UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO

Monitoramento do Desgaste da Ferramenta no Processo de Torneamento usando Emissão Acústica

Autor: **Almir Cezer Pigari**

Orientador: **Anselmo Eduardo Diniz**

Curso: Engenharia Mecânica

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Dissertação de mestrado apresentado à comissão de Pós Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica, como requisito para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Campinas, 1995

S.P. – Brasil

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL

UNIDADE BC
CHAMADA:
T/UNICAMP
P622m
V.
TOMBO BC/ 26011
PROC. 433/95
C [ ] D [x]
PREÇO R$ 11,00
DATA 02/12/95
N.º CPD

CM-00078888-9

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA

BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA – BAE – UNICAMP

P622m

Pigari, Almir Cezer
Monitoramento do desgaste da ferramenta no processo de torneamento usando emissão acústica. / Almir Cezer Pigari.--Campinas, SP: [s.n.], 1995.

Orientador: Anselmo Eduardo Diniz.
Dissertação (mestrado) – Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

1. Emissão acústica. 2. Revestimentos. 3. Usinagem. 4. Máquinas - Monitoração. I. Diniz, Anselmo Eduardo. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

Monitoramento do Desgaste da Ferramenta no Processo de Torneamento usando Emissão Acústica

Autor: **Almir Cezer Pigari**

Orientador: **Anselmo Eduardo Diniz**

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE A REDAÇÃO FINAL DA TESE DEFENDIDA POR ALMIR CEZER PIGARI
E APROVADA PELA COMISSÃO JULGADORA EM 31/08/95.

Anselmo Eduardo Diniz
ORIENTADOR

35/95

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

Monitoramento do Desgaste da Ferramenta no Processo de Torneamento usando Emissão Acústica

Autor: **Almir Cezer Pigari**

Orientador: **Anselmo Eduardo Diniz**

Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz, Presidente
UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS

Prof. Dr. Olívio Novaski
UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS

Prof. Dr. Álisson Rocha Machado
UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA

Campinas, 31 de agosto de 1995

Dedicatória:

A Mitzi, minha esposa.

Agradecimentos:

Este trabalho não poderia ser terminado sem a ajuda de diversas pessoas às quais presto minha homenagem:

Aos meus pais por possibilitarem minha formação.

Ao meu orientador, que me mostrou os caminhos a serem seguidos, me animou e incentivou.

A todos os professores e colegas do departamento, que ajudaram de forma direta e indireta na conclusão deste trabalho. Entre eles cito: Ari, Miro, Édimo, Marcão e Niederauer, que tiveram participação direta na elaboração do trabalho.

A Sandvik Coromant, através do engenheiro Marcondes, pelo fornecimento das ferramentas utilizadas.

Porque Deus amou o mundo de tal maneira que deu seu Filho unigênito, para que todo o que nele crê não pereça, mas tenha a vida eterna.

João 3:16

Sumário

Sumário i

Resumo v

Abstract vi

Lista de Figuras vii

Lista de Tabelas x

Nomenclatura xi

Capítulo 1: CONSIDERAÇÕES SOBRE MONITORAMENTO DO PROCESSO DE USINAGEM **13**

1.1 Introdução 13

1.2 Métodos de Monitoramento Direto 16

1.2.1 Medidas ópticas 16

1.2.2 Análise de partículas e radioatividade 17

1.2.3 Resistência elétrica da junção peça/ferramenta 17

1.2.4 Mudanças dimensionais da peça 18

1.2.5 Distância peça/ferramenta 18

1.3 Métodos de Monitoramento Indireto 19

1.3.1 Forças de corte 19

1.3.2 Som 19

1.3.3 Vibração 20
1.3.4 Parâmetros elétricos do motor 20
1.3.5 Temperatura de corte 21
1.3.6 Medição de rugosidade 21
1.3.7 Emissão acústica 22
1.3.8 Combinação de parâmetros 22
1.4 Objetivos Deste Trabalho 22

Capítulo 2: DESGASTE E VIDA DE FERRAMENTA E A RUGOSIDADE DA PEÇA 24

2.1 As Ferramentas de Metal Duro 24
2.2 Avarias e Desgastes da Ferramenta de Corte 28
2.2.1 Quebra 28
2.2.2 Trincas 29
2.2.3 Lascamento 29
2.2.4 Deformação plástica da aresta de corte 30
2.2.5 Sulcos distribuídos em forma de pente 30
2.2.6 Desgaste de cratera 30
2.2.7 Desgaste de flanco 31
2.2.8 Desgaste em forma de entalhe 31
2.3 Mecanismos de Desgaste da Ferramenta 32
2.3.1 Aresta postiça de corte 34
2.3.2 Abrasão mecânica 35
2.3.3 Difusão intermetálica 36
2.3.4 Adesão 37
2.3.5 Oxidação 37
2.4 Desgaste em Ferramentas Revestidas 38
2.5 Vida da Ferramenta de Metal Duro 40
2.5.1 Critérios de fim de vida 43
2.5.2 Fatores de influência na vida da ferramenta 44
2.5.3 Vida de ferramentas revestidas 49
2.6 A Rugosidade da Peça 50

2.6.1 Fatores que influem na rugosidade da peça 51
2.6.2 O desgaste da ferramenta e a rugosidade da peça 53
2.6.3 O revestimento da ferramenta e a rugosidade da peça 54

Capítulo 3: EMISSÃO ACÚSTICA NO PROCESSO DE TORNEAMENTO 55

3.1 Definição e Características do Sinal de EA 56
3.2 Fontes de EA no Torneamento 58
3.3 Sensor de EA 62
3.4 Instrumentação e Tratamento do Sinal de EA 63
3.5 Influência dos Parâmetros de Corte no Sinal de EA 67
3.5.1 Velocidade de corte 67
3.5.2 Avanço e profundidade de usinagem 68
3.5.3 Ângulo de saída da ferramenta 71
3.5.4 Material da peça 72
3.5.5 Fluído de corte 73
3.6 Influência dos Desgastes de Flanco e Cratera no Sinal de EA 73
3.6.1 Desgaste de flanco 74
3.6.2 Desgaste de cratera 76
3.6.3 Desgastes de flanco e cratera combinados 77
3.7 O Sinal de EA com Ferramentas Revestidas 80

Capítulo 4: PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS 82

4.1 Materiais e Equipamentos Utilizados 82
4.2 Montagem do Sistema Experimental 85
4.3 Metodologia dos Ensaios Realizados 88
4.3.1 Ensaios preliminares 88
4.3.2 Ensaio de monitoramento da vida da ferramenta em operações de acabamento 89
4.3.3 Ensaio de monitoramento da vida da ferramenta em operações de desbaste 90
4.3.4 Ensaios complementares 91

4.3.4.1 Influência da profundidade de usinagem 92
4.3.4.2 Influência do diâmetro usinado 94

Capítulo 5: RESULTADOS E DISCUSSÕES 96

5.1 Ensaios Preliminares 96
5.2 Ensaios Complementares 99
5.2.1 Influência da profundidade de usinagem 99
5.2.2 Influência do diâmetro usinado 103
5.3 Ensaios de Monitoramento da Vida da Ferramenta em Operações de Acabamento 104
5.4 Ensaios de Monitoramento da Vida da Ferramenta em Operações de Desbaste 113
5.5 Desvio Padrão do Sinal de EA 118

Capítulo 6: CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA PRÓXIMOS TRABALHOS 121

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS 124

Resumo

Pigari, Almir Cezer, Monitoramento do Desgaste da Ferramenta no Processo de Torneamento usando Emissão Acústica, Campinas,: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 1995. 130p. Tese (Mestrado)

Neste trabalho procurou-se conhecer o comportamento do sinal de emissão acústica à medida que a ferramenta de corte se desgasta até atingir seu fim de vida, visando o estabelecimento automático do momento de troca da ferramenta de corte. Para isto foram realizados ensaios de torneamento em operações de acabamento e desbaste utilizando-se ferramentas de metal duro revestidas. Adquiriu-se o sinal de emissão acústica durante os ensaios, que após condicionamento adequado, foi armazenado em memória de computador. Realizou-se uma discussão sobre a utilização da média e do desvio padrão do sinal RMS de emissão acústica como parâmetros na avaliação das condições da ferramenta de corte. Os resultados obtidos foram plotados e analisados. Concluiu-se que o sinal de emissão acústica é bastante influenciado pelo desgaste da ferramenta e que as condições de corte são muito importantes, pois o sinal apresenta comportamento diferente quando em operações de acabamento ou desbaste. Verificou-se que é possível a determinação do momento de troca da ferramenta analisando-se o sinal de emissão acústica, pois a média do RMS do sinal apresenta um crescimento acentuado para operações de acabamento e uma queda acentuada para operações de desbaste quando o fim de vida da ferramenta está próximo. Assim, estabeleceu-se um critério para determinação do momento de troca da ferramenta de corte, considerando-se a mudança na inclinação da curva do sinal de emissão acústica ao longo da vida da ferramenta.

Palavras chave:

- máquinas-monitoração, emissão acústica, revestimentos, usinagem

Abstract

Pigari, Almir Cezer. Monitoring the Tool Wear in the Turning Process using Acoustic Emission. Campinas.: Faculdade de Engenharia Mecânica. Universidade Estadual de Campinas. 1995. 130p. Tese (Mestrado)

The purpose of this work is to study the behavior of the acoustic emission signal as the cutting tool wears up to the end of its life, aiming the automatic definition of the moment to change the tool. Several turning experiments were carried out in both, finish and rough conditions, using coated carbide tools. The acoustic emission signal was acquired during the experiments and, after suitable conditioning, was stored in a PC computer memory. A discussion about the use of the mean and standard deviation of the RMS acoustic emission signal as a parameter in the evaluation of the cutting tool conditions was also done. The results were graphically plotted and analyzed. It was concluded that the acoustic emission signal is strongly influenced by the tool wear and that the cutting conditions are very important, since the signal shows a very different behavior between finish and rough turning conditions. The main conclusion of this work is that the acoustic emission monitoring is a very good way to establish the moment to change the tool, since the mean RMS of the signal shows a sharp increase close to the end of tool life in finish turning operations and a decrease, also close to the end of tool life, in rough turning operations. So, a criterion to the determination of the moment to change the cutting tool was established, based on the change of the acoustic emission curve slope during the tool life.

Keywords:

- machine monitoring, acoustic emission, coatings, machining

Lista de Figuras

Figura 2.1 - Dureza, tenacidade e temperatura máxima de corte dos vários materiais para construção de ferramentas de corte. 25

Figura 2.2 – Pastilha de metal duro com triplo revestimento. 27

Figura 2.3 – Desgaste da ferramenta de metal duro e seus parâmetros de medição. 32

Figura 2.4 – Participação das diferentes componentes no desgaste total da ferramenta de metal duro sem revestimento. 33

Figura 2.5 – Variação do desgaste da superfície de folga em função da velocidade de corte. 34

Figura 2.6 – Os desgastes de flanco e de cratera na presença dos revestimentode TiC e TiN. 39

Figura 2.7 – Influência da forma da secção de corte ($A = f \cdot a_p$) no desgaste da ferramenta. 47

Figura 2.8 – Desgaste da ferramenta para igual volume de cavaco usinado, com velocidade de corte e avanço variáveis. 48

Figura 2.9 – Vida da ferramenta em função da velocidade de corte, para ferramentas com diferentes revestimentos. 49

Figura 2.10 – Desgaste de flanco em função do tempo de corte para o mesmo tipo de ferramenta com diferentes revestimentos. 50

Figura 2.11 – Variação da rugosidade com a velocidade de corte. 52

Figura 3.1 - Exemplo de um sinal de EA, durante torneamento de alumínio 6061. 57

Figura 3.2 - Regiões geradoras de emissão acústica no torneamento. 59

Figura 3.3 - Instrumentação para Emissão Acústica. 64

Figura 3.4 - Sinal de EA em função da v_c. 68

Figura 3.5 - O sinal de EA, na usinagem do aço SAE 1018 com ferramenta de metal duro. 69
Figura 3.6 - O sinal de EA, na usinagem de alumínio com ferramenta diamantada. 70
Figura 3.7 - O sinal de EA em função do ângulo de saída da ferramenta 71
Figura 3.8 - O sinal de EA em função da dureza (Brinell) do material da peça. 73
Figura 3.9 - Efeito da aplicação de fluido (CCl_4) no sinal de EA 74
Figura 3.10 - O sinal de EA em função do tempo de corte para diferentes condições da ferramenta. 75
Figura 3.11 - Sinal de EA, desgaste de flanco (V_B) e desgaste de cratera (C_p) em função do tempo de usinagem. 78
Figura 3.12 - Sinal de EA, desgaste de flanco (VB) e desgaste de cratera (Cp) em função do tempo de usinagem. 79
Figura 3.13 - O sinal de EA para ferramenta revestida em três momentos diferentes ao longo da vida da ferramenta de metal duro 81
Figura 4.1 - Corpo de prova 83
Figura 4.2 - A montagem do sistema experimental. 86
Figura 4.3 - Corte cônico 93
Figura 5.1 – V_{RMS} do sinal de EA em função do percurso de corte para três faixas de freqüência. 98
Figura 5.2 – V_{RMS} do sinal de EA em função do percurso de corte, em três momentos do corte, para três faixas de freqüência. 98
Figura 5.3 – V_{RMS} do sinal de EA em função da profundidade de usinagem (corte cônico) 100
Figura 5.4 – V_{RMS} do sinal de EA para três valores de profundidade de usinagem (variação de sobremedida) 102
Figura 5.5 – V_{RMS} de EA para dois diâmetros diferentes de um mesmo corpo de prova. 104
Figura 5.6 – V_{RMS} do sinal de EA em função do percurso de corte. 107
Figura 5.7 – Rugosidade da Peça (Ra e R_{MAX}) em função do percurso de corte 108
Figura 5.8 – Desgaste de flanco da ferramenta em função do percurso de corte. 109
Figura 5.9 – V_{RMS} de EA em função do percurso de corte, para v_c = 300 m/min. 111

Figura 5.10 – Rugosidade da peça (Ra e R_{MAX}) em função do percurso de corte, para v_c = 300 m/min. 112

Figura 5.11 – V_{RMS} de EA em função do percurso de corte..... 113

Figura 5.12 – Desgaste de flanco V_B em função do percurso de corte. 114

Figura 5.13 – V_{RMS} de EA em função do percurso de corte, para v_c = 200 m/min, sem correção da profundidade de usinagem..... 116

Figura 5.14 – V_{RMS} de EA em função do percurso de corte, para v_c = 200 m/min, com correção da profundidade de usinagem. 117

Figura 5.15 – Desvio padrão de V_{RMS} do sinal de EA em função do percurso de corte, para um ensaio de vida da ferramenta. 119

Figura 5.16 – Desvio padrão de V_{RMS} do sinal de EA em função do percurso de corte, para uma ferramenta que sofreu lascamento e outra que não sofreu lascamento..... 120

Lista de Tabelas

Tabela 5.1 – Valores da vida da ferramenta em percurso de corte [m]
para diferentes critérios de vida. 107

Tabela 5.2 – Valores da vida da ferramenta em percurso de corte [m]
para diferentes critérios de vida (v_c =300 m/min). 110

Nomenclatura

EA	emissão acústica
RMS	raiz quadrada da média (root means square)
V_{RMS}	RMS da tensão do sinal de EA [V]
V_B	desgaste de flanco da ferramenta [mm]
Cp	profundidade do desgaste de cratera [mm]
Cl	largura do desgaste de cratera [mm]
v_c	velocidade de corte [m/min]
f	avanço [mm/volta]
a_p	profundidade de usinagem [mm]
Lc	percurso de corte [m]
T	vida da ferramenta [min]
R_a	rugosidade média [μm]
R_{max}	rugosidade máxima [μm]

K,x	constantes da equação de Taylor
χ_r	ângulo de posição da ferramenta
χ_r'	ângulo secundário de posição da ferramenta.
h	espessura de corte [mm]
b	largura de corte [mm]
ε_r	ângulo de ponta da ferramenta
γ_o	ângulo de saída da ferramenta
α_o	ângulo de folga da ferramenta
λ_s	ângulo de inclinação da ferramenta
r	raio de curvatura da ponta da ferramenta [mm]
n	rotação [rpm]
A/D	analógico/digital

Capítulo 1: CONSIDERAÇÕES SOBRE MONITORAMENTO DO PROCESSO DE USINAGEM

1.1 Introdução

O monitoramento do processo de usinagem tem despertado grande interesse em pesquisadores de todo o mundo nos últimos anos, principalmente nos países industrializados. A motivação para isto tem sido a crescente busca por qualidade e produtividade industrial, que capacitam as empresas quanto à competitividade no mercado mundial, que se torna a cada ano mais intensa.

O crescimento tecnológico e industrial tem resultado num aumento da diversificação dos produtos e, consequentemente, diminuição da vida mercadológica dos bens. Assim sendo, a produção em lotes é o tipo de produção predominante na manufatura atual; cerca de 70% dos bens produzidos industrialmente nos países desenvolvidos são fabricados em lotes e este valor tende a crescer (Talavage and Hannan, 1988). A substituição da produção em massa pela produção em lotes foi possível devido às novas filosofias de produção como a tecnologia de grupo e o sistema de produção Just-In-Time (JIT), adotado pela grande maioria das empresas, visando a redução do nível de inventário (Lenz, 1989).

Em vista disto, existe a necessidade de sistemas de manufatura mais flexíveis, com máquinas de propósitos mais gerais, possíveis de serem montadas com variedades de ferramentas e dispositivos para produzirem um grande número de componentes diferentes. Isto permite à empresa responder rapidamente às constantes variações do mercado. Daí, a crescente implementação de Sistemas Flexíveis de Manufatura (FMS - Flexible Manufacturing Systems) nos países do primeiro mundo.

Apesar da filosofia de sistema flexível não implicar em um sistema de produção automatizado, ou seja, não assistido pelo homem, os FMS implantados possuem em geral um grau de automação e robotização elevados (Talavage and Hannam, 1988).

Um ponto essencial, talvez o mais crítico, para implementação da manufatura não assistida, é a capacidade do sistema identificar o momento de troca da ferramenta de corte, considerando a sua máxima utilização, obviamente, respeitando os limites da qualidade da peça produzida.

A maioria das estratégias atuais de troca das ferramentas são baseadas em dados passados muito conservadores da vida da ferramenta (Dan and Mathew, 1990; Vilella et al., 1989). Ainda, este procedimento não permite detectar a quebra ou o lascamento da aresta de corte que são, geralmente, processos catastróficos e aumentam a quantidade de peças recusadas na produção. Além disso, como a dispersão da vida das ferramentas é muito grande (Diniz, 1989), este procedimento estabelece valores conservadores de vida para garantir a qualidade da peça usinada, resultando na sub-utilização das ferramentas. Isto aumenta a quantidade de ferramentas consumidas e a freqüência de troca das ferramentas. Assim, eleva-se o custo dos produtos.

Então, o monitoramento do processo de usinagem é de suma importância para a otimização da vida da ferramenta e prevenção de quebra, possibilitando assim, a diminuição do custo de produção.

Para que um sistema de monitoramento alcance sucesso em sua implementação, ele deve apresentar algumas características. Dentre as principais encontram-se: ser um sistema confiável, não intrusivo, com capacidade para operar em ambientes reais de trabalho e de custo compatível com seus propósitos. Ser confiável significa que o parâmetro medido deve ser influenciado apenas pelo fenômeno que se deseja verificar, ou seja, o sistema deve garantir que as interferências externas ao parâmetro de interesse estão sendo eliminadas. Não intrusivo significa que o sistema implementado não deve interferir no funcionamento normal da máquina sobre a qual está sendo montado. É importante também, que os componentes utilizados no monitoramento sejam resistentes o suficiente para garantirem um bom funcionamento, boa

repetibilidade nas funções executadas, para que o funcionamento do sistema de produção não seja interrompido, além do previsto, por problemas no sistema de monitoramento.

O processo de usinagem dos metais é estabelecido por uma grande quantidade de parâmetros e condições que influenciam seu comportamento. Portanto, o monitoramento é dificultado devido à influência dos vários parâmetros de corte: a velocidade de corte, o avanço, a profundidade de usinagem, as características da ferramenta (geometria, material, revestimento), além do material da peça usinada. Ainda, um outro aspecto importante que afeta os sinais analisados em um sistema de monitoramento é o comportamento do sistema máquina/ferramenta, muitas vezes influenciado pelas condições do ambiente de trabalho. Isto evidencia o fato de que o monitoramento do processo de usinagem é um trabalho que apresenta muitas variáveis interligadas, dificultando sua implementação.

Nos últimos anos muitas técnicas de monitoramento foram estudadas e apresentadas, visando-se vencer as dificuldades citadas, principalmente nos EUA, Japão e Europa. Existem vários métodos para implementar um monitoramento do processo de usinagem. Estes métodos são, normalmente, divididos em dois grandes grupos: monitoramento direto e monitoramento indireto.

- Monitoramento direto é aquele onde a grandeza estudada é medida diretamente.
- Monitoramento indireto é quando um outro parâmetro é medido e relacionado com o parâmetro estudado para tomada de decisão.

Em geral, os métodos de monitoramento indireto do processo de usinagem são menos intrusivos. Normalmente, são mais fáceis de serem implementados "on-line", ou seja, permitem o monitoramento durante o funcionamento normal da máquina, sem a necessidade de interrupção do trabalho de usinagem para medição de qualquer parâmetro. Além disso, permitem também o acompanhamento instantâneo do corte, possibilitando a prevenção de quebras da ferramenta (Constantinides and Bennett, 1987; El Gomayel and Bregger, 1986). Ao contrário, nos métodos diretos a medição do parâmetro estudado é, normalmente, realizada após terminado o corte. Embora existam métodos diretos bastante rápidos, eles não permitem o acompanhamento instantâneo, ou seja, durante o corte.

A dificuldade existente no monitoramento indireto está em conhecer o relacionamento do parâmetro medido com o parâmetro estudado e também, eliminar as interferências de ruídos do sistema no sinal medido.

Atualmente, existem alguns sistemas de monitoramento oferecidos comercialmente, os quais utilizam forças de corte, potência e/ou corrente elétrica do motor da máquina como parâmetros de análise para tomada de decisões, principalmente, para monitorar a quebra da ferramenta de corte (Mannan and Broms, 1989). No entanto, com relação ao monitoramento do desgaste da ferramenta nenhuma técnica atingiu ainda uso significante na indústria atual.

Existem muitas técnicas de monitoramento do processo de torneamento sendo pesquisadas e desenvolvidas, entre elas, as principais serão citadas a seguir, de forma muito breve.

1.2 Métodos de Monitoramento Direto

1.2.1 Medidas ópticas

Uma região desgastada da ferramenta apresenta maior refletividade quando comparada a uma região não desgastada (Dan and Mathew, 1990). Assim, métodos ópticos podem ser usados para analisar a imagem de uma região desgastada da ferramenta.

Levi et al. (1985) propuseram um sistema com análise de imagens usando câmeras especiais acopladas a um sistema especialista para gerenciamento de vida de ferramenta em células flexíveis de manufatura.

Sensores de fibra óptica também foram usados para medida do desgaste de flanco (Giusti and Santochi, 1979). A técnica apresenta baixo custo de implementação e pode ser aplicada tanto para tornos convencionais como tornos com comando numérico.

Câmeras de televisão também podem ser usadas no monitoramento do desgaste de ferramentas (Rutelli and Cuppini, 1988; Giusti, Santochi and Tantussi, 1984). Um sinal do

desgaste da ferramenta coletado por uma câmera de TV é processado em um computador e mostrado num monitor de vídeo.

No monitoramento óptico o sinal só é captado quando a ferramenta não está em contato com a peça, assim, não pode ser implementado em processo, ou seja, durante o corte. Ainda, apresenta problemas quando ocorre a formação de aresta postiça de corte ou depósito de material sobre a região desgastada da ferramenta.

1.2.2 Análise de partículas e radioatividade

Uma parte das partículas de desgaste da ferramenta é carregada pelo cavaco no torneamento. Então, é possível separar no cavaco as partículas de desgaste através de imersão em soluções e filtragem, para análise química (Uehara, 1973).

Sensores de radioatividade também são usados para medirem a perda volumétrica de material da ferramenta. Vários métodos foram desenvolvidos. Um deles consiste em ativar a ferramenta com nêutrons na região a ser desgastada e à medida que o desgaste cresce mede-se a queda de radioatividade da ferramenta (Cook and Subramanian, 1978).

1.2.3 Resistência elétrica da junção peça/ferramenta

À medida que aumenta o desgaste da ferramenta, cresce a área de contato peça/ferramenta e, portanto, cai a resistência elétrica desta junção. Este princípio tem sido usado para monitorar o desgaste da ferramenta.

Um filme condutor é colado no flanco da ferramenta. À medida que a ferramenta desgasta, parte do condutor também desgasta e a resistência à corrente elétrica cresce e isto pode ser relacionado com o desgaste de flanco (Uehara, 1973).

1.2.4 Mudanças dimensionais da peça

Devido ao desgaste da ferramenta as dimensões da peça usinada mudam. Então, o desgaste pode ser medido diretamente, medindo-se as mudanças nas dimensões da peça. Vários sensores foram desenvolvidos para medição do diâmetro da peça. Os métodos utilizados podem ser de medição por contato ou sem contato.

Colding e Novak (1981) usaram raios laser para sensoreamento "on-line" das dimensões da peça. Implementaram um controle adaptativo para torneamento com sucesso para precisão de 0,001mm.

Um sensor eletromagnético foi utilizado para medir o desgaste da ferramenta através do monitoramento da mudança no diâmetro da peça. O sensor dá uma voltagem na saída diretamente relacionada com a distância do sensor e a peça (El Gomayel and Bregger, 1986).

A dilatação térmica da peça é um problema enfrentado por estes métodos, assim como, as vibrações do sistema.

1.2.5 Distância peça/ferramenta

Durante uma operação de corte, a distância entre o porta-ferramentas ou um ponto definido na ferramenta e a peça diminui com o crescimento do desgaste. Esta distância pode ser medida usando-se micrômetros eletrônicos, ondas ultra-sônicas refletidas ou medidores pneumáticos.

Takeyama et al. (1967) usaram um micrômetro elétrico montado sobre o porta-ferramentas em contato com a superfície usinada para realizar esta medição. O resultado no mostrador do micrômetro reflete o desgaste da ferramenta.

A dilatação térmica e vibrações também afetam estes resultados.

1.3 Métodos de Monitoramento Indireto

1.3.1 Forças de corte

A força de usinagem é um parâmetro que pode ser medido com relativa facilidade. Ela altera com o desgaste da ferramenta e, principalmente, com a quebra ou lascamento. Por isso, é um dos primeiros parâmetros a ser utilizado no monitoramento indireto do processo de usinagem.

A força de usinagem pode ser representada por três componentes: força principal de corte, força de avanço e força passiva. Alguns trabalhos mostraram que as forças de avanço e passiva são mais influenciadas pelo desgaste da ferramenta que a força principal de corte (Takeyama, Sekiguchi and Takada, 1970; Jetly, 1984; Konig, Langhammer and Schemmel, 1972).

No monitoramento de fratura da ferramenta as forças de corte apresentam grande sensibilidade. Inicialmente o valor cresce e logo em seguida cai abruptamente a zero (Lan and Dornfeld, 1984). Micheletti, De Filippi e Ippolito (1968) afirmaram que o uso de forças de corte em torneamento é limitado para detectar apenas a fratura da ferramenta e não o desgaste em suas muitas formas.

Uma desvantagem do monitoramento das forças usando dinamômetros piezoelétricos (principal maneira de monitoramento) é a alta intrusividade deste instrumento, devido a suas grandes dimensões e seu posicionamento junto à ferramenta.

1.3.2 Som

O som de uma operação de usinagem medido, por exemplo, próximo à zona de corte em um torno contém uma variedade de informações sobre o corte. Alguns componentes deste som têm sido usados para monitorar as condições da ferramenta.

Espectros de ruído de baixa freqüência resultante da ação do atrito peça/ferramenta foram usados por Sadat e Raman (1987) para monitorar o desgaste de flanco.

Este método é difícil de ser implementado com sucesso a nível de chão de fábrica devido ao alto nível de ruído do ambiente.

1.3.3 Vibração

Durante o processo de usinagem ocorrem vibrações no sistema máquina ferramenta, que podem ser analisadas para acompanhar a evolução do desgaste da ferramenta de corte.

Um detector de ferramenta desgastada foi construído por Weller et al. (1969) usando um sensor de vibração montado sobre o porta-ferramentas. Verificou-se que a energia total da vibração na faixa de freqüência de 4–8 kHz cresce durante o crescimento do desgaste da aresta da ferramenta.

A análise espectral numa região de baixa freqüência, 0–1 kHz, foi usada para identificar os vários estágios do desgaste da ferramenta (Jiang, Zhang and Xu, 1987).

Com a evolução tecnológica em sensores e instrumentação para medição e análise de vibração, esta técnica torna-se mais prática e de custo baixo.

1.3.4 Parâmetros elétricos do motor

Durante o processo de corte, a potência consumida pelo motor principal da máquina é menor quando a ferramenta está nova e aumenta à medida que a ferramenta se desgasta (Dan and Mathew, 1990). Então, pode-se monitorar a vida da ferramenta através da análise do comportamento dos sinais elétricos do motor da máquina. Ainda, pode-se afirmar, que este método não apresenta qualquer interferência considerável sobre o funcionamento normal da máquina em trabalho.

Mannan e Broms (1989) mostraram que a quebra da ferramenta pode ser monitorada com sucesso pelos parâmetros elétricos do motor principal, mas a sensibilidade não é suficiente para monitorar o desgaste da ferramenta. No entanto, o monitoramento do desgaste pode ser realizado utilizando a variação da corrente do servo motor de avanço.

1.3.5 Temperatura de corte

À medida que a ferramenta se desgasta, aumenta a área de contato peça/ferramenta. Isto significa que aumenta a região de atrito e, portanto, cresce a temperatura de corte. Então, a temperatura pode ser usada para monitorar o desgaste da ferramenta.

Existem várias técnicas para avaliação da temperatura de corte (Barrow, 1973): medição com termopares, técnicas de radiação e reações termoquímicas. A primeira delas é a mais utilizada.

Boothroyd et al. (1967) mostraram que praticamente 60% do calor gerado no corte é absorvido pela peça e o restante, quase 40% é carregado pelo cavaco. Uma parcela muito pequena é absorvida pela ferramenta. Mostraram ainda que, um aumento do desgaste de flanco, acarretou um aumento na temperatura da ferramenta.

1.3.6 Medição de rugosidade

A rugosidade da peça usinada sofre alteração ao longo da vida da ferramenta de corte, principalmente, quando um mecanismo de danificação da aresta de corte acontece, um lascamento por exemplo. Assim, é possível monitorar a vida da ferramenta através da verificação da rugosidade das peças usinadas.

Um sensor de fibra óptica foi usado por Spirgeon and Slater (1974), para indicação, em processo, da rugosidade da peça durante um processo de torneamento em acabamento.

1.3.7 Emissão acústica

O monitoramento usando a emissão acústica é o método selecionado para elaboração deste trabalho. Portanto, será discutido mais extensamente no capítulo 3.

1.3.8 Combinação de parâmetros

O desgaste da ferramenta é um fenômeno extremamente complexo, influenciado por muitas variáveis. Então, vários pesquisadores têm dado ênfase, nos últimos anos, para o monitoramento com a medição de dois ou mais parâmetros.

Rao (1986) utilizou sinais de força de corte e vibração para monitorar o desgaste de flanco numa operação de torneamento.

1.4 Objetivos Deste Trabalho

O trabalho consiste em analisar o sinal de emissão acústica gerado no processo de torneamento, visando relacionar o comportamento deste sinal com a evolução do desgaste da ferramenta para determinação do momento de troca da mesma. Realiza-se também uma revisão teórica sobre desgaste e vida de ferramenta de corte, as conseqüências dos desgastes sobre a rugosidade da peça usinada e também, uma revisão sobre a emissão acústica gerada no processo de torneamento (como tratar e analisar este sinal para monitoramento do processo).

Neste trabalho são realizados ensaios de torneamento em operações de acabamento e operações de desbaste com ferramentas de metal duro revestidas. O sinal de emissão acústica gerado no processo é captado, tratado e o seu comportamento, durante a vida da ferramenta, é analisado.

O capítulo 2 apresenta os diversos tipos de desgaste e avarias da ferramenta de corte que podem ocorrer durante a operação de usinagem e também discorre-se sobre vida de ferramenta, critérios de fim de vida de ferramenta e ainda faz-se uma análise sobre a rugosidade da peça usinada e como os vários tipos de desgaste afetam a rugosidade.

O capítulo 3 discorre sobre o monitoramento do processo de usinagem utilizando a emissão acústica. O capítulo 4 descreve a metodologia, os equipamentos e materiais utilizados nos experimentos deste trabalho. O capítulo 5 apresenta e discute os resultados destes experimentos e o capítulo 6 mostra as conclusões retiradas deste trabalho e apresenta sugestões para trabalhos futuros.

Capítulo 2: DESGASTE E VIDA DE FERRAMENTA E A RUGOSIDADE DA PEÇA

2.1 As Ferramentas de Metal Duro

As ferramentas de corte utilizadas neste trabalho são pastilhas intercambiáveis de metal duro revestidas e, por isso, segue-se uma rápida apresentação sobre estas ferramentas.

O metal duro é formado de uma mistura de pós, de acordo com as composições desejadas, normalmente, à base de Carbonetos de Tungstênio (WC), de Titânio (TiC) e Tântalo (TaC) com pó de Cobalto (Co) e um aglomerante para prensagem – cera ou óleo de rícino – que ajudará na prevenção contra fissuras ou outros problemas semelhantes.

Esta mistura de pós é prensada em matrizes, gerando as pastilhas semi-acabadas, que passam por um processo de pré-sinterização e pré-retificação. Após isto, vem o processo mais importante do metal duro: a sinterização. O material é submetido a uma temperatura que vai de 1400° a 1600°C, sob ação do gás hidrogênio. Chega-se assim, à peça acabada de metal duro que poderá necessitar de alguma retificação final mediante o emprego de rebolos de carbureto de silício ou rebolos especiais com faixa diamantada.

Atualmente os processos de pré-sinterização e pré-retificação estão sendo eliminados dada a alta precisão alcançada na prensagem direta de perfis acabados.

O metal duro, assim obtido, consegue dotar uma mesma ferramenta da dureza e tenacidade necessárias às operações de usinagem dentro dos padrões de rapidez, qualidade e custos necessários a uma produção economicamente viável.

Sua dureza e resistência ao desgaste dependem do teor, tipo e tamanho de grãos dos carbonetos empregados – Tungstênio, Titânio, Tântalo, Nióbio – e sua tenacidade, do teor e do tipo do metal base – normalmente o Cobalto.

A Figura 2.1 (Marcondes, 1990) representa uma combinação da dureza na escala Vickers e das resistências ao choque representada pela tenacidade.

É importante observar a proporção entre a dureza e a tenacidade de cada material utilizado na construção de ferramentas de corte. O aço rápido (HSS) é muito tenaz, porém, pouco duro; o diamante é extremamente duro, porém muito frágil; enquanto o metal duro oferece um vantajoso equilíbrio entre as duas propriedades. Este equilíbrio é importante para o rendimento da aresta cortante durante a usinagem, porque, desta maneira, ela pode resistir bem, tanto aos esforços quanto aos desgastes.

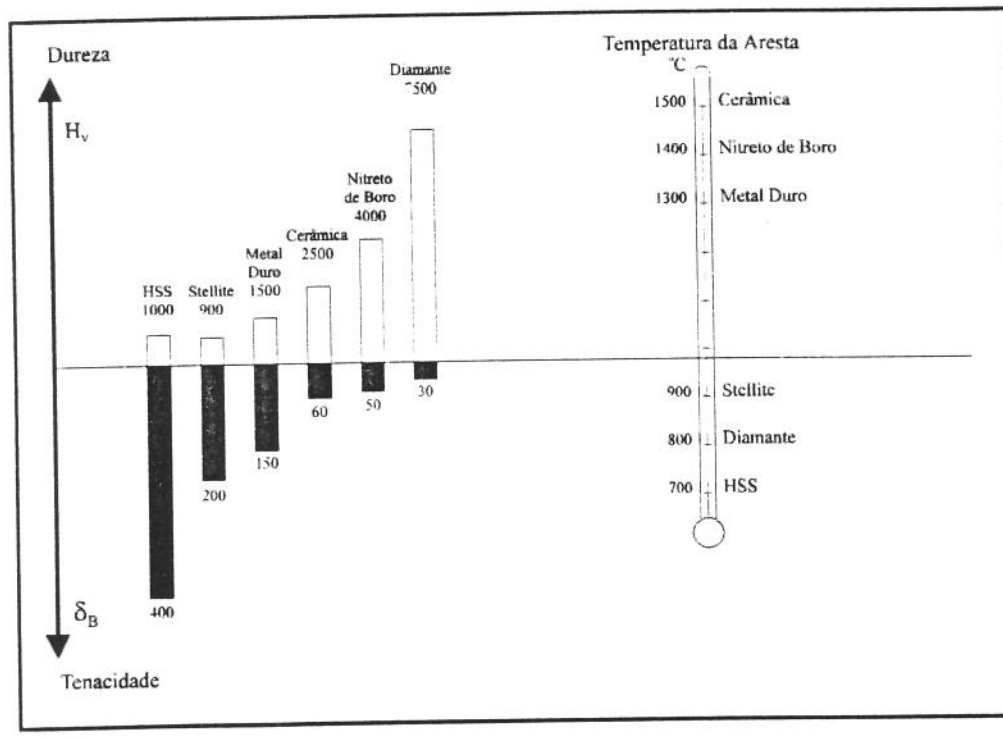


Figura 2.1: Dureza, tenacidade e temperatura máxima de corte dos vários materiais para construção de ferramentas de corte (Marcondes, 1990).

