 4.41 e 4.42 apresentam um comportamento bem semelhante, apesar das diferenças das condições de corte. A diferença básica consiste na duração dos ciclos do processo de roscamento, em função da diferença de velocidades entre ambas as condições.

As Figuras 4.43 e 4.44 apresentam o comportamento da tensão proveniente do sensor de corrente durante o roscamento de um furo a 30 e 60 m/min, respectivamente.

Figura 4.43 – Sinais de corrente a 30 m/min, sem revestimento e sem fluido de corte.

Os sinais obtidos pelo sensor de corrente por efeito Hall é condizente com o exposto pela literatura, em que sua resposta é relativamente lenta e sua confiabilidade é alta.

Uma observação importante a se destacar é o fato de que o centro de usinagem vertical utilizado emprega um alto nível de corrente, sinal detectado pelo software de aquisição e convertido em forma de tensão, no momento em que o eixo-árvore é apenas ligado, sem que o mesmo inicie qualquer movimento de rotação. Por outro lado, quando o eixo está girando reduz-se tal valor. Além disso, o nível de tensão medido pelo sensor de corrente correspondente à remoção de cavaco é muito pequeno em comparação com o do eixo-árvore ligado e parado ou até quando este está executando um movimento de rotação.

Figura 4.44 – Sinais de corrente a 60 m/min, TiAlN e sem fluido de corte.

4.3 Avaliação Estatística dos Resultados

Analizou-se estatisticamente alguns dos resultados obtidos utilizando a técnica de ANOVA (análise de variância). Os quadros e gráficos da ANOVA aplicada neste trabalho encontram-se no Apêndice.

A aplicação da análise de variância foi restrita às seguintes respostas: número de furos roscados, desgaste de flanco (mm), torque (Nm) e corrente (em níveis de tensão, ou seja, volts).

A resposta correspondente ao número de furos roscados foi o próprio número de furos roscados obtido por cada ensaio conforme critério de fim de vida deste trabalho.

A resposta correspondente ao desgaste de flanco foi analisada em duas fases: após o 24º furo roscado com todos os ensaios; e após o 192º com apenas os ensaios que utilizaram machos de corte revestidos. Conforme o planejamento experimental, o desgaste de flanco é apenas medido após cada sequência de 12 furos. Em virtude disto, a análise é feita com múltiplos de 12. Já que o menor número de furos roscados por um macho de corte sem revestimento e revestido foram 13 e 190 dentro do critério de fim de vida, respectivamente, adotou-se como parâmetro de comparação o número final de furos relativos às seqüências nas quais estão inclusos, 24º e 192º respectivamente. A primeira análise apresenta um panorama geral da influência dos fatores de entrada. Porém, pelo estado de desgaste e de aderência do material da peça sobre as ferramentas estarem no princípio, qualquer análise conclusiva torna-se um pouco precipitada. Por isto, faz-se necessário uma segunda análise em maiores detalhes, com cada um dos fatores separados..

As duas últimas respostas, torque e tensão, também foram analisadas em duas fases. Entretanto, ao contrário da resposta de desgaste de flanco, têm-se os valores dos sinais de torque e tensão correspondentes a cada furo roscado. Com isso, pode-se trabalhar com o último furo roscado de cada ensaio. Então, as duas fases são as seguintes: após o 13º com todos os ensaios; e após o 190º com apenas os ensaios que utilizaram machos de corte revestidos. A justificativa de utilização das duas análises é a mesma da resposta com desgaste de flanco.

Os fatores utilizados nos quadros da ANOVA foram velocidade de corte, tipo de revestimento e condição de lubrificação e refrigeração, os quais deverão ser avaliados, quanto à sua influência em cada uma das variáveis de resposta. Foi usado o valor de 95% de confiabilidade ($\alpha = 0,05$) para avaliação da influência dos fatores na variável de resposta.

Os dados da Tabela 4.1 serviram de base para o quadro ANOVA relativo à resposta número de furos roscados, além de apresentar os níveis dos fatores de entrada para cada ensaio. A Tabela 8.1 do Apêndice mostra os valores utilizados nos quadros ANOVA das respostas desgaste de flanco, torque e tensão, este último sinal proveniente do sensor de corrente.

Baseado nos resultados estatísticos do quadro ANOVA da Tabela 8.2, os fatores que apresentaram influência significativa sobre o número de furos roscados são velocidade de corte (Figura 8.1) e tipo de revestimento (Figura 8.2), uma vez que o valor P, 0,027 e 0,028 respectivamente, foi menor que o nível de significância considerado ($\alpha = 0,05$). Isso indica que os fatores velocidade de corte e revestimento têm uma alta probabilidade de influenciar o número de furos roscados.

O aumento da velocidade de corte resultou numa redução do número de furos roscados em função da redução da vida da ferramenta de corte. Ao passo que a utilização de revestimento proporcionou uma elevação de tal número, devido à melhoria das propriedades mecânicas da ferramenta de corte.

As interações entre os fatores de entrada não apresentaram influência significativa sobre o número de furos roscados, pois os valores P das interações (Tabela 8.3) foram maiores que o nível de significância considerado ($\alpha = 0,05$).

Quanto ao desgaste de flanco, pode-se constatar, nas duas análises de variância (Tabelas 8.4 e 8.6), que, novamente a velocidade de corte e o tipo de revestimento apresentaram influência significativa, valores P iguais a 0,027 e 0,028 respectivamente, após o 24º furo roscado e apenas a velocidade de corte, valor P igual a 0,013, após 192º furo roscado. Como o desgaste de flanco tem uma certa relação com o número máximo de furos roscados, o resultado era esperado.

O aumento da velocidade de corte de 30 para 60 m/min influenciou significativamente o desgaste de flanco numa relação diretamente proporcional (Figuras 8.3 e 8.5). Enquanto que a utilização de revestimento proporcionou uma redução significativa do desgaste de flanco, devido à melhoria das propriedades mecânicas da ferramenta de corte (Figura 8.4). O revestimento TiAlN apresentou resultado pouco melhor que o TiCN.

O efeito combinado, ou suas interações (Tabelas 8.5 e 8.7), destes fatores sobre o desgaste de flanco não apresentou influência significativa sobre o desgaste de flanco, pois os valores P das interações foram maiores que o nível de significância considerado ($\alpha = 0,05$).

