CARLOS EDDY VALDEZ SALAZAR

**AVALIAÇÃO ATRAVÉS DA INSPEÇÃO MAGNÉTICA DA
CONDIÇÃO SUPERFICIAL DE ANÉIS DE ROLAMENTO DE AÇO
DIN 100Cr6 APÓS TORNEAMENTO DURO A SECO**

**Tese de Doutorado apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São Paulo
para a obtenção do título de Doutor em
Engenharia.**

São Paulo

2008

CARLOS EDDY VALDEZ SALAZAR

**AVALIAÇÃO ATRAVÉS DA INSPEÇÃO MAGNÉTICA DA
CONDIÇÃO SUPERFICIAL DE ANÉIS DE ROLAMENTO DE AÇO
DIN 100Cr6 APÓS TORNEAMENTO DURO A SECO**

Tese de Doutorado apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São Paulo para
a obtenção do título de Doutor em Engenharia.

Área de Concentração:
Engenharia Mecânica

Orientador:
Linilson Rodrigues Padovese

São Paulo

2008

Este exemplar foi revisado e alterado em ralação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência do seu orientador.

São Paulo, 01 de Novembro de 2008

Assinatura do autor

Assinatura do orientador

FICHA CATALOGRÁFICA

Valdéz, Carlos Eddy Salazar.

**Avaliação através da inspeção magnética da condição superficial de anéis de rolamento de aço DIN 100Cr6 após torneamento duro a seco.
P160 + anexos**

**Tese (Doutorado) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.
Departamento de Engenharia Mecânica.**

1. Processos de fabricação 2. Tensão Residual 3. Ensaio Magnéticos não destrutivos 4. Ruído Magnético de Barkhausen

DEDICATÓRIA

Dedico este trabajo a mi familia (padres, hermanos e hijo)

"O homem encontra a Deus atrás de cada porta que a ciência logra abrir."
- **Albert Einstein**

"A ciência se compõe de erros, que, por sua vez, são os passos para a verdade."
- **Julio Verne**

"As grandes coisas são feitas por pessoas que tem grandes idéias e saem pelo mundo para fazer com que seus sonhos se tornem realidades."
- **Ernest Holmes**

"O sucesso da vida significa unicamente insistência e ação."
- **Emerson**

"Competência, planejamento, determinação, espírito de equipe e amor são as qualidades essenciais para ser dono do futuro. Mas também é preciso ter fé, acreditar."
- **Roberto Schinyashiki**

"Só existem dois dias no ano em que nada pode ser feito. Um se chama ontem e o outro se chama amanhã, portanto, hoje é o dia certo para amar, acreditar, fazer e principalmente viver."
- **Dalai Lama**

AGRADECIMENTOS

- Ao Departamento de Engenharia Mecânica da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, onde pude aperfeiçoar-me profissionalmente ao longo destes anos.
- Ao senhor orientador, Prof. Dr. Linilson Rodrigues Padovese, pela oportunidade concedida e pelo apoio no desenvolvimento deste trabalho.
- À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES), pelo apoio financeiro que tornou viável a minha permanência nesta escola.
- À empresa FAG pelo material, equipamentos e pessoal técnico fornecido para a realização dos ensaios de torneamento duro.
- A minha mãe, Dona Vilma, e meu pai, Don Carlos, que me apoiaram e motivaram incondicionalmente nos momentos difíceis, pelo exemplo de coragem e amor que sempre me mostraram, e por compartilhar da minha felicidade nas minhas conquistas.
- A meus irmãos Wilber e Luis, pela confiança, companheirismo e força, mostrados em todo momento.
- A minha tia Matilde de Valdez, meus primos Eng. Edgardo e Gustavo Valdez, a meus tios Eng. Freddy Manrique e Lc. Ivie de Manrique, as minhas tias Gloria, Esperanza, e Betty Salazar e Lc. Carmen Manrique, a minhas primas Karina e Viviana Manrique, e a minhas amigas MSc. Mishene Pinheiro e Diana Oropeza P., pelo carinho, companheirismo e alento nos momentos mais difíceis de minha vida.
- A minha amiga Eng. Blanca Antequera, que, com seu carinho, conhecimentos e alegria, me motivou a finalizar este trabalho.
- Aos técnicos e professores dos departamentos de Engenharia Mecânica e Engenharia Metalúrgica e de Materiais do Centro Universitário da FEI.
- Aos técnicos, professores, funcionários e amigos da EPUSP e do IF, em especial aos meus colegas do LADIN, pelo companheirismo, amizade e colaboração mútua.
- A todas as pessoas e amigos que de uma forma ou de outra contribuíram no desenvolvimento deste trabalho.
- A Deus por ter-me dado vida para trabalhar neste desafio.

RESUMO

O presente trabalho visa apresentar informações que viabilizem a fabricação de componentes de rolamentos com limites superiores de resistência à fadiga, com a intenção de proporcionar uma vida útil maior ao rolamento, e, também, a otimização da fabricação das peças, dispensando em alguns casos o processo final e usual de retificação, o que implica uma redução de custos. As motivações deste estudo são a geração de altas tensões residuais compressivas no torneamento duro-seco a altas velocidades, a aplicação do RMB como técnica de medição das tensões residuais em aço 100CrMn6 e a otimização da qualidade/custos na fabricação de rolamentos. Para atingir essas metas, será estudada a influência dos parâmetros da usinagem (velocidade de corte (V_c), avanço (a), penetração (p) e desgaste da ferramenta (VB)) na geração das tensões residuais superficiais (σ_R) e sobre as forças de torneamento (F_c , F_a , F_p), em anéis internos de rolamentos cônicos de aço DIN 100CrMn6 endurecidos termicamente, procurando-se estabelecer uma correlação entre o desgaste da ferramenta e os referidos esforços e tensões residuais. Na etapa experimental, será utilizado um planejamento fatorial completo para executar os ensaios e medições projetadas. No ensaio de torneamento, serão medidas as forças de corte utilizando-se, para isso, um dinamômetro piezoelétrico. Em seguida, serão efetuadas medições de rugosidade. Também será realizado o estudo da microestrutura através da análise metalográfica. As tensões residuais serão medidas utilizando-se o método do furo-cego com extensometria elétrica, e as medidas das alterações microestruturais superficiais serão realizadas pela técnica do Ruído Magnético de Barkhausen (RMB). Serão correlacionados os valores de tensão residual obtidos pela técnica do furo com o RMB.

Palavras-chave: torneamento a altas velocidades; torneamento duro; desgaste da ferramenta, tensões residuais; forças de usinagem, ruído magnético de Barkhausen.

ABSTRACT

The present work presents information for the manufacturing of ball bearings components with higher limits of resistance to fatigue, enabling a longer useful life and also the optimization of the production of the pieces, making the usual and final process of grinding unnecessary, which would result in a costs reduction. The motivations of this study are the generation of compressive high residual stress in the hard-dry turning at high speeds, the application of the MBN as technique of measurement of the residual stress in steel 100CrMn6, and the optimization of the quality/costs in the manufacturing of ball bearings. In order to achieve these purpose, the work will study the influence of the machining parameters (cutting speed (V_c), feed rate (a), depth of cut (p), and wear of tool (VB)) in the generation of the superficial residual tensions and also the turning forces (F_c , F_a , F_p), in internal conical rings of ball bearings of steel 100CrMn6 thermally hardened, seeking to find a correlation between the stress of the tool and the referred efforts. In the experimental phase, a complete factorial planning will be used to perform the tests and measurements projected. In the turning tests, the cutting forces will be measured using a piezoelectric dynamometer. After that, measurements of superficial roughness will be performed. Also, the study of the microstructure will be made through the metallographic analysis. The residual tensions will be measured using the strain gage hole-drilling method and the measurement of the superficial microestrutural alterations will be carried out using the technical of the magnetic Barkhausen noise (MBN). The values of residual tension obtained by the hole-drilling will be correlated with the RMB.

Keywords: high speed turning; hard turning; tool wear, residual stress; machining forces, magnetic Barkhausen noise

SUMARIO

LISTA DE FIGURAS

LISTA DE TABELAS

LISTA DE SIMBOLOS

Capitulo 1 .- Introdução	01
1.1 Justificativa	04
1.2 Objetivos desta tese	06
Capitulo 2 – Revisão da literatura	08
2.1 Usinagem	08
2.1.1 Usinagem a alta velocidade	09
2.1.1.1 Vantagens técnicas do processo usinagem a altas velocidades	11
2.1.1.2 Desvantagens técnicas do processo usinagem a altas velocidades	12
2.1.2 Torneamento com altas velocidades de corte	12
2.1.3 Torneamento a seco	14
2.2 Ferramenta de corte	15
2.2.1 Ferramentas de Nitreto de boro cúbico policristalino	18
2.3 Integridade Superficial	20
2.3.1 Topografia da superfície	24
2.3.2 Camada branca	26
2.3.3 Tensão residual	27
2.3.3.1 Classificação das Tensões Residuais	32
2.3.3.2 Medição de tensões residuais	34
2.3.3.3 Técnicas para medição de tensões residuais	36
2.3.3.4 Resumo histórico da Técnica do Furo	42
2.3.3.5. Princípios fundamentais da técnica do furo	44
2.3.3.5.1 Furos Passantes	44
2.3.3.5.2 Furos Cegos	47
2.3.3.5.3 Técnica do Furo Incremental (TFI)	51
2.3.3.6 Produção de tensões residuais na usinagem	53
2.3.3.7 Tensões residuais no processo de torneamento	54

2.4 Fundamentos do Ruído Magnético de Barkhausen	56
2.4.1 Efeito Barkhausen	59
2.4.2 Frequência de excitação no RMB	62
2.4.3 Intensidade de magnetização no RMB	63
2.4.4 Efeito da microestrutura no RMB	63
2.4.5 Tensões mecânicas e tensões residuais no RMB	64
 Capítulo 3 - Projeto Experimental	 67
Metodologia	67
Procedimento Experimental	68
3.1 Torneamento Duro	68
3.1.1 Planejamento Experimental	68
3.1.2 Condições de ensaio	69
3.1.3 Máquina-Ferramenta	71
3.3.4 Corpos de prova	71
3.3.5 Ferramenta de Corte	74
3.3.6 Porta Ferramenta	75
3.3.7 Transdutor para a medida dos esforços de usinagem	75
3.3.8 Sistema ferramenta-transdutor-inserto	75
3.4 Medição da Rugosidade	76
3.5 Caracterização Microscópica	77
3.6 Medida das Tensões Residuais – Método do Furo Cego	80
3.7 Medidas do Ruído Magnético de Barkhausen	83
3.7.1 Sonda para medição de RMB	85
3.7.2 Processamento de sinais do ruído magnético de Barkhausen	87
 Capítulo 4 – Resultados experimentais - análise	 90
4.1 Dureza inicial das amostras	90
4.2 Forças de usinagem	91
4.3 Rugosidade	97
4.4 Ferramenta de corte CBN	103
4.5 Microestrutura dos corpos de prova	108
4.6 Tensões residuais	119

4.7 Ruído Magnético de Barkhausen	136
Capítulo 5 – Conclusões	150
Capítulo 6 – Referências bibliográficas	151
Anexos	161
Anexo 01: Classificação da ferramenta usada nos ensaios de torneamento duro (Sandvik Coromant, 2002)	161
Anexo 02: Classificação da Porta ferramenta utilizada nos ensaios de torneamento duro (Sandvik Coromant, 2002).	162
Anexo 03: Especificações do transdutor piezoelétrico. (PCB-260A01 da PCB Piezotronics)	163

LISTA DE FIGURAS

Nº	Descrição	Página
2.1	Diagrama das variáveis do processo relacionadas com a tecnologia HSM (SCHULZ, 1997).	10
2.2	Variação da temperatura em função da velocidade de corte (SCHULZ, 1999).	11
2.3	Velocidades de corte convencional e HSM (MULLER e SOTO, 1999)	13
2.4	Diagrama de dureza-tenacidade dos materiais de ferramentas de corte (Adaptado de SANDVICK COROMANT, 1994).	17
2.5	Representação esquemática dos componentes da integridade superficial (ALVAREZ, 2006).	21
2.6	Efeitos da usinagem na integridade de superfície (HIOKI, 2006).	23
2.7	Mecanismos básicos de geração de tensões residuais em diferentes processos de fabricação e beneficiamento, (PITELLA, 2003)	30
2.8	Esquema da interação térmico-mecânico-metalúrgico na geração das tensões residuais (SIMON, 1997).	32
2.9	Representação esquemática da categorização das tensões residuais, segundo a escola alemã (MACHERAUCH et al, 1973, KANDIL, 2001).	33
2.10	Representação por anéis deformados do efeito do alívio de tensões, quando aplicado o método do furo (PITELLA 2003).	38
2.11	Placa com furo sujeita a um estado plano de tensões	45
2.12	Geometria de uma roseta extensômetros horária [3 elementos] (ASTM E 837, 1999).	46
2.13	a) Relaxação de deformação (VISHAY, 1993) ; b) Verificação dos resultados das medições, segundo ASTM E 837, para campos de tensão uniformes em profundidade (ASTM, 1994).	49
2.14	Princípio da técnica do furo incremental (TFI).	51
2.15	Geração das tensões residuais nos processos de usinagem (,).	54
2.16	Origem da tensão residual em superfícies usinadas (BETCK, 1993)	56
2.17	Paredes de domínios magnéticos num material ferromagnético	57

2.18	A curva de histerese	58
2.19	Durante a magnetização é gerada a emissão do RMB como consequência dos incrementos abruptos na indução magnética	60
2.20	Variação de valor máximo do RMB em função do teor de carbono, para dois valores diferentes de taxa de campo magnético (CAPÓ-SANCHEZ et al., 2004).	64
2.21	Influencia da tração e a compressão no alinhamento dos domínios e seu efeito no RMB	65
2.22	Resposta do sinal de RMB em função da tensão (aplicada ou residual)	65
3.1	Codificação das amostras (anéis cônicos internos de rolamento)	69
3.2	Máquina ferramenta usada nos experimentos	71
3.3	Esquema do corpo de prova do ensaio de torneamento	72
3.4	Fotos das peças após ensaio de usinagem: a) fixada no torno; b) identificação com eletro-caneta.	72
3.5	Micrografia do Aço 100Cr6 antes da usinagem, com aumento de 200 vezes.	73
3.6	Ciclo de tratamento térmico do aço AISI 52100	74
3.7	Transdutor piezoelétrico triaxial PCB-260A01 da PCB Piezotronics	75
3.8	Desenho de montagem do sistema ferramenta – transdutor - inserto	76
3.9	Detalhes do sistema ferramenta – transdutor – inserto, em usinagem	76
3.10	(a) Rugosímetro Surftest SJ–201P – Mitutoyo; (b) Dispositivo de nivelção do anel cônico para medição da rugosidade.	77
3.11	Máquina de desbaste, lixamento e polimento automática – Abramin – Struers	79
3.12	Equipamento usado para a micrografia	79
3.13	(a) Configuração da instrumentação indicada pela Vishay. (b) Quadro de registro das deformações.	80
3.14	Fresa de carbide – alta rotação: FG 39 - KG Sorensen	81
3.15	Fresadora pneumática SR 200 – Vishay	82
3.16	Medidor de Microdeformações P3 – Vishay	82
3.17	(a) Vista dos suportes e do microscópio (luneta) utilizados na fixação dos anéis; (b) Equipamento completo sendo usado durante o ensaio	83
3.18	Esquema da cadeia de medição do sinal Barkhausen	84
3.19	Sistema de medição de ruído magnético de Barkhausen utilizado	84

3.20	(a) componentes do dispositivo de fixação giratório, (b) montagem previa à medição do RMB	85
3.21	Sonda (a) completa e (b) ampliação (mostra mais a detalhe o sensor comercial).	86
3.22	Interface usuário do software MBNTool	88
4.1	Dureza inicial dos anéis internos de rolamento	91
4.2	Componentes da Força de usinagem total: forças de avanço, força de corte e força de penetração.	91
4.3	Curvas das forças de usinagem em cada condição de usinagem	90
4.4	Efeito dos parâmetros de usinagem sobre o esforço de usinagem quando se usa ferramenta nova	93
4.5	Efeito dos parâmetros de usinagem sobre o esforço de usinagem quando a ferramenta tem 2000 m de uso	93
4.6	Efeito dos parâmetros de usinagem sobre o esforço de usinagem quando a ferramenta tem 4000 m de uso	94
4.7	Efeito dos parâmetros de usinagem sobre o esforço de usinagem quando a ferramenta tem 6000 m de uso	94
4.8	Efeito dos parâmetros de usinagem sobre o esforço de usinagem quando a ferramenta tem 8000 m de uso	95
4.9	Perfiles de rugosidade em Ra da superfície das amostras depois de torneadas	97
4.10	Efeito dos parâmetros de usinagem sobre a rugosidade quando se usa ferramenta nova	98
4.11	Efeito dos parâmetros de usinagem sobre a rugosidade quando a ferramenta tem 2000 m de uso	99
4.12	Efeito dos parâmetros de usinagem sobre a rugosidade quando a ferramenta tem 4000 m de uso	100
4.13	Efeito dos parâmetros de usinagem sobre a rugosidade quando a ferramenta tem 6000 m de uso	101
4.14	Efeito dos parâmetros de usinagem sobre a rugosidade quando a ferramenta tem 8000 m de uso	102
4.15	Desgaste das ferramentas de corte (vistas superior e lateral) Condição: (1) v_{c1}, f_{l1}, a_{p1} ; (2) v_{c2}, f_{l1}, a_{p1}	104

4.16	Desgaste das ferramentas de corte (vistas superior e lateral) Condição: (3) v_{c1}, f_{2}, a_{p1} ; (4) v_{c2}, f_{2}, a_{p1}	105
4.17	Desgaste das ferramentas de corte (vistas superior e lateral) Condição: (5) $v_{c1}, f_{1}a_{p2}$; (6) v_{c2}, f_{1}, a_{p2}	106
4.18	Desgaste das ferramentas de corte (vistas superior e lateral) Condição: (7) v_{c1}, f_{2}, a_{p2} ; (8) v_{c2}, f_{2}, a_{p2}	107
4.19	Micrografia (200 X) da peça usinada na condição de standard	108
4.20	Micrografia 500 x – Condição de usinagem 1	109
4.21	Micrografia 500 x – Condição de usinagem 2	110
4.22	Micrografia 500 x – Condição de usinagem 3	111
4.23	Micrografia 500 x – Condição de usinagem 4	112
4.24	Micrografia 500 x – Condição de usinagem 5	113
4.25	Micrografia 500 x – Condição de usinagem 6	114
4.26	Micrografia 500 x – Condição de usinagem 7	115
4.27	Micrografia 500 x – Condição de usinagem 8	116
4.28	Espessura da camada branca nas peças usinadas	118
4.29	(a) – Condição Temperado e revenido; (b) –Condição Standard: v_{c-s} : 100 m/min; f_s : 0,1 mm/rot; a_{p-s} : 0,3 mm	119
4.30	Curvas de Tensão Residual - Condição de usinagem 1	120
4.31	Curvas de Tensão Residual - Condição de usinagem 2	121
4.32	Curvas de Tensão Residual - Condição de usinagem 3	122
4.33	Curvas de Tensão Residual - Condição de usinagem 4	123
4.34	Curvas de Tensão Residual - Condição de usinagem 5	124
4.35	Curvas de Tensão Residual - Condição de usinagem 6	125
4.36	Curvas de Tensão Residual - Condição de usinagem 7	126
4.37	Curvas de Tensão Residual - Condição de usinagem 8	127
4.38	Efeito dos parâmetros de usinagem sobre a tensão residual quando a ferramenta estava nova (0 m de uso)	129
4.39	Efeito dos parâmetros de usinagem sobre a tensão residual quando a ferramenta tem 2000 m de uso	132
4.40	Efeito dos parâmetros de usinagem sobre a tensão residual quando a ferramenta tem 4000 m de uso	133

4.41	Efeito dos parâmetros de usinagem sobre a tensão residual quando a ferramenta tem 6000 m de uso	134
4.42	Efeito dos parâmetros de usinagem sobre a tensão residual quando a ferramenta tem 8000 m de uso	135
4.43	Componentes do Yoke: (a) Núcleo de FeSi (laminado), (b) Bobina de excitação	136
4.44	Apresentação dos níveis de Vrms do sinal de RMB, por condição de usinagem	
4.45	Efeitos dos parâmetros de usinagem sobre o Vrms do RMB com a velocidade de corte fixada em Vc1: 150 m/min	138
4.46	Efeitos dos parâmetros de usinagem sobre o Vrms do RMB com a velocidade de corte fixada em Vc2: 210 m/min.	139
4.47	Envelope dos sinais de RMB no tempo e na frequência: condição 0 de usinagem	141
4.48	Envelope dos sinais de RMB no tempo e na frequência: condição 1 de usinagem	142
4.49	Envelope dos sinais de RMB no tempo e na frequência: condição 2 de usinagem	143
4.50	Envelope dos sinais de RMB no tempo e na frequência: condição 3 de usinagem	144
4.51	Envelope dos sinais de RMB no tempo e na frequência: condição 4 de usinagem	145
4.52	Envelope dos sinais de RMB no tempo e na frequência: condição 5 de usinagem	146
4.53	Envelope dos sinais de RMB no tempo e na frequência: condição 6 de usinagem	147
4.54	Envelope dos sinais de RMB no tempo e na frequência: condição 7 de usinagem	148
4.54	Envelope dos sinais de RMB no tempo e na frequência: condição 8 de usinagem	149

LISTA DE TABELAS

Nº	Descrição	Página
2.1	Classificação dos processos de usinagem	08
2.2	Variáveis que influenciam na usinagem a seco	15
2.3	Mudanças superficiais devido à energia aplicada durante a fabricação de peças (.)	22
2.4	Fontes que podem originar tensões residuais (Simon, 1997)	31
2.5	Origens de Tensões Residuais (Campos, 2006)	31
2.6	Produção de tensões residuais (Physique & Industrie, 2006)	31
2.7	Comparação geral de diferentes técnicas de medição de tensões residuais (Lu, 1996)	39
2.8	Comparação de diferentes técnicas de medição de tensões residuais considerando os problemas do material e os problemas geométricos da região a ser analisada (Lu, 1996).	40
2.9	Aplicabilidade de cada técnica de medição de tensões residuais para materiais freqüentemente encontrados na indústria (Lu, 1996).	41
3.1	Parâmetros de corte do ensaio de torneamento	70
3.2	Condições do ensaio de torneamento	70
3.3	Faixas de variação dos elementos do aço DIN 100Cr6	72
3.4	Características do tratamento térmico do aço DIN 100Cr6	73
3.5	Característica da sonda utilizada	86
4.1	Valores das médias do Vrms do RMB: todas as condições de ensaio	136

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras Latinas

Símbolo Descrição

a_p	Profundidade de corte	mm
B	Indução magnética	T
B_m	Indução máxima	T
B_r	Indução de remanescência	T
CBN	Nitreto de boro cúbico	
DM	Dry machining – usinagem a seco	
f	Avanço	Mm/rot
f	Frequência	Hz-
F_c	Força de corte	N
F_a	Força de avanço	N
F_p	Força de penetração	N
F_U	Força de usinagem total	N
HRc	Dureza Rockwell C	
HSM	High speed machining – usinagem altas velocidades	
h_{min}	Espessura mínima de usinagem	
H	Campo magnético	A/m
H_c	Campo coercitivo	A/m
HT	Hard turning – Torneamento duro	
L_c	Percurso de corte	m
n	Número de volas	
N	Número de sinais	
PCD	Diamante cúbico policristalino	
R_a	Rugosidade media	μm
RMB	Ruído magnético de Barkhausen	
r_e	Raio de ponta de ferramenta	mm
rms	Valor médio quadrático	
T	Temperatura	$^{\circ}C$
t	Tempo	S
v_c	Velocidade de corte	m/min
VB	Desgaste de flanco	mm

V	Tensão elétrica	V
Z	Profundidade do furo	μm

Letras Gregas

Símbolo Descrição

$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$	Deformações medidas pelos extensômetros nas direções 1, 2, 3.	μm
ε_r	Deformação radial	μm
ε	Deformação específica	-
δ	Profundidade da camada superficial na qual o campo magnético é atenuado em até 1/e (e = base neperiana) do valor na superfície;	
γ	Ângulo de saída do cavaco	°
μ_0	Permeabilidade no vácuo	
μ_r	Permeabilidade relativa	
σ	Condutividade elétrica do material	
σ^I	Tensão residual de primeira ordem	MPa
σ^{II}	Tensão residual de segunda ordem	
σ^{III}	Tensão residual de terceira ordem	
σ_c	Tensão residual circunferencial	MPa
σ_l	Tensão residual longitudinal	MPa

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

O presente trabalho é uma ampliação da tese de doutorado desenvolvida pelo Prof. Dr. Sergio Delijaicov: “Modelagem das tensões residuais no processo de torneamento duro de um aço 100CrMn6 e suas correlações com os esforços de corte”. Neste estudo usaram-se ferramentas de corte novas - de nitreto de boro cúbico (CBN) -, anéis de aço DIN 100CrMn6 usinados em um processo de torneamento “duro, a seco e a altas velocidades”. Além disso, foi empregada a técnica do Furo Cego na medição das tensões residuais geradas nas peças pela usinagem.

Os resultados apresentados na tese do Prof. Delijaicov mostraram que os parâmetros avanço de corte (f) e profundidade de corte (a_p) são os mais significativos na geração das tensões residuais (σ_R) e no valor da força de penetração (F_p). Verificou-se, ainda, que o principal fator de influência nas tensões residuais é a força de penetração, e estabeleceu-se, assim, uma correlação entre essas grandezas. A microestrutura da amostra torneada não apresentava variações superficiais, nem subsuperficiais nas condições de usinagem preestabelecidas (parâmetros e ferramentas).

Ademais, observou-se no referido estudo do Prof. Delijaicov que a execução organizada da investigação acadêmica de temas tecnológicos, em pareceria com o setor industrial, possibilita o conhecimento de dados que podem indicar melhorias na qualidade e na fabricação de seus produtos. Neste sentido, a revisão do estado de arte industrial e acadêmico da usinagem de pistas de rolamentos e das técnicas de ensaios não destrutivos mostrou a importância destes assuntos na atualidade. Sendo assim, a consideração das propostas de trabalhos futuros, presentes na do Prof. Delijaicov, conduziram à definição dos objetivos deste projeto. Pois, o estudo dos assuntos aqui envolvidos é de importância econômica, científica e

social. Assim, eles serão explicitados sucintamente, ao longo da seqüência evolutiva deste trabalho.

Quanto aos assuntos que serão abordados, um deles é a usinabilidade dos materiais. Esta é uma propriedade que depende da interação entre o processo de fabricação e as características do material da peça. Ela é difícil de ser determinada, pois depende de diversos fatores envolvidos nos processos de usinagem, ou seja, parâmetros de usinagem, tipos de ferramentas, máquinas operatrizes e fluidos de corte (quando utilizados). Por isso, observa-se que cada material apresenta condições particulares que ditam as normas mais adequadas de usinagem.

A respeito do desenvolvimento industrial para processos de usinagem, há atualmente duas tendências principais: A usinagem a seco (DM) e a usinagem a altas velocidades de corte (HSM). Nestes processos tem-se maior geração de calor na região de corte, fato que exige o uso de ferramentas especiais, com revestimentos mais resistentes ao desgaste provocado pelas elevadas temperaturas (isolamento térmico entre o substrato e o cavaco), o que aumenta a vida útil das ferramentas (CSELLE e BARIMAI, 1995).

O uso ou não do fluido de corte também terá forte influência sobre o desgaste da ferramenta e sobre a qualidade superficial das peças usinadas. Isso porque, o fluido tem a função de minimizar a carga térmica na interface peça-ferramenta e de auxiliar na eliminação de cavacos. Desta forma, aumenta a vida útil da ferramenta e, conseqüentemente, a taxa produção, quando comparadas ao que ocorre na usinagem a seco (TONSHOLL et al., 1995; KUSTAS et al., 1997). No entanto, em alguns casos, o não se usa fluidos de corte aquosos quando se utilizam ferramentas de PCD, CBN e cerâmicas, que possuem maior resistência ao calor, porém baixa resistência aos choques térmicos. Além disso, a necessidade de redução dos custos logísticos (compra-armazenamento-descarte do fluido), assim como o rigor das novas legislações ambientais e a maior consciência ecológica de indústrias e usuários, está orientando as empresas metal-mecânicas à produção via usinagem a seco (OLIVEIRA, 2003; MICARONI, 2001; SCANDIFFIO, 2000).

No caso da usinagem de peças de aços endurecidos, em uma produção seriada, as operações de acabamento através do torneamento, no intento de evitar o processo de retificação, reduziriam consideravelmente o tempo e os custos de fabricação, possibilitando, em alguns casos, a redução desses dois fatores em até 60% (MOMPER, 2000). Segundo Abrão e colaboradores (1996), as forças de corte na usinagem de materiais endurecidos são de 30% a 60% maiores do que aquelas desenvolvidas quando se usinam materiais de menor dureza, o que exige uma escolha cuidadosa do tipo e da geometria da ferramenta de corte.

Ainda em relação à ferramenta, a ação de sua ponta contra a peça durante o torneamento gera uma deformação plástica na região de corte do material usinado. Além disso, os atritos nas interfaces ferramenta-cavaco e cavaco-peça geram variações térmicas de tais níveis, que chegam a provocar transformações metalúrgicas na superfície e subsuperfície da peça. (BRINKSMEIER et al. 1992). Uma camada fina de martensita, conhecida como camada branca, pode ser gerada pelas altas temperaturas e o rápido resfriamento na região de corte, devido à re-têmpera do material da superfície da peça (TÖENSHOFF, 1994). O desgaste da ferramenta é um dos principais fatores na formação desta microestrutura nos aços usinados, pois gera o aumento da temperatura na região de corte (LIU e BARASH, 1976 e FLEMING et al., 1998). Por outro lado, o processo de torneamento em materiais endurecidos provoca tensões residuais de compressão em camadas superficiais e subsuperficiais da peça de trabalho, e aumenta, assim, a sua resistência à fadiga (MATSUMOTO et al., 1999).