Durante a usinagem geram-se temperaturas extremamente altas e a máxima temperatura que pode suportar cada material está mostrada na Figura 2.1 (Marcondes, 1990). Verifica-se que o metal duro suporta uma alta temperatura na região de corte.

Tudo isto, combinado com o relativo baixo preço do metal duro, explica as razões que fizeram do metal duro uma ferramenta tão difundida no meio industrial.

Atualmente, os materiais cerâmicos, diamante e nitreto cúbico de boro representam 5% do total das ferramentas de corte. O aço rápido participa com 65% em valor, porém, apenas 25% dos cavacos procedem das ferramentas feitas com este material. Por outro lado, o metal duro representa, em valor, ao redor de 30%, mas é responsável por 70% dos cavacos removidos (Marcondes, 1990).

Na busca constante de aperfeiçoamento e aumento de produtividade, começa a surgir no final da década de 1960 – portanto, cerca de 40 anos após o surgimento do metal duro a base de WC – as ferramentas de metal duro revestidas.

A primeira pastilha revestida consistia de uma fina camada de Carboneto de Titânio (TiC) sobre um substrato convencional de Carboneto de Tungstênio (WC). Depois, no início da década de 70, surgiram ferramentas duplo revestidas, com coberturas de Nitreto de Titânio (TiN) ou Nitreto de Háfnio (HfN) sobre a cobertura de TiC. Logo em seguida foram desenvolvidas as ferramentas multi-revestidas com mais de duas camadas, usando coberturas de TiC, TiN, Ti(C,N) (Carbonitreto de Titânio), Al_2O_3 (Óxido de Alumínio). A espessura total destes revestimentos é, em geral, da ordem de 5 a 10 μm, dependendo do tipo de revestimento e da quantidade de camadas utilizadas.

A Figura 2.2 (Marcondes, 1990) mostra uma pastilha de metal duro com triplo revestimento, onde a primeira camada sobre o substrato (ferramenta de metal duro convencional) é uma cobertura de Carboneto de Titânio (TiC), seguida de uma cobertura de Óxido de Alumínio (Al_2O_3) e, finalmente, a camada mais externa de Nitreto de Titânio (TiN). Em geral, os revestimentos apresentam esta seqüência de deposição devido às características de cada cobertura.

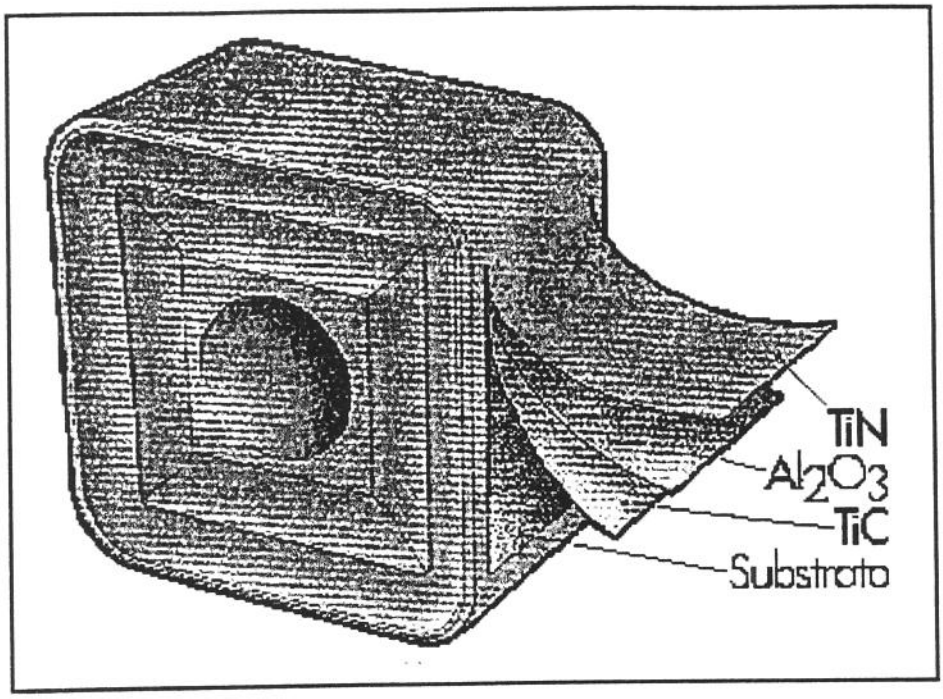


Figura 2.2 – Pastilha de metal duro com triplo revestimento (Marcondes, 1990)

O revestimento de ferramentas de corte pode ser realizado através de dois processos diferentes: deposição química de vapor (CVD – Chemical Vapour Deposition) ou deposição física de vapor (PVD – Physical Vapour Deposition).

No processo por CVD a cobertura é formada por uma reação química de uma mistura de gases na superfície da peça a ser revestida. Para isto é necessário temperaturas de 700 a 1000°C. Esta operação reduz a dureza dos aços ferramentas. Então, após o revestimento, um processo de têmpera e endurecimento deve ser realizado e, este processo não afeta a cobertura já formada. O tratamento térmico causa mudanças de forma e dimensional. Assim, ferramentas de aço rápido com tolerância muito apertadas não podem ser revestidas por CVD. No entanto, a alta temperatura exigida por este processo não afeta as propriedades do metal duro (Schintlmeister et al., 1984).

Em geral, o PVD é um processo no qual um componente metálico reativo, em estado sólido, por exemplo o Titânio, substitui o meio gasoso de reação do CVD. Algumas técnicas são usadas para provocar a transformação deste material sólido para a condição de vapor, sendo a mais usada a Deposição Iônica (Ion Plating), onde o material de revestimento é evaporado por uma descarga aquecida a baixa pressão e ionizado parcialmente por colisões.

Os íons do material de revestimento circundam as peças que são mantidas a uma alta voltagem em corrente contínua, proporcionando a adesão (Brink, 1986).

O processo CVD tem, em comparação com o processo PVD, vantagens com respeito à uniformidade da espessura das camadas e à adesão da cobertura. Ainda, componentes com formas complicadas, furos e tubos podem ser revestidos. A grande maioria das ferramentas de metal duro são revestidas pelo processo CVD. Mas, o processo PVD permite a deposição de camadas mais finas, possibilitando o revestimento de ferramentas de precisão e também, ferramentas de corte para operações de usinagem interrompida onde a tenacidade deve ser maior.

2.2 Avarias e Desgastes da Ferramenta de Corte

Durante o processo de usinagem dos metais ocorrem esforços mecânicos (forças de corte), vibrações do sistema e atrito dinâmico entre peça/ferramenta e cavaco/ferramenta, os quais levam a ferramenta de corte ao fim de sua vida, que pode ocorrer subitamente através de quebra ou lascamento da aresta de corte, ou continuamente ao longo do tempo através de um desgaste progressivo.

Os fenômenos de danificação da ferramenta de corte, exigindo sua substituição, podem ocorrer de várias maneiras, as quais são discutidas em seguida.

2.2.1 Quebra

A ruptura da ponta ou da aresta cortante da ferramenta pode acontecer inesperadamente devido a alguns fatores, como: ferramenta muito dura, que proporciona alta fragilidade aos choques mecânicos; carga excessiva sobre a ferramenta; raio de ponta, ângulo de ponta ou ângulo de cunha pequenos; corte interrompido; parada instantânea do movimento de corte sem prévia retirada da ferramenta, etc (Ferraresi, 1977).

A quebra da ferramenta é um acontecimento muito danoso, pois normalmente causa a perda da peça usinada, que pode ser de custo elevado e as vezes danifica até o porta-

ferramentas, podendo ainda, causar problemas à máquina-ferramenta. Ainda, algumas vezes a quebra faz com que o porta-ferramentas saia da sua posição original, ocasionando tempos passivos de reposicionamento e zeramento da ferramenta.

2.2.2 Trincas

As trincas são causadas por variações bruscas da temperatura e/ou pela variação dos esforços mecânicos.

O calor gerado no processo de corte é em parte dissipado pela ferramenta. A região da ferramenta, na qual a temperatura é mais alta, é a que está em contato com o cavaco. Nas zonas mais distantes desta, a temperatura é bastante inferior (Ferraresi, 1977). Em conseqüência disto, a ferramenta se dilata e se deforma desigualmente. Isto se agrava ainda mais nas ferramentas de metal duro, pois o coeficiente de dilatação térmica é, aproximadamente, a metade do coeficiente de dilatação térmica do aço (material do qual é construído o porta-ferramentas). As pastilhas soldadas, deformando-se diferentemente dos suportes, estarão sujeitas à tensões na superfície de contato ferramenta/suporte, que poderão conduzir à formação de trincas, as quais em geral se localizam no meio da pastilha e se desenvolvem perpendicularmente à aresta cortante.

Fatores como o corte interrompido, variação na espessura de corte (típica para fresamento), são causadores de trincas por esforços mecânicos, as quais se desenvolvem paralelamente à aresta de corte.

2.2.3 Lascamento

No lascamento, partículas relativamente grandes são retiradas de uma só vez da ferramenta. Acontece principalmente em ferramentas com material frágil ou quando a aresta de corte é pouco reforçada. Provoca a deterioração do acabamento superficial da peça e pode levar à quebra da ferramenta. O lascamento e também as trincas são mais comuns no corte interrompido.

2.2.4 Deformação plástica da aresta de corte

A pressão aplicada à ponta da ferramenta somada à alta temperatura, pode gerar uma deformação plástica na aresta de corte. Tal deformação provoca deficiência do controle de cavacos e deterioração do acabamento superficial da peça. Se for permitido o crescimento desta deformação até valores altos, gera a quebra da aresta de corte. Isto pode ser evitado pelo emprego de uma ferramenta com maior dureza a quente e maior resistência à deformação plástica.

2.2.5 Sulcos distribuídos em forma de pente

Os sulcos distribuídos em forma de pente aparecem devido ao corte interrompido, à usinagem com avanço variável e devido ao acesso irregular do refrigerante de corte. Tais ocorrências provocam uma variação da temperatura de corte, que é a origem da formação dos sulcos (Ferraresi, 1977).

Devido às constantes variações de temperatura da camada superficial da ferramenta e das camadas inferiores, após um determinado número de variações de solicitações na ferramenta, aparecem trincas superficiais. Estas trincas, sob ação da peça e do cavaco em movimento, originam pequenos sulcos, tanto na superfície de saída como na superfície de folga da ferramenta. Também conduzem, ao fim de um determinado tempo de usinagem, a uma quebra da aresta cortante. Todos os fatores que conduzem a uma diminuição da variação da temperatura, como por exemplo um pré-aquecimento da ferramenta, diminuem a formação de sulcos.

Os sulcos são observados com freqüência na operação de fresamento com ferramentas de metal duro.

2.2.6 Desgaste de cratera

O desgaste de cratera ocorre na superfície de saída da ferramenta, causado pelo atrito entre cavaco e ferramenta.

A Figura 2.3 (Cook, 1973) mostra o desgaste de cratera e os parâmetros utilizados para medi-lo:

- Cp – profundidade da cratera
- Cl – largura da cratera

A medição de profundidade da cratera Cp, é feita geralmente por perfilômetros registradores especiais, enquanto que, a medição da largura da cratera Cl pode ser feita com uma lupa graduada em décimos de milímetro e com aumento de 8 vezes ou, para maior precisão, pode-se utilizar um microscópio de oficina.

A craterização excessiva provoca o enfraquecimento da aresta de corte, que pode romper-se, ocasionando o fim de vida da ferramenta.

2.2.7 Desgaste de flanco

O desgaste de flanco ou frontal acontece na superfície de folga da ferramenta, causado pelo atrito entre ferramenta e peça. É o desgaste mais comum e ocorre sob todas as condições de corte.

A Figura 2.3 (Cook, 1973) também mostra o desgaste de flanco e o parâmetro utilizado para medi-lo – V_B. A medição do desgaste de flanco pode ser feita por uma lupa graduada em décimos de milímetro, de aumento 8 vezes ou, um microscópio de oficina.

2.2.8 Desgaste em forma de entalhe

Um entalhe (ou sulco) pode ocorrer na extremidade da superfície principal de incidência ou vários entalhes podem ser formados na superfície secundária de incidência, como mostra a Figura 2.3a (Cook, 1973). Este último é altamente prejudicial ao acabamento superficial da peça.

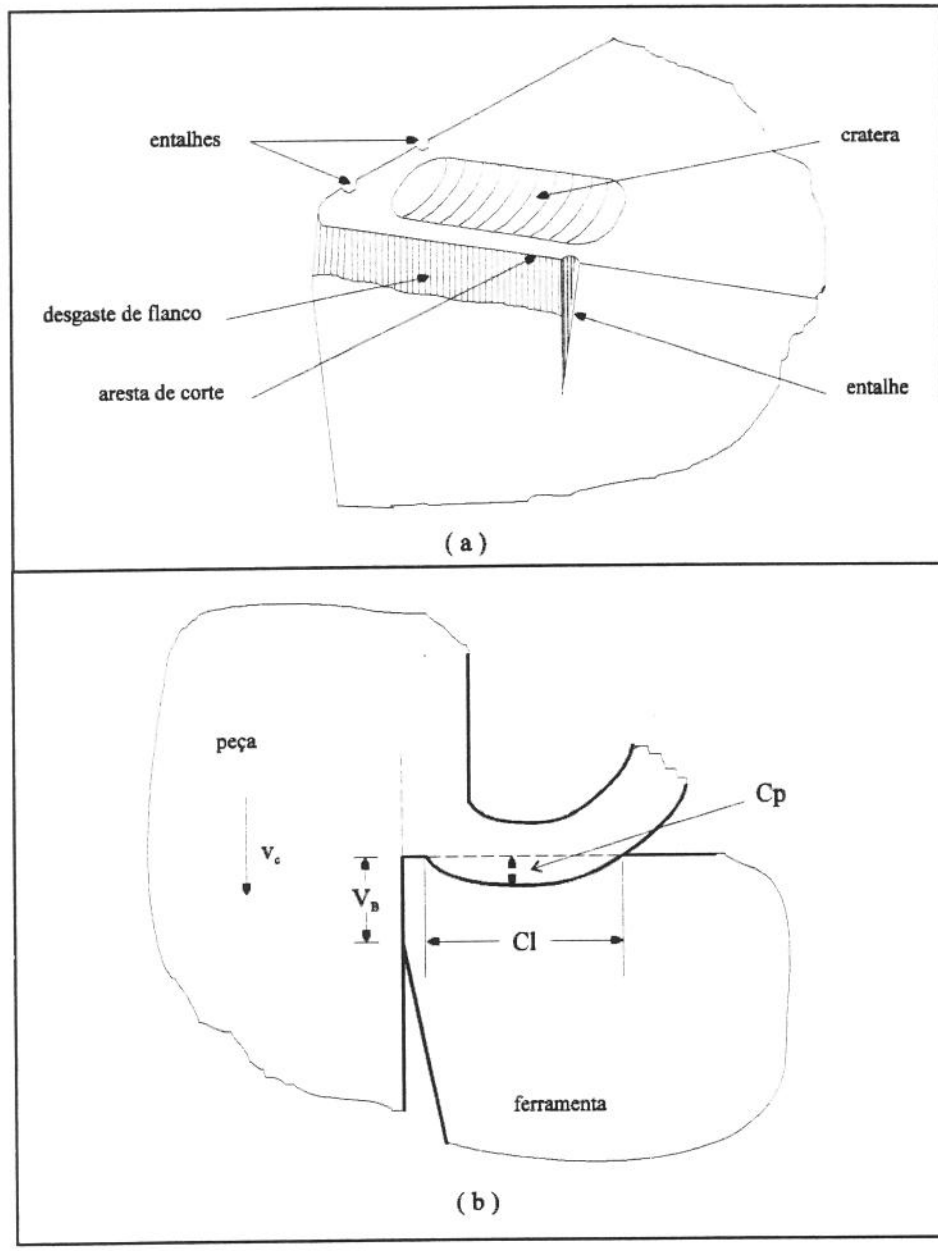


Figura 2.3 – Desgaste da ferramenta de metal duro e seus parâmetros de medição (Cook, 1973).

2.3 Mecanismos de Desgaste da Ferramenta

O desgaste de uma ferramenta de metal duro é o resultado da ação de vários fenômenos distintos, denominados componentes do desgaste (Ferraresi, 1977). Dependendo da natureza do material usinado, das condições de usinagem e do revestimento da ferramenta de corte, predominará uma ou outra das componentes do desgaste sobre as demais.

Vieregge (1970) distingue seis componentes do desgaste de uma ferramenta e sugere um diagrama que fornece informações qualitativas acerca da participação relativa de cada componente no desgaste total, em velocidades de corte crescentes. O diagrama proposto por Vieregge está mostrado na Figura 2.4 (Ferraresi, 1977), o qual foi elaborado para ferramentas de metal duro sem revestimento.

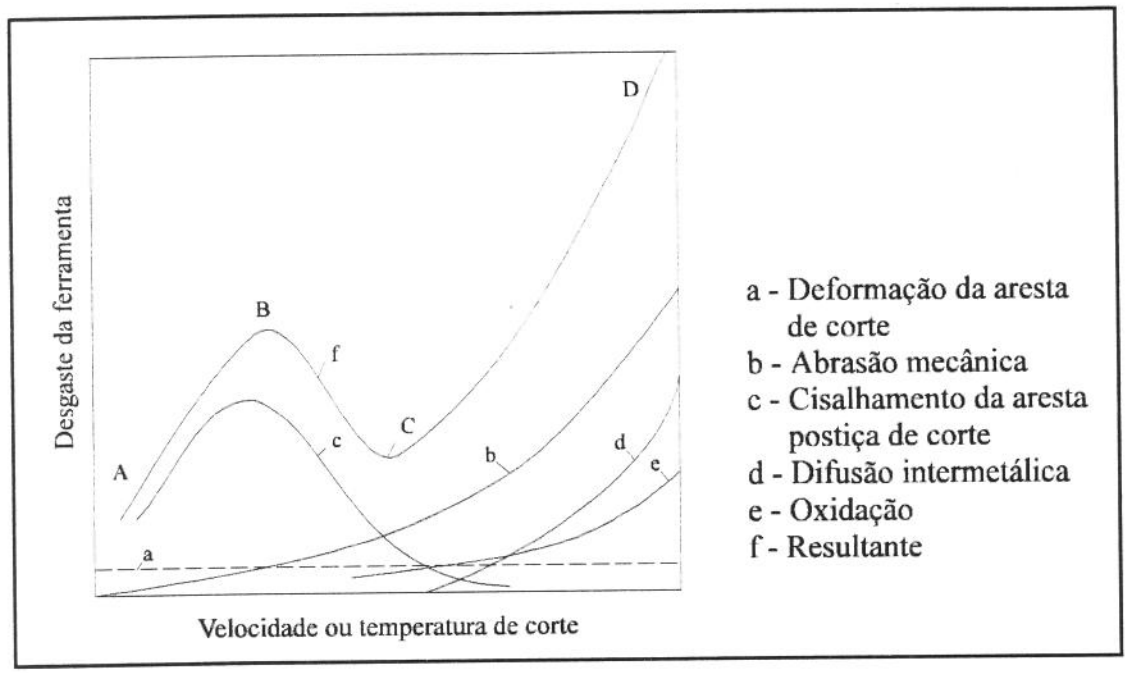


Figura 2.4 – Participação das diferentes componentes no desgaste total da ferramenta de metal duro sem revestimento (Ferraresi, 1977).

A separação quantitativa das componentes do desgaste é muito difícil, porém o quadro qualitativo visualiza a importância de cada componente nas diferentes velocidades de corte. Assim, em velocidades de corte baixas, o desgaste das ferramentas de metal duro é relativamente elevado por causa do cisalhamento da aresta postiça de corte. Em velocidades de corte maiores, o desgaste é causado principalmente pelos fatores cuja intensidade depende da temperatura de corte, tais como a abrasão mecânica, a difusão intermetálica e a oxidação.

2.3.1 Aresta postiça de corte

A aresta postiça de corte (APC) é constituída de partículas do material usinado que se acumulam na superfície de saída da ferramenta. Isto ocorre graças ao forte encruamento das partículas do material que a constituem.

O desgaste da superfície de folga de uma ferramenta após um tempo de usinagem constante varia em função da velocidade de corte. A Figura 2.5 (Ferraresi, 1977) exemplifica esta variação para um caso particular.

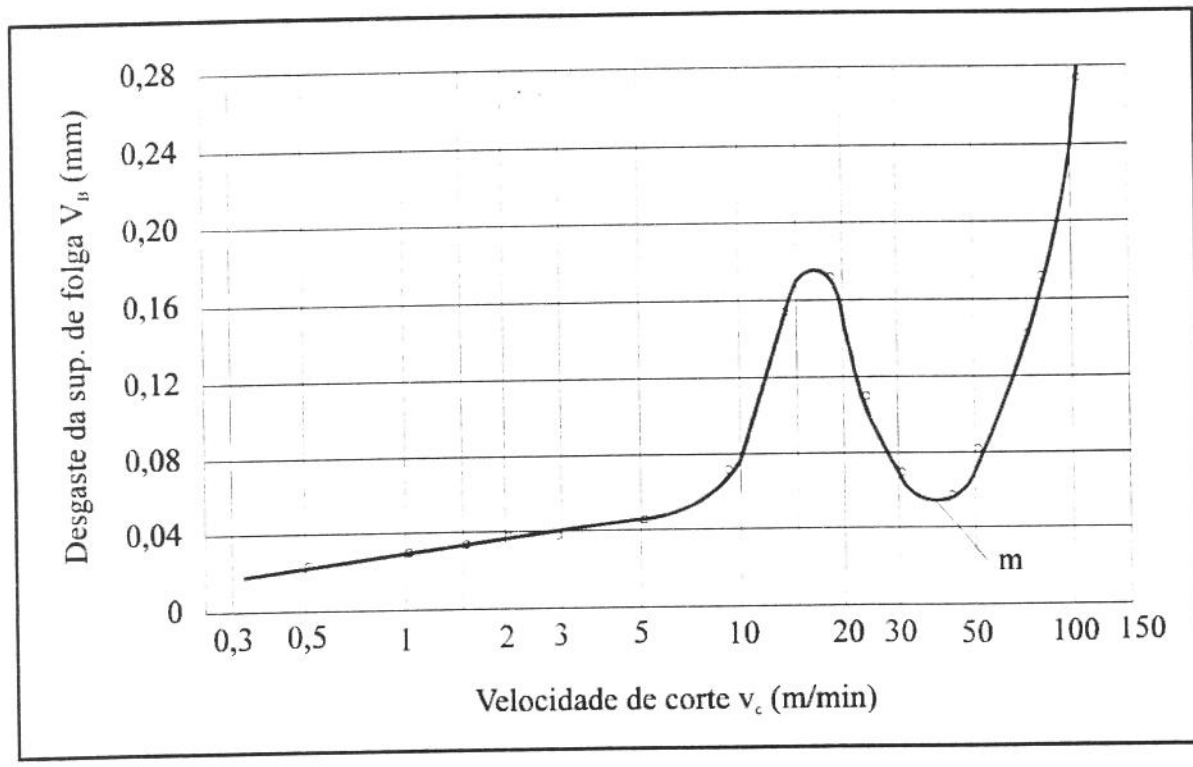


Figura 2.5 – Variação do desgaste da superfície de folga em função da velocidade de corte (Ferraresi, 1977).

Esta figura indica as faixas de velocidades de corte em que a presença da APC pode ser constatada experimentalmente. A existência da aresta postiça foi verificada apenas em velocidades inferiores àquela que corresponde ao desgaste mínimo (ponto m da figura).

Em velocidades de corte muito baixas a APC é estável, mas em velocidades maiores, em torno de 18 m/min (desgaste máximo), ela aparece e desaparece periodicamente. Assim,

quando se desgarra da ferramenta, leva junto uma pequena porção desta, fazendo com que o desgaste de flanco cresça rapidamente, como mostra a figura.

Ao contrário do que ocorre na superfície de folga da ferramenta, a APC protege a superfície de saída da ferramenta de metal duro, evitando o desgaste de cratera. Mas, isto não diminui o efeito nocivo da formação da APC nas operações de usinagem. No entanto, o aparecimento da APC pode ser evitado quando se trabalha com velocidades de corte acima da velocidade crítica de formação da aresta postiça, que é facilmente conseguido dadas as altas velocidades de corte utilizadas em usinagem atualmente. Isto acontece porque, com o aumento da velocidade, cresce a temperatura do cavaco que depositar-se-ia sobre a ferramenta formando a APC. Quando a temperatura de recristalização do material do cavaco é ultrapassada, o encruamento é evitado, impossibilitando a formação da aresta postiça de corte.

2.3.2 Abrasão mecânica

A aspereza das superfícies em contato não só aumenta a resistência ao deslizamento, como também origina um desgaste de natureza mecânica. Este tipo de desgaste depende principalmente da relação das durezas da ferramenta e do material da peça, da quantidade e da distribuição das microimpurezas duras do material usinado, do seu estado de encruamento e outros (Ferraresi, 1977).

A abrasão ocorre muito em ferramentas revestidas e cerâmicas, onde as partículas abrasivas são os próprios revestimentos ou os grãos cerâmicos que são arrancados pelo fluxo de material.

Tanto o desgaste de flanco como o de cratera podem ser gerados pela abrasão, porém ela é mais significativa no desgaste de flanco, 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.

Em condições de usinagem tais que a temperatura de corte se mantém baixa, porém para velocidades acima da velocidade crítica de formação da aresta postiça de corte, prevalece o desgaste de natureza abrasiva, como pode-se observar na Figura 2.4. É importante salientar

que o aumento do teor de carbono no aço da peça usinada faz aumentar o desgaste por abrasão, devido ao aumento da dureza da peça e da formação de carbonetos que são pontos duros e extremamente abrasivos.

2.3.3 Difusão intermetálica

A difusão intermetálica no estado sólido consiste na transferência de átomos de um metal a outro. Depende da temperatura, da duração do contato, da afinidade físico-química dos dois metais e do nível de agitação atômica. As condições físicas que reinam nas zonas de contato entre o material usinado e a ferramenta são altamente favoráveis ao aparecimento de reações de difusão.

Schaller, 1965, mostrou que ocorrem as seguintes reações de difusão entre o aço e o metal duro, com temperaturas variando de 1100 a 1500°C (Ferraresi, 1977):

- Difusão do ferro na fase de cobalto do metal duro
- Difusão do cobalto no aço, havendo formação de uma camada maciça de cristais mistos
- Dissolução do carboneto de tungstênio com conseqüente formação de carbonetos mistos

Schaller mostrou ainda que as reações de difusão mais intensas ocorrem entre ferro e cobalto e que, o fator que determinará o desgaste da ferramenta será a resistência que os carbonetos do metal duro opõem à reação com o ferro. Esta resistência é elevada no caso dos carbonetos TaC + TiC e é menor no caso dos carbonetos de tungstênio. Este pesquisador mostra também que a velocidade de difusão aumenta exponencialmente com a temperatura e é influenciada também pelo teor de carbono do aço, ou seja, a velocidade de difusão diminui com o aumento do teor de carbono do aço da peça usinada.

A difusão intermetálica tanto provoca a transferência do material da ferramenta ao cavaco e à peça causando o desgaste progressivo da ferramenta, quanto provoca o enfraquecimento da estrutura do metal duro facilitando a ocorrência do desgaste por abrasão mecânica.

Atualmente a velocidade de corte atingida nos processos de usinagem é muito alta e isto faz com que a temperatura na região de corte seja muito elevada. A temperatura na superfície de saída é tal que (pode atingir 1200°C) favorece a formação de uma camada viscosa, chamada de zona de fluxo, entre cavaco e ferramenta, permitindo facilmente a migração de átomos de uma parte para outra. Por isso a difusão é um mecanismo muito importante na formação do desgaste de cratera.

2.3.4 Adesão

Durante o contato dinâmico peça/ferramenta ou cavaco/ferramenta, devido à elevação da temperatura, ocorre um fenômeno parecido com "soldagem" entre as duas partes. As partículas formadas nesse meio se rompem e são levadas com a peça ou cavaco de tempo em tempo. A análise dessas partículas apresenta material tanto da peça quanto da ferramenta. Este é o mecanismo de adesão. Em geral, a abrasão é o mecanismo predominante somente quando a temperatura de corte é relativamente baixa. Para temperaturas mais altas o mecanismo de desgaste de flanco predominante é a adesão (Rubenstein, 1976).

Na superfície de folga a temperatura é menor (em torno de 800°C), mas suficiente para existência do processo de desgaste por adesão. Nesta superfície o mecanismo de abrasão também é importante dada a dureza da peça usinada em atrito com a ferramenta e a inexistência da camada plástica que na superfície de saída faz diminuir a abrasão e aumentar a difusão. Assim os mecanismos de desgastes principais são a difusão e adesão no desgaste de cratera e a adesão e abrasão no desgaste de flanco (Schintlmeister and Pacher, 1975).

2.3.5 Oxidação

O aquecimento da ferramenta junto à aresta cortante provoca a formação de uma película de óxido na superfície de saída e próximo à aresta lateral de corte.

O oxigênio forma um óxido complexo de W–Co–Fe, cujo volume molar é maior que o da estrutura primitiva do metal duro, havendo a formação de pequenas protuberâncias.

A oxidação das ferramentas freqüentemente é a responsável pela deterioração da aresta lateral de corte, fazendo com que piore rapidamente o acabamento superficial das peças usinadas e, portanto, a vida da ferramenta chega ao fim (Ferraresi, 1977).

2.4 Desgaste em Ferramentas Revestidas

Tendo em vista os mecanismos de desgastes das ferramentas de corte, pode-se considerar que as camadas de cobertura devem preencher alguns requisitos para o aumento da vida das ferramentas, onde os mais importantes são: estabilidade química quando em contato com o material da peça, resistência à abrasão, resistência à oxidação, prevenção da aresta postiça de corte, resistência a impactos, resistência aos ciclos térmicos e suficiente capacidade de adesão ao material base.

A partir do final da década de 1960, quando se inicia a fabricação de ferramentas revestidas, muitos tipos de coberturas têm sido estudados e experimentados, no esforço constante de aumentar a vida e alargar o campo de aplicação das ferramentas de corte. Assim, existem ferramentas com apenas uma camada de cobertura, outras com duas, três e até dez camadas. No entanto, dentre todos os tipos de revestimentos utilizados, alguns têm sido muito comuns, são os mais usados e apresentam características próprias. Então pode-se mencionar como os revestimentos mais utilizados atualmente:

- Carboneto de Titânio (TiC): apresenta grande dureza e alta capacidade de adesão ao metal duro;
- Óxido de Alumínio (Al_2O_3): apresenta grande dureza e alta estabilidade química a alta temperatura;
- Carbonitreto de Titânio (Ti(C,N)): apresenta média dureza e boa diminuição do atrito;
- Nitreto de Titânio (TiN): apresenta grande poder de diminuição do atrito.

O trabalho realizado por Schintlmeister e Pacher (1975) mostrou que as ferramentas revestidas com TiC são mais resistentes ao desgaste de flanco, enquanto que as revestidas com TiN são mais resistentes ao desgaste de cratera. O resultado do trabalho está apresentado em gráfico mostrado na Figura 2.6 (Schintlmeister and Pacher, 1975). Assim, o TiC é mais resistente à abrasão, devido à sua alta dureza, enquanto que, o TiN é mais resistente à difusão,

devido à diminuição do atrito e com isso, diminuição da temperatura na superfície de saída. Isto também foi confirmado em trabalho realizado por Chattopadhyay e Chattopadhyay (1982), onde afirmam ainda que as ferramentas revestidas com TiC apresentam cortes com melhor acabamento superficial por evitarem o desgaste de flanco e também de entalhe, principais causadores da rugosidade. Estes pesquisadores, por terem efetuado extensivo trabalho com ferramentas de vários fabricantes, afirmam também que "as propriedades mecânicas de ferramentas revestidas dependem não somente da composição e espessura do material de revestimento, mas também da técnica de manufatura. Então, ferramentas revestidas de diferentes fabricantes comportam-se diferentemente".

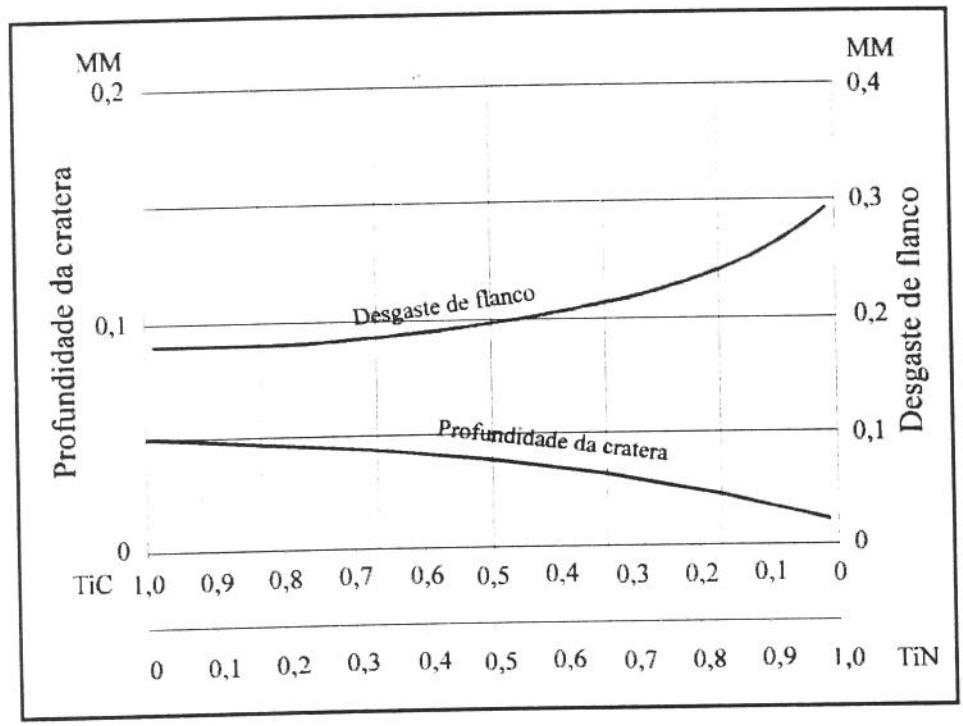


Figura 2.6 – Os desgastes de flanco e de cratera na presença dos revestimento de TiC e TiN (v_c = 123 m/min, f = 0,75 mm/volta, a_p = 2 mm) (Schintlmeister and Pacher, 1975).

Com relação ao Al_2O_3, também conhecido como Alumina, Schintlmeister, Pacher and Raine (1978) verificaram que ele não adere bem ao metal duro, mas apresenta alta dureza e alta estabilidade química, principalmente a altas temperaturas de corte; isto também foi confirmado no trabalho realizado por Chattopadhyay e Chattopadhyay (1982). Isto é muito importante pois dificulta a difusão que é uma reação química.

Conhecendo as características principais de cada tipo dentre os principais revestimentos empregados na fabricação de ferramentas de metal duro revestidas é possível entender melhor por que a seqüência de camadas apresentadas na Figura 2.2 é a mais utilizada. O TiC é sempre a primeira camada depositada sobre o metal duro devido à sua grande capacidade de adesão ao substrato, aliada também à sua alta dureza. As camadas intermediárias apresentam maior variabilidade, mas o Al_2O_3 é muito utilizado devido a sua alta dureza e alta estabilidade química, principalmente a altas temperaturas. Além disso, o Al_2O_3 por ser um material cerâmico refratário, impede que grande quantidade de calor atinja o interior do substrato, diminuindo sua resistência. A camada mais externa é normalmente formada de TiN, devido à sua alta capacidade de diminuição do atrito, ou também é utilizado o Ti(C,N).

O trabalho realizado por Schintlmeister, Pacher e Raine (1978) mostrou também que as forças de corte são reduzidas de 10 a 30% dependendo da componente e que também a vibração é grandemente reduzida, quando se utiliza ferramentas revestidas.

Os efeitos dos revestimentos sobre as ferramentas de corte podem ser então resumidos nos seguintes pontos:

- redução no atrito, na geração de calor, na vibração e nas forças de corte;
- redução na difusão entre cavaco e ferramenta, especialmente para altas velocidades de corte;
- redução no desgaste por abrasão e adesão;
- prevenção de formação da aresta postiça de corte, especialmente para baixas velocidades de corte.

Tudo isto, é claro, tem possibilitado o aumento do volume de cavaco gerado durante a vida da ferramenta.

2.5 Vida da Ferramenta de Metal Duro

Denomina-se vida de ferramenta o tempo que a mesma trabalha efetivamente (deduzido os tempos passivos), até perder a sua capacidade de corte, dentro de um critério previamente

estabelecido. Atingido esse tempo a ferramenta de metal duro deve ser substituída (Ferraresi, 1977).

A vida da ferramenta é geralmente expressa em minutos, porém em certos casos prefere-se defini-la pelo percurso de corte ou percurso de avanço correspondente. O percurso de corte (Lc) é dado geralmente em quilômetros.

$$Lc = \frac{v_c . T}{1000} \qquad (2.1)$$

e o percurso de avanço (l_f) é dado em milímetros,

$$l_f = f.n.T \qquad (2.2)$$

onde:

T = vida da ferramenta [min]

v_c = velocidade de corte [m/min]

f = avanço [mm/volta]

n = rotação [rpm]

Nos experimentos deste trabalho, define-se a vida através do percurso de corte, pois acredita-se que este parâmetro é o que melhor dá idéia do volume de cavaco gerado por vida da ferramenta.

