

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
INSTITUTO DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

**Otimização do processo de torneamento
curvilíneo de ferro fundido nodular com Nióbio
utilizando ferramenta especial de metal duro**

Lúcio Albino Amaro da Silva

Itajubá, Julho de 2011

M.G. – Brasil

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
INSTITUTO DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

Lúcio Albino Amaro da Silva

**Otimização do processo de torneamento
curvilíneo de ferro fundido nodular com Nióbio
utilizando ferramenta especial de metal duro**

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica como parte dos requisitos para obtenção do Título de Mestre em Ciências em Engenharia Mecânica.

Área de Concentração: **Projeto e Fabricação**

Orientador: **Prof. Dr. João Roberto Ferreira**

Itajubá, Julho de 2011
M.G. – Brasil

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
INSTITUTO DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

Lúcio Albino Amaro da Silva

**Otimização do processo de torneamento
curvilíneo de ferro fundido nodular com Nióbio
utilizando ferramenta especial de metal duro**

Dissertação para avaliação por banca examinadora em 13 de julho de 2011, conferindo ao autor o título de Mestre em Ciências de Engenharia Mecânica.

Composição da Banca Examinadora:

Prof. Dr. Amauri Hassui - DEF/FEM/UNICAMP

Prof. Dr. João Roberto Ferreira - IEPG/UNIFEI

Prof. Dr. Edmilson Otoni Corrêa - IEM/UNIFEI

Itajubá, Julho de 2011
M.G. – Brasil

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Mauá –
Bibliotecária Margareth Ribeiro- CRB_6/1700

S586o

Silva, Lúcio Albino Amaro da

Otimização do processo de torneamento curvilíneo de ferro fundido nodular com Nióbio utilizando ferramenta especial de metal duro / Lúcio Albino Amaro da Silva. -- Itajubá, (MG) : [s.n.], 2011.

106 p. : il.

Orientador: Prof. Dr. João Roberto Ferreira.

Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Itajubá.

1. Torneamento curvilíneo. 2. Ferramenta metal duro. 3. Ferro fundido nodular. 4. Projeto de experimentos. I. Ferreira, João Roberto, orient. II. Universidade Federal de Itajubá. III. Título.

Dedicatória

*À minha esposa Verônica Garcia
e as minhas filhas
Amanda e Manuela.*

Agradecimentos

A DEUS por permitir minha presença aqui neste mundo, me proporcionando convívios e experiências essenciais para meu autoconhecimento e desenvolvimento pessoal.

À minha mãe, Luci, que sempre investiu na minha educação e pelo incentivo no aprimoramento da minha formação e no meu desenvolvimento cultural.

À minha esposa Verônica pela compreensão e paciência mesmo nos momentos mais difíceis desta jornada.

Ao Prof. Dr. João Roberto Ferreira, pela competente orientação, constante dedicação e colaboração em todas as etapas deste trabalho e dos artigos produzidos em conjunto.

À empresa Mahle Metal Leve S.A. pelos recursos disponibilizados, indispensáveis para o desenvolvimento deste trabalho.

Aos Professores da UNIFEI, Dr. José Juliano de Lima Júnior e Dr. Wlamir Carlos de Oliveira pelo apoio e valiosas sugestões, que contribuíram para a elaboração deste trabalho.

À UNIFEI, instituição pública gratuita e de qualidade, e ao seu Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, por viabilizar o desenvolvimento do presente trabalho.

Aos meus colegas da Mahle, UNIFEI e UFRGS, pelo permanente incentivo, colaboração, amizade e troca de idéias que sempre contribuíram com o meu crescimento profissional.

O desejo natural dos homens bons é o conhecimento, o único alimento verdadeiro da alma, pois não se pode amar a coisa alguma antes de conhecê-la. Aquele que desperdiça a vida, não deixa sobre a terra traço mais forte que a fumaça no ar ou a espuma sobre as ondas. Nossas vidas não devem passar sem que deixem alguma memória na mente dos homens.

Leonardo Da Vinci

Resumo

SILVA, L. A. A. (2011), *Otimização do processo de torneamento curvilíneo de ferro fundido nodular com Nióbio utilizando ferramenta especial de metal duro*, Itajubá, 106p. Dissertação (Mestrado em Projeto e Fabricação) – Instituto de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Itajubá.

Este trabalho apresenta o estudo de um processo de usinagem que utiliza uma ferramenta especial de metal duro classe ISO K-10 no torneamento curvilíneo de anéis de pistão de ferro fundido nodular com nióbio. O ferro fundido nodular é largamente utilizado pela indústria metal-mecânica devido aos seus resultados superiores de tenacidade e ductilidade. Contudo, sua usinabilidade é registrada como inferior a dos ferros fundidos cinzentos. Quando o processo de usinagem do anel requer uma redução no ângulo de ponta da ferramenta, sua vida útil se torna crítica. Isso ocorre porque um ângulo de ponta menor na ferramenta resulta em menor quantidade de material na aresta de corte, o que reduz sua resistência aos esforços de corte e se agrava devido à baixa usinabilidade relativa deste material. Objetivando aumentar a vida da ferramenta e a produtividade do processo, um estudo foi elaborado visando obter os parâmetros ótimos deste processo. Um projeto de experimentos com 2 níveis e 3 fatores, velocidade de avanço radial, velocidade de avanço axial e rotação da peça, foi realizado e os novos parâmetros obtidos resultaram em melhora acima das expectativas iniciais nas condições de usinagem. Isto foi obtido através de uma redução significativa dos esforços de corte na operação resultando em um aumento de 157% na vida da ferramenta em relação a condição inicial do processo.

Palavras-chave

Torneamento curvilíneo, ferramenta metal duro, ferro fundido nodular, Projeto de Experimentos.

Abstract

SILVA, L. A A. (2011), *Optimization on contour turning of nodular cast iron with Niobium using special cemented carbide cutting tool*, Itajubá, 106p. MSc. Dissertation (Master Degree in Project and Manufacturing) – Instituto de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Itajubá.

This work presents a study of a machining process that uses a special carbide tool ISO grade K-10 for contour turning of piston rings of ductile cast iron with niobium. The nodular cast iron is widely used in the metalworking industry due to its superior results in terms of toughness and ductility. However, its machinability is recorded as lower than that gray cast iron. When the machining process of the piston ring requires a reduction in the angle of the nose of the tool, its lifetime becomes critical. It occurs because a smaller angle in the tool results in less material on the nose, which reduces its resistance to cutting forces and affects drastically its lifetime due to the low relative machinability of this material. In order to increase tool life and productivity of the process, a study was designed to obtain the optimal parameters of this process. An experimental design with two levels and three factors, radial feed speed, feed rate and axial rotation of the piece, was performed and obtained the new parameters resulted in improved above initial expectations in terms of machining. This was achieved through a significant reduction of cutting forces in the operation resulting in a 157% increase in tool life compared to the initial condition of the process.

Keywords

Contour turning, cemented carbide cutting tool, nodular cast iron, Design of Experiments.

Sumário

SUMÁRIO _____	I
LISTA DE FIGURAS _____	IV
LISTA DE TABELAS _____	VII
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS _____	IX
LISTA DE SÍMBOLOS _____	X
CAPÍTULO 1	
INTRODUÇÃO _____	1
1.1 – Apresentação	1
1.2 – Objetivos	4
1.3 – Organização do trabalho	4
CAPÍTULO 2	
USINAGEM DE FERRO FUNDIDO _____	6
2.1 – Ferros fundidos	6
2.1.1 – Tipos de ferros fundidos	7
2.2 – Ferro fundido nodular	9
2.2.1 – Microestrutura das matrizes	9
2.2.2 – Efeitos da adição de nióbio	11
2.3 – Usinabilidade dos ferros fundidos	12
2.3.1 – Influência da microestrutura	14
2.4 – Usinagem de ferro fundido nodular	15
2.4.1 – Mecanismos de formação de cavaco	17
2.4.2 – Tipo e forma do cavaco	19
CAPÍTULO 3	
FUNDAMENTOS DE USINAGEM _____	20
3.1 – Torneamento curvilíneo	20
3.2 – Torneamento de materiais endurecidos	22