Na atualidade dispõe-se de vários métodos de medição das tensões residuais, tais como: difração de raios-X, mecânicos, ultra-som, eletromagnéticos, etc.; sendo que os mais utilizados nos meios acadêmicos e industriais são a difração de raios-X e a técnica do furo com rosetas extensométricas elétricas, em virtude de seu alto grau de desenvolvimento tecnológico (DELIJAICOV, 2004). Uma das técnicas mais promissoras de ensaios não destrutivos, que está sendo intensamente estudada é a do ruído magnético de Barkhausen (RMB), que pode ser usada para a inspeção ou detecção de alterações internas de materiais ferromagnéticos (em particular de aços) - resultantes da aplicação de tratamentos térmicos e das tensões e/ou deformações mecânicas -, presença de defeitos, etc. (PEREZ, 2003,2005; CAPO, 2004).

A partir de todas essas considerações, depreende-se que os principais usuários dos resultados obtidos neste estudo serão os fabricantes de peças de aços endurecidos que trabalharão submetidos à fadiga. Pois, através de tais resultados, esses fabricantes terão a possibilidade de otimizar segmentos de seus processos produtivos (melhoria na qualidade de seus produtos, maior produtividade, eliminação da etapa de retificação), reduzindo, assim, os custos de produção.

O trabalho está estruturado da seguinte forma:

- No capítulo 1 apresentam-se a introdução, a justificativa e os objetivos da tese;
- No capítulo 2 há uma revisão teórica a respeito da usinagem a altas velocidades, do torneamento a seco, da tensão residual, e do fenômeno do RMB;
- No capítulo 3 descreve-se o material utilizado e geometria das amostras, a medição das forças de usinagem, as medidas da dureza superficial, as medidas da tensão residual (usando o método do furo cego), a caracterização microestrutural das amostras ensaiadas, e as medições de RMB;
- No capítulo 4 mostra-se os resultados experimentais obtidos;
- No capítulo 5 apresenta-se as conclusões das medições feitas nas amostras torneadas;
- No capítulo 6 apresenta-se as referências bibliográficas que serviram como base no desenvolvimento desta tese.

1.1 Justificativa

Observando a literatura especializada, pode-se constatar que a otimização dos processos de manufatura, outrora baseada em tendências isoladas, adquiriu uma visão global (da COSTA, 1993). Dentre desses processos, os de usinagem são os mais amplamente empregados dentro da cadeia de fabricação de produtos mecânicos, no industrializado mundo moderno, daí a grande importância das pesquisas tecnológicas voltadas à usinagem. Segundo Merchant (1998), o impacto econômico da usinagem é significativo, uma vez que este tipo de processo representa mais de 15% do valor total de todos os produtos industrializados, quer sejam mecânicos ou não. A usinagem transforma em cavaco aproximadamente 10% de toda a produção de metais, além de empregar dezenas de milhares de pessoas (TRENT, 1984).

Desde meados dos anos oitenta, observa-se, nas empresas brasileiras, uma mudança na forma de lidar com os processos de manufatura, em especial com a usinagem de componentes metálicos, em função da globalização da concorrência (BIANCHI, 1997). Assim, a demanda de pesquisas na área de usinagem surge em razão dos desafios enfrentados pelas indústrias, relacionados à produtividade, qualidade, flexibilidade e compatibilidade com o meio ambiente (RODRIGUES, 2005). A procura de soluções tecnológicas está, então, direcionada ao desenvolvimento e ao emprego de novos processos de usinagem ou à otimização dos já conhecidos. Um exemplo disso é o torneamento de acabamento de aços endurecidos, substituindo operações por retificação durante a fase de fabricação. O caso real apresentado pela AB Sandvik (SANDVIK, 2000) mostra o processo de fabricação de um eixo de transmissão (de tratores) da empresa Case Carr Hill Plant. Os autores indicam que a mudança da operação de retificação pelo torneamento também foi aplicado a outros componentes fabricados pela Case, em função dos seguintes resultados obtidos:

- Maior produtividade devido a tempos reduzidos de ciclo;
- Maior capacidade operacional do torneamento, proporcionando superfícies de boa qualidade
- Menores custos de usinagem com poucas máquinas, que também são menos caras
- Menor prejuízo ambiental graças à possibilidade de usinagem sem refrigeração.

Sob outro ângulo, os avanços nos estudos e no desenvolvimento dos ensaios não destrutivos (END) objetivam incrementar a operatividade industrial, a redução de custos e a confiabilidade dos produtos e serviços. Os ENDs podem ser realizados durante a fabricação, construção, montagem, inspeção em serviço e manutenção. Aplicam-se para verificar a existência ou não de descontinuidades, defeitos, degradação em serviço ou características tecnológicas dos materiais (acabados ou semi-acabados); tudo isso, sem alterar as características físicas, químicas, mecânicas ou dimensionais, e sem interferir no uso posterior dos componentes avaliados (ABENDE, 2005). Os ENDs são baseados em princípios físicos definidos. O efeito do Ruído Magnético Barkhausen (RMB) é um método não destrutivo de caracterização interna de ferromagnéticos que ainda não é aplicado como END, porém, existem estudos sobre sua utilização. O efeito Barkhausen acontece durante o processo de magnetização dos materiais ferromagnéticos e é produto do movimento dos domínios magnéticos. Este movimento seria afetado pela presença de descontinuidades na estrutura do

material e pelas tensões mecânicas que viessem a atuar como ancoragem durante o movimento (BIRKET et al., 1989).

Assim sendo, este trabalho procura compreender o torneamento duro e a seco, no qual se utilizam ferramentas de CBN, e desta forma, fornecer dados que viabilizem a otimização da fabricação de componentes de aço endurecidos (redução de processos, maximização do uso da ferramenta de corte, redução do tempo de produção) e das características finais das peças (aumento do limite de fadiga, diminuição da rugosidade superficial), e adicionalmente apresentar uma técnica não destrutiva que permita apurar os níveis de tensão residual superficiais gerados durante a usinagem.

Ressalta-se ainda que, com relação a este último tema, o grupo de pesquisa do Laboratório de Análise Dinâmica e Instrumentação (LADIN) da EPUSP-PME, coordenado pelo Prof. Dr. Linilson R. Padovese, vem realizando trabalhos investigativos há alguns anos, como demonstram as recentes publicações sobre o assunto (ANGLADA et al., 2001,2002,2004; BENITEZ et al., 2003,2005; CAPÓ et al, 2002,2004; FUJIMOTO et al., 2000; MARTINS et al, 2000; PADOVESE et al.,2000), procurando relacionar as respostas das peças de aço aos campos magnéticos com aspectos relativos às alterações microestruturais das mesmas.

1.2 Objetivos desta Tese

Este trabalho será desenvolvido com o intuito de levantar informações que permitam avaliar a influência dos parâmetros de usinagem por torneamento duro na integridade superficial de anéis internos cônicos de rolamento, fabricados de aço DIN 100Cr6. Neste sentido, os seguintes objetivos específicos estão previstos:

1. Investigar a influência dos parâmetros de corte nos esforços de usinagem.
2. Investigar a influência dos parâmetros de corte no desgaste da ferramenta de CBN.
3. Investigar a influência do desgaste da ferramenta de CBN na microestrutura de peças torneadas.
4. Investigar os níveis de tensão residual presentes nas peças utilizando o método do furo cego.

5. Propor modelos matemáticos que estabeleçam correlação entre os níveis das tensões residuais geradas nos corpos de prova durante a usinagem e os parâmetros do processo.
6. Analisar os sinais de RMB obtidos nas peças torneadas através de métodos de processamento de sinais.
7. Investigar a influência dos parâmetros de corte nos sinais de RMB.

CAPÍTULO 2

REVISÃO DE LITERATURA

Este capítulo apresenta a revisão bibliográfica dos assuntos mais relevantes aqui desenvolvidos. Para usar o corpo de prova de acordo com as características deste estudo, foi necessário ter em conta o torneamento com altas velocidades de corte, torneamento a seco e a ferramenta de corte (nitreto de boro cúbico). Para analisar as tensões residuais estudou-se o método do furo. E, para executar a medição de RMB, foi necessário entender o princípio do fenômeno magnético de Barkhausen.

2.1 Usinagem

Nos processos de usinagem uma quantidade de material é removida da peça com auxílio de uma ferramenta de corte. Ocorre, assim, a produção de cavaco, e a formação de uma peça com formas e dimensões preestabelecidas. A norma DIN 8580 aplica-se a esses processos de fabricação. Uma classificação dos mesmos é apresentada na tabela 2.1.

Tabela 2.1 - Classificação dos processos de usinagem

Usinagem com Ferramenta de Geometria Definida	Usinagem com Ferramentas de Geometria Não Definida	Usinagem por Processos Não Convencionais
<ul style="list-style-type: none"> - Torneiar - Fresar - Furar - Rosquear - Alargar - Brochar - Serrar - Plainar, outros 	<ul style="list-style-type: none"> - Retificar - Brunir - Lapidar - Lixar - Polir - Jatear - Tamborear - Outros 	<ul style="list-style-type: none"> - Remoção térmica - Remoção química - Remoção eletroquímica - Remoção por ultra-som - Remoção por jato d'água - Outros

Segundo da Costa (1993) a otimização dos processos de manufatura tem sido vista sob uma nova perspectiva global. Por isso, pesquisas em processos de usinagem têm grande

importância, uma vez que representam o processo mais utilizado dentro da cadeia de fabricação de peças.

Uma propriedade importante dos materiais é a usinabilidade. A determinação desta propriedade é uma tarefa difícil, dada a sua dependência em relação aos diversos fatores próprios dos processos de usinagem: parâmetros de corte (velocidade de corte, avanço, profundidade de corte), máquinas-ferramentas, ferramentas, e fluidos de corte. Disso tudo, depreende-se que cada material apresenta condições particulares, as quais regem os procedimentos mais adequados de usinagem.

O desenvolvimento recente de máquinas-ferramentas mais rígidas e de ferramentas de corte cerâmicas e de nitreto cúbico de boro (CBN) viabilizou o processo do torneamento duro de materiais ferrosos na faixa de 50 a 65 HRC. Entre as importantes vantagens deste processo, destacam-se a formação de elevadas tensões residuais de compressão, que aumenta significativamente a vida em fadiga do componente usinado (ABRÃO e ASPINWALL, 1996 e LIU e MITTAL, 1998) desde que se escolham adequadamente os parâmetros de usinagem, e, também, a substituição da etapa da retificação no processo produtivo, já que o torneamento duro é considerado uma usinagem de acabamento.

2.1.1 Usinagem a alta velocidade

HSM (*high speed smachining*) é uma expressão em inglês que significa “usinagem a alta velocidade”. Desde que a usinagem a altas velocidades difundiu-se nos meios científicos e industriais, busca-se uma definição completa e bem aceita sobre este processo de corte. Há muito tempo a definição de usinagem a alta velocidade é um assunto polêmico. No entanto, existem avançadas discussões entre os pesquisadores do assunto, que buscam delimitar a fronteira entre a usinagem convencional e a de alta velocidade (CHRISTOFFEL, 2001), assim como definir as zonas de baixa e alta velocidade de corte (NOVASKI, 2001).

A usinagem a altas velocidades foi relatada pela primeira vez em 1931, por Carl J. Salomón (BLACK, 1989; DEWES et al., 1999), em uma patente alemã (Deutsche Patentschrift Nr. 523594), requerida depois pela empresa Friedrich Krupp A.G. (SALOMON, 1931 apud SCHUTZER e SCHULZ, 2003). A teoria de Salomón assume que em altas velocidades de

corte (de 3 a 5 vezes maior que as velocidades convencionais) a temperatura na aresta cortante tenderia a diminuir, o que proporcionaria um ganho de produtividade na usinagem com ferramentas convencionais.

Segundo ASM (1989), pode-se definir teoricamente este tipo de usinagem como sendo aquele que possui a velocidade acima da qual a localização do cisalhamento desenvolve-se completamente na zona primária do mesmo. Posteriormente, Schulz (1996) indica qual a definição a ser considerada, por ser holística, ou seja, por envolver a máquina, a ferramenta, a peça e o processo. Em 1997, Schulz apresenta, através de um diagrama, a relação das variáveis do processo com a tecnologia de corte HSM (figura 2.1.).

Figura 2.1 - Diagrama das variáveis do processo relacionadas à tecnologia HSM (SCHULZ, 1997).

Observa-se na literatura, que outro termo em inglês, o HSC (*high speed cutting*) também é utilizado por alguns autores para expressar assuntos da mesma natureza (OLIVEIRA, 2003).

Diversos trabalhos indicam que a redução da temperatura varia conforme a velocidade de corte e para diferentes materiais, sendo que esta redução é mais significativa nos metais não ferrosos, vide figura 2.2 (SHULZ, 1999).

Figura 2.2 – Variação da temperatura em função da velocidade de corte (SCHULZ, 1999).

Segundo Hioki (2006), atualmente os trabalhos relacionados à usinagem a altas velocidades podem ser agrupados em quatro áreas:

- Mecanismo de desgaste da ferramenta;
- Integridade superficial;
- Mecanismo de formação de cavaco;
- Problemas relacionados à usinagem a alta velocidade de materiais endurecidos.

2.1.1.1 Vantagens técnicas do processo de usinagem a altas velocidades

As vantagens do uso da usinagem a alta velocidade podem-se considerar:

- Alta taxa de remoção, quando comparado a outros processos de acabamento, como a retificação;
- Diminuição das forças de corte proporcional ao aumento das velocidades do mesmo;
- Melhoria do nível de precisão, especialmente durante a usinagem de componentes delgados, em virtude da redução de carga ocasionada pelos cavacos (ALTAN et al., 1998);

- Melhoria do acabamento superficial e redução dos danos causados à camada superficial do material (ALTAN et al., 1998, SANDVIK, 2000);
- Peças sem rebarbas (SANDVIK, 2000);
- Melhora nos mecanismos de remoção de cavaco (SANDVIK, 2000);
- Possibilidade de simplificação do ferramental, etc. (NOVASKI, 2001).

2.1.1.2 Desvantagens técnicas do processo de usinagem a altas velocidades

- Desgaste excessivo da ferramenta (FALLBOHMER et al., 2000; SANDVIK, 2000);
- Máquinas-ferramentas mais caras (mais rígidas e mais velozes);
- Complexidade no sistema de programação e controle do CNC;
- Alto custo do material da ferramenta;
- Uso de um sistema especial de fixação da ferramenta.

2.1.2 Torneamento com altas velocidades de corte

Segundo a norma ABNT NBR 6162 (1989), a velocidade de corte é definida como a velocidade instantânea de um ponto de referência da aresta cortante da ferramenta, segundo a direção e sentido de corte. De outra forma, trata-se da velocidade relativa com a qual o material usinado passa pela aresta da ferramenta (GORCZYCA, 1987). Dessa maneira, é possível constatar a dependência da velocidade de corte em relação ao material da peça e ao desempenho das ferramentas, associados às características da máquina-ferramenta (RODRIGUES, 2005).

Muller e Soto (1999) manifestaram que a faixa de velocidade de corte está relacionada à aplicação específica; na figura 2.3 ilustram-se as faixas de velocidade em função da operação de usinagem.

Figura 2.3 – Velocidades de corte convencional e HSM (MULLER e SOTO, 1999)

Quanto ao torneamento, nele a ferramenta executa movimento de translação enquanto a peça gira em torno de seu próprio eixo. A forma final da peça será cônica ou cilíndrica.

Desde 1990, o torneamento com alta velocidade de corte (*high speed turning [HST]*) passou a ser considerado como uma alternativa razoável em processos de fabricação. Isso, devido à evolução das técnicas utilizadas e ao barateamento dos componentes de fabricação das máquinas e das ferramentas utilizadas nessa tecnologia. Em 1987, König et al. relatam que, no que se refere aos materiais endurecidos, a substituição do processo de retificação pelo torneamento em duro é plausível não somente com relação ao tempo, mas também com relação ao custo de produção.

Algumas condições estabelecidas para o fresamento de topo a alta velocidade também podem ser aplicadas ao torneamento a alta velocidade: aplicações em materiais endurecidos de alta rigidez, eliminação ou redução de rebarbas após a usinagem, usinagem de eletrodos; além disso, também algumas condições do torneamento duro (*hard turning [HT]*) são válidas: altas taxas de remoção de material, maior flexibilidade de processo (perfis e múltiplas faces de usinagem sem mudança ou dressagem de rebolo - a respeito da retífica), e características ecologicamente favoráveis – uso de nenhuma ou mínima quantidade de fluido de corte, o que não exigiria tratamentos nem instalações dispendiosas e nocivas para ao meio ambiente, relacionados ao armazenamento, transporte, separação do cavaco e à eliminação do fluido de corte degradado após o uso (SCANDIFFIO, 2000; FACCIO, 2002).

2.1.3 Torneamento a seco

As principais funções do fluido de corte em operações de usinagem são a redução da geração de calor, através da diminuição do atrito entre a ferramenta e o cavaco – fato que minimiza os esforços na usinagem – e a retirada do calor da peça e da ferramenta. Em algumas operações de usinagem, o fluido também tem a função de transportar o cavaco para fora da região de corte (SCANDIFFIO, 2000).

As funções dos fluidos de corte não estão disponíveis em operações de usinagem a seco. Isto significa que existe, nesse caso, maior atrito entre a ferramenta e a peça e entre o cavaco e a ferramenta, assim como maior dificuldade na retirada dos cavacos. A ferramenta é submetida a uma elevada carga térmica, o que pode gerar níveis mais altos de desgastes por adesão, abrasão, difusão e oxidação e, portanto, a redução de sua vida útil. Ademais, o efeito da redução da refrigeração pode acarretar um aquecimento adicional na máquina e, por consequência, problemas na precisão da peça. Esta, ao receber maior quantidade de calor, dilata-se, e isso dificulta a obtenção de tolerâncias apertadas, além de fazer com que ela possa ter sua camada superficial metalurgicamente afetada pelo calor (DINIZ et al, 2000).

Quanto às temperaturas de usinagem mais altas, elas influenciam na formação do cavaco, que podem resultar longos, em formas de fitas, ou encaracolados. Ambos prejudicam o bom resultado do trabalho. Rodrigues de Paula e Abrão (1999) mostram que o cavaco formado em operação de torneamento a seco de aço ABNT 1045 foi do tipo fita, emaranhado, e que o tipo de cavaco muda com o uso de fluido de corte. Poulachon et al. (2002) realizaram ensaios de torneamento a seco, a média e altas velocidades, em peças de aço 35NiCrMo16 e reportou-se à geração de camada branca nos cavacos. Diniz et al. (2003) observaram que, ao toronar a seco o aço ABNT 52100 com velocidade de corte de 175 m/min, obtiveram melhor acabamento superficial da peça e menos desgaste da ferramenta de CBN utilizada. Novamente, Poulachon et al. (2005) executaram ensaios de torneamento a seco com velocidade de corte de 150 m/min em quatro tipos de aço, entre eles o 100Cr6, observando que, neste tipo de aço, o incremento do desgaste da ferramenta de baixo CBN não produziu aumento significativo da camada branca gerada no corpo de prova.

Na tabela 2.2 Scandiffio (2000) indica os fatores a serem considerados na usinagem a seco.

Tabela 2.2 - Variáveis que influenciam na usinagem a seco (SCANDIFFIO, 2000)

Material	<ul style="list-style-type: none"> • Usinabilidade • Propriedades térmicas
Máquina-Ferramenta	<ul style="list-style-type: none"> • Nova/velha • Remoção de cavaco • Estado de conservação
Ferramenta	<ul style="list-style-type: none"> • Capacidade de dissipar calor • Remoção de cavaco <ul style="list-style-type: none"> ○ Geometria ○ Tamanho do grão
Revestimento da ferramenta	<ul style="list-style-type: none"> • Capacidade de penetração térmica • Resistência ao desgaste • Dureza a quente • Estabilidade química
Condições de corte	<ul style="list-style-type: none"> • Vida da ferramenta • Tempo de usinagem • Taxa de remoção de material
Operações de usinagem	<ul style="list-style-type: none"> • Torneamento • Fresamento • Furação • Rosqueamento • Mandrilamento
Peça a ser usinada	<ul style="list-style-type: none"> • Acabamento • Geometria • Complexidade <ul style="list-style-type: none"> ○ Forma ○ Dimensional

2.2 Ferramenta de corte

Segundo a norma ABNT NBR 6175 (1979), a ferramenta de usinagem mecânica é constituída de arestas cortantes, e destinada à remoção de cavaco. No caso da ferramenta possuir uma única superfície de saída, é chamada de ferramenta monocortante, quando possui mais de uma superfície de saída é chama de ferramenta multicortante. De acordo com Machado e Silva (1999) e Yen et al. (2004), a geometria da ferramenta de corte exerce influência na usinagem dos metais, mais especificamente na zona de deformação da peça, na distribuição de tensões, na temperatura e nos esforços de corte.

Segundo Rodrigues (2005), geralmente são duas as variáveis que podem ser modificadas para avaliar a eficiência de uma ferramenta de corte: o material constitutivo (substrato e revestimento) e a geometria de corte.

Na seleção de uma ferramenta para aplicação determinada, faz-se necessário que as expectativas de resultado sejam bem definidas. Por exemplo, nos USA, práticas tradicionais enfatizam várias medições relacionadas à velocidade, como quantas peças por aresta de corte ou por hora podem ser produzidas. Entretanto, no Japão verifica-se a valorização da confiabilidade e previsibilidade, reflexo do grau de dependência quanto aos processos de produção sem supervisão humana. Assim, depois de se definir o desempenho ótimo, pode-se iniciar o processo de seleção da ferramenta, considerando cinco fatores principais (KATBI, 1996):

- Substrato;
- Cobertura;
- Quebra-cavacos;
- Preparação da aresta de corte;
- Geometria.

Para Diniz (2000), a seleção do material da ferramenta de corte deve considerar os seguintes fatores:

- Material a ser usinado;
- Processo de usinagem;
- Máquina operatriz;
- Forma e dimensões da ferramenta;
- Custo do material da ferramenta;
- Condições de usinagem;
- Tipo de operação.

Qualquer que seja o material da ferramenta em consideração, é preciso que ela apresente características de menor ou maior nível, dependendo dos diversos fatores citados acima. Três dessas principais características são:

- Dureza a quente;
- Tenacidade;

- Estabilidade química.

Não existe uma classificação geral de materiais para ferramentas. Entretanto, Diniz et al. (2000) sugerem o agrupamento das mesmas, com base em suas características químicas. Os materiais citados a seguir estão em ordem crescente de dureza a quente e resistência ao desgaste por abrasão:

- Aços rápidos;
- Aços rápidos com revestimento;
- Metal duro;
- Metal duro com revestimento;
- Cerâmica;
- Nitreto de boro cúbico;
- Diamante.

Em geral, quando se aumenta a dureza a quente e a resistência ao desgaste por abrasão, diminui-se a tenacidade do material (figura 2.4).

Figura 2.4 – Diagrama de dureza-tenacidade dos materiais de ferramentas de corte (Adaptado de SANDVICK COROMANT, 1994).

Na usinagem a altas velocidades, o aumento da temperatura causado pelo aumento da velocidade de corte, além de gerar o desgaste da ferramenta por abrasão, também acelera a ocorrência de outros fenômenos de desgaste entre a peça e a ferramenta, tais como a difusão e a oxidação. Desse modo, alguns materiais são recomendados especificamente para aplicações em usinagem a altas velocidades, dentre os quais se destacam o diamante policristalino (PCD), para materiais não ferrosos, e o nitreto de boro cúbico (CBN), para materiais ferrosos, principalmente em operações de semi-acabamento e acabamento (SUDO, 2001; CORREA, 2001; BRANDÃO, 2006).

Afora isso, nota-se que o desenvolvimento de novas ferramentas de corte tem crescido em virtude de três fatores: a constante demanda pelo aumento de produtividade, o advento de materiais de difícil usinabilidade e os índices de segurança, saúde e adequação ambiental (QUINTO, 1996).

2.2.1 Ferramentas de Nitreto de boro cúbico policristalino

O cristal de nitreto cúbico de boro (CBN) é um composto fabricado artificialmente através da utilização de altas pressões e altas temperaturas. Após a obtenção do diamante artificial, a General Electric Co. produziu-o com sucesso pela primeira vez, em 1957.

Obtém-se o composto BN pela seguinte reação química:

O BN tem estrutura cúbica hexagonal (similar à grafite, com números aproximadamente iguais de boro e nitrogênio, organizados alternadamente) e pode transformar-se em estrutura cúbica, conhecida como CBN, similar ao diamante - como ocorre com o carbono. Essa transformação se dá através de um processo com pressões de 5000 a 9000 MPa e temperaturas de 1500 a 19000 °C, na presença de um catalisador (geralmente lítio). Assim como o diamante, o CBN é uma estrutura muito rígida, a sua dureza varia entre 4000 e 5500 HV. Além disso, ele possui elevada resistência ao calor (1000 °C) e uma condutividade térmica na ordem de 100 W/(m.°C) (DINIZ et al., 1999). Hodgson e Trendler (1981) destacaram, ainda, que o nitreto de boro cúbico (CBN) é insensível à oxidação e inerte ao carbono.

Após sua sinterização na forma de cristais, o CBN é novamente sinterizado. Desta vez com múltiplos cristais, constituindo-se, assim, um policristal (PCBN) na forma de finas camadas aglutinadas sobre a superfície de substratos de Carbetos Cementados, sendo que tais camadas possuem uma espessura média de 0,5 mm. O tamanho, a proporção dos cristais de CBN e o tipo de material que o compõe, variam de acordo com a aplicação específica (TRENT, 1996).

O desempenho e as propriedades das ferramentas dependem principalmente da alta dureza do CBN, mas a proporção da segunda fase também é importante. Os insertos de nitreto cúbico de boro (CBN) dividem-se em duas categorias, conforme a profundidade de corte: pastilhas (CBN-H), para desbaste e semi-acabamento ($a_p > 0,5$ mm), com 90% em volume de nitreto cúbico de boro e pastilhas (CBN-L), para acabamento ($a_p < 0,5$ mm), em que uma fase cerâmica é adicionada com o intuito de melhorar a estabilidade química e térmica da ferramenta.

Chou et al. (2002) confirmam que, para operações de acabamento no processo de torneamento de materiais endurecidos, os insertos de CBN-L, além de produzirem melhor acabamento superficial na peça ($R_a = 0,25 \mu\text{m}$), apresentam uma vida maior quanto ao desgaste, quando comparados aos insertos de CBN-H, mais duros e mais tenazes. Segundo o pesquisador, existem algumas possíveis explicações para este fato, a saber:

- Insertos de CBN-L possuem maior resistência de ligação, produzida pelo aglomerante, do que as ferramentas de CBN-H.
- Insertos de CBN-L possuem menor condutividade térmica do que os de CBN-H. Isso faz com que grande parte do calor gerado na zona de corte seja transferido para o cavaco. Como a temperatura gerada é suficientemente alta para o seu recozimento, o cavaco amolece, diminuindo, com isto, o desgaste da ferramenta pelo deslizamento.

Segundo Diniz et al. (1999), alguns cuidados devem ser tomados na utilização de ferramentas de PCBN:

- Não utilizar PCBN em materiais de baixa dureza;
- Utilizar a maior rigidez possível do sistema máquina-ferramenta-dispositivo de fixação-peça;

- A geometria da ferramenta deve ser negativa (normalmente $\gamma = -5^\circ$), para garantir resistência ao choque, com ângulo de folga $\alpha = 5^\circ$ a 9° e o maior ângulo lateral de posição possível (no mínimo 15°), para minimizar a possibilidade de quebra da aresta;
- A aresta de corte deve ser chanfrada ($0,1 \text{ mm} \times 20$ a 45°) para que os esforços de corte sejam direcionados ao centro da ferramenta e, assim, haja a diminuição da chance de quebra da aresta.

A adequação do material, da geometria da ferramenta e dos parâmetros de corte não é uma tarefa simples. Contudo, o esforço de pesquisadores e fabricantes de ferramentas de corte, no sentido de oferecer um banco de dados dos parâmetros de usinagem, tem facilitado a tarefa de otimização do torneamento. Observa-se atualmente, a obtenção de uma vida útil maior da ferramenta de corte, aliada às tolerâncias dimensionais e geométricas mais ajustadas nas peças trabalhadas quando emprega-se adequadamente as variáveis de entorno do processo de usinagem.

2.3 Integridade Superficial

Para atender as crescentes exigências na fabricação e especificação de peças com superfícies acabadas com alta qualidade superficial e tolerâncias dimensionais dentro das especificações estabelecidas se requer o entendimento das áreas inter-relacionadas da metalurgia, usinabilidade e ensaios mecânicos. A qualidade superficial de uma peça se mede com a integridade superficial que além da topologia da superfície, tem em conta as propriedades mecânicas e metalúrgicas. O termo “integridade superficial” foi citado pela primeira vez em 1964 por Field e Kahles, e em 1971, na 21ª Assembléia Geral do CIRP (College International pour la Recherche en Productique), a integridade superficial tornou-se oficialmente reconhecida como um campo de pesquisa (BECKER et al, 2005). Da análise da integridade superficial do material, após o processo de fabricação, tenta-se explicar qualquer alteração ocorrida na superfície e subsuperfície do componente, usando ao máximo as possíveis informações retiradas do próprio material da peça (SANCHEZ, 2006). A figura 2.5 apresenta uma representação esquemática dos elementos que compõem a integridade superficial (ALVAREZ, 2006).

Figura 2.5 – Representação esquemática dos componentes da integridade superficial (ALVAREZ, 2006).