A vida da ferramenta foi descrita deterministicamente pela primeira vez por Taylor em 1907 como sendo

$$T = k . v_c^{-x} \qquad (2.3)$$

onde, k e x são constantes determinadas experimentalmente e dependem do material da peça e ferramenta, bem como das condições de usinagem.

Posteriormente a Taylor, alguns pesquisadores apresentaram a forma expandida da equação de Taylor (Cook, 1973), qual seja

$$T = A . v_c^{-B} . f^{C} . a_p^{-D} \qquad (2.4)$$

onde, A, B, C, D são constantes experimentais que também dependem do par peça/ferramenta e das condições de usinagem.

Ao longo dos anos muitas outras equações foram apresentadas no esforço de aumentar a confiabilidade da determinação da vida da ferramenta de modo analítico. Assim surgiram os trabalhos de Woxen em 1932 e Kronenberg em 1954, ambos mostrados no trabalho de Colding e Konig (1971).

Apesar das significativas contribuições que todos estes trabalhos trouxeram para a engenharia de corte dos metais, eles não ampliaram muito o campo de aplicação para as equações além daquilo que Taylor realizou. Assim como Taylor, as equações de vida da ferramenta continuaram sendo específicas, ou seja, aplicadas apenas para situações bastante definidas.

Devido à grande variabilidade da vida das ferramentas os trabalhos foram se desenvolvendo mais no campo da estatística. Então surgiram os trabalhos de Wu (1964), Ramalingam e Watson (1977) e Carlsson e Strand (1992), dentre outros. No entanto, a aplicação destas teorias continuaram sendo específicas para as condições utilizadas. Numa discussão realizada no trabalho citado de Ramalingam e Watson, Cohen e Black (1977) afirmam que o modelo proposto demonstra claramente que a variabilidade da vida da ferramenta é muito maior do que se suspeitava previamente e, por isso, mesmo um estudo estatístico do assunto não permite boa previsão da vida da ferramenta.

Ainda com respeito à variação da vida das ferramentas é importante mencionar o trabalho citado por Ferraresi, no item 9.2 de sua obra, onde Schaumann (1956) verificou que materiais com a mesma classificação dada pela norma DIN ou ASA, submetidos aos mesmos tratamentos térmicos, podem originar, nas pastilhas de metal duro, desgastes completamente diferentes, quando provenientes de siderúrgicas ou corridas diferentes. Assim, para materiais com a mesma especificação, em idênticas condições de usinagem, a vida da ferramenta pode variar em certos casos de 49% a 454%, isto é, de 1 para 10.

2.5.1 Critérios de fim de vida

Pela definição de vida da ferramenta vista anteriormente, a ferramenta deve ser substituída quando perde sua capacidade de corte, considerando um critério previamente estabelecido. Vários critérios podem ser considerados para se estabelecer o fim de vida de uma ferramenta e isto depende do objetivo que se deseja na operação de usinagem em andamento.

Assim, considerando duas situações extremas, substitui-se uma ferramenta apenas quando ela está totalmente deteriorada, comprometendo o próprio funcionamento da máquina, ou substitui-se tão logo que qualquer desvio de forma ou dimensional possa ser identificado ou até previsto, dependendo da qualidade que se deseja obter da peça usinada.

Os fatores que determinam o fim de vida das ferramentas de corte normalmente utilizados podem ser descritos da seguinte forma (Ferraresi, 1977):

1. O desgaste da superfície de saída da ferramenta atinge proporções tão elevadas, que se receia uma quebra da aresta de corte.

2. Os desgastes chegam a valores que fazem com que a temperatura da aresta de corte se aproxima da temperatura na qual a ferramenta perde o fio de corte.

3. Devido ao desgaste da superfície de folga da ferramenta, não é mais possível manter as tolerâncias exigidas na peça.

4. O acabamento superficial da peça usinada não é mais satisfatório.

5. O aumento da força de usinagem, proveniente dos desgastes elevados da ferramenta, interfere no funcionamento da máquina.

É importante algumas considerações práticas com relação aos critérios de fim de vida, pois eles são difíceis de serem detectados no meio industrial onde, geralmente, o estabelecimento do fim de vida da ferramenta fica a cargo do operador.

Em operações de desbaste, onde se tolera altos valores de desgaste, o operador por temer a quebra da ferramenta com seus efeitos danosos, costuma trocar a ferramenta bem antes dos desgastes serem tais que a quebra se aproxima.

Em operações de acabamento, é mais fácil se detectar quando as dimensões da peça, devido aos valores de desgaste da ferramenta, saem das faixas de tolerâncias projetadas (normalmente, o operador utiliza um calibrador passa/não-passa ou algum outro instrumento de medição). Porém, neste caso, não é necessário se trocar a ferramenta imediatamente, pois ainda se pode corrigir sua posição e continuar o corte, principalmente se a usinagem estiver sendo realizada em máquina CNC. No entanto, quando o parâmetro a ser observado é a rugosidade da peça, normalmente, o operador não conta com um rugosímetro ao lado da máquina e como a comparação da rugosidade da peça usinada com uma peça padrão é um procedimento muito impreciso, o operador não tem condições objetivas de trocar a ferramenta no momento mais correto (Diniz, 1989).

Ainda, quando o critério estabelecido é um número de peças a usinar, normalmente, este valor é bastante conservador para evitar a perda de peças, dada a alta dispersão, já comentada, da vida da ferramenta.

Então, o resultado é um extremo desperdício de ferramentas, pois dada a dificuldade que o operador encontra para detectar o fim de vida da ferramenta e também os cuidados para evitar a danificação de peças, ele o faz de maneira conservadora, levando ao desperdício e, conseqüentemente, ao aumento do custo de produção, tanto pelo aumento do número de ferramentas utilizadas quanto pelo aumento da freqüência de troca da ferramenta, fazendo crescer os tempos improdutivos.

2.5.2 Fatores de influência na vida da ferramenta

Se um mesmo tipo de ferramenta de corte usinar materiais diferentes, mantendo-se todos os outros parâmetros de corte, a vida de cada pastilha será diferente, ou seja, o material da peça usinada influencia a vida da ferramenta. As propriedades do material interferem nos

mecanismos de desgaste da ferramenta. Assim, a dureza afeta a abrasão mecânica, a composição química afeta o desgaste por difusão, por oxidação e assim por diante.

Definido o material a ser usinado, muitos outros fatores influem na vida da ferramenta, os quais serão discutidos a seguir.

a) Ângulo de posição (χ_r)

Uma diminuição do ângulo de posição, para mesmo avanço e mesma profundidade de usinagem, acarreta uma diminuição da espessura de corte h e ao mesmo tempo um aumento da largura de corte b . Esta variação de χ_r permite maior vida da ferramenta, pois resulta numa maior distribuição da temperatura de corte numa largura de corte b maior.

b) Ângulo de ponta (ε_r)

Durante a usinagem, a ponta da ferramenta é submetida a pressões de corte muito elevadas. Dessa forma, o ângulo de ponta deve ser o maior possível, pois aumentando-o, cresce a vida da ferramenta, devido ao crescimento do comprimento de contato ferramenta/peça e conseqüentemente aumento do espaço para distribuição do calor gerado no processo.

c) Ângulo de saída (γ_o)

Quanto maior for o ângulo de saída, menor a deformação e o trabalho de separação do cavaco da peça. A pressão e a temperatura de corte caem com o aumento do ângulo de saída, resultando em conseqüência uma diminuição do desgaste e um aumento da vida da ferramenta. No entanto, o valor de γ_o é limitado pela condição de resistência da cunha da ferramenta, ou seja, se γ_o for muito grande a aresta cortante da ferramenta quebra com facilidade. Ainda, é importante salientar que quanto maior a dureza e a resistência do material a usinar, tanto mais negativo deve ser o ângulo γ_o (Ferraresi, 1977).

d) Ângulo de folga (α_o)

O aumento do ângulo de folga faz diminuir o desgaste de flanco da ferramenta e, portanto, aumenta a vida da mesma. No entanto, assim como no ângulo de saída, um aumento excessivo no ângulo de folga enfraquece a cunha cortante.

e) Ângulo de inclinação (λ_s)

Nas operações de torneamento o ângulo de inclinação normalmente é zero. No entanto, em operações de corte interrompido quanto mais negativo for o ângulo de inclinação, maior será a vida da ferramenta, pois assim, evita-se o contato inicial da ponta da ferramenta com a peça, ou seja, com ângulo de inclinação negativo o primeiro contato peça/ferramenta ocorre em um ponto mais afastado da ponta da ferramenta.

f) Raio de curvatura da ponta da ferramenta (r)

Com o aumento do raio de ponta (assim como com o aumento do ângulo de ponta), cresce o comprimento de contato peça/ferramenta e portanto, cresce também a região em que o calor gerado pode ser distribuído, o que aumenta a vida da ferramenta. Porém, se o raio de curvatura da ponta for muito grande, haverá um atrito da aresta lateral de corte com a peça, o qual dará origem à formação de sulcos na superfície secundária de incidência, prejudicando o acabamento da peça e diminuindo a vida da ferramenta. Então, existe um valor ótimo para o raio de curvatura, o qual depende do material da peça, material da ferramenta, avanço, profundidade de usinagem e velocidade de corte.

Depois de especificada a geometria da ferramenta para o corte, há ainda três parâmetros que podem ser alterados a fim de melhorar a vida da ferramenta. Na prática, normalmente, estes são os parâmetros mais manipulados até se chegar a uma condição ótima de usinagem. Segue então, a análise da influência destes parâmetros na vida da ferramenta.

g) Velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem

A Figura 2.7 (Ferraresi, 1977) apresenta a influência do avanço f nos desgastes de flanco (V_B) e cratera (medido pela profundidade da cratera Cp) para a mesma área da secção de corte

($A = f \cdot a_p$). Ou seja, à medida que aumenta o avanço, a profundidade de usinagem diminui na mesma proporção para que A seja constante.

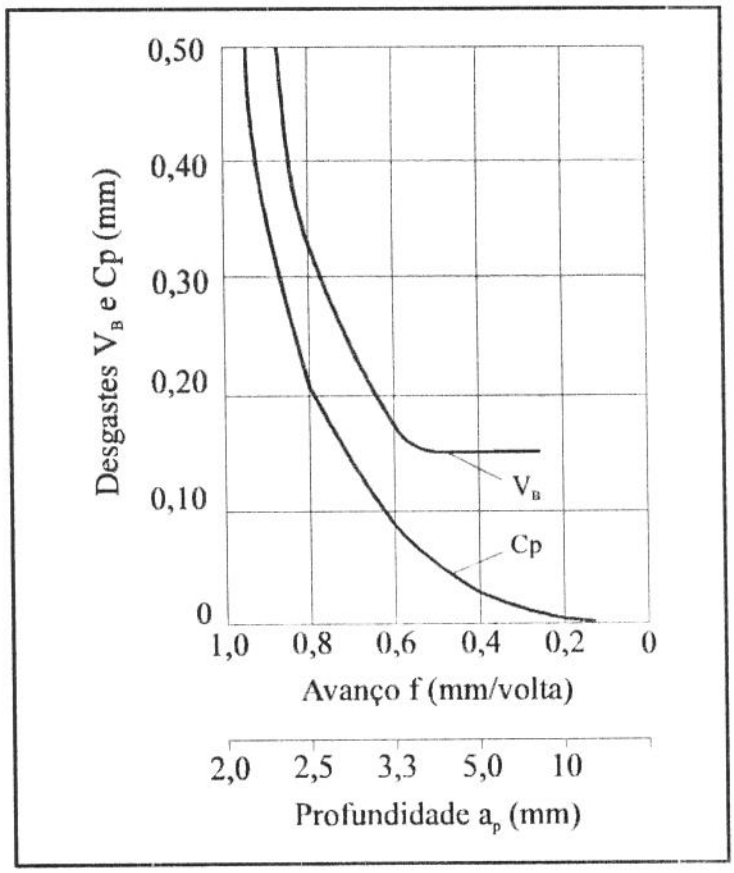


Figura 2.7 – Influência da forma da secção de corte ($A = f \cdot a_p$) no desgaste da ferramenta (Metal duro P30, $v_c = 90$ m/min) (Ferraresi, 1977).

Na mesma figura observa-se que os desgastes decrescem exponencialmente com a diminuição do avanço. Logo, um aumento de produção de cavaco, proveniente do aumento do avanço e diminuição da profundidade de usinagem, acarreta num desgaste maior da ferramenta. Por outro lado, ainda prejudica o acabamento da peça. Conclui-se que é preferível trabalhar com pequeno avanço e grande profundidade de corte.

A Figura 2.8 (Ferraresi, 1977) apresenta a influência da velocidade de corte e do avanço sobre os mesmos desgastes da ferramenta (V_B e Cp), para um volume constante de cavaco usinado por minuto. Na mesma figura verifica-se que, aumentando-se o avanço e diminuindo-se a velocidade de corte, os desgastes da ferramenta decrescem consideravelmente. Desta

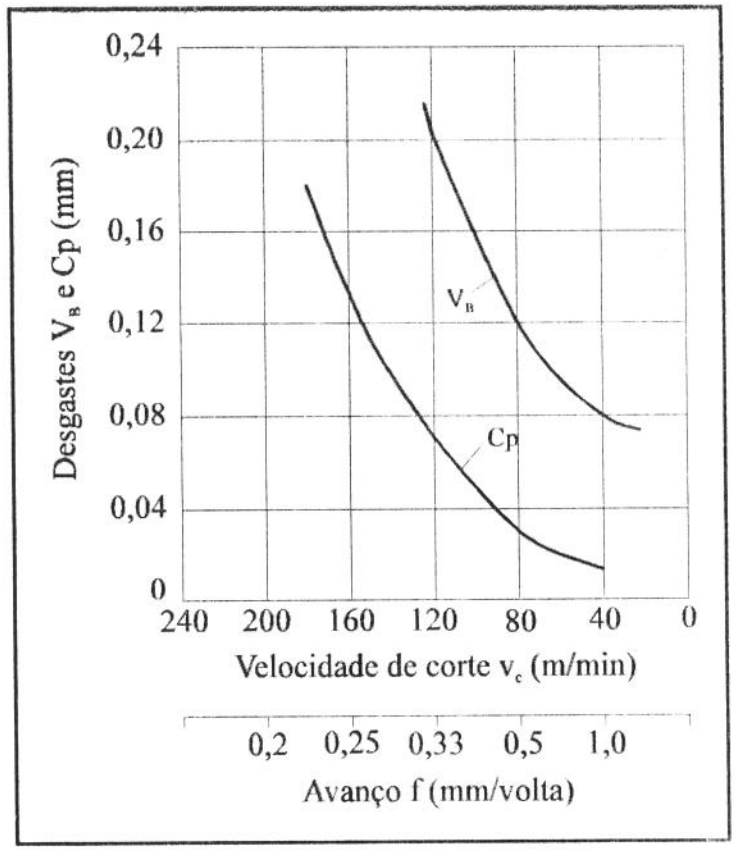


Figura 2.8 – Desgaste da ferramenta para igual volume de cavaco usinado, com velocidade de corte e avanço variáveis (Metal duro P30, a_p = 2 mm) (Ferraresi, 1977).

Existem porém limitações com relação ao aumento do avanço e conseqüentemente diminuição da velocidade de corte. O aumento da área da secção de corte ($A = f \cdot a_p$) acarreta forças de corte maiores, as quais poderão originar trepidação na ferramenta e na máquina. Cada par ferramenta/peça apresenta uma velocidade de corte mínima, na qual trabalhando-se com valores inferiores a este mínimo, aparecerão outros fenômenos indesejáveis, tais como a formação da aresta postiça de corte e conseqüentemente, um desgaste maior da ferramenta. O acabamento superficial da peça é também prejudicado com velocidades de corte baixas e avanços altos.

É importante lembrar ainda que o uso do fluido de corte também pode, quando devidamente aplicado, melhorar a vida da ferramenta. Como foi visto, o aumento da temperatura acelera os mecanismos de desgaste por difusão intermetálica e adesão. O emprego de fluidos de corte poderá diminuir a severidade da ação abrasiva, a intensidade da difusão e adesão.

2.5.3 Vida de ferramentas revestidas

Como foi visto no item 2.4 deste capítulo, as diversas camadas de revestimentos utilizadas na cobertura de ferramentas, fazem diminuir os desgastes das mesmas. Portanto, os revestimentos aumentam a vida das ferramentas.

O crescimento na vida da ferramenta, à medida que se adiciona diferentes coberturas, foi demonstrado por Schintlmeister et al., (1984), e está mostrado na Figura 2.9 (Schintlmeister et al., 1984). Por exemplo, para uma velocidade de 200 m/min a vida de uma ferramenta de metal duro (classe P10) é 3 minutos, a vida para a mesma ferramenta, mas com cobertura de 2 – 3 μm de TiC é de 7 minutos e a vida para a mesma ferramenta com cobertura de TiC – Ti(C,N) – TiN é de 30 minutos, tudo isto na usinagem do aço 1060.

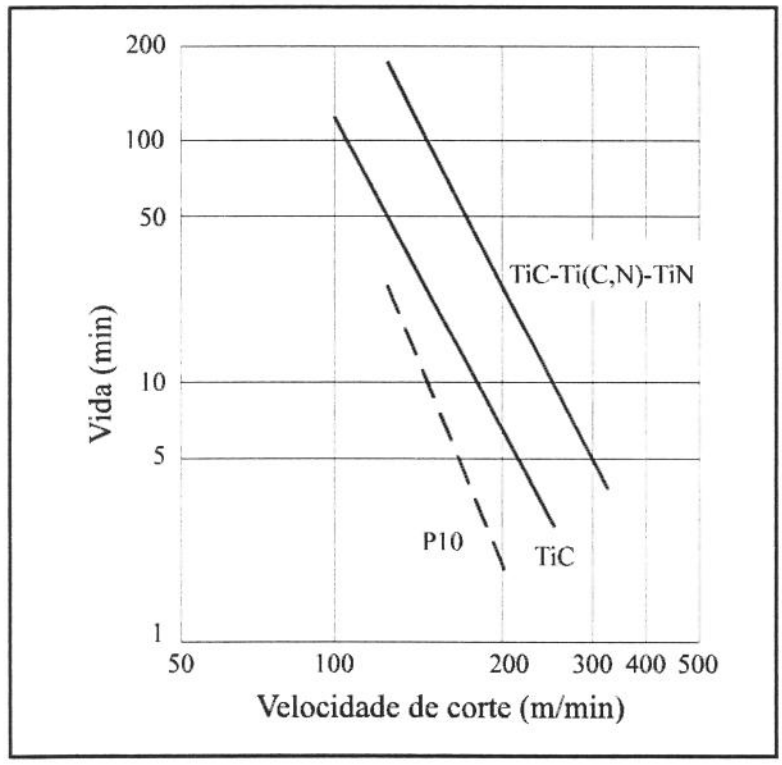


Figura 2.9 – Vida da ferramenta em função da velocidade de corte, para ferramentas com diferentes revestimentos (f = 0,5 mm/volta e a_p = 2 mm) (Schintlmeister et al., 1984)

Este mesmo trabalho apresenta a Figura 2.10 (Schintlmeister et al., 1984), como resultado dos experimentos, onde vê-se que um mesmo tipo de ferramenta (classe M10) com

revestimentos diferentes, apresenta desgastes de flanco bem diferentes com o tempo de corte. Então, as vidas destas ferramentas serão consideravelmente diferentes se o desgaste de flanco for o critério adotado para o fim de vida. A cobertura Sr17 é constituída de 10 camadas, onde a primeira é TiC seguida de Ti(C,N), depois 4 camadas intermediárias e 4 camadas cerâmicas baseadas em Al_2O_3.

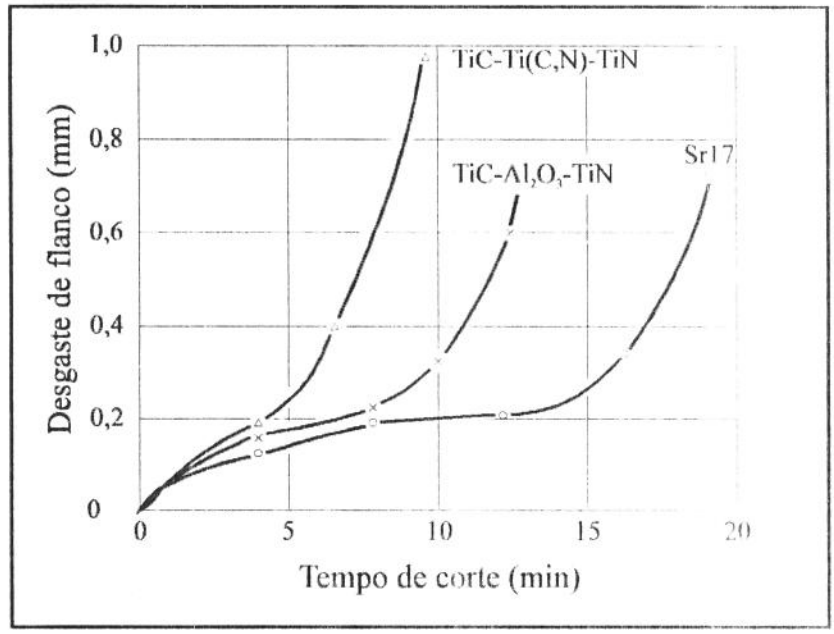


Figura 2.10 – Desgaste de flanco em função do tempo de corte para o mesmo tipo de ferramenta com diferentes revestimentos (v_c = 200 m/min, f = 0,41 mm/volta, a_p = 2 mm) (Schintlmeister et al., 1984).

2.6 A Rugosidade da Peça

A rugosidade da peça é um conjunto de micro-irregularidades da superfície usinada, originadas pelo próprio processo de formação do cavaco, vibrações da ferramenta, aresta postiça de corte, marcas do avanço da ferramenta, atrito da superfície de incidência da ferramenta com a peça, etc.

A medição de rugosidade é um processo que deve ser efetuado com muito cuidado e criteriosamente, pois, caso contrário, a dispersão dos valores pode ser grande e a avaliação não

ser correta (Sundaram and Lambert, 1979). Por isso, normalmente, na medição de rugosidade são empregados instrumentos caros e sofisticados.

2.6.1 Fatores que influem na rugosidade da peça

a) Avanço e raio de curvatura da ponta da ferramenta

Para uma peça torneada a rugosidade máxima (R_{MAX}) teórica pode ser calculada geometricamente através da fórmula:

$$R_{max} = \frac{f^2}{8.r} \quad \text{para} \quad r > f \qquad (2.5)$$

Qualquer peça usinada por um processo de torneamento apresenta uma rugosidade máxima no mínimo igual à calculada por esta equação.

A relação entre o raio de curvatura e o avanço não pode ser pequena. Um raio de curvatura igual ao avanço dará origem a uma aparência de rosca na superfície da peça. Porém, uma relação r/f maior do que 10 origina um grande atrito entre uma parte da aresta lateral de corte e a peça, podendo prejudicar o acabamento superficial.

b) Velocidade de corte

A Figura 2.11 (Ferraresi, 1977) mostra a variação da rugosidade máxima com a velocidade de corte. Para baixas velocidades há formação de aresta postiça de corte e aí, o acabamento superficial é extremamente prejudicado, pois, o material depositado transitoriamente na superfície de saída da ferramenta, tende a sair sob a forma de partículas, as quais aderem ao cavaco e à superfície da peça usinada. Estas partículas, além de prejudicarem sensivelmente o acabamento superficial, contribuem para o desgaste de flanco, piorando ainda mais o acabamento da peça (Ferraresi, 1977), como já foi visto anteriormente. Aumentando-se a velocidade, a aresta postiça desaparece e a rugosidade diminui. A partir de 100 m/min a rugosidade praticamente se estabiliza com o aumento da velocidade.

A variação da rugosidade em função da velocidade de corte, mostrada na Figura 2.11, não é a mesma para todos os materiais. Alguns materiais, como certas ligas de alumínio, apresentam um comportamento bem diferente, onde a curva apresenta a forma aproximada de uma parábola com concavidade voltada para cima.

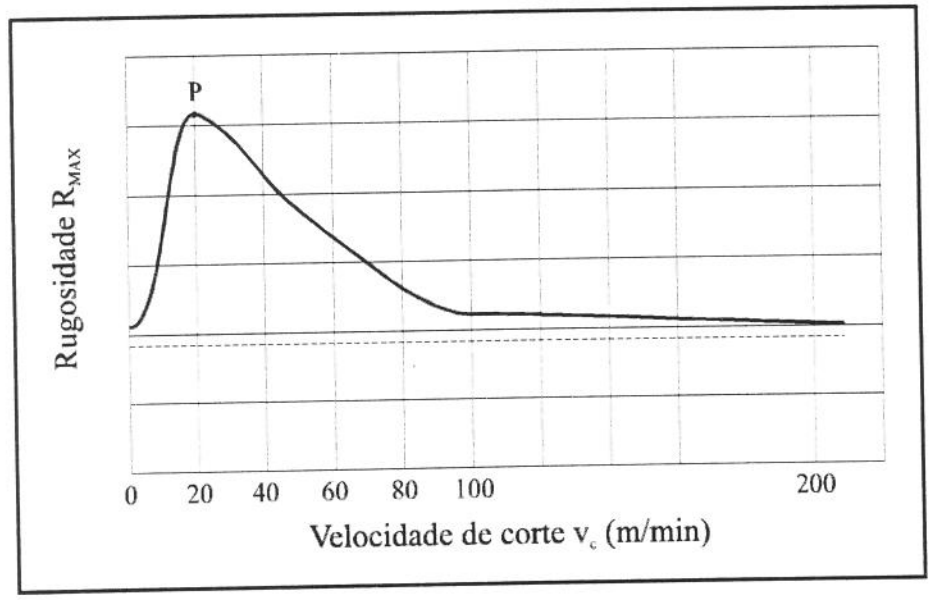


Figura 2.11 – Variação da rugosidade com a velocidade de corte; material da peça aço carbono 1050 (Ferraresi, 1977)

c) Ângulos da ferramenta

- Ângulo de Posição (χ_r): a influência é apreciável somente para avanços maiores que 0,25 mm/volta. Aumentando o ângulo de posição, aumenta a rugosidade da peça. O ângulo secundário de posição (χ_r') deve ser sempre maior que 2°, para evitar que a aresta secundária de corte atrite com a peça, prejudicando o acabamento.

- Ângulo de Saída (γ_o): para baixas velocidades de corte, onde há formação de aresta postiça de corte, o aumento do ângulo de saída diminui a rugosidade, pois dificulta a formação da aresta postiça. O emprego de ângulos de saída negativos, em altas velocidades de corte, na usinagem de materiais duros, faz melhorar o acabamento superficial (Ferraresi, 1977).

- Ângulo de Folga (α_o): a influência do ângulo de folga no acabamento é muito pequena, porém, o desgaste da superfície de incidência da ferramenta, propiciado por um ângulo de folga pequeno, é geralmente acompanhado com uma deterioração do acabamento.

d) Outros fatores

As vibrações do sistema máquina/ferramenta/peça prejudicam enormemente o acabamento superficial. As dimensões da peça e o modo de fixação na máquina também influem no acabamento. O fluido de corte, se aplicado adequadamente, diminuindo o atrito peça/ferramenta, também faz melhorar o acabamento superficial (Merchant, 1950).

2.6.2 O desgaste da ferramenta e a rugosidade da peça

Durante um processo de usinagem, tem-se no início uma melhoria da qualidade da peça, para depois piorar consideravelmente, à medida que crescem os desgastes. Nos primeiros instantes da usinagem ocorre um polimento tanto da superfície de saída quanto da superfície de incidência. Isto faz diminuir o atrito inicial entre peça e ferramenta, provocando uma pequena queda na rugosidade da peça. Depois, à medida que crescem os desgastes, a rugosidade também aumenta. Este fenômeno é mais proeminente quando se tem ferramentas revestidas. Nestas, a cobertura aumenta o raio de curvatura da aresta, o que faz com que a rugosidade inicialmente seja alta. Logo após o início do corte este raio se transforma em um pequeno chanfro, o que faz com que a rugosidade caia após as primeiras peças (Bonifácio, 1993).

O desgaste de flanco e principalmente, os entalhes formados na superfície secundária de incidência são altamente prejudiciais ao acabamento da peça (Diniz, Liu and Dornfeld, 1992).

Yao et al. (1991) mostram que quando ocorrem a formação de sulcos na aresta secundária de corte, o acabamento superficial se deteriora dramaticamente.

Em trabalho realizado por Ono e Takeyama (1992) verificou-se que a principal causa de formação dos entalhes na superfície secundária de incidência são as reações químicas de

oxidação e que a injeção de um gás inerte, no caso Argônio, inibe o aparecimento deste desgaste.

Petropoulos (1974) mostrou em seu trabalho, usinando aço carbono 1060 com ferramentas de metal duro (classe P10), que os valores de R_a e R_{MAX} crescem progressivamente quando o desgaste de flanco (V_B) se aproxima de 0,20 mm.

2.6.3 O revestimento da ferramenta e a rugosidade da peça

Como já mencionado no item 2.4 deste capítulo, o revestimento de ferramentas faz diminuir o atrito peça/ferramenta, a vibração e os desgastes. Assim, fica claro que o acabamento superficial produzido por uma ferramenta revestida é muito melhor que o produzido pela mesma ferramenta sem revestimento, exceto inicialmente, como explicado no item 2.6.2. O revestimento dificulta a oxidação na aresta secundária de incidência e, portanto, inibe a formação dos entalhes, permitindo uma usinagem de melhor acabamento.

Capítulo 3: EMISSÃO ACÚSTICA NO PROCESSO DE TORNEAMENTO

Considerando o que foi visto no capítulo anterior, a respeito dos métodos analíticos e estatísticos para determinação da vida da ferramenta, ou seja, estes métodos são muito imprecisos ou bastante específicos, dada a variabilidade da vida da ferramenta, e ainda, considerando a dificuldade do operador em detectar o momento de troca da ferramenta, fazendo-o de forma muito conservadora, então a solução mais viável para o problema da determinação do momento de substituição da ferramenta está no monitoramento indireto do processo de usinagem usando sensores de emissão acústica, de vibração, de parâmetros elétricos da máquina, etc.

Uma das mais promissoras técnicas de monitoramento de ferramentas de usinagem está baseada na análise do sinal de emissão acústica (EA). A geração deste sinal é intrínseca ao processo de deformação (corte, trinca, quebra ou atrito) dos materiais, ou seja, a emissão acústica é gerada pelo próprio processo de deformação. Devido a este fato, ela tem sido utilizada nos mais variados campos da engenharia. É utilizada pela engenharia civil para detecção do surgimento de trincas em concreto; pela engenharia de materiais na avaliação de defeitos na estrutura cristalina dos materiais e assim por diante.

Na engenharia mecânica a emissão acústica tem sido muito utilizada no estudo do atrito e desgaste dos diversos componentes mecânicos de máquinas, automóveis e equipamentos mecânicos em geral (Lingard and Ng, 1989; Filatov, 1982; Tse et al., 1985). Mais especificamente, na área de usinagem dos metais, diversos trabalhos têm sido feitos para estudar o processo de formação do cavaco (Uehara and Kanda, 1984; Lan and Dornfeld, 1983) ou estudar o desgaste e/ou a quebra da ferramenta de corte (Diei and Dornfeld, 1987; Inasaki et al., 1987; Moriwaki, 1983; Chryssolouris and Domroese, 1989; Lister and Barrow,

1986; Iwata et al., 1977; Yee et al., 1986; Kakino, 1980), a partir dos sinais de EA gerados pelo processo. Contudo, a confiabilidade destes sistemas de monitoramento do processo de corte ainda não é satisfatória.

Neste capítulo, o sinal de emissão acústica (EA) gerado durante o processo de torneamento será estudado e analisado, a fim de verificar como ele pode ser usado na determinação do momento de troca da ferramenta de corte.

3.1 Definição e Características do Sinal de EA

Emissão acústica é a propagação de uma onda vibracional na rede dos materiais cristalinos, devido ao rearranjo da estrutura interna do material (Willians, 1968). Ou seja, dado um estímulo (corte, atrito, trinca, fratura, deformação, etc) ocorre um rearranjo da estrutura do material, que libera energia de deformação, a qual gera ondas de tensão elástica provocando deslocamento na superfície do material. Este deslocamento pode ser detectado por um sensor piezoelétrico de EA e transformado em um sinal de emissão acústica (sinal elétrico). Esta onda propaga-se nos materiais com a mesma velocidade de uma onda acústica (velocidade do som), daí o nome emissão acústica (Hanchi and Klamecki, 1991).

O sinal de emissão acústica gerado durante o processo de torneamento pode ser classificado em dois tipos: sinal contínuo e sinal de pico. A emissão contínua é produzida pela deformação da peça ou cavaco e pelo atrito cavaco/ferramenta na superfície de saída da ferramenta e atrito peça/ferramenta na superfície de folga. Esta emissão chega ao sensor em grande número, isto é, eventos distintos não podem ser detectados. A emissão de pico é produzida por eventos localizados como uma trinca, quebra ou lascamento da ferramenta e quebra ou colisão do cavaco (Lan and Dornfeld, 1986). O sinal de pico possui uma energia maior que o sinal contínuo, assim, pode ser diferenciado durante o processo de corte. A Figura 3.1 (Lan and Dornfeld, 1986) é um exemplo de um sinal de EA mostrando dois fenômenos de pico, durante o torneamento de alumínio.

A faixa de freqüência de um sinal de emissão acústica é muito alta, de 50 kHz a 1000 kHz aproximadamente. Isto está bem acima da freqüência de vibrações mecânicas ou outros

ruídos que estão envolvidos em um ambiente de manufatura. Esta é uma das principais vantagens da utilização do sinal de emissão acústica no monitoramento do processo de usinagem, pois o sinal pode ser facilmente descontaminado dos ruídos com a utilização de um filtro passa-alta (Liang and Dornfeld, 1987). Por outro lado, a alta freqüência dificulta a amostragem e o armazenamento do sinal digitalizado durante o processo, pois em um pequeno intervalo de tempo, uma quantidade muito grande de pontos deve ser captada para que a amostra do sinal seja confiável. Por exemplo, um sinal com freqüência de 500 kHz deve ser digitalizado a uma freqüência de, pelo menos, 1000 kHz para que o sinal amostrado seja representativo do sinal real, e isto significa 1 milhão de pontos armazenados em 1 segundo de tempo de corte.

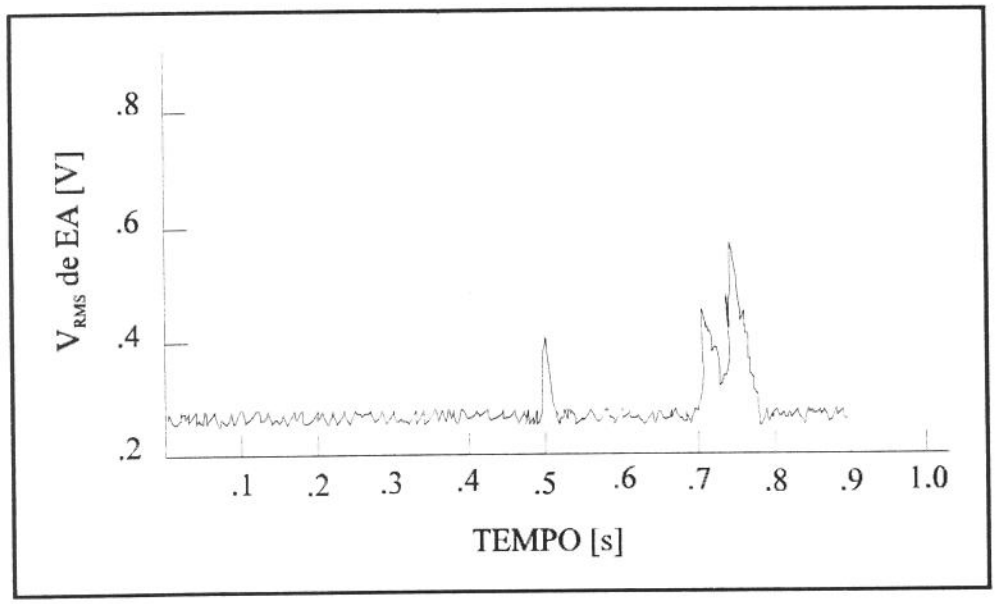


Figura 3.1: Exemplo de um sinal de EA, durante torneamento de alumínio 6061 (Lan and Dornfeld, 1986).

Uma outra vantagem da emissão acústica como parâmetro para monitoramento do processo de corte é que ela pode ser captada e transformada em sinal elétrico (sinal de EA) por um sensor piezoelétrico relativamente pequeno e de baixo custo, quando comparado com outros sensores, como por exemplo, o sensor de força (dinamômetro). Assim, a intrusividade na medição da emissão acústica é muito pequena, facilitando a implementação do monitoramento "on-line" (Liang and Dornfeld, 1987).

Dois importantes problemas com relação à emissão acústica devem ser mencionados. Um deles é a dificuldade de se desenvolver modelos teóricos adequados devido às várias fontes geradoras de EA e sua natureza aleatória com relação aos sinais de pico. A segunda complicação é que a EA viaja, através de um corpo físico e sempre há algumas interfaces da geração até o sensor, as quais intervêm no sinal (Hanchi and Klamecki, 1991).