3.3 – Ferramentas de metal duro	23
3.3.1 – Classes e critérios para seleção do metal duro	25
3.4 – Avarias e desgaste da ferramenta	28
3.4.1 – Avaria	29
3.4.2 – Deformação plástica	29
3.4.3 – Mecanismos de desgaste	29
3.4.3.1 – Desgaste por abrasão	31
3.4.3.2 – Desgaste por adesão	33
3.4.3.3 – Desgaste por difusão	33
3.5 – Fluidos de corte	34
3.5.1 – Classificação dos fluidos de corte	36
CAPÍTULO 4	
PROJETO E ANÁLISE DE EXPERIMENTOS	38
4.1 – Visão geral	38
4.2 – Sistema de variáveis	39
4.3 – Estratégias de experimentação	40
4.4 – Princípios básicos	44
4.5 – Modelo para os dados	44
4.6 – Testes de hipóteses	45
4.7 – Intervalos de confiança	47
4.8 – Análise de variância (ANOVA)	48
4.8.1 – Tabela de cálculos ANOVA	49
4.8.2 – Análise de variância para dois fatores	50
4.9 – Análise de resíduos	52
4.9.1 – Avaliação de normalidade	53
4.9.2 – Seqüência de tempo	54
4.9.3 – Valores ajustados	54
4.10 – Experimentos fatoriais 2^k completos	55
4.11 – Otimização com Método <i>Desirability</i>	59
CAPÍTULO 5	
PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	62
5.1 – Máquina-ferramenta	62
5.2 – Ferramenta de usinagem	64
5.2.1 – Material	64
5.2.2 – Geometria	64
5.2.3 – Porta-ferramenta	65

	iii
5.2.4 – Critério de fim de vida da ferramenta	66
5.3 – Peça usinada	67
5.3.1 – Material	67
5.3.2 – Dispositivo de montagem	68
5.3.3 – Formato final	69
5.4 – Planejamento experimental	69
CAPÍTULO 6	
ANÁLISE DOS RESULTADOS	72
6.1 – Análise da ferramenta	72
6.1.1 – Condição inicial	72
6.1.2 – Análise do material da ferramenta	75
6.2 – Análise dos parâmetros de usinagem	77
6.2.1 – Análise estatística para vida útil da ferramenta	78
6.2.2 – Análise estatística para tempo de ciclo	84
6.2.3 – Otimização das respostas	87
6.3 – Análise do desgaste das ferramentas	91
6.4 – Avaliação do impacto no refugo	93
CAPÍTULO 7	
CONCLUSÕES	95
7.1 – Considerações finais	95
7.2 – Sugestões para trabalhos futuros	96
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	97

Lista de Figuras

Figura 1.1 – Configuração típica dos tipos de anéis de pistão para montagem em um pistão. Fonte: Mahle (2007).	2
Figura 2.1 – Faixa aproximada das quantidades de carbono e silício para aços e diversos ferros fundidos. Fonte: Chiaverini (1998).	7
Figura 2.2 – Microestrutura típica de um ferro fundido cinzento atacada com Nital ampliação 100:1. Fonte: Sorelmetal (2010).	8
Figura 2.3 – Microestrutura típica de um ferro fundido nodular atacada com Nital ampliação 100:1. Fonte: ASM (1998).	8
Figura 2.4 – Microestrutura típica de um ferro fundido vermicular atacada com Nital ampliação 100:1. Fonte: ASM (1998).	9
Figura 2.5 – Alguns tipos de microestruturas da matriz dos ferros fundidos nodulares: a) ferrítica, ampliação 440:1, b) perlítica, ampliação 880:1 e c) martensítica ampliação 880:1. Fonte: Oliveira (2008).	10
Figura 2.6 – Resistência à tração (MPa) versus % de nióbio. Fonte: Nylén (2001).	12
Figura 2.7 – Dureza (HB) versus % de nióbio. Fonte: Nylén (2001).	12
Figura 2.8 – Dureza versus resistência à tração. Fonte: Nylén (2001).	12
Figura 2.9 – Comparação da formação de cavacos entre aços e ferros fundidos. Fonte: Klocke e Klöpper (2006).	17
Figura 2.10 – Seção da raiz do cavaco do ferro fundido nodular ferrítico. Fonte: Lucas ET AL. (2005).	18
Figura 3.1 – Caracterização do torneamento curvilíneo. Fonte: Ferraresi (1977).	21
Figura 3.2 – Força de corte gerada por ferramenta com chanfro tipo – T. Fonte: Özel (2002) adaptado por Galoppi (2005).	23
Figura 3.3 – Variações da porcentagem de cobalto e seus efeitos nas propriedades mecânicas. Fonte: Komanduri e Desai (1982) citado por Machado et al. (2009).	25
Figura 3.4 – Tamanhos de grão do carboneto de tungstênio WC, ampliação 20.000:1: a) extrafino; b) convencional e c) grosseiro. Fonte: Adaptado de Lasser e Schubert (1999).	27
Figura 3.5 – Principais mecanismos de desgaste: adesão, difusão e abrasão. Fonte: König e Klocke (1997) adaptado por Galoppi (2005).	30
Figura 3.6 – Principais mecanismos de desgaste em função da temperatura de corte. Fonte: Vieregge (1970), citado por König e Klocke (1997).	31
Figura 3.7 – Fatores do sistema tribológico que influenciam no desgaste abrasivo. Fonte: Rabinowicz (1995).	32

Figura 4.1 – Modelo geral de um processo ou sistema. Fonte: Balestrassi (2009).	40
Figura 4.2 – Efeito dos níveis (+ ou -) de X em Y. Fonte: Anderson e Whitcomb (2000).	41
Figura 4.3 – Interação entre dois fatores. Fonte: Anderson e Whitcomb (2000).	41
Figura 4.4 – Experimento fatorial com dois fatores. Fonte: Anderson e Whitcomb (2000).	42
Figura 4.5 – Fatoriais a dois níveis versus OFAT. Fonte: Anderson e Whitcomb (2000).	43
Figura 4.6 – Projeção em duas dimensões fatorial 2^3 . Fonte: Anderson e Whitcomb (2000).	43
Figura 4.7 – Tabela de probabilidade e plotagem <i>half-normal</i> . Fonte: Usevicius (2004). .	57
Figura 4.8 – Interação dos fatores B versus C. Fonte: Usevicius (2004).	58
Figura 5.1 – Máquina ferramenta: a) vista geral externa; b) início do torneamento de uma árvore. Fonte: Mahle (2008).	63
Figura 5.2 – Movimento que a ferramenta perfilada executa durante o torneamento. Fonte: Mahle (2008).	63
Figura 5.3 – Dimensões do <i>blank</i> antes da usinagem do perfil. Fonte: Mahle (2008).	64
Figura 5.4 – Ferramenta perfilada: a) vista frontal “X” com representação da região usinada com hachuras; b) vista lateral; c) detalhe do formato da ponta. Fonte: Mahle (2008).	65
Figura 5.5 – Ferramenta montada no porta-ferramenta. Fonte: Mahle (2008).	66
Figura 5.6 – Montagem do conjunto porta-ferramenta e ferramenta no dispositivo do torno. Fonte: Mahle (2008).	66
Figura 5.7 – Nódulos de grafita numa matriz martensítica temperada e revenida atacada com Nital 3%, ampliação 500:1. Fonte: Mahle (2008).	68
Figura 5.8 – Vista geral da árvore montada pronta para ser usinada. Fonte: Mahle (2008).	68
Figura 5.9 – Perfil final obtido em um anel após torneamento. Fonte: Mahle (2008).	69
Figura 6.1 – Relação da camada de cromo resultante em anel de pistão com o ângulo (α) da ferramenta utilizada no torneamento: a) ângulo de 30°; b) ângulo de 20°. Fonte: Mahle (2008).	73
Figura 6.2 – Lascamento na aresta de corte da ferramenta com $\alpha = 20^\circ$. Fonte: Mahle (2008).	75
Figura 6.3 – Microestrutura do metal duro: a) condição inicial com tamanho de grão de 1,1 a 1,9 μm ; b) nova condição com tamanho de grão de 0,5 a 1,0 μm . Fonte: Mahle (2008).	76
Figura 6.4 – Composição química do metal duro da condição inicial. Fonte: Mahle (2008).	76
Figura 6.5 – Composição química do metal duro da nova ferramenta. Fonte: Mahle (2008).	77
Figura 6.6 – Diagrama de Pareto com os fatores que afetam a vida útil da ferramenta.	80
Figura 6.7 – Gráfico de Probabilidade Normal dos Efeitos Padronizados para vida útil. .	80
Figura 6.8 – Gráfico de Probabilidade Normal para os Resíduos.	81
Figura 6.9 – Gráfico da relação entre Resíduos versus Ordem de Observação.	82
Figura 6.10 – Gráfico dos Efeitos Principais para vida útil da ferramenta.	82
Figura 6.11 – Gráfico de Interações para vida útil da ferramenta.	83

Figura 6.12 – Representação espacial da relação entre os fatores para a vida útil.	84
Figura 6.13 – Diagrama de Pareto com os fatores que afetam o tempo de ciclo.	85
Figura 6.14 – Gráfico dos Efeitos Principais para o tempo de ciclo.	86
Figura 6.15 – Gráfico de Interações para o tempo de ciclo.	86
Figura 6.16 – Representação espacial da relação entre os fatores para o tempo de ciclo. .	87
Figura 6.17 – Representação gráfica da não correlação entre as variáveis resposta.	88
Figura 6.18 – Parâmetros obtidos com a função Desirability pelo programa Minitab®. ..	89
Figura 6.19 – Gráfico de Contorno para vida útil com valor fixado em 7,2 mm/min para velocidade de avanço radial.	89
Figura 6.20 – Gráfico de Contorno para tempo de ciclo com valor fixado em 180 RPM para rotação.	90
Figura 6.21 – Acabamento da aresta de corte numa ferramenta nova ou reafiada.	91
Figura 6.22 – Variação no acabamento da aresta de corte em ferramentas removidas ao final de sua vida útil: a) Desgaste de flanco excessivo na aresta de corte com os parâmetros: $V_{ax} = 12$ mm/min, $V_{rd} = 7,2$ mm/min e $n = 180$ RPM; b) Aumento no desgaste de flanco na aresta de corte com os parâmetros: $V_{ax} = 15$ mm/min, $V_{rd} = 7,2$ mm/min e $n = 180$ RPM.	92
Figura 6.23 – Índice de refugo por tipo de defeito em relação ao ângulo da ferramenta utilizada no torneamento.	93
Figura 6.24 – Localização do chanfro externo no anel de pistão com perfil <i>semi-inlaid</i> . .	94
Figura 6.25 – Abertura do chanfro externo na árvore usinada em relação ao ângulo (α) da ferramenta utilizada no torneamento: a) ângulo de 30°; b) ângulo de 20°.	94