Griffiths (2001) definiu a integridade superficial como a condição topográfica, química, mecânica e metalúrgica de uma superfície fabricada e a sua relação com o desempenho funcional. Para Chevrier et al. (2003) a integridade superficial mede a qualidade da superfície usinada, por meio da interpretação da estrutura da superfície e da subsuperfície do material, analisando a influência dos parâmetros de corte em algumas variáveis como tensão residual, rugosidade superficial e força de corte. Groover (2001) indicou que a importância do estudo da integridade superficial deve-se aos seguintes fatores:

- Razões estéticas: superfícies polidas, livre de arranhões e falhas são preferíveis para impressionar o consumidor;
- Aspecto de segurança;
- Atrito;
- Propriedades mecânicas e físicas: falhas ou fendas podem ser concentradores de tensão;
- Superfícies polidas têm melhor contato elétrico.

Assim mesmo, Groover (2001) manifesta que a análise da integridade superficial deve ser empregada nos processos de manufatura onde as peças produzidas serão altamente solicitadas, envolvendo altos custos, indicação da previsão do tempo de vida em serviço da peça, e segurar a vida humana. Na tabela 2.3 mostra as mudanças superficiais e subsuperficiais atribuídas às diferentes formas de energia aplicadas na fabricação de peças.

Tabela 2.3 – Mudanças superficiais devido à energia aplicada durante a fabricação de peças.

FORMAS DE ENERGIA	POSSIVEIS ALTERAÇÕES OU DANOS
Mecânica	<ul style="list-style-type: none"> • Tensões residuais superficial • Trincas: microscópicas e macroscópicas • Deformações plásticas • Falhas, dobras, ou sulcos • Vazios ou inclusões introduzidos mecanicamente • Variação na dureza (encruamento)
Térmica	<ul style="list-style-type: none"> • Mudanças metalúrgicas (recristalização, mudança de fase na superfície, mudança do tamanho de grão). • Resolidificação do material • Mudança na dureza
Química	<ul style="list-style-type: none"> • Ataque intergranular • Contaminação química • Absorção de certos elementos tais como o H e o Cl na superfície do material • Corrosão • Tensão de corrosão • Dissolução dos microconstituintes
Elétrica	<ul style="list-style-type: none"> • Mudança na condutividade elétrica • Mudança no comportamento magnético • Crateras produzidas por pequenos curtos circuitos resultantes de técnicas elétricas

Atualmente muitas indústrias utilizam a usinagem como processo de fabricação dos componentes que produzem, dos quais vários exercem funções de extrema importância, pelo fato do perigo que uma eventual falha pode ocasionar. Por exemplo, isso se observa em componentes mecânicos usados na indústria aeronáutica, onde qualquer pane de um equipamento o sistema que exige extrema confiabilidade pode provocar grandes desastres.

Sabe-se que os processos que constituem a usinagem convencional são basicamente processos termomecânicos, nesses processos quase todo o trabalho mecânico é convertido em calor.

Segundo Diniz et al. (2000) e Machado & Silva (2004) são três as regiões geradoras de calor na peça que se usina: zona primária, secundária e terciária; a zona primária, onde ocorre a deformação e a separação do cavaco, é a principal geradora de calor. A segunda zona geradora de calor é a zona secundária, gera-se devido ao atrito do cavaco com a superfície de saída da ferramenta; e o último é a zona terciária, se produz devido às deformações superficiais da peça e seu atrito com a superfície de folga da ferramenta. O calor dissipado para o cavaco, a peça e a ferramenta varia segundo o tipo de material da peça e da ferramenta, dos parâmetros de corte usados e do tipo de lubrificação-refrigeração utilizado. Hioki (2006) indicou que as alterações na integridade superficial das superfícies usinadas por esses processos, são a somatória dos efeitos térmico e mecânico, provenientes das zonas primária e terciária, mostrando-lo esquematicamente através da figura 2.6.

Figura 2.6 – Efeitos da usinagem na integridade de superfície (HIOKI, 2006).

Da bibliografia sobre o assunto, a maioria dos trabalhos restringe-se à caracterização dos padrões de superfícies usinadas. Apenas alguns se aprofundam no estudo da relação dos parâmetros de corte com a integridade superficial (ABRÃO e ASPINWALL, 1996; EL-WARDANY et al., 2000a; EL-WARDANY et al., 2000b).

2.3.1 Topografia da superfície

Segundo a norma ASME B46.1-1996 (ASME, 1996) a topografia é “a representação tridimensional das irregularidades da superfície geométrica”. A avaliação da textura superficial para entender a topografia superficial foi considerado por Correa et al. (2004). A avaliação da topografia da superfície por meio de perfis bidimensionais vem sendo utilizada desde 1930, ela apresenta algumas vantagens: é de operação simples, rápidas, e muito mais econômico quando comparadas com os equipamentos de perfilometria tridimensional. Inicialmente, em função das limitações dos equipamentos utilizados nas medições de superfície, os resultados das médias das amplitudes (R_a) e das distâncias do pico-vale (R_t) tornaram-se aceitos, atualmente, devido às limitações do R_a e do R_t o valor das médias quadráticas (R_q) é considerado estatisticamente mais representativo (MANSUR & SILVA, 2003; SURFACE METROLOGY GUIDE, 2006).

A variação ou a dispersão dos resultados da medição da topografia é uma característica inerente aos processos de remoção termomecânicos, tais como os processos de usinagem convencionais (torneamento, fresamento, furação, retificação, etc.). Nesses processos, os que usam ferramentas de corte com geometria definida, o avanço apresenta-se como o parâmetro que tem a maior influência na rugosidade. Além disso, ele e a velocidade de corte têm grande importância sobre o tempo de usinagem e, conseqüentemente, sobre a rentabilidade do processo (HIOKI, 2006). Constância dessas considerações são os resultados obtidos por vários pesquisadores que analisaram aspectos do torneamento duro e seus resultados na rugosidade superficial nas suas amostras.

Nesse sentido, no torneamento de engrenagens, de aço 27MnCr5 e, com dureza de 850 HV_{0,3} Rech & Moisan (2002), verificaram que a expressão teórica de R_a , expressada em função do avanço (f) e do radio de ponta da ferramenta (r_e), fornecia valores próximos aos

experimentais, desde que a ferramenta usada nos ensaios seja nova, é dizer, desgaste zero. A expressão de R_a utilizada pelos pesquisadores é:

$$R_a = \frac{l}{l_m} \int_0^{l_m} |y(x)|.dx \quad (2.1)$$

Também observaram que o avanço foi o parâmetro mais influenciou na geração de maiores níveis de rugosidade nas peças.

Chou et al. (2002) realizaram ensaios de torneamento duro em amostras aço AISI 52100, utilizaram dois tipos de ferramenta de PCBN, um com baixo e outro com alto conteúdo de CBN. Nos ensaios realizados pelos pesquisadores, fixaram o avanço e a profundidade de corte, encontrando que a rugosidade era maior quando usaram velocidades de cortes mais altas, e também aumentava com o comprimento de corte devido ao desgaste da ferramenta.

Torneando também aço AISI 52100, mas em faceamento, Schwach & Gou (2005), também obtiveram resultados similares, ou seja, a rugosidade era maior nas amostras quando maior eram a avanço e o nível de desgaste da ferramenta.

No torneamento longitudinal de corpos de prova de aço DIN18MnCr5, com durezas em torno de 550 HV, Gunnberg et al (2006) utilizaram ferramentas de corte de PCBN com diferentes geometrias. Eles observaram que o aumento do avanço tem uma influencia negativa na rugosidade, em quanto que o aumento do raio da ferramenta tem uma influencia positiva na rugosidade superficial. Grzesik & Wanat (2006) tornearam amostras cilíndricas de aço DIN 41Cr4, endurecidas a aproximadamente 60 HRC usando dois tipos de ferramenta de PCBN, uma tipo convencional (SNGN 120408 T01020) e outra tipo wiper (CNGA 120408 T01020 WG). Os resultados observados nesse trabalho mostraram que a rugosidade é basicamente função do avanço e principalmente da geometria da ferramenta, sendo que o do tipo wiper superou ao do tipo convencional.

Com relação à velocidade de corte (v_c), normalmente o acabamento superficial melhora quando há o aumento da mesma. A melhoria ocorre de forma rápida até uma determinada velocidade crítica, devido à contínua redução das dimensões da aresta postiça. Depois que esta já ficou reduzida a um tamanho insignificante, pouca melhora adicional do acabamento

superficial é obtida com aumentos maiores da velocidade de corte. A velocidade crítica varia bastante em função dos seguintes fatores: material da ferramenta, ângulo de saída, fluido de corte, dimensões do cavaco, material da peça, etc. (STEMER, 1995). Na seqüência, com o aumento da velocidade de corte (V_c), a rugosidade oscila por obra da vibração do sistema máquina-peça-ferramenta-dispositivo de fixação; vibração que se dá de acordo com cada faixa de velocidade (HIOKI, 2006 apud DINIZ et al., 2000). A utilização de velocidades acima da recomendada favorece o aumento da rugosidade, devido à rápida formação de sulcos de desgaste no flanco e na aresta secundária da ferramenta (HIOKI, 2006 apud DEGNER e BOTTEGER, 1979).

2.3.2 Camada branca

O termo “camada branca” decorre da cor que a camada superficial apresenta na microscopia óptica, após preparação metalográfica típica – também observa-se a camada branca na microscopia eletrônica de varredura e na microscopia eletrônica de transmissão. A microestrutura da camada branca é reconhecida como uma “martensita anormal” composta de nanocristais e de material parcialmente transformado com alta densidade de discordância. Acredita-se que ela seja composta de linhas de martensita muito finas (células mal orientadas entre 30 nm e 100 nm), com carbonetos primários dispersos e altos teores de austenita retida, caracteriza-se porque, além de ser muito mais dura é frágil, a sua microestrutura difere do núcleo da peça usinada. Se lhe associa a tensões residuais de tração. A camada branca pode ser gerada em componentes de ligas ferrosas e em alguns casos em algumas ligas não ferrosas, através de diferentes processos de usinagens convencional (torneamento, fresamento, retífica, etc.) e não convencional (eletroerosão, laser, etc.), ou em condições específicas como: na usinagem dura, a altas velocidades, a seco, ou com mínima quantidade de fluido de corte (DOLINSEK et al., 2004; POULACHON et al. 2005, SCHWACH & GUO, 2006). A presença da camada branca em componentes usinados foi feita por primeira vez em 1912 por Stead. A espessura típica encontrada na literatura, em peças usinadas, encontra-se na faixa de 1 a 15 μm , variando conforme a condição e o tipo de processo de usinagem (RAMESH et al., 2005; GUO & SCHWACH, 2005; BOSHEH e MATINVEGA, 2006, RAMESH & MELKOTE, 2008).

Existem pelo menos três teorias explicam o mecanismo de formação da camada branca e que podem ser resumidas da seguinte forma:

- Mecanismo de escoamento plástico, o qual produz uma estrutura homogênea ou uma estrutura refinada;
- Mecanismo térmico, térmico, o qual aquece (austenização) e resfriamento (re-tempera), muito rápida, a estrutura original tornando-a dura e frágil;
- Mecanismos de reação da superfície com o ambiente, tais como: nitretação, carbonetação, sulcamento por oxidação [*“oxide ploughing”*] (YE-YUAN YANG et al., 1995; SHOFR et al, 2001; BOSHEH e MANTIVEGA, 2005; RAMESH & MELKOTE, 2008).

Devido a que o mecanismo de formação da camada branca é complexo, devem-se realizar estudos a fim de poder compreender a sua relação com os parâmetros de corte. As preocupações pela da camada branca não decorre de sua formação, composição ou microestrutura, mas sim de sua presença nos componentes usinados (HIOKI, 2006). A presença da camada branca pode ser considerada uma vantagem tribológica, pois confere um aumento da dureza da superfície com estabilidade térmica, não entanto, a sua dureza e fragilidade, permitiria a nucleação e propagação de microtrincas, perpendiculares ou paralelas, à superfície. (CHOU & EVANS, 1999; BOSHEH e MANTIVENGA, 2005; RAMESH et al., 2005).

Ye-Yuan Yang et al. (1995, 1996) produziram uma camada branca homogênea e contínua na superfície, por meio de impactos de esferas de aço (HRc 60) com 100 mm de diâmetro contra a superfície de uma placa de aço (contendo 0,57%C), temperado e revenido de onde foram retirados pinos para ensaio de desgaste pino-disco. Os pesquisadores concluíram que a camada branca é prejudicial à resistência ao desgaste, pois, a perda de massa é maior nos pinos com a camada. O mecanismo de desgaste por delaminação é acelerado pelas microtrincas existentes na superfície. Nos pinos sem camada branca, o mecanismo de desgaste foi o microcorte.

2.4 Tensão residual

Designam-se por tensões residuais (σ_R) as tensões elásticas que existem em um corpo (estrutura ou componente mecânico), na ausência de solicitações externas - térmicas ou mecânicas - (PEIXOTO, 2004; MARTINS et al, 2005); são formadas pelo estado de tensões internas do material, que se mantém equilibrado (somatório das forças e dos momentos igual a zero) quando livre da influência de esforços externos. As tensões residuais são resultados da deformação plástica não uniforme de um corpo, que pode acontecer por efeito de uma mudança não homogênea de forma ou de volume (DIETER, 1986). Elas podem ser geradas ou modificadas em qualquer estágio do ciclo de vida de uma peça, desde a sua produção até o seu descarte (BREINKSMEIER et al, 1982). Por exemplo, na usinagem de uma peça, ao se retirar o seu material (cavaco), formam-se regiões (camadas superficiais e subsuperficiais) que são deformadas plasticamente, o que impede às regiões elásticas adjacentes (camadas subsuperficiais mais profundas) de experimentarem uma recuperação elástica completa que as conduza à condição de não-deformadas. Outro exemplo: em um tratamento térmico superficial, as transformações de fase são acompanhadas de mudanças no volume específico do material, fazendo com que o mesmo, aquecido dentro da zona termicamente afetada, se expanda, sendo contido pelo material mais frio, que é isento de transformação de fase. (RODEIRO, 2003).

A superposição de várias operações de conformação não produz uma distribuição final de tensões residuais que seja a soma algébrica das distribuições correspondentes às sucessivas operações, sendo, em geral, o processo final de deformação que determina o estado de tensões residuais resultante. Apesar disso, a superposição de distribuições de tensões é um procedimento válido quando se pensa no efeito que as tensões residuais têm na resposta de um corpo a um sistema de tensões externo. Para todos os fins práticos, podem-se considerar as tensões residuais como se fossem tensões ordinárias aplicadas (DIETER, 1986).

As tensões residuais somente podem ser elásticas, sendo que o valor máximo que podem alcançar é o do limite elástico do material, categorizam-se como de tração ou de compressão. Devido a sua complexidade, dificilmente podem ser previstas com exatidão, geralmente, são consideradas como inoportunas pela dificuldade no prognóstico de sua magnitude (sinal e direção) e pela adversa habilidade que possuem, de combinarem-se às tensões causadas por corrosão e àquelas presentes nas situações de fadiga (SUTERIO, 2005).

Os efeitos das tensões residuais podem ser tanto benéficos quanto prejudiciais ao desempenho de componentes ou estruturas mecânicas. Isso dependerá do sinal, da intensidade, da distribuição e da relação da tensão residual com a superposição de tensões causadas por solicitações aplicadas e/ou de serviço (mecânicas, térmicas ou químicas) (MARTINS, 2005). Por isso, essas tensões residuais são objeto de numerosos estudos que procuram definir, analisar, medir, controlar e prever (no caso de uma modelagem ou simulação numérica) as suas consequências nos materiais ou peças, e, principalmente, na vida útil dos componentes em serviço (BENITEZ, 2002).

Os mecanismos básicos que originam as tensões residuais são comuns a muitos processos termo-químico-mecânicos, tal como se pode observar no diagrama da figura 2.12, apresentado no trabalho de Pitella (2003), segundo o qual a classificação dos mecanismos dar-se-ia em função da:

- Deformação mecânica diferencial;
- Contração ou expansão térmica diferencial;
- Variações volumétricas devido à transformação de fase do material;
- Variações volumétricas devido à diversificação de microconstituintes;
- Desigualdades estruturais em uniões mecânicas.

Figura 2.12 – Mecanismos básicos de geração de tensões residuais em diferentes processos de fabricação e beneficiamento (PITELLA, 2003).

Simon (1997) classifica as principais fontes de origem das tensões residuais, como observadas na tabela 2.4, e Campos (2006), na tabela 2.5, pretende sumariar os diferentes processos que as originam.

Tabela 2.4 – Fontes que podem originar tensões residuais (SIMON, 1997)

Carregamento elasto-plástico	Flexão, torção, tração, compressão
Usinagem	Polimento, retificação, torneamento, fresagem
Montagem e compósitos	Soldagem, colagem, composição
Conformação	Laminação, trefilação, jateamento, forjamento, estampado
Tratamentos térmicos e termoquímicos superficiais	Têmpera, cementação, carbonitreção, nitreção
Revestimento	Galvanização, CVD

Tabela 2.5 – Origens de Tensões Residuais (CAMPOS, 2006)

(1)	Deformação plástica local	Compreende todos os processos de carregamento mecânico, moagem e usinagem
(2)	Fornecimento ou Retirada de calor + (1)	Soldagem, fundição, processos de tratamento térmico
(3)	Diferente expansão térmica de diferentes fases + (2)	Processos de recobrimento
(4)	Gradientes de composição química + (2)	Tratamentos de superfície (cementação, nitreção) e revestimentos

Tabela 2.6 – Produção de tensões residuais (PHYSIQUE & INDUSTRIE, 2006)

Produto preliminar	Fundição, laminação, forjamento, estampado, extrusão, conformação, jateamento, dobramento, etc.
Remoção superficial	Usinagem, eletroerosão, etc.
União	Soldadura, uso de rebite, etc.
Tratamentos superficiais mecânicos	Jateamento com granalha, texturização por laser, etc.
Tratamentos térmicos, químicos ou termoquímicos	Têmpera, carburização, nitreção, carbonitreção, revestimentos de PVD ou CVD, eletrodeposição, etc.

De acordo com o que é observado na tabela 2.6, a Physique & Industrie classifica a produção de tensões residuais em função dos processos de fabricação e tratamentos superficiais aos quais é submetido um material ou uma peça.

Na figura 2.13, apresenta-se um esquema da interação térmico-mecânico-metalúrgica, que explica a complexidade da gênese das tensões residuais devido ao tratamento dos materiais: tratamento mecânico, térmico, químico ou a combinação de alguns destes.

Nesta pesquisa e na maior parte da literatura específica, o termo “tensão residual” será utilizado para designar as tensões residuais de 1ª ordem.

Figura 2.13 – Esquema da interação térmico-mecânico-metalúrgica na geração das tensões residuais (SIMON, 1997).

2.4.1 Classificação das Tensões Residuais

Conforme a origem e/ou distribuição das deformações, as tensões residuais podem ser classificadas em função da escala na qual se distribuem, ou seja, do volume de material afetado ou sujeito à sua ação. Esse volume varia de alguns angstroms cúbicos ($\text{\AA}^3$) até alguns milímetros cúbicos (mm^3). Deve-se ressaltar, entretanto, que o fenômeno é sempre o mesmo, isto é, as deformações permanecem internamente no material, não importando a sua origem (DAMASCENO, 1993; MARTINS, 2004).

Existem várias classificações das tensões residuais. Uma delas, proposta por Cullity (1978), distingue dois tipos principais: a) macrotensões (deslocamento do pico de difração de raios-X) e b) microtensões (alargamento do pico de difração de raios-X). Já a escola alemã sugere uma classificação mais precisa, definindo três tipos diferentes de tensões residuais: tensões de 1ª ordem (σ^I), de 2ª ordem (σ^{II}), e de 3ª ordem (σ^{III}), vide figura 2.14 (MACHERAUCH, 1973).

Figura 2.14 – Representação esquemática da categorização das tensões residuais, segundo a escola alemã (MACHERAUCH et al, 1973, KANDIL, 2001).

- (i) Tensões residuais de 1ª ordem (σ^I): são mais ou menos homogêneas ao longo de volumes relativamente extensos (muitos grãos) e estão em equilíbrio quando estendidas à globalidade do material; qualquer interferência no equilíbrio de forças e momentos de um elemento de volume contendo tensões de 1ª ordem trará como consequência uma alteração em suas dimensões. As tensões residuais macroscópicas são quantidades tensoriais, com magnitude e direções principais, que variam de região para região interna do componente. A escala de atuação destas tensões pode atingir até alguns milímetros.
- (ii) Tensões residuais de 2ª ordem (σ^{II}): são relativamente homogêneas em parte ou ao longo de um ou alguns grãos, no interior de uma fase, ou ao redor de um precipitado. Devido à dimensão microscópica, a região de influência no equilíbrio destas tensões abrange um número pequeno de grãos; elas são consideradas propriedades escalares da peça (p.e. porcentagem de trabalho a frio ou dureza). As variações macroscópicas de dimensões de um elemento de volume que contém tensões residuais de 2ª ordem são detectáveis apenas se ocorrerem várias destas perturbações elementares em diferentes regiões do material. A escala de tamanho das zonas em que estas tensões atuam é da ordem de alguns microns.

(iii) Tensões residuais de 3ª ordem (σ^{III}): são heterogêneas quando analisadas em uma área submicroscópica, ou seja, à escala de algumas distâncias interatômicas, estando em equilíbrio só ao longo de regiões muito reduzidas de um grão; se houver uma ruptura do equilíbrio deste tipo de tensões, nenhuma variação macroscópica de dimensões será detectável. Além disso, elas são geradas pelos defeitos cristalinos (discordâncias e lacunas) e, assim mesmo, distribuem-se em torno deles. As tensões de 3ª ordem possuem variação na escala atômica, na ordem de alguns décimos de nanômetros, e também são consideradas propriedades escalares do componente.

A classificação conhecida como convencional identifica as tensões residuais σ^{I} como macroscópicas, as σ^{II} como microscópicas e as σ^{III} como submicroscópicas.

A tensão residual local é a superposição destes três tipos de tensões em cada ponto (x, y, z) de uma amostra ou componente:

$$\sigma_R = \sigma^{\text{I}} + \sigma^{\text{II}} + \sigma^{\text{III}}$$

ou

(2.2)

$$\sigma_R = \sum_I^{\text{III}} \sigma^i = \sigma(x, y, z)$$

(DAMASCENO 1993; BENITEZ, 2002; PITELLA, 2003; CALLE, 2004; BENEGRÀ, 2005)

2.3.3.2 Medição de tensões residuais

O empenho, por parte dos fabricantes de peças submetidas à esforços dinâmicos, em compreender melhor os efeitos das tensões residuais gerou o desenvolvimento de uma série de técnicas, dispositivos e instrumentos de medição experimentais baseados em diferentes princípios. A medição “*in loco*”, por exemplo, é hoje amplamente utilizada no monitoramento da confiabilidade operacional de estruturas e componentes mecânicos, principalmente em situações de elevada complexidade. Tal controle possibilita o correto gerenciamento e análise de riscos, bem como a avaliação da reabilitação e do desempenho de novas técnicas de projeto, construção e montagem.

De início, as medições eram feitas exclusivamente através de técnicas destrutivas, muitas vezes com a introdução de novas tensões durante o ensaio. Posteriormente, outros métodos foram desenvolvidos e, hoje, existem diversas técnicas para a medida e determinação das tensões residuais sendo aperfeiçoadas constantemente, e nas quais o conceito de incerteza da medição está cada vez mais presente. Além do aperfeiçoamento dos métodos já existentes, outros novos estão sendo desenvolvidos no intuito de propiciar novas aplicações de uso para a medição das tensões residuais, complementar as técnicas existentes, melhorar os níveis de incertezas, detectar e quantificar tensões residuais de forma rápida, de modo a gerar vantagens econômicas aos usuários (MARTINS et al, 2005, SUTERIO, 2005). Afora isso, é certo que, na atualidade, é pouco provável que uma única técnica possa resolver todos os problemas relacionados à medição; entretanto, a combinação entre elas pode atender à maioria das necessidades tanto da indústria, quanto dos laboratórios de pesquisas (SUTERIO, 2002).

Convencionalmente, as técnicas de medição de tensões residuais são classificadas em métodos não-destrutivos, semidestrutivos, e destrutivos.

Os métodos semidestrutivos e destrutivos baseiam-se na alteração do estado de equilíbrio das tensões residuais, o que provoca o alívio destas, no ponto ou na região de medição. As deformações causadas pelo alívio são medidas e, através de modelos matemáticos adequados, são determinadas as tensões residuais. Nestes dois métodos, somente são analisadas as tensões residuais macroscópicas.

Os métodos não-destrutivos são baseados nas variações de parâmetros físicos ou cristalográficos do material em análise, relacionados às tensões residuais que provocam tais alterações. Esses métodos determinam de forma combinada todas as tensões residuais existentes no material, sejam elas microscópicas, submicroscópicas ou macroscópicas. Não há, entretanto, possibilidade de distinção entre elas.

Segundo Suterio (2005), a escolha de uma técnica de medição deve levar em conta a natureza da parte a ser analisada e o tipo de medição a ser realizada. Estes parâmetros incluem os seguintes aspectos:

- A natureza do material: estrutura cristalográfica, textura, composição química e fase;
- O tipo de tensões residuais (macrotensão e microtensão);

- O gradiente de tensões residuais na parte analisada (gradiente através da espessura ou da superfície);
- A geometria e região da parte analisada (profundidade, dimensão e forma da superfície);
- O ambiente onde a medida é realizada (em campo ou em laboratório);
- O tipo de intervenção (destrutiva ou não-destrutiva);
- O tempo (razão de medição) e a extensão da intervenção;
- A incerteza e a repetibilidade do método;
- O custo da medição e dos equipamentos necessários.

A determinação das tensões residuais por métodos analíticos é muito difícil, pois exige o conhecimento de toda a história de carregamento do material do componente, e, raramente se conhece, com o rigor necessário, essa informação. Assim mesmo, e apesar da modelagem numérica de processos de fabricação ter crescido vertiginosamente nos últimos anos e se convertido em uma poderosa ferramenta na predição de tensões residuais, uma avaliação com referência em resultados experimentais ainda é essencial (PEIXOTO, 2004).

Os desenvolvimentos teóricos para tratamento da deformação do reticulado da rede cristalina, a qual se relaciona com as tensões, são obtidos a partir da teoria clássica da elasticidade. Ou seja, o que é medido é a deformação elástica causada por tensões residuais de 1ª e 2ª ordens (PITELLA, 2003).

2.4.3 Técnicas para medição de tensões residuais.

Com já foi dito anteriormente, várias técnicas têm sido utilizadas para se medir as tensões residuais nos metais. Segue abaixo uma enumeração de tais técnicas, conforme a ASM (1995):

1. Técnicas de relaxação de tensões.

1.1. Técnicas de relaxação utilizando “strain gages” elétricos e mecânicos.

Chapa:

- Técnica de seccionamento;

- Técnica de Gunnert;
- Técnica de furação de Mathar-Soete;
- Técnica de serragem sucessiva de Stablein.

Cilindros sólidos e tubos:

- Técnica de usinagem sucessiva de Heyn-Bauer;
- Técnica da perfuração de Mesnager-Sachs.

Sólidos tridimensionais:

- Técnica da furação de Gunnert;
- Técnica do seccionamento de Rosenthal-Norton.

1.2 Técnicas de relaxação utilizando outros aparelhos que não sejam “strain gages” elétricos e mecânicos:

- Técnica de divisão do sistema em redes;
- Técnica de furação da camada frágil;
- Técnica de furação da camada fotoelástica.

2. Técnicas de difração de raios-X:

- Técnica do processo de filme;
- Técnica do processo difratométrico.

3. Técnicas que se valem de propriedades sensíveis à tensão:

3.1 Técnicas de ultra-som:

- Técnica da onda ultra-sônica polarizada;
- Técnica da atenuação ultra-sônica.

3.2 Técnicas de medição das durezas.

- Técnica de nanoindentação

4. Técnicas de trinca.

- Técnica da trinca induzida pelo hidrogênio;

- Técnica da trinca induzida por corrosão sob tensão.

Uma análise comparativa que resume as técnicas consagradas de medição de tensões residuais, assim como considerações acerca dos níveis prático, técnico e econômico, é apresentada por Lu (1996), nas tabelas 2.7, 2.8 e 2.9. A tabela 2.7 apresenta uma comparação geral entre os diferentes métodos de medição. A tabela 2.8 também apresenta uma comparação entre eles, mas leva em consideração os problemas do material e os problemas geométricos da região a ser analisada. Já a tabela 2.9 apresenta a aplicabilidade de cada técnica em materiais frequentemente encontrados na indústria.

Dentre os principais métodos de medição de tensões residuais, a difração de raios-X e o método do furo são os mais utilizados, devido a sua confiabilidade, principalmente quando comparados a outros métodos mecânicos destrutivos. Enquanto a técnica de difração de raios-X é reconhecida pela sua natureza não-destrutiva (apesar de sua medição limitar-se às camadas muito próximas à superfície e o equipamento ter um custo elevado, além de pouca portabilidade), a técnica do furo apresenta as vantagens de ser relativamente simples, empregar instrumentação portátil, ser de baixo custo e ter uma limitação apenas parcial na sua aplicação em componentes, já que o furo executado não afeta o funcionamento dos mesmos.

O método do furo baseia-se na avaliação da resposta (deformação) da peça frente às perturbações geométricas produzidas pela ação mecânica (remoção localizada de material). Em seguida, analisam-se essas deformações para que se determine o estado tensional (tensão residual) que lhes deu origem. Na figura 2.15 apresenta-se esquematicamente a deformação do furo após o relaxamento das tensões residuais de tração unidirecional. Esse método é considerado semi-destrutivo. Isso porque, o material removido é limitado e, na maioria dos casos, pode ser tolerado e reparado adequadamente.

Figura 2.15 – Representação, por anéis deformados, do efeito do alívio de tensões, quando aplicado o método do furo (PITELLA 2003).