Quanto ao torque de roscamento, os fatores de entrada que tiveram influência significativa foram o tipo de revestimento, valor P igual a 0,015, após o 13º furo roscado (Tabela 8.8) e a condição de lubri-refrigeração, valor P igual a 0,017, após 190º furo roscado (Tabela 8.10).

A utilização de revestimento TiCN, de menor coeficiente de atrito, proporcionou um torque menor e que a não utilização de revestimento, conseqüentemente de maior coeficiente de atrito, resultou num torque mais elevado (Figura 8.6). A utilização da técnica MQL garantiu uma redução significativa no torque após 190 furos roscados nos ensaios que utilizaram machos de corte revestidos em relação ao roscamento sem fluido de corte, considerando tanto 30 quanto 60 m/min (Figura 8.8). Acredita-se que a 30 m/min não foi possível explorar o desempenho da técnica MQL, pois provavelmente o teto de 408 furos roscados é relativamente baixo.

Neste caso, o único efeito combinado (Tabelas 8.9 e 8.11) que apresentou valor P inferior ao nível de significância considerado ($\alpha = 0,05$) sobre a resposta do torque foi a interação da velocidade com o revestimento após o 13º furo roscado, cujo valor P é igual a 0,003. Embora o efeito do revestimento sobre o torque seja dependente da velocidade utilizada (Figura 8.7), nota-se que, qualquer que seja a velocidade, a utilização do revestimento garante uma redução do torque.

Na análise do sinal de corrente medido durante o roscamento, apenas o efeito isolado da velocidade de corte influenciou significativamente após o 13º furo roscado, pois seu valor P é igual a 0,017 (Tabelas 8.12 e 8.14). Observou-se que, durante a usinagem, a elevação da velocidade demandava maior corrente para o eixo-árvore do centro de usinagem. Esta relação diretamente proporcional é confirmada estatisticamente (Figura 8.9). Nenhuma interação influenciou o sinal de corrente (Tabela 8.13).

De uma maneira geral, pôde-se observar que, ao contrário da condição de lubrificação e refrigeração, a velocidade de corte e o tipo de revestimento tendem a apresentar uma influência mais significativa sobre o processo.

Porém, é importante destacar que no processo de roscamento há uma dificuldade de acesso de qualquer meio de lubrificação e refrigeração na região de corte. Adicionalmente, na usinagem do ferro fundido cinzento, apesar do fluido de corte poder promover aumento de vida nas ferramentas, principalmente nos casos em que o mecanismo de desgaste predominante é a difusão, verifica-se experimentalmente, segundo Trent (1991), que este ganho não é expressivo, geralmente promovendo um custo benefício da aplicação negativo. Isto porque, conforme Machado e Diniz (2000), o custo de aquisição e manutenção do produto é superior aos ganhos com os benefícios.

5 CONCLUSÕES

Diante dos resultados apresentados e das discussões desenvolvidas ao longo deste trabalho, pode-se chegar às seguintes conclusões nesta tese:

- Os principais mecanismos de desgaste que ocorrem quando se usa HST em ferro fundido cinzento, através de machos de HSS sem cobertura, cobertos com TiCN e TiAlN são: a abrasão e a adesão, podendo ainda ocorrer a difusão;
- O tipo de desgaste predominantemente observado nos experimentos efetuados foi o desgaste de flanco nas arestas de corte. Este variou entre os filetes de rosca da entrada (no chanfro) em função da diferença de velocidade de corte, do volume de material a remover e do espaço entre a superfície de folga e a superfície interna do furo;
- A adesão do material da peça sobre as arestas de corte foi predominante nos últimos filetes da entrada e, principalmente nos primeiros da parte cilíndrica do macho de corte, sendo o principal fator determinante do final de vida nos ensaios. Isto, em virtude da alteração geométrica dos filetes responsáveis pela usinagem final do perfil da rosca da superfície interna do furo;
- A adesão, nos machos de HSS sem revestimento, foi mais predominante na alta velocidade de corte (60 m/min) do que na velocidade de corte comumente utilizada na indústria (30 m/min);
- A utilização de revestimento foi eficiente na minimização da adesão;
- O revestimento TiAlN apresentou, em geral, melhores resultados que o TiCN, em termos de vida da ferramenta, dentro das condições de corte utilizadas nos ensaios e do critério de fim de vida adotado desta tese (qualidade da rosca avaliada pelo calibrador Passa-Não-Passa);

- O revestimento TiCN apresentou, em geral, menor torque e melhor qualidade visual da rosca usinada, comparando-se com o TiAlN, dentro das condições de corte utilizadas nos ensaios e do critério de fim de vida adotado nesta tese;
- A técnica MQL apresentou, em geral, melhores resultados que a usinagem sem fluido de corte, principalmente na redução do torque após o roscamento de um número significativo de furos (190) utilizando machos de corte revestidos com TiAlN ou TiCN;
- Os cavacos produzidos foram descontínuos, porém com uma segmentação maior quando proveniente dos ensaios que utilizaram alta velocidade de corte (60 m/min);
- Os sinais de torque e de corrente apresentaram eficiência no monitoramento do desgaste de flanco apenas dos machos de corte revestidos com TiAlN e TiCN;
- Apenas com os sinais de torque foi possível distinguir todas as etapas do ciclo de roscamento, a saber, entrada da ferramenta, ciclo de corte, reversão do cabeçote de roscamento e saída do macho de corte;

6 SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS

Como sugestões para futuros trabalhos, podem-se destacar as seguintes:

- Realizar medições de temperaturas durante o roscamento com velocidade comumente usada na indústria e com alta velocidade de corte, de modo a avaliar os efeitos da temperatura a alta velocidade sobre o desgaste das ferramentas e das coberturas;
- Testar velocidades de corte mais elevadas e acompanhar o comportamento da temperatura e do torque, avaliando-se o desgaste;
- Utilizar aplicações mais eficientes do MQL sobre a região de corte, variando os parâmetros de entrada tais como vazão de óleo e de ar comprimido;
- Testar outros sensores para verificar a viabilidade de aplicação como indicativo de desgaste de flanco;
- Estudar a utilização de machos de corte com canais internos para fluidos de corte, analisando sua viabilidade quanto à resistência ao torque inerente ao processo de roscamento para diversas dimensões de rosca;
- Estudar uma otimização dos fatores de entrada sobre a eficiência do processo de roscamento com alta velocidade de corte;
- Ampliar o estudo do roscamento com alta velocidade de corte para vários materiais, tais como ligas de alumínio, aço, titânio, níquel, etc;
- Estudar a influência dos elementos geométricos do macho de corte sobre o desempenho do roscamento com alta velocidade de corte;
- Comparar utilização de macho laminador com macho de corte no roscamento com alta velocidade de corte, para materiais dúcteis.