Lista de Tabelas

Tabela 4.1 – Diferenças entre DOE e CEP. Fonte: Anderson e Whitcomb (2000).	40
Tabela 4.2 – Tipos de erro em uma tomada de decisão. Fonte: Anderson e Whitcomb (2000).	46
Tabela 4.3 – Experimento de fator simples. Fonte: Montgomery e Runger (2003).	49
Tabela 4.4 – Análise de variância para um fator. Fonte: Breyfogle (2003).	50
Tabela 4.5 – Arranjo geral para projeto fatorial de dois fatores. Fonte: Breyfogle (2003).	51
Tabela 4.6 – Graus de liberdade para experimento fatorial. Fonte: Breyfogle (2003).	51
Tabela 4.7 – ANOVA <i>two-way</i> para modelo de efeitos fixos. Fonte: Breyfogle (2003). ..	52
Tabela 4.8 – Transformações de dados. Fonte: Anderson e Whitcomb (2000).	55
Tabela 4.9 – Fatorial completo, 3 fatores e 2 níveis. Fonte: Anderson e Whitcomb (2000).	56
Tabela 4.10 – Fatorial completo com interações. Fonte: Anderson e Whitcomb (2000). ..	57
Tabela 4.11 – ANOVA para exemplo. Fonte: Anderson e Whitcomb (2000).	59
Tabela 4.12 – Resumo do Método <i>Desirability</i> . Fontes: Salgado Jr. (2010) e Paiva (2006).	61
Tabela 5.1 – Composição química do ferro fundido nodular com Nióbio (Mahle, 2007).	67
Tabela 5.2 – Fatores controláveis definidos para os experimentos.	70
Tabela 5.3 – Variáveis de resposta escolhidas para o estudo.	70
Tabela 5.4 – Matriz de planejamento dos experimentos.	70
Tabela 6.1 – Influência do ângulo da ferramenta na quantidade de árvores produzidas. ...	73
Tabela 6.2 – Árvores de 2 a 6 usinadas com ferramenta $\alpha = 20^\circ$, demais árvores com $\alpha = 30^\circ$	74
Tabela 6.3 – Vida útil da ferramenta conforme metal duro utilizado.	77
Tabela 6.4 – Experimentos executados e seus respectivos resultados.	78
Tabela 6.5 – Cálculo dos efeitos principais e interações para a vida útil da ferramenta. ...	79
Tabela 6.6 – ANOVA para a vida útil da ferramenta (unidades codificadas).	79
Tabela 6.7 – Relação entre parâmetros e tempo de usinagem.	83
Tabela 6.8 – Cálculo dos efeitos principais para o tempo de ciclo.	84

Tabela 6.9 – Resultados e ganhos observados após aplicação do DOE.	90
---	----

Lista de Abreviaturas e Siglas

ANOVA	<i>Analysis of Variance</i> (Análise de Varência)
APC	Aresta Postiça de Corte
CEP	Controle Estatístico de Processos
COEF	Coefficiente
DF	<i>Degree of Freedom</i> (Graus de Liberdade)
DOE	<i>Design of Experiments</i> (Projeto de Experimentos)
P	<i>P-Value</i> (Valor P)
OFAT	<i>On factor at a time</i> (Um fator de cada vez)
RPM	Rotações por minuto
S	Desvio padrão
SE	Erro padrão
SE COEF	Erro padrão do coeficiente
SEQ SS	Soma de quadrados
SG	Gravidade específica
SS	Soma de quadrados
Y	Resposta

Lista de Símbolos

a_p	Profundidade de corte
$^{\circ}$	Grau
\bar{y}_c	Média das respostas no ponto central
\bar{y}_f	Média das respostas dos pontos fatoriais
μ	Micro
α	Nível de significância
σ	Desvio padrão
H_0	Hipótese nula
H_1	Hipótese alternativa
V_{ax}	Velocidade de avanço axial
V_{rd}	Velocidade de avanço radial
y_i	Respostas

Capítulo 1

INTRODUÇÃO

1.1 APRESENTAÇÃO

A busca de soluções para fornecer veículos automotores que apresentem reduzida emissão de poluentes e elevada vida útil dos motores de combustão interna levou os fabricantes a melhorar as propriedades do material utilizado na fabricação dos anéis de pistão e a implementar mudanças no perfil da sua face de contato, o que por consequência gera mudanças no perfil do metal base (material utilizado na fabricação do anel de pistão acima do qual é aplicado o revestimento quando este se faz necessário conforme a aplicação do anel). Além, é claro, da utilização de revestimentos com características tribológicas melhores e mais resistentes, mas que não é o escopo deste trabalho.

Um anel de pistão é um elemento circular elástico com elevada força de expansão. A Norma ISO 6621 (2004) apresenta os materiais e perfis que podem ser utilizados no metal base dos anéis de pistão. Na Fig. 1.1 é apresentado o posicionamento típico dos tipos de anéis para montagem em um pistão. Em aplicações críticas, que devido à acirrada concorrência entre os diversos fabricantes de motores são cada vez mais comuns na indústria automotiva, tem-se como requisito um elevado desempenho e durabilidade aliados a um consumo reduzido de combustível.

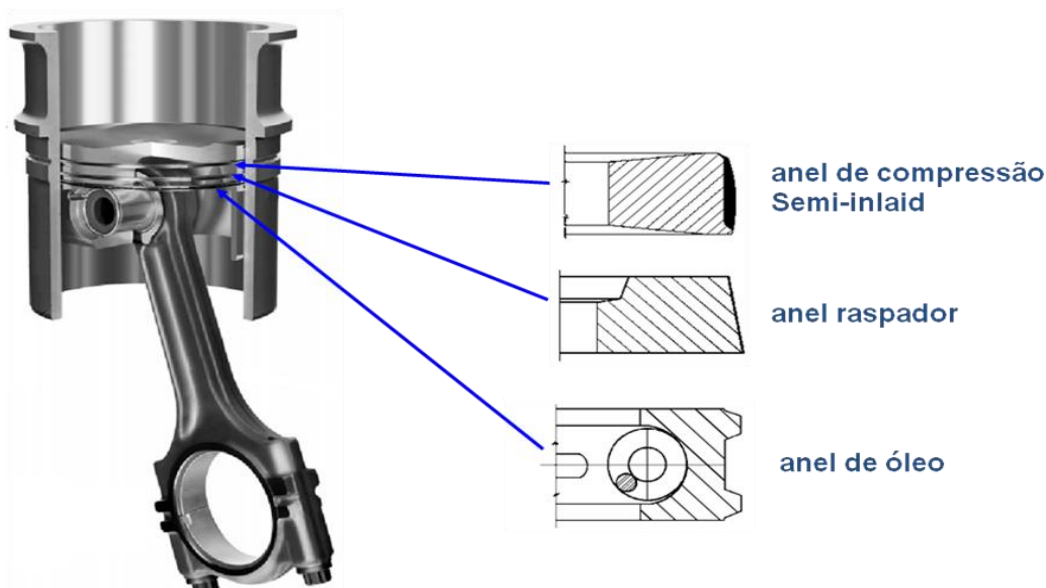


Figura 1.1 – Configuração típica dos tipos de anéis de pistão para montagem em um pistão.
Fonte: Mahle (2007).

Assim nos últimos anos a utilização de materiais de elevada dureza para fabricação de anéis de pistão, em especial os de compressão, e perfis com tolerâncias reduzidas e características especiais na face de contato, como os perfis inlaid e semi-inlaid (uma breve caracterização desse tipo de perfil é feita no capítulo 5), tem aumentado significativamente. O perfil do metal base do tipo semi-inlaid apresenta uma face curvilínea, onde apenas parte do metal base apresenta revestimento. Esta configuração reduz o tempo requerido para amaciamento do motor e melhora a retenção de óleo lubrificante junto ao cilindro, o que reduz a passagem do óleo do Carter para a câmara de combustão e ao mesmo tempo, deixa uma fina camada de óleo na parede do cilindro, reduzindo, com isso, o atrito do anel de pistão com o cilindro (Valente, 2008).