Tabela 2.7 – Comparação geral de diferentes técnicas de medição de tensões residuais (LU, 1996)

Descrição	Métodos						
	Furo cego	Deflexão	Secionamento	Raios X	Difração de nêutrons	Ultra-som	Magnético
Hipóteses básicas	Tensão biaxial e uniforme na superfície do furo	Tensão biaxial e uniforme de um retângulo de dimensões grandes em relação à espessura.	Campo de tensão 3-D	Padrão: Material policristalino de grãos finos, isotrópico e homogêneo	Material policristalino, isotrópico e homogêneo	Material isotrópico e homogêneo, tensão homogênea no caminho acústico entre o transmissor e o receptor	Material ferromagnético
Tipo de tensões residuais analisadas	Macroscópica	Macroscópica	Macroscópica	Macroscópica Microscópica	Macroscópica Microscópica	Macroscópica Microscópica Submicroscópica	Macroscópica Microscópica Submicroscópica
Parâmetros medidos	Deformação ou deslocamento superficial	Deformação ou deflexão	Deformação ou deslocamento superficial	Mudança no espaçamento interplanar do material policristalino	Mudança no espaçamento interplanar do material policristalino	Variação da velocidade da onda ultra-sônica	Amplitude do Ruído Barkhausen ou permeabilidade magnética
Área de análise mínima (uso padrão)	0,5 mm ²	1000 mm ² 100 mm ² ("strain gages")	100 mm ²	0,5 mm ²	4 mm ²	0,1 mm ² (método de alta frequência) 30 mm ² (método convencional)	1 mm ² (método Barkhausen) 100 mm ² (método permeabilidade magnética)
Mínima profundidade de análise	20 µm	20 µm	1 a 2 mm	Dezenas de micrometros	1 mm	15 µm a 300 µm	100 µm
Custo do equipamento (US\$)	10.000 a 50.000	1.000	15.000	100.000 a 200.000	Poucas centenas de milhões	40.000 a 200.000	10.000 a 60.000
Sistema portátil de medição	Sim	Não	Sim	Não	Não	Sim	Sim
Problemas no caso de grãos grandes e de textura grosseira	Não	Não	Não	Sim	Não	Sim	Sim
Sensibilidade para endurecimento por deformação plástica	Baixa	Baixa	Baixa	Alta	Média	Alta	Alta
Incerteza típica	± 20 MPa	± 30 MPa	± 10 MPa	± 20 MPa	± 30 MPa	± 10 a 20 MPa	± 10 a 20 MPa
Tempo de preparação	2 horas	8 horas	5 a 200 horas	8 horas	1 semana	20 minutos	10 minutos
Tempo de medição	40 minutos	30 minutos	40 minutos	20 minutos	2 horas	Alguns minutos	Instantâneo
Profundidade de inspeção	0,02 a 15 mm	0,1 a 3 mm	Todas as profundidades dentro de 1mm	1 a 50 µm (medidas não destrutivas). 10 mm (medidas destrutivas)	2 a 50 mm	0,15 a 3 mm	0,1 a 1 mm

Tabela 2.8 – Comparação de diferentes técnicas de medição de tensões residuais, considerando os problemas do material e os problemas geométricos da região a ser analisada (LU, 1996).

Descrição	Métodos						
	Furo cego	Deflexão	Secionamento	Raios-X	Difração de nêutrons	Ultra-som	Magnético
Problemas para o caso de estrutura e grãos grandes	Não	Não	Não	Sim	Sim	Não	Sim
Sensibilidade à deformação causadora de encruamento	Baixa	Baixa	Baixa	Alta	Média	Alta	Alta
Análise em material de múltipla fase	Tensão média em todas as fases	Tensão média em todas as fases	Tensão média em todas as fases	Tensão em cada fase se a menor fase exceder certa fração de volume	Tensão em cada fase se a menor fase exceder certa fração de volume	Tensão média em todas as fases	Tensão média em todas as fases ferromagnéticas
Medidas de tensão em materiais amorfos	Possível	Possível	Possível	Impossível	Impossível	Impossível	Possível em fases ferromagnéticas
Medidas em partes com baixo raio de curvatura	Possível $r > 5 \text{ mm}$	Possível com o método de “Sachs”	Difícil	Possível $r > 0,5 \text{ mm}$	Possível, medidas abaixo da superfície	Difícil, necessidade de sensor especial	Possível $r > 5 \text{ mm}$
Medidas em camadas (espessuras da camada)	Maior que $50 \mu\text{m}$	2 a $3 \mu\text{m}$	Maior que 2 mm	Todas as espessuras	Maior que 2 mm	0,1 a 3 mm (problemas de porosidade)	0,01 a 1 mm

Tabela 2.9 – Aplicabilidade de cada técnica de medição de tensões residuais para materiais frequentemente encontrados na indústria (LU, 1996).

Descrição	Métodos						
	Furo cego	Deflexão	Seccionamento	Raios-X	Difração de nêutrons	Ultra-som	Magnético
Aços-carbono	Sim	Sim	Sim	Sim	Sim	Sim	Sim
Aços de baixa liga	Sim	Sim	Sim	Sim	Sim	Sim	Sim
Aços inox	Sim	Sim	Sim	Sim, grãos não muito grandes	Sim	Baixa sensibilidade	Difícil
Ligas de alumínio	Sim	Sim	Sim	Sim, problemas de tamanho dos grãos	Sim	Sim	Não
Ligas de titânio	Sim	Sim	Sim	Sim, problemas na fase β	Sim	Sim	Não
Ligas de níquel	Sim	Sim	Sim	Sim, problemas de tamanho dos grãos	Sim	Sim	Sim
Cristais simples	Sim, grãos grandes	Não	Não	Sim, algumas fibras	Sim, pequenos tamanhos	Difícil	Não
Polímeros	Sim	Sim	Sim	Sim, se cristalino	Sim, se cristalino	Não	Não
Compósitos	Sim	Não	Não	Sim, matriz cristalina	Sim, matriz cristalina	Difícil	Sim, matriz ferromagnética
Estruturas soldadas	Sim	Não	Sim	Sim	Sim	Sim	Sim
Partes montadas	Sim	Sim	Não	Sim	Não	Sim	Sim
Superfície com encruamento mecânico	Sim	Sim	Difícil	Sim	Sim, depende da profundidade tratada (maior que 2 mm)	Sim	Sim
Tratamentos térmicos ou químicos	Sim, problemas c/ camadas finas	Sim	Não	Sim	Não	Difícil para tensão superficial	Sim

2.4.4 Resumo histórico da Técnica do Furo

O princípio quantitativo da técnica do furo (*hole-drilling method*) foi explorado pela primeira vez em 1934, por J. Mathar, que utilizou a solução de Kirsch e o princípio da superposição para obter a quantificação dos níveis de tensões a partir do alívio mecânico provocado pela execução de um furo circular em placas tensionadas. Mathar valeu-se de extensômetros mecânicos para medir os deslocamentos em torno dos furos (PITELLA, 2003). Posteriormente, Soete e Vancrombrugge (1950) aumentaram a precisão da técnica com a utilização de extensômetros elétricos. Em 1951, Milbradt propôs o método do anel central (*ring core method*), em alternativa ao do furo, por ser mais sensível na medição das deformações relaxadas, embora menos localizada.

A aplicação moderna do método deve-se aos estudos de Rendler e Vigness (1966), que desenvolveram a técnica do furo de modo a obterem um procedimento sistemático e facilmente reproduzível, definindo a geometria das rosetas de extensômetros, posteriormente normalizadas pela norma americana ASTM E 837- 89 (1989) [roseta tipo A na revisão de 99]. Desde então, novos métodos têm sido propostos, com a intenção de aperfeiçoar a técnica do furo. Nawwar et al. (1976) propuseram uma modificação na mesma, a qual visava à possibilidade de se determinar as tensões residuais em placas finas. Em 1994, Zhu e Smith desenvolveram uma análise teórica que permitiu a aplicação da técnica em superfícies curvas. Schajer e Yang (1994), por sua vez, através de seus estudos, possibilitaram o emprego do método em materiais com anisotropia elástica, comum em materiais modernos como os compósitos reforçados com fibras. Até então, o método convencional somente podia ser aplicado em materiais isotrópicos. Tootoonian e Schajer (1995), com a finalidade de aumentar a sensibilidade na medição da relaxação de deformação pela técnica do furo incremental (TFI), propuseram que o furo fosse efetuado incrementalmente com um aumento progressivo de diâmetro. Em 1997, os mesmos autores apresentaram uma nova roseta de seis (06) extensômetros, que permite a medição da relaxação de deformação radial e tangencial. Com isso, a sensibilidade na medição das deformações melhorou em um fator de 2,3 e a profundidade de avaliação aumentou aproximadamente 33%, relativamente às rosetas retangulares anteriormente normalizadas pela ASTM. Essa roseta foi designada por roseta tipo C na recente revisão da norma ASTM E 837-99 (1999).

Relativamente aos processos de furação, Beaney e Procter (1974) otimizaram a usinagem por jatos de ar abrasivo, conseguindo, assim, um furo sem tensões residuais induzidas pelo próprio processo de remoção de material. Em 1982, Flaman introduziu um método de corte em velocidades elevadas. O processo consiste na utilização de pequenas fresas acionadas por uma turbina de ar comprimido, o que permite que se alcancem velocidades de rotação na ordem das centenas de milhar de rotações por minuto. Além de reduzir o risco de introdução de tensões residuais parasitas, este método viabiliza a obtenção de furos com geometrias perfeitas.

Quanto aos métodos de cálculo, Kelsey (1956) publicou o primeiro trabalho sobre a determinação de tensões residuais não uniformes em profundidade, obtida através da técnica do furo incremental (TFI), desenvolvendo, para isto, o método da deformação incremental (MDI). Pela primeira vez eram utilizados furos cegos em vez de furos passantes. Bijak-Zochowski (1978), por sua vez, inseriu o método integral (MI). Em 1981, Schajer aplicou com sucesso o método dos elementos finitos no cálculo das constantes de calibração e apresentou um novo método de cálculo da TFI: o da série de potências (MSP). A norma americana citada anteriormente, assim como a nota técnica TN-503-4, da Vishay (1993), apresenta tabelas e diagramas de cálculo das constantes de calibração deduzidas por Schajer (1981).

Com isso, nota-se que, nos anos 80, a determinação das tensões residuais em profundidade tornou-se o principal objetivo das investigações nesta área. Técnicas avançadas, que se valem de elementos finitos, permitiram o desenvolvimento de procedimentos de cálculo de tensões residuais que não seriam praticáveis somente com o recurso da calibração experimental (Shajer, 1988). Assim, muitos investigadores têm-se dedicado aos diversos aspectos técnicos relacionados à TFI. E isso tem trazido importantes contribuições para o cálculo de tensões residuais não uniformes em profundidade. Daí resulta a literatura publicada que trata dessa questão (FLAMAN et al, 1985; NICKOLA, 1986; NIKU-LARI et al, 1985; SCHAJER et al, 1985; SHWARZ & KOCKELMANN, 1993; SCHAJER & ALTUS, 1996; ZUCCARELLO, 1999), e, inclusive, a determinação de estados triaxiais de tensão residual não uniforme em profundidade (WERN et al., 1997).

Uma das principais limitações da TFI, no entanto, é a ocorrência do *efeito de plastificação*. Este efeito, que ocorre sempre que o estado de tensão residual induz deformações plásticas

localizadas, devido à concentração de tensões em torno do furo, tem sido alvo de investigações recentes (BEGHINI ET AL., (1994, 1998), GIBMEIER ET AL., 1999; VANGI E ERMINI, 2000). Mas, no momento, observa-se que ainda não se apresentam reportes de estudos sobre efeito no caso de tensões não uniformes em profundidade.

2.4.5 Princípios fundamentais da técnica do furo.

2.4.5.1 Furos Passantes

Para se avaliar mecanicamente as tensões residuais, as tensões locais poderão ser medidas por meio da relaxação de deformação resultante da execução do furo. Os primeiros métodos utilizados nessa medição eram completamente destrutivos, pois exigiam o corte e o seccionamento das amostras, pela remoção de sucessivas camadas do material.

No caso mais simples, o de uma placa fina sujeita a um estado plano de tensões, a teoria da elasticidade permite que, na ausência de deformação plástica nas imediações do furo, se obtenha uma solução analítica. A solução baseia-se nos estudos de Kirsch (1898) sobre os estados de tensão criados pela presença de furos em placas finas (concentração de tensões). Com base na solução de Kirsch - que considera que o material é isotrópico e linearmente elástico -, para um estado biaxial de tensão residual, a relaxação de deformação radial e tangencial em torno do furo pode ser obtida por:

$$\varepsilon = (\sigma_{\max} + \sigma_{\min}).\bar{A} + (\sigma_{\max} - \sigma_{\min}).\bar{B}.\cos(2.\beta) \quad (2.3)$$

Esta equação e as que vêm logo abaixo constituem a base da técnica do furo. As constantes A, B e C são designadas como constantes de calibração e o ângulo β indica a localização de medida em torno do furo (medido no sentido horário relativamente à direção da tensão principal máxima). As constantes de calibração dependem das propriedades elásticas do material e da razão entre a distância radial do ponto de medida e o raio do furo (r). No caso simples de furos passantes em placas finas (estados planos de tensão), os valores das constantes são dados diretamente a partir da solução de Kirsch:

$$\begin{cases} \varepsilon_r = A.(\sigma_{\max} + \sigma_{\min}). + B.(\sigma_{\max} - \sigma_{\min}).\cos(2.\beta) \\ \varepsilon_\theta = -A.(\sigma_{\max} + \sigma_{\min}). + C.(\sigma_{\max} - \sigma_{\min}).\cos(2.\beta) \end{cases} \quad (2.4)$$

Os valores das constantes são negativos, pois as deformações relaxadas têm sinal inverso às tensões residuais iniciais. Um dos processos tradicionais, utilizado na técnica do furo, para se medir a relaxação da deformação consiste em usar a extensometria elétrica. Embora outros processos possam igualmente ser usados com o mesmo fim, tal como a interferometria holográfica (FURGIUELE et al, 1991; MAKINO et al, 1996). Para rosetas tradicionais normalizadas (rosetas tipo A e B (ASTM, 1999)), por exemplo, interessa reter a 1ª equação de (2.4). Isso porque ela permite que se relacione a relaxação de deformação radial medida e as tensões presentes no material. Assim, em um estado plano de tensão, a relaxação de deformação radial e as tensões principais podem ser relacionadas através de uma equação geral da seguinte maneira:

$$\epsilon_r = (A + B \cdot \cos 2\beta) \sigma_{\max} + (A - B \cdot \cos 2\beta) \sigma_{\min} \quad (2.5)$$

Figura 2.16 - Placa com furo sujeita a um estado plano de tensões.

Como se vê, existem três incógnitas. Por isso, fazem-se necessárias três medições independentes, para que se possa calcular as tensões principais e a sua direção. Uma das possibilidades de medição das deformações relaxadas consiste em utilizar uma roseta com os extensômetros alinhados radialmente em torno do furo. A norma americana ASTM E 837 padronizou as rosetas de extensômetros, com base nos trabalhos de Rendler e Vigness (1966). A figura 2.17 representa a roseta ASTM E 837 horária (*clockwise*), a 45°. Os três extensômetros são alinhados radialmente de modo que os eixos dos extensômetros 1 e 3 façam um ângulo de 90°; o extensômetro 2 é colocado na bissetriz, no 2º (posição 2b) ou no 4º (posição 2) quadrante.

Figura 2.17 - Geometria de uma roseta de extensômetros horária (ASTM E 837, 1999).

A roseta horária difere das anti-horárias em virtude da troca dos eixos dos extensômetros 1 e 3. Nestas últimas, o ângulo que define a direção da tensão principal é medido no sentido anti-horário. A referência em ambas as rosetas é o extensômetro 1. A posição 2 é preferível relativamente à posição 2b, sendo que esta é utilizada se houver problemas de espaço, nomeadamente em zonas próximas de arestas.

O ângulo β , indicado na figura 2.17, é o ângulo (medido no sentido horário) entre o extensômetro 1 e a direção da tensão principal máxima. As deformações radiais medidas pelos três extensômetros relacionam-se às tensões principais por intermédio da equação (2.5), considerando a posição de cada extensômetro. Resolvendo simultaneamente as três equações resultantes em função das tensões principais e da sua direção, obtém-se:

$$\begin{cases} \sigma_{\max} = \frac{\epsilon_3 + \epsilon_1}{4.A} - \frac{\sqrt{(\epsilon_3 - \epsilon_1)^2 + (\epsilon_3 + \epsilon_1 - 2.\epsilon_2)^2}}{4.B} \\ \sigma_{\min} = \frac{\epsilon_3 + \epsilon_1}{4.A} + \frac{\sqrt{(\epsilon_3 - \epsilon_1)^2 + (\epsilon_3 + \epsilon_1 - 2.\epsilon_2)^2}}{4.B} \\ \beta = \arctan\left(\frac{(\epsilon_3 + \epsilon_1 - 2.\epsilon_2)}{(\epsilon_3 - \epsilon_1)}\right) \end{cases} \quad (2.5)$$

Um valor positivo de β indica que a direção de $\sigma_{\max}$ faz um ângulo β horário com o extensômetro 1. Um valor negativo indica que β é medido no sentido anti-horário. Quando o numerador e o denominador da equação que define β são nulos, tem-se um estado biaxial de tensões iguais (hidrostático), em que β deixa de ter significado.

Algum cuidado deve ser tomado na determinação da tensão residual com as equações deduzidas. Pois, por um lado, o valor das constantes de calibração indicadas na equação (2.4) referem-se às deformações pontuais. Por isso, não considera o efeito da área finita dos extensômetros. Por outro, devido ao enrolamento do fio dos extensômetros, por exemplo, estes não são perfeitamente radiais, antes, assemelham-se a pequenos segmentos paralelos. Além disso, os extensômetros são igualmente sensíveis à deformação tangencial, embora neste caso o erro cometido ao desprezar-se a sensibilidade tangencial dos extensômetros seja desprezível, comparado aos associados com o processo de medida e cálculo das tensões (VISHAY, 1993).

2.4.5.2 Furos Cegos

As equações anteriores foram deduzidas para furos passantes em placas finas. Contudo, na prática da Engenharia existem componentes cujas placas possuem diversas formas e tamanhos. Interessava, pois, desenvolver o método para aplicações mais gerais, utilizando-se, para isso, pequenos furos cegos. A introdução de um furo cego em um campo plano de tensões produz um estado bastante complexo de tensões. Por este motivo, não existe uma solução analítica exata obtida via teoria da elasticidade. Felizmente, Rendler e Vigness (1966) demonstraram que tanto no método do furo passante quanto no do furo cego a relaxação da deformação varia de forma sinusoidal em torno do círculo concêntrico com o furo, isto é, embora as constantes A e B sejam diferentes para o caso do furo cego, a equação (2.3) continua válida. Neste caso, os valores de A e B podem ser conseguidos por calibração experimental ou numérica, utilizando-se campos de tensão bem definidos. A relaxação de tensão depende da profundidade do furo e, geralmente, as constantes A e B são determinadas pela medição da relaxação de deformação para uma profundidade do furo igual ao seu diâmetro. A equação (2.4) ignora o efeito da profundidade finita do furo. Contudo, as suas constantes aproximam-se daqueles valores para grandes profundidades.

Por fim, com relação às equações, aquelas encontradas para o caso do furo passante podem aqui ser aplicadas. Isso, desde que se determinem os valores corretos de A e B. Não sendo possível determiná-los analiticamente, deve-se fazê-lo através de calibração experimental ou através de métodos numéricos, tais como o método dos elementos finitos. Ademais, para qualquer estado inicial de tensões residuais, e para um diâmetro fixo do furo, a relaxação de deformação (ϵ_1 , ϵ_2 , ϵ_3) aumenta conforme a profundidade do mesmo, embora o gradiente diminua.

Quanto à profundidade do furo, ela normalmente deve ser de pelo menos $Z/D = 0,4$ (Z: profundidade do furo, D: diâmetro de amostragem), de forma a maximizar o sinal (ASTM, 1994; VISHAY, 1993). A ASTM E 837 propõe um método para avaliar a não uniformidade do campo de tensões ou os erros de medida. De acordo com este método, o furo deve ser feito de forma incremental, de modo que, durante os primeiros 60% da profundidade total, os incrementos não excedam 10% da mesma, e que, durante os restantes 40%, eles não ultrapassem 20% da profundidade total. Após a medição das deformações relaxadas, deve-se calcular as somas e as diferenças das deformações medidas, isto é, $\epsilon_1 + \epsilon_3$ e $\epsilon_3 - \epsilon_1$, respectivamente. Em seguida, é necessário expressar cada série de dados como frações dos seus valores quando a profundidade do furo atinge 0,4 vezes o diâmetro médio da roseta de extensômetros (D). Finalmente, há que se fazer um gráfico que expresse as deformações relaxadas adimensionais em função da profundidade do furo adimensional. O diagrama da figura 2.18 (b), retirada da norma, ilustra a variação esperada.

O diagrama da figura 2.18 (a) mostra também a influência de D_0/D (D_0 : diâmetro do furo, D: diâmetro de amostragem) sobre a variação da relaxação de deformação radial. Ambos os casos representados na figura (a – Kelsey; b Rendel & Vigness) envolvem estados uniformes uniaxiais de tensão. As curvas são consideradas representativas da resposta esperada durante as medições quando a tensão residual é uniforme em todo o furo.

Figura 2.18 – (a) Relaxação de deformação (adimensionalizada para 100% quando $Z/D = 0,4$) em função da razão entre a profundidade do furo e o diâmetro D da roseta de extensômetros (VISHAY, 1993). (b) Verificação dos resultados das medições, segundo ASTM E 837, para campos de tensão uniformes em profundidade (resposta esperada) (ASTM, 1994).

A norma ASTM utiliza esse método como critério de validação das medições. Assim, pontos experimentais que se afastem mais de 3% das curvas indicadas na norma (figura 2.18 (b.)) indicam não uniformidade do campo de tensões em profundidade ou erro nas medições das deformações. A norma recomenda que, quando a direção da tensão residual principal máxima é mais próxima da direção axial do extensômetro 2 do que das direções dos extensômetros 1 e 3, a soma $(\epsilon_1 + \epsilon_3 - 2\epsilon_2)$ é numericamente maior que a diferença $(\epsilon_3 - \epsilon_1)$; a verificação deve ser feita considerando a soma $(\epsilon_1 + \epsilon_3 - 2\epsilon_2)$ em vez de $(\epsilon_3 - \epsilon_1)$. Nota-se que nas equações (2.6) podem-se constatar três diferentes grupos para os termos da relaxação de deformação (SHAJER et al, 1996; SHAJER, 1988):

$$\begin{cases} p = \frac{(\epsilon_3 + \epsilon_1)}{2} \\ q = \frac{(\epsilon_3 - \epsilon_1)}{2} \\ t = \frac{(\epsilon_3 + \epsilon_1 - 2\epsilon_2)}{2} \end{cases} \quad (2.6)$$

Para um material isotrópico, p é proporcional à deformação média hidrostática residual, q é proporcional à deformação de corte a 45° do extensômetro 1 e t é proporcional à deformação de corte ao longo do eixo 1. Nas medições com a técnica do furo, os fatores de proporcionalidade em cada caso são inferiores aos reais porque a relaxação de deformação é parcial, ao contrário, por exemplo, do que ocorre no método do anel central (*ring core method*). A utilização destas três grandezas simplifica os cálculos das tensões, particularmente no caso dos cálculos das tensões não uniformes em profundidade. O agrupamento anterior permite escrever as relações tensão-deformação (SCHAJER, 1988) da seguinte forma:

$$\begin{cases} P = \frac{p}{2.\bar{A}} \\ Q = \frac{q}{2.\bar{B}} \\ T = \frac{t}{2.\bar{B}} \end{cases} \quad (2.7)$$

Onde P , Q e T são as tensões correspondentes às deformações anteriormente definidas. Estas equações aplicam-se ao caso em que o furo é feito até uma determinada profundidade e as correspondentes deformações medidas são usadas como base dos cálculos da tensão residual.

Este é o procedimento indicado pela norma ASTM E 837 (1999) no caso de corpos de prova finos. No caso de corpos de prova de maior espessura, embora o método anterior possa ser usado, determinando a relaxação de deformação para uma profundidade de 0,4D, a norma recomenda uma média ponderada que leve em conta os valores obtidos ao longo de uma série de pequenos incrementos. Tal procedimento reduz os efeitos dos erros aleatórios na medição da deformação e aumenta, assim, a precisão e a estabilidade no cálculo das tensões. Estas podem ser calculadas pelas seguintes equações, que têm em conta o efeito de cada incremento (ASTM, 1999, BEANEY & PROCTER, 1974; SCHAJERa, 1988):

$$\begin{cases} P = \frac{\sum \bar{A}.p}{2.\sum \bar{A}^2} \\ Q = \frac{\sum \bar{B}.q}{2.\sum \bar{B}^2} \\ T = \frac{\sum \bar{B}.t}{2.\sum \bar{B}^2} \end{cases} \quad (2.8)$$

As equações (2.5) podem, então, ser utilizadas para determinar as tensões principais e as suas direções.

2.4.5.3 Técnica do Furo Incremental (TFI)

A metodologia indicada até este ponto só é válida para campos de tensão uniformes ao longo da profundidade do furo, não se aplica, pois, a um grande número de casos ocorridos na prática da Engenharia. Em muitos casos, os campos de tensões residuais são não uniformes, particularmente em zonas próximas da superfície.

Operações de corte ou tratamentos mecânicos superficiais, como o jateamento, introduzem fortes campos de tensão com elevados gradientes à superfície. O desenvolvimento dos métodos numéricos permitiu aperfeiçoar a técnica do furo, de modo a empregá-la na avaliação da distribuição das tensões residuais em profundidade.

A medição de tensões não uniformes em profundidade requer que o furo seja feito de forma incremental até uma profundidade limite que depende do diâmetro do furo. Portanto, para que seja possível avaliar as tensões residuais em função da profundidade, as tensões residuais existentes em cada um dos sucessivos incrementos de profundidade deverão ser determinadas com base nas medidas de relaxação de deformação realizadas à superfície. A figura 2.14 esquematiza o princípio da técnica do furo incremental.

Figura 2.14 - Princípio da técnica do furo incremental (TFI).

Existem essencialmente quatro métodos de cálculo das tensões:

- O método integral [MI] (BIJAK-ZOCHOWSKI, 1978, SCHAJERb, 1988; FLAMAN & MANNING, 1985);
- O método da série de potências [MSP] (SCHAJER, 1981);
- O método da deformação incremental [MDI] (MAEDER et al, 1991; SHAWRZ & KOCKELMANN, 1993);
- O método da tensão média [MTM] (VISHAY, 1993; NIKCKOLA, 1986).

Outros autores propuseram procedimentos de cálculo para a TFI que podem ser considerados como modificações dos métodos já indicados (SHAWRZ & KOCKELMANN, 1993; WERN, 1995).

Cada um dos métodos referidos tem sua aplicação principal e seus respectivos desvios. As pesquisas recomendam o uso do Método Integral para a avaliação das tensões residuais em que se verificam gradientes significativos.

No Método Integral assume-se que a deformação relaxada na superfície do material da peça furada é o resultado do acúmulo das tensões residuais, originalmente existentes na zona de cada incremento sucessivo, ao longo da profundidade do furo. Este é um método híbrido, que leva em conta coeficientes de sensibilidade ao relaxamento do material baseado na análise por elementos finitos e o cálculo do estado de tensões com o uso de rosetas extensométricas.

O método integral não se presta à medida das tensões residuais na superfície da peça. A sua medida “confiável” dá-se a partir de 0,02 mm a 0,03 mm da superfície. É preciso complementá-lo com a respectiva medida por difração de raios-X. Nesse sentido, pela natureza e princípios de medidas não se pode comparar os resultados obtidos pela técnica do furo incremental com a técnica da difração de raios-X.

2.4.6 Produção de tensões residuais na usinagem

Os processos de usinagem convencional, em materiais metálicos, estão sempre associados às deformações elásticas e plásticas, bem como às alterações da microestrutura, aos defeitos da rede cristalina e à produção de calor na região superficial e subsuperficial. Nesses processos, gera-se uma nova superfície e, produzem-se cavacos que são retirados da região usinada.

Apesar da multiplicidade dos parâmetros em questão quando se trata da geração de tensões residuais nos processos de usinagem, ela pode ser abordada de uma forma prática. As tensões residuais são oriundas essencialmente de duas fontes principais: das deformações plásticas não homogêneas e das transformações de fase associadas às variações volumétricas. No caso da usinagem por retirada de cavaco, as deformações plásticas são os resultados da ação mecânica da ferramenta sobre a peça que será usinada. A liberação localizada de calor na região usinada também pode ser uma fonte de deformações plásticas adicionais caso as tensões térmicas geradas ultrapassem o limite de escoamento do material.

Por outro lado, a interação da ferramenta com a peça pode também ser responsável pelo aparecimento de transformações de fase. As deformações plásticas resultantes de forças perpendiculares ou paralelas à superfície induzem tensões de compressão, enquanto as deformações plásticas associadas aos aquecimentos localizados implicam uma tendência para tensões de tração. As transformações de fase podem induzir tensões de compressão ou de tração segundo o tipo de variações volumétricas em jogo ou segundo o modo como as deformações plásticas "acomodam" as tensões de transformação.

Na figura 2.15, o diagrama mostra a geração das tensões residuais pelos processos de usinagem com remoção de cavaco.

Figura 2.15 - Geração das tensões residuais nos processos de usinagem.

2.4.7 Tensões residuais no processo de torneamento

As tensões residuais geradas pelo processo de torneamento dependem tanto do tipo de material usinado, quanto dos parâmetros de torneamento. O cenário ideal de parâmetros de processo para se obter tensões residuais compressivas (ou ao menos tensões de tração baixas) é obtido se a relação entre as tensões residuais, parâmetros de processo e características do material usinado é conhecida. Infelizmente, devido à alta complexidade do mecanismo de geração de tensão residual, não se tem ciência desta informação. Portanto, nenhuma regra quantitativa é aplicada, e os parâmetros de torneamento são normalmente selecionados desconsiderando-se o problema da tensão residual.