3.2 Fontes de EA no Torneamento

Num processo de torneamento, a emissão acústica é gerada por várias fontes. Lan e Dornfeld (1986), identificam cinco fontes geradoras de emissão acústica no torneamento, as quais são mencionadas a seguir e estão mostradas na Figura 3.2 (Lan and Dornfeld, 1986):

- zona primária de deformação: região da peça onde ocorre o cisalhamento do cavaco;
- zona secundária de deformação: região de atrito entre cavaco e superfície de saída da ferramenta;
- zona terciária de deformação: região de atrito entre peça e superfície de folga da ferramenta;
- quebra do cavaco e colisão deste com a peça ou ferramenta, e
- lascamento ou quebra da ferramenta.

As zonas primária, secundária e terciária de deformação geram sinais de EA do tipo contínuo, enquanto que os fenômenos de lascamento, quebra ou colisão do cavaco e ferramenta geram sinais de pico.

O primeiro modelo teórico proposto para prever a energia de EA num processo de torneamento, foi apresentado por Kannatey-Asibu e Dornfeld (1981). O modelo é baseado na dependência da energia de EA com a taxa de deformação, a tensão aplicada e o volume de material envolvido na deformação, que são os principais parâmetros dos quais a emissão acústica depende num processo de usinagem. Foi considerado que a geração de EA é atribuída àquela porção de energia aplicada que resulta em deformação plástica.

Para um elemento de volume dv, sujeito a uma tensão σ_{ij} a qual resulta em incrementos de deformação plástica $d\varepsilon_{ij}$, o incremento de trabalho pode ser expresso como:

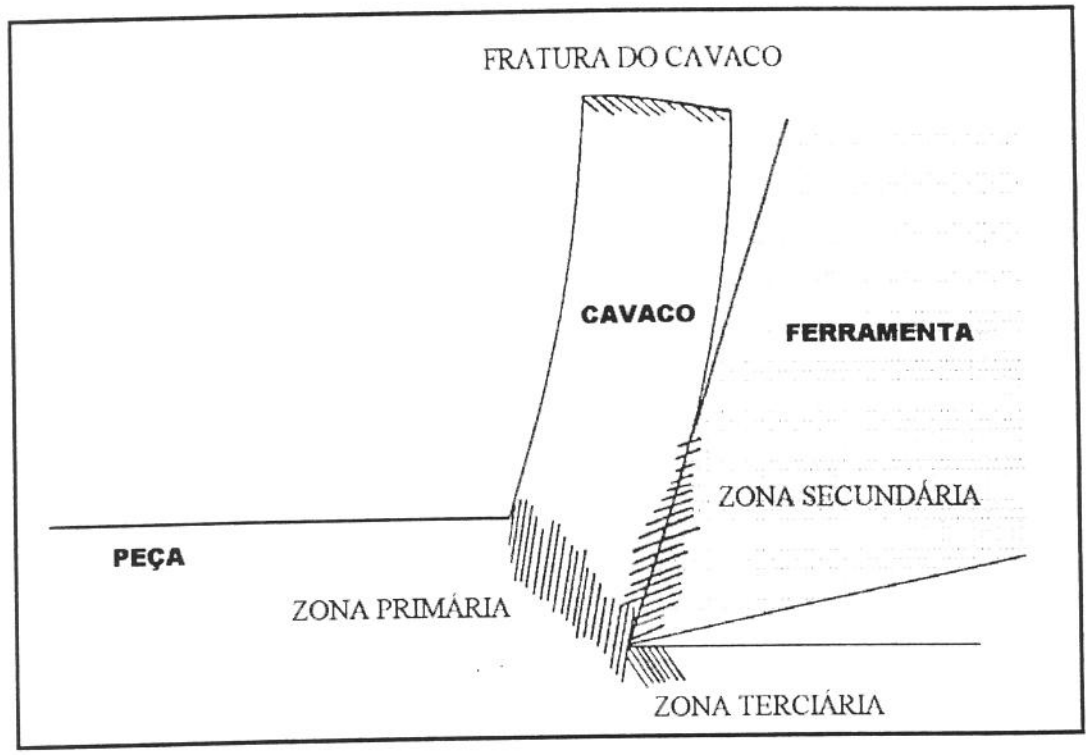


Figura 3.2: Regiões geradoras de emissão acústica no torneamento (Lan and Dornfeld, 1986)

$$dW = \sigma_{ij} \, d\varepsilon_{ij} \, dv \qquad (3.1)$$

Considerando todo o volume de material sendo deformado, a energia é então dada por:

$$\dot{W} = \int_{V} \sigma_{ij} . \varepsilon_{ij} . dv \qquad (3.2)$$

Se o material está sujeito a uma tensão (σ) e uma taxa de deformação ($\dot{\varepsilon}$) constantes, a energia torna-se:

$$\dot{W} = \sigma . \dot{\varepsilon} . v \qquad (3.3)$$

$\dot{W}$ é a energia devido à deformação plástica e que gera EA. A Equação (3.3) mostra que a energia de um sinal de emissão acústica é dependente da taxa de deformação ($\dot{\varepsilon}$), da tensão aplicada (σ) e do volume de material envolvido no processo de deformação (v).

Considerando o modelo de corte ortogonal proposto por Ernest e Merchant (Cook, 1986), Kannatey-Asibu e Dornfeld propuseram, neste mesmo trabalho, uma equação para o cálculo do RMS (raiz quadrada da média – será comentado posteriormente neste capítulo) da energia do sinal de EA (V_{RMS}). Assim, a energia na zona primária de deformação ($\dot{W}p$) é:

$$\dot{W}p = a_p . f . \upsilon_k . \frac{\cos\gamma_o}{\operatorname{sen}\phi . \cos(\phi - \gamma_o)} . v_c \qquad (3.4)$$

onde,

a_p = profundidade de usinagem

f = avanço

υ_k = resistência ao cisalhamento média do material

ϕ = ângulo de cisalhamento

γ_o = ângulo de saída

v_c = velocidade de corte

Continuando, a energia na zona secundária de deformação ($\dot{W}s$) é dada pela expressão:

$$\dot{W}s = \frac{1}{3} \upsilon_k . a_p . (1 - l_1) . v_c' + \upsilon_k . a_p . l_1 . v_c' \qquad (3.5)$$

onde,

l = comprimento de contato cavaco/ferramenta

l_1 = comprimento da zona de aderência no contato cavaco/ferramenta

v_c' = velocidade do cavaco = v_c . sen ϕ /cos (ϕ - γ_o)

Combinando todas estas expressões, tem-se o relacionamento do sinal de EA (V_{RMS}) em função dos parâmetros de corte baseado no modelo de Ernest e Merchant:

$$V_{RMS} = C \left\{ \upsilon_k . a_p . v_c \left[\frac{\cos\gamma_o}{\operatorname{sen}\phi . \cos(\phi - \gamma_o)} . f + \frac{1}{3}(l + 2l_1) \frac{\operatorname{sen}\phi}{\cos(\phi - \gamma_o)} \right] \right\}^{0,5} \qquad (3.6)$$

onde, C é uma constante de proporcionalidade influenciada pela geometria da ferramenta, ganho da instrumentação, etc.

A equação (3.6) não considera a emissão acústica gerada na zona terciária de deformação, pois, segundo os autores, quando se utiliza ferramentas novas, ou seja, sem desgaste de flanco considerável, a emissão acústica gerada no contato peça/ferramenta é desprezível comparada à gerada nas zonas primárias e secundárias de deformação. Ainda, não leva em conta também qualquer sinal de pico, situação possível quando o cavaco formado é do tipo contínuo e não há lascamento ou quebra da ferramenta. Nesta equação o primeiro termo corresponde à energia gerada na zona primária e o segundo termo à energia gerada na zona secundária de deformação.

Pouco tempo depois, Lan e Dornfeld (1986) propuseram um modelo considerando também, a emissão acústica gerada no contato peça/ferramenta (zona terciária de deformação). Assim, a equação modificou-se:

$$V_{RMS} = C_1 \left\{ \upsilon_k . a_p . v_c \left[C_2 . \frac{\cos \gamma_o}{\text{sen}\, \phi . \cos(\phi - \gamma_o)} . f + C_3 . \frac{1}{3}(l + 2l_1) \frac{\text{sen}\, \phi}{\cos(\phi - \gamma_o)} + C_4 . V_B \right] \right\}^m \quad (3.7)$$

onde C_2, C_3 e C_4 são fatores de atenuação do sinal e m é dependente do material. Os fatores de atenuação do sinal C_2, C_3 e C_4 correspondem a perdas na transmissão do sinal entre a zona de cisalhamento primária, a zona de interface cavaco/ferramenta e a zona de desgaste de flanco para o sensor fixado no porta-ferramenta, respectivamente. Esses fatores foram experimentalmente avaliados por Lan e Dornfeld (1986) durante os testes de torneamento com ferramenta de aço rápido, f = 0,076 mm/volta, v_c = 50 m/min e a_p = 6,4 mm. A magnitude de C_2 esteve entre 1/4 e 1/5, enquanto C_3 e C_4 estiveram próximos de 1. Portanto, a atenuação do sinal gerado na zona de cisalhamento primária é grande comparada com a que ocorre nas zonas de contato cavaco/ferramenta e peça/ferramenta. A atenuação da EA na ferramenta de corte foi incluída no fator C_1.

Como a ferramenta de corte se desgasta, isto é, cresce o valor de V_B, a EA gerada na interface peça/ferramenta aumenta. Quando a ferramenta torna-se muito desgastada, esta fonte de EA torna-se dominante, principalmente em situações onde não há desgaste de cratera (Lan and Dornfeld, 1986).

3.3 Sensor de EA

O sensor de EA é um dispositivo que gera um sinal elétrico quando estimulado por uma onda de emissão acústica. Ele pode ser baseado em capacitividade, interferometria ou piezoeletricidade. Este último tipo de sensor é o mais comum e foi utilizado neste trabalho.

A piezoeletricidade é uma característica apresentada por alguns cristais que ao serem atingidos por estímulos que provoquem um certo grau de deformação, são capazes de se polarizarem gerando uma diferença de potencial que produz um sinal elétrico. Os cristais piezoelétricos mais usados são o quartzo, sal Rochelle e o dihidrogenofosfato de amônio (Beattie, 1983).

Um sensor piezoelétrico de EA é composto basicamente de um disco circular de um transdutor piezoelétrico de diâmetro 10 mm e espessura de 0,3 mm, que é colocado em uma fina base de epoxi. O diâmetro e espessura afetam a sensibilidade e a freqüência característica do sensor. Quanto mais espesso é o transdutor, geralmente, maior é sua sensibilidade, mas a freqüência de ressonância, ou seja, sua faixa sensível de freqüência torna-se menor. Também, a freqüência de ressonância diminui com o aumento do diâmetro (Iwata et al., 1977).

Normalmente, em operações de torneamento, o sensor é fixo no porta-ferramenta. Quanto à sua localização no porta-ferramenta, Iwata et al. (1977) mostraram que a atenuação do sinal ao longo do porta-ferramenta é insignificante e, então, o sensor pode ser colocado longe da região de corte. O uso de acoplantes é especialmente indicado quando se quer detectar um sinal de EA de baixo nível. Em escala microscópica, a superfície do material e do sensor são rugosas e não estão intimamente em contato, havendo um espaço preenchido por ar entre eles, fazendo com que a tensão transmitida por unidade de área seja pequena. Se o espaço existente for preenchido por um fluido, a onda de tensão poderá ser transmitida de modo mais uniforme (Beattie, 1983).

As características predominantes que um sensor deve apresentar para a sua utilização em aplicações industriais são a alta resistência ao meio agressivo de trabalho (resistência aos fluidos refrigerantes e temperatura de trabalho), resistência aos esforços presentes nas

operações que estão monitorando, custo reduzido, fácil manuseio e baixa intrusividade ao processo monitorado (Baldo, 1994).

3.4 Instrumentação e Tratamento do Sinal de EA

A instrumentação utilizada para captar e tratar o sinal de emissão acústica depende, obviamente, daquilo que se pretende analisar. No entanto, normalmente, a instrumentação básica utilizada está mostrada na Figura 3.3 (Kannatey-Asibu and Dornfeld, 1981).

A emissão acústica é captada por um sensor piezoelétrico e transformada em sinal elétrico. O sensor é acoplado a uma estrutura adequada e precisa ser fixado com um dispositivo mecânico conveniente.

A partir do sensor, o sinal é primeiramente amplificado em um pré-amplificador de ganho fixo, normalmente 40 – 60 dB (amplificando 100 – 1000 vezes, respectivamente) e depois, se desejado, é novamente amplificado em um amplificador de ganho variável. Isto é necessário quando se deseja elevar o nível do sinal a um valor pré-estabelecido. Dependendo do trabalho, o sinal pode ser gravado em um gravador de vídeo para análise posterior. É muito útil a instalação de um osciloscópio para o acompanhamento do comportamento do sinal durante o monitoramento, pois uma alteração anormal pode indicar problemas na instrumentação que devem ser observados cuidadosamente.

Se uma determinada faixa de freqüência é de maior interesse na observação, um filtro de freqüência passa-banda é utilizado, o qual também pode ser utilizado para filtrar os sinais de baixa freqüência como vibração mecânica e ruídos do meio ambiente.

Dependendo do método de análise a ser usado, utiliza-se um voltímetro RMS, um analisador de freqüência, um contador de picos ou o sinal pode ser enviado diretamente a uma placa de conversão A/D e daí para um computador. Em geral, as placas A/D não têm velocidade de amostragem suficiente para amostrarem sinais de alta freqüência e nem o computador tem memória suficiente para armazenar dados que cubram uma parcela razoável do processo. Por isso, o voltímetro RMS é um instrumento bastante utilizado. Ele transforma

o sinal de entrada, de altíssima freqüência, em um sinal de saída que é proporcional à raiz quadrada da média do sinal de entrada, cuja freqüência depende da constante de tempo usada no voltímetro.

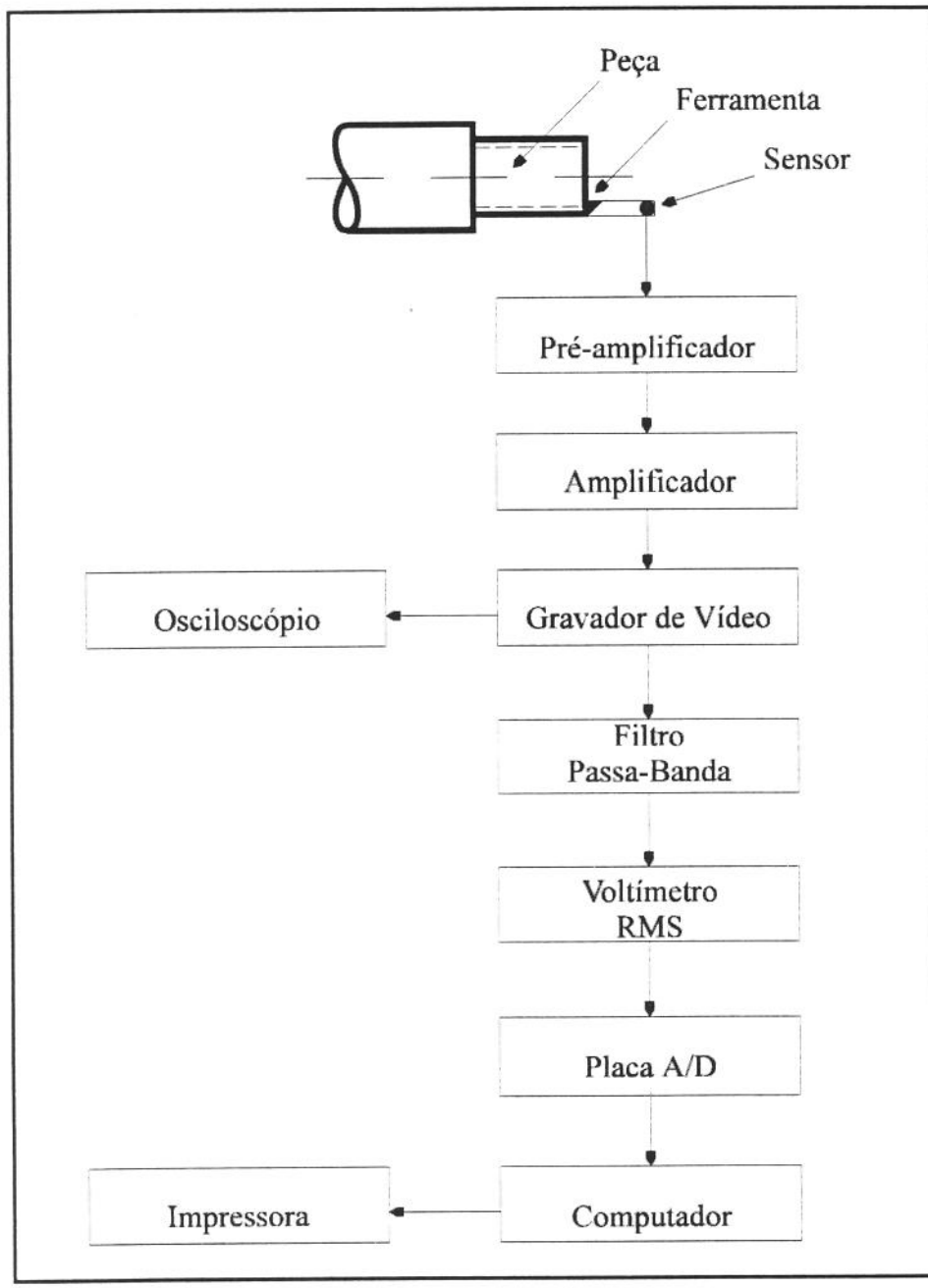


Figura 3.3: Instrumentação para Emissão Acústica (Kannatey-Asibu and Dornfeld, 1981).

Um importante aspecto para qualquer aplicação da emissão acústica é o método de análise do sinal a ser utilizado. Isto deve ser determinado por uma escolha racional do método, de modo que a informação significativa sobre o processo monitorado possa ser obtida.

Dentre alguns problemas apresentados pela técnica de emissão acústica, um dos maiores está representado pela análise e interpretação dos sinais emitidos devido à aleatoriedade da EA gerada no processo de corte. O sinal de EA é não-periódico, contém muitas freqüências e não pode ser explicitamente descrito por equações matemáticas, a não ser com grandes simplificações (Teti and Dornfeld, 1989). Por isso, deve-se selecionar com muito cuidado o método de análise do sinal de EA a ser utilizado no trabalho, de modo que a análise seja representativa do fato a ser observado.

O sinal de EA, como qualquer outro, pode ser analisado no domínio do tempo ou no domínio da freqüência. No domínio do tempo, os principais parâmetros utilizados para analisá-los são:

- Voltagem RMS (V_{RMS}):

  É a raiz quadrada da média da voltagem do sinal de EA (V_{RMS}). É um modo de avaliar a energia contida no sinal de EA. O valor RMS pode ser quantitativamente expresso como (Teti and Dornfeld, 1989):

$$V_{RMS} = \left[\frac{1}{\Delta T} \int_0^{\Delta T} V^2(t).dt \right]^{1/2} \qquad (3.8)$$

  onde

  V(t) = função sinal e ΔT = constante de tempo.

- Número de picos, taxa do número de picos e taxa de cruzamento do zero:

  O número de picos do sinal de EA é o número de vezes que o sinal ultrapassa um determinado valor pré-estabelecido (threshold). Se esta contagem é feita durante um dado período de tempo, a quantidade máxima do número de picos para cada período

é a taxa do número de picos. A dependência do número de picos com o "threshold" pode trazer problemas quando as condições de corte são alteradas. Quando isto acontece, a amplitude do sinal muda e o número de picos torna-se sem sentido se o "threshold" não for alterado. Uma maneira de se evitar este problema é estabelecer o padrão em zero. O parâmetro resultante é chamado de taxa de cruzamento do zero (Diniz, Liu and Dornfeld, 1992).

- Desvio Padrão, Skew e Kurtosis:

São freqüentemente usados para caracterizarem a distribuição estatística dos dados. O desvio padrão mede a dispersão dos dados em relação à média. O Skew mede a simetria da função densidade de probabilidade em torno da sua média, enquanto o Kurtosis é uma medida da dispersão da função. Um Skew negativo indica que a maior parte dos pontos encontram-se à esquerda da média e um Skew positivo indica o oposto. Um Kurtosis alto indica pequena dispersão dos pontos, ao passo que um valor pequeno indica que os pontos estão mais distribuídos (Baldo, 1994). Normalmente, estes parâmetros são calculados em cima do sinal RMS de EA (V_{RMS} – sinal de saída do voltímetro RMS).

- Função autocorrelação:

Um sinal é comparado com um outro sinal defasado da mesma forma de onda a fim de se identificar os componentes periódicos presentes no sinal.

- Análise da distribuição de amplitude:

É uma indicação do número de sinais cuja amplitude cai numa faixa pré-definida. Vários valores padrões são escolhidos e o número de eventos que ocorre em cada intervalo padrão é identificado.

No domínio da freqüência, a técnica utilizada para analisar o sinal é a construção do espectro de freqüência.

O espectro de freqüência de um sinal é composto de um número muito grande de parâmetros (cada freqüência tem sua própria amplitude), que ajuda na caracterização das fontes dos fenômenos e mostra a contribuição de cada componente da freqüência na potência total. Num trabalho realizado por Iwata et al. (1977), mostrou-se que a faixa de freqüência do sinal de EA que é sensível ao crescimento do desgaste da ferramenta é de 50 kHz a 250 kHz.

Além destes métodos de análise do sinal de EA, alguns outros ainda são usados em menor escala pelos pesquisadores. Constantemente surgem novas técnicas que auxiliam a interpretação dos fenômenos de emissão acústica. Liang e Dornfeld (1987) usaram um modelamento adaptativo de séries temporais para acompanharem a evolução dinâmica do sinal de EA, sem se importarem com a quantidade de energia do sinal. Também, Moriwaki e Tobito (1990) usaram uma técnica matemática de reconhecimento de padrões, definindo três estágios (padrões) durante a vida da ferramenta.

3.5 Influência dos Parâmetros de Corte no Sinal de EA

Observando as equações (3.6) e (3.7) verifica-se que o sinal de EA (V_{RMS}) é proporcional aos parâmetros velocidade de corte (v_c), avanço (f) e profundidade de usinagem (a_p) e inversamente proporcional ao ângulo de saída da ferramenta. Muitos trabalhos experimentais foram realizados no sentido de observar o comportamento real do sinal de EA à medida que se alteram os diversos parâmetros de usinagem ou as condições de corte.

3.5.1 Velocidade de corte

A velocidade de corte tem-se mostrado como o parâmetro que mais influencia a energia do sinal de EA. Vários trabalhos têm confirmado isto (Kannatey-Asibu and Dornfeld, 1981; Lan and Dornfeld, 1986; Inasaki and Yonetsu, 1981). O relacionamento entre a intensidade da emissão acústica e a velocidade de corte é praticamente uma função linear crescente (Teti and La Commare, 1992). A Figura 3.4 (Inasaki and Yonetsu, 1981) ilustra o comportamento do sinal de EA (V_{RMS}) em função da velocidade de corte (v_c), na usinagem do aço SAE 1045 com ferramenta de metal duro.

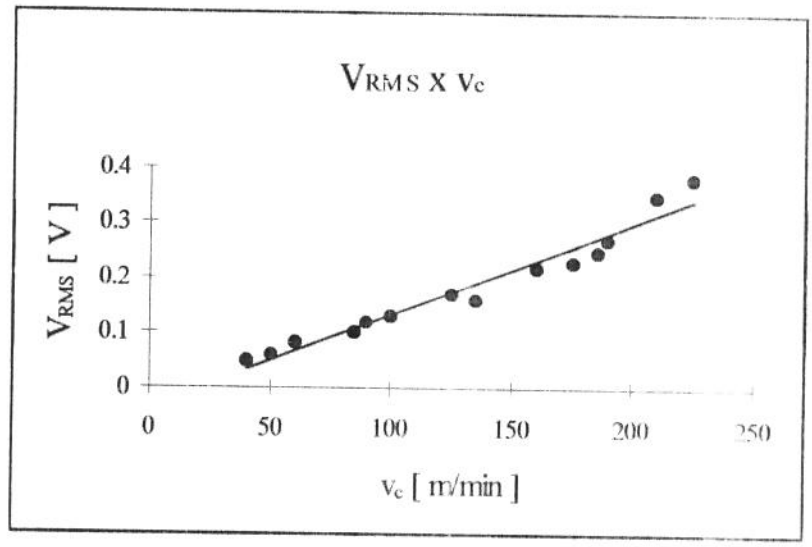


Figura 3.4: Sinal de EA em função da v_c (Metal duro P20, material usinado aço SAE 1045, f = 0,23 mm/volta, a_p = 0,5 mm) (Inasaki and Yonetsu, 1981).

3.5.2 Avanço e profundidade de usinagem

Enquanto o crescimento da velocidade de corte faz crescer a intensidade do sinal de EA (V_{RMS}), de acordo com as equações (3.6) e (3.7), o mesmo nem sempre acontece com o avanço (f) e a profundidade de usinagem (a_p).

Lan e Dornfeld (1986) usinaram aço SAE 1018 com ferramentas de metal duro sem revestimento, a uma velocidade de corte de 90 m/min e verificaram que a variação do sinal não foi sensível à variação do avanço, nem da profundidade de usinagem. Os resultados estão mostrados na Figura 3.5a para profundidade de usinagem e Figura 3.5b para avanço. Resultados similares a estes também foram obtidos por Inasaki e Yonetsu (1981), quando usinaram aço SAE 1045 com ferramenta de metal duro sem cobertura.

No entanto, à medida que o processo de corte se aproxima do ideal (arestas bem afiadas, pouco atrito, etc) o comportamento do sinal de EA com o avanço e a profundidade de usinagem torna-se semelhante ao da velocidade de corte. Isto foi verificado por Pan e Dornfeld (1986) usinando alumínio com ferramentas diamantadas. Os resultados estão mostrados na Figura 3.6a para profundidade de usinagem e Figura 3.6b para avanço. Ainda, em trabalho realizado por Lee et al. (1988), os pesquisadores verificaram que materiais que geram alta

intensidade de EA parecem mostrar uma forte relação entre a profundidade de usinagem e a intensidade da EA.

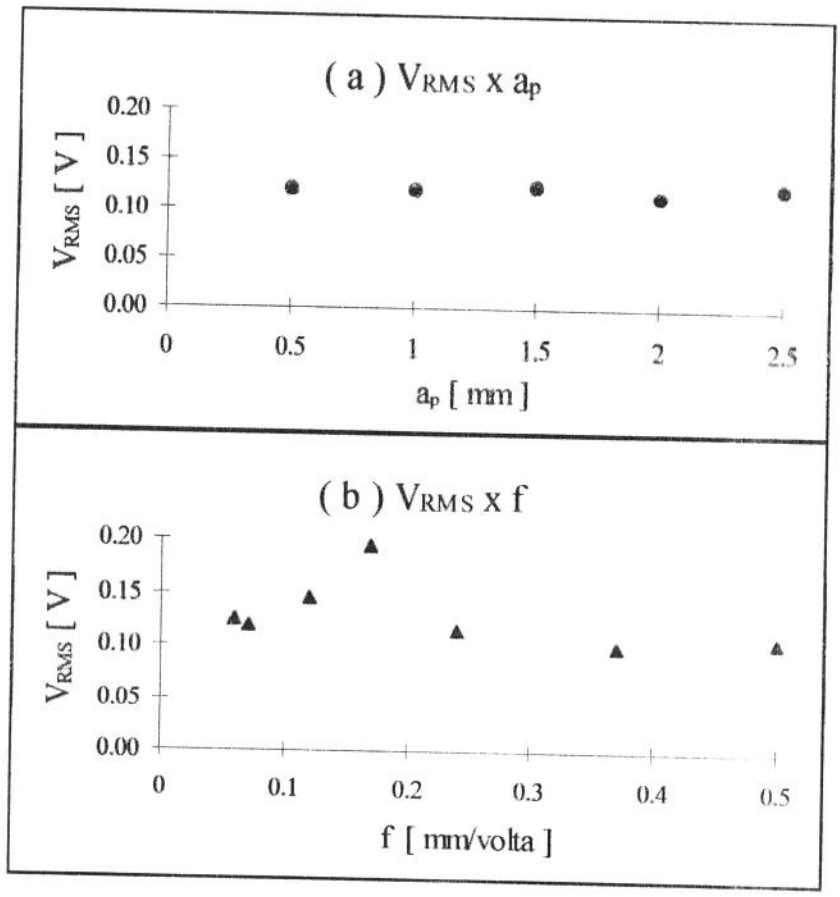


Figura 3.5: O sinal de EA, na usinagem do aço SAE 1018 com ferramenta de metal duro, em função

(a) da profundidade de usinagem,

(b) do avanço.

(Lan and Dornfeld, 1986)

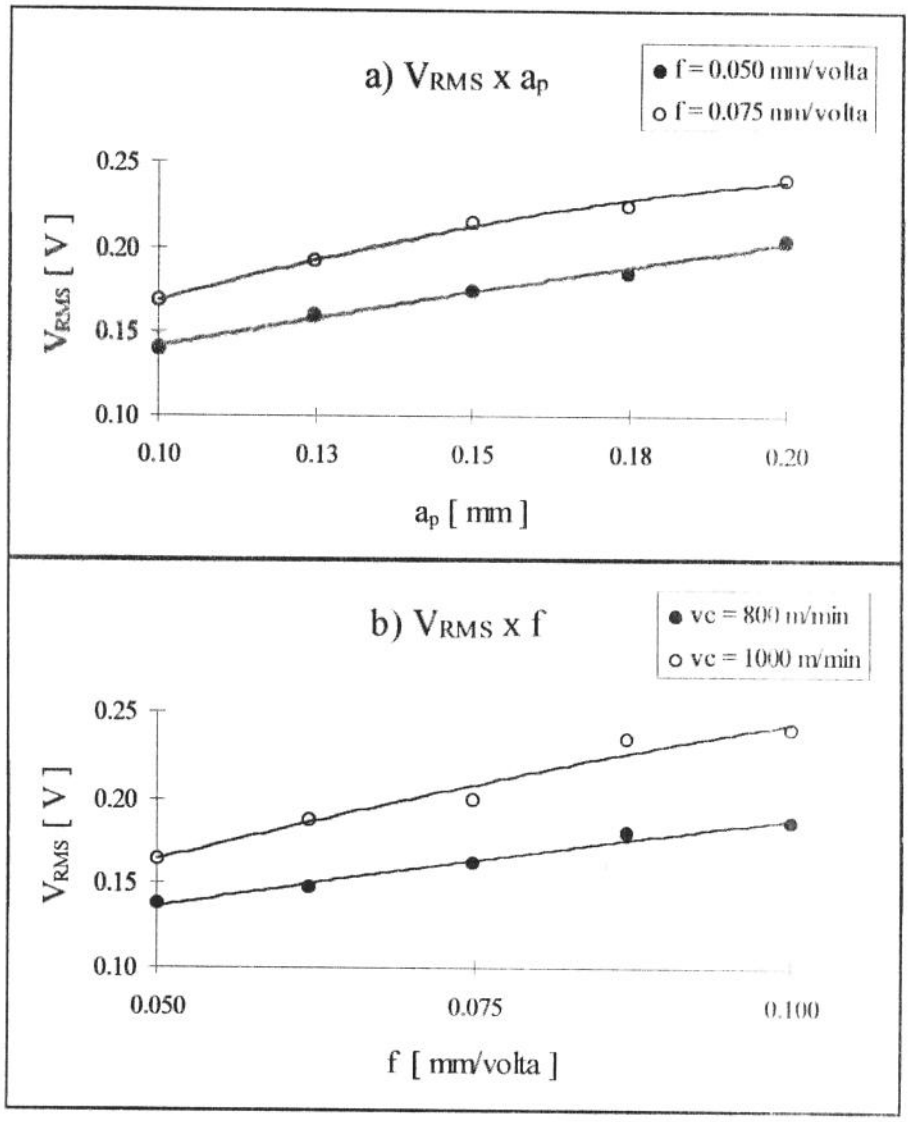


Figura 3.6: O sinal de EA, na usinagem de alumínio com ferramenta diamantada, em função

(a) da profundidade de usinagem (v_c = 1200 m/min),

(b) do avanço (a_p = 0,01 mm).

(Pan and Dornfeld, 1986)

Estudos já realizados por Lan e Dornfeld (1986) e Inasaki e Yonetsu (1981), mostraram que a intensidade do sinal de EA (V_{RMS}) é mais sensível a mudanças na velocidade de corte do que no avanço ou profundidade de usinagem, como já foi visto. Mudança na velocidade de corte muda a velocidade de cisalhamento, a velocidade do cavaco sobre a ferramenta e a velocidade da peça em relação à superfície de folga da ferramenta. Por outro lado, mudança no avanço e na profundidade de usinagem influenciam a dimensão da zona de cisalhamento e a área de contato entre cavaco/ferramenta e peça/ferramenta. Assim, estas últimas mudanças

influenciam as forças de corte antes de influenciarem as velocidades de cisalhamento e atrito. Então, a fração da potência de corte dissipada como emissão acústica é maior se a potência cresce devido a um aumento da velocidade de corte do que devido a um aumento da força de corte (Chryssolouris and Domroese, 1989).

3.5.3 Ângulo de saída da ferramenta

Quando o ângulo de saída (γ_o) da ferramenta aumenta, a tensão gerada na zona de cisalhamento e a deformação do cavaco diminuem, o que faz diminuir a intensidade do sinal de EA. Isto foi mostrado no trabalho de Lan e Dornfeld (1986), cujos resultados estão mostrados na Figura 3.7, ao usinarem aço SAE 1018 com ferramenta de aço rápido em corte ortogonal. Resultados semelhantes foram obtidos por Blum e Inasaki (1990) usinando aço SAE 1045 com ferramenta de metal duro sem cobertura, também em processo de corte ortogonal, para ângulos de saída variando de 0° a 15°. Estes resultados estão de acordo com o proposto pelas equações (3.6) e (3.7).

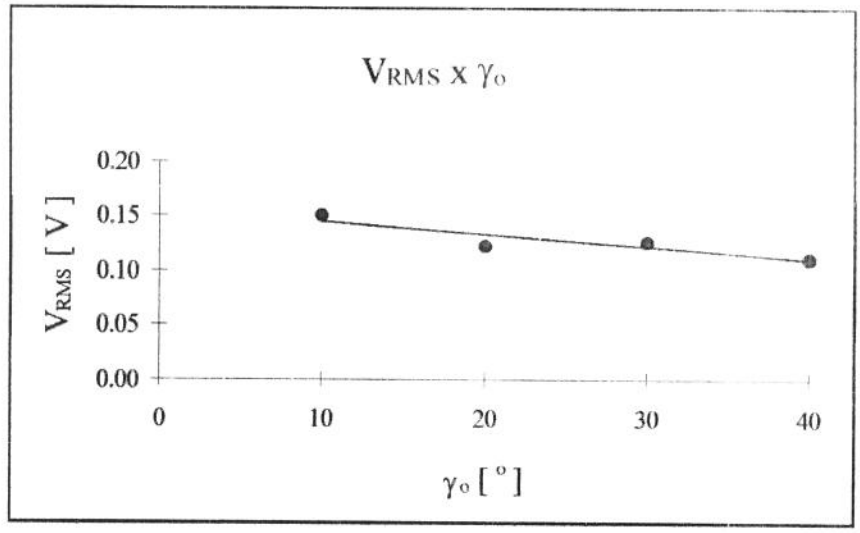


Figura 3.7: O sinal de EA em função do ângulo de saída da ferramenta, para o corte ortogonal do aço SAE 1018 usando ferramenta de aço rápido (Lan and Dornfeld, 1986).

Ao contrário deste comportamento do sinal de EA em função do ângulo de saída, Kannatey-Asibu e Dornfeld (1981), também utilizando ferramenta de aço rápido, em processo de corte ortogonal, usinando aço SAE 1018 e alumínio 6061–T6, obtiveram resultados onde o sinal de EA cresce com o crescimento do ângulo de saída. Então, este autores concluíram que a constante C da equação (3.6) depende do ângulo de saída da ferramenta, ou seja, à medida que o ângulo aumenta, cresce o valor de C. Tal resultado também foi observado por Blum e Inasaki (1990), neste mesmo trabalho citado acima, para ângulos de saída acima de 15°. A explicação dada por estes autores é que com o aumento do ângulo de saída, aumenta o comprimento do contato cavaco/ferramenta e o aumento da emissão acústica gerada devido ao atrito nesta zona é maior que a queda ocorrida na zona de cisalhamento e deformação do cavaco.

Portanto, a influência do ângulo de saída da ferramenta sobre o sinal de EA deve ser cuidadosamente tratada para cada condição de corte, pois ao mesmo tempo que o aumento do ângulo faz diminuir a geração de EA na zona primária de deformação, também faz aumentar na zona secundária.

3.5.4 Material da peça

A sensibilidade do sinal de EA em relação à dureza do material da peça usinada foi testada por Lan e Dornfeld (1986). Estes pesquisadores realizaram tratamento térmico em peças de aço SAE 1045 obtendo quatro durezas: BHN250, 270, 297, 332. O resultado obtido está mostrado na Figura 3.8.

Com o aumento da dureza do material da peça, aumentam-se os esforços de corte, aumentam as tensões nas regiões de corte e isto faz crescer a intensidade do sinal de EA.

Este mesmo comportamento foi verificado por Lee et al. (1988) usinando materiais diferentes, com durezas diferentes, mantendo todos os outros parâmetros de corte, com ferramentas de metal duro recobertas.