7 BIBLIOGRAFIA

AGAPIOU, J.S. (1994). Evaluation of the effect of high speed machining on tapping. *Journal of Engineering for Industry – Transactions of the ASME*, v.116, n.4, p.457-462, Nov.

AGBA, E. (1999). High speed machining of unsupported thin-walled structures. In: INTERNATIONAL MACHINING & GRINDING CONFERENCE, 3., 1999, Cincinnati, Ohio, USA. *Proceedings...* Dearborn, Michigan, USA, SME. Session 215: Metal Removal, p.121-132.

AMERICAN SOCIETY FOR METALS (1989). *Metals handbook*. 9th ed. Metals Park, Ohio, USA. v.16 - Machining, p.648-665.

ANDRAE, P. (1999a). Chip formation in high speed cutting HSC. In: INTERNATIONAL MACHINING & GRINDING CONFERENCE, 3., 1999, Cincinnati, Ohio, USA. *Proceedings...* Dearborn, Michigan, USA, SME. Session 215: Metal Removal, p.107-120.

ANDRAE, P. (1999b). Tool & process design for high-efficient machining. In: INTERNATIONAL MACHINING & GRINDING CONFERENCE, 3., 1999, Cincinnati, Ohio, USA. *Proceedings...* Dearborn, Michigan, USA, SME. Session 215: Metal Removal, p.133-148.

ARMAREGO, E.J.A.; CHEN, M.N.P. (2002). Predictive cutting models for the forces and torque in machine tapping with straight flute taps. *Annals of the CIRP*, v.51/1, p.75-78.

ARNONE, A. (1998). *High performance machining*. Cincinnati, Ohio, USA: Hanser Gardner Publications. 297p.

ARONSON, R.B. (1995). Why dry machining? *Manufacturing Engineering*, v.114, n.1, p.33-36, Jan.

ASHLEY, S. (1995). High-speed machining goes mainstream. *Mechanical Engineering*, p.56-61, May.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (1971). *NBR 6175 – Processos Mecânicos de Usinagem*. Rio de Janeiro.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (1982). *NBR 7260 – Machos para roscar – terminologia*. Rio de Janeiro.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (1986). *NBR 9527 – Rosca métrica ISO*. Rio de Janeiro.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (1999). *NBR 14308 – Macho para roscar – nomenclatura das principais formas e conceitos*. Rio de Janeiro.

BECK, H.W. (1998). Alta velocidade e ferramentas de alto desempenho reduzem o tempo de usinagem. *Máquinas e Metais*, n.387, p.40-47, abr.

BERSENKOWITSCH, H. (2000). Medidas de segurança no manuseio de agentes refrigerantes. *Máquinas e Metais*, n.409, p.24-33, fev.

BEZERRA, A.A.; COELHO, R.T.; SILVA, L.R. (2000). Monitoração dos processos de roscamento: revisão da literatura. In: CONGRESSO NACIONAL DE ENGENHARIA MECÂNICA, 1., 2000, Natal – RN. *Anais...* Natal – RN, UFRN, ABCM. 8p.

BEZERRA, A.A.; COELHO, R.T.; SILVA, L.R.; BRAGHINI JR., A.; SOTO, M. (2001). High speed tapping investigation in cast iron. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA MECÂNICA, 16., 2001, Uberlândia – MG. *Anais...* Uberlândia – MG, UFU, ABCM. 10p.

BOWDEN, F.P.; TABOR, D. (1950). *The friction and lubrication of solids*. Oxford, UK: Clarendon Press.

BRAGHINI JR., A. (2002). *Metodologia para escolha de fluidos de corte não agressivos ao meio ambiente para aplicações em usinagem de metais*. 230p. Tese (Doutorado) – EESC-USP, São Carlos, 2002.

BROCKHOFF, T.; WALTER, A. (1998). Fluid minimization in cutting and grinding. *Abrasives Magazine*, p.38-42, Oct./Nov.

BURGES, W.A. (1997). *Identificação de possíveis riscos à saúde do trabalhador*. Ergo, p.140-166.

CARPINETTI, L.C.R. (2000). *Planejamento e análise de experimentos*. São Carlos: Serviço Gráfico da EESC-USP. 205p. Apostila.

CHIAVERINI, V. (1986). *Tecnologia mecânica – materiais de construção mecânica*. 2.ed. São Paulo: Editora McGraw-Hill. v.3, p.146-168.

COELHO, R.T. (1994). *The machinability of aluminium-based SiC reinforced metal matrix composite (MMC) alloy with emphasis on hole production*. 328p. Ph.D. Thesis – School of Manufacturing and Mechanical Engineering, University of Birmingham, Birmingham, UK. 1994.

CHRISTOFFEL, K. (2001). High-speed machining - from a tool manufacturer's perspective. In: SEMINÁRIO INTERNACIONAL DE ALTA TECNOLOGIA - MANUFATURA AVANÇADA, 6., 2001, Piracicaba – SP. *Anais...* Santa Bárbara d'Oeste – SP, UNIMEP. p.121-134.

DEGARMO, E.P.; BLACK, J.T.; KOHSER, R.A. (1997). *Materials and processes in manufacturing*. 8th ed. USA: Prentice Hall. p.880-905.

DERFLINGER, V.; BRÄNDLE, H.; ZIMMERMANN, H. (1999). New hard/lubricant coating for dry machining. *Surface and Coatings Technology*, v.113, n.3, p.286-292, Mar.

DESTEFANI, J. D. (1997). Spindles key to high speed machining. *Manufacturing Engineering*, p.68-77, Oct.

DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG (1973). *DIN 1693 P1 – Cast iron with nodular graphite; unalloyed and low*. Germany.

DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG (1977). *DIN 1693 P2 – Cast iron with nodular graphite; unalloyed and low*. Germany.

DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG (1985). *DIN 1691 – Flake graphite cast iron (grey cast iron); propert.* Germany.

DEWES, R. C.; ASPINWALL, D. K. (1995). High speed machining – cutting tools and machine requirements. In: INTERNATIONAL MATADOR CONFERENCE, 30., 1995, Manchester, UK. *Proceedings...* Manchester, UK. p.455-461.

DEWES, R.C.; ASPINWALL, D.K. (1997). A review of ultra high speed milling of hardened steels. *Journal of Materials Processing Technology*, v.69, p.1-17.

DINIZ, A.E.; MARCONDES, F.C.; COPPINI, N.L. (1999). *Tecnologia da usinagem dos materiais*. São Paulo: mm editora. 242p.

DINIZ, A.E. (1999). Minimal lubrication in the drilling process of aluminum silicon alloy. In: INTERNATIONAL MACHINING AND GRINDING CONFERENCE, 3., 1999, Cincinnati, Ohio, USA. *Proceedings...* Dearborn, Michigan, USA, SME. Session 415: Coolants and Environmental Issues, p.683-697.

DÖRR, J. (1999). New perspectives in dry machining. In: SEMINÁRIO INTERNACIONAL DE ALTA TECNOLOGIA – INOVAÇÕES TECNOLÓGICAS NA MANUFATURA PARA O ANO 2000, 4., 1999, Santa Bárbara d'Oeste – SP. *Anais...* Santa Bárbara d'Oeste – SP, UNIMEP. p.29-39.

DRAPINSK, J. (1973). *Manutenção mecânica básica*. São Paulo: Editora McGraw-Hill do Brasil. p.5-14.

DU, R.; ELBESTAWI, M.A.; WU, S.M. (1995). Automated monitoring of manufacturing processes – part 2: applications. *Journal of Engineering for Industry – Transactions of the ASME*, v.117, n.2, p.133-141, May.

DUNLAP, C. (1997). Should you try dry? *Cutting Tool Engineering*, v.49, n.1, p.22-33, Feb.

EL BARADIE, M.A. (1996). Cutting fluids: part II - recycling and clean machining. *Journal of Materials Processing Technology*, v.56, n.1-4, p.798-806, Jan.

ERDEL, B.P. (1998). New dimensions in manufacturing. Cincinnati, OH, USA: Hanser Gardner Publications. 185p.

FALLBÖHMER, C. A.; RODRÍGUEZ, T.; ÖZEL, T.; ALTAN, T. (2000). High-speed machining of cast iron and alloy steels for die and mold manufacturing. *Journal of Materials Processing Technology*, n.98, p.104-115.

FANTIN, J.P. (1992). Ensaios com machos: em busca de bons resultados na usinagem. *Máquinas e Metais*, n.320, p.58-60, set.

FANTIN, J.P. (2000). Ferramentas para furação e rosqueamento em alta velocidade. *Máquinas e Metais*, n.418, p.40-43, nov.

FERRARESI, D. (1995). *Fundamentos da usinagem dos metais*. 9ª reimpressão. São Paulo: Editora Edgard Blücher Ltda. Cap. 11, v.1, 751p.

FINZER, T. (1997). High speed machining (HSM) in die and mold manufacturing. In: SEMINÁRIO INTERNACIONAL DE ALTA TECNOLOGIA – USINAGEM COM ALTÍSSIMA VELOCIDADE DE CORTE E ALTA PRECISÃO, 2., 1997, Santa Bárbara d'Oeste – SP. *Anais...* Santa Bárbara d'Oeste – SP, UNIMEP. 9p.

FLOM, D.G.; KOMANDURI, R. (1989). High-speed machining. In: AMERICAN SOCIETY FOR METALS. *Metals handbook*. 9th ed. Metals Park, Ohio, USA. v.16 - Machining, p.597-606.

FURUKAWA, Y.; MORONUKI, N. (1987). Contact deformation of a machine tool slideway and its effect on machining accuracy. *JSME International Journal*, v.30, p.868-874.

GEIST, J. (1999). Influence of HSC-appropriate machining parameters on NC programming. In: SEMINÁRIO INTERNACIONAL DE ALTA TECNOLOGIA – INOVAÇÕES TECNOLÓGICAS NA MANUFATURA PARA O ANO 2000, 4., 1999, Santa Bárbara d'Oeste – SP. *Anais...* Santa Bárbara d'Oeste – SP, UNIMEP. p.57-68.

GEKONDE, H.O.; SUBRAMANIAN, S.V. (2002). Tribology of tool-chip interface and tool wear mechanisms. *Surface and Coatings Technology*, n.149, p.151-160.

GRUNDLER, E. (1994). HSC = high speed cutting. *European Production Engineering*, v.18, n.1-2, p.30-32.

HARA, C.M. (1999). *Uma contribuição para o monitoramento de retificação cilíndrica de mergulho*. Tese (Doutorado) – UNICAMP, Campinas. 1999.

HEISEL, U.; LUTZ, D.; WASSMER, R.; WALTER, U. (1998). A técnica da quantidade mínima de fluidos e sua aplicação nos processos de corte. *Máquinas e Metais*, n.386, p.22-38, fev.

HEISEL, U.; LUTZ, M. (1998). Pesquisa de fluidos de refrigeração e de lubrificação. *Máquinas e Metais*, n.388, p.40-49, mai.

HORN, W.; HANRATH, G. (1999). Timely concepts of machining centers for a flexible manufacture of prismatic parts. In: SEMINÁRIO INTERNACIONAL DE ALTA TECNOLOGIA – INOVAÇÕES TECNOLÓGICAS NA MANUFATURA PARA O ANO 2000, 4., 1999, Santa Bárbara d'Oeste – SP. *Anais...* Santa Bárbara d'Oeste – SP, UNIMEP. p.115-125.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION (1972). *ISO 2306: Drills for use prior to tapping screw threads*. 2ed. Geneve.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION (1993). *ISO 3685: Tool-life testing with single-point turning tools*. 2ed. Geneve.