Como se sabe, a tensão residual é relacionada à incompatibilidade entre a camada superficial e o núcleo do material. Assim sendo, qualquer mecanismo que gera uma variação na forma ou na geometria de uma camada superficial também gera as tensões residuais. Tal variação pode ocorrer devido a três mecanismos: mecânico (deformação plástica), térmico (fluxo plástico térmico) e físico (variação específica de volume). Mais de um mecanismo pode estar presente ao mesmo tempo, e o resultado das tensões residuais é uma superposição de tensões residuais geradas por mecanismos simples (CAPELLO, 2005).

Usuda et al. (1983) afirmam que, quando a tensão de compressão na região da ferramenta é maior do que a tensão de tração na região posterior, surge uma tensão residual de compressão. Quanto ao efeito térmico, se a camada externa, ao se expandir volumetricamente, sofre uma restrição por parte da camada inferior, surge, como no caso anterior, uma tensão residual de compressão, (HIOKI, 2006). Matsumoto et al. (1986) apresentam uma explicação mais detalhada acerca da formação da tensão residual advinda do efeito térmico. Segundo o autor, durante a usinagem a seco, a camada próxima à superfície sofre mais aquecimento e dilatação que as camadas interiores. Além disso, após o corte, a superfície permanece mais aquecida que as camadas internas, devido ao fato de que o resfriamento ocorre de dentro para fora e a troca de calor com o ar na superfície da peça é baixa. Logo, as camadas externas dilatam-se e sofrem uma tensão de compressão por parte das camadas internas. Se essa compressão exceder a tensão de escoamento do material, então uma tensão residual de tração permanecerá após o resfriamento. Para aços de baixa dureza a tensão residual na superfície é de tração, já para os de alta dureza, é de compressão.

Na figura 2.16, Bectk (1993) mostra o efeito térmico nas tensões residuais em casos nos quais a superfície resfria mais rapidamente do que o núcleo da peça. No gráfico da figura (a), após a usinagem, a temperatura da superfície e das camadas abaixo dela é maior do que a temperatura ambiente, mas não o suficiente para promover transformação metalúrgica. A superfície, pela ação do fluido de corte, sofre resfriamento mais rápido do que as camadas internas. A maior contração da superfície em relação às camadas internas gera tensões que ultrapassam a tensão de escoamento, provocando deformações plásticas na superfície (linha tracejada A). As camadas internas que sofreram apenas deformações elásticas retornam às suas dimensões iniciais e surge uma tensão compressiva na superfície devido à diferença dimensional entre ela e a camada interna (linha tracejada B).

Figura 2.16 – Origem da tensão residual em superfícies usinadas (HIOKI apud BETCK, 1993)

Na figura 2.16(b), a temperatura de usinagem alcança níveis que permitem a transformação de camada de austenita retida (linha tracejada A). As camadas internas, que resfriam mais lentamente, proporcionam a transformação da austenita em martensita (linha tracejada B). Visto que a camada interna de martensita é volumetricamente maior que a camada externa de austenita, ocorre o alongamento elástico da superfície e surge, então, uma tensão residual de tração.

De maneira geral, a existência da tensão residual de tração na superfície incentiva a ocorrência de fissura, fato que causa a redução da resistência à fadiga. Em contrapartida, essa resistência aumenta quando há tensão residual de compressão (USUDA et al., 1983 apud HIOKI, 2006).

2.5 Fundamentos do Ruído Magnético de Barkhausen

O processo de magnetização em materiais magnéticos tem sido objeto de importantes e difíceis investigações há vários anos, tendo em vista os diversos fatores que nele estão envolvidos. Tal processo pode ser descrito tanto em escala macroscópica, quanto microscópica, e pode-se analisá-lo através de diferentes técnicas.

Em um material ferromagnético, como o ferro ou o cobalto, os spins dos elétrons de um átomo podem influenciar os spins de elétrons dos átomos adjacentes devido ao acoplamento da energia de troca. O resultado disso é a formação de grupos de 10^9 - 10^{12} átomos, nos quais os momentos de dipolos magnéticos de todos os átomos apontam na mesma direção. Estes conjuntos de átomos são chamados de domínios de Weiss e os limites entre eles são as paredes de Bloch. Em uma amostra desmagnetizada, o dipolo magnético de cada um dos domínios magnéticos apresenta direções aleatórias caso não se tenha nenhum campo magnético neto aplicado na peça (HALLIDAY et al., 1997; LEWIN, 2002). Na figura 2.17 vêem-se os domínios magnéticos de um material ferromagnético orientados aleatoriamente. No entanto, em cada um deles todos os dipolos magnéticos orientam-se em uma dada direção, esquematizada pelas setas.

Figura 2.17 – Paredes de domínios magnéticos em um material ferromagnético

Campos magnéticos alternados podem causar movimentos das paredes (indo e vindo) entre domínios adjacentes. Quando uma parede se move, empurra de um lado e fica mais separada do outro lado. Dessa forma, o domínio aumenta de tamanho por um lado e, pelo outro se comprime. O resultado final é uma variação na magnetização média da amostra.

A resposta de um material ferromagnético a um campo externo é resumida pela curva de histerese apresentada esquematicamente na figura 2.18. Observa-se que H é o campo magnético externo e B é a indução magnética resultante. (A figura está sem escala, uma vez que a força de B é tipicamente milhares de vezes maior do que a de H).

Figura 2.23 – A curva de histerese

A curva começa no ponto a, quando uma amostra desmagnetizada é exposta a um campo magnético externo. A indução magnética aumenta ao longo da curva ab. Se a força do campo externo continuar aumentando, todos os domínios serão alinhados até alcançarem a saturação. Neste ponto, a estrutura do domínio torna-se mais simples porque o material tende a converter-se em um monodomínio (PEREZ, 2002), e, nesta situação a indução não aumenta além da saturação $\Rightarrow B = B_m$.

Do ponto b, se o campo externo fosse reduzido a 0, a curva não retornaria pelo mesmo percurso e a indução diminuiria até o ponto c ($H = 0$ e $B = B_r$). A amostra apresentaria, neste caso, magnetização na direção do campo externo aplicado. Esta indução residual só poderia ser retirada com a aplicação de um campo magnético em sentido inverso, correspondente a $-H_c$ sendo, então, o percurso da curva o trecho cd. Deste modo obtém-se uma nova curva de B-H. (HALLIDAY, RESNICK et al., 1997).

Se um campo magnético alternado for aplicado à amostra, a curva de histerese será percorrida como um laço, e os domínios magnéticos terão sua direção invertida repetidamente. O movimento irreversível das paredes do domínio - que é a causa do Ruído Magnético de Barkhausen - é extremamente influenciado pelos defeitos da estrutura, tais como lacunas, inclusões, variações de fase, discordâncias, ancoragens por imperfeições pontuais e tensões residuais no material (PEREZ, 2002). A mudança do campo magnético em cada um dos

domínios cria um minúsculo, mas detectável, pulso elétrico em uma bobina de fio. A coleção de todos os pulsos produzidos pelos movimentos dos domínios provoca um sinal em forma de ruído, por isso é chamado de Ruído Magnético de Barkhausen.

2.4.1 Efeito Barkhausen

Em 1919, Heinrich Georg Barkhausen descobriu o efeito atualmente conhecido por seu próprio nome. A descoberta do Efeito Magnético de Barkhausen ou Ruído Magnético de Barkhausen (RMB) derivou do trabalho do físico alemão em acústica e magnetismo. O RMB é um dos quatro efeitos microscópicos (magnéticos e mecânicos) que ocorrem em um material ferromagnético sujeito à tensão ou a um campo magnético variável no tempo. Os outros efeitos são a emissão magneto-acústica, a emissão magneto-mecânica, e o efeito de Kaiser (GUPTA et al., 1997).

Barkhausen interpretou o seu experimento como sendo a demonstração das irregularidades na magnetização de um material ferromagnético. Sendo assim, mostrou que o processo de magnetização caracterizado pela curva de histerese não é contínuo, mas sim uma seqüência de pequenos e abruptos degraus, originários do movimento dos domínios magnéticos influenciados pelo campo magnético (chamado de saltos de Barkhausen), vide esquematicamente na figura 2.19.

Na curva de histerese, a etapa que mostra forte incremento da indução em decorrência do aumento do campo aplicado obedece ao movimento abrupto irreversível das paredes de domínio ao vencer os pontos de ancoragem, e como ocorre de forma irregular, confere ao RMB um caráter estocástico (SERNA, 2007). Estas mudanças descontínuas da indução (em forma escalonada) são conhecidas como pulos de indução ou, de Barkhausen. Os segmentos ab, cd, etc. representam os pulos irreversíveis e se caracterizam pelo rápido incremento da indução. Já os pulos reversíveis estão representados pelos segmentos bc, de, etc., e se caracterizam pelo lento incremento da indução (figura 2.19).

O efeito Barkhausen também pode ser detectado através da corrente gerada em um sensor piezoelétrico colado ao material, conhecido como emissão acústica de Barkhausen (EAB) (KWUN e BURKHARDT, 1989).

Figura 2.19 - Durante a magnetização gera-se a emissão do RMB como consequência dos incrementos abruptos na indução magnética.

Uma vez que o principal mecanismo do aumento na indução magnética é a movimentação das paredes entre domínios adjacentes, estes movimentos também provocam emissão acústica (ondas mecânicas no material) por efeito da magnetoestricção do mesmo e de uma variação no campo magnético próximo à superfície da amostra.

Observa-se que a direção e a magnitude das tensões mecânicas exercem forte influência sobre a distribuição de domínios, sobre a dinâmica de movimento das paredes dos mesmos, por conseguinte, sobre o comportamento dos saltos Barkhausen, devido à interação magnetoelástica. Além disso, a resistência do campo magnético, o tamanho de grão, a composição química, a microestrutura, a dureza, as tensões residuais, os defeitos, a rugosidade superficial e a fadiga também influenciam no movimento das paredes dos domínios.

Como já foi dito, o efeito Barkhausen é detectado através da corrente induzida pelo campo magnético, numa bobina de fio condutor colocada próxima à superfície da amostra magnetizada enquanto acontece o movimento das paredes dos domínios. Os resultados da variação da magnetização apresentam-se em forma de pulsos elétricos induzidos na bobina (SAPSOJEVEI et al, 1996; NG et al, 1995).

O Ruído de Barkhausen tem um espectro de frequência que se inicia com a magnetização e, na maioria dos materiais, chega a componentes harmônicos de 2 MHz. O ruído é atenuado exponencialmente em função da distância percorrida dentro do material. A profundidade alcançada determina até onde se pode obter informações (profundidade da medição).

Nos últimos anos, o fenômeno do Ruído Magnético de Barkhausen (RMB) tem sido bastante estudado, dada a importância de sua possível implementação como potencial técnica de ensaio não destrutivo, devido à sua dependência com relação à estrutura e integridade superficial dos materiais ferromagnéticos. Afora isso, o RMB também viabiliza a avaliação ou determinação de características intrínsecas ao material, como as metalúrgicas, as microestruturais e as mecânicas (CAPO et al, 2002; PEREZ, 2002). Porém, existem ainda algumas dificuldades no uso do RMB, que dizem a respeito principalmente à alta sensibilidade deste sistema. Pois, uma pequena mudança, seja nos parâmetros microestruturais das amostras ou em um dos parâmetros correspondentes aos dispositivos do sistema de aquisição do RMB, pode produzir desafios adicionais para a interpretação dos resultados. Em consequência disso, a calibração para cada caso específico faz-se indispensável (PEREZ, 2002).

A vantagem de evitar a destruição das peças estudadas quando se faz uso do RMB como sistema de controle de qualidade ou nos processos de manutenção de componentes construídos com material ferromagnético torna esta técnica, de relativo baixo custo, atraente para a indústria produtora ou usuária de aço. A alta potencialidade de aplicação do RMB na monitoração dos materiais ferromagnéticos tanto em pesquisas como comercialmente, fez com que os principais esforços de desenvolvimento tenham se voltado ao estabelecimento de correlações ótimas entre as propriedades intrínsecas dos materiais ferromagnéticos (mecânicas ou elétricas) e as atividades de Barkhausen (PEREZ, 2002). Neste sentido, sabe-se que, desde a década de 70, Tiitto já aplicava o efeito de Barkhausen para desenvolver um sensor para avaliação em ensaios não-destrutivos (END) para testar a integridade de metais (TIITTO, 1978). Desde então, os sensores de Barkhausen foram usados em uma variedade de aplicações de END, a saber: medição do estado de tensão uniaxial ou biaxial de um metal, medição da deformação plástica, determinação da vida à fadiga e detecção de defeitos como a queima da superfície por retificação.

2.5.2 Frequência de excitação no RMB

A profundidade de emissão de RMB depende da frequência que se utiliza para excitar o campo magnético. Jiles (2000) indica que a banda de frequência da emissão Barkhausen está no intervalo de 10 Hz a 500 KHz. E a faixa de frequência de excitação normalmente empregada encontra-se entre 0,01 Hz e 100 Hz.

O efeito da profundidade no RMB é uma decorrência do chamado “efeito de pele”, que pode ser calculado através da relação:

$$\delta = \sqrt{\frac{2}{f \cdot \sigma \cdot \mu_o \cdot \mu_r}} \quad (2.9)$$

Onde:

- δ : profundidade da camada superficial na qual o campo magnético é atenuado em até 1/e (e = base neperiana) do valor na superfície;
- f : frequência;
- σ : condutividade elétrica do material;
- μ_o : permeabilidade no vácuo;
- μ_r : permeabilidade relativa.

Segundo Altpeter (1996), os eventos Barkhausen excitados a maiores distâncias da superfície resultam em pulsos de tensão com menor frequência do que a dos eventos excitados na superfície. Moorthy et al. (2003) indicam que as análises dos sinais em altas frequências do RMB fornecem informação da magnetização próxima à superfície, enquanto as análises em baixas frequências provêm informação acerca do núcleo abaixo da superfície. Dhar e Atherton (1992) trabalharam com aço de baixo carbono na faixa de frequências entre 0 Hz e 250 Hz. Eles verificaram que quanto maior a frequência de excitação, maior é a atividade RMB. Fato este que foi atribuído a um aumento nas interações das paredes de domínio com os pontos de ancoragem conforme ocorreu o aumento da frequência de magnetização. Mitra e Jiles (1997), ao trabalharem com aços elétricos (Fe-Si-B), reportaram a um aumento no rms da tensão de RMB na medida em que a frequência de excitação (10-80 Hz) aumentou.

2.4.3 Intensidade de magnetização no RMB

Dhar e Atherton (1992), Padovese et al. (2000), trabalhando com aços de baixa liga, constataram que, com o aumento do campo aplicado, a amplitude do sinal RMB também aumenta até se aproximar da saturação magnética. Isto foi explicado pelo mecanismo de movimentação de domínios nos baixos campos magnéticos, nos quais, à proporção que aumenta o campo magnético, as paredes de domínio atingem energia suficiente para sobrepassar as barreiras. Mitra e Jiles (1997) indicaram que os aços elétricos têm uma resposta similar com a variação da intensidade de magnetização.

2.4.4 Efeito da microestrutura no RMB

Vários trabalhos têm relacionado o RMB com a microestrutura, em diversos tipos de aços. As imperfeições, como os contornos de grão, as fases precipitadas, a presença de discordâncias e lacunas, interferem na movimentação das paredes de domínios magnéticos (SERNA, 2007).

A dependência das emissões do RMB em relação ao tamanho de grão pode ser explicada pelo fato de que os ferros policristalinos e aços possuem várias não homogeneidades, cavidades, inclusões, precipitações, discordâncias e outros defeitos do cristal que trava o movimento das paredes dos domínios (KAMEDA & RANJAN, 1987; SIPAHI & JILES, 1993). Nos aços elétricos, os defeitos mais significativos localizam-se nos contornos de grão (SIPAHI & JILES, 1992). Em 1987, Ranjan et al. reportaram a um incremento na amplitude do sinal de Barkhausen com o aumento do tamanho de grão. Isto é justificado pelo fato de que o RMB depende do caminho livre que têm as paredes de domínios para se movimentar. Assim, quanto maior o tamanho de grão, maior é a distância entre os pontos de ancoramento, através dos quais os domínios magnéticos podem movimentar-se. Resultados similares são referidos por Dong-Wom & Dongil (2003), que trabalharam com aço SA 508.

Quanto à influência do teor de carbono, Kameda e Ranjan (1987), em seu trabalho com aços carbono, relacionaram o valor de pico máximo à variação do teor de carbono. Encontraram, assim, um máximo em 0,46% C, a partir do qual a curva começa decrescer. Resultados similares foram obtidos por Capó-Sanchez et al. (2004) (figura 2.20).

Figura 2.20 - Variação de valor máximo do RMB em função do teor de carbono, para dois valores diferentes de taxa de campo magnético (CAPÓ-SANCHEZ et al., 2004).

O RMB varia inversamente com a dureza. Altos valores de dureza são relacionados a um aumento na densidade de discordâncias que atuam como barreiras à movimentação irreversível dos domínios. A quantidade e a morfologia de carbonetos influenciam os valores do RMB. Os carbonetos menores, em menor quantidade e esferoidizados mostram um valor RMB maior do que mostram os de formato de agulhas (JEONG et al., 1999).

Moorthy et al. (2003) sugerem que o RMB pode ser usado na determinação de um perfil de dureza em amostras endurecidas superficialmente. Eles constataram que, ao diminuir a dureza, o nível de RMB aumenta devido ao fato de que as paredes de domínios podem movimentar-se mais facilmente.

2.5.5 Tensões mecânicas e tensões residuais no RMB

A magnetização de materiais ferromagnéticos sofre a influência do estado de tensões do material através da magnetostricção, sendo que a deformação plástica aumenta as regiões com alta densidade de discordâncias, as quais impedem o movimento das paredes de domínio (SIPAHI e JILES, 1992; 1993).

Ao se aplicar um campo magnético a um material com magnetostricção positiva, na mesma direção em que está sendo submetido à tração, o número de emissões de Barkhausen aumenta,

enquanto que, sob compressão, diminui. Isso acontece porque a tração causa o alinhamento dos domínios na direção do eixo cristalográfico mais próximo ao eixo no qual está sendo aplicada a tensão. Se o campo magnético aplicado é perpendicular ao eixo de tensão, o efeito é contrário (SIPAHI, 1994).

A figura 2.21 mostra como a tração ou a compressão afetam a disposição dos domínios e a amplitude das emissões de Barkhausen em um aço AISI 4340 (BARTON et al, 1979; FIX et al, 1990).

Figura 2.21 - Influência da tração e da compressão no alinhamento dos domínios, e seu efeito no RMB

A figura 2.22 mostra a resposta do sinal de Barkhausen, em geral para algum estado de tensão de ferromagnético. A tensão de compressão tem valores negativos e o sinal apresenta baixa amplitude. O laço de histerese é mais largo. Com o estado de tensão de tração, o sinal de RMB tem amplitude alta e o laço de histerese mostra-se mais fino. Além disso, os valores da tensão de tração apresentam-se como positivos.

Figura 2.22 – Resposta do sinal de RMB em função da tensão (aplicada ou residual)

Medições de tensões residuais superficiais em aços estruturais, feitas através do ruído magnético de Barkhausen, mostram um resultado acurado, quando há uma calibração adequada (FIX et al, 1990). A curva de calibração define o limite de magnitude de tensão que pode ser medida, e determina a dependência entre o sinal e o nível de tensão. A medição das tensões residuais é feita mediante a comparação entre o sinal da amostra e a curva de calibração (GAUTHIER et al, 1998). Como o ruído magnético de Barkhausen é sensível à microestrutura, o sinal muda de um material para outro e, portanto, a calibração dos materiais deve ocorrer separadamente. Fix et al. (1990) avaliaram a praticabilidade do uso do RMB na fabricação de eixos de cames, analisando as tensões residuais e as queimas após o processo de retificação. Os dados de tensão residual obtidos foram comparados aos de difração por raios-X, e os de queimadura aos da inspeção com ataque químico (Nital). Neste caso os autores indicaram que o RMB mostrou confiabilidade e velocidade de resposta para uso industrial. Gupta et al. (1997), retificando componentes de aço AISI 52100 em diferentes condições de uso do fluido refrigerante (100%, 50%, 25% e 0%), conseguiram relacionar as tensões residuais (medidas via difração de raios-x) às amplitudes do sinal do RMB obtidas.

CAPÍTULO 3

PROJETO EXPERIMENTAL

Este capítulo apresenta uma descrição da metodologia, do procedimento experimental e materiais e equipamentos utilizados na fase experimental.

Metodologia

As atividades desenvolvidas neste trabalho são:

- a) Ensaios de torneamento duro a seco nos anéis de rolamento. Os anéis (corpos de prova), ferramenta de corte (insertos CBN), a Máquina-ferramenta (Torno CNC) e o operador do torno (funcionário) foram providenciados pela FAG.
- b) Medidas do Ruído Magnético de Barkhausen (RMB), executadas antes do análise metalográfico. Os equipamentos de: excitação magnética, filtrado e amplificação de sinal, software de aquisição e processamento de sinais de RMB; foram providenciados pelo LADIN – EPUSP.
- c) Caracterização das amostras quanto à tensão superficial pela técnica do método do furo. A realização das medições pelo método do furo cego foi realizada no Centro Universitário da FEI (Faculdade de Engenharia Industrial) – Laboratório de Resistência dos Materiais.
- d) Obtenção dos perfis de rugosidade superficial, realizadas no Laboratório de Fenômenos de Superfície (LFS) do Departamento de Engenharia Mecânica da Escola Politécnica da USP.
- e) Caracterizações metalográficas e microscópicas, quanto à sua morfologia e acabamento superficial Esta etapa foi desenvolvida no Centro Universitário da FEI – Laboratório de Materiais.

Procedimento Experimental

3.1 Torneamento duro

Os ensaios de torneamento foram realizados num torno CNC, usando insertos de CBN. Para a medição das forças de usinagem, foi usado um transdutor piezoelétrico tri-direcional (fabricado pela PCB), montado diretamente no cabo da ferramenta.

3.1.1 Planejamento Experimental

O planejamento experimental foi elaborado para ser realizado através de uma análise fatorial completa e uma replicação em dois níveis e 3 fatores (velocidade de corte, avanço, profundidade de penetração), para cinco condições de desgaste da ferramenta de corte, perfazendo um total de 40 corpos usinados. A seguir se explica as características do ensaio de torneamento.

- **Condições Fixas**

- a) Material do corpo de prova : Aço DIN 100CrMn6;
- b) Geometria dos corpos de prova : [figura 3.2];
- c) Dureza dos corpos de prova : $62 \pm 2\text{HRc}$;
- d) Ferramenta de corte : CBN 200 – Sumitomo;
- e) Geometria da ferramenta de corte : VNMA 160408;
- f) Máquina operatriz : Torno CNC - Okuma LB300;
- g) Usinagem a seco

- **Variáveis Independentes**

- a) Velocidade de corte (V_C) : 150 e 210 m/min;
- b) Avanço (f) : 0,08 e 0,16 mm/rotação;
- c) Profundidade de corte (a_p) : 0,025 e 0,07 mm;
- d) Percorso de corte (L_C) : 0, 2000, 4000, 6000 e 8000 m.

- **Variáveis Dependentes**

- Forças de usinagem (corte, avanço, penetração);
- Rugosidade;
- Tensão residual (método do furo e RMB);
- Microestrutura da região usinada;
- Desgaste de flanco da ferramenta de corte (VB).

3.1.2 Condições de ensaio

- Antes de iniciar os ensaios, se marcaram todas as amostras para sua fácil identificação e manuseio. Do código, a letra C significa *cutting* ou usinado, e os dois dígitos indicam o número de anel. Os anéis com números ímpares indica que são as amostras “originais” e as marcadas com números pares são as réplicas, de para cada condição de usinagem estabelecida. A figura 3.1 mostra a codificação dos anéis ímpares (“originais”).

Figura 3.1 - Codificação das amostras (anéis cônicos internos de rolamento)

- Para garantir a profundidade de corte constante durante os ensaios foram executados em cada corpo de prova um passe de usinagem de ‘semiacabamento’, com uma única

condição *standard* pré-estabelecida ($v_{c,s}$, f_s , $a_{p,s}$), antes de realizar o ensaio na condição programada.

- Condição *standard* : $v_{c,s}$, f_s , $a_{p,s}$ $\leftarrow$ (previa à condição programada do ensaio)
- Parâmetros (3) : v_c , f , a_p $\rightarrow 2^3 = 8$
- Percorso de corte (L_c) : 5 $\rightarrow (L_{c1}, L_{c2}, L_{c3}, L_{c4}, L_{c5})$.

Então : $5 \times 8 = 40$ corpos de prova.

Com 01 replicação : $40 \times 2 = 80$ corpos de prova.

A tabela 3.1 mostra os parâmetros de corte e as suas grandezas, usadas no ensaio de torneamento. As grandezas escritas em *itálico* correspondem aos parâmetros de usinagem da condição de standardização, ou seja, prévio aos ensaios de torneamento, com o intuito de deixar todas as amostras geometricamente iguais, depois do tratamento térmico.

Tabela 3.1 - Parâmetros de corte do ensaio de torneamento

	Velocidade de corte [m/min]		Avanço [mm/rot]		Profundidade de corte [mm]		Percorso de corte [m]	
<i>standard</i>	<i>$v_{c,s}$</i>	<i>100</i>	<i>f_s</i>	<i>0,1</i>	<i>$a_{p,s}$</i>	<i>0,3</i>	$L_{c.1}$	Novo
mínimo	v_{c1}	150	f_1	0,08	a_{p1}	0,025	$L_{c.2}$	2000
máximo	v_{c2}	210	f_2	0,16	a_{p2}	0,075	$L_{c.3}$	4000
							$L_{c.4}$	6000
							$L_{c.5}$	8000

Na tabela 3.2 apresenta-se o detalhamento das condições do ensaio do torneamento duro.

Tabela 3.2: Condições do ensaio de torneamento.

Condição	Velocidade corte	Avanço	Profundidade corte
1: $v_{c1}f_1a_{p1}$	v_{c1} : 150 m/min	f_1 : 0,08 mm/rot	a_{p1} : 0,025 mm
2: $v_{c2}f_1a_{p1}$	v_{c2} : 210 m/min	f_1 : 0,08 mm/rot	a_{p1} : 0,025 mm
3: $v_{c1}f_2a_{p1}$	v_{c1} : 150 m/min	f_2 : 0,16 mm/rot	a_{p1} : 0,025 mm
4: $v_{c2}f_2a_{p1}$	v_{c2} : 210 m/min	f_2 : 0,16 mm/rot	a_{p1} : 0,025 mm
5: $v_{c1}f_1a_{p2}$	v_{c1} : 150 m/min	f_1 : 0,08 mm/rot	a_{p2} : 0,075 mm
6: $v_{c2}f_1a_{p2}$	v_{c2} : 210 m/min	f_1 : 0,08 mm/rot	a_{p2} : 0,075 mm
7: $v_{c1}f_2a_{p2}$	v_{c1} : 150 m/min	f_2 : 0,16 mm/rot	a_{p2} : 0,075 mm
8: $v_{c2}f_2a_{p2}$	v_{c2} : 210 m/min	f_2 : 0,16 mm/rot	a_{p2} : 0,075 mm

3.1.3 Máquina-Ferramenta

A máquina-ferramenta usada nos ensaios foi um torno CNC – OKUMA LB300 (figura 3.2), com as seguintes especificações:

- Potência do motor do fuso: VAV 15/11 (KW)
- Velocidade do fuso: 45 – 4500 (rpm)
- Torre: doze posições para a ferramenta
- Máximo diâmetro torneável: 370 (mm)
- Máximo comprimento de corte: 250 (mm)
- Alta pressão de refrigeração

Fig. 3.2 – Máquina ferramenta usada nos experimentos

3.3.4 Corpos de prova

Os ensaios foram realizados na pista do anel interno de rolamentos cônicos, (figura 3.2), produzidos pela FAG - Rolamentos FAG Ltda. O material das peças é o aço DIN 100Cr6, a composição química, segundo a norma técnica DIN; é mostrada na Tabela 3.3.

Tabela 3.3 - Faixas de variação dos elementos do aço DIN 100Cr6

Composição Valores	C	Si	Mn	Cr	P	S	Ni	Cu
	%	%	%	%	< %	< %	< %	< %
Mínimo	0,90	0,50	1,00	1,40	0,03	0,025	0,30	0,30
Máximo	1,05	0,07	1,20	1,55				

Os anéis foram tratados termicamente (tempera e revenido) e apresentaram dureza em torno de 60 a 65 HRC. Usou-se um durômetro digital Shimadzu, modelo HNV2 – Micro Hardness Tester para medir os níveis das durezas dos 80 corpos de prova (escala Rockwell C).

Na figura 3.3 mostra-se esquematicamente a geometria do corpo de prova, e na figura 3.4 mostram-se fotografias do corpo de prova (a) depois de finalizado o ensaio de torneamento e (b) durante a etapa de identificação.

Figura 3.3 - Esquema do corpo de prova do ensaio de torneamento

(a)

(b)

Figura 3.4 - Fotos das peças após ensaio de usinagem: a) fixada no torno; b) identificação com eletro-caneta.

A figura 3.5 mostra a microestrutura típica do aço 100CrMn6 temperado e revenido – sua matriz é tipicamente martensítica, com alto teor de carbono e carbonetos primários dispersos em toda a sua massa.

Figura 3.5: Micrografia do aço DIN 100Cr6 antes da usinagem, com aumento de 200 vezes.

A qualidade deste aço para rolamento está ligada a sua excelente microestrutura. A combinação do tipo do aço, do tratamento térmico e a sua alta vida em serviço na região de rolamento conferem um excelente desempenho a estas peças. Entretanto, a austenita retida poderá estar presente na microestrutura do aço, reduzindo a sua dureza e conseqüentemente a sua vida em serviço. A tabela 3.4 e a figura 3.6 indicam-se os ciclos de tempera e revenido do aço DIN 100CrMn6.