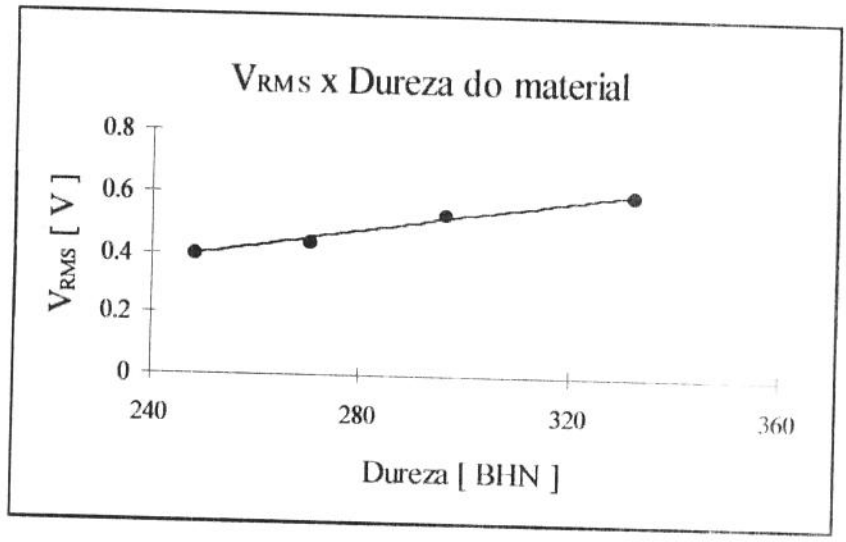


Figura 3.8: O sinal de EA em função da dureza (Brinell) do material da peça (aço SAE 1045) (Lan and Dornfeld, 1986).

3.5.5 Fluído de corte

Naerheim e Lan (1988) pesquisaram a influência do fluido de corte (CCl_4 – tetracloreto de carbono) no sinal de EA, usinando aço SAE 4340 com ferramentas de metal duro sem revestimento. A Figura 3.9 mostra o resultado de um corte realizado, onde o momento de aplicação do fluido (CCl_4) está mostrado e verifica-se a redução no sinal de EA.

Quando CCl_4 é aplicado sobre o cavaco, a deformação plástica é facilitada na zona de cisalhamento devido a uma maior facilidade no movimento de deslocamento das camadas superficiais. Isto diminui o nível de tensão na zona de cisalhamento, diminuindo a intensidade da EA gerada no corte. Neste trabalho verificou-se uma redução de 9% no sinal de EA quando o fluido de corte é aplicado sobre o cavaco. Quando o fluido inunda toda a região de corte, a redução é de 19%, pois, além da redução propiciada na zona de cisalhamento já comentada, há redução do atrito cavaco/ferramenta.

3.6 Influência dos Desgastes de Flanco e Cratera no Sinal de EA

Como já citado no início deste capítulo, a emissão acústica gerada durante o processo de usinagem tem sido alvo de muitos pesquisadores que buscam monitorar o desgaste da

ferramenta de corte. Todos estes trabalhos, já mencionados, têm confirmado que o desgaste da ferramenta muda o comportamento do sinal de EA, ou melhor, que a emissão acústica "percebe" a evolução do desgaste e também que cada tipo de desgaste influencia de forma diferente o sinal de EA. A seguir, relatar-se-á o que a literatura tem tratado sobre a influência destes desgastes no sinal de EA.

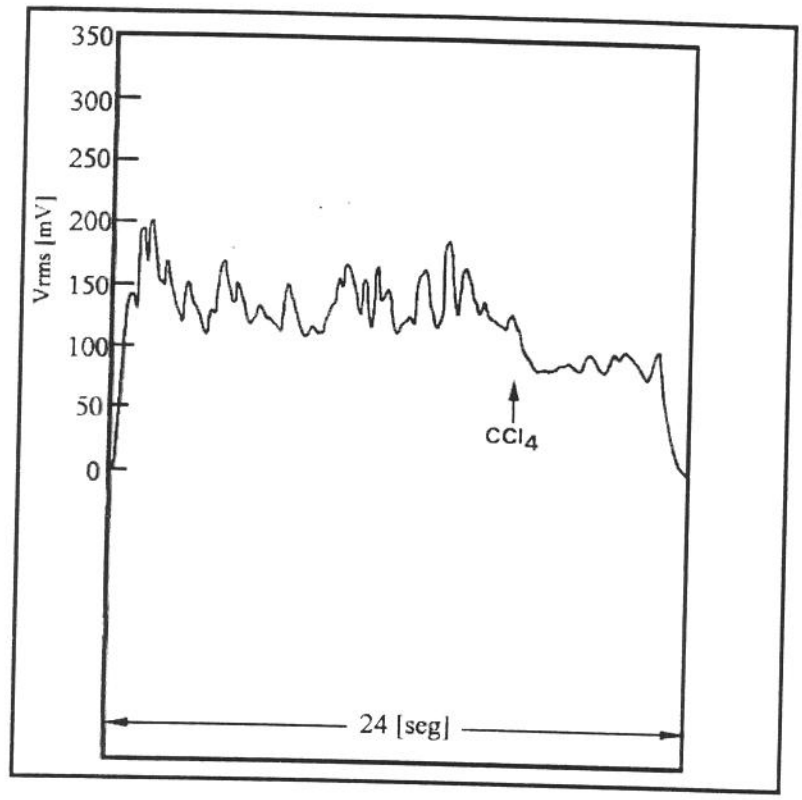


Figura 3.9: Efeito da aplicação de fluido (CCl_4) no sinal de EA, para o aço SAE 4340 com ferramenta de metal duro (Naerheim and Lan, 1988).

3.6.1 Desgaste de flanco

O crescimento do desgaste de flanco faz aumentar a energia do sinal de EA. Isto é mostrado por todos os trabalhos que pesquisaram este comportamento (Lan and Dornfeld, 1982; Naerheim and Lan, 1988; Blum and Inasaki, 1990).

Naerheim e Lan (1988) usinaram aço SAE 4340 com ferramentas de metal duro, ora revestindo a superfície de saída da ferramenta com TiC para evitarem o desgaste de cratera, ora revestindo a superfície de folga para evitarem o desgaste de flanco. Desta forma puderam verificar o comportamento do sinal de EA (V_{RMS}) em função de cada desgaste separadamente. Também utilizaram ferramentas totalmente revestidas e outras sem revestimento algum. Os resultados do trabalho estão mostrados na Figura 3.10.

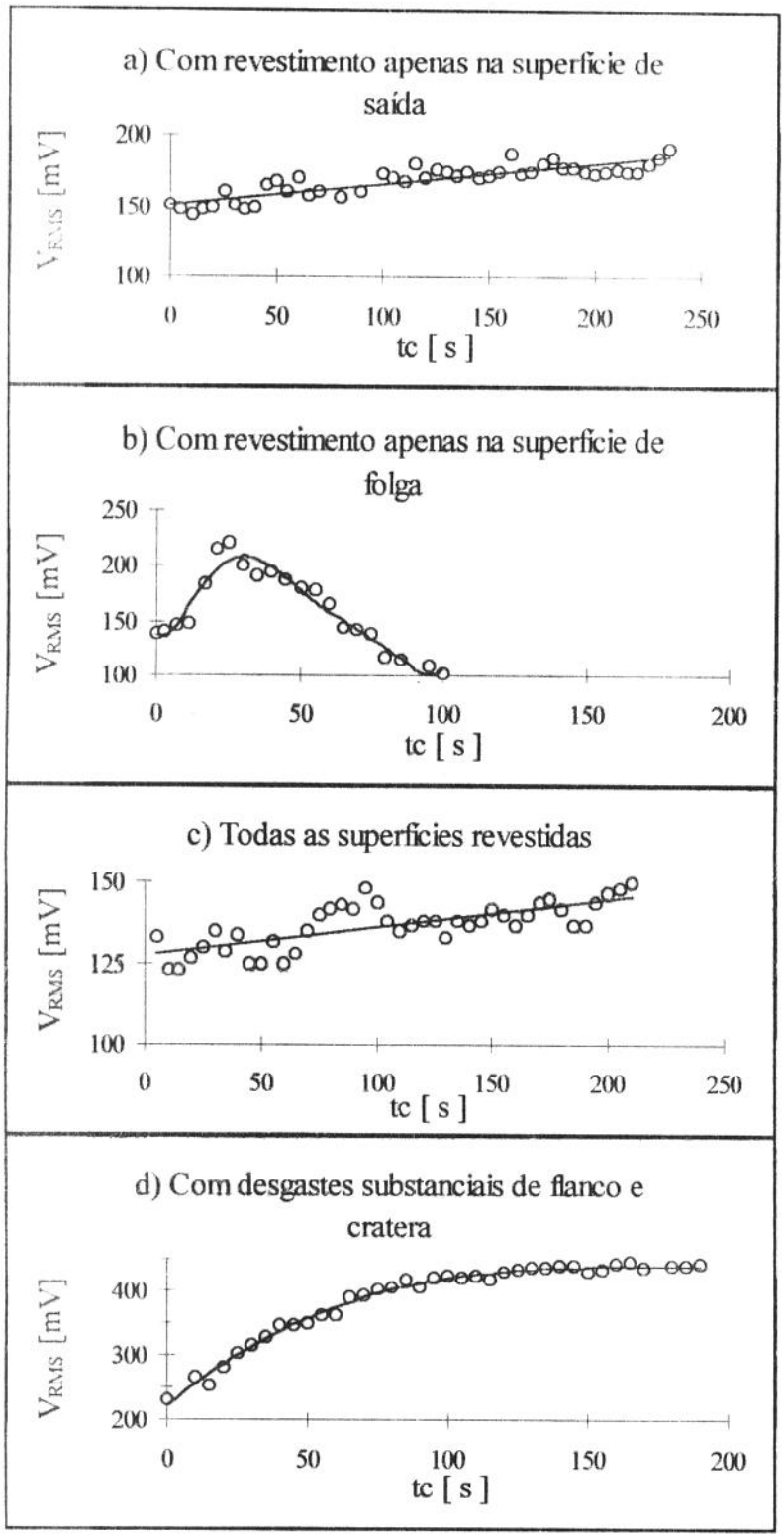
À medida que cresce o desgaste de flanco, a área de contato peça/ferramenta aumenta, fazendo com que o atrito nesta região seja maior. Isto faz crescer o sinal de EA (Naerheim and Lan, 1988). A Figura 3.10a mostra o comportamento ascendente do sinal de EA ao longo do tempo de corte, à medida que cresce o desgaste de flanco. Nenhum desgaste de cratera ou entalhe foi observado.

Um outro aspecto com relação ao comportamento do sinal de EA como conseqüência do desgaste de flanco foi apresentado num trabalho de Inasaki e Yonetsu (1981), quando tornearam aço SAE 1045 com ferramenta de metal duro sem cobertura. Verificaram que à medida que cresce o desgaste de flanco a dinâmica do sinal de EA, medida pelo desvio padrão do sinal, se altera, ou seja, cresce o desvio padrão, isto é, aumenta a dispersão do sinal em torno da média.

3.6.2 Desgaste de cratera

O crescimento do desgaste de cratera faz diminuir a intensidade do sinal de EA (Naerheim and Lan, 1988; Lan and Dornfeld, 1982). Isto está mostrado na Figura 3.10b. O crescimento inicial mostrado nesta figura se deve ao aumento do atrito propiciado por micro-cavacos deixados na superfície de saída da ferramenta pelo rebolo diamantado utilizado para limpar o revestimento de TiC desta superfície.

A diminuição do sinal de EA pode ser explicada considerando o que acontece nas zonas primária e secundária de geração de emissão acústica. Com o desenvolvimento da cratera muda o ângulo de saída efetivo, o que faz aumentar o ângulo de cisalhamento do cavaco. Isto diminui a tensão na zona de cisalhamento e então cai a intensidade de emissão acústica gerada.



(a) desgaste de flanco

(b) desgaste de cratera

(c) desgaste de flanco e cratera combinados para ferramenta revestida

(d) desgaste de flanco e cratera combinados para ferramenta sem revestimento

Figura 3.10: O sinal de EA em função do tempo de corte para diferentes condições da ferramenta (Naerheim and Lan, 1988).

Neste caso, Figura 3.10b, o ângulo de saída efetivo foi aumentado em 10° até o final do teste. Na superfície de saída ocorre um aumento do comprimento de contato cavaco/ferramenta, que aumenta o atrito e, conseqüentemente, aumenta a geração de EA. No entanto, o crescimento deste contato é muito pequeno, na ordem de 2% nos experimentos de Naerheim e Lan, e assim não afeta significativamente o sinal de EA.

3.6.3 Desgastes de flanco e cratera combinados

A Figura 3.10c mostra que quando se utilizou ferramenta revestida em todas as faces, com TiC, o sinal de emissão acústica cresceu, embora com uma inclinação pequena. O crescimento é devido ao desgaste de flanco. Nesta ferramenta o desgaste de cratera não foi muito significante.

Quando o corte foi realizado com uma ferramenta sem revestimento, um forte crescimento inicial aconteceu devido ao desgaste de flanco (Figura 3.10d). À medida que a cratera se forma, o nível do sinal de EA tende a estabilizar-se e quando o desgaste de cratera é muito pronunciado, pode até cair (Naerheim e Lan, 1988).

Lan e Dornfeld (1982) também realizaram um trabalho onde verificaram o comportamento do sinal de EA (V_{RMS}), para torneamento de aço SAE 4340, com ferramentas de metal duro sem cobertura, quando também surgiram os desgastes de flanco e cratera ao mesmo tempo. A Figura 3.11 mostra o resultado dos primeiros testes, para um avanço de 0,076 mm/volta. Ela apresenta o sinal de EA (V_{RMS}), o desgaste de flanco (V_B[mm]) e o desgaste de cratera (Cp[mm]), todos em função do tempo de usinagem. Nota-se aí, que o sinal de EA tem uma ascendência constante até próximo de 35 min, quando então, torna-se praticamente constante até 45 min e volta a crescer. Isto sugere que o comportamento do sinal de EA, para estas condições, depende de uma relação do desgaste de flanco com o de cratera, ou seja, existe uma faixa de relação V_B/Cp onde o desgaste de cratera compensa o de flanco com relação ao sinal de EA, tornando-o constante. As quedas observadas nos instantes 10 min e 20 min foram momentos em que a ferramenta foi tirada do porta-ferramenta a fim de examinar suas condições. Por isso, sempre há alguma descontinuidade no comportamento do sinal. A queda no sinal mostrada a partir do instante 53 min ocorre porque a ferramenta já está

totalmente destruída e ocorre então, variações na profundidade de usinagem e grande vibração da ferramenta. Para qualquer critério de fim de vida, a ferramenta já seria considerada inadequada ao corte antes deste momento (Lan and Dornfeld, 1982).

Um outro experimento realizado no mesmo trabalho por Lan e Dornfeld (1982), mudando apenas o avanço para 0,229 mm/volta, está mostrado na Figura 3.12. Neste caso, o desgaste de cratera foi mais pronunciado e então, a partir do instante 12 min o sinal de EA torna-se constante. A ferramenta também teve vida mais curta, como se observa.

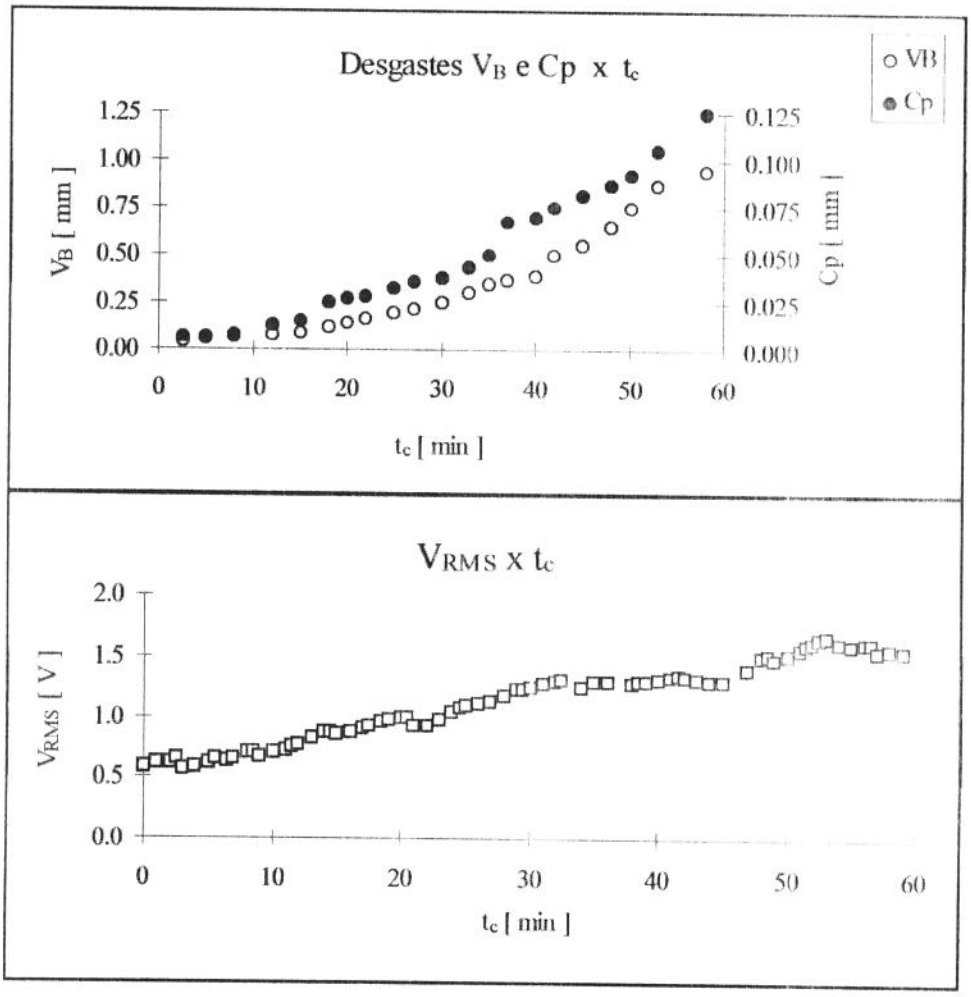


Figura 3.11: Sinal de EA, desgaste de flanco (V_B) e desgaste de cratera (Cp) em função do tempo de usinagem, para f = 0,076 mm/volta, aço SAE 4340 e ferramenta de metal duro (Lan and Dornfeld, 1982).

Considerando os resultados apresentados neste item, observa-se que num processo de torneamento onde ocorrem desgastes de flanco e cratera, a intensidade do sinal de EA (V_{RMS})

pode apresentar comportamentos variados ao longo da vida da ferramenta. Ora apresentando ascendência constante, quando a cratera não é pronunciada (Figura 3.10c), ora sendo crescente em um período, depois constante por algum tempo e voltando a crescer (Figura 3.11) e ainda, crescente no início e depois constante até o fim da vida de ferramenta (Figura 3.12), tudo isto dependendo do tamanho dos desgastes de flanco e de cratera da ferramenta.

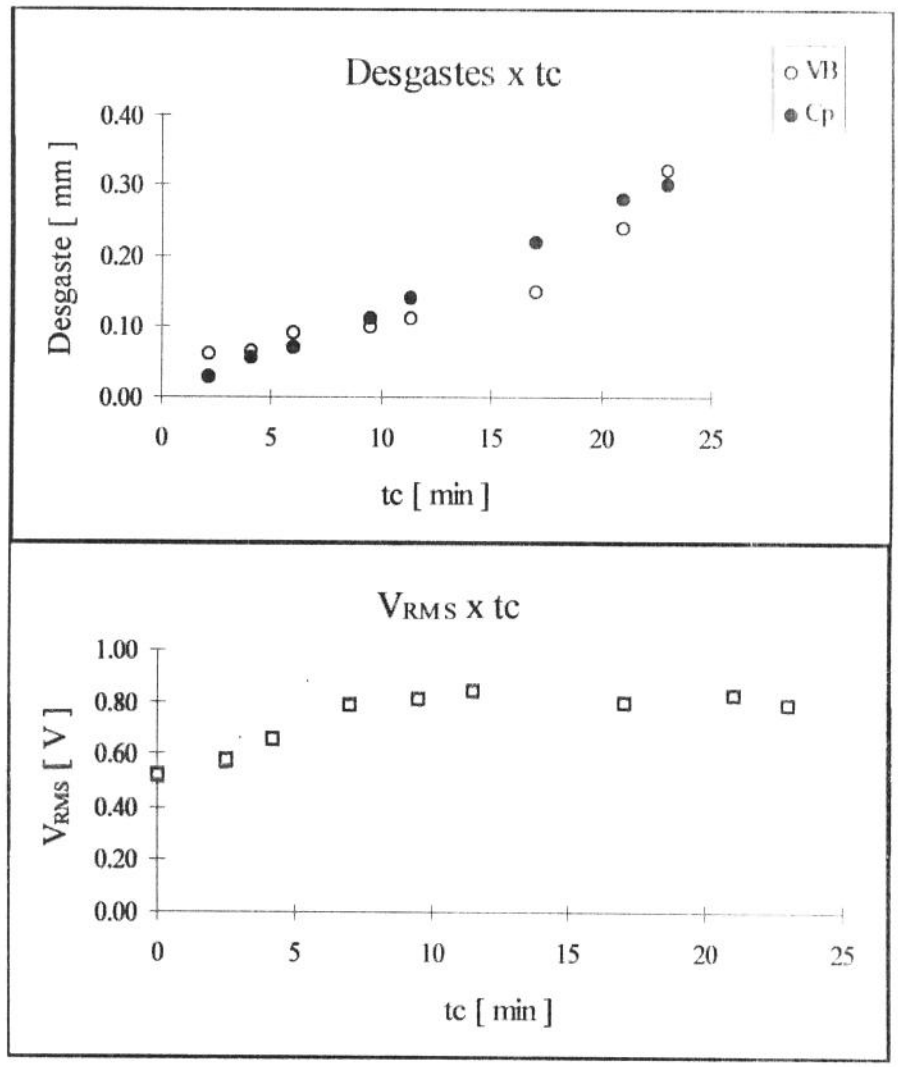


Figura 3.12: Sinal de EA (V_{RMS}), desgaste de flanco (VB) e desgaste de cratera (Cp) em função do tempo de usinagem, para f = 0,229 mm/volta, aço SAE 4340 e ferramenta de metal (Lan and Dornfeld, 1982).

3.7 O Sinal de EA com Ferramentas Revestidas

Moriwaki e Tobito (1990) realizaram um trabalho onde analisaram a influência do revestimento das ferramentas de metal duro no sinal de emissão acústica. O material usinado em processo de torneamento foi o aço SAE 1045 e as condições de corte foram: v_c = 200 m/min, a_p = 2 mm e f = 0,38 mm/volta. As ferramentas foram revestidas por três camadas: TiC, TiB_2 e Al_2O_3, do substrato para a superfície, totalizando uma espessura média de 8 μm.

A Figura 3.13 mostra o comportamento do sinal de EA (V_{RMS}) para três estágios diferentes da vida da ferramenta: Cp = 6; 20 e 38 μm (desgaste de cratera).

Depois da realização de vários experimentos, ora retirando o revestimento de uma face, ora de outra, ou ainda, tornando a revestir uma ferramenta já desgastada, os autores elaboraram as seguintes observações:

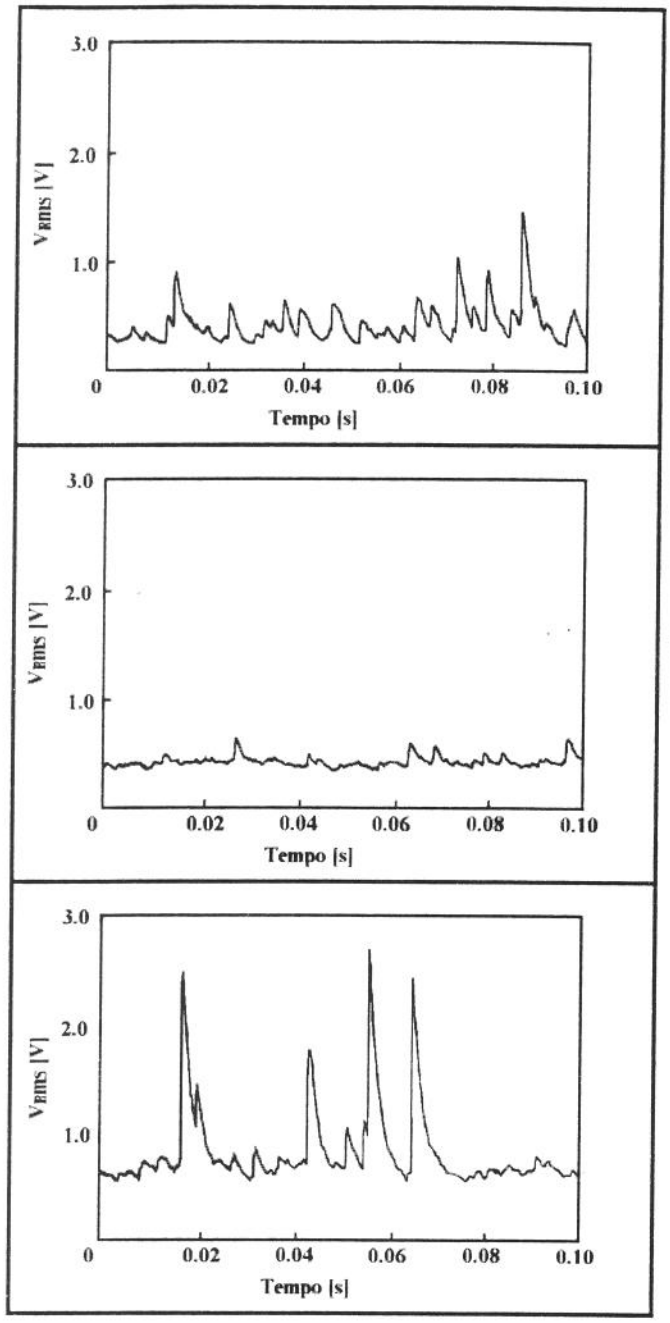
(1) O sinal de EA contém muitos sinais de pico quando a superfície de saída da ferramenta está revestida com cerâmica (Al_2O_3).

(2) O sinal de EA é basicamente do tipo contínuo quando o revestimento cerâmico, da superfície de saída, foi removido pelo desgaste de cratera.

(3) O material da superfície de folga não afeta o tipo do sinal de EA (pico ou contínuo).

(4) O sinal de EA obtido com ferramenta revestida muda de pico para contínuo à medida que o desgaste de cratera progride e o revestimento é removido.

(5) A amplitude do sinal de EA torna-se grande, com grande variação quando a ferramenta está bastante desgastada e aproxima-se ao fim de vida.



(a) 1:05 min depois de iniciado o corte (Cp = 6 μm)

(b) 13:00 min depois de iniciado o corte (Cp = 20 μm)

(c) 19:15 min depois de iniciado o corte (Cp = 38 μm)

Figura 3.13: O sinal de EA para ferramenta revestida em três momentos diferentes ao longo da vida da ferramenta de metal duro e material da peça SAE 1045, v_c = 200 m/min, a_p = 2 mm, f = 0,38 mm/volta (Moriwaki and Tobito, 1990).

Capítulo 4: PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

Este capítulo descreve os materiais e equipamentos utilizados em todo o trabalho experimental, bem como os procedimentos realizados de acordo com os objetivos do trabalho. Os resultados obtidos dos testes aqui descritos e a discussão destes resultados estão apresentadas no capítulo seguinte.

4.1 Materiais e Equipamentos Utilizados

O trabalho experimental realizado consistiu em usinar corpos de prova, previamente preparados, em um torno CNC ROMI COSMOS 30. Ao longo de todo o trabalho usou-se 80 corpos de prova, cujo desenho é mostrado na Figura 4.1, onde as dimensões nominais estão em milímetros [mm].

Os corpos de prova foram obtidos a partir de barras laminadas de aço ABNT 4340 (AISI 4340), classificado como aço baixa-liga para construção mecânica para beneficiamento, com aplicação em componentes para indústria aeronáutica, eixos, engrenagens e peças diversas de segurança (Silva e Mei, 1988). Este material é fornecido com a composição química e características mecânicas a seguir, segundo informações do fabricante (Aços Villares SA).

C = 0,40 %; Si = 0,25 %; Mn = 0,70 %; Cr = 0,80 %; Ni = 1,80 %; Mo = 0,25 %

Limite de resistência à tração	95 kgf/mm^2
Dureza	250 HB
Alongamento	28 %
Limite de escoamento	85 kgf/mm^2
Estricção	65 %

As ferramentas utilizadas foram insertos de metal duro, classe P35 (qualidade Coromant GC435), com triplo revestimento de TiC (carboneto de titânio), Al_2O_3 (óxido de alumínio) e TiN (nitreto de titânio), do interior para a superfície, respectivamente.

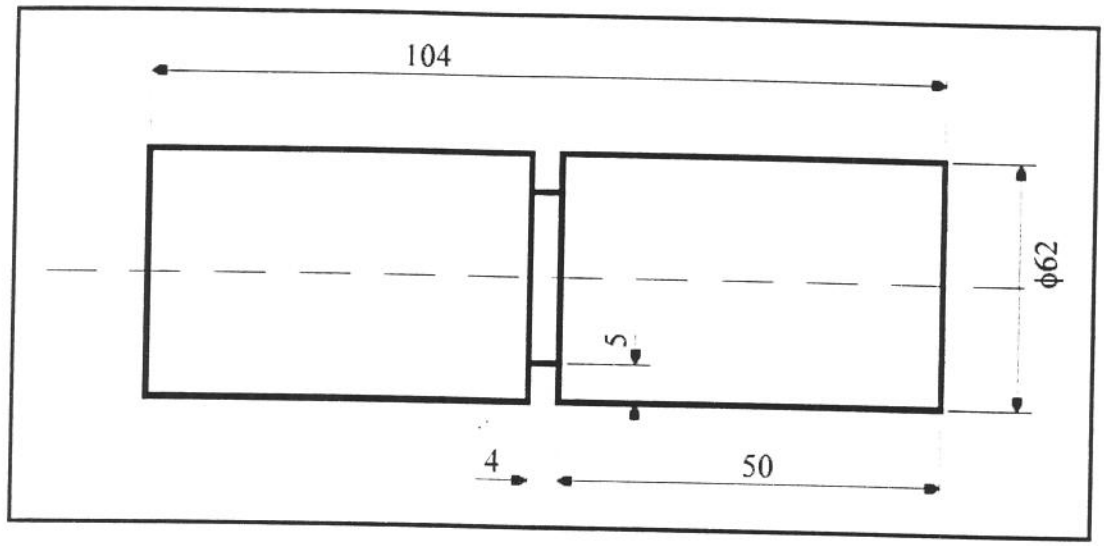


Figura 4.1: Corpo de prova – aço ABNT 4340 (dimensões em mm)

Nas operações de torneamento de acabamento utilizou-se o inserto Sandvik-Coromant TNMG 16 04 04 – 61, cuja especificação indica um inserto triangular com ângulo de folga nulo, utilização nas duas faces, com comprimento de aresta de 16 mm, espessura do inserto de 4,76 mm e raio de ponta igual a 0,4 mm.

No torneamento de desbaste utilizou-se o inserto Sandvik-Coromant TNMG 16 04 08 QM 435, especificando um inserto triangular com ângulo de folga nulo, de utilização nas duas faces, com comprimento de aresta de 16 mm, espessura de 4,76 mm e raio de ponta 0,8 mm, para operações de semi-acabamento e desbaste leve.

O porta-ferramentas é do tipo Sandvik-Coromant PTGNR 25 25 M16, que indica uma fixação da ferramenta por um furo central, para inserto triangular, com ângulo de incidência na aresta de corte principal nulo, largura e espessura do cabo iguais a 25 mm e comprimento total de 150 mm, para ferramentas com aresta de corte com 16 mm de comprimento.

O sensor de emissão acústica é do tipo banda larga diferencial calibrado para trabalhar numa faixa de freqüência de 100 kHz a 1000 kHz. Foi adquirido junto à Phisical Acoustics

Corporation que fornece o sensor já calibrado. Suas dimensões são de 17,5 mm no diâmetro e 16,7 mm na altura, sendo próprio para operar numa faixa de temperatura de -65°C a 177°C. É ligado por um cabo integral com 1 m de comprimento a um conector tipo dual BNC.

O condicionamento do sinal vindo do sensor foi realizado pelos seguintes instrumentos:

- Pré-amplificador, modelo 1220A, para 40 dB ou 60 dB ligado por um cabo simples BNC para fonte de energia (+28 V), temperatura de trabalho de -25°C a 65°C, para faixa de freqüência de 20 a 1200 kHz (produzido por "Phisical Acoustic Corporation").

- Filtro passa-banda de fácil substituição (produzido pelo mesmo fabricante), que possibilita a operação em três faixas de freqüências: de 100 a 300 kHz, de 200 a 400 kHz ou de 100 a 1200 kHz.

- Voltímetro RMS projetado e construído no Laboratório de Monitoramento do Processo de Usinagem (DEF/FEM/UNICAMP). Ele fornece na saída um sinal que é a função RMS do sinal de entrada, o que faz com que a freqüência do sinal analisado seja bem menor do que a freqüência do sinal bruto (que sai do sensor), sem perder a relação de proporcionalidade com a potência do sinal. A função RMS é implementada pelo circuito integrado AD637 que é um produto da Analog Devices. Ligados a este integrado existem diversos capacitores externos que determinam as diversas constantes de tempo ("time constant") do voltímetro RMS através de uma chave seletora. A verificação do funcionamento deste aparelho foi testada aplicando, no lugar do sensor de emissão acústica, sinais padrões bem conhecidos para certificar o perfeito funcionamento do voltímetro.

- Um osciloscópio modelo PM 3200 PHILIPS. Permite a visualização do RMS do sinal, possibilitando o acompanhamento do comportamento deste durante os testes.

- Placa de conversão analógico/digital que permite integrar o uso de microcomputadores ao meio ambiente externo, realizando o interfaceamento. A placa utilizada foi uma CAD 12/36 da empresa LINX, com capacidade de amostragem de

até 60 Hz em um canal, que permite a leitura dos dados em até 16 canais distintos, dos quais usou-se apenas um. Pode ser utilizada para transformar um microcomputador num sistema de supervisão e controle. Através dela, o microcomputador pode, com um programa apropriado, supervisionar parâmetros do processo, emitir alarmes, registrar ocorrências, definir "set points" para o processo, ligar/desligar sinais de controle e supervisionar os sinais digitais (Bonifácio, 1993). Ela é acessada por "softwares" que utilizam linguagens como Basic, C ou a linguagem Pascal, que foi utilizada neste trabalho. Possui vários modos de aquisição e operação de dados e o escolhido foi por DMA (Direct Memory Access) ou Acesso Direto à Memória.

O microcomputador utilizado foi um PC–AT 286 que realiza a leitura e grava os dados referente ao sinal em disquetes permitindo a análise posterior.

Para medição da rugosidade das peças usinadas utilizou-se um Rugosímetro Mitutoyo Surftest – 211 para Ra, Rz, Rmax (JIS/ISO ou DIN) e para medição do desgaste (V_B) na superfície de folga da ferramenta usou-se uma lupa Mitutoyo que amplifica oito vezes e está graduada em décimos de milímetro.

4.2 Montagem do Sistema Experimental

O sistema montado para aquisição do sinal segue o padrão normal, como mostrado no capítulo 2, dos sistemas utilizados em trabalhos de análise do sinal de emissão acústica gerada num processo de corte de metal. A montagem do sistema é mostrada na Figura 4.2.

O sensor de emissão acústica é preso ao porta-ferramentas e capta o sinal, enviando-o em forma de sinal elétrico, através do circuito montado convenientemente, até o microcomputador, que grava este sinal já digitalizado em disquetes.

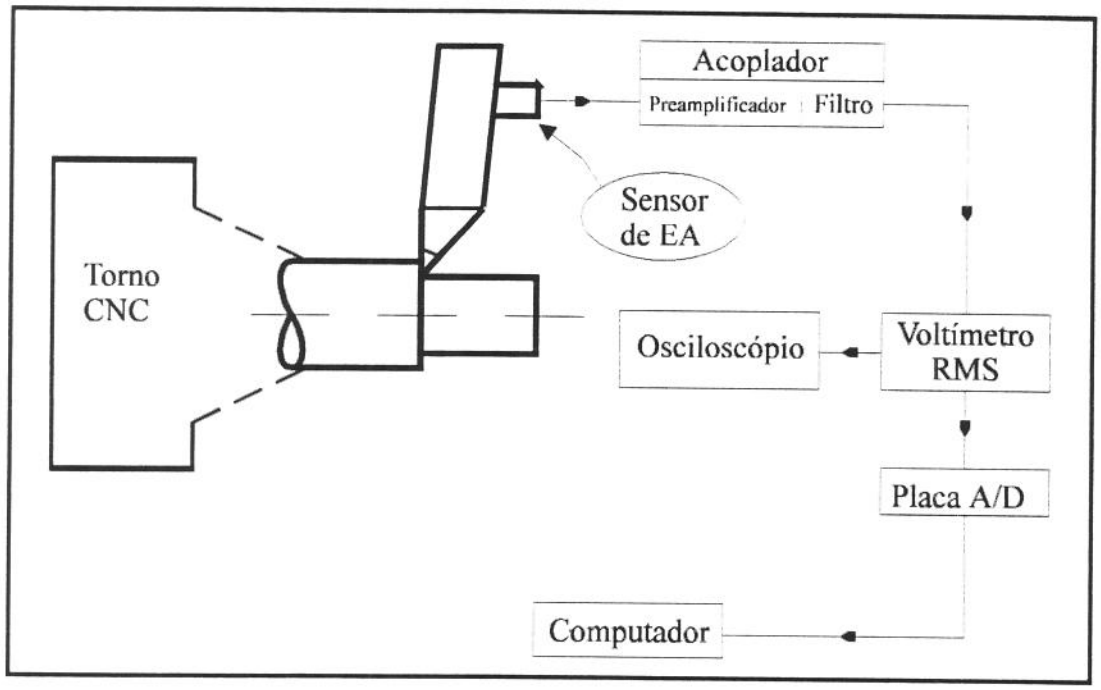


Figura 4.2: A montagem do sistema experimental.