A usinagem do perfil requerido no metal base geralmente é realizada em um torno CNC. Esta operação requer que a geometria da ferramenta tenha um contorno especial, inviabilizando a utilização de uma ferramenta convencional. Além disso, este perfil especial varia para cada tipo específico de anel de pistão. Considerando que este perfil resulta em menor quantidade de material na aresta de corte da ferramenta (menor ângulo de ponta), há uma significativa redução na vida útil da mesma quando se compara com um torneamento retilíneo, considerando-se uma mesma quantidade de material removido usando uma ferramenta convencional. Além do mais, pode-se considerar o torneamento em contorno um processo relativamente novo para este tipo de produto, onde os parâmetros de usinagem ainda têm significativas oportunidades de melhoria.

Considerando que uma redução no ângulo do perfil é favorável para reduzir o refugo em etapas posteriores do processo de fabricação, mas também reduz ainda mais a quantidade de material na ponta da ferramenta, tem-se o grande desafio para este estudo é melhorar a qualidade do produto final, usando uma ferramenta com ângulo menor, enquanto alcança ganhos de produtividade. Em outras palavras, reduzir o ângulo do perfil e ainda sim obter um maior número de peças torneadas no processo do que na condição anterior.

Em relação à determinação dos parâmetros ótimos de corte, alguns estudos encontrados buscam determinar através de métodos experimentais basicamente a velocidade de corte ideal para cada condição de trabalho, objetivando atingir o ponto ótimo onde a vida útil da ferramenta, tempo de ciclo e custo apresentem melhor relação (Devillez et al., 2007; Camuscu, 2006; Bouzid, 2005; Brozek, 2005; Ghani et al., 2002; Yigit et al., 2008; Lee e Tarnng, 2000). Outros inúmeros estudos demonstram grande sucesso na aplicação prática da técnica de projeto de experimentos (DOE) para algum tipo de otimização de processos de fabricação (Kane, 2002; Paiva, 2004; Usevicius, 2004; Galoppi, 2005; Mendes, 2006; Pereira, 2006; Piccilli, 2009).

A metodologia de projeto de experimentos foi à técnica empregada neste estudo para encontrar os parâmetros de corte que resultam nas melhores condições de usinagem, pois conforme Montgomery, 2005, seu uso no desenvolvimento de um processo pode resultar em produtos que são mais fáceis de produzir, maior confiabilidade e menor custo. Então, a aplicação de um DOE provê um meio efetivo de baixo custo para solucionar problemas. O mais simples, mas o mais efetivo DOE utilizado é o de dois níveis de fatores. Cada parâmetro de entrada é avaliado em níveis alto e baixo e a saída é observada para verificar as mudanças no resultado. A estatística pode então ajudar a determinar qual resposta tem o maior impacto no resultado. A análise de um fator de cada vez nunca revelará a interação entre os fatores observados. Analisar com dois níveis de fatores é uma maneira muito mais eficiente de estudo do que com um fator de cada vez por que permite o uso de análise multivariável. É um problema simples de processamento paralelo (projeto fatorial) versus um processo serial (Anderson e Kraber, 1999).

Neste estudo, um projeto de experimentos fatorial com dois níveis e três fatores é aplicado para identificar os níveis desses fatores que resultem na otimização das respostas. Os fatores escolhidos são as principais variáveis do processo: velocidade de avanço radial, velocidade de avanço axial e rotação da peça. Sendo verificada a quantidade de peças

torneadas e o tempo total de usinagem ao final de cada experimento. O custo ferramenta por peça é avaliado antes e depois do estudo. Após aplicar e analisar os experimentos no software Minitab®, são identificadas as interações entre os fatores analisados e apresentados os parâmetros que conduzem a melhores condições de usinagem.

1.2 OBJETIVOS

O principal objetivo deste trabalho é determinar os parâmetros de processo que maximizam a vida da ferramenta (quantidade de peças torneadas) e que, conjuntamente, minimizam o tempo de ciclo, resultando em aumento de produtividade e redução de custo, numa operação de torneamento curvilíneo de ferro fundido nodular martensítico com nióbio, quando este processo utiliza ferramenta de metal duro com perfil especial sem revestimento.

Além disso, tem os seguintes objetivos secundários:

- Analisar e obter redução nos custos da operação estudada, apresentando valores obtidos antes e após a otimização dos parâmetros do processo.
- Compreender as interações entre os principais fatores desse processo.
- Difundir e incentivar a aplicação da técnica de projeto de experimentos, que apesar de comprovada eficiência é, de modo geral, pouco aplicada pela indústria, algumas vezes por falta de conhecimento outra vez devido ao foco das equipes técnicas ser mais direcionado a melhoria contínua do que a análise estatística dos processos.

1.3 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

O presente trabalho é composto por sete capítulos.

Neste primeiro capítulo é feita uma introdução ao trabalho apresentando aspectos gerais dos assuntos estudados e do produto anel de pistão e, também são apresentados os objetivos do estudo.

No segundo capítulo são caracterizados os ferros fundidos e sua usinabilidade, com foco no ferro fundido nodular.

O terceiro capítulo apresenta uma revisão da literatura sobre os fundamentos teóricos da usinagem por torneamento, características do desgaste nas ferramentas e forças e potências de corte.

O quarto capítulo mostra um breve resumo sobre os principais tópicos do projeto e análise de experimentos com foco nos aspectos estudados neste trabalho.

O quinto capítulo apresenta o procedimento experimental adotado neste trabalho, sendo mostrado o planejamento elaborado, o material, a ferramenta e a máquina utilizada.

No sexto capítulo são apresentados e discutidos os resultados obtidos com base no planejamento experimental elaborado no capítulo 5.

No sétimo capítulo é feita uma conclusão sobre os resultados apresentados nos capítulos anteriores e também são sugeridas algumas possibilidades para trabalhos futuros.

CAPÍTULO 2

USINAGEM DE FERRO FUNDIDO

Este capítulo apresenta algumas generalidades sobre ferro fundido, tipos de ferro fundido, usinabilidade do ferro fundido nodular e forma do cavaco gerado. Assim como, mostra a influência do nióbio nas propriedades mecânicas do ferro fundido nodular e revisa estudos sobre as ferramentas de corte utilizadas na usinagem deste material.

2.1 FERROS FUNDIDOS

De modo geral, define-se ferro fundido como o grupo de ligas de base ferrosa que contém de 2,1 a 4% de carbono e 0,5 a 3% de silício, bem como outros elementos de liga como o manganês, níquel e cromo, e que passa por uma reação eutética durante a solidificação (Askeland, 2003).

As ligas ferrosas compreendem dos aços aos ferros fundidos, sendo estes os materiais mais utilizados pela indústria, tendo aplicação em diversos setores não só devido às suas características inerentes, como também pela sua imensa versatilidade, podendo apresentar variações nas suas propriedades mecânicas devido a seus diferentes teores de carbono e silício (Teles, 2007). A Fig. 2.1 apresenta a faixa aproximada de quantidades carbono e silício nas ligas ferrosas.

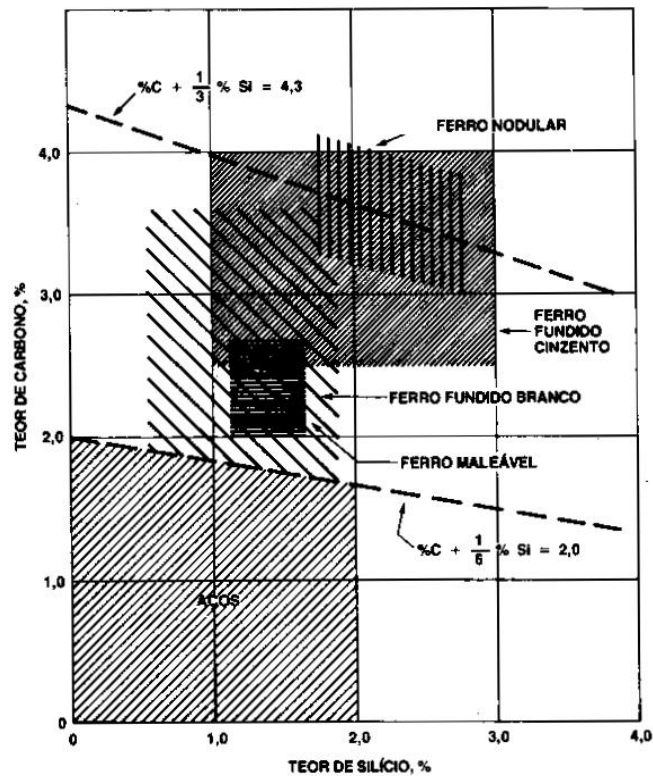


Figura 2.1 – Faixa aproximada das quantidades de carbono e silício para aços e diversos ferros fundidos. Fonte: Chiaverini (1988).