Tabela 3.4 - Características do tratamento térmico do aço DIN 100Cr6

TEMPERADO	REVENIDO
Temperatura de Têmpera $840 \pm 5 \text{ }^{\circ}\text{C}$	Temperatura de Revenido $150 - 180 \text{ }^{\circ}\text{C}$
Temperatura de Banho de Óleo $60 \text{ }^{\circ}\text{C} \pm 5$	Tempo de Revenimento $80 - 120 \text{ min}$
Vazo de Nitrogênio $50 - 70 \text{ m}^3/\text{h}$	Dureza Final $60 - 64 \text{ HRc}$
Dureza $63-66 \text{ HRc}$

Figura 3.6 – Ciclo de tratamento térmico do aço DIN 100Cr6

3.3.5 Ferramenta de Corte

As ferramentas de corte utilizadas nos ensaios foram do tipo VNMA 160404(08) – BCN 200, com quatro pastilhas, revestidas com cerâmicas à base de TiAlN e fabricadas pela Sumitomo. São ferramentas indicadas para usinagem em corte interrompido e corte contínuo, para velocidades na faixa de 150 a 300 m/min.

Características da Ferramenta VNMA 160404 – BNC200

- V – formato da ferramenta – ângulo de ponta de 35° ;
- N – ângulo de folga – 0° ;
- M – classe de tolerância conforme anexo 01;
- A – tipo de ferramenta – plana, com 4 pastilhas;
- 16 – comprimento da aresta em mm;
- 04 – largura da ferramenta – $s = 4,76$ mm;
- 04 – raio de ponta – $r = 0,4$ mm;
- BNC200 – classe do material da pastilha para acabamento (Sumitomo).

3.3.6 Porta Ferramenta

A porta ferramenta utilizada nos ensaios foi construída segundo a designação da tabela 3.4 e especialmente projetada para alojar o transdutor piezoelétrico das medidas das forças de torneamento, conforme se observa no anexo 2.

3.3.7 Transdutor para a medida dos esforços de usinagem

É objetivo do processo de torneamento de aços endurecidos a usinagem final de peças mecânicas sem o uso do processo de retificação. Para isto, usam-se altas velocidades de corte, pequenos avanços e pequenas profundidades de corte, que permitem obter a precisão e acabamento superficial desejado da peça. O sistema máquina-transdutor-ferramenta deve ser o suficientemente rígido para não interferir nos resultados dos ensaios; com esta finalidade, é recomendável o uso de transdutores piezoelétricos, pois oferecem características desejáveis para a medida com precisão das forças de usinagem. A figura 3.7 ilustra o transdutor usado (PCB-260A01 da PCB Piezotronics).

Figura 3.7 – Transdutor piezoelétrico triaxial PCB-260A01 da PCB Piezotronics

3.3.8 Sistema ferramenta-transdutor-inserto

O suporte da ferramenta foi projetado na forma bi-partida com a finalidade de alojar o transdutor piezoelétrico. A montagem é feita usando um pino roscado, de modo que se exerça uma força de compressão de 50 KN sobre o transdutor, conforme indicação do fabricante. Desta forma, o sistema ferramenta-transdutor permanece suficientemente rígido como se fosse uma única peça. As figuras 3.8 e 3.9 ilustram montagem e indicam o sentido das forças medidas.

Figura 3.8 – Desenho de montagem do sistema ferramenta – transdutor – inserto.

Figura 3.9 – Detalhes do sistema ferramenta – transdutor – inserto, em usinagem.

3.4 Medição da Rugosidade

Os ensaios foram realizados na pista do anel interno de rolamentos cônicos, depois de serem torneados nas condições de usinagem determinadas. Foi usado um suporte e um rugosímetro portátil. Em cada corpo de prova foram realizadas cinco medições, perpendiculares à direção do avanço, a cada 72° a respeito do eixo do anel, para se estabelecer a rugosidade R_a . O rugosímetro utilizado foi do tipo Portátil, modelo Surftest SJ-201, fabricado pela Mitutoyo, (figura 3.10(a)) que encontrava-se ajustado a um “cut-off” de 0,8 mm. Este foi conectado a um computador que registrava e processava os dados obtidos pelo instrumento, através do software fornecido pelo próprio fabricante do instrumento. A amostra

foi fixada em um dispositivo de fixação, projetado e fabricado especificamente para as medições de rugosidade, que permitia, além de posicionar horizontalmente a superfície externa do anel (onde se realizaram as medições), girar 360° os anéis, vide figura 3.10(b).

Figura 3.10 – (a) Rugosímetro Surftest SJ-201P – Mitutoyo; (b) Dispositivo de nivelção do anel cônico para medição da rugosidade.

3.5 Caracterização Microscópica

Foi cortada uma seção paralela ao eixo do anel, o avanço de corte foi manual, sendo realizado lentamente, a fim de evitar queima nas superfícies que estavam em contato com o disco abrasivo. A seguir, as amostras foram embutidas em resina para preparação de bordas, depois de resfriadas foram polidas e logo atacadas quimicamente. Seguidamente se tomaram as micrografias. Os materiais e equipamentos usados são descritos a continuação.

- **Corte**

Equipamento : Máquina de Corte (Cut off)

Fabricante : Panambra

Modelo : Mesotom

Ferramenta : Disco Abrasivo

Fabricante : Struers

Modelo : Poly Fast

Refrigeração : Fluido de corte

Fabricante : Panambra

Tipo : Aditom (aditivo antioxidante)

Razão : 30:1 [Água:Fluido de corte]

- **Embutimento:**

Equipamento : Prensa de embutimento

Fabricante : Panambra

Modelo : Tempopress 2

Materiais: Resinas

a) Fenólica para preparação de borda

Fabricante : Struers

Tipo : Poly Fast

b) Fenólico de moldagem

Fabricante : Baq

P.F. : 23451R

- **Polimento**

Equipamento : Máquina de desbaste, lixamento e polimento automática (figura 3.11).

Fabricante : Struers

Modelo : Abramin

Material :

a) Lixas d'água

Fabricante : Norton

Modelo : Água T 223

Grão # : 120, 220, 320, 400, 500 e 600.

b) Pasta diamantada

Fabricante : Struers

Grão : 6 μm , 3 μm e 1 μm .

Figura 3.11 – Máquina de desbaste, lixamento e polimento automática – Abramin – Struers

- **Ataque químico**

Material : Nital 3%

Tempo : 10 s

- **Micrografia (figura 3.12)**

Microscópio Óptico : Leica DMLM

Câmera : Sony ST50 CE

Figura 3.12- Equipamento usado para a micrografia

3.6 Medida das Tensões Residuais - Método do Furo Cego.

Foram medidos os perfis das tensões residuais subsuperficiais dos anéis de rolamento através do método do furo incremental, se usou rosetas de extensômetros elétricos, fresas de metal duro, fresadora pneumática e um medidor de micro deformações.

A instrumentação das amostras foi realizada de acordo à configuração indicada pela Vishay (vide figura 3.13 (a)), fabricante do equipamento e do software de análise de tensão residual (pelo método do furo cego incremental).

Figura 3.13: (a) Configuração da instrumentação indicada pela Vishay. (b) Quadro de registro das deformações.

Depois de fixado o anel, executava-se o ensaio, furando o centro da roseta extensométrica (aproximadamente a 20000 rpm) com a fresa de metal duro, com 1,8 mm de diâmetro. Utilizou-se uma fresa nova em cada medição, a fresa trabalhava girando a aproximadamente 200000 rpm, a profundidade de corte foi de 20 microns, o avanço foi de 3 microns por minuto. Após cada furação se esperava 4 minutos para que se estabilizem as deformações superficiais devido ao relaxamento das tensões internas.

Os valores de deformações lidos no medidor de microdeformações foram digitados no quadro da figura 3.13 (b), onde z é a profundidade de corte e $d1$, $d2$, $d3$ são os valores medidos pelas grades da roseta. Esses dados foram processados com o software H-Drill (Vishay Micro

Measurements), obtendo-se os resultados e as curvas das tensões residuais. Nos gráficos de tensão residual a curva azul a tensão residual circunferencial e a curva roxa é a tensão residual longitudinal.

Para a execução de este ensaio, previamente construiu-se um suporte rígido para a fresadora pneumática. Também se projetou e fabricou um dispositivo de fixação para os anéis cônicos, com o intuito de que roseta extensométrica, colada na pista do anel de rolamento, fique perpendicular à fresa. Este dispositivo de fixação de anel cônico foi montado no suporte da fresadora, ambos componentes se fabricaram de aços 1020 e 1045 (vide figuras 3.17 (a) (b)).

- **Rosetas extensométricas**

Fabricante : Excel

Modelo : PA-062RE-120-L

- **Fresa cônica invertida – Metal duro** (Figura 3.14)

Fabricante : KG Sorensen

Modelo : FG 39

Figura 3.14 – Fresa de carbide – alta rotação: FG 39 - KG Sorensen

- **Fresadora Pneumática – Alta Rotação** (Figura 3.15)

Fabricante : Vishay

Modelo : RS 200

Figura 3.15 – Fresadora pneumática RS 200 – Vishay

- **Medidor de micro deformações digital** (Figura 3.16)

Fabricante : Vishay

Modelo : P3

Figura 3.16 – Medidor de Microdeformações P3 – Vishay.

- **Software de avaliação das tensões residuais**

Software : H-drill

Fornecedor : Vishay

Programa usado: Método Integral

Figura 3.17: (a) Vista dos suportes e do microscópio (luneta) utilizados na fixação dos anéis;
(b) Equipamento completo sendo usado durante o ensaio.

3.7 Medidas do Ruído Magnético de Barkhausen

Os sinais de Barkhausen foram obtidos através da cadeia de medição desenvolvida no LADIN, consistindo de três sistemas básicos: o conjunto excitador-sensor (que constitui a sonda), os componentes do condicionador de sinal e o sistema de aquisição e tratamento de dados; todos eles representados esquematicamente na figura 3.18.

Por meio da fonte bipolar, marca Kepco, modelo BOP 20-20 D, gera-se uma corrente variável que passa através da bobina de excitação do yoke, gerando um campo magnético variável, com frequência de 40 Hz. A corrente da fonte bipolar é controlada por um sinal de onda senoidal gerado no microcomputador e enviado à fonte pela saída D/A do sistema de aquisição. No condicionador, o sinal é filtrado por um filtro passa banda de quarta ordem (de 1-100 kHz) e amplificado por um amplificador de ganho variável programável até 8000 vezes. Os dados são condicionados em uma placa de aquisição de dados de 12 bits, com frequência de amostragem de 200 kHz. As medições foram executadas em quatro pontos de em cada anel, espaçados a 90° (a respeito do seu eixo), em cada ponto foram adquiridos cinco sinais de RMB, sempre durante a descida do campo senoidal. A figura 3.19 mostra uma fotografia dos componentes do sistema de medição do RMB

Figura 3.18 – Esquema da cadeia de medição do sinal Barkhausen.

Figura 3.19 - Sistema de medição de ruído magnético de Barkhausen utilizado.

Prévio aos ensaios foi necessário, projetar e fabricar um dispositivo de fixação giratório para os anéis cônicos, a fim de facilitar a execução das medições do RMB. Utilizaram-se materiais magneticamente transparentes: alumínio, bronze e polímero rígido. Na figura 3.20(a) mostram-se os componentes que o conformam e, na figura 3.20(b), um corpo de prova fixado no dispositivo.

Figura 3.20 – (a) componentes do dispositivo de fixação giratório, (b) montagem previa à medição do RMB

3.7.1 Sonda para medição de RMB

A sonda para medição do RMB foi construída no laboratório e é constituída por um yoke metálico - de laminas de FeSi - e um sensor de tipo indutivo, centrado no extremo inferior do yoke. As pernas do núcleo do yoke foram chanfradas com jato de água a fim de evitar mudanças nas suas propriedades magnéticas. O chanfro das pernas permite um apoio melhor na superfície usinada dos corpos de prova.

Usou-se um sensor tipo indutivo igual aos utilizado nos leitores de disquete. Ele tem um núcleo de ferrita e uma bobina de fio de cobre. A superfície de ferrita que fica em contato com

a amostra a ser medida tem 0,2 mm de largura por 7 mm de comprimento. Esta área utilizada na obtenção do sinal faz parte do circuito magnético secundário. Desta forma, a tensão induzida na bobina é gerada como um fluxo tangencial, relativamente ao fluxo no material. As características de sonda usada se apresentam na tabela 3.5. A figura 3.21 mostra a sonda (a) completa e (b) ampliada mostrando mais o detalhe do sensor comercial empregado.

Tabela 3.5. Características da sonda utilizada.

Comprimento bobina excitadora (mm)	Número de espiras bobina excitadora	Calibre do fio (AWG)	Campo medido no ar (A/m)	Sensor
20	250	16	12500	Leitor de disquete

Figura 3.21 - sonda (a) completa e (b) ampliação (mostra mais a detalhe o sensor comercial).

O princípio de funcionamento do sensor segue a lei de Faraday ou de indução eletromagnética, onde uma tensão V aparece no extremo de uma bobina de n voltas, devido ao fluxo magnético variável ϕ na bobina.

$$V = -n \cdot \left(\frac{d\phi}{dt} \right) \quad (3.1)$$

Os pulsos de tensão induzidos correspondem ao sinal do ruído magnético de Barkhausen. A configuração da sonda, seja a posição do sensor com relação ao yoke, ou os parâmetros de excitação empregados, podem influenciar os resultados do monitoramento.

3.7.2 Processamento de sinais do ruído magnético de Barkhausen

Por ser o sinal do ruído magnético de Barkhausen aleatório, não estacionário, deve ser tratado através de métodos estatísticos. As análises de sinais aplicados aos sinais de RMB foram: no domínio do tempo a média do rms do sinal (V_{rms}) e a média do rms do envelope do sinal; no domínio da frequência foi analisado o espectro do envelope, do qual foi calculado o rms.

Para isso, e com o intuito de facilitar o processamento de sinais de RMB, se realizou uma pesquisa no mercado, encontrando que é possível adquirir diferentes softwares processadores de sinais, mas eles além de ter elevados preços caracterizam-se por serem gerais, não adaptados à lógica de processamento de sinais de ensaios com a técnica de RMB. Então, foi desenvolvido o software *MBNTool*, pelo prof. Dr. Físico Francisco Palácios Fernández (Universidade Oriente de Cuba) e com a orientação do doutorando Físico Manuel Alberteris (Ladin), em março do 2008. O software está suportado na versão 7.0 do MatLab e possibilita a aplicação de um conjunto de procedimentos próprios da técnica magnética do RMB,

O software desenvolvido apresenta estrutura modular, nele se programaram diferentes procedimentos que até o primeiro trimestre do 2008 se realizavam com subrotinas independentes. Dessa maneira num só software pode obter-se as seguintes facilidades:

1. Seleção múltipla dos dados a processar;
2. Pre-processamento dos dados elegidos;
3. Filtrado sinal;
4. Determinação do valor eficaz, da envolvente, da energia do sinal, etc.
5. Salvar os resultados em formato Excel.
6. Diferentes opções para a visualização dos resultados.

O software está formado por uma interfase usuário que permite a interação com o usuário de forma amistosa, prevendo a ocorrência de erros com a ativação de desativação automática dos

controles pertencentes a procedimentos de cálculos que não possuam os dados ou a configuração de cálculo apropriada (figura 3.22).

Figura 3.22 – Interface usuário do software MBNTool

A seguir se explicam resumidamente os parâmetros analisados do sinal de RMB neste trabalho:

a) Valor eficaz ou raiz média quadrática - V_{rms} (root mean square).

Se o sinal for centrado, isto é, com média nula, o valor rms é equivalente ao desvio padrão e representa uma medida do tamanho médio das flutuações ao redor da média, sendo dado pela raiz quadrada da variância, na seguinte equação:

$$rms(x) = \sqrt{\left(\frac{1}{N-1}\right) \sum_{i=1}^N (x_i - m)^2} \quad (3.2)$$

Onde:

- x é o sinal,
- N é o número de sinais,
- m é o valor médio de x .

Este parâmetro tem sido muito utilizado nas análises de sinais de RMB para relacionar a influência da microestrutura, principalmente com relação ao tamanho de grão e dos precipitados.

b) Valor envelope do sinal (Vrmse)

Este parâmetro indica a envoltória do sinal temporal, calculando através da transformada de Hilbert. Os resultados obtêm-se da seguinte relação:

$$x_H(t) = \frac{1}{\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{x(s)}{t-s} ds = \lim_{\varepsilon \rightarrow 0^+} \left[\int_{\varepsilon}^{+\infty} \frac{x(s)}{t-s} ds + \int_{-\infty}^{-\varepsilon} \frac{x(s)}{t-s} ds \right] \quad (3.3)$$

Através da análise de envelope do sinal do RMB em diferentes frequências de excitação encontrou-se picos simples nas altas frequências e picos duplos nas baixas frequências de excitação (MOORTHY et al., 2003).

c) Densidade espectral de potencia (DEP)

Este parâmetro indica como a potência do sinal aleatório está distribuída no domínio da frequência, também é chamado de espectro de potencia. Num sinal aleatório, a distribuição de potencia com a frequência é dado pela transformada de Fourier da função de autocorrelação do sinal:

$$\Gamma_{xx}(F) = \int_{-\infty}^{+\infty} \gamma_{xx}(\tau) e^{-j2\pi F\tau} d\tau \quad (3.4)$$

Moorthy et al. (2003), analisaram o espectro em diferentes bandas, observando que os resultados em baixas frequências provem de profundidades maiores no interior da amostra, enquanto as análises nas altas frequências correspondem à condição mais superficial.

CAPÍTULO 4

RESULTADOS EXPERIMENTAIS E ANÁLISE

4.1 Dureza inicial das amostras

Devido à conicidade dos anéis, as medidas de dureza foram feitas na face transversal de menor diâmetro da amostra. A face transversal de maior diâmetro estava em contato com a mesa do microdurômetro. Ambas as faces destas peças encontravam-se usinadas e paralelas.

Na figura 4.1 mostram-se os valores das durezas [HRc]. As barras cinzas claras, desde 1 até 9 mostram os valores na condição standard. As barras 10 e 11 correspondem aos valores do anel que se encontrava no estado temperado e revenido (T). A medição representada pela barra 11 difere das outras porque foi feita na superfície usinada da pista de rolamento. A barra em cinza escura representa o valor médio da dureza dos anéis.

Nas amostras estandardizadas encontrou-se a dureza em torno de 64 a 69 HRc. Na amostra sem estandardizar, ou seja, temperada e revenida, os valores medidos foram acima de 65 HRc. Verificou-se que todos os valores encontravam-se próximos do valor médio.

Posteriormente aos ensaios de torneamento, tentou-se obter um perfil de durezas, principalmente na região próxima à superfície usinada. Entretanto, não foi possível medi-lo, pois, a marca do indentador do microdurômetro era grande demais para se ter valores subsuperficiais menores que 5 μm , medidos a partir da superfície.

Figura 4.1 – Dureza inicial dos anéis internos de rolamento.

4.2 Forças de usinagem

O esquema da configuração utilizada para identificar às componentes da força de usinagem - F_c , F_a e F_p - pode ser observado na figura 4.2. Os resultados das forças de avanço, de corte e de penetração, medidas individualmente, em cada condição de usinagem são apresentados na figura 4.3. Os círculos pequenos nas curvas indicam o nível de uso da ferramenta (0, 2000, 4000, 6000 e 8000 metros), momento em que executava as medições.

Figura 4.2 – Componentes da Força de usinagem total: forças de avanço, força de corte e força de penetração.

Figura 4.3 – Curvas das forças de usinagem em cada condição de usinagem

[Os círculos pequenos nas curvas indica o nível de percurso de corte: 0, 2000, 4000, 6000 e 8000 m].

As figuras 4.4 a 4.8 representam os resultados das análises fatoriais para as forças de usinagem total (F_u) em função dos parâmetros velocidade de corte, avanço e profundidade de corte, medidas nos anéis.

Figura 4.4 - Efeito dos parâmetros de usinagem sobre os esforços de corte para a ferramenta nova

Figura 4.5 - Efeito dos parâmetros de usinagem sobre os esforços de corte para a ferramenta com 2000 metros de uso

Figura 4.6 - Efeito dos parâmetros de usinagem sobre os esforços de corte para a ferramenta com 4000 metros de uso

Figura 4.7 - Efeito dos parâmetros de usinagem sobre os esforços de corte para a ferramenta com 6000 metros de uso

Figura 4.8 - Efeito dos parâmetros de usinagem sobre os esforços de corte para a ferramenta com 8000 metros de uso

O exame dos resultados obtidos nas diferentes condições de usinagem apresenta o seguinte:

- Da figura 4.4, observa-se que, em todas as condições de usinagem, a força de avanço apresentou o menor valor, seguido da força de corte. A força de penetração foi quem apresentou o maior valor.

$$F_a < F_c < F_p$$

- Avaliando o grau de influencia dos parâmetros no processo de torneamento duro, pode-se observar que a profundidade de corte é quem apresenta maior a influencia nos níveis das forças de usinagem, ficando no segundo lugar o avanço, e em último, a velocidade de corte.

$$\Delta a_p \rightarrow \text{maior influencia nas forças de corte}$$

$$\Delta a \rightarrow \text{influncia menor que a profundidade de corte mas superior que a velocidade de corte}$$

$$\Delta v_c \rightarrow \text{menor influencia nas forças de corte.}$$

- Em termos de magnitudes, observa-se que a força de penetração é o parâmetro mais importante do torneamento duro, contrastando com o torneamento convencional, que apresenta a força de corte como parâmetro significativo.
- As figuras 4.4 a 4.8 representam os resultados das análises fatoriais para as forças de usinagem medidas nos corpos de prova, em função dos parâmetros velocidade de corte, avanço e profundidade de corte. Estas figuras mostram que, os parâmetros significativos em intervalos de 95% de confiança, desde o início até os 8000 m de usinagem com a mesma ferramenta são, a profundidade de corte e o avanço, respectivamente.
- Das mesmas figuras, observa-se que, nas condições onde a profundidade de corte é a menor, ou seja, 0,025 mm, há aumento nos valores da força de usinagem com o aumento do uso da ferramenta, o que pode indicar a existência de uma correlação direta entre o desgaste da ferramenta com as forças de corte.
- Nos casos onde a profundidade de corte é 0,075 mm e avanço 0,08 mm/rot, observa-se similitude nos valores da força de usinagem independentemente do nível de uso da ferramenta. Entretanto, ao se incrementar o avanço observar-se aumento progressivo das forças de corte com o aumento do uso da ferramenta, o que indicaria correlação direta nessas condições.

4.3 Rugosidade

Os resultados das medições executadas na pista do anel de rolamento são apresentados em função do parâmetro da rugosidade média Ra (*roughness average*). Escolheu-se esse parâmetro porque a superfície medida apresenta sulcos de usinagem bem orientados (torneamento), motivo pelo qual a distância entre sulcos foi similar ao avanço. Como a distância entre sulcos foi na faixa de 0,1 mm e 0,32 mm, a escolha do valor do mínimo comprimento de amostragem (*cut off*) recaiu em 0,8 mm. A figura 4.9 mostra as curvas dos valores das rugosidades em Ra medidas nas amostras, após o ensaio de torneamento.

Figura 4.9 – Rugosidades (Ra) das amostras após torneadas.

As figuras 4.10 a 4.14 representam os resultados das análises fatoriais para as rugosidades em função dos parâmetros velocidade de corte, avanço e profundidade de corte, medidas nos anéis.

Rugosidade para 0 m de uso da ferramenta de corte

Figura 4.10 - Efeito dos parâmetros de usinagem sobre a rugosidade para a ferramenta nova

Rugosidade para 2000 m de uso da ferramenta de corte

Figura 4.11 - Efeito dos parâmetros de usinagem sobre a rugosidade para a ferramenta com 2000 metros de uso

Rugosidade para 4000 m de uso da ferramenta de corte

Figura 4.12 - Efeito dos parâmetros de usinagem sobre a rugosidade para a ferramenta com 4000 metros de uso

Rugosidade para 6000 m de uso da ferramenta de corte

Figura 4.13 - Efeito dos parâmetros de usinagem sobre a rugosidade para a ferramenta com 6000 metros de uso

Rugosidade para 8000 m de uso da ferramenta de corte

Figura 4.14 - Efeito dos parâmetros de usinagem sobre a rugosidade para a ferramenta com 8000 metros de uso

As figuras 4.10 a 4.14 representam os resultados das análises fatoriais, para as rugosidades medidas nas amostras, em função dos parâmetros velocidade de corte, avanço e profundidade de penetração. Do exame dessas figuras pode-se observar o seguinte:

- Os níveis da rugosidade (R_a) se encontram próximos de $0,6 \mu\text{m}$, para profundidade de corte de $0,025 \text{ mm}$ e ferramenta com até 6000 metros de uso, independentemente do avanço e a velocidade de corte. Também se observa que, para velocidades maiores, a rugosidade é menor. Só, a partir dos 8000 metros de uso da ferramenta observa-se incremento acentuado, para avanços superiores a $0,08 \text{ mm/rot}$. Isto indica que no torneamento duro do aço DIN 100Cr6 as condições de usinagem, com velocidade de corte ao redor de 150 m/min , favorecem a geração de rugosidades classe N6.
- Quando se utilizou a profundidade de corte maior ($a_{p2} = 0,075 \text{ mm}$) observou-se que, os valores da rugosidade (R_a) nas amostras superaram $2 \mu\text{m}$. Isto pode ser explicado pelo fato da profundidade de corte estabelecer o mínimo valor de R_a , independentemente dos valores da velocidade de corte e do avanço, para peças com dureza superiores a 60 HRC.
- Do análise de das figuras, tem-se que quanto mais severa for a condição de usinagem e maior for o nível de uso da ferramenta de corte, o R_a cresce consideravelmente, devido ao desgaste atingido na ferramenta (superfícies produzidas mais irregulares).

4.4 Ferramenta de corte CBN

Depois de terminado os ensaios, em cada condição de usinagem pré-estabelecida, a ferramenta foi fotografada com ampliações de 100x na superfície de saída e 200x no flanco que estava em contato com a peça. As ampliações foram definidas pela área mais afetada pelo desgaste, na superfície de saída foi maior do que nos flancos.

Todas as fotografias mostram ferramentas de corte com uso superior a 8000 metros. As figuras 4.15, 4.16, 4.17, 4.18 apresentam as ferramentas das condições de ensaio 1 e 2, 3 e 4, 5 e 6, e 7 e 8, respectivamente.

Figura 4.15 – Desgaste das ferramentas de corte (vistas superior e lateral)

Condição: (1) v_{c1}, f_1, a_{p1} ; (2) v_{c2}, f_1, a_{p1}

- Fotografia da ferramenta usada na condição (1) **a1p1v1**: praticamente não mostra dano na ferramenta; observa-se ligeira queima superficial na superfície de saída, não há desgaste de flanco, o que indica, que nesta condição, a ferramenta pode continuar a ser usada.
- Fotografia da ferramenta usada na condição (2) **a1p1v2**: a ferramenta apresenta queima de aproximadamente 400 μm na superfície de saída – medido desde a ponta – e início de cratera próxima à aresta de corte oposta, de 30 μm de diâmetro superficial. No flanco, observam-se marcas do desgaste de área triangular, sendo aproximadamente 100 μm na parte mais larga, medidas a partir da aresta de corte.

Figura 4.16 – Desgaste das ferramentas de corte (vistas superior e lateral)

Condição: (3) v_{c1}, f_2, a_{p1} ; (4) v_{c2}, f_2, a_{p1}

- Fotografia da ferramenta usada na condição (3) **a1p2v1**: a ferramenta, apresenta queima de aproximadamente 250 μm a partir da ponta e cratera na superfície de saída em forma de asas com largura de 120 μm . No flanco observam-se leves riscos.
- Fotografia da ferramenta usada na condição (4) **a1p2v2**: a ferramenta apresenta queima de aproximadamente 650 μm medida a partir da ponta. Observa-se, também, que a cratera, com raio aproximado de 100 μm , é mais acentuada na aresta de corte de contato. No flanco, observam-se marcas de queima de 220 μm aproximadamente, medidas paralelamente a partir da ponta da ferramenta.

Figura 4.17 – Desgaste das ferramentas de corte (vistas superior e lateral)

Condição (5) v_{c1}, f_{l1}, a_{p2} ; (6) v_{c2}, f_{l1}, a_{p2}

- Fotografia da ferramenta usada na condição (5) **a2p1v2**: a ferramenta apresenta queima leve na superfície de saída, sendo mais acentuada em uma área de aproximadamente de 150 μm de raio e localizada a cerca de 450 μm (medidos a partir da ponta da ferramenta) da aresta de corte atuante. O desgaste no flanco tem comprimento de mais ou menos 150 μm . Observa-se queima no flanco de até 400 μm , medida paralelamente, a partir da ponta da ferramenta.
- Fotografia da ferramenta usada na condição (6) **a2p1v1**: a ferramenta apresenta queima em toda a superfície de saída, de aproximadamente 850 μm - medidos desde a ponta. Apresenta, também, desgaste de cratera na ponta da ferramenta de cerca 50 μm . No flanco a queima atingiu o material base da ferramenta CBN, observando-se marcas de queima de 500 μm (aproximadamente), medidas paralelamente desde a ponta.

Figura 4.18 – Desgaste das ferramentas de corte (vistas superior e lateral)

Condição: (7) v_{c1}, f_2, a_{p2} ; (8) v_{c2}, f_2, a_{p2}

- Fotografia da ferramenta usada na condição (7) **a2p2v1**: observa-se que o desgaste na ponta da ferramenta alcança toda a espessura do CBN e atinge o material base da ferramenta. Apresenta, também, desgaste de cratera, desgaste de flanco, lascamento e queima na superfície de contato da ferramenta com o cavaco e a massa da peça. A ponta da ferramenta mostra perda de material de aproximadamente 150 μm de diâmetro. O comprimento da área afetada na superfície de saída é de aproximadamente 1200 μm , medidos desde o nariz da ferramenta.
- Fotografia da ferramenta usada na condição (8) **a2p2v2**: a ferramenta mostra um furo quase circular de 150 μm na ponta da ferramenta e perda de material, tanto do CBN como da base de metal duro da ferramenta. O desgaste de cratera alcança toda a área da ponta da ferramenta até 900 μm de comprimento medido desde a ponta da ferramenta. O desgaste de flanco tem um comprimento entre 1400 a 1500 μm . Nesta condição a perda de material é acelerada.