A fixação do sensor foi realizada sobre o porta ferramenta que teve a superfície de contato porta-ferramenta/sensor retificada e untada com óleo para melhor transmissão do sinal. Um dispositivo foi construído em aço onde o sensor foi colocado, protegendo-o dos cavacos produzidos durante o corte e fixando-o ao porta-ferramenta. A pressão adequada ao sensor na superfície de contato é possibilitada por um anel de borracha colocado no fundo do dispositivo de fixação.

A amplificação realizada pelo pré-amplificador foi de 40 dB, que significa um aumento de 100 vezes no sinal, como mostra a relação em decibéis entre duas magnitudes de tensão (Vassalo, 1973) :

$$dB = 20.\log\frac{Vs}{Ve} \qquad (4.1)$$

onde: dB = decibéis

Vs = tensão de saída [V]

Ve = tensão de entrada [V]

Para dB = 40 tem-se.

$$\log \frac{Vs}{Ve} = 2$$

que resulta em

$$Vs = 100\ Ve \qquad (4.2)$$

ou seja, a tensão de saída no pré-amplificador é 100 vezes maior que a tensão de entrada.

Depois do pré-amplificador, o sinal atravessa o filtro passa banda que rejeita os ruídos externos ao sinal de EA. A faixa de freqüência deste filtro foi escolhida em ensaios preliminares que serão descritos posteriormente.

A partir daí o sinal passa pelo voltímetro que calculará o RMS (raiz quadrada da média) a cada intervalo de tempo determinado pela constante de tempo selecionada previamente. Durante todo o trabalho, com exceção de apenas um ensaio que será citado oportunamente, a constante de tempo selecionada foi de 1 ms (um milissegundo). Isto significa que a cada milissegundo o voltímetro fornece um ponto que é o RMS de todo o sinal bruto que entrou no aparelho neste espaço de tempo. Com isto, tem-se um sinal de freqüência igual a 1 kHz na saída do voltímetro.

Este sinal, ainda analógico, vai para a placa de conversão A/D que deve operar a uma freqüência no mínimo o dobro da freqüência do sinal de entrada para que os pontos tomados formem uma curva representativa do sinal de entrada. Assim, a freqüência de amostragem escolhida para operação da placa é de 2 kHz.

Um programa elaborado em linguagem Pascal permite acesso à placa de conversão, a fim de se especificar parâmetros de operação da placa, tais como: freqüência de amostragem, número de pontos amostrados e o "tempo de espera" (DELAY) para início da aquisição do sinal, fornecido no programa em milissegundos.

Durante todo o trabalho o tempo de espera utilizado foi de 3 segundos, isto é, no momento em que a ferramenta toca a peça e começa o torneamento, aciona-se o programa de

aquisição do sinal que aguardará 3 segundos para dar início à aquisição, a qual durará um segundo. O tempo de espera se faz necessário para evitar o período de transição do comportamento do sinal no início do corte. Nas medições de rugosidade e diâmetros dos corpos de prova considerou-se também este tempo de espera para que fossem tomadas nas mesmas regiões das peças onde os sinais foram adquiridos.

É importante ressaltar que quanto menor a constante de tempo selecionado no voltímetro RMS mais semelhança com o sinal bruto terá o sinal de saída do voltímetro. Mas, a diminuição do "time constant" obriga aumentar a freqüência de operação da placa e isto faz aumentar o número de pontos amostrados para um mesmo tempo de corte aquisitado. Um aumento do número de pontos amostrados acarreta muito espaço na memória do computador dificultando o monitoramento "on-line".

O sinal digitalizado é gravado em disquetes pelo microcomputador para construção posterior de gráficos, análise e discussões dos resultados.

4.3 Metodologia dos Ensaios Realizados

Os ensaios foram divididos em quatro etapas de acordo com os interesses de observação, quais sejam:

- ensaios preliminares,
- ensaios de monitoramento da vida da ferramenta em operações de acabamento,
- ensaios de monitoramento da vida da ferramenta em operações de desbaste,
- ensaios complementares.

4.3.1 Ensaios preliminares

Os ensaios preliminares objetivaram verificar, tanto para operações de acabamento como para operações de desbaste, em que faixa de freqüência o sinal de emissão acústica (V_{RMS}) apresenta variação ao longo da vida da ferramenta.

Esta etapa foi dividida em duas fases: uma para operação de acabamento e outra para operação de desbaste.

a) Torneamento em acabamento

Parâmetros de corte: $v_c = 300$ m/min
$f = 0,15$ mm/volta
$a_p = 0,7$ mm

Iniciou-se o ensaio com o filtro de 100 a 300 kHz instalado no acoplador. Toma-se duas peças e efetua-se um corte em cada uma gravando o sinal no computador e medindo a rugosidade (Ra e Rmax) da peça após o corte. Depois troca-se o filtro para o de faixa 200 a 400 kHz. Novamente toma-se duas peças, efetua-se o corte gravando o sinal e medindo a rugosidade como no procedimento anterior. O mesmo é feito para o filtro de 100 a 1200 kHz. Este procedimento se repete até o fim de vida da ferramenta.

b) Torneamento em desbaste

Parâmetros de corte: $v_c = 250$ m/min
$f = 0,3$ mm/volta
$a_p = 2,0$ mm

O procedimento é semelhante ao anterior, no entanto, não se mede a rugosidade da peça e sim, o desgaste (V_B) na superfície de folga da ferramenta ao longo do ensaio, que termina com o fim de vida da ferramenta.

4.3.2 Ensaio de monitoramento da vida da ferramenta em operações de acabamento

Parâmetros de corte: $v_{C1} = 250$ m/min
$v_{C2} = 300$ m/min
$v_{C3} = 350$ m/min
$f = 0,15$ mm/volta
$a_p = 0,7$ mm

(condições de torneamento em acabamento [Catálogo Sandvik Coromant])

Estes ensaios objetivaram verificar a relação do sinal de EA (V_{RMS}) com a rugosidade (Ra e Rmax) da peça usinada, visando determinar o fim da vida da ferramenta para operações de acabamento através da análise do comportamento do sinal.

Foram realizados ensaios para três condições onde o único parâmetro alterado foi a velocidade de corte e para cada uma utilizou-se uma aresta de corte nova da ferramenta. A cada corte feito no diâmetro da peça (para L = 50 mm, ver Figura 4.1) gravou-se o sinal de EA e mediu-se a rugosidade após o corte.

Na medição de rugosidade, mediu-se a rugosidade média (Ra) e a rugosidade máxima (Rmax) definidas segundo a norma ISO. Usou-se um comprimento de amostragem ("cut off") igual a 0.8 mm. Em cada peça foram tomadas três medidas, defasadas de 120° uma da outra e o valor utilizado na análise é a média das três medições.

Para cada velocidade de corte iniciou-se o ensaio com seis peças novas (ϕ = 62 mm). À medida que os cortes iam sendo realizados o diâmetro diminui atingindo 40 mm no último corte. A influência da variação do diâmetro da peça no comportamento do sinal será discutida nos ensaios complementares.

O ensaio para uma velocidade de corte continuava até o fim de vida da ferramenta. Esta era considerada em fim de vida quando o valor da rugosidade Ra atingia 3,0 μm e/ou Rmax atingia 13,5 μm. Estes valores foram adotados por serem comuns à operações de torneamento em acabamento, para o diâmetro usinado (Agostinho, Rodrigues e Lirani, 1977).

Com o objetivo de verificar a reprodutibilidade no comportamento do sinal de emissão acústica, mais dois ensaios de vida da ferramenta foram realizados, com velocidade de corte igual a 300 m/min em ambos.

4.3.3 Ensaio de monitoramento da vida da ferramenta em operações de desbaste

Parâmetros de corte: v_{C1} = 150 m/min

v_{C2} = 200 m/min

v_{C3} = 250 m/min

f = 0,3 mm/volta

a_p = 2,0 mm

(condições de torneamento em desbaste [Catálogo Sandvik Coromant])

O objetivo aqui é verificar a relação entre o comportamento do sinal de EA e o desgaste de folga da ferramenta visando determinar o seu fim de vida para operações de desbaste.

Foram realizados ensaios para três velocidades de cortes diferentes, mantendo-se os outros parâmetros. Para cada velocidade utilizou-se uma ferramenta nova. A cada corte realizado gravou-se o sinal de EA e ao longo de cada ensaio media-se o desgaste (V_B) até o fim de vida da ferramenta. Também houve variação do diâmetro da peça que será discutida nos ensaios complementares.

Aqui também, como no item anterior, realizou-se mais um ensaio de vida da ferramenta para verificar a reprodutibilidade no comportamento do sinal de EA. A velocidade de corte utilizada foi de 200 m/min.

Durante este último ensaio observou-se uma variação no diâmetro real das peças usinadas, conseqüência do desgaste de flanco acentuado, o qual leva a uma variação na profundidade de usinagem efetiva. Então, mais dois ensaios de vida da ferramenta, para velocidade de corte igual a 200 m/min, foram realizados, com correção da profundidade de usinagem sempre que uma variação no diâmetro da peça usinada foi verificada, visando manter sempre constante a profundidade de usinagem efetiva.

4.3.4 Ensaios complementares

Analisando os resultados obtidos nos ensaios de monitoramento em acabamento e em desbaste surgiram algumas discussões que mereceram tratamento particular. Por isso foram

efetuados ensaios complementares no sentido de se esclarecer ou aprofundar as análises referentes a estes assuntos.

Assim, os ensaios complementares foram divididos em:

- Influência da profundidade de usinagem
  - ⇒ ensaio em corte cônico
  - ⇒ ensaio com variação de sobremedida
- Influência do diâmetro usinado
  - ⇒ medição da dureza
  - ⇒ ensaio no maior e menor diâmetro

4.3.4.1 Influência da profundidade de usinagem

Nos ensaios de monitoramento em acabamento suspeitou-se que uma pequena variação na profundidade de usinagem (a_p) alteraria o sinal de forma tão significativa que pudesse influenciar as discussões e conclusões do trabalho. Então, foram implementados dois experimentos para discutir o assunto:

- ensaio em corte cônico
- ensaio com variaçãode sobremedida

a) Ensaio em corte cônico

Parâmetros de corte: $v_c = 300$ m/min

$f = 0{,}15$ mm/volta

a_p = variável

Este ensaio foi motivado por outros trabalhos feitos anteriormente, discutidos no item 3.5.2 do capítulo anterior, onde mostraram que a influência da profundidade de usinagem no sinal de EA nem sempre ocorre da mesma forma, ou seja, um aumento da profundidade de usinagem não influencia o sinal de EA (Lan and Dornfeld, 1986; Inasaki and Yonetsu, 1981) ou em outras condições, o aumento da profundidade de usinagem faz crescer o sinal de EA (Pan and Dornfeld, 1986; Lee et al., 1988).

Realizou-se assim, um ensaio em corte cônico onde a profundidade de usinagem inicial é zero e aumenta à medida que o corte avança até atingir 2,0 mm. A ferramenta toca a peça no ponto A (ver Figura 4.3), e avança até o ponto B com profundidade de usinagem igual a zero (ou próximo disto). A partir daí, a ferramenta penetra linearmente até sair no ponto C com profundidade de 2,0 mm.

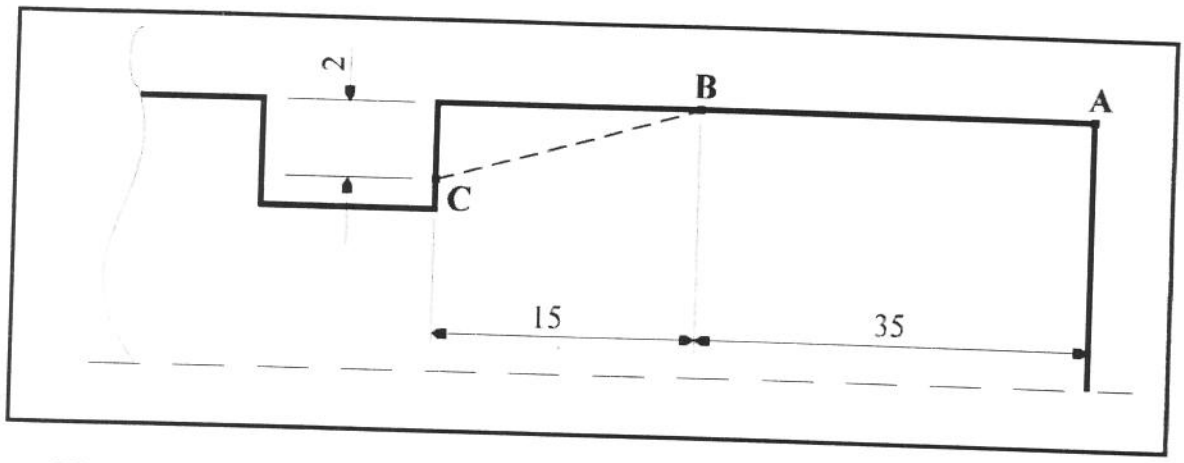


Figura 4.3: Corte cônico.

O programa computacional utilizado para aquisição do sinal permite um número máximo de 3750 pontos adquiridos. Então, foi programado um tamanho de amostra igual a este valor. Com isso, a constante de tempo do voltímetro RMS foi aumentada para 2 milissegundos, a fim de diminuir a freqüência de amostragem da placa A/D para 1 kHz, possibilitando a aquisição do maior tempo de corte possível (3,75 segundos). O programa de aquisição foi acionado no ponto A. Programou-se um tempo de espera igual a 6,3 segundos para que a ferramenta chegasse próxima ao ponto B e aí começa a aquisição durante o corte de B a C.

Foram realizados três destes ensaios e não se observou desgaste da ferramenta.

b) Ensaio com variação de sobremedida

Parâmetros de corte: $v_c = 300$ m/min

$f = 0,15$ mm/volta

$a_p = 0,7$ mm

O objetivo foi verificar se a variação de sobremedida existente em um lote de peças, oriundas de operação de desbaste, influencia significativamente o sinal de EA, quando as peças forem submetidas à operação de acabamento.

Assim, usinou-se um lote de 12 peças em desbaste com qualidade IT 10 (normal para torneamento de desbaste). O diâmetro nominal foi de 49 mm, que dá uma tolerância para esta qualidade de 0,10 mm. Dividiu-se o lote em três, com 4 peças cada, com os seguintes diâmetros iniciais:

- um lote com diâmetro de 49,00 mm
- um lote com diâmetro de 49,04 mm
- um lote com diâmetro de 49,09 mm

Programou-se no torno uma profundidade de corte 0,7 mm ajustada para o primeiro lote de peças. Assim, usinou-se agora em operação de acabamento, com os parâmetros de corte descritos, medindo os diâmetros finais das peças para se obter a profundidade real em cada corte e, obviamente, mediu-se a EA. O ensaio se repetiu para os outros dois lotes com profundidade de usinagem igual a 0,72 e 0,745 mm, respectivamente.

Para cada um dos lotes especificados foi utilizada uma aresta de corte nova e não se verificou qualquer desgaste nos testes.

4.3.4.2 Influência do diâmetro usinado

Como o diâmetro dos corpos de prova iam diminuindo à medida que os cortes iam sendo realizados, suspeitou-se que isto pudesse ter alguma influência no sinal de EA. Assim, foram realizados os dois testes descritos a seguir.

a) Medição da dureza

Segundo foi discutido no item 3.5.4 do capítulo anterior, à medida que cresce a dureza do material usinado, o sinal de EA aumenta. Então foram realizadas medições de dureza no

diâmetro de 61 mm e no diâmetro de 39 mm no mesmo corpo de prova, para verificar se há alteração na dureza à medida que o diâmetro dos corpos de prova diminui.

b) Ensaio no maior e menor diâmetro

Parâmetros de corte: $v_c = 200$ m/min

$f = 0,3$ mm/volta

$a_p = 2,0$ mm

Como comentado no item a), devido à possibilidade de influência no sinal, por causa da variação da dureza do material usinado e ainda, devido à variação na deformação do cavaco quando se usina um diâmetro grande ou um diâmetro pequeno (Nakayama et al., 1978), foram realizados ensaios usinando no diâmetro de 61 mm e no diâmetro de 39 mm e, logicamente, adquirindo-se o sinal de EA gerado.

Cabe mencionar que durante as operações de torneamento não foi utilizado fluido de corte.

Uma grandeza bastante utilizada neste trabalho, principalmente no capítulo 5, é o percurso de corte Lc [m], já comentado no item 2.5, aqui definido como sendo igual ao comprimento da linha descrita pela ferramenta sobre a peça durante um corte completo, que também pode ser calculado como:

$$Lc = \frac{\pi . L . D}{1000 . f} \quad [m] \qquad (4.3)$$

L = comprimento usinado da peça [mm]

D = diâmetro da peça [mm]

f = avanço [mm/volta]

Como em todos os cortes realizados, a menos do experimento de corte cônico, L é constante igual a 50 mm (ver Figura 4.1), tem-se:

$$Lc = 0,157 \frac{D}{f} \quad [m] \qquad (4.4)$$

Neste trabalho a vida da ferramenta será dada pelo percurso de corte Lc.

Capítulo 5: RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos nos ensaios realizados durante o trabalho, descritos no capítulo anterior, seguidos de discussões concernentes, considerando a teoria e o levantamento bibliográfico apresentados nos capítulos 2 e 3, bem como, as observações feitas durante o trabalho.

Os ensaios foram realizados de acordo com a seqüência apresentada no item 4.3 do capítulo anterior, mas agora, serão mostrados numa ordem um pouco diferente no sentido de facilitar a discussão. Assim, os ensaios complementares serão apresentados antes dos ensaios de monitoramento da vida da ferramenta. Então a seqüência será:

- ensaios preliminares
- ensaios complementares
- ensaios de monitoramento da vida da ferramenta em operações de acabamento
- ensaios de monitoramento da vida da ferramenta em operações de desbaste
- uma breve discussão sobre o desvio padrão dos sinais de EA.

5.1 Ensaios Preliminares

Foram testados três filtros passa-banda com faixas de freqüência especificadas a seguir, com objetivo de verificar qual banda de freqüência é mais sensível ao desgaste da ferramenta e, conseqüentemente, qual das bandas melhor acompanha o crescimento da rugosidade da peça:

- Filtro um (F1): 100 a 300 kHz

- Filtro dois (F2): 200 a 400 kHz
- Filtro três (F3): 100 a 1200 kHz

Com relação ao comportamento do RMS do sinal de emissão acústica (V_{RMS}) ao longo da vida da ferramenta, observa-se que para qualquer um dos filtros o comportamento é o mesmo, ou seja, o sinal se mantém praticamente constante e cresce no final da vida da ferramenta. Isto pode ser verificado na Figura 5.1. Para o filtro F2, apesar deste crescimento não ser visível na figura, o valor final, para L_c próximo de 3500 m, é 30% maior que os valores iniciais.

Uma outra característica observada nestes ensaios é quanto à potência do sinal para os diferentes filtros. A Figura 5.2 mostra o valor de V_{RMS} para cada filtro em três diferentes estágios da vida da ferramenta, quais sejam:

- para Lc ~ 100 m – ferramenta nova
- para Lc ~ 1500 m – ferramenta em uso com desgaste
- para Lc ~ 3500 m – ferramenta próxima ao fim de vida.

Pode-se ver nesta figura que o sinal selecionado pelo filtro F2 apresenta uma energia muito menor que os sinais selecionados pelos filtros F1 e F3, os quais apresentam valores de V_{RMS} próximos. Isto mostra que a energia do sinal está quase toda concentrada na banda de freqüência entre 100 e 200 kHz. Isto concorda com o trabalho de Iwata et al. (1977) mencionado no item 3.4. Assim, o filtro mais adequado é o F1. A sua escolha é ainda mais reforçada pelo fato de que os sinais de freqüências menores são mais adequados ao monitoramento, pois são mais fáceis de serem adquiridos e armazenados em computadores.

Portanto, os ensaios a seguir utilizam o filtro F1, com faixa de freqüência de 100 a 300 kHz.

É importante enfatizar, como foi explicado no item 4.2, que em cada corte realizado foi adquirido um segundo do sinal de EA. Este sinal passa pelo voltímetro RMS que fornece na saída um sinal analógico que é o RMS do sinal bruto. Depois passa pela placa A/D que opera a uma freqüência de 2kHz. Como foi adquirido 1 segundo do sinal durante o corte, a placa

fornece 2000 pontos para cada sinal adquirido (cada corte realizado). Agora, cada ponto mostrado num gráfico V_{RMS} x Lc é o valor médio destes 2000 pontos.

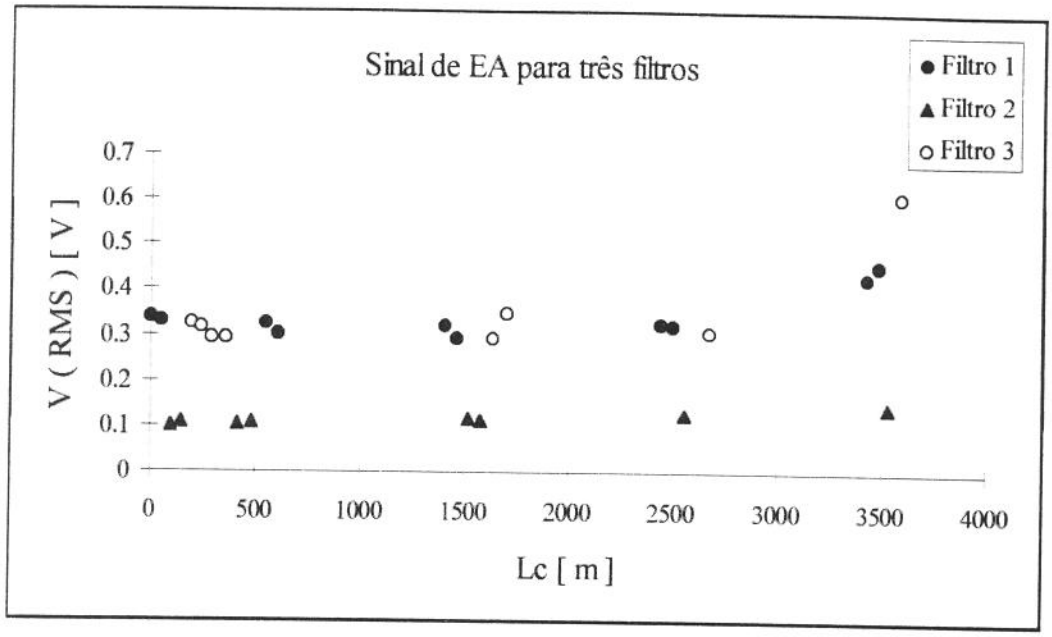


Figura 5.1 – V_{RMS} do sinal de EA em função do percurso de corte para três faixas de freqüência.

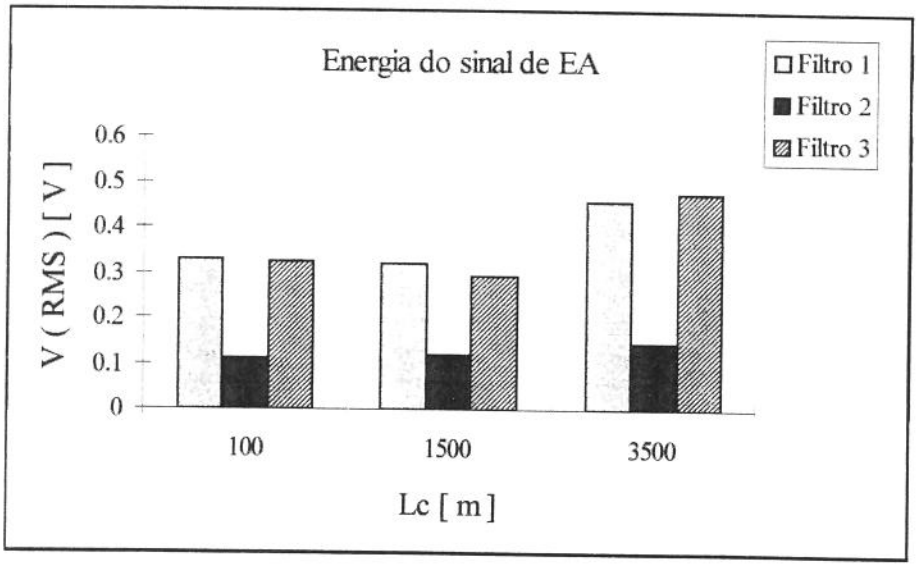


Figura 5.2 – V_{RMS} do sinal de EA em função do percurso de corte, em três momentos do corte, para três faixas de freqüência.

5.2 Ensaios Complementares

Motivado pelas observações durante o trabalho e pela literatura a respeito do comportamento do sinal de emissão acústica, realizou-se alguns ensaios com a finalidade de auxiliar a observação e discussão de alguns resultados obtidos.

5.2.1 Influência da profundidade de usinagem

O item sobre a influência da profundidade de usinagem no sinal de emissão acústica (item 3.5.2) mostra que este parâmetro pode ou não afetar de forma significativa o sinal de EA, dependendo das condições de corte. Como as condições de corte neste trabalho não são semelhantes a nenhum dos trabalhos discutidos no item 3.5.2, procurou-se então, realizar experimentos que pudessem mostrar, para as condições deste trabalho, como é o comportamento do sinal de EA à medida que se varia a profundidade de usinagem, visto que durante os ensaios de monitoramento da vida da ferramenta, as vezes ocorria variação na profundidade de usinagem real, devido ao freqüente manuseio com a ferramenta de corte para verificação dos desgastes e devido ao próprio desgaste da ferramenta, que causa retração da ponta da mesma.

a) Ensaio em corte cônico

Parâmetros de corte: torneamento em acabamento

v_c = 300 m/min

f = 0,15 mm/volta

a_p = variável

A Figura 5.3 mostra o comportamento do sinal V_{RMS} de EA em função da profundidade de usinagem em um corte cônico. Os pontos B e C da Figura 4.3 correspondem aos pontos de profundidade de usinagem igual a zero e a 2,0 mm na Figura 5.3.

Vê-se nesta figura que V_{RMS} cresce no início até 0,3 mm de profundidade de usinagem, depois sofre uma leve queda para então voltar a subir a partir de a_p = 0,5 mm

aproximadamente. Isto ocorre porque no início, com a_p muito pequeno, o volume de material que possivelmente sofre esmagamento ou escoamento lateral é muito grande em relação ao volume de material que é cortado, o que tem como conseqüência uma geração maior de emissão acústica (pois, há muita deformação de material). A partir de 0,3 mm, quando o efeito do esmagamento do material não é tão pronunciado, o sinal cai um pouco e depois passa a crescer praticamente sem oscilações até a profundidade atingir 2,0 mm. Este comportamento mostra a sensibilidade da emissão acústica para captar pequenas mudanças no processo (como de escoamento lateral).

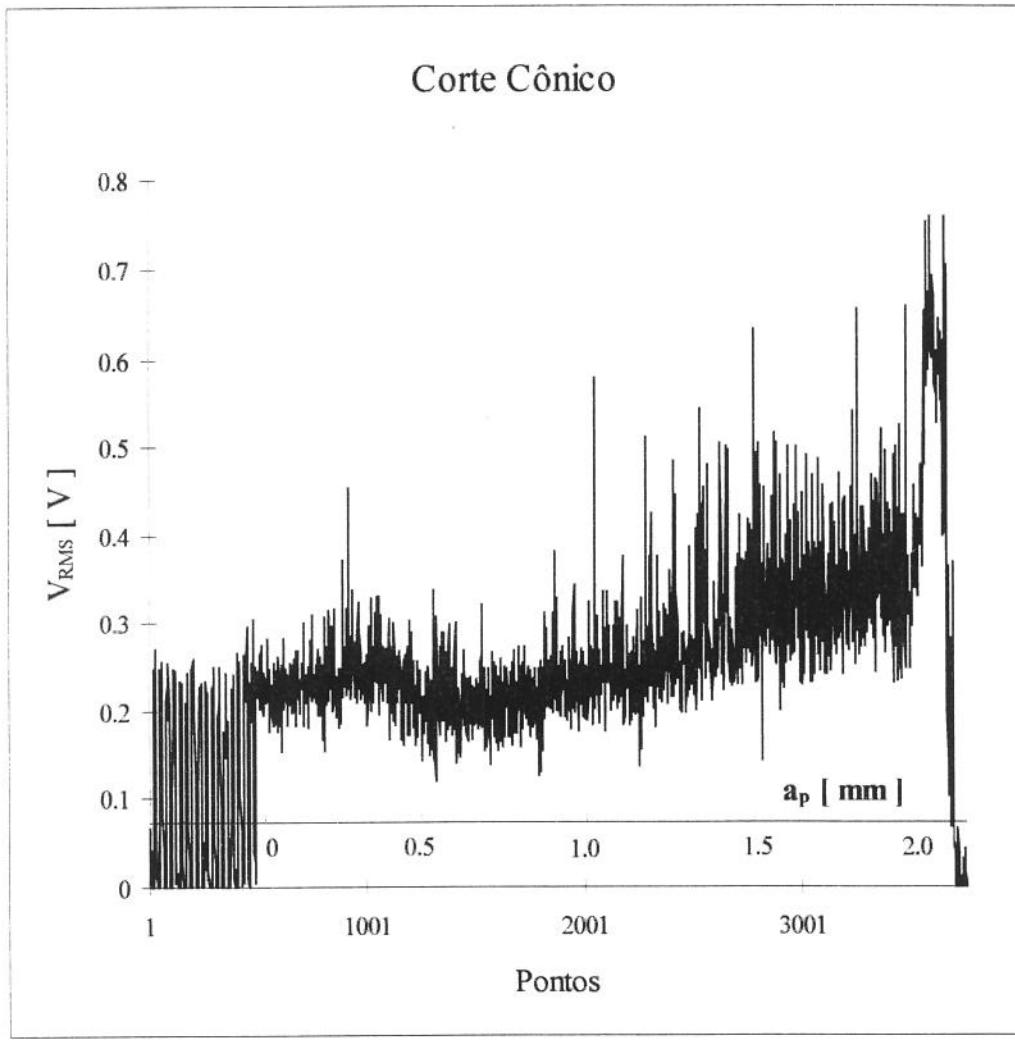


Figura 5.3 – V_{RMS} do sinal de EA em função da profundidade de usinagem (corte cônico).

Então, para operações de torneamento nas condições utilizadas neste trabalho, o sinal de emissão acústica cresce proporcionalmente ao crescimento da profundidade de usinagem quando esta é maior que 0,5 mm. Isto não significa dizer, no entanto, que uma variação da profundidade de usinagem menor que 0,5 mm em um corte com a_p maior, não provoque uma variação proporcional no sinal de EA. O ensaio mostrado a seguir procura verificar isto.

Na Figura 5.3 a abcissa inferior à linha a_p, fornece a quantidade de pontos adquiridos durante o corte. A distorção no sinal ocorrida para a_p = 2,0 mm é devido ao momento de transição na saída da ferramenta no corte.

b) Ensaio com variação de Sobremedida

Parâmetros de corte: torneamento em acabamento

v_c = 300 m/min

f = 0,15 mm/volta

a_p = variável

O ensaio anterior (corte cônico) permitiu a observação de que o sinal de EA apresenta variação proporcional à variação da profundidade de usinagem. Mas, não foi possível fazer observações quanto a variações pequenas na profundidade de usinagem e seu efeito no sinal de EA. Para isto, realizou-se o ensaio com variação de sobremedida.

O procedimento deste ensaio está descrito no item 4.3.4.1b. Então, foram realizados cortes para três profundidades de usinagem muito próximas (uma para cada lote de peças) todas dentro da tolerância dimensional para a qualidade IT10 (comum para operações de desbaste, que normalmente é o tipo de operação que precede uma operação de torneamento em acabamento). Assim, a profundidade para cada lote foi:

- lote com diâmetro de 49,00 mm → a_p = 0,70 mm
- lote com diâmetro de 49,04 mm → a_p = 0,72 mm
- lote com diâmetro de 49,09 mm → a_p = 0,745 mm

A Figura 5.4 mostra o comportamento do sinal de EA (V_{RMS}) em função da profundidade de usinagem para os três diferentes valores de a_p. Observa-se que esta pequena

variação de a_p provoca variação sensível no valor do sinal. Assim, quando se variou a_p de 0,70 para 0,72 (variação de 2,86%), o valor médio do sinal variou de 0,2102 V para 0,2201 (variação de 4,71%); quando a_p mudou de 0,72 para 0,745 mm (3,47%), o sinal médio mudou de 0,2201 para 0,2280 V (3,59%). Tomando a variação total de a_p, de 0,70 para 0,745 mm (6,43%) tem-se uma variação no sinal de 0,2102 para 0,2280 V (8,47 %), tudo isto dentro da tolerância dimensional citada. A partir destes resultados, pode-se concluir os seguintes pontos:

- A variação de V_{RMS} com a profundidade de usinagem (ou melhor, com a variação de sobremedida) não deve confundir o estabelecimento do fim da vida da ferramenta, ou seja, nenhum critério de fim de vida pode estar fundamentado em pequenas variações sucessivas do sinal de EA (V_{RMS}), pois uma variação crescente de sobremedida pode induzir a um alarme falso, determinando a troca da ferramenta quando esta ainda está em condições de uso. Os ensaios de vida apresentados adiante mostram que a variação do sinal no fim da vida da ferramenta é bem maior que a ocorrida aqui, principalmente em operação de acabamento.

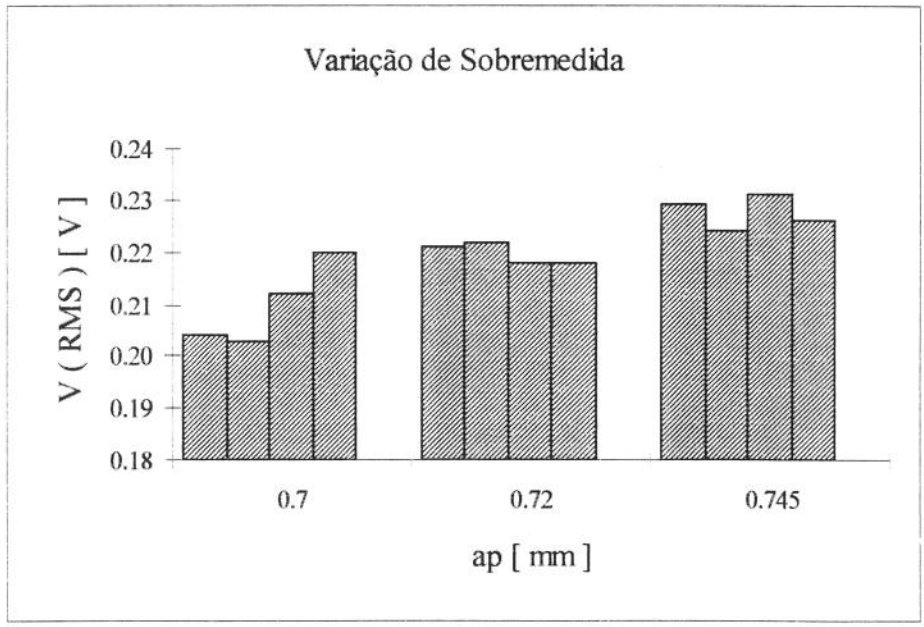


Figura 5.4 – V_{RMS} do sinal de EA para três valores de profundidade de usinagem (variação de sobremedida).

- Devido à sensibilidade da emissão acústica, para condições semelhantes às deste trabalho, ela pode ser utilizada não somente no monitoramento da vida da

ferramenta, mas também no monitoramento da profundidade de usinagem real e, com isso, permitir que se estabeleça o momento de se corrigir a posição da ferramenta para compensar algum desgaste.

5.2.2 Influência do diâmetro usinado

Parâmetros de corte: torneamento em desbaste

v_c = 200 m/min

f = 0,3 mm/volta

a_p = 2,0 mm

Como mencionado no item 4.3.4.2, foram realizadas medições de dureza (Dureza Brinell – HB) num mesmo corpo de prova, primeiro no diâmetro de 61 mm e depois de usinado, no diâmetro de 39 mm. Isto se efetuou em dois corpos de prova. Os resultados obtidos foram 284 e 286 HB para o diâmetro de 61 e 39 mm, respectivamente. Verificou-se que não há variação de dureza considerável entre o diâmetro maior (61 mm) e diâmetro menor (39 mm) à medida que os cortes são realizados. Portanto, uma variação no sinal de EA verificada em qualquer ensaio não deve ser atribuída a uma possível alteração na dureza do material devido a variação no diâmetro, pois isto não se verificou dentro da faixa de diâmetros usinados (de 61 a 39 mm).

Além da medição da dureza, foram realizados ensaios de torneamento em desbaste no diâmetro maior (61 mm) e no diâmetro menor (39 mm), ambos com ferramenta no mesmo estágio (nova) e com condições de usinagem idênticas, pois considerou-se a possibilidade de variação no sinal determinada por uma variação na intensidade de deformação do cavaco quando se usina diâmetros diferentes, visto que a emissão acústica é muito sensível às deformações.

A Figura 5.5 apresenta os valores de V_{RMS} para quatro cortes em cada diâmetro, de 61 e de 39 mm. Observa-se que não há qualquer variação considerável no sinal de EA. Conclui-se que qualquer alteração no comportamento do sinal de EA não deve ser atribuída ao fato de que os cortes foram realizados em diâmetros diferentes.