2.1.1 Tipos de ferros fundidos

A presença de oligoelementos, a adição de elementos de liga, a modificação do comportamento da solidificação e o tratamento térmico após a solidificação são usados para mudar a microestrutura dos ferros fundidos para produzir as propriedades mecânicas desejadas nos seus tipos comuns (Chiaverini, 1988 e Sorelmetal, 2010):

- Ferro fundido cinzento: Apresenta carbono na forma de flocos de grafita, conforme indicado na Fig. 2.2, que atuam como amplificadores de tensão e iniciam a fratura num corpo submetido à elevada tensão, resultando em reduzido comportamento elástico, rompendo quando sob tensão trativa.
- Ferro fundido branco: A presença de carbono na forma de diferentes carbonetos, produzidos por elementos de liga, faz este tipo extremamente duro e resistente à abrasão, mas muito quebradiço.

- Ferro fundido maleável: é obtido a partir do ferro fundido branco, onde pelo tratamento térmico de maleabilização os carbonetos são convertidos em grafita na forma de nódulos em uma matriz ferrítica e/ou perlítica.

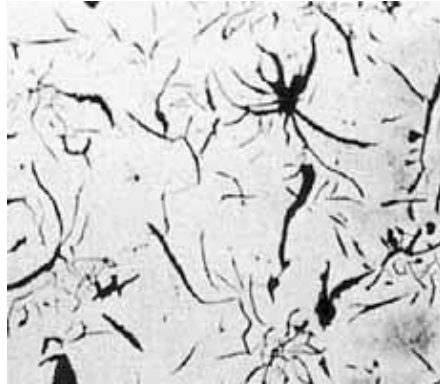


Figura 2.2 – Microestrutura típica de um ferro fundido cinzento atacada com Nital ampliação 100:1. Fonte: Sorelmetal (2010).

- Ferro fundido nodular: compreende uma família de materiais que oferece uma larga faixa de propriedades obtidas através do controle da microestrutura. Apresenta uma forma aproximadamente esférica dos nódulos de grafita, conforme indicado na Fig. 2.3, que conferem ao material uma boa ductilidade, resistência mecânica e alto módulo de elasticidade.

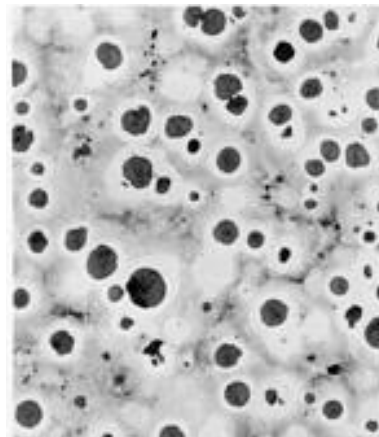


Figura 2.3 – Microestrutura típica de um ferro fundido nodular atacada com Nital ampliação 100:1. Fonte: ASM (1998).

- Ferro fundido vermicular: ou ferro fundido de grafita compactada. As partículas de grafita são mais curtas e grossas do que no ferro fundido cinzento, conforme indicado na Fig. 2.4, resultando em maior aderência entre a grafita e o ferro dando ao material uma maior resistência à tração e alguma ductilidade.

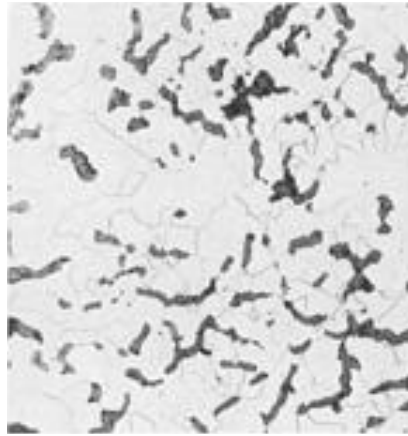


Figura 2.4 – Microestrutura típica de um ferro fundido vermicular atacada com Nital ampliação 100:1. Fonte: ASM (1998).

2.2 FERRO FUNDIDO NODULAR

Ferro fundido nodular ou dúctil foi desenvolvido somente no final dos anos 1940, mas desde então cresceu em importância e representa de 20 a 30% da produção de ferro fundido da maioria dos países industrializados. Apresenta uma estrutura que contém partículas de grafita na forma de nódulos esféricos em uma matriz metálica dúctil. Possui as melhores propriedades mecânicas, ductilidade e resistência mecânica, dentre os ferros fundidos. Propriedades estas que ainda podem ser melhoradas por meio de tratamento térmico (ASM, 1998 e Sorelmetal, 2010).

2.2.1 Microestrutura das matrizes

Com uma alta percentagem de grafita em nódulos presente na estrutura dos ferros fundidos nodulares, suas propriedades mecânicas são determinadas pela microestrutura da matriz obtida no processo de fabricação (Sorelmetal, 2010 e Oliveira, 2008). Os tipos mais comuns possuem ferrita e/ou perlita.

- **Matriz ferrítica:** provê o ferro fundido com boa ductilidade, resistência ao impacto, tenacidade e tensão de escoamento equivalente ao dos aços baixo carbono. Pode sofrer tratamento térmico de recozimento para assegurar a máxima ductilidade e tenacidade à baixa temperatura. Apresenta a microestrutura indicada na Fig. 2.5 (a).

- Matriz ferrítica-perlítica: provê o ferro fundido com propriedades intermediárias, entre as obtidas numa matriz ferrítica e numa matriz perlítica.
- Matriz perlítica: provê o ferro fundido com boa resistência ao desgaste, moderada ductilidade e resistência ao impacto. Apresenta microestrutura conforme mostrado na Fig. 2.5 (b).

Além desses três tipos mais comuns, segundo Sorelmetal (2010), existem outros tipos de microestruturas de ferro fundido nodular, modificados pela adição de elementos de liga ou tratamento térmico, que apresentam propriedades diversas.

- Matriz martensítica: é obtida pela adição de elementos de liga que previnem a formação da perlita e pelo tratamento térmico de têmpera e revenimento. Provê o material com elevada resistência mecânica e ao desgaste, mas com ductilidade e tenacidade reduzidos. Apresenta microestrutura conforme mostrado na Fig. 2.5 (c).

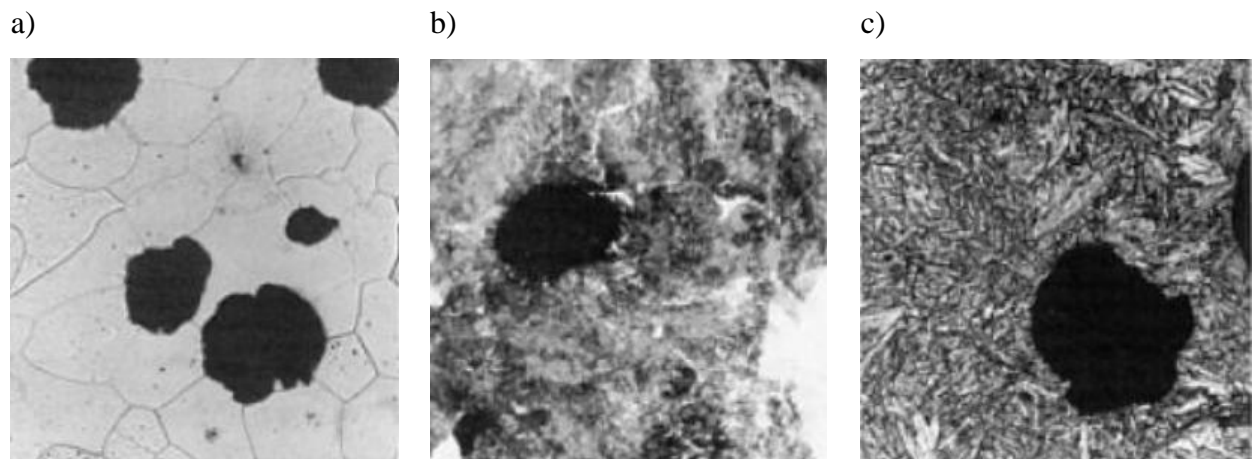


Figura 2.5 – Alguns tipos de microestruturas da matriz dos ferros fundidos nodulares: a) ferrítica, ampliação 440:1, b) perlítica, ampliação 880:1 e c) martensítica ampliação 880:1.

Fonte: Oliveira (2008).

- Matriz bainítica: é obtida por tratamento térmico de austêmpera, apresentando as melhores combinações de valores de resistência e alongamento, sendo utilizada para aplicações envolvendo impacto e desgaste (Guessser, 1997).
- Matriz austenítica: é obtida pela adição de elementos de liga resultando em boa resistência a corrosão e oxidação, boas propriedades magnéticas e boa resistência mecânica e estabilidade dimensional a elevadas temperaturas.

2.2.2 Efeitos da adição de nióbio

O nióbio é um dos elementos utilizados para melhorar a resistência das ligas ferrosas aumentando o número de carbonetos. Sua aplicação como elemento de liga no ferro fundido é relativamente nova quando comparada com o seu uso em aços. O uso de nióbio em aços tem longa tradição, mas restrita a microconstituente ($<0,1\%$). No ferro fundido o nióbio é usado em proporções maiores. O nióbio forma carbonetos (NbC) estáveis e que são muito importantes para aplicações que requerem aumento da resistência ao desgaste. Assim, como nos aços a adição de pequenas quantidades de nióbio influencia a estabilidade da austenita, refinamento de grãos e propriedades mecânicas (Teles, 2007).