4.5 Microestrutura dos corpos de prova

A operação de usinagem gera calor na interface metal-ferramenta. A temperatura local, com isto, pode elevar-se a níveis suficientemente altos para que ocorra a re-têmpera do material do corpo usinado e surgimento da camada branca na superfície e subsuperfície da peça. Os esforços desenvolvidos nesta camada, pela transformação metalúrgica citada, podem contribuir para que a resultante das tensões residuais seja também de tração, o que é altamente desaconselhável para uma boa performance da peça em serviço.

Foram feitas as micrografias ópticas dos 41 corpos de prova usinados (uma na condição standard e as outras quarenta nas condições de usinagem estabelecidas) com objetivo de se detectar a presença da camada branca no metal. A figura 4.19 apresenta-se a fotografia da peça na condição standard (C00- prévio a qualquer ensaio)

Figura 4-19 – Micrografia (200 X) da peça usinada na condição de standard.

As figuras 4.20 a 4.27 mostram as micrografias dos corpos de prova agrupados segundo as condições de torneamento que foram executadas.

Peça C01 - CU: 0 m

Peça C03 – CU: 2000 m

Peça C05 – CU: 4000 m

Peça C07 – CU: 6000 m

Peça C09 – CU: 8000 m

Figura 4.20 – Micrografia 500x - Condição de usinagem 1

Peça C11 - CU: 0 m

Peça C13 – CU: 2000 m

Peça C15 – CU: 4000 m

Peça C17 – CU: 6000 m

Peça C19 – CU: 8000 m

Figura 4.21 – Micrografia 500x - Condição de usinagem 2

Peça C21 - CU: 0 m

Peça C23 - CU: 2000 m

Peça C25 - CU: 4000 m

Peça C27 - CU: 6000 m

Peça C29 - CU: 8000 m

Figura 4.22 – Micrografia 500x - Condição de usinagem 3

Peça C31 - CU: 0 m

Peça C33 – CU: 2000 m

Peça C35 – CU: 4000 m

Peça C37 – CU: 6000 m

Peça C39 – CU: 8000 m

Figura 4.23 – Micrografia 500x - Condição de usinagem 4

Peça C41 - CU: 0 m

Peça C43 – CU: 2000 m

Peça C45 – CU: 4000 m

Peça C47 – CU: 6000 m

Peça C49 – CU: 8000 m

Figura 4.24 – Micrografia 500x - Condição de usinagem 5

Peça C51 - CU: 0 m

Peça C53 – CU: 2000 m

Peça C55 – CU: 4000 m

Peça C57 – CU: 6000 m

Peça C59 – CU: 8000 m

Figura 4.25 – Micrografia 500x - Condição de usinagem 6

Peça C61 - CU: 0 m

Peça C63 – CU: 2000 m

Peça C65 – CU: 4000 m

Peça C67 – CU: 6000 m

Peça C69 – CU: 8000 m

Figura 4.26 – Micrografia 500x - Condição de usinagem 7

Peça C71 - CU: 0 m

Peça C73 – CU: 2000 m

Peça C75 – CU: 4000 m

Peça C77 – CU: 6000 m

Peça C79 – CU: 8000 m

Figura 4.27 – Micrografia 500x - Condição de usinagem 8

A matriz das amostras é martensítica. As manchas brancas observadas são martensita, assim como, também as mais escuras. A orientação cristalográfica de cada grão altera a cor da estrutura da matriz, podendo ser escura ou clara; é martensítica nos dois casos. Isso ocorre devido aos diferentes comprimentos de onda que cada cristal recebe da luz do microscópio e emite na fotografia.

Em todas as micrografias observam-se diferenças entre o tamanho dos grãos da superfície e da matriz. O tamanho de grão depende de dois fatores: a recristalização e a deformação plástica. Quanto maior a deformação plástica, menores ou mais finos serão os grãos. Junto à superfície têm-se grãos menores e na matriz grãos maiores.

Vêm-se em todas as micrografias pequenos pontos brancos que são carbonetos de Cromo esferoidizados. Eles constituem aproximadamente de 3 a 5% da composição, e contribuem muito para a resistência ao desgaste, impedindo sua propagação. Encontra-se em toda a matriz, assim como também, na estrutura das camadas brancas.

A camada branca ocorre devido ao superaquecimento da superfície e subsuperfície devido ao atrito na interface peça/ferramenta, levando a microestrutura ao campo austenítico. O rápido resfriamento forma um novo tipo diferente de estrutura. Tal fenômeno denomina-se re-têmpera. A austenita formada Cúbica de Face Centrada (CFC), com fator de empacotamento (fe) igual a 0,74, após resfriada transforma-se em Tetragonal de Corpo Centrado (TCC), com fator de empacotamento (fe) igual a 0,68. Como o fator de empacotamento após o resfriamento é menor do que o original ocorre uma expansão volumétrica da matriz, gerando tensão residual trativa na superfície e compressiva na matriz.

Das micrografias, observa-se que a re-têmpera ocorreu em quase todas condições estabelecidas após os 2000 metros de uso da ferramenta de corte, sendo a espessura da superfície alterada entre 2 μm e 8 μm .

Também se observa em varias micrografias uma pequena faixa escura de martensita revenida, localizada logo abaixo da camada branca, gerada pelo aquecimento resultante da usinagem. O revenido não altera o tamanho do grão. O tamanho do grão é alterado somente no campo austenítico.

O exame das figuras 4.20 a 4.27 mostra que, para avanços de 0,16 mm/rot, em todos os corpos de prova, ocorreu a formação da camada branca, independentemente dos valores da velocidade de corte, da profundidade de penetração da ferramenta e do seu percurso de trabalho em metros, sendo a camada branca mais espessa quando as condições de usinagem foram mais severas.

Na figura 2.28 se apresenta graficamente as espessuras médias da camada branca geradas nas peças usinadas, em este gráfico observa-se o crescimento da camada com o aumento do percurso de corte

Figura 4.28 – Espessuras das camadas brancas nas peças usinadas

4.6 Tensões residuais

Nas figuras 4.29 a 4.37 são mostrados os gráficos das tensões medidos nas peças torneadas, agrupados por condição de usinagem.

MÉTODO DO FURO Gráficos das curvas de Tensão Residual Condição Temperado+Revenido

Tempera:
 $T = 840 \pm 5 \text{ }^{\circ}\text{C}$
 $t = 30 \text{ min}$

Revenido:
 $T = 165 \pm 10 \text{ }^{\circ}\text{C}$
 $t = 100 \text{ min}$

Anéis:
C T $\rightarrow L_c : \approx 2500 \text{ m}$

Figura 4.30 (a) – Condição Temperado e revenido

MÉTODO DO FURO Gráficos das curvas de Tensão Residual Condição Estandarizado

Parâmetros de Usinagem:
 $V_c = 100 \text{ m/min}$
 $f = 0,1 \text{ mm/rot}$
 $a_p = 0,3 \text{ mm}$

Anéis:
C00 $\rightarrow L_c : \approx 2510 \text{ m}$

Figura 4.29 (b) – Condição Standard: v_{c-s} : 100 m/min; f_s : 0,1 mm/rot; a_{p-s} : 0,3 mm

- A curva vermelha representa as tensões residuais longitudinais.
- A curva azul representa as tensões residuais circunferenciais.

MÉTODO DO FURO
Gráficos das curvas de Tensão Residual
Condição 01

Parâmetros de Usinagem:

$$v_c = 150 \text{ m/min}$$

$$f = 0,08 \text{ mm/rot}$$

$$a_p = 0,025 \text{ mm}$$

Anéis:

$$C01 \rightarrow L_c: 0 \text{ m}$$

$$C03 \rightarrow L_c: 2000 \text{ m}$$

$$C05 \rightarrow L_c: 4000 \text{ m}$$

$$C07 \rightarrow L_c: 6000 \text{ m}$$

$$C09 \rightarrow L_c: 8000 \text{ m}$$

Figura 4.30 – Curvas de Tensão Residual - Condição de usinagem 1

MÉTODO DO FURO
Gráficos das curvas de Tensão Residual
Condição 02

Parâmetros de Usinagem:

$$v_c = 210 \text{ m/min}$$

$$f = 0,08 \text{ mm/rot}$$

$$a_p = 0,025 \text{ mm}$$

Anéis:

$$C11 \rightarrow L_c: 0 \text{ m}$$

$$C13 \rightarrow L_c: 2000 \text{ m}$$

$$C15 \rightarrow L_c: 4000 \text{ m}$$

$$C17 \rightarrow L_c: 6000 \text{ m}$$

$$C19 \rightarrow L_c: 8000 \text{ m}$$

Figura 4.31 – Curvas de Tensão Residual - Condição de usinagem 2

MÉTODO DO FURO
Gráficos das curvas de Tensão Residual
Condição 03

Parâmetros de Usinagem:

$$v_c = 150 \text{ m/min}$$

$$f = 0,16 \text{ mm/rot}$$

$$a_p = 0,025 \text{ mm}$$

Anéis:

$$C21 \rightarrow L_c: 0 \text{ m}$$

$$C23 \rightarrow L_c: 2000 \text{ m}$$

$$C25 \rightarrow L_c: 4000 \text{ m}$$

$$C27 \rightarrow L_c: 6000 \text{ m}$$

$$C29 \rightarrow L_c: 8000 \text{ m}$$

Figura 4.32 – Curvas de Tensão Residual - Condição de usinagem 3

MÉTODO DO FURO
Gráficos das curvas de Tensão Residual
Condição 04

Parâmetros de Usinagem:

$$v_c = 210 \text{ m/min}$$

$$f = 0,16 \text{ mm/rot}$$

$$a_p = 0,025 \text{ mm}$$

Anéis:

$$C31 \rightarrow L_c: 0 \text{ m}$$

$$C33 \rightarrow L_c: 2000 \text{ m}$$

$$C35 \rightarrow L_c: 4000 \text{ m}$$

$$C37 \rightarrow L_c: 6000 \text{ m}$$

$$C39 \rightarrow L_c: 8000 \text{ m}$$

Figura 4.33 – Curvas de Tensão Residual - Condição de usinagem 4

MÉTODO DO FURO
Gráficos das curvas de Tensão Residual
Condição 05

Parâmetros de Usinagem:

$$v_c = 150 \text{ m/min}$$

$$f = 0,08 \text{ mm/rot}$$

$$a_p = 0,075 \text{ mm}$$

Anéis:

$$C41 \rightarrow L_c: 0 \text{ m}$$

$$C43 \rightarrow L_c: 2000 \text{ m}$$

$$C45 \rightarrow L_c: 4000 \text{ m}$$

$$C47 \rightarrow L_c: 6000 \text{ m}$$

$$C49 \rightarrow L_c: 8000 \text{ m}$$

Figura 4.34 – Curvas de Tensão Residual - Condição de usinagem 5

MÉTODO DO FURO
Gráficos das curvas de Tensão Residual
Condição 06

Parâmetros de Usinagem:

$$v_c = 210 \text{ m/min}$$

$$f = 0,08 \text{ mm/rot}$$

$$a_p = 0,075 \text{ mm}$$

Anéis:

$$\text{C51} \rightarrow L_c : 0 \text{ m}$$

$$\text{C53} \rightarrow L_c : 2000 \text{ m}$$

$$\text{C55} \rightarrow L_c : 4000 \text{ m}$$

$$\text{C57} \rightarrow L_c : 6000 \text{ m}$$

$$\text{C59} \rightarrow L_c : 8000 \text{ m}$$

Figura 4.35 – Curvas de Tensão Residual - Condição de usinagem 6

MÉTODO DO FURO
Gráficos das curvas de Tensão Residual
Condição 07

Parâmetros de Usinagem:

$$v_c = 150 \text{ m/min}$$

$$f = 0,16 \text{ mm/rot}$$

$$a_p = 0,075 \text{ mm}$$

Anéis:

$$C61 \rightarrow L_c : 0 \text{ m}$$

$$C63 \rightarrow L_c : 2000 \text{ m}$$

$$C65 \rightarrow L_c : 4000 \text{ m}$$

$$C67 \rightarrow L_c : 6000 \text{ m}$$

$$C69 \rightarrow L_c : 8000 \text{ m}$$

Figura 4.36 – Curvas de Tensão Residual - Condição de usinagem 7

MÉTODO DO FURO
Gráficos das curvas de Tensão Residual
Condição 08

Parâmetros de Usinagem:

$$v_c = 210 \text{ m/min}$$

$$f = 0,16 \text{ mm/rot}$$

$$a_p = 0,075 \text{ mm}$$

Anéis:

$$C71 \rightarrow L_c : 0 \text{ m}$$

$$C73 \rightarrow L_c : 2000 \text{ m}$$

$$C75 \rightarrow L_c : 4000 \text{ m}$$

$$C77 \rightarrow L_c : 6000 \text{ m}$$

$$C79 \rightarrow L_c : 8000 \text{ m}$$

Figura 4.37 – Curvas de Tensão Residual - Condição de usinagem 8

Atualmente, não existe um método absoluto de medida das tensões residuais. As medidas dos perfis de tensões residuais só são possíveis através da remoção de camada. Entretanto, este processo pode alterá-los, gerando erros indesejáveis. É importante dizer que a distribuição das tensões residuais, presentes no componente, é devida à superposição das tensões residuais desenvolvidas durante o processo de usinagem, por influência dos fatores térmicos (aquecimento superficial do componente devido ao atrito com a ferramenta de corte durante o processo de usinagem), fatores mecânicos (devido à relaxação de tensão causada pela remoção de material e introdução de tensões originadas pela ocorrência de deformação plástica localizada na superfície, durante o processo de usinagem), além das tensões residuais pré-existentes no componente, decorrentes da etapa anterior do processo.

Nos perfis de tensões residuais, apresentados nas figuras 4.30 a 4.37 observam-se:

- Para a ferramenta nova, os valores iniciais das tensões residuais são de compressão ou próximos de zero. Na medida em que a ferramenta se desgasta, as tensões iniciais geradas na superfície tendem a ser de tração.
- Todas as peças torneadas apresentaram tensões residuais compressivas na subsuperfície, até uma profundidade inferior a 0,2 mm. Abaixo dessa profundidade as tensões residuais presentes em todas as amostras eram de tração.
- As tensões residuais longitudinal e circunferencial apresentaram valores próximos, em todo o perfil.

As figuras 4.38 a 4.42 representam os resultados das análises fatoriais para as tensões residuais em função dos parâmetros velocidade de corte, avanço e profundidade de corte, medidas nas amostras.

Tensão Residual para 0 m de corte

Figura 4.38 - Efeito dos parâmetros de usinagem sobre a tensão residual para a ferramenta nova (0 m de uso).

Tensão Residual para 2000 m de corte

Figura 4.39- Efeito dos parâmetros de usinagem sobre a tensão residual para a ferramenta com 2000 metros de uso

Tensão Residual para 4000 m de corte

Figura 4.40 - Efeito dos parâmetros de usinagem sobre a tensão residual para a ferramenta com 4000 metros de uso

Tensão Residual para 6000 m de corte

Figura 4.41 - Efeito dos parâmetros de usinagem sobre a tensão residual para a ferramenta com 6000 metros de uso

Tensão Residual para 8000 m de corte

Figura 4.42 - Efeito dos parâmetros de usinagem sobre a tensão residual para a ferramenta com 8000 metros de uso

As figuras 4.38 a 4.42 representam os resultados das análises fatoriais, para as tensões residuais, medidas nos corpos de prova, em função dos parâmetros velocidade de corte, avanço e profundidade de corte. Do exame dos gráficos entende-se que:

- Nas condições de usinagem onde se usa profundidade de corte de 0,025 mm e avanço de 0,08 mm, geram-se tensões compressivas maiores quando menor for a velocidade de corte. Nesses casos pode-se explicar que velocidades mais altas geram maiores temperaturas, o que motiva a redução dos níveis de tensão residual compressiva.
- Nas condições de usinagem onde a profundidade de corte é 0,075 mm e avanço 0,08 mm, geram-se tensões compressivas maiores quando menor for a velocidade de corte, menos na ultima condição que apresentou um cambio na tendência de redução da tensão residual compressiva. O que demonstra esses casos é que as velocidades mais altas geram maiores temperaturas, o que motiva a redução dos níveis de tensão residual compressiva. Também se observou que a maior profundidade de corte gerou maiores tensões residuais compressivas, até que ferramenta tinha uso de 6000 m. com maior desgaste as tensões residuais máximas compressivas se aproximaram a zero.
- Nas condições de usinagem onde se usa profundidade de corte de 0,025 mm e avanço de 0,16 mm, e com a ferramenta com pouco uso, geraram-se tensões compressivas menores quando menor for a velocidade de corte. Mas ao progredir o desgaste da ferramenta, os resultados se inverteram, observando-se menores tensões compressivas com a maior velocidade de corte, como mostrado quando a ferramenta atingiu os 8000 metros. Os valores das tensões residuais compressivas são maiores, quanto maior é o avanço, demonstrando que este parâmetro tem influencia determinante na geração da tensão residual para essa profundidade de corte pequena.
- Nas condições de usinagem onde a profundidade de corte é 0,075 mm e avanço 0,16 mm, as tensões compressivas diminuem, quanto maior for a velocidade de corte. Os valores obtidos foram menores que os gerados com menor profundidade de corte. Pode-se explicar, que nessas condições, a maior velocidade de corte gera maior desgaste na ferramenta com o seu uso, o que produziu solicitações térmicas maiores, e conseqüentemente, reduziram os valores da tensão residual compressiva na subsuperfície do anel.

As expressões fatoriais das tensões residuais circunferências, em função dos parâmetros de usinagem: velocidade de corte, avanço e profundidade de corte, para os percursos de corte estabelecidos são respectivamente:

MODELOS MATEMÁTICOS DA TENSÃO RESIDUAL

0 m	$-647,5 + 2,6 V_c + 8031,3 a - 14400,0 p - 43,8 V_c.a + 69,0 V_c.p + 3500,0 a.p$
2000 m	$-1053,50 + 4,16 V_c + 5465,63 a - 5450,00 p - 29,48 V_c.a + 39,50 V_c.p + 1375,00 a.p$
4000 m	$929,0 - 5,8 V_c - 5271,9 a - 27870,0 p + 23,6 V_c.a + 123,5 V_c.p + 79125,0 a.p$
6000 m	$364,2 - 2,1 V_c - 3443,7 a - 25750,0 p + 12,9 V_c.a + 90,7 V_c.p + 86500,0 a.p$
8000 m	$-1163,5 + 4,3 V_c + 3334,4 a + 12270,0 p - 13,0 V_c.a - 34,8 V_c.p - 30375,0 a.p$

4.7 Ruído Magnético de Barkhausen

Nesta fase foi construída a sonda utilizada, ela possui um núcleo com geometria tipo U, feito com chapas de aço FeSi. Os extremos das pernas, onde estariam em contato com a superfície a ser analisada, foram chanfradas. Segundo os testes preliminares, para obter um bom sinal de Barkhausen dos anéis de rolamento, utilizou-se uma frequência de excitação de 40 Hz, e 5 A de corrente de excitação (figura 4.43). Na tabela 4.3 apresentam-se valores das médias do Vrms do RMB, de todas as condições de ensaio e níveis de uso da ferramenta.

Figura 4.43 – Componentes do Yoke: (a) Núcleo de FeSi (laminado), (b) Bobina de excitação.

Tabela 4.3 – Valores das médias do Vrms do RMB: todas as condições de ensaio.

Estado da Ferramenta	Condição							
	1	2	3	4	5	6	7	8
	Vrms							
Novo	0,086	0,083	0,081	0,080	0,097	0,087	0,079	0,080
2000	0,113	0,092	0,093	0,094	0,089	0,092	0,086	0,114
4000	0,116	0,117	0,113	0,087	0,088	0,122	0,124	0,104
6000	0,105	0,120	0,112	0,101	0,114	0,103	0,140	0,090
8000	0,105	0,120	0,116	0,083	0,105	0,118	0,093	0,093

Figura 4.44 – Apresentação dos níveis de Vrms do sinal de RMB, por condição de usinagem.

Da figura 4.44 observa-se que os valores de rms do RMB tendem a aumentar com o desgaste da ferramenta, mas não se tem uma tendência padrão. Isto pode se explicar indicando que o sinal de Barkhausen está sendo influenciado tanto pela rugosidade superficial, a dureza superficial, a camada branca presente nas peças torneadas com ferramenta desgastada e a tensão residual.

Nas figuras 4.45 e 4.46 mostram-se gráficos dos efeitos dos parâmetros de usinagem sobre o Vrms do RMB.

Figura 4.45 – Efeitos dos parâmetros de usinagem sobre o V_{rms} do RMB com a velocidade de corte fixada em V_{c1} : 150 m/min.

Figura 4.46 – Efeitos dos parâmetros de usinagem sobre o V_{rms} do RMB com a velocidade de corte fixada em V_{c2} : 210 m/min.

A análise fatorial para os valores de V_{rms} , mostrados nas superfícies de nível, nas figuras 4.45 e 4.46, revelaram que:

- Observa-se que na tendência dos valores de V_{rms} , o parâmetro de usinagem velocidade de corte apresentou-se como o mais influente na geração da superfície de resultados.
- Os gráficos da figura 4.46 mostram que o V_{rms} tem um valor crescente como o aumento do uso da ferramenta, alcançando valores máximos nos 4000 metros quando a profundidade de corte é 0,025 mm e nos 6000 metros quando se incrementou a profundidade de corte para 0,075mm. Isso demonstra que o nível de desgaste das ferramentas e maior profundidade geraram mudanças na subsuperfície da peça, podendo ser correlacionados com os RMS medidos.
- Quando se analisou os gráficos com velocidade de corte maior ($V_c = 210$ m/min), observou-se que, os valores do V_{rms} das amostras apresentaram variabilidade similar, ou seja, apresentaram uma tendência crescente e decrescente, para as duas profundidades de corte utilizadas. Essas superfícies de resposta mostram-se em forma de ondas
- A explicação das diferenças nos V_{rms} medidos nas peças usinadas deve-se aos diferentes tipos de microestrutura e tensões residuais geradas, em função dos parâmetros de corte e níveis de uso da ferramenta em que foram realizados os ensaios de torneamento duro.
- Aparentemente, nas medições do RMB a variável rugosidade não apresentou-se como a de maior influência, devido às características do material das peças (composição e dureza).

Figura 4.47 – Envelope dos sinais de RMB no tempo e na frequência: condição 1 de usinagem

Figura 4.48 – Envelope dos sinais de RMB no tempo e na frequência: condição 2 de usinagem

Figura 4.49 – Envelope dos sinais de RMB no tempo e na frequência: condição 3 de usinagem

Figura 4.50 – Envelope dos sinais de RMB no tempo e na frequência: condição 4 de usinagem

Figura 4.51 – Envelope dos sinais de RMB no tempo e na frequência: condição 5 de usinagem

Figura 4.52 – Envelope dos sinais de RMB no tempo e na frequência: condição 6 de usinagem

Figura 4.53 – Envelope dos sinais de RMB no tempo e na frequência: condição 7 de usinagem

Figura 4.54 – Envelope dos sinais de RMB no tempo e na frequência: condição 8 de usinagem

Nas figuras 4.47 a 4.54, os resultados gráficos superiores representam os envelopes do RMB suavizados através de filtragem por média deslizante. Os gráficos inferiores são os envelopes dos mesmos sinais apresentados no domínio da frequência. Também se observou que:

- Do envelope dos espectros, a curva correspondente ao uso da ferramenta com zero metros de uso, sempre mostrou o valor do pico máximo como sendo inferior, quando comparado com os picos dos outros envelopes, correspondentes à mesma condição de usinagem mas com a ferramenta com algum tempo de uso.
- Assim mesmo, os valores dos picos máximos com ferramenta nova apresentaram uma localização mais à direita e são mais achatados, do que os outros envelopes correspondentes à ferramenta usada.
- A posição dos picos máximos para todas as condições de usinagem e com uso de ferramenta maiores a 2000 metros localizaram-se em torno de 0,025 segundos, sendo que a medida que a condição de usinagem apresentou de mais leve à mais severa, o pico se deslocou da direita à esquerda, respectivamente.
- Os gráficos inferiores, correspondentes à densidade espectral mostraram que, para as condições de usinagem com profundidade de corte de 0,025 mm, as curvas correspondentes ao níveis de uso de ferramenta (para cada uma das condições) têm deslocamento de níveis em função da maior profundidade de medição, o que corresponderia às variações de tensões residuais e microestrutura das peças.
- Quanto aos gráficos das condições de usinagem, com profundidade de corte de 0,075 mm, as curvas não tenderam a se cruzar ao longo do incremento das frequências.

CAPÍTULO 5

CONCLUSÕES

- As forças de usinagem (F_c , F_a , F_p) crescem com o aumento do desgaste da ferramenta.
- Os valores da força de penetração são maiores que os de corte ou avanço.
- A velocidade de corte é o parâmetro que menos influencia nas forças de usinagem.
- A rugosidade superficial é influenciada pelo avanço, profundidade de corte e o nível de desgaste da ferramenta.
- Os parâmetros que causam maior desgaste na ferramenta de CBN foram a profundidade de corte, e em segundo lugar a velocidade de corte.
- Após 2000 metros de uso de ferramenta, transformações de fase na superfície foram observadas nas amostras, com formações de camada branca, e mais abaixo, camada escura, de espessuras variando em função do nível de severidade do torneamento e uso da ferramenta.
- O aumento do desgaste da ferramenta gerou menores valores de tensão residual de compressão.
- Os perfis de tensões residuais indicam que os maiores valores de tensões de compressão se encontram abaixo dos 0,05 mm de profundidade.
- Os valores de V_{rms} do RMB mostram boa correlação com o parâmetro Percurso da ferramenta nas condições de usinagem não severas, ou seja, quando utilizaram-se velocidades de corte baixas.
- Das curvas dos envelopes dos espectros do RMB medidas nas peças usinadas, conseguiu-se identificar com clareza quando a ferramenta utilizada nos ensaios estava na condição de nova.
- A análise dos sinais de RMB mostrou que, a microestrutura do material é o fator de maior influência, mascarando as respostas das tensões residuais induzidas pela usinagem nos anéis, nos dados obtidos das medições de RMB.

6 REFERÊNCIAS BIBLIOGRAFICAS

- Abrão A.M, Aspinwall D.K. Temperature evaluation when machining hardened hot work die steel using PCBN tooling. *Industrial Diamond Review*, v. 56, n. 2, p. 40-44, 1996.
- Altpeter, I. Nondestructive evaluation of cementite content in steel and white cast iron using inductive Barkhausen noise, *Journal of Nondestructive Evaluation*, v.15, n. 2, p. 45-60, 1996.
- Alvarez Rosario John Ferney. Avaliação da integridade da superfície no torneamento de um ferro fundido nodular com carboneto. Dissertação (Mestrado). Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2006.
- Associação Brasileira de Normas Técnicas. Processos mecânicos de usinagem: Norma NBR 6175, 1979.
- Associação Brasileira de Normas Técnicas. Movimentos e relações geométricas na usinagem dos metais – terminologia: Norma NBR 6162. 37 p. 1989.
- American Society for Metal. *Metals Handbook*. 9. ed. Metals Park, Ohio. v. 16, p. 597-665, 1989.
- ASM Handbook: Welding, Brazing and Soldering, v. 6, 1995.
- ASTM-E-837-94a, Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method, Reprinted from the Annual Book of ASTM Standards, p. 1-7, 1994.
- ASTM-E-837-99, Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method, Reprinted from Annual Book of ASTM Standards, 1-10, 1999.
- Baldej, R.; Moorthy, V.; Vaidyanathan, S. Influence of microstructural changes due to tempering at 923 K and 1023 K on magnetic Barkhausen noise behaviour in normalized 2.25 Cr-1Mo ferritic steel, *Materials Evaluation*, v. 1, p. 81-84, 1997.
- Barton J. R., Kusenberger F. N., Beissner R.E., and Matzkanin G. A., Advanced quantitative magnetic nondestructive evaluation methods - Theory and experiment, *Nondestructive Evaluation of Materials*, Plenum, New York, p. 435-477, 1979.
- Beaney, E.M., Procter, E. A critical Evaluation of the Center Hole Technique for the Measurement of Residual Stresses, *Strain*, v. 10, p. 7-15, 1974.
- Becker, M., Santos, S.C., Sales W.F. Integridade superficial em usinagem. In: Lepikson H.A. *Tecnologias avanzadas de Manufatura*. 1 ed. Jaboticaba –SP, Brasil: cubo Multimídia. 2005. Cap. 6. p. 105-123.
- Benegra M. Viabilidade do calculo das tensões residuais pela técnica de indentação instrumentada em filmes finos de nitreto de titânio, 2005. Dissertação (Mestrado). Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2005.