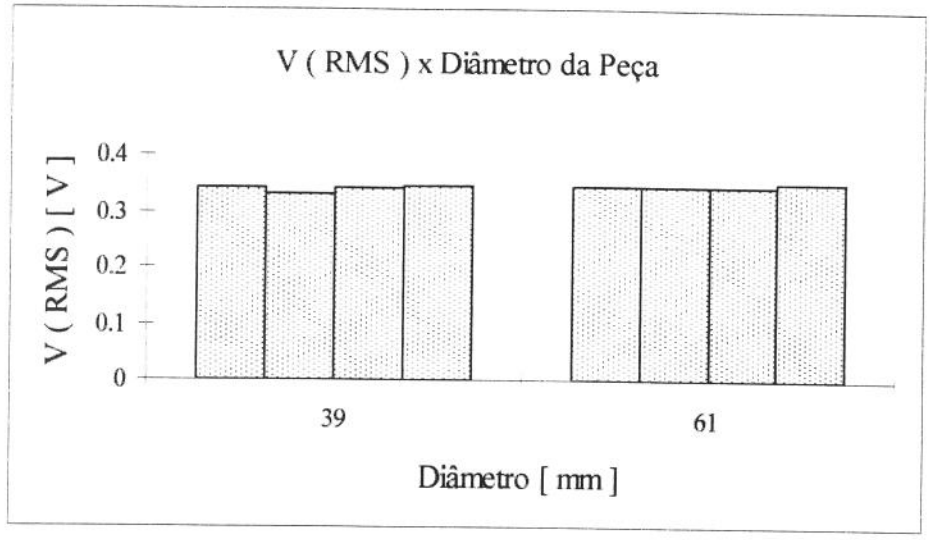


Figura 5.5 – V_{RMS} de EA para dois diâmetros diferentes de um mesmo corpo de prova.

5.3 Ensaios de Monitoramento da Vida da Ferramenta em Operações de Acabamento

Parâmetros de corte: $v_{c1} = 250$ m/min

$v_{c2} = 300$ m/min

$v_{c3} = 350$ m/min

$f = 0,15$ mm/volta

$a_p = 0,7$ mm

A Figura 5.6 mostra o comportamento de V_{RMS} à medida que o percurso de corte (Lc) aumenta para os três valores de velocidade de corte ensaiados. A Figura 5.7 mostra o comportamento da rugosidade da peça usinada (Figura 5.7a: Ra x Lc e Figura 5.7b: R_{MAX} x Lc) contra o percurso de corte, para os mesmos ensaios da Figura 5.6.

A partir desta figuras algumas análises podem ser feitas:

A primeira delas é com relação à influência da velocidade de corte nos valores de rugosidade e emissão acústica no início da vida da ferramenta. A literatura (ver item 3.5.1 – capítulo 3) afirma que V_{RMS} aumenta à medida que a velocidade de corte cresce. Pode-se notar na Figura 5.6, porém, que somente ocorreu um aumento considerável de V_{RMS} quando a velocidade passou de 250 para 300 m/min. Quando a velocidade de corte passou de 300 para

350 m/min, o valor inicial de V_{RMS} permaneceu praticamente constante. A explicação para isto pode estar no fato de que, quando se atinge altas velocidades de corte, as condições de aderência e escorregamento na interface cavaco/ferramenta e ferramenta/peça melhoram, devido à redução do atrito. Isto compensa o aumento da energia de corte dissipada como emissão acústica, ocasionado pelo aumento da velocidade e o sinal se mantém praticamente constante. Com relação à influência da velocidade de corte nos valores de rugosidade no início da vida da ferramenta (Figura 5.7) ela praticamente inexistiu, concordando com o que está citado na literatura (ver capítulo 2– item 2.6.1b) pois não ocorreu a formação de aresta postiça de corte em nenhum dos ensaios, já que a faixa de velocidade trabalhada está muito acima da faixa de formação de aresta postiça de corte.

A segunda análise a ser feita é com relação ao comportamento das curvas de V_{RMS} e rugosidade à medida que o percurso de corte cresce. As curvas de V_{RMS} contra Lc (Figura 5.6) apresentam, inicialmente, valores praticamente constantes, até que, depois de um determinado percurso de corte (que depende da velocidade de corte), acontece um aumento súbito da inclinação da curva. Este comportamento é devido ao crescimento do desgaste de flanco da ferramenta. A Figura 5.8 mostra as curvas de desgaste de flanco (V_B) contra o percurso de corte para as três velocidades de corte ensaiadas. Vê-se que estas curvas são bem semelhantes às curvas de V_{RMS}. O desgaste de flanco cresce moderadamente até que toda a cobertura é removida e a ferramenta começa a realizar o corte com seu substrato. Neste momento, tanto V_B como V_{RMS} crescem subitamente.

O comportamento da rugosidade em função do percurso de corte é um pouco diferente (Figura 5.7). Inicialmente, para valores pequenos de Lc, tanto Ra quanto R_{MAX} apresentam um pequeno decréscimo, não verificado para v_c = 300 m/min. Isto se deve ao chanframento da aresta de corte. A aresta de corte de ferramentas revestidas possui um raio de aresta maior que as ferramentas sem revestimento (tanto maior, quanto maior for a espessura da cobertura). Isto prejudica a rugosidade da peça no início do corte. Após um breve tempo de corte, este raio de aresta desaparece devido ao desgaste da ferramenta, o que faz com que a rugosidade caia. É como se a ferramenta fosse afiada. Depois disso, a rugosidade apresenta um comportamento similar a V_{RMS} e V_B. No entanto, pode-se observar pelas Figuras 5.6 e 5.7 que o aumento brusco da rugosidade acontece um pouco depois do aumento brusco de V_{RMS}, como indicam

as flechas nas Figuras 5.6 e 5.7. As causas para este comportamento da curva de rugosidade são idênticas às causas que fazem V_{RMS} crescer (ou seja, o desaparecimento da cobertura com o crescimento do desgaste), porém a emissão acústica é mais sensível à deterioração da ferramenta do que a rugosidade, o que faz os seus valores crescerem um pouco antes.

A terceira análise a ser feita é com relação à viabilidade de utilização da emissão acústica como parâmetro para monitoramento indireto da vida de ferramentas de torneamento em operações de acabamento. Nestas operações a rugosidade da peça é um dos principais fatores na determinação do fim de vida da ferramenta. Assim, como foi definido no item 4.3.2 (Capítulo 4), adotou-se como critério de fim de vida da ferramenta os valores de Ra = 3,0 μm e R_{MAX} = 13,5 μm e procurou-se estudar o comportamento de V_{RMS} quando os valores de rugosidade chegavam próximos aos acima citados. Interessante notar que sempre que a rugosidade atingia estes valores, ela já se encontrava naquela fase de crescimento súbito.

Não se pode adotar um valor absoluto de V_{RMS} que determine o fim de vida da ferramenta, pois muitos parâmetros de corte influenciam o sinal de EA. Isto só seria possível para uma situação muito específica. Assim, duas outras abordagens foram discutidas, considerando a vida da ferramenta determinada pelo critério de rugosidade. Na primeira, estabeleceu-se que o fim de vida da ferramenta aconteceria quando se atingisse um valor de Lc 300 m maior do que no ponto onde ocorre a mudança brusca da inclinação da curva de V_{RMS} x Lc. Na segunda abordagem o fim de vida da ferramenta ocorre quando o valor de V_{RMS} atinge um valor 40 % maior que o valor médio dos três primeiros pontos adquiridos no início da vida da ferramenta. A Tabela 5.1 mostra os valores de percurso de corte no fim de vida da ferramenta para os diferentes critérios adotados (já adicionados os 300 m).

Alguns pontos desta tabela são dignos de nota:

a) A vida da ferramenta é fortemente influenciada pela velocidade de corte para quaisquer dos critérios adotados, concordando com toda a literatura sobre o assunto.

Tabela 5.1 – Valores da vida da ferramenta em percurso de corte [m] para diferentes critérios de vida.

	CRITÉRIOS (vida dada por Lc [m])			
v_c [m/min]	Ra < 3,0 μm	R_{MAX} < 13,5 μm	V_{RMS} (incl.)	V_{RMS} (40 %)
250	5500	5500	5380	5440
300	3450	3450	3300	3410
350	2000	2000	1800	1750

b) Os dois critérios baseados na emissão acústica gerada pelo processo conseguem detectar o fim de vida da ferramenta com boa precisão. A maior diferença entre o critérios baseados em EA e rugosidade aconteceu para a velocidade de corte igual a 350 m/min, onde tal diferença atingiu 10 % e 12,5 %. Nas outras velocidades a diferença não passou de 4,5 %. Este procedimento evitaria o desperdício de ferramentas em caso de utilização no meio industrial.

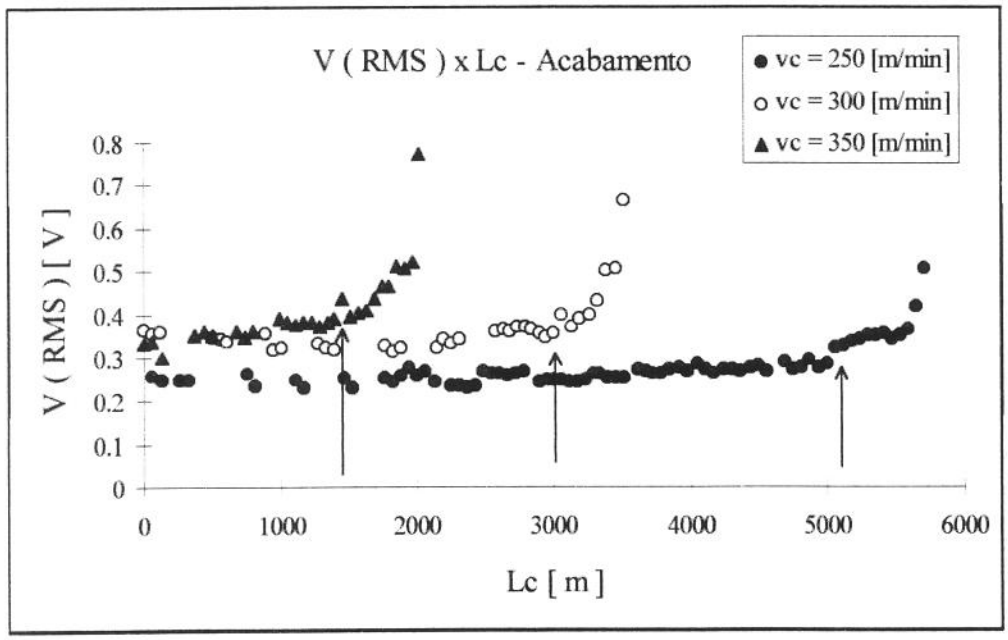


Figura 5.6 – V_{RMS} do sinal de EA em função do percurso de corte ($f = 0,15$ mm/volta e $a_p = 0,7$ mm)

c) Para um caso de quebra ou lascamento da ferramenta de corte o critério de 40 % acima do valor inicial seria adequado já que o sinal de EA cresce muito nestes casos. No entanto, o critério de 300 m além do momento de crescimento súbito da curva V_{RMS} x Lc não pode ser implementado, pois nestes casos o corte deve ser interrompido instantaneamente.

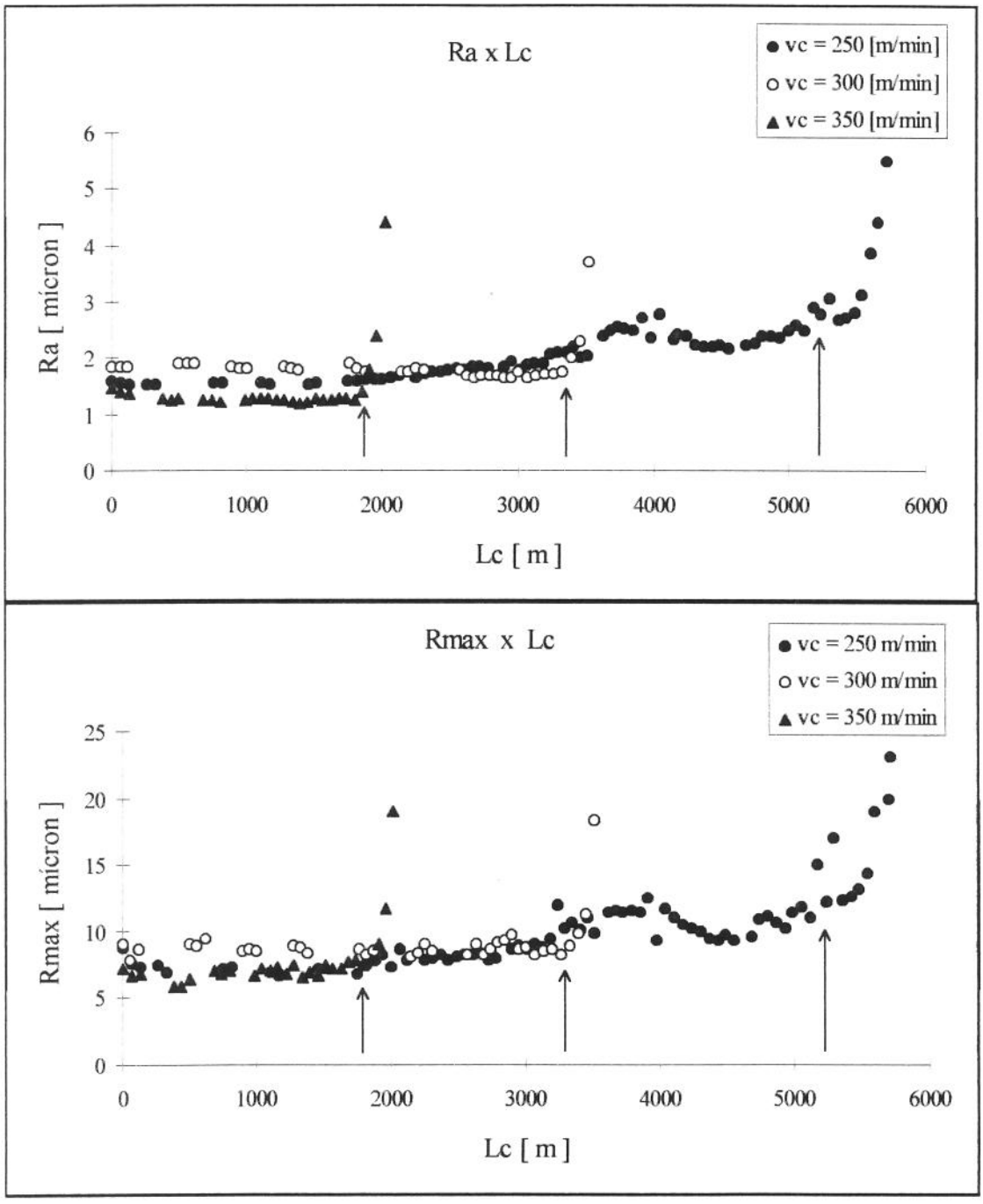


Figura 5.7 – Rugosidade da Peça (Ra e R_{MAX}) em função do percurso de corte ($f = 0,15$ mm/volta e $a_p = 0,7$ mm)

d) Mesmo se os valores limites de Ra e R_{MAX} fossem menores, ainda assim o monitoramento da vida da ferramenta via EA poderia ser aplicado, bastando para isso diminuir o valor de Lc permitido a partir da mudança da inclinação da curva (na análise anterior igual a 300 m) ou diminuir o valor limite de crescimento de V_{RMS} a partir de seu valor inicial (na análise anterior igual a 40 %).

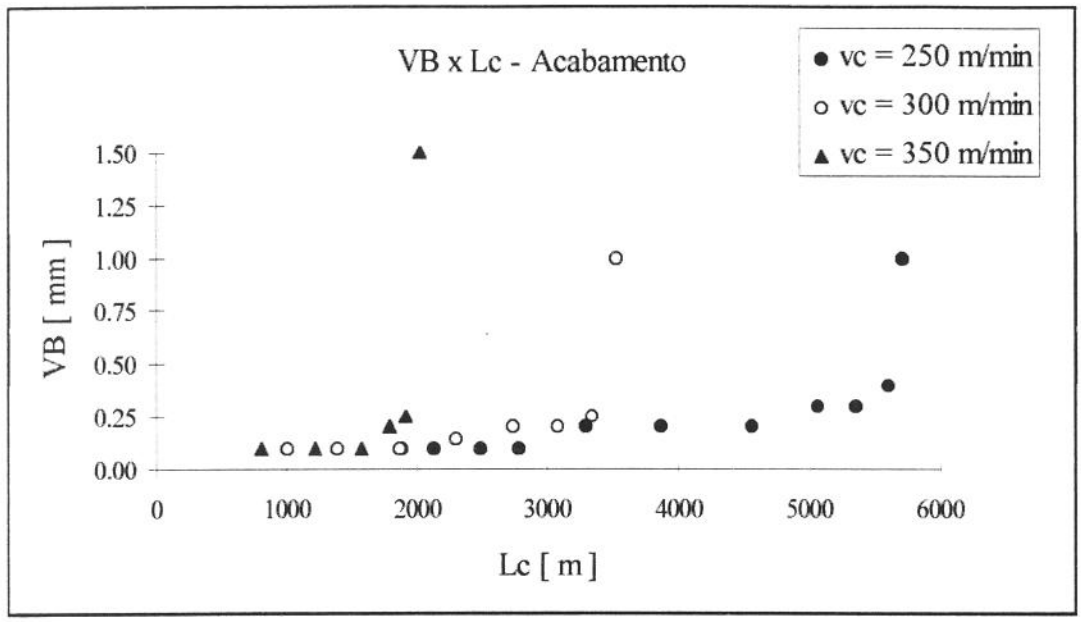


Figura 5.8 – Desgaste de flanco da ferramenta em função do percurso de corte (f = 0,15 mm/volta e a_p = 0,7 mm)

Além destes três ensaios de vida de ferramenta descritos até aqui, sendo um para cada velocidade de corte diferente, mais dois ensaios foram realizados, com velocidade igual a 300 m/min, a fim de verificar a reprodutibilidade do comportamento do sinal e a confiabilidade nos critérios de fim de vida da ferramenta utilizando o sinal de EA. A Figura 5.9 mostra o valor de V_{RMS} do sinal de EA em função do percurso de corte para os dois ensaios. Com relação ao comportamento do sinal de EA observa-se muita semelhança com os ensaios anteriores (Figura 5.6), ou seja, o sinal permanece praticamente constante por muito tempo, até que começa o crescimento súbito quando a ferramenta se aproxima do seu fim de vida. No entanto, os valores iniciais de V_{RMS}, os quais permanecem praticamente constantes por muito tempo, são bem maiores nestes dois ensaios (em torno de 0,48 V) do que no ensaio anterior, para a velocidade de corte igual a 300 m/min, que foi em torno de 0,35 V (diferença de 37 %). Entre os primeiros ensaios e estes últimos o sensor de EA foi retirado da máquina e posteriormente

recolocado. Este fato deve ter causado a diferença nos valores absolutos do sinal. De qualquer maneira, isto evidencia o fato de que não se pode adotar valores absolutos de V_{RMS} do sinal de EA como critério de fim de vida da ferramenta, pois estes valores são facilmente influenciados por quaisquer alterações nas condições de trabalho.

A Figura 5.10 mostra o valor das rugosidades das peças (Ra e R_{MAX}) em função do percurso de corte para os dois últimos ensaios comentados (v_c = 300 m/min). Verifica-se que o comportamento das curvas são semelhantes às anteriores (Figura 5.7).

Com relação aos dois critérios de fim de vida da ferramenta abordados, verifica-se que quanto ao critério do fim de vida para 300 m após o início do aumento brusco da curva de V_{RMS} x Lc, permanece confiável, pois nestes últimos ensaios o sinal de EA também inicia o crescimento antes das rugosidades crescerem, como indicam as flechas nas respectivas figuras. Os valores já adicionados os 300 m estão mostrados na Tabela 5.2. No entanto, quanto ao critério de 40 % acima dos valores iniciais, observa-se que não seria possível para estes dois últimos ensaios. Aqui a porcentagem de crescimento dos valores de V_{RMS}, do início para o fim de vida da ferramenta foi de 15 %, como mostrado na Tabela 5.2.

Tabela 5.2 – Valores da vida da ferramenta em percurso de corte [m] para diferentes critérios de vida (v_c =300 m/min).

	CRITÉRIOS (vida dada por Lc [m])			
	Ra < 3,0 μm	R_{MAX} < 13,5 μm	V_{RMS} (incl.)	V_{RMS} (15 %)
Ensaio 1	2500	2500	2200	2500
Ensaio 2	1900	1900	1650	1900

Com isso, observa-se que o monitoramento do processo de torneamento em acabamento via emissão acústica, em condições semelhantes às deste trabalho, é possível, pois o sinal de EA pode prever o fim de vida da ferramenta de corte, visto que ele inicia um crescimento acentuado antes do crescimento da rugosidade da peça. Mas, adotar um critério com valores

absolutos de V_{RMS} do sinal de EA não é possível, nem mesmo quando se considera um valor absoluto de crescimento do sinal em relação a seus valores iniciais. Então, o critério que considera a inclinação da curva de V_{RMS} x Lc é o que deve ser explorado para implementação a nível industrial. No entanto, é importante ressaltar que o momento do início do crescimento súbito do sinal de EA pode ser confundido com algum momento anterior, pois é possível ocorrer uma seqüência de 3 ou 4 pontos onde o sinal cresce continuamente (por exemplo, devido à variação de sobremedida, como mostrado anteriormente – item 5.2.1b) e a ferramenta se encontrar longe do seu fim de vida. A técnica de redes neurais pode resolver este problema, pois o sistema implementado via rede neural aprende a detectar se o momento avaliado deve ou não ser considerado como um momento de fim de vida da ferramenta ou é apenas uma variação ocasional do comportamento do sinal.

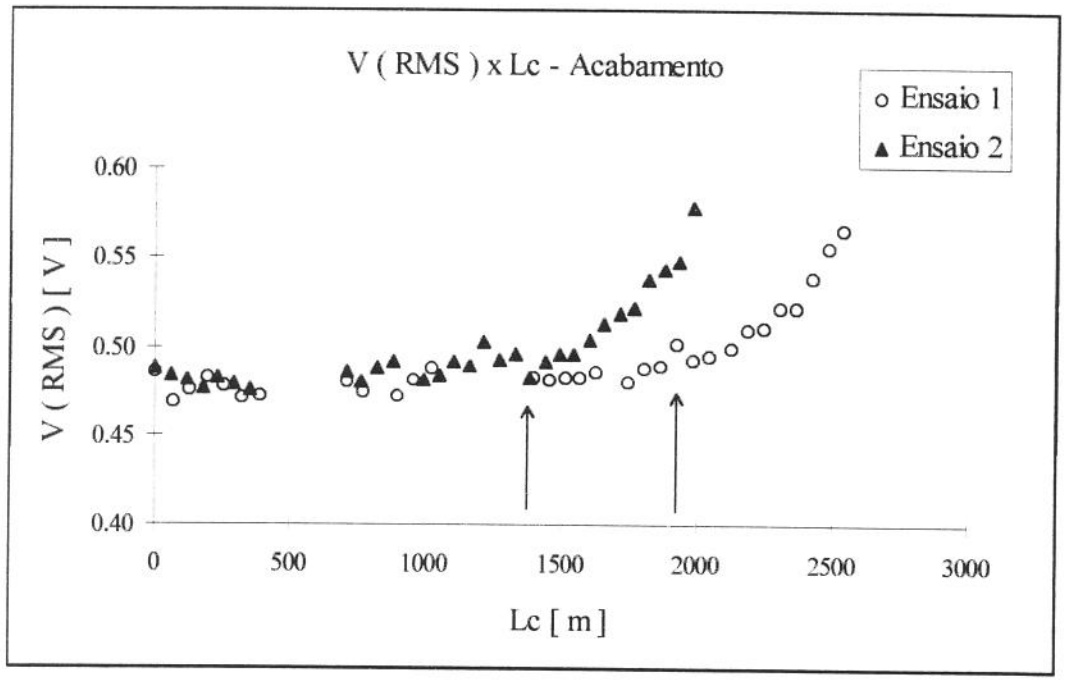


Figura 5.9 – V_{RMS} de EA em função do percurso de corte, para v_c = 300 m/min (f = 0,15 mm/volta e a_p = 0,7 mm)

Outro fato que pode ser observado dos três ensaios realizados à velocidade de 300 m/min, ou seja, com todas as condições de corte iguais, é que a vida da ferramenta apresenta grande variabilidade como foi comentado no Capítulo 2, enfatizando ainda mais a importância do monitoramento do processo de usinagem para a determinação do momento de troca da ferramenta. Na Tabela 5.1 vê-se que a vida da ferramenta, pelo critério da rugosidade da peça,

para velocidade de 300 m/min, foi de 3450, enquanto que, nos outros dois ensaios, cujos valores estão na Tabela 5.2, a vida foi de 2500 e 1900 metros. Isto dá uma variação na vida, da maior para a menor, de 80 %.

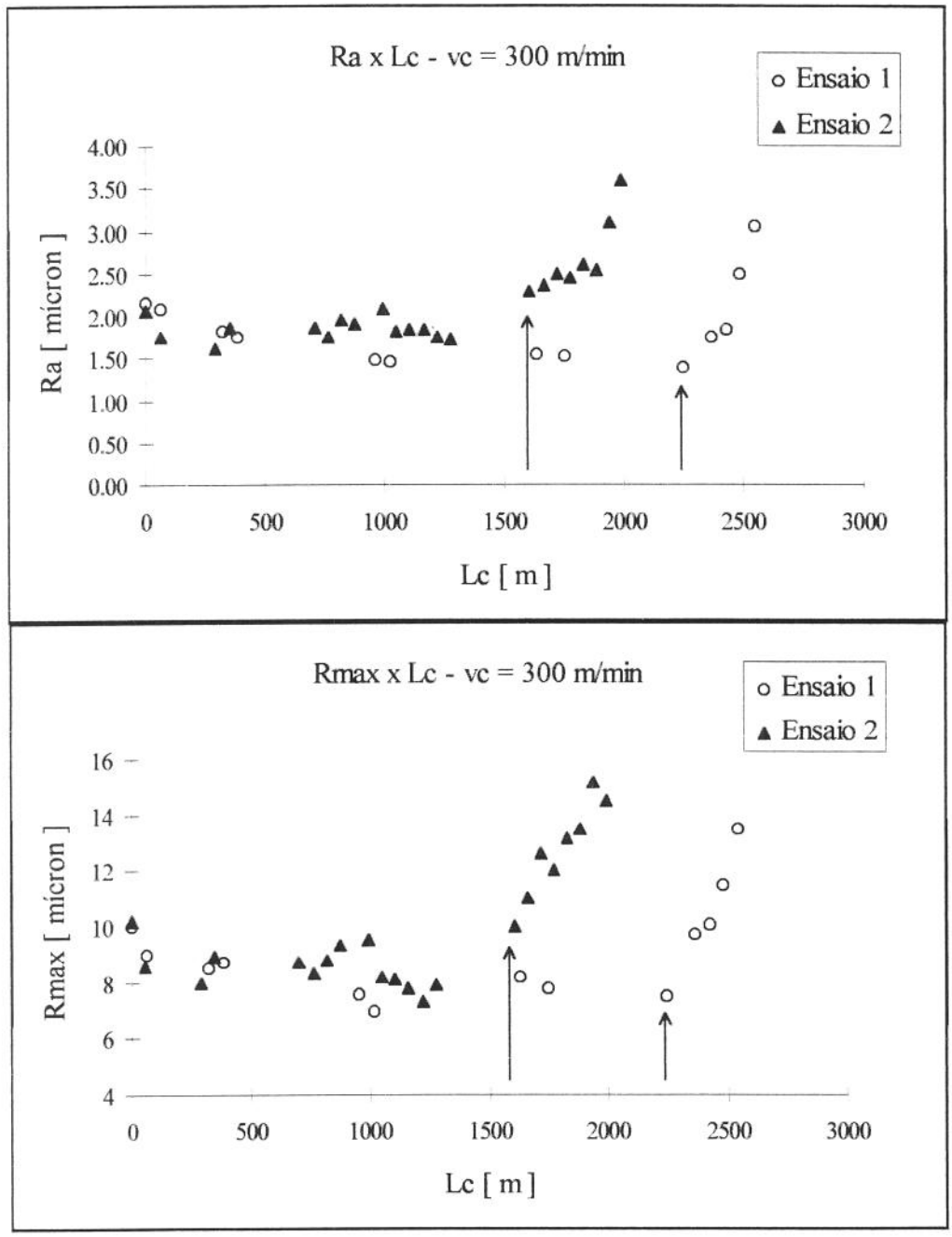


Figura 5.10 – Rugosidade da peça (Ra e R_{MAX}) em função do percurso de corte, para v_c = 300 m/min (f = 0,15 mm/volta e a_p = 0,7 mm)

5.4 Ensaios de Monitoramento da Vida da Ferramenta em Operações de Desbaste

Parâmetros de corte: v_{c1} = 150 m/min

v_{c2} = 200 m/min

v_{c3} = 250 m/min

f = 0,3 mm/volta

a_p = 2,0 mm

A Figura 5.11 mostra o comportamento do sinal de EA (V_{RMS}) em função do percurso de corte (Lc) para as três velocidades de corte ensaiadas. Algumas observações a serem destacadas são:

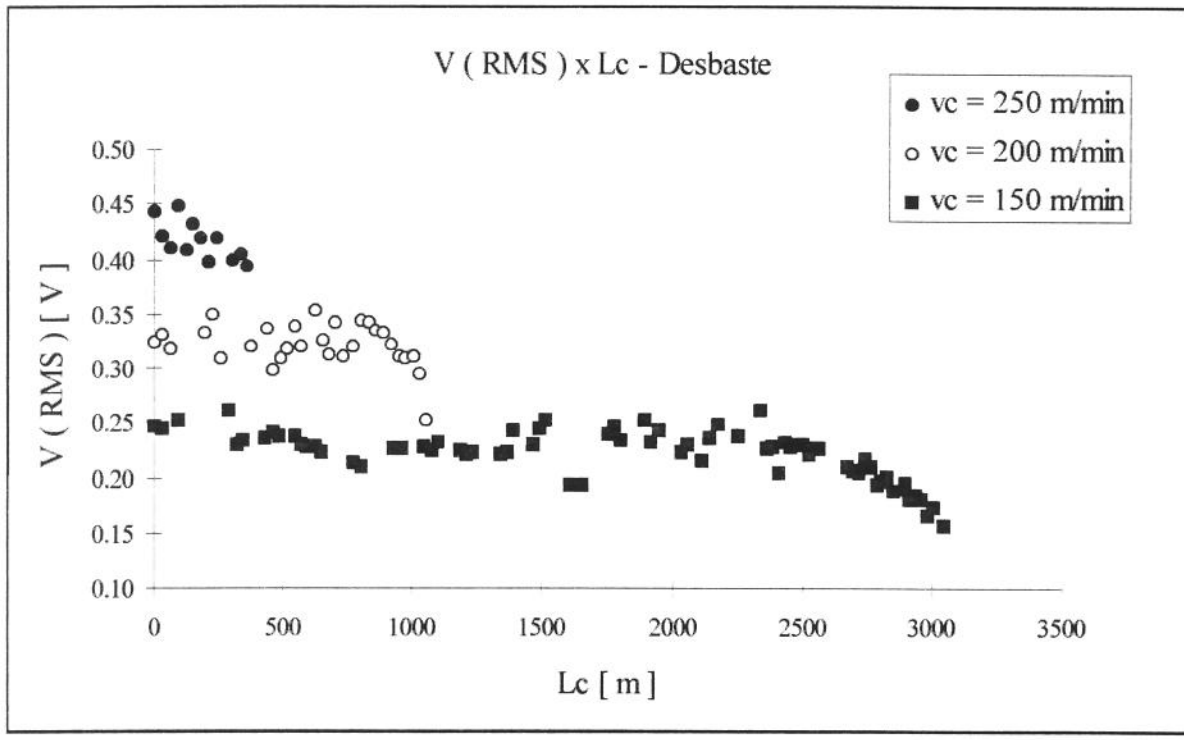


Figura 5.11 – V_{RMS} de EA em função do percurso de corte (f = 0,3 mm/volta e a_p = 2,0 mm)

- O sinal de emissão acústica é fortemente influenciado pela velocidade de corte. Assim, para v_c = 150 m/min, V_{RMS} no início da vida da ferramenta é da ordem de

0,25 V, para v_c = 200 m/min o valor é da ordem de 0,33 V e quando v_c = 250 m/min é em torno de 0,42 V.

- À medida que o percurso de corte cresce, o valor de V_{RMS} apresenta uma dispersão em torno de um valor médio, até que num determinado momento começa a decrescer continuamente. Quando v_c = 250 m/min os valores de V_{RMS} sempre apresentaram uma inclinação negativa. Esta queda do sinal de EA fez despertar o interesse em realizar o ensaio complementar descrito no item 5.2.2, pois suspeitou-se que a queda era devido a diminuição do diâmetro das peças usinadas, onde o material poderia apresentar dureza menor. Mas os testes do item 5.2.2 mostraram que a variação no diâmetro das peças não influenciaram o sinal de EA.

A Figura 5.12 mostra o crescimento do desgaste de flanco V_B em função do percurso de corte para as três velocidades, ou seja, para os três ensaios mostrados na Figura 5.11. Verifica-se que o desgaste de flanco apresenta um crescimento inicial lento até um determinado momento em que cresce rapidamente, levando a ferramenta ao fim de vida.

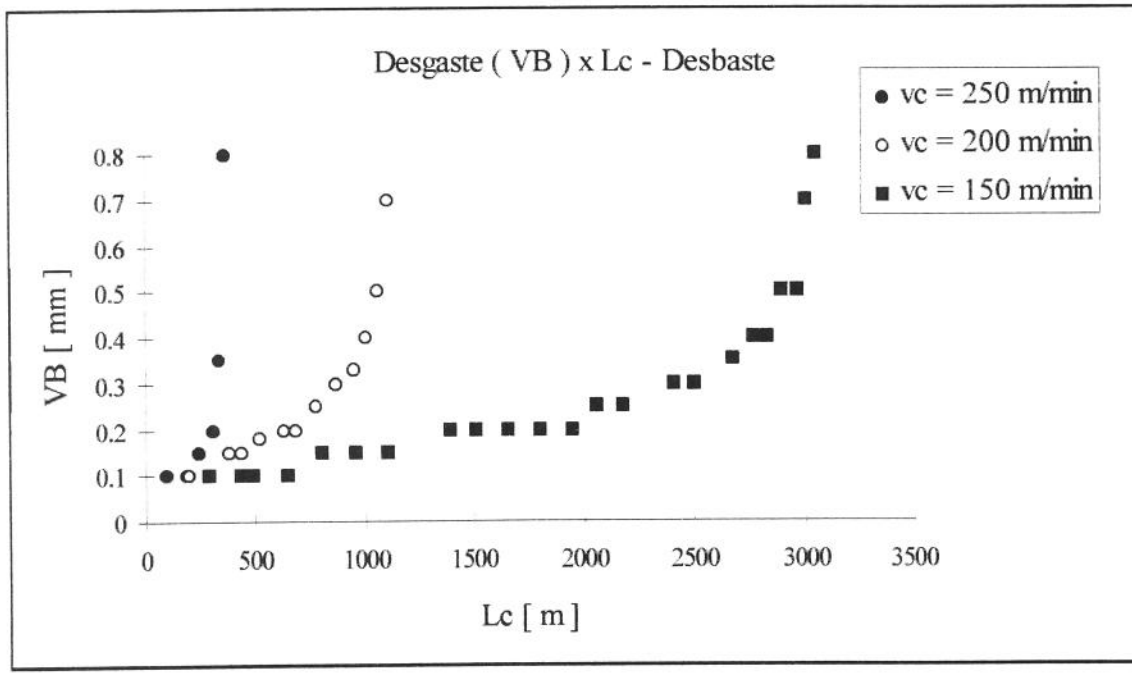


Figura 5.12 – Desgaste de flanco V_B em função do percurso de corte (f = 0,3 mm/volta e a_p = 2,0 mm)

Para as operações de desbaste não foi estabelecido inicialmente um critério de fim de vida da ferramenta, pois nestas operações não há muita preocupação com a rugosidade da peça e as tolerâncias dimensionais não são geralmente apertadas. Então, a ferramenta era considerada em fim de vida quando se observava um desgaste muito grande e, conseqüentemente, uma peça bastante danificada. No entanto, observou-se que para um desgaste de flanco em torno de 0,5 mm a ferramenta já está muito próxima de seu fim de vida, porque a partir daí a evolução do desgaste é muito rápida, devido ao aumento da área de atrito peça/ferramenta, com conseqüente aumento da temperatura de corte, e também devido à remoção da cobertura da ferramenta.

Com relação à vida da ferramenta, observa-se, tanto na Figura 5.11 como na Figura 5.12, que quanto maior a velocidade de corte menor é a vida da ferramenta.

A fim de observar a reprodutibilidade no comportamento do sinal de EA foram realizados mais ensaios à velocidade de 200 m/min, por ser a mais indicada para as condições de corte utilizadas. Assim, mais um ensaio foi realizado, idêntico aos anteriores (Figura 5.11). Este ensaio está mostrado na Figura 5.13 como ensaio 2, juntamente com o ensaio 1 que é o mesmo mostrado na Figura 5.11 para v_c = 200 m/min. Ou seja, a Figura 5.13 mostra dois ensaios realizados sob as mesmas condições. Verifica-se uma variação na vida da ferramenta maior que 25 % (Lc ≅ 1050 m para o ensaio 1 e Lc ≅ 800 m para o ensaio 2). Mais uma vez, assim como nos ensaios de acabamento, a variação na vida das ferramentas quando operam nas mesmas condições mostra a necessidade do monitoramento do processo.