Dentre as aplicações do nióbio no ferro fundido destaca-se seu uso em camisas de cilindro (ferro fundido cinzento) ou em anéis de pistão (ferro fundido nodular), onde o desgaste é característica crítica (Guessser, 1997). Carbonetos de nióbio apresentam alta dureza, inclusive a quente, formando partículas discretas que são precipitadas no ferro líquido e não incorporam no eutético solidificado. O nióbio apresenta baixa solubilidade na austenita e não influencia em níveis significantes a distribuição de carbonetos/grafita no ferro fundido. Outros elementos de liga como cromo, titânio, zircônio e tântalo geram carbonetos que apresentam propriedades bem diferentes do nióbio como densidade, influência na distribuição dos carbonetos/grafita e solubilidade na austenita, sendo então restritas suas aplicações (Teles, 2007).

Nylén (2001) citando Shao-nan (1999) mostra que as propriedades mecânicas dos ferros fundidos cinzento, nodular e branco melhoram com a adição de nióbio. Isto pode ser verificado pelos aumentos da resistência à tração e da dureza com o aumento percentual da quantidade adicionada de nióbio, Figs. 2.6 e 2.7. Ao se colocar a dureza em função da resistência à tração os valores registrados quase são descritos por uma função linear, Fig. 2.8.

Esta característica pode ser explicada por que o nióbio reage com o carbono formando carbonetos reduzindo a quantidade de carbono livre para formação de grafita. Esta explicação é obviamente correta, mas o mecanismo ainda não foi bem explicado (Teles, 2007).

As partículas de NbC possuem várias propriedades que são importantes para o uso final dessas ligas (Nylén, 2001):

- Densidade muito próxima da densidade do ferro fundido;

- Alta dureza mesmo trabalhando a quente;
- Baixa solubilidade na austenita;
- Não influencia ou modifica a composição do ferro fundido em níveis significativos.

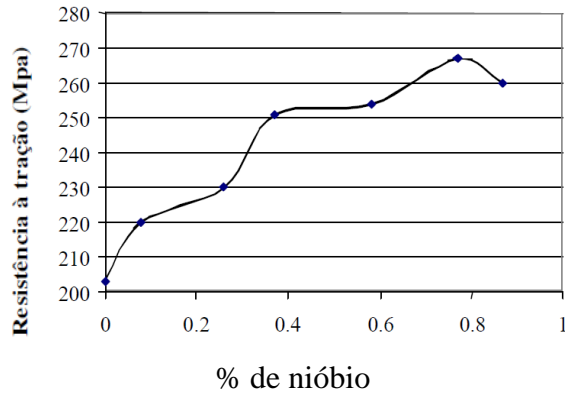


Figura 2.6 – Resistência à tração (MPa) versus % de nióbio. Fonte: Nylén (2001).

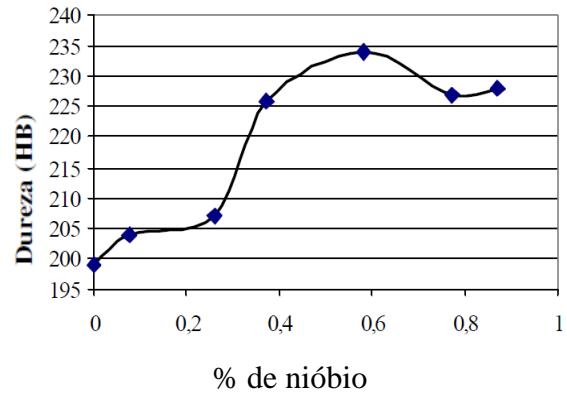


Figura 2.7 – Dureza (HB) versus % de nióbio. Fonte: Nylén (2001).

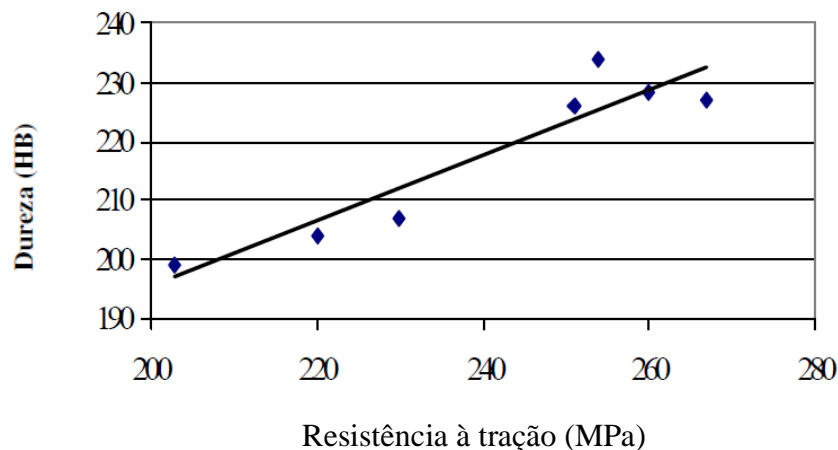


Figura 2.8 – Dureza versus resistência à tração. Fonte: Nylén (2001).

2.3 USINABILIDADE DOS FERROS FUNDIDOS

A usinabilidade não é uma propriedade intrínseca de um material, mas sim o resultado de complexas interações entre a peça obra e a ferramenta de corte trabalhando com diferentes taxas de avanço e velocidades de corte e sob diversas condições de lubrificação. Como resultado, a usinabilidade é medida empiricamente, com resultados aplicáveis somente sob condições similares. Tradicionalmente, a usinabilidade é medida para determinar a relação

entre a velocidade de corte e a vida da ferramenta, pois estes fatores influenciam diretamente a produtividade da ferramenta e os custos de usinagem (Diniz et al., 2008 e Sorelmetal, 2010).

A microestrutura e a dureza de um material determinam sua usinabilidade. A dureza freqüentemente é usada como um indicador da usinabilidade devido à estreita relação entre dureza e microestrutura. Contudo, a dureza permite uma precisa representação da usinabilidade somente para microestruturas similares. Por exemplo, uma matriz martensítica temperada exibirá usinabilidade superior a uma matriz perlítica de dureza equivalente (Sorelmetal, 2010).

Genericamente, os ferros fundidos são tidos como materiais que apresentam uma boa usinabilidade, principalmente os cinzentos e nodulares de menor dureza e resistência à tração (Boehs et al., 2000). O ferro fundido é um material onde a ocorrência e a distribuição de seus constituintes define sua usinabilidade. Esta não é explicada simplesmente pela composição química, por ensaios de dureza ou de ruptura à tração, destacando-se a microestrutura como sendo um dos principais fatores a influenciar a vida da ferramenta. A determinação da influência dos elementos de liga que compõem os ferros fundidos é bastante difícil, tendo em vista três fatores: a reação entre si desses elementos, seu efeito na microestrutura e a taxa de esfriamento. As principais influências dos elementos de liga na usinabilidade (Da Silva, 2002 e Chiaverini, 1988) são:

- A presença de formadores de carboneto, como cromo, cobalto, manganês, molibdênio e vanádio, reduzem o teor de carbono, fragilizando a matriz e conseqüentemente prejudicando a usinabilidade;
- O aumento no teor de silício, níquel, alumínio e cobre melhora a usinabilidade, pois são elementos grafitizantes, ou seja, fazem a decomposição do carbono combinado (Fe_3C) em ferro e carbono;
- Na formação de sulfeto de manganês, o enxofre presente na liga promove a redução da matriz perlítica. Obtém-se um ganho expressivo na vida da ferramenta quando faz se variar a percentagem de sulfeto de manganês, com teores de enxofre entre 0,02 para 0,12 %. Supõem se que esse aumento seja conseqüência do efeito lubrificante adicional proporcionado pelos sulfetos de manganês, reduzindo o atrito e conseqüentemente a temperatura de corte.

2.3.1 Influência da microestrutura

As propriedades e usinabilidades das microestruturas dos ferros fundidos, segundo Sorelmetal (2010) e Silveira (1983), são descritas abaixo:

a) Grafita

Nos ferros fundidos a grafita é responsável pelas características de usinagem livre desses materiais e pela sua usinabilidade superior quando comparada com a dos aços. As partículas de grafita influenciam as forças de corte e o acabamento superficial. A vida da ferramenta depende também da microestrutura que circunda a grafita. Esta é formada pela decomposição do carboneto de ferro: $\text{Fe}_3\text{C} \rightarrow 3\text{Fe} + \text{C}$.

A grafita cria descontinuidades na matriz facilitando com isto a ruptura do cavaco. Além disso, atua como lubrificante sólido e impede a soldagem do material à ferramenta, reduzindo a formação de aresta postiça de corte.