- Benitez D.B. Metodologia de análise da influencia das tensões residuais no comportamento à fratura Tese (Doutorado). Departamento de Engenharia Mecatrônica e Sistemas Mecânicos da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2002.
- Bijak-Zochowski M. A Semi-Destructive Method of Measuring Residual Stresses, VDI Berichte, v. 313, p. 469-476, 1978.
- Black J.T. Mechanics of chip formation. In Davis J.R. (Ed) Metais Handbook: Machining, ed. 9º, v. 19, p. 7-18, Ohio, USA: ASM, 1989.
- Bosheh S.S., Mantivega P.T. White layer formation in hard turning of H13 tool steel at high cutting speed using cbn tooling. International Journal of machine tools and manufacture, v. 46, n. 2, p. 225-223, 2006.
- Brandão, L.C. Estudo experimental da condução de calor no fresamento de materiais endurecidos utilizando altas velocidades de corte. Tese (Doutorado), Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, SP, 2001.
- Braghini Jr. Metodologia para escolha de fluido de corte não agressivos para o meio ambiente para aplicações em usinagem de metais. Tese (Doutorado), Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, SP, 2002.
- Breinksmeier E., Cammett J.T., König W., Leskovar P., Peters J., Tonshoff H. K. Residual Stresses – Measurement and causes in machining processes, Annals of the CIRP, v. 31, n. 2, p. 491-510, February 1982.
- Calle M.A.G. Análise numérico computacional das tensões residuais induzidas pelo jateamento com granalha. Dissertação (Mestrado). Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2004.
- Campos de M.F., Machado R., Hirsch T. Tensões residuais em aços avaliadas por difração de raios-x: diferença entre micro e macro tensões residuais, Anais 3º Workshop de Textura, 4 a 5 de setembro de 2006, São Paulo, SP, p. 115-131.
- Capello E.; Residual stresses in turning Part I Influence of process parameters, Journal of Materials Processing Technology, v. 160, p. 221–228, 2005.
- Capó-Sanchez, J; Padovese, L.R.; Serna-Giraldo, C.P. Utilización del efecto Barkhausen en el análisis estructural de muestras de acero al carbono. **In:** II Congresso Nacional de Engenharia Mecânica. João Pessoa, Brasil, Agosto 2002..
- Capó-Sanchez, J, Padovese, L.R., Serna-Giraldo, C.P. Medição do ruído magnético Barkhausen em aços carbono. **In:** 57 Congresso Anual da ABM Internacional. São Paulo, Brasil, julho de 2002
- Ceurter J.S., Smith C., Ott R.; Barkhausen noise inspection, Advanced materials & processes, p. 29-31, april 2002.
- Christoffel, K. High speed machining – from a tool manufacturer’s perspective. In. Seminário Internacional de Alta Tecnologia - Manufatura Avançada, 6, 2001, Piracicaba-SP. Anais... Piracicaba: Unimep, p.121-151, 2001.
- Chou Y.K., Evans C.J., Barash M.M. Experimental investigation on CBN turning of hardened AISI 52100 steel. Journal of Materials Processing technology, v. 124, p.274 – 283, 2002.

- Correa M. Estudo das características do fresotorneamento ortogonal radial aplicado em aço endurecido. Tese (Doutorado), Departamento de Engenharia de Fabricação, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, SP, 2001.
- Costa da, D.D. Analise dos parâmetros de torneamento de aços endurecidos. Tese (Doutorado), Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade de Campinas, Campinas, SP, 1993.
- Cullity, B. D. Elements of x-ray diffraction. 2. ed. Addison-Wesley, Massachusetts, Read Useful Definition of Internal Stresses ing, 1978
- Damasceno D. Analise das tensões residuais após torneamento e retificação do aço ABNT 52100 endurecido. Dissertação (Mestrado) - Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas; Campinas, 1993.
- Delijaicov, S. Modelagem das tensões residuais no processo de torneamento duro de um aço 100CrMn6 e suas correlações com os esforços de corte, Tese (Doutorado), Departamento de Engenharia Mecânica, Escola Politécnica da USP, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2004.
- Dewes R.C., Chua K.S., Newton P.G., Aspinwall D.K., Temperature measurement when higy speed machining hardened mould/die steel, v. 92-93, p. 293-301, 1999.
- DHAR, A.; ATHERTON, D.L. Influence of magnetizing parameters on the magnetic Barkhausen noise. IEEE Transactions on Magnetics, v. 28, n. 6, p. 3363-3366, 1992.
- D. H. L. Ng, C. C. Yu, A. S. K. Li e C. C. H. Lo. Measurement of Barkhausen emission and magnetoacoustic emission from a fractured steel bar; IEEE Transactions on Magnetics, v. 31, n. 6; November de 1995.
- Dieter, George E. Mechanical Metallurgy, SI Metric Edition, McGraw Hill, 1986 – p.
- Diniz A.E., Marcondes F.C., Coppini N.L. Tecnologia da usinagem dos materiais, ed. 2, 244 p. São Paulo Artiliber Editora, 2000.
- El-Wardany, T.I, Kishaswy H.A., Elbestawi M.A. Surface integrity of die material in high speed hard machining, part 1: Micrographical analysis. Transactions of the ASME, v. 122, p. 620-631, 2000.
- El-Wardany, T.I, Kishaswy H.A., Elbestawi M.A. Surface integrity of die material in high speed hard machining, part 2 Microhardness variations and residual stress. Transactions of the ASME, v. 122, p. 632-641, 2000.
- Faccio, Ian; Investigações sobre o acabamento superficial de usinagem com altíssima velocidade de corte. Dissertação (Mestrado) São Paulo, Departamento de Engenharia Mecatrônica e Sistemas mecânicos, Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, 2003.
- Fallbohmer P., Rodrigues C.A., Ozel T., Altan T. High speed machining for cast iron and alloy steel for die and mold manufacturing. Journal of material processing technology, v. 98, p. 104-115, 2000.
- Field M., Kales J.F. Review of surface integrity of machining components. Annals of the CIRP, v. 20/2, p. 153-163, 1971.
- Field M., Kales J.F, Cammet J.T. Review of measuring methods for surface integrity. Annals of the CIRP, v. 21, n.2, p. 219-238, 1972.

- Fix R.M., Tiitto K., Tiitto S.; Automated control of camshaft grinding process by Barkhausen noise, *Materials Evaluation*, v. 48, n. 7, p. 904-908, 1990.
- Flaman, M.T. Investigation of Ultra-High Speed Drilling for Residual Stress Measurements by the Center Hole Method, *Experimental Mechanics*, v. 22, n. 1, p. 26-30, 1982.
- Flaman, M.T., Manning, B.H. Determination of Residual-Stress Variation with Depth by the Hole-Drilling Method, *Experimental Mechanics*, v. 25, n. 9, p. 205-207, 1985.
- Furgiuele, F.M., Pagnotta, L., Poggialini, A. Measuring Residual Stresses by Hole-Drilling and Coherent Optics Techniques: A Numerical Calibration, *J. Eng. Mat. and Tech. (Trans. ASME)*, v. 113, n. 1, p. 41-50, 1991.
- Garcia YR, Burgos JS, Gil,F, Rivalta J. Obtaining of residual stress along weld bead by means of analytic and experimental methods. *Soldagem Insp.*, v. 11 n. 2, p. 93-101, 2006.
- Gauthier, J., Krause T.W, Atherton D.L; Measurements of residual stress in steel using the magnetic Barkhausen noise technique, *NDT& E International*, v. 31, n°1, p. 23-31, 1998.
- Gauthier J., Krause T.W., Atherton D. L. Measurement of residual stress in steel using the magnetic Barkhausen noise technique, *NDT & E International*; v. 31, n. 1, p. 23; 1998
- Gibmeier, J., Kornmeier, M., Scholtes, B. Plastic Deformation during Application of the Holle-Drilling Method, 5th Europ. Conf. on Residual Stresses (ECRS 5), Delft A.J. Bottger et al Eds., Trans Tech Pub., v. 1, p. 131-136, 28-3, September 1999.
- Godoy C., Souza E.A., Branco J.R.T. e Lima M.M. Influência de tratamentos térmicos no nível de tensões residuais em recobrimentos processados por aspersão térmica. *Jornadas SAM 2000 - IV Coloquio Latino-americano de Fractura y Fatiga*, p. 831-838, Agosto de 2000.
- Gorczyca F.E. Application of metal cutting theory. New York: Industrial Press, 298 p., 1987.
- Griffiths B. Manufacturing surface technology: Surface integrity & functional performance. London:Penton Press, 237 p., 2001.
- Grum J., Zerovnik P.; Use of Barkhausen effect in measurement of residual stress in steel after heat treatment an grinding, In: 15 World Conference Nondestructive testing, Roma, 2000
- Gupta H., Zhang M., Parakka A.P. Barkhausen Effect in Ground Steels, *Acta Materialis*, v. 45, n. 5, p. 1917-1921, May 1997.
- Halliday D., Resnick R., Walker J. Fundamentals of Physics Extended. New York, John Wiley & Sons, Inc., 1997.
- Hioki D. Usinagem dura do aço 100Cr6 com PCBN. Dissertação (Mestrado), Florianópolis, Universidade Federal de Santa Catarina, 1998.
- Hioki, D. Influência dos parâmetros de corte do fresamento HSM sobre o desempenho tribológico do aço AISI H13 endurecido. Tese (Doutorado) Departamento de Engenharia Mecânica, Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2006.
- Hodgson T.; Trendler P.H.H. Turning hardened toll steels with cubic boron nitride inserts. *Annals of the CIRP*, v.30, p. 63-66, Janeiro de 1981.

- Jagadish C., Clapham L., Atherton D.L. "Influence of Uniaxial Elastic Stress on Power Spectrum and Pulse Height Distribution of Surface Barkhausen Noise in Pipeline Steel." IEEE Transactions on Magnetics, v. 26, n. 3, p. 1160-1163, 1990.
- Kameda, J.; Ranjan, R.; Nondestructive evaluation of steels using acoustic and magnetic Barkhausen signals - I. Effect of carbide precipitation and hardness, Acta Metallurgical, v. 35, n. 7, p. 1515-26, 1987.
- Kandil FA, Lord JD, Fry AT and Grant PV. A review of residual stress measurement methods - a guide to technique selection. The UK's National Measurement Laboratory, NPL Report MATC(A)O4, p. 1-7. 2001.
- Katbi, K. Um guia básico, para facilitar o processo de seleção de pastilhas de usinagem. Máquinas e Metais, n. 362, p. 42-50, março 1996.
- Kelsey, R.A. Measuring Non-Uniform Residual Stresses by the Hole Drilling Method, Proc. Of the Society for Experimental Stress Analysis (SESA), v. 14, n. 1, p. 181-194, 1956
- König W., Lung D., Iding M. Alternative processes for cost reduction, Annals of the CIRP, v. 36 n. 2, p. 443-444, 1987.
- König, K. Spannungsverteilung über die Tiefe, Grundlagen der Meßverfahren, p. 31-35.
- Kwun H., Burkhardt G.L., Electromagnetic techniques for residual stress measurements, ASM Handbook, v. 17, p. 159-163, 1989. 22 Testing and Control(MD).
- Liu, C.R.; Mittal, S. Optimal prestressing the surface of a component by superfinish hard turning for maximum fatigue life in rolling contact. Wear, v.219, n.1, p.128 – 140, 1998.
- Lord J.D., Grant P.V., Fry A.T., Kandil F.A. A UK residual stress intercomparison exercise - Development of measurement good practice for the XRD and hole drilling techniques. Materials Science Forum, 2002, v. 404-407, p. 567-572.
- Machado A.R., Silva, M. B. Usinagem dos metais. ed. 4. Uberlândia: Editora da Universidade Federal de Uberlândia, 1999.
- Macherauch E, Wohlfahrt H, Wolfstieg U. Useful Definition of Internal Stresses, HTM - Haertereitechnische Mitteilungen, v. 28, Issue 3, p. 201-211, September 1973.
- Maeder, G., Castex, L., Djafari, V., Poupeau, P. Précontraintes et Traitements Superficiels, Techniques de l'Ingénieur, Traité Métallurgie M1180-1-26/M1181-1-8, 1991.
- Makino, A., Nelson, D. Residual-stress Determination by Single-axis Holographic Interferometry and Hole Drilling-Part I: Theory, Experimental Mechanics, v. 34, n. 1, p. 66-78, 1994.
- Makino, A., Nelson, D.V. Fuchs, E.A., Williams, D.R., Determination of Biaxial Residual Stresses by a Holographic-Hole Drilling Technique, J. Eng. Mat. Tech. (Trans. ASME), v. 118, p. 583-588, 1996.
- Mansur T., Silva M.B. Análise do efeito das condições de corte no perfil e nos parâmetros utilizados para a avaliação da rugosidade de superfícies usinadas por torneamento. In: Simpósio do programa de Pós-graduação em engenharia mecânica, 13, Uberlândia, 2003. 13 POSMEC, Uberlândia – MG, 8p. 2003.

- Martinez F.G., Saruls R Usinagem com e sem refrigeração – Verdades, Mito e tendências. Mundo da Usinagem, v. 4, p. 16-17, 2004.
- Martins COD, Strohaecker TR, Rocha AS, Hirsch TK. Comparação entre Técnicas de Análise de Tensões Residuais em Anéis de Rolamento do Aço ABNT 52100, Estudos Tecnológicos, v. 1, n. 2, p. 39-47, 2005.
- Masuko M., Tomizawa K., Aoki S., Suzuki A. Experimental study on the effects of sliding velocity and roughness orientation of metal surface on the function of lubricant additives in controlling friction in a boundary lubrication regime. Tribological research and design for engineering systems, v. 41, p. 741-798, 2003.
- Michaelis. Dicionário Michelis. São Paulo: UOL, 2001 CD-ROM.
- Milbradt K.P. Ring Method Determination of Residual Stresses, Proc. SESA, v. 9, n. 1, 1951.
- Mitra A., Jiles D.C. Magnetic Barkhausen emissions in as-quenched Fe-Si-B amorphous alloy, Journal of Magnetism and Magnetic Materials, v. 168, p. 169-176, 1997.
- Mitra A.; Govindaraju M.R.; Jiles, D.V. Influence of microstructure in micromagnetic Barkhausen emissions in AISI 4140 steel. IEEE Transactions on Magnetics, v. 31, n. 6, p. 4053-4055, 1995.
- Moorthy V., Shaw B.A.; Evans, J.T. Evaluation of tempering induced changes in the hardness profile of case-carburised EN steel using magnetic Barkhausen noise analysis, NDT&E International, v. 36, p. 43-49, 2003.
- Moorthy V., Vaidyanathan S., Jayakumar T., Baldev R.A.J. Microstructural characterization of quenched and tempered 0.2% C carbon steel using magnetic Barkhausen noise analysis, Journal of Magnetism and Magnetic Materials, v. 171, p. 179-189, 1997.
- Moorthy V., Shaw B.A., Mountford P., Hopkins P. Magnetic Barkhausen emission technique for evaluation of residual stress alteration by grinding in case-carburised En36 steel, Acta Materialia, v. 53, p. 4997-5006, 2005.
- Muller P., Soto M. Usinagem se refrigeração de furos e roscas. In: Seminário Internacional de alta tecnologia – Inovações tecnológicas na manufatura para o ano 2000, 4., Santa Bárbara d'Oeste. Anais... Santa Bárbara d'Oeste: Unimep, p.127-133, 1999.
- Mummery L. Surface texture analysis – The handbook, 1 ed. West Germany, Hommelwerke Gmbh, 105 p., 1992.
- Nawwar, A.M. McLachlan, K., Shewchuk, J., A Modified Hole-drilling Technique for Determining Residual Stresses in Thin Plates, Experimental Mechanics, v. 33, p. 226-232, 1976.
- Nelson, D., Fuchs, E., Makino, A., Williams, D. Residual-stress Determination by Single-axis Holographic Interferometry and Hole Drilling-Part II: Experiments, Experimental Mechanics, v. 34, n. 1, p. 79-88, 1994.
- Ng D.H.L.; Cho K.S., Wong M.L., Chan, S.L.I., Ma X.Y., Lo C.C.H. Study of microstructure, mechanical properties, and magnetization process in low carbon steel bars by Barkhausen emission. Material Science and Engineering A, v. A00, p 1-13, 2003.

- Nickola W.E. Practical Subsurface Residual Stress Evaluation by the Hole Drilling Method, Proc. of Spring Conf. on Exp. Mechanics, New Orleans, Eds., SEM, p. 47-58, 1986.
- Niku-Lari A., Lu J. and Flavenot J.F. Measurement of Residual Stress Distribution by the Incremental Hole-Drilling Method, Journal of Mechanical Working Technology, v. 11, p.165-188, 1985.
- Novaski O. et al. Aspectos técnicos do fresamento na zona de transição entre as velocidades convencionais e a alta velocidade. In: Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação – Cobef, 1., 2001, Curitiba-PR. Anais... Curitiba-PR: UFPR, 2001.
- Noyan I.C. Cohen JB. Residual stress – measurement by diffraction and interpretation Sprintger-Verlag, Germany, v.1, p. 1-73 & 164-229, 1987.
- Oliveira F.G. Usinagem em altíssimas velocidades, São Paulo: Erica, p. 29-35, 2003.
- Peixoto Filho FT. Avaliação de sistemas de medição de tensões e tensões residuais em dutos. Dissertação (Mestrado), Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2004.
- Physique & Industrie. Residual Stress Theory. Disponível em <http://www.physiqueindustrie.com/residual_stress.php>. Acesso em 01 março 2007.
- Pérez J.A.B.; Estudio de la dinámica de dominios magnéticos de aceros mediante el efecto Barkhausen, disertación de maestría, universidad del oriente, Cuba, p. 1-50, 2002.
- Pitella R.M. Determinação de tensões residuais em aço C45Pb k em condições limites de usinagem. Dissertação (Mestrado), Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal do Paraná, Curitiba, 2003.
- Poulachon G., Albert A., Schluraff M., Jawahir I.S.; An experimental investigation of work material microstructure effects on white layer formation in PCBN hard turning, International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 45, p. 211–218, 2005.
- Rael V., Diniz A.E. Utilização do corte a seco, com MQL e com fluido em abundancia no fresamento de aço endurecido. Maquinas e Metais, v. 468, p. 58-74, 2005.
- Ramesh A., Melkote S.N., Allard L.F., Riester L., Watkins T.R. Analysis of white layers formed in hard turning of AISI 52100 steel, v. 390, p. 88-97, 2005.
- Rendler, N.J., Vigness, I. Hole-Drilling Strain-Gage Method of Measuring Residual Stresses, Experimental Mechanics, v. 6 n. 12, p. 577-586, 1966.
- Rodeiro P.F. Análise de distribuição de temperaturas e tensões residuais em soldas do tipo *Ring-Weld*. Dissertação (Mestrado), Departamento de Engenharia Naval da Universidade de São Paulo; São Paulo, 2003.
- Rodrigues, Alessandro Roger. Estudo da geometria de arestas de corte aplicadas em usinagem com altas velocidades de corte. 2005. Tese (Doutorado), Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, SP, 2005.
- Sánchez J. A. Integridade superficial de peças cortadas por fio. EMD Word. v. 6, p. 10-11, 2006
- Sandvik. Guia de aplicação – Fabricação de moldes e matrizes, Suécia, 208 p. 1999.
- Sandvik.. Mundo da usinagem, Pesquisa acelera e dá o tom de modernidade à usinagem. São Paulo : Sandvik Coromant, n.2, p. 7-12, 2000.

- Sandvik. Mundo da usinagem 1.2001, Publicação da divisão Coromant da Sandvik do Brasil.
- Sandvik. Ferramenta e métodos – Fabricação de moles de matrizes. Suécia: 2002. 258 p.
- Sandvik. Novas ferramentas Sandvik Coromant. Suplemento do catalogo de ferramentas rotativas e do catalogo de ferramentas para torneamento. Suécia, 2004.
- Scandiffio, Innocenzo. Uma contribuição ao estudo do corte a seco e ao corte com mínima quantidade de lubrificante em torneamento de aço. 2000. Dissertação (Mestrado), Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, SP, 2000.
- Schajer, G.S. Application of Finite Element Calculations to Residual Stress Measurements, Journal of Eng. Mat. and Tech. (ASME), v. 103, n. 2, p. 157-163, 1981.
- Schajer, G.S. Measurement of Non-Uniform Residual Stress Using the Hole-Drilling Method. Part I - Stress Calculation Procedures, Journal of Eng. Mat. and Tech. (ASME), v. 110, n. 4, p. 338-343, 1988.
- Schajer, G.S. Measurement of Non-Uniform Residual Stress Using the Hole-Drilling Method. Part II-Practical Application of the Integral Method, Journal of Eng. Mat. and Tech. (ASME), v. 110, n. 4, p. 344-349, 1988.
- Schajer, G.S., Yang, L. Residual-stress Measurement in Orthotropic Materials using the Hole drilling Method, Experimental Mechanics, v. 51, p. 324-333, 1994.
- Schajer, G.S., Altus, E. Stress Calculation Error Analysis for Incremental Hole-Drilling Residual Stress Measurements, Journal of Eng. Mat. and Tech. (ASME), v. 118, n. 1, p. 120-126, 1996.
- Schajer, G., Flaman, M.T., Roy, G., Lu, J. Hole-Drilling and Ring Core Methods, in Handbook of Measurement of Residual Stresses, J. Lu Eds., Chapter 2, SEM, Bethel, p. 5-34, 1996.
- Schajer, G.S., Tootoonian, M. A New Rosette Design For More Reliable Hole-Drilling Residual Stress Measurements, Experimental Mechanics, 54 (1997) 299-306.
- Schulz, H.; Hochgeschwindigkeitsbearbeitung, Carl Hanser Verlag Munchen Wien, 1996.
- Schulz, H.; State of art and trends of high speed machining, 2º Seminário Internacional de Alta Tecnologia - Usinagem com altíssima velocidade de corte e alta precisão, Universidade Metodista de Piracicaba (UNIMEP), Julho 1997.
- Schutzer K., Schulz, H.; Histórico da usinagem com altíssima velocidade até os dias atuais. Usinagem em altíssimas velocidades. São Paulo: Erica, p. 13-28, 2003.
- Schwarz, T., Kockelmann, H., Die Bohrlochmethode - ein für viele Anwendungsbereiche optimales Verfahren zur Experimentellen Ermittlung von Eigenspannungen, HBM, Meßtechnische Briefe, v. 29, n. 2, p. 33-38, 1993.
- Silva da B.M. Alívio de tensões residuais em juntas soldadas de caixa espiral de turbina hidráulica. Dissertação (Mestrado), Faculdade de Engenharia da Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, SP, 2005.
- Silva L.R. Estudo da geometria de arestas de corte aplicadas de ferramentas aplicadas ao torneamento de superligas a base de níquel com altas velocidades de corte. 2005. Tese

- (Doutorado), Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo. São Carlos, SP, 2005.
- Silva F.R., Novaski O. O congresso de Usinagem 2000. Máquinas e Metais, v. 423, Aranda editora técnica e cultural Ltda, 2001.
 - Simon A. Introduction au thème “contraintes résiduelles”, La revue de Métallurgie-CIT / Science et génie des matériaux, Paris, v. 94, n. 2, p. 151-156, fevereiro 1997.
 - Sipahi L. B. and. Jiles D. C, An investigation of various procedures for analysis of micromagnetic Barkhausen signals for nondestructive evaluation of steels, Nondestructive Testing and Evaluation, v. 10, n. 3, p. 183 – 199, September 1992.
 - Sipahi, L.B. Overview of applications of micromagnetic Barkhausen emissions as noninvasive material characterization technique. Journal Applied Physics, v.70, n. 10, p. 6978-6980, May 1994
 - Sipahi L. B. and Jiles D. C., Review of Progress in Quantitative NDE (D. O. Thompson and D. E. Chimenti, Plenum, New York, 1992) 11B p. 1791
 - Society for Experimental Mechanics, Inc. Handbook of measurement of residual stresses: Fairmont Press, Inc, 238 p., 1996.
 - Soete W., Vancrombrugge R. An Industrial Method for Determination of Residual Stress, Proc. SESA, v. 8, n. 1, p. 17-18, 1950.
 - Spasojević D., Bukvić S., Milošević S., Stanley H.E.; Barkhausen noise: Elementary signals, power laws, and scaling relations, The American Physical Society, v. 54, nº 3 p. 2531; Set 1996.
 - Stout K.J. Engineering surfaces – a philosophy of manufacture (a proposal for good manufacturing practice). Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. Part B. Journal of engineering manufacture, v. 212, n.3, p. 169-174, 1998.
 - Stout K.J. Blunt L.A. A contribution to the debate on surface classifications – random, systematic, structured and structured and engineering, International Journal of machine and manufacture, v. 41, p. 2039-2041, 2001.
 - Sudo T.T. Uma contribuição ao estudo do torneamento com alta velocidade. Dissertação (Mestrado), Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, SP, 2001.
 - Surface Metrology Guide – www.predev.com/smg/parameters.htm. Acesso em 28/12/2006.
 - Suterio R. Medição de tensões residuais por indentação associada à holografia eletrônica. Tese (Doutorado) Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2005.
 - Suterio R., Viotti M.R., Gonçalves Jr. A.A., Kaufmann G.H. Avaliação preliminar de métodos alternativos de medição de tensões residuais por indentação e por aquecimento localizado combinados à holografia eletrônica, 6º Conferencia sobre Tecnologia de Equipamentos, Salvador, Bahia; cote 139, Agosto 2002, p. 19-21.
 - Tonshoff H., Arendt C., Ben Amor R. Cutting of Hardened Steel, Annals of the CIRP, v. 49, n. 2, p. 547-566, 2000.

- Tootoonian M., Schajer G.S. Enhanced Sensitivity Residual-stress Measurements using Taperhole Drilling, *Experimental Mechanics*, v. 52, p. 124-129, 1995
- Trent E.M. Metal Cutting, ed. 3, Oxford:Butterworth_Heinemann. 1996.
- Vangi D., Ermini M. Plasticity Effects in Residual Stress Measurement by the Hole Drilling Method, *Strain*, v. 36, n. 2, p. 55-58, 2000.
- Vishay, Measurement of Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain Gage Method, Tech. Note TN-503-4, 1993.
- Vishay-Micromesures. RS 200 - Dispositif de perçage destiné à la mesure des contraintes résiduelles par la méthode du trou, Catalogo, France, p. 1-24, 1998.
- Wern, H. Measurement of Non-Uniform Residual Stresses using the Hole Drilling Method: A New Integral Formalism, *Strain*, v. 31, n. 2, p. 63-68, 1995.
- Wern, H., Cavelius, R., Schlafer, D. A New Method to Determine Triaxial Non-Uniform Residual Stresses from Measurements using the Hole Drilling Method, *Strain*, v. 33, n. 2, p. 39-45, 1997.
- Yen Y.C., Rech J., Altan T. and Hamdi, H. Influence of Cutting Edge Radius of Coated Tool on Chip Formation in Orthogonal Cutting of Alloy Steel, *Proceedings of CIRP Conference on Modeling of Machining*, France, May 2004.
- Yang Y.Y., Fang H.S., Huang W.G. A study on wear resistance of white layer. *Tribology International*, v. 29, n. 5, p. 425-428, 1996.
- Zhu, W.-X., Smith, D.J., Residual Stresses by Hole-drilling in Curved Components, *Recent Advances in Experimental Mechanics*, Proc. of 10th Int. Conf. on Exp. Mech., Lisbon, J.F.S. Gomes et al Eds., v. 2, A.A. Balkema, p. 777-782, 18-22 July 1994,
- Zuccarello, B. Optimal Calculation Steps for the Evaluation of Residual Stress by the Incremental Hole-drilling Method, *Experimental Mechanics*, v. 39, n. 2, p. 117-124, 1999.

ANEXOS

Anexo 01 – Classificação da ferramenta de corte utilizada nos ensaios de torneamento duro.
(Sandvik Coromant, 2002)

Anexo 02 – Classificação da Porta ferramenta utilizada nos ensaios de torneamento duro.
(Sandvik Coromant, 2002).

Anexo 03 – Especificações do transdutor piezoelétrico. (PCB-260A01 da PCB Piezotronics) utilizada na medição das componentes da força de usinagem nos ensaios de torneamento duro

Sensibilidade, eixo z (+/- 1.5 %)	2,5 mV/lb	0,56 mV/N
Sensibilidade, eixos x e y (+/- 1.5 %)	5 mV/lb	1,12 mV/N
Faixa de medidas, eixo z	1000 lb	4.45 kN
Faixa de medidas, eixos x e y	1000 lb	4.45 kN
Força estática máxima, eixo z	1320 lb	5,87 kN
Força estática máxima, eixos x e y	1000 lb	4,45 kN
Resolução, eixo z	0,006 lb-rms	0,027 N-rms
Resolução, eixos x e y	0,006 lb-rms	0,027 N-rms
Resposta de baixa frequência, eixo z	0,01 Hz	0,01 Hz
Resposta de baixa frequência, eixos x e y	0,001 Hz	0,001 Hz
Limite de alta frequência	90 kHz	90 kHz
Não linearidade	menor que 1 % FS	menor que 1 % FS
Faixa de temperaturas	-65 a 250 graus F	-54 a 121 graus C
Tensão de excitação	20 a 30 VDC	20 a 30 VDC
Corrente constante de excitação	2 a 20 mA	2 a 20 mA
Impedância de saída	menor que 100 Ohms	menor que 100 Ohms
Tensão de saída	8 a 14 VDC	8 a 14 VDC
Polaridade de saída	Positiva	Positiva
Pré-carga	10 klb	44.5 kN
Rigidez, eixo z	19 lb/micropol	3.3 kN/micrometro
Rigidez, eixos x e y	6 lb/micropol	1 kN/micrometro
Tamanho (l, w, h)	1,35 x 1,25 x 0,39 pol	34,3 x 31,8 x 9,9 mm
Peso	1,59 oz	45 g
Material	aço inox	aço inox
Selagem	hermética	hermética
Conector elétrico	4-pinos	4-pinos

**RECONHECIMENTO E AGRADECIMENTO ESPECIAL AOS INTEGRANTES DO
CENTRO UNIVERSITARIO FEI**

Professores:

- **Dr. Sergio Delijaicov**
- Dr. Rodrigo Magnabosco
- Dr. Jorge Kolososki

Aluna:

- Karina Helena Bernardes do Nascimento

Secretaria Departamento de Mecânica:

- Adelaide Bispo de Sá - CLM
- Catia Cilene da Silva
- Verônica de Souza Menezes

Técnicos:

Laboratório de Materiais

- Antônio Magalhães Miron
- Daniel Barduzzi Tavares
- Gustavo Estrela da Silva
- Geleci Ribeiro da Silva
- Vlamir Anaia Rodrigues
- Manoel Bento de Souza

Laboratório de Usinagem:

- Ailton Custódio
- Anderson da Silva Barbosa
- Davi Maciel Ferreira
- Douglas Oliveira Mathias de Souza
- Jose Maria Perira Nascimento
- Luiz Carlos Denadai

- Nilton Cesar Barbosa
- Oswaldo Correa da silva
- Sebastião Mariano Brandão
- Vanderlei Cassiano Pereira

Laboratório de Metalografia

- Airton

MUITO OBRIGADO.