ISHIKAWA, K.; HORI, R.; UNNO, N. (1992). Development of high precision tightening methods of plastic parts for office automation appliances by means of tapping screws. In: JAPAN - USA SYMPOSIUM ON FLEXIBLE AUTOMATION, 1992, San Francisco, CA, USA. *Proceedings...* New York, NY, USA, ASME. v.2, p.925-932.

JOHNSON, M. (1989). Tapping. In: AMERICAN SOCIETY FOR METALS. *Metals handbook*. 9th ed. Metals Park, Ohio, USA. v.16 - Machining, p.255-267.

KALHÖFER, E. (1997). Dry machining – principles and applications. In: SEMINÁRIO INTERNACIONAL DE ALTA TECNOLOGIA – USINAGEM COM ALTÍSSIMA VELOCIDADE DE CORTE E ALTA PRECISÃO, 2., 1997, Santa Bárbara d'Oeste – SP. *Anais...* Santa Bárbara d'Oeste – SP, UNIMEP. 6p.

KALPAKJIAN, S. (1991). *Manufacturing processes for engineering materials*. 2nd ed. Addison – Wesley Publishing Company. p.544-549.

KIRSCHNIK, G. M. (1997). Características técnicas de comando numérico computadorizado para HSC. In: SEMINÁRIO INTERNACIONAL DE ALTA TECNOLOGIA – USINAGEM COM ALTÍSSIMA VELOCIDADE DE CORTE E ALTA PRECISÃO, 2., 1997, Santa Bárbara d'Oeste – SP. *Anais...* Santa Bárbara d'Oeste – SP, UNIMEP. p.1-15.

KITAGAWA, T.; KUBO, A.; MAEKAWA, K. (1996). Temperature and wear of cutting tools in high-speed machining of inconel 718 and Ti-6Al-6V-2Sn. *Wear*, n.202, p.142-148.

KLOCKE, F.; EISENBLÄTTER, G. (1997a). Machinability investigation of the drilling process using minimal cooling lubrication techniques. *Production Engineering*, v.4, n.1, p.19-24.

KLOCKE, F.; EISENBLÄTTER, G. (1997b). Dry cutting. *Annals of the CIRP*, v.46/2, p.519-526.

KLOCKE, F.; SCHULZ, A.; GERSCHWILER, K.; REHSE, M. (1998). Clean manufacturing technologies – the competitive edge of tomorrow? *The International Journal for Manufacturing Science e Production*, v.1, n.2, p.77-86.

KLOCKE, F.; HOPPE, S. (2001). Chip formation process. In: SCHULZ, H. *Scientific fundamentals of hsc*. Munich, Germany: Carl Hanser Verlag. p.1-10.

KOELSCH, J.R. (2002). Rosqueamento de alto desempenho. *Máquinas e Metais*, n.432, p.20-35, jan.

KOMURA, A.; YAMAMOTO, M.; IKAWA, N. (1990). Study of tapping method for large size threads (2nd report) – consideration for the oversized effective diameter by tapping. *Bulletin of the Japan Society of Precision Engineering*, v.24, n.3, p.178-183, Sept.

KRAMER, B.M. (1987). On tool materials for high-speed machining. *Journal of Engineering for Industry – Transactions of the ASME*, v.109, p.87-91.

LEGUTKO, S. (1994). Wear and tool life of taps with hard coats in gray cast iron machining. *Materials Science Forum*, v.163-165, p.545-550.

LORENZ, G. (1980). On tapping torque and tap geometry. *Annals of the CIRP*, v.29/1, p.1-4.

MACHADO, A.R.; SILVA, M.B (1999). *Usinagem dos metais*. 4^a versão. Uberlândia: Editora da UFU. 172p. Apostila.

MACHADO, A.R.; DINIZ, A.E. (2000). Corte a seco, com mínima quantidade de fluido e com fluido em abundância: usos, aplicações, vantagens e desvantagens. In: USINAGEM 2000 FEIRA E CONGRESSO, 1., 2000, São Paulo – SP. *Anais...* São Paulo – SP, Aranda Eventos. 18p.

MAJIMA, T. (1996). A produção de moldes e matrizes é melhor com fresadoras de ultravelocidade. *Máquinas e Metais*, n.365, p.22-43, maio.

MILLS, B.; REDFORD, A.H. (1983). *Machinability of Engineering Materials*. London, UK: Applied Science Publishers. 174p.

MILLS, B (1996).Recent development in cutting tool materials. *Journal of Materials Processing Technology*, v.56, p.16-23.

MINITABTM STATISTICAL SOFTWARE (2000). Minitab Release 13.20. Minitab Inc.TM.

MODERN MACHINE SHOP (2003). *High speed machining*. MMS Online. Disponível em: <<http://www.mmsonline.com/hsm>>. Acesso em 26 mai. 2003.

MÜLLER, P.; SOTO, M. (1999). Usinagem sem refrigeração de furos e roscas. In: SEMINÁRIO INTERNACIONAL DE ALTA TECNOLOGIA – INOVAÇÕES TECNOLÓGICAS NA MANUFATURA PARA O ANO 2000, 4., 1999, Santa Bárbara d'Oeste – SP. *Anais...* Santa Bárbara d'Oeste – SP, UNIMEP. p.127-133.

NARUTAKI, N.; YAMANE, Y.; TASHIMA, S.; KUROKI, H. (1997). A new advanced ceramic for dry machining. *Annals of the CIRP*, v.46/1, p.43-48.

NOVASKI, O.; CORRÊA, M. (1998). A HSC como vantagem competitiva. *Máquinas e Metais*, n.394, p.74-89, nov.

NOVASKI, O.; DÖRR, J. (1999). Usinagem quase a seco. *Máquinas e Metais*, n.406, p.34-41, nov.

OSG (1999). *Catálogo de ferramentas*. São Paulo: OSG Ferramentas de Precisão Ltda. v.1.

PURQUERIO, B.M.; GAMBARINI, J.R. (1978). *Elementos de tribologia*. São Carlos: Serviço Gráfico da EESC – USP. v.1, 144p. Apostila.

REIS, A.M.; VIOLATTI, D.C.; SEPPE JÚNIOR, W.; SOUZA JÚNIOR, A.M.; SILVA, M.B. (2003). Avaliação do desempenho de ferramentas de aço-rápido no rosqueamento interno do ferro fundido cinzento GH – 190. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO, 2., 2003, Uberlândia – MG. *Anais...* Uberlândia – MG, UFU, ABCM. 10p.