Segundo Fuller (1997), na solidificação dos ferros fundidos, a grafita é a fase de mais difícil nucleação, sendo o processo heterogêneo. As partículas que atuam com centros efetivos para a nucleação da grafita nos ferros fundidos cinzentos, nodulares e vermiculares, são essencialmente as mesmas. A obtenção de diferentes formas de grafita se verifica na etapa de crescimento. Para o ferro fundido nodular, em aplicações de torneamento, se o tamanho for muito grande dos nódulos de grafita pode haver redução na usinabilidade por causarem cortes descontínuos.

b) Ferrita

O mais macio constituinte da estrutura do ferro fundido nodular é a ferrita e, como resultado, exibe a melhor usinabilidade. Isto ocorre, devido ao efeito do silício, o qual reduz resistência da ferrita, e os efeitos de lubricidade e quebra de cavacos produzidos pelas esferas de grafita. A usinabilidade aumenta com um conteúdo de silício de até 3%, mas diminui significativamente com o aumento de silício acima desse nível.

c) Perlita

A perlita é um microconstituente comum nos ferros fundidos de média resistência e dureza, com propriedades mecânicas intermediária entre ferrita e a cementita. A matriz

perlítica combina muito bem sua boa resistência à ruptura e à abrasão com uma boa usinabilidade. Sua dureza se situa entre 150 e 350 HB. A perlita fina é mais resistente e menos usinável, enquanto que a perlita grossa é menos resistente, com melhor usinabilidade. Nos ferros fundidos, o carbono que combina com a perlita é função da taxa de esfriamento (Silveira, 1983).

d) Cementita

A cementita (Fe_3C) se caracteriza pela sua elevada dureza, chegando a 800 HB ou mais, sendo os constituintes mais duros do ferro fundido nodular. Mesmo em proporção muito pequena, reduz acentuadamente a usinabilidade, acentuando o desgaste da ferramenta, principalmente para altas velocidades, por se tratar de um constituinte altamente abrasivo.

e) Martensita

A martensita é uma solução sólida supersaturada de carbono no ferro produzida pelo resfriamento rápido. É extremamente dura e quebradiça para usinar temperada, mas após o revenimento apresenta maior usinabilidade do que a perlita de dureza similar.

f) Austenita

A austenita possui baixa condutibilidade térmica e maior tenacidade. Sua presença implica no aumento da velocidade de corte, ângulos de saídas maiores e cuidados especiais com refrigeração e lubrificação (Santos e Sales, 2007). A austenita está presente somente nos ferros fundidos com altos teores de Ni, Cu e Mn. A dureza deste microconstituente é de 120 a 160 HB (Silveira, 1983).

2.4 USINAGEM DE FERRO FUNDIDO NODULAR

O ferro fundido nodular apresenta limite de escoamento mais elevado, quando comparado com o ferro fundido cinzento, e apesar de mais alta pressão específica de corte e resistência, apresenta boa usinabilidade (Chiaverini, 1988). Segundo Boehs et al. (2000) a grafita presente na microestrutura dos ferros fundidos contribui para a boa usinabilidade, tanto pelo fator lubrificação da ferramenta quanto pela descontinuidade que produz na micro-

estrutura e, com isto, a ruptura do cavaco se dá em pequenos segmentos, independentemente do processo de usinagem.

A usinabilidade destes materiais, assim como a dos aços, também está fortemente atrelada aos microconstituintes como ferrita, perlita, martensita, austenita, carbetos e densidade de grafita (Boehs et al., 2000). Alguns tratamentos térmicos podem ser realizados a fim de melhorar a usinabilidade do ferro fundido nodular. O recozimento promove a grafitização do material transformando a cementita em grafita e austenita. Os elementos resultantes apresentam uma boa usinabilidade (Da Silva, 2002).

Os estudos que abordam torneamento de ferro fundido nodular apresentam foco em melhorias nos materiais das ferramentas utilizadas, trabalhando com e sem revestimento, nos parâmetros de processo e sua relação com os aspectos qualitativos esperados pelo processo. Em Alvarez (2006), é estudado o relacionamento dos parâmetros de corte, utilizando como ferramenta uma pastilha de metal duro revestida com multicamadas de Al_2O_3 e TiCN, na rugosidade de uma peça em ferro fundido nodular. O estudo aprofunda a análise da integridade superficial e como esta é afetada pelas condições do processo e pelas propriedades mecânicas da peça usinada.

O torneamento de ferro fundido nodular com nióbio é apresentado no estudo de Teles (2007) que analisa o torneamento com o material antes da tempera, logo a matriz é ferrítica. Yigit et al. (2008) apresenta uma comparação entre o desempenho de ferramentas de metal duro com e sem revestimento na usinagem de ferro fundido nodular. Trabalhos similares podem ser encontrados em: Kudapa et al. (1999); Carvalho et al. (2004); Hörling et al., (2005); Settineri et al., (2008); Boehs, et al., 2000.

Estes estudos mostram o contínuo desenvolvimento de ferramentas de metal duro revestidas a partir dos anos 70, quando estas ferramentas passaram a ser usadas na usinagem de ferro fundido cinzento e nodular. O objetivo dos revestimentos é melhorar a resistência à abrasão, reduzindo o desgaste e aumentando a vida útil da ferramenta. Atualmente, a maioria das ferramentas de metal duro utiliza algum tipo de revestimento, mesmo que isto implique em custo adicional, pois os ganhos em produtividade são notórios resultando em menor custo final por peça usinada.

Geralmente, os fabricantes de ferramentas e as pesquisas com ferros fundidos recomendam utilizar ferramentas de metal duro pertencentes à classe ISO K para usinagem do

ferro fundido nodular. Ferramentas de cerâmicas, à base de óxido de alumínio ou de nitreto de silício, também vêm sendo utilizadas em escala significativamente crescente, principalmente quando a usinagem é realizada em máquinas, cuja rigidez estrutural, possibilite trabalhar com velocidades de corte maiores do que as utilizadas com ferramentas de metal duro (Boehs et al., 2000). A classe ISO K e as cerâmicas são recomendadas para materiais que formam cavaco descontínuo. Para o ferro fundido nodular devido ao cavaco não contínuo pode-se também utilizar ferramentas da classe ISO P (Santos e Sales, 2007).

2.4.1 Mecanismos de formação do cavaco

Teles (2007) cita Klocke e Klöpper (2006) explicando que durante a usinagem do ferro fundido nodular, o cavaco é diretamente influenciado pela forma da grafita, ocorrendo baixas solicitações mecânicas e, respectivamente, menores solicitações térmicas quando se compara com a usinagem dos aços. Porém, estas solicitações são distribuídas em uma pequena zona e oscila com a frequência da segmentação dos cavacos A Fig. 2.9 apresenta algumas características típicas da formação de cavaco na usinagem do aço e ferro fundido.

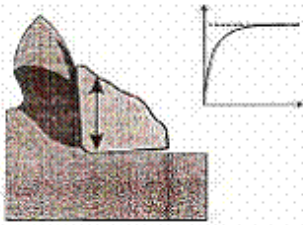
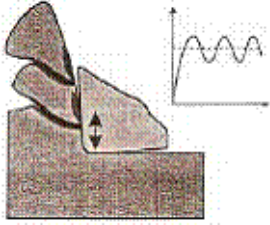
CAVACOS CONTÍNUOS	CAVACOS DESCONTÍNUOS
<p>Típico de materiais dúcteis (aços)</p> <ul style="list-style-type: none"> - Processo de cisalhamento contínuo. - Solicitação térmica e mecânica uniforme. - Transmissão de força através da zona de cisalhamento e distribuição sobre toda a zona de contato do cavaco. 	<p>Típico de ferros fundidos com grafita nodular</p> <ul style="list-style-type: none"> - Compressões descontínuas e processo de formação de trincas (grafita: defeito interno). - Reduzido, mas com solicitação mecânica oscilante. - Pouca transmissão de força através da zona de cisalhamento e, portanto, zona de contato do cavaco pequena. 

Figura 2.9 – Comparação da formação de cavacos entre aços e ferros fundidos.

Fonte: Klocke e Klöpper (2006).

O maior consumo de energia na usinagem ocorre nas regiões de deformação. Por isso, os problemas práticos e econômicos relativos ao processo, como taxa de remoção, formação de aresta postiça, desgaste da ferramenta de corte, acabamento superficial, quebra do cavaco, vibrações, comportamentos da força de usinagem e temperaturas estão diretamente relacionadas com a formação do cavaco. A busca de soluções para esses problemas requer a compreensão do comportamento de fratura do material quando sujeito a elevada quantidade de deformação plástica, da forma como este volume deformado transforma-se em cavaco e, por sua vez, movimenta-se sobre a face da ferramenta de corte, Trent (2000).

Segundo Lucas et al. (2005) em condições normais de trabalho, a formação do cavaco é um fenômeno periódico onde cada porção de material removido, tem-se alternadamente uma etapa de recalque e uma etapa de deslizamento. Na Fig. 2.10 verifica-se o estudo de Lucas et al. (2005) onde foi analisada a formação do cavaco a partir de observações e análises de fotografias das raízes de cavaco obtidas pela interrupção súbita do processo de torneamento do ferro fundido nodular ferrítico.