Após este último ensaio realizado observou-se que a partir de um determinado grau de desgaste da ferramenta, o diâmetro das peças variavam consideravelmente. Isto provavelmente ocorria devido a um afastamento da aresta de corte causado pelo crescimento do desgaste de flanco, que resultava numa diminuição da profundidade de usinagem efetiva (real). Assim, decidiu-se então, a realização de mais dois ensaios nas mesmas condições com v_c = 200 m/min, mas corrigindo a posição da ferramenta sempre que fosse observada uma variação no diâmetro das peças, para que a profundidade de usinagem permanecesse sempre constante (a_p = 2,0 mm) até o fim de vida da ferramenta. A Figura 5.14 mostra o resultado destes dois últimos ensaios realizados com correção da profundidade de usinagem. Esta figura mostra que depois de um

determinado percurso de corte o sinal de EA cresce; ao contrário do ocorrido nos ensaios anteriores onde a profundidade de usinagem não foi corrigida.

Então, a queda no sinal de EA mostrada nas Figuras 5.11 e 5.13 é devido à diminuição na profundidade de usinagem real causada pelo crescimento do desgaste de flanco provocando o afastamento da aresta de corte.

Concluindo esta observação, vê-se que nos ensaios realizados, a diminuição da profundidade de usinagem causada pelo desgaste, teve influência mais forte no sinal de EA que o aumento da área de atrito causada pelo crescimento do desgaste, o que fez o sinal cair nos primeiros ensaios. Nos ensaios em que se corrigia a posição da ponta da ferramenta, mantendo a profundidade constante, a influência do desgaste frontal no sinal de EA se fez notar e o sinal cresceu.

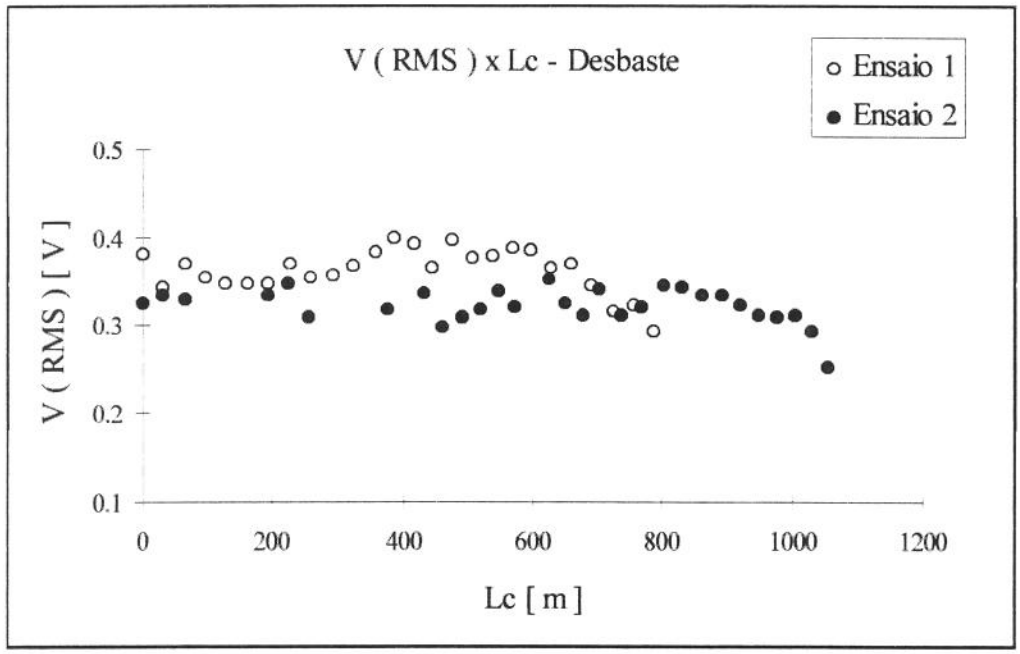


Figura 5.13 – V_{RMS} de EA em função do percurso de corte, para v_c = 200 m/min, sem correção da profundidade de usinagem (f = 0,3 mm/volta e a_p = 2,0 mm)

De toda essa discussão, pode-se retirar algumas aplicações práticas no sentido de se estabelecer uma estratégia de utilização da emissão acústica no monitoramento do processo de torneamento em desbaste com ferramentas de metal duro revestida. Pôde-se ver que a EA

pode ser usada como um parâmetro para estabelecer o momento em que se precisa fazer alguma correção na posição da ponta da ferramenta (o sinal de EA começa a cair). Além disso, a emissão acústica pode também ser utilizada no estabelecimento do fim da vida da ferramenta. Em um processo controlado, onde se corrige a posição da ponta da ferramenta freqüentemente, a repetição continuada do crescimento do valor do RMS da emissão acústica, indicando uma inclinação positiva consistente da curva deste parâmetro contra o percurso de corte, indica que o momento de substituição da ferramenta está próximo. Assim, algum critério de fim de vida pode ser implementado.

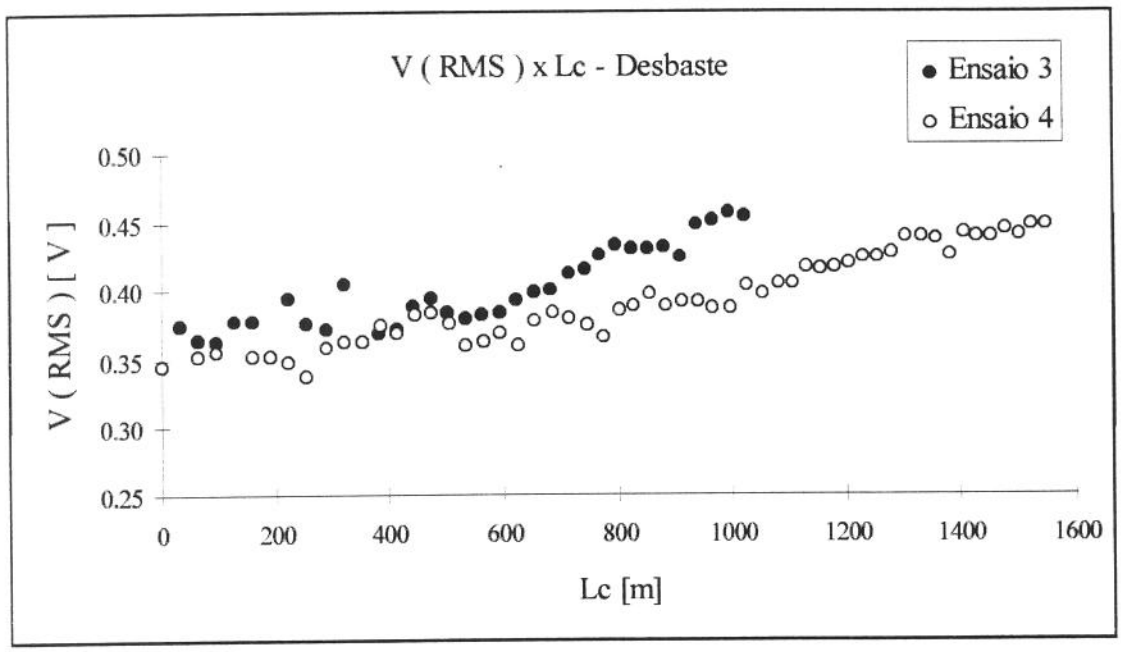


Figura 5.14 – V_{RMS} de EA em função do percurso de corte, para v_c = 200 m/min, com correção da profundidade de usinagem (f = 0,3 mm/volta e a_p = 2,0 mm)

Para as condições deste trabalho verifica-se que o sinal de EA (V_{RMS}) é muito sensível à profundidade de usinagem, assim como foi mostrado no item 5.2.1 e também como mostrado nos trabalho de Pan e Dornfeld (1986) e Lee et al. (1988) apresentados no item 3.5.2 do Capítulo 3.

A Figura 5.14 também mostra uma grande diferença na vida das ferramentas operando nas mesmas condições (da ordem de 50 %).

5.5 Desvio Padrão do Sinal de EA

O desvio padrão é uma medida muito usada na comparação de diferenças entre conjuntos. Ele determina a dispersão dos valores em relação à média. Por isso, o desvio padrão é bastante citado em trabalhos de análise do sinal de emissão acústica como parâmetro para análise do comportamento do sinal. Assim sendo, neste trabalho também foi feito um acompanhamento no comportamento do desvio padrão do V_{RMS} do sinal de EA, a fim de verificar se é possível a utilização deste parâmetro para a determinação do fim de vida da ferramenta de corte. Cada ponto da Figura 5.15 é o desvio padrão dos 2000 pontos do sinal V_{RMS} de EA adquiridos em cada passada da ferramenta na peça, ou seja, em cada sinal adquirido durante um corte.

A Figura 5.15 mostra os valores de desvio padrão para cada corte realizado no ensaio com v_c = 300m/min mostrado na Figura 5.6, em função do percurso de corte. Verifica-se que o desvio padrão é praticamente constante ao longo da vida da ferramenta, ou seja, não é sensível ao desgaste da ferramenta, a não ser quando ela está totalmente deteriorada, fora de condições de uso, como mostra o último ponto da curva. Ou seja, qualquer critério de fim de vida estabelecido permitiria à ferramenta continuar em uso até ser observado uma alteração significativa no desvio padrão de V_{RMS} do sinal de EA, o que acontece muito tardiamente, mostrando que o desvio padrão não se presta à determinação do fim de vida da ferramenta. Isto foi verificado também para os outros ensaios mostrados na Figura 5.6 (operações de acabamento) e na Figura 5.9 (operações de desbaste).

Estes resultados diferem do resultado do trabalho feito por Inasaki e Yonetsu (1981), citado no item 3.6.1, provavelmente devido às diferentes condições de usinagem. No entanto, o trabalho realizado por Moriwaki e Tobito (1990), apresentado no item 3.7, pode explicar o comportamento do desvio padrão do sinal de EA durante a vida da ferramenta neste trabalho, pois os autores comentam que "o material da superfície de folga não afeta o tipo do sinal de EA (contínuo ou de pico)". Como no presente trabalho não houve desgaste de cratera e também, a superfície de saída é revestida com TiN que diminui muito o atrito, então o desvio padrão manteve-se constante.

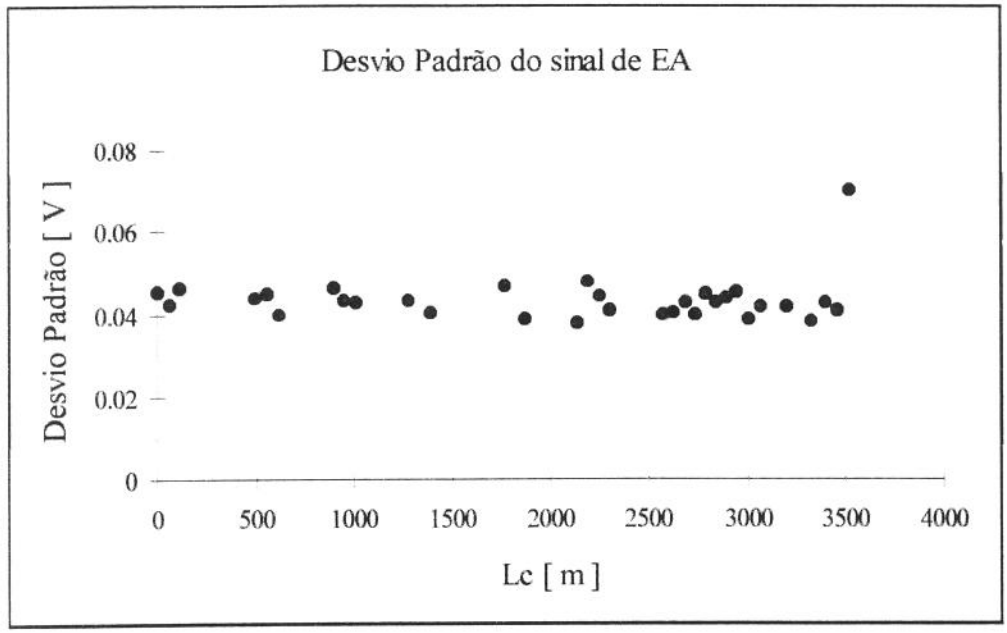


Figura 5.15 – Desvio padrão de V_{RMS} do sinal de EA em função do percurso de corte, para um ensaio de vida da ferramenta (v_c = 300 m/min; f = 0,15 mm/volta; a_p = 0,7 mm)

Um dos ensaios realizados durante este trabalho mereceu uma atenção especial. Foi numa operação de acabamento com v_c = 300 m/min (f = 0,15 mm/volta e a_p = 0,7 mm). O sinal de V_{RMS} vinha apresentando o mesmo comportamento mostrado nos outros ensaios realizados com as mesmas condições. O mesmo acontecia com os valores de rugosidades (Ra e R_{MAX}), quando, num dado momento, a ferramenta lascou-se, impossibilitando a continuidade do ensaio. Ao analisar-se mais detalhadamente os sinais adquiridos, verificou-se que os valores de desvio padrão estiveram, desde o início da vida da ferramenta até o lascamento, bem acima dos valores dos outros ensaios onde não houve lascamento. A Figura 5.16 mostra os valores de desvio padrão em função do percurso de corte para o ensaio com lascamento e um ensaio sem lascamento, ambos à velocidade de 300 m/min e todas as condições de corte idênticas.

Como não foi observado nenhum problema de fixação ou vibração da ferramenta e não houve alteração significativa nos valores de rugosidade da peça, concluiu-se que a ferramenta que sofreu lascamento apresentava algum defeito de fabricação, possivelmente uma microtrinca que pode ser vista como um macrodefeito na estrutura do material e isto acarretou forte alteração no desvio padrão do sinal de EA, sem alterar significativamente o valor de V_{RMS} do sinal. Portanto, se o desvio padrão não é um bom parâmetro para a determinação do fim de

vida da ferramenta, devido ao crescimento do desgaste, ele pode ser um bom parâmetro para identificar um defeito na estrutura do material da ferramenta, determinando sua substituição antes do lascamento ou quebra que, normalmente, é muito prejudicial a todo sistema máquina/ferramenta devido aos picos de força de corte originados nestas situações, além de danificar a peça usinada.

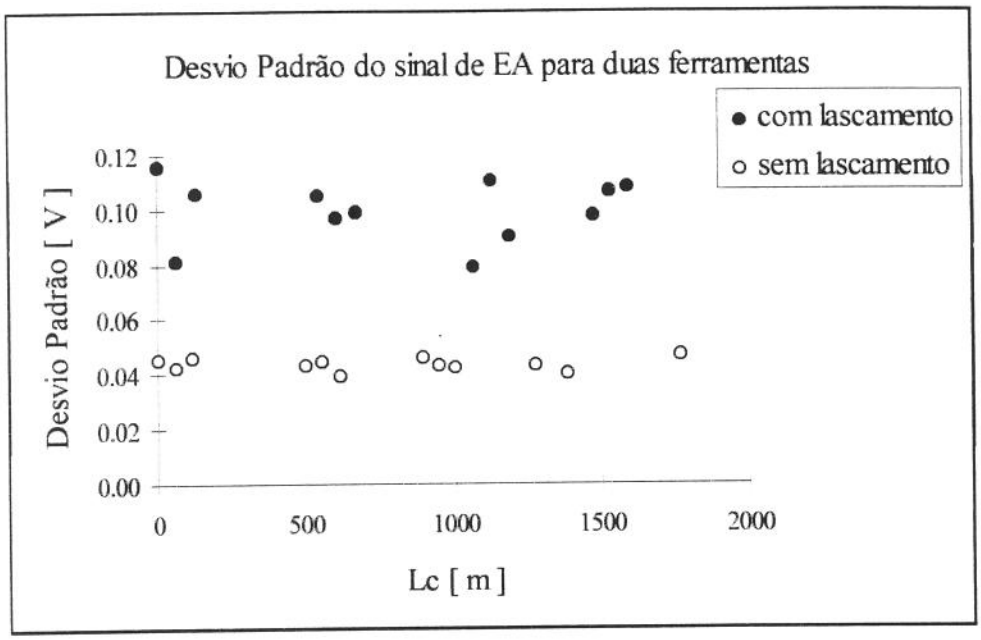


Figura 5.16 – Desvio padrão de V_{RMS} do sinal de EA em função do percurso de corte, para uma ferramenta que sofreu lascamento e outra que não sofreu lascamento (v_c = 300 m/min; f = 0,15 mm/volta; a_p = 0,7 mm)

Finalizando este capítulo, é importante salientar que durante os ensaios não foi observado desgaste de cratera. Apenas um "polimento" na superfície de saída da ferramenta era observado. A ausência do desgaste de cratera é devido às camadas de cobertura, principalmente à cobertura mais externa de TiN que diminui muito o atrito cavaco/ferramenta, diminuindo a temperatura nesta região e não propiciando os mecanismos de desgaste por difusão e adesão, que são os principais responsáveis pela formação da cratera como foi visto no item 2.3 do Capítulo 2. Assim, o fim de vida da ferramenta sempre se deu devido ao crescimento do desgaste de flanco. Ainda, considerando o que foi discutido no item 3.2, ou seja, o sinal de EA gerado na zona primária de deformação sofre grande atenuação, e a inesistência da cratera, o crescimento do sinal de EA aqui é basicamente gerado pelo desgaste de flanco.

Capítulo 6: CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA PRÓXIMOS TRABALHOS

Com base nos resultados obtidos neste trabalho, algumas conclusões são relatadas, seguidas de sugestões para próximos trabalhos.

A variação na vida das ferramentas de corte, como comentado nos itens 1.1 e 2.5, a qual é um dos aspectos que motiva a pesquisa em monitoramento do processo de usinagem, foi confirmada também neste trabalho. Ou seja, para as mesmas condições de usinagem, os três ensaios em operações de acabamento com velocidade de 300 m/min resultaram em vidas bastante diferentes. O mesmo aconteceu nos ensaios em operações de desbaste com velocidade de 200 m/min.

A inexistência do desgaste de cratera em todos os ensaios realizados confirma o efeito benéfico dos revestimentos com relação ao desgaste da ferramenta, conforme descrito no item 2.4. Portanto, a variação ocorrida no sinal de emissão acústica se deve, basicamente, ao crescimento do desgaste de flanco da ferramenta, o qual é o responsável pelo fim de vida da ferramenta para as condições de usinagem deste trabalho.

O sinal de EA (V_{RMS}) altera-se substancialmente quando o fim de vida da ferramenta está próximo. Ele sempre cresce em operações de acabamento e para operações de desbaste diminui se não houver correção na profundidade de usinagem efetiva e aumenta se a mesma for corrigida. Portanto, é possível a determinação do momento de troca da ferramenta através da implementação de algum algoritmo matemático que possa identificar o momento de alteração na inclinação da curva V_{RMS} x Lc indicando que o fim de vida da ferramenta está próximo e a operação deve ser interrompida. Neste trabalho, estabeleceu-se que a operação de usinagem deve ser interrompida quando o percurso de corte Lc for 300 m maior que o ponto onde

ocorreu a mudança brusca na inclinação da curva de V_{RMS} x Lc para operações de acabamento. No entanto, é importante salientar que a determinação deste ponto não é fácil de se conseguir num processo "on-line" onde a curva V_{RMS} x Lc é levantada durante a monitoração e não previamente.

Em operações de desbaste o sinal de EA diminui devido ao desgaste de flanco pronunciado, provocando o afastamento da aresta de corte em relação à peça, o que causa um aumento no diâmetro usinado. Quando isto acontece a ferramenta ainda está em condições de uso. Então é possível a implementação de um sistema para correção da profundidade de usinagem, para que a dimensão da peça não fuja da faixa de tolerância prevista, e a ferramenta pode ser utilizada por mais algum tempo. Com isto, o sinal deve crescer. Então o sistema implementado poderá prever o fim de vida da ferramenta considerando a inclinação ascendente da curva V_{RMS} x Lc com as mesmas considerações citadas no parágrafo anterior.

Com relação ao desvio padrão do sinal de EA, mostrou-se que não há alteração deste parâmetro ao longo da vida da ferramenta para as condições deste trabalho. No entanto, verificou-se que é um bom parâmetro para a detecção de defeitos internos na ferramenta, como uma microtrinca por exemplo, evitando sua quebra ou lascamento que são acontecimentos muito danosos ao processo de usinagem.

Algumas sugestões para novos trabalhos são consideradas a seguir.

Uma análise do comportamento do sinal de EA com a variação de outras condições de usinagem como o avanço, o material usinado, outras ferramentas de corte, etc., no sentido de verificar o comportamento da curva de V_{RMS} x Lc, objetivando a possibilidade de identificação do momento de troca da ferramenta de corte. Ainda, a análise do comportamento desta curva para outros processos de usinagem como fresamento, furação, etc.

A implementação de um algoritmo matemático que possa identificar o ponto de mudança na inclinação da curva de V_{RMS} x Lc e determinar o momento de troca da ferramenta de corte, assim como, sua implementação a nível de chão de fábrica.

A seleção de ferramentas de corte com defeitos internos (microtrincas) utilizando equipamentos de raio-X ou microscópios, para a realização de ensaios e verificação do desvio padrão do V_{RMS} do sinal de EA, visando a confirmação de que este parâmetro apresenta valores bem acima dos verificados quando não há macrodefeitos na estrutura interna do material da ferramenta.

Utilização de técnicas de Redes Neurais para a análise do sinal de emissão acústica, com a finalidade de se determinar automaticamente o fim de vida da ferramenta de torneamento, pois a utilização desta técnica torna possível a identificação de alarmes falsos com relação às alterações do sinal de EA ao longo da vida da ferramenta.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Agostinho, O. L., Rodrigues, A. C. S. e Lirani, J., 1977, "Tolerâncias, Ajustes, Desvios e Análise de Dimensões", Ed. Edgard Blücher Ltda, pp. 213-215

Baldo, E. D., 1994, "Redução do Ciclo de Retificação Cilíndrica de Mergulho com Auxílio da Emissão Acústica", Tese de Mestrado, Universidade Estadual de Campinas, Campinas-SP, Brasil.

Barrow, G., 1973, "A Review of Experimental and Theoretical Techniques for Assessing Cutting Temperatures", Annals of the CIRP, Vol. 22, pp. 203-211.

Beattie, R. J., 1983, "Acoustic Emission, Principles and Instrumentation", Journal of Acoustic Emission, Vol. 2, pp. 95-128.

Blum, T. and Inasaki, I., 1990, "A Study on Acoustic Emission from the Orthogonal Cutting Process", Journal of Engineering for Industry, Vol. 112, pp. 203-211.

Bonifácio, M. E. R., 1993, "Monitoramento do Processo de Torneamento de Acabamento Via Sinais de Vibração", Tese de Mestrado, Universidade Estadual de Campinas, Campinas-SP, Brasil.

Boothroyd, G., Eagle, J. M. and Chisholm, W. J., 1967, "Effects of Tool Flank Wear on the Temperatures Generated During Metal Cutting", Proceedings of the 8th International Machine Tool Design and Research Conferency, pp. 667-680.

Brink, R., 1986, "Revestimento de TiN através do processo PVD e sua utilização em ferramentas", Ciclo de Palestras Internacionais, 16ª Feira da Mecânica Nacional, São Paulo.

Carlsson, T. E. and Strand, F., 1992, "A Statistical Model for Prediction of Tool Life as a Basis for Economical Optimization of the Cutting Process", Annals of the CIRP, Vol. 41, pp. 79-82.

Catálogo Sandvik Coromant G1000: 4 – SPA, 93/94, "Herramientas de Tornear".

Chattopadhyay, A. K., Chattopadhyay, A. B., 1982, "Wear and Performance of Coated Carbide and Ceramic Tools", Wear, Vol.80, pp. 239-258.

Chryssolouris, G. and Domroese, M., 1989, "Some Aspects of Acoustic Emission Modelling for Machining Control", Proceedings of 17th NAMRC, May, pp. 228-234.

Cohen, P. H. and Black, J. T., 1977, "Discussion", Journal of Engineering for Industry, August, pp. 528-531.

Colding, B. and Konig, W., 1971, "Validity of the Taylor Equation in Metal Cutting", Annals of the CIRP, Vol. 19, pp. 793-812.

Colding, B. and Novak, A., 1981, "Sensing of Workpiece Diameter, Vibration and Out-off-roundness by Laser-way to Automate Quality Control", Annals of the CIRP, Vol 30, pp. 473-476.

Constantinides, N. and Bennet, S., 1987, "An Investigation of Methods for the On-Line Estimation of Tool Wear", International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 27, pp. 225-237.

Cook, N. H., 1973, "Tool Wear and Tool Life", Journal of Engineering for Industry, November, pp. 931-938.

Cook, N. H., 1986, "Manufacturing Analysis", Addison-Wesley Publishing Company, Reading, MA.

Cook, N. H. and Subramanian, K. 1978, "Micro-Isotope Tool Wear Sensor", Annals of the CIRP, Vol. 27, pp. 73 - 78.

Dan, L. and Mathew, J., 1990, "Tool Wear and Failure Monitoring Techniques for Turning – A Review", International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 30, pp. 579-598.

Diei, E. N. and Dornfeld, D. A., 1987 "A Model of Tool Fracture Generated Acoustic Emission During Machining", Journal of Engineering for Industry, Vol. 109, pp. 227-233.

Diniz, A. E., 1989, "A Rugosidade Superficial da Peça em Processo de Torneamento: Critério de Fim de Vida e Fatores de Influência", Tese de Doutorado, Universidade Estadual de Campinas, Campinas-SP, Brasil.

Diniz, A. E., Liu, J. J. and Dornfeld, D. A., 1992, "Correlating Tool Life, Tool Wear and

Surface Roughness by Monitoring Acoustic Emission in Finish Turning", Wear, Vol. 152, pp. 395-407.

El Gomayel, J. I. and Bregger, K. D., 1986, "On-Line Tool Wear Sensing for Turning Operations", Journal of Engineering for Industry, Vol. 108, pp.44-47.

Ferraresi, D., 1977, "Fundamentos da Usinagem dos Metais", Editora Edgard Blücher Ltda.

Filatov, S. V., 1982, "Acoustic Emission in the Abrasive Wear of Metals", Wear, Vol. 3, pp 138-140.

Giusti, F. and Santochi, M., 1979, "Development of a Fibre Optic Sensor for in Process Measurement of Tool Flank Wear", Proceedings of the 20th International Machine Tool Design and Research Conference, pp. 351-360.

Giusti, F. and Santochi, M., Tantussi, G., 1984, "A Flexible Tool Wear Sensor for NC Lathes", Annals of the CIRP, Vol. 33, pp. 229-232.

Hanchi, J. and Klamecki, B. E., 1991, "Acoustic Emission Monitoring of the Wear Process", Wear, Vol. 145, pp. 1-27.

Inasaki, I., Aida, S. and Fukuoka, S., 1987, "Monitoring System for Cutting Tool Failure Using an Acoustic Emission Sensor", International Journal of the Japan Society of Mechanical Engineering, Vol. 30, n° 261, pp. 523-528.

Inasaki, I. and Yonetsu, S., 1981, "In-Process Detection of Cutting Tool Damage by Acoustic Emission Measurement", Proceedings of 22nd. MTDR Conference, pp. 261-268.

Iwata, K., Moriwaki, T. and Takenaka, N., 1977, "An Application of Acoustic Emission Measurement to In-process Sensing of Tool Wear", Annals of the CIRP, Vol. 25, pp. 21 - 26.

Jetly, S., 1984, "Measuring Cutting Tool Wear On-Line: Some Practical Considerations", Manufacturing Engineering, July 1984, pp. 55-60.

Jiang, C., Zhang, Y. and Xu, H., 1987, "In-Process Monitoring of Tool Wear Stage by the Frequency Band-Energy Method", Annals of the CIRP, Vol. 36, pp. 45-48.

Kakino, Y., 1980, "In-Process Detection of Tool Breakage by Monitoring Acoustic Emission", Proceedings of the International Conference on Cutting Tool Materials, American Society for Metals, pp. 25-39.

Kannatey-Asibu, Jr., E. and Dornfeld, A. D., 1981, "Quantitative Relationships for Acoustic Emission from Orthogonal Metal Cutting", Journal of Engineering for Industry, Vol. 103, pp. 330-340.

Konig, W., Langhammer, K. and Schemmel, H. U., 1972, "Correlation Between Cutting Force Components and Tool Wear", Annals of the CIRP, Vol. 21, pp. 19-20.

Lan, M. S. and Dornfeld, D. A., 1984, "In-Process Tool Fracture Detection", Journal Engineering Mater. Technology, Vol. 106, pp. 111-118.

Lan, M. S. and Dornfeld, D. A., 1986, "Acoustic Emission in Machining - Process Analysis and Control", Advanced Manufacturing Processes, Vol. 1, pp. 1-21.

Lan, M. S. and Dornfeld, D. A., 1983, "Chip Form Detection Using Acoustic Emission", Proceedings of 11th NAMRC, Madison, pp. 386-389.

Lan, M. S. and Dornfeld, D. A., 1982, "Experimental Studies of Tool Wear via Acoustic Emission", Proceedings of the 10th NAMRC, Hamilton, Canada, pp. 305-311.

Lee, M., Wildes, D. G., Hayashi, S. R. and Keramati, B., 1988, "Effects of Tool Geometry on Acoustic Emission Intensity", Annals of the CIRP, Vol. 37, pp. 57-60.

Lenz, J. E., 1989, "Flexible Manufacturing: Benefits for the Low-Inventory Factory", Marcel Dekker, Inc., New York, pag 204.

Levi, R., Villa, A., Quaglia, G., Chiara, R. and Rutelli, G., 1985, "An Expert Control System for Tool Life Manegement in Flexible Manufacturing Cells", Annals of the CIRP, Vol. 34, pp. 87-90.

Liang, S. Y. and Dornfeld, D. A., 1987, "Detection of Cutting Tool Wear Using Adaptive Time Series Modeling of Acoustic Emission Signal", ASME Winter Annual Meeting, Boston.

Lingard, S. and Ng, K. K., 1989, "An Investigation of AE in Sliding Friction and Wear of Metals", Wear, Vol. 130, pp. 367-379.

Lister, P. M. and Barrow, G., 1986, "Tool Condition Monitoring Systems", Proceedings of the 26 International Machine Tool Design and Research Conference, pp.271.

Mannan, M. A. and Broms, S. 1989, "Monitoring and Adaptive Control of Cutting Process by Means of Motor Power and Current Measurements", Annals of the CIRP, Vol. 38, pp. 347-350.

Marcondes, F. C., 1990, "A História de Metal Duro", Unida Artes Gráficas e Editora Ltda.

Merchant, M. E., 1950, "Fundamentals of Cutting Fluid Action", Lubrification Engineering, Park Ridge, pp. 163-167.

Micheletti, G. F., De Filippi, A. and Ippolito, R., 1968, "Tool Wear and Cutting Forces in Steel Turning", Annals of the CIRP, Vol. 16, pp. 353-360.

Moriwaki, T., 1983, "Application of Acoustic Emission Measurement to Sensing of Wear and Breakage of Cutting Tool", Society of Precision Engineering, Japan, Vol. 17, pp. 154-160.

Moriwaki, T. and Tobito, M., 1990, "A New Approach to Automatic Detection of Life of Coated Tool Based on Acoustic Emission Measurement", Journal of Engineering for Industry, Vol. 112, pp. 212-218.

Naerheim, Y. and Lan, M. S., 1988, "Acoustic Emission Reveals Information about the Metal Cutting Process and Tool Wear", Proceedings of 16th NAMRC, May, pp. 240-244.

Nakayama, K., Ogawa, M. and Takeyama, H., 1978, "Basic Rules on the Form of Chip in Metal Cutting", Annals of the CIRP, Vol. 27, pp. 17-21.

Ono. T. and Takeyama, H., 1992, "A Study of the Cutting Tool Wear Mechanism on the Minor Flank", Wear, Vol. 152, pp. 47-56.

Pan, C. S. and Dornfeld, D. A., 1986, "Modeling the Diamond – Turning Process with Acoustic Emission for Monitoring Applications", Proceedings 14th NAMRC, pp. 257-265.

Petropoulos, P. G., 1974, "Statistical Basis for Surface Roughness Assessment in Oblique Finish Turning of Steel Components", International Journal of Production Research, Vol. 12, pp. 345-360.

Ramalingam, S. and Watson, J. D., 1977, "Tool Life Distributions", Part 1, Journal of Engineering for Industry, August, pp. 519-522.

Rao, S. B., 1986, "Tool Wear Monitoring Trough the Dynamics of Stable Turning", Journal of Engineering for Industry, Vol. 108, 183-190.

Rubenstein, C., 1976, "An Analysis of Tool Life Based on Flank-Face Wear", Part 1-Theory, Journal of Engineering for Industry, February, pp. 221-226.

Rutelli, G. and Cuppini, D., 1988, "Development of Wear Sensor for Tool Management System", Journal Engineering Mater. Technology, Vol. 110, pp.59-62.

Sadat, A. B. and Raman, S., 1987, "Detection of Tool Flank Wear Using Acoustic Signature Analysis", Wear, Vol. 115, pp. 265-272.

Schaller, E., 1965, "Einfluss der Diffusion auf den Verschleiss von Hartmetallwerkzeugen bei der Zerspanung von Stahl", Industrie-Anzeiger, Essen.

Schaumann, R., 1956, "Streuwertuntersuchungen der Zerspanbarkeit von Stahlwerkstoffen", Der Maschinenmarkt, Würzburg, Vol. 43, pp. 1-16.

Schintlmeister, W. and Pacher, O., 1975, "Preparation and Properties of Hard-Material Layers for Metal Machining and Jewelry", Journal of Vacuum Science & Technology, Vol. 12, N° 4, pp. 743-748

Schintlmeister, W., Pacher, O. and Raine, T., 1978, "Wear Characteristics of Hard Material Coatings Produced by CVD with Particular Reference to Machining", Wear, Vol. 48, pp. 251-266.

Schintlmeister, W., Wallgram, W., Kanz, J. and Gigl, K., 1984, "Cutting Tool Materials Coated by Chemical Vapour Deposition", Wear, Vol. 100, pp. 153-169.

Silva, A. L. C. e Mei, P. R., 1988, "Aços e Ligas Especiais", Eletrometal S.A. Metais Especiais, 2ª ed..

Spirgeon, D. and Slater, R. A. C., 1974, "In-Process Indication of Surface Roughness Using a Fibre-optics Transducer", Proceedings 8th International Machine Tool Design and Research Conferency, pp. 339-347.

Sundaram, R. M. and Lambert, B. K., 1979, "Surface Roughness Variability of AISI4140 Steel in Fine Turning Using Carbide Tools", International Journal of Production Research, Vol. 17, 249-258.

Takeyama, H. et. al, 1967, "Sensors of Tool Life for Optimization of Machining, Proceedings 8th International Machine Tool Design and Research Conference, pp. 191-208.

Takeyama, H., Sekiguchi, H. and Takada, K., (1970), "One Approach for Optimizing Control in Metal Cutting", Annals of the CIRP, Vol. 18, pp. 345-351.

Talavage, J. and Hannam, R. G., 1988, "Flexible Manufacturing Systems in Practice", Marcel Dekker, Inc., New York, Ney York, pag. 8.

Teti, R. and Dornfeld, D. A., 1989, "Modeling and Experimental Analysis of Acoustic Emission from Metal Cutting", Journal of Engineering for Industry,

Vol. 111, pp. 229-237.

Teti, R. and La Commare, U., 1992, "Cutting Conditions and Work Material State Identification Through Acoustic Emission Methods", Annal of the CIRP, Vol. 41, pp. 89-92.

Tse, M. K., Leifer, J. and Lewis, A. F., 1985, "AE of Flexible Disk Magnetic Media Systems", Journal of Acoustic Emission, Vol. 4, pp. 125-129.

Uehara, K., 1973, "New Attempts for Short Time Tool-Life Testing", Annals of the CIRP, Vol. 22, pp. 23-24.

Uehara, K. and Kanda, Y., 1984, "Identification of Chip Formation Mechanism Through Acoustic Emission Measurements", Annals of the CIRP, Vol. 33, pp. 71-74.

Vassalo, F. R., 1973, Formulário de Eletrônica, Hemus Ed., pag. 52.

Vieregge, G., 1970, "Zerspanung der Eisenwerkstoffe", Velag Stahleisen, Düsseldorf, pp. 83.

Vilela, R. C., Diniz, A. E., Cupini, N. L. e Rodrigues, A. C. S., 1989, "Otimização das Condições de Usinagem em Células de Fabricação", Revista Máquinas e Metais, nº 281, pp. 48-54.

Weller, E. J., Schrier, H. M. and Weichbrodt, B., 1969, "What Sound Can Be Expected From a Worn Tool", Journal of Engineering for Industry, Ausgust, pp. 525-534.

Willians, R. V., 1968, "Acoustic Emission", British Steel Cooperation Ltd., Adam Hilger Ltd., pp.5.

Wu, S. M., 1964, "Tool Life Testing by Response Surface Methodology", Part 1, Journal of Engineering for Industry, May, pp. 105-110.

Yao, Y., Fang, D. and Arndt, G., 1991, "On-Line Estimation of Groove Wear in the Minor Cutting Edge for Finish Machining", Annals of the CIRP, Vol. 40, pp. 41-44.

Yee, K. W., Blomqist, D. S., Dornfeld, D. A. and Pan, C. S., 1986, "An Acoustic Emission Chip-Form Monitor for Single-Point Turning", Proceedings of the 26 International Machine Tool Design and Research Conference, Manchester, pp. 305-312.