RUFFINO, R.T. (1995). Fluidos de corte. In: FERRARESI, D. *Fundamentos da usinagem dos metais*. 9ª reimpressão. São Paulo: Editora Edgard Blücher Ltda. Cap. 11, v.1, p.512-565.

SAHM, D. (1996). The technology of high-speed cutting. In: SEMINÁRIO USINAGEM COM ALTÍSSIMA VELOCIDADE DE CORTE – FRESAMENTO, TORNEAMENTO, FURAÇÃO, 1., 1996, Santa Bárbara d'Oeste – SP. *Anais...* Santa Bárbara d'Oeste – SP, UNIMEP. 3p.

SAHM, D.; SCHNEIDER, T. (1996). A produção sem refrigerante é interessante e deve ser mais conhecida. *Máquinas e Metais*, n.367, p.38-55, ago.

SAHM, A.; SIEMS, S. (2001). Influence of chip segmentation on cutting force. In: SCHULZ, H. *Scientific fundamentals of hsc*. Munich, Germany: Carl Hanser Verlag. p.151-160.

SANDVIK (2000). *Steel turning*. Sandvik Coromant. CD-ROM.

SANTOS, S.C.; SILVA, M.B. (2001). O processo de furação diante das tendências de evolução dos processos de usinagem. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO, 1., 2001, Curitiba – PR. *Anais...* Curitiba – PR, UFPR, ABCM. 8p.

SCHULZ, H. (1994). O estado-da-arte das máquinas de usinagem a alta velocidade. *Máquinas e Metais*, n.341, p.46-57, jan.

SCHULZ, H. (1996). High-speed machines. In: SEMINÁRIO USINAGEM COM ALTÍSSIMA VELOCIDADE DE CORTE – FRESAMENTO, TORNEAMENTO, FURAÇÃO, 1., 1996, Santa Bárbara d'Oeste – SP. *Anais...* Santa Bárbara d'Oeste – SP, UNIMEP.

SCHULZ, H.; WÜRZ, T. (1997). O projeto de máquinas-ferramenta tem de atender aos requisitos do HSC. *Máquinas e Metais*, n.375, p.289-292, abr.

SCHULZ, H. (1997). Start of art and trends of high-speed machining. In: SEMINÁRIO INTERNACIONAL DE ALTA TECNOLOGIA – USINAGEM COM ALTÍSSIMA VELOCIDADE DE CORTE E ALTA PRECISÃO, 2., 1997, Santa Bárbara d'Oeste – SP. *Anais...* Santa Bárbara d'Oeste – SP, UNIMEP. 10p.

SCHULZ, H. (1999a). The history of high-speed machining. *Revista de Ciência e Tecnologia*, v.7, n.13, p.9-18, jun.

SCHULZ, H. (1999b). Trends in manufacturing technology at the threshold of the millennium. In: SEMINÁRIO INTERNACIONAL DE ALTA TECNOLOGIA – INOVAÇÕES TECNOLÓGICAS NA MANUFATURA PARA O ANO 2000, 4., 1999, Santa Bárbara d'Oeste – SP. *Anais...* Santa Bárbara d'Oeste – SP, UNIMEP. p.1-17.

SCHULZ, H.; EMRICH, A.K.; FINZER, T.; DÖRR, J. (2000). Quais são e para que servem os revestimentos. *Máquinas e Metais*, n.416, p. 38-45, set.

SCHULZ, H.; ABELE, E.; SAHM, A. (2001). High-speed machining – fundamentals and industrial application. In: SEMINÁRIO INTERNACIONAL DE ALTA TECNOLOGIA – MANUFATURA AVANÇADA, 6., 2001, Piracicaba – SP. *Anais...* Santa Bárbara d'Oeste – SP, UNIMEP. p.25-44.

SCHÜTZER, K; SCHULZ, H. (2003). Histórico da usinagem com altíssima velocidade até os dias atuais. In: SANDVIK. Usinagem em altíssimas velocidades. São Paulo: Editora Érica Ltda. Cap. 1, p.13-28.

SHA, J.; NI, J.; WU, S.M. (1990). Development of a tap wear monitoring scheme. In: PROCEEDINGS OF MANUFACTURING INTERNATIONAL '90 – PART 4: ADVANCES IN MATERIALS AND AUTOMATION, 1990, Atlanta, GA, USA. *Proceedings...* New York, NY, USA, ASME. p.137-142.

SHAW, M.C. (1986). *Metal cutting principles*. New York, USA: Oxford Science Publications. 594p.

SILVA, L.R.; COELHO, R.T.; BEZERRA, A.A. (2000). Usinagem a alta velocidade de superligas a base de níquel – revisão bibliográfica. In: CONGRESSO NACIONAL DE ENGENHARIA MECÂNICA, 1., 2000, Natal – RN. *Anais...* Natal – RN, UFRN, ABCM. 8p.

SINHOFF, V.; ALTMÜLLER, S.; EISENBLÄTTER, G. (1999). A usinagem a seco em alta velocidade: revolução ou evolução? *Máquinas e Metais*, n.404, p.22-37, set.

SOGABE, M. (1996). Otimizados, os motores lineares poderão dar muito maior velocidade a usinagem. *Máquinas e Metais*, n.362, p.36-41, mar.

SOUZA, A. F; SCHÜTZER, K. (2000). Vantagens e aspectos a serem considerados na tecnologia de usinagem em altíssima velocidade de corte – high speed cutting (HSC). In: ENCONTRO DE MESTRANDOS EM ENGENHARIA, 4., 2000, Santa Bárbara d'Oeste – SP. *Anais...* Santa Bárbara d'Oeste – SP, UNIMEP. p. 64-72.

SOUZA, A.F. (2001). *Análise das interpolações de trajetórias de ferramenta na usinagem HSC (high speed cutting) em superfícies complexas*. 89p. Dissertação (Mestrado) – UNIMEP, Piracicaba. 2001.

TAYLOR, F.W. (1907). On the art of cutting metals. *Transactions of the ASME*, v.28, p.31-432, apud MILLS, B.; REDFORD, A.H. (1983). *Machinability of engineering materials*. London, UK: Applied Science Publishers. 174p.

TEIXEIRA, C.R.; SCHROETER, R.B.; WEINGAERTNER, W.L. (2000). Aspectos ecológicos nos processos de usinagem. Disponível em: <<http://cimm.uol.com.br/curiosidades/cur10.htm>>. Acesso em: 11 mar. 2000.

TITEX PLUS (1999a). *Environmentally friendly metal cutting: dry machining and minimum mist lubrication*. Lecture 01, Titex Specialist Lectures, Titex Plus Precision Cutting Tools. CD-ROM.

TITEX PLUS (1999b). *Higher performance for HSS and solid carbide tools by new coatings*. Lecture 03, Titex Specialist Lectures, Titex Plus Precision Cutting Tools. CD-ROM.

TITEX PLUS (1999c). *High speed tapping*. Lecture 05, Titex Specialist Lectures, Titex Plus Precision Cutting Tools. CD-ROM.

TITEX PLUS (1999d). *Thread forming – the fast and economical alternative*. Lecture 06, Titex Specialist Lectures, Titex Plus Precision Cutting Tools. CD-ROM.

TÖNSHOFF, H. K.; MOHLFELD, A. (1997). PVD-coatings for wear in dry cutting operations. *Surface and Coatings Technology*, v.93, p. 88-92.

TRENT, E.M. (1984). *Metal cutting*. 2nded. London, UK: Butterworths. 245p.

TRENT, E.M. (1991). The tribology of metal cutting. In: JONES, M.H.; SCOTT, D. *Industrial tribology – the practical aspects of friction, lubrication and wear*. 2nd ed. New York, USA: Elsevier Science Publishing Company. Cap.19, p.446-470.

VIGNEAU, J. (1997). Obtendo alta produtividade na usinagem de ligas de titânio e superligas. *Máquinas e Metais*, n.380, p.16-31, set.

WAKABAYASHI, T.; SATO, H.; INASAKI, I. (1998). Turning using extremely small amounts of cutting fluids. *JSME International Journal*, v.41, n.1, p.143-148.

WATANABE, K. (1996). Exemplos de projeto de fusos de alta velocidade e os métodos de balanceamento. *Máquinas e Metais*, n.366, p.74-86, jul.

WECK, M.; SCHUMACHER, A.; QUEINS, M. (1999). Nova geração de máquinas-ferramenta de alta velocidade. *Máquinas e Metais*, n.401, p.16-39, jun.

WEINGAERTNER, W.L.; DA SILVA, H.R.; TIKAL, F.; VOLLMER, C. (1997). Dependendo do cabeçote, pode-se rosquear ferro GGG 40 a mais de 100 m/min. *Máquinas e Metais*, n.383, p.132-138, dez.

YOUNG, P.; BYRNE, G.; COTTERELL, M. (1997). Manufacturing and the environment. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v.13, p.488-493.

YUHARA, D.A. (2000). Aplicação de revestimentos PVD em ferramentas de corte. In: USINAGEM 2000 FEIRA E CONGRESSO, 1., 2000, São Paulo – SP. *Anais...* São Paulo – SP, Aranda Eventos. 13p.

8 APÊNDICE – TABELAS E GRÁFICOS DE ANOVA

Tabela 8.1 – Dados utilizados pela ANOVA sobre os resultados de desgaste, torque e corrente.

ENSAIO	DESGASTE DE FLANCO (mm)		TORQUE (Nm)		TENSÃO (V)	
	24°	192°	13°	190°	13°	190°
1	0,38	-	3,7873	-	0,1031	-
2	0,27	-	3,8272	-	0,1231	-
3	0,14	0,34	2,1033	4,4300	0,0820	0,0887
4	0,08	0,36	2,6759	2,9451	0,1129	0,0806
5	0,09	0,40	2,4747	3,8458	0,1000	0,1165
6	0,15	0,34	2,8680	3,1247	0,0808	0,1032
7	0,46	-	3,1256	-	0,1711	-
8	0,89	-	3,3943	-	0,1483	-
9	0,19	0,84	2,6865	5,0552	0,1166	0,3108
10	0,23	0,48	3,4665	3,7708	0,1429	0,1371
11	0,18	0,97	1,9328	5,9140	0,1361	0,4024
12	0,41	0,98	2,3262	2,9892	0,0945	0,0994

Tabela 8.2– Quadro ANOVA sobre o resultado do número de furos roscados.

Fonte de Variação	Soma dos Quadrados	Graus de Liberdade	Quadrado Médio	Teste F	Valor P
velocidade (V)	75525	1	75525	7,83	0,027
revestimento (R)	120512	2	60256	6,24	0,028
lubrificação (L)	31827	1	31827	3,30	0,112
erro	67552	7	9650		
total	295417	11			

Tabela 8.3 – Quadro ANOVA sobre número de furos roscados com interações entre os fatores.

Fonte de Variação	Soma dos Quadrados	Graus de Liberdade	Quadrado Médio	Teste F	Valor P
velocidade (V)	75525	1	75525	2,85	0,233
revestimento (R)	120512	2	60256	2,28	0,305
lubrificação (L)	31827	1	31827	1,20	0,387
interação VR	3828	2	1914	0,07	0,933
interação VL	1323	1	1323	0,05	0,844
interação RL	9438	2	4719	0,18	0,849
erro	52962	2	26481		
total	295417	11			

Tabela 8.4 – Quadro ANOVA sobre os resultados de desgaste de flanco após 24 furos.

Fonte de Variação	Soma dos Quadrados	Graus de Liberdade	Quadrado Médio	Teste F	Valor P
velocidade (V)	0,13021	1	0,13021	6,84	0,035
revestimento (R)	0,27122	2	0,13561	7,12	0,021
lubrificação (L)	0,02901	1	0,02901	1,52	0,257
erro	0,13326	7	0,01904		
total	0,56369	11			

Tabela 8.5 – Quadro ANOVA sobre desgaste de flanco com interações entre os fatores.

Fonte de Variação	Soma dos Quadrados	Graus de Liberdade	Quadrado Médio	Teste F	Valor P
velocidade (V)	0,13021	1	0,13021	9,32	0,093
revestimento (R)	0,27122	2	0,13561	9,70	0,093
lubrificação (L)	0,02901	1	0,02901	2,80	0,286
interação VR	0,03292	2	0,01646	1,18	0,459
interação VL	0,05467	1	0,05467	3,91	0,187
interação RL	0,01772	2	0,00886	0,63	0,612
erro	0,02795	2	0,01398		
total	0,56369	11			

Tabela 8.6 – Quadro ANOVA sobre os resultados de desgaste de flanco após 192 furos.

Fonte de Variação	Soma dos Quadrados	Graus de Liberdade	Quadrado Médio	Teste F	Valor P
velocidade (V)	0,41861	1	0,41861	18,33	0,013
revestimento (R)	0,05611	1	0,05611	2,46	0,192
lubrificação (L)	0,01901	1	0,01901	0,83	0,413
erro	0,09135	4	0,02284		
total	0,58509	7			

Tabela 8.7 – Quadro ANOVA sobre desgaste com interações entre fatores após 192 furos.

Fonte de Variação	Soma dos Quadrados	Graus de Liberdade	Quadrado Médio	Teste F	Valor P
velocidade (V)	0,41861	1	0,41861	23,37	0,040
revestimento (R)	0,05611	1	0,05611	3,13	0,219
lubrificação (L)	0,01901	1	0,01901	1,06	0,411
interação VR	0,04351	1	0,04351	2,43	0,259
interação VL	0,01201	1	0,01201	0,67	0,499
erro	0,03583	2	0,01791		
total	0,58509	7			

Tabela 8.8 – Quadro ANOVA sobre os resultados de torque após 13° furo roscado.

Fonte de Variação	Soma dos Quadrados	Graus de Liberdade	Quadrado Médio	Teste F	Valor P
velocidade (V)	0,0539	1	0,0539	0,32	0,588
revestimento (R)	2,7141	2	1,3571	8,11	0,015
lubrificação (L)	0,4994	1	0,4994	2,98	0,128
erro	1,1714	7	0,1673		
total	4,4389	11			

Tabela 8.9 – Quadro ANOVA sobre torque com interações dos fatores após 13° furo roscado.

Fonte de Variação	Soma dos Quadrados	Graus de Liberdade	Quadrado Médio	Teste F	Valor P
velocidade (V)	0,0539	1	0,0539	6,79	0,080
revestimento (R)	2,7141	2	1,3571	170,76	0,001
lubrificação (L)	0,4994	1	0,4994	62,84	0,004
interação VR	1,0110	2	0,5055	63,61	0,003
interação RL	0,1366	2	0,0683	8,59	0,057
erro	0,0238	3	0,0080		
total	4,4389	11			

Tabela 8.10 – Quadro ANOVA sobre os resultados de torque após 190° furo roscado.

Fonte de Variação	Soma dos Quadrados	Graus de Liberdade	Quadrado Médio	Teste F	Valor P
velocidade (V)	1,4311	1	1,4311	4,24	0,108
revestimento (R)	0,0134	1	0,0134	0,04	0,852
lubrificação (L)	5,1443	1	5,1443	15,25	0,017
erro	1,3492	4	0,3373		
total	7,9380	7			

Tabela 8.11 – Quadro ANOVA sobre torque com interações entre fatores após 190° furo.

Fonte de Variação	Soma dos Quadrados	Graus de Liberdade	Quadrado Médio	Teste F	Valor P
velocidade (V)	1,4311	1	1,4311	3,81	0,190
revestimento (R)	0,0134	1	0,0134	0,04	0,868
lubrificação (L)	5,1443	1	5,1443	13,69	0,066
interação VL	0,5016	1	0,5016	1,33	0,367
interação RL	0,0961	1	0,0961	0,26	0,663
erro	0,7515	2	0,3758		
total	7,9380	7			

Tabela 8.12 – Quadro ANOVA sobre os resultados de corrente no 13º furo roscado por ensaio.

Fonte de Variação	Soma dos Quadrados	Graus de Liberdade	Quadrado Médio	Teste F	Valor P
velocidade (V)	0,0035915	1	0,0035915	9,77	0,017
revestimento (R)	0,0023480	2	0,0011740	3,19	0,103
lubrificação (L)	0,0000034	1	0,0000034	0,01	0,926
erro	0,0025727	7	0,0003675		
total	0,0085156	11			

Tabela 8.13 – Quadro ANOVA sobre corrente com interações entre os fatores para o 13º furo.

Fonte de Variação	Soma dos Quadrados	Graus de Liberdade	Quadrado Médio	Teste F	Valor P
velocidade (V)	0,0035915	1	0,0035915	7,47	0,052
revestimento (R)	0,0023480	2	0,0011740	2,44	0,203
lubrificação (L)	0,0000034	1	0,0000034	0,01	0,937
interação VR	0,0002434	2	0,0001217	0,25	0,788
interação VL	0,0004060	1	0,0004060	0,84	0,410
erro	0,0019234	4	0,0004808		
total	0,0085156	11			

Tabela 8.14 – Quadro ANOVA sobre os resultados de corrente para o 190º furo roscado.

Fonte de Variação	Soma dos Quadrados	Graus de Liberdade	Quadrado Médio	Teste F	Valor P
velocidade (V)	0,039298	1	0,039298	5,22	0,084
revestimento (R)	0,001360	1	0,001360	0,18	0,693
lubrificação (L)	0,031013	1	0,031013	4,12	0,112
erro	0,030100	4	0,007525		
total	0,101771	7

Figura 8.1 – Efeito da velocidade de corte sobre o número de furos roscados.

Figura 8.2 – Efeito do tipo de revestimento sobre o número de furos roscados.

Figura 8.3 – Efeito da velocidade de corte sobre o desgaste de flanco após 24 furos roscados.

Figura 8.4 – Efeito do tipo de revestimento sobre o desgaste de flanco após 24 furos roscados.

Figura 8.5 – Efeito da velocidade de corte sobre o desgaste de flanco após 192 furos roscados.

Figura 8.6 – Efeito do tipo de revestimento sobre o torque após 13º furo roscado.

Figura 8.7 – Efeito da interação revestimento e velocidade sobre o torque após 13º furo.

Figura 8.8 – Efeito da condição de lubrificação e refrigeração sobre o torque após 190º furo.

Figura 8.9 – Efeito da velocidade de corte sobre o nível de tensão.