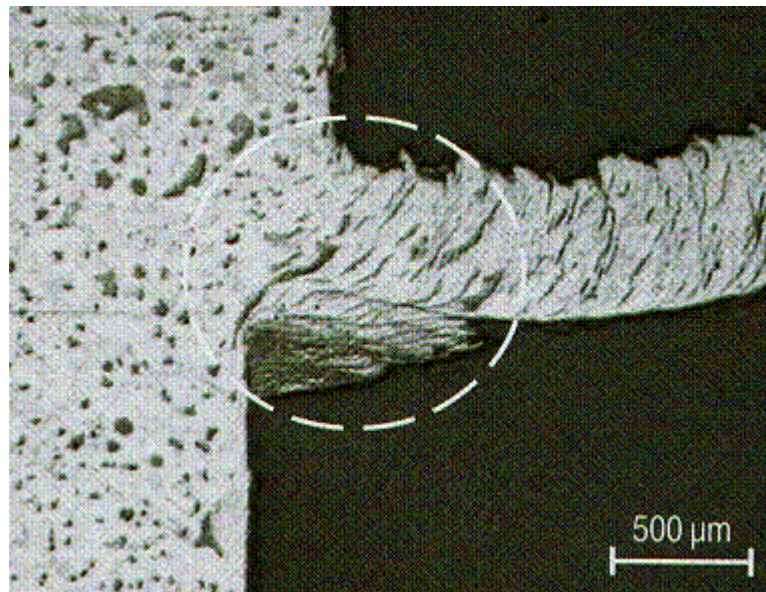


Figura 2.10 – Seção da raiz do cavaco do ferro fundido nodular ferrítico.

Fonte: Lucas et al. (2005).

Neste estudo, para velocidades de corte menores que 40 m/min percebeu-se que o mecanismo de deformação plástica dominante na interface resulta do movimento de discordâncias e subsequente encruamento. A primeira camada de material que se adere à face da ferramenta é encruada e sua tensão de escoamento elevada.

Como a tensão de cisalhamento não é suficiente para romper a ligação com a ferramenta de corte, a deformação prossegue no metal localizado próximo à aresta de corte da ferramenta, até se tornar extremamente encruado. Através do processo cíclico de deposição de camadas encruadas de material sobre a face da ferramenta, forma-se a aresta postiça de corte conforme Fig. 2.10.

Para velocidades de corte de 80 m/min não se percebe mais aresta postiça de corte na interface cavaco-ferramenta, dando lugar à formação de uma zona de fluxo. A zona de fluxo é uma instabilidade termoplástica e o comportamento do material dentro desta zona é uma das principais características da deformação do material a elevadas velocidades de corte. A Fig. 2.10, evidencia a ocorrência de uma grande quantidade de deformação plástica. As grafitas apresentam fortemente alongadas, com orientação paralela à região primária de deformação.

2.4.2 Tipo e forma do cavaco

Conforme apresentado na Fig. 2.9 e discutido por Machado et al. (2009) e Ferraresi (1977), o cavaco chamado de descontínuo é comum nos ferros fundidos. As características do material em conjunto com baixas velocidades de corte e reduzido ângulo de saída contribuem para a formação de cavacos descontínuos. Machado et al. (2009) também mostra que a forma do cavaco para este tipo de material é tipicamente em lascas ou pedaços ou como denomina Teles (2007) cavacos curtos. Cavacos curtos são característicos de materiais frágeis enquanto cavacos longos são encontrados em materiais tenazes.

CAPÍTULO 3

FUNDAMENTOS DE USINAGEM

Este capítulo apresenta a teoria e o estado da arte do processo de torneamento curvilíneo e de materiais endurecidos, a caracterização das ferramentas de metal duro sem revestimento e seus mecanismos de desgaste. Assim como uma breve abordagem sobre fluidos de corte e as forças e potências de corte.

3.1 TORNEAMENTO CURVILÍNEO

O torneamento é um processo mecânico de usinagem destinado à obtenção de superfícies de revolução com o auxílio de uma ou mais ferramentas monocortantes. Para tanto, a peça gira em torno do eixo principal de rotação da máquina e a ferramenta se desloca simultaneamente segundo uma trajetória coplanar com o eixo referido. Quanto à forma da trajetória, o torneamento pode ser retilíneo ou curvilíneo (Ferraresi, 1977).

No torneamento curvilíneo a ferramenta se desloca segundo uma trajetória curvilínea, conforme indicado na Fig. 3.1 (Ferraresi, 1977), sendo uma combinação instantânea dos movimentos axial e radial. Dentre os poucos trabalhos na literatura que abordam este assunto pode-se destacar dois trabalhos de Hagiwara et al (2009).

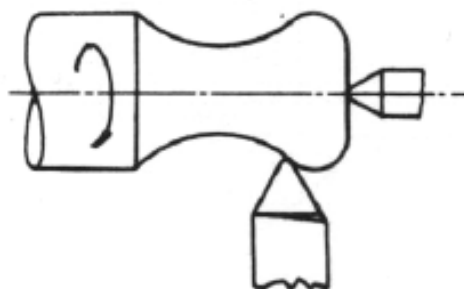


Figura 3.1 – Caracterização do torneamento curvilíneo. Fonte: Ferraresi (1977).

Num dos trabalhos é estudada utilização do método de *Simulated annealing* (arrefecimento simulado) na obtenção dos parâmetros ótimos para o processo. Este método consiste numa busca local probabilística, onde se substitui a solução estimada por uma próxima, escolhida conforme critérios definidos e uma variável. Apresenta a vantagem de permitir testar soluções distantes da solução estimada e dar mais independência do ponto inicial da pesquisa.

Neste estudo, além da velocidade de corte, outras variáveis foram consideradas, tais como o avanço, a profundidade de corte, a rugosidade, a taxa de remoção do material e a precisão dimensional. Para a obtenção do resultado final o contorno é dividido em seções onde o melhor avanço é determinado para cada uma delas. Tendo-se em vista que no torneamento de um contorno as forças de corte são variáveis ao longo do perfil usinado, este tipo de análise setorial permite uma precisão maior nos resultados obtidos.

Num outro estudo de Hagiwara et al (2009), é apresentado um modelo híbrido para prever a formação de cavaco neste tipo de torneamento. Em ambos os casos os experimentos são realizados com ferramentas perfiladas de metal duro com revestimento.

Outro autor que aborda o assunto é Reddy et al (2001) que apresentou estudo onde foi desenvolvido um modelo matemático que descreve as forças axiais e radiais atuando de forma combinada em um torneamento curvilíneo. É identificado que as variações geométricas axiais e radiais, inerentes a este tipo de torneamento, afetam as condições mecânicas durante a usinagem tais como: formação e tipo dos cavacos, ângulo efetivo da ferramenta, etc. É demonstrada uma redução nas forças de corte e sua variação através da seleção de um maior ângulo de ataque da ferramenta.

3.2 TORNEAMENTO DE MATERIAIS ENDURECIDOS

A empresa onde foi realizado este trabalho no Brasil usa o perfil requerido no metal base através de torneamento enquanto que uma outra unidade localizada em Portugal utiliza, para o mesmo produto, a usinagem por retificação. Os elementos de liga presentes no ferro fundido nodular empregado neste estudo, cujo principal elemento de liga é o Nióbio, conferem a este material, propriedades mecânicas próximas a dos aços. Além disso, é temperado e revenido, podendo assim ser considerado um material endurecido.

No trabalho de Galoppi (2005), são apresentadas as vantagens que se obtém com a substituição da retificação pelo torneamento endurecido. Este trabalho aborda os avanços tecnológicos necessários no desenvolvimento de máquinas CNC's e ferramentas que permitem a efetivação desse tipo de mudança. As análises efetuadas pelo autor mostram que é necessário o emprego de alguma ferramenta para otimização dos parâmetros, tendo em vista que as condições de usinagem são muito específicas para cada caso e os parâmetros ideais não são óbvios.

Segundo Galoppi (2005), o torneamento de materiais endurecidos difere em várias características do processo convencional de torneamento. Dentre estas características destacam-se (Ko, 1999):

- Mecanismo de formação de cavaco;
- Dureza da peça a ser usinada;
- Ferramenta de usinagem (material e geometria);
- Parâmetros de corte.

Visto que o material usinado no torneamento duro, conforme o próprio nome já diz, é mais duro do que no torneamento convencional, as forças específicas de corte são maiores do que aquelas que surgem por ocasião do torneamento convencional. Desta forma as relações de corte e avanço / profundidade de corte são mais reduzidas neste processo. Como a profundidade de corte é reduzida, o corte se dá efetivamente no raio de ponta da ferramenta, e as ferramentas convencionalmente são preparadas com chanfro-T ou com raio de aresta.

O corte originado de arestas de corte preparadas com chanfro-T se dá com um ângulo de saída altamente negativo, enquanto no torneamento convencional e sem preparação de aresta o ângulo é normalmente neutro ou negativo. O crescente ângulo de saída negativo gera

proporcional aumento dos esforços de corte, Fig. 3.2. Estes esforços induzem uma carga compressiva sobre a peça, que por sua vez, eleva a temperatura na zona de corte (Galoppi, 2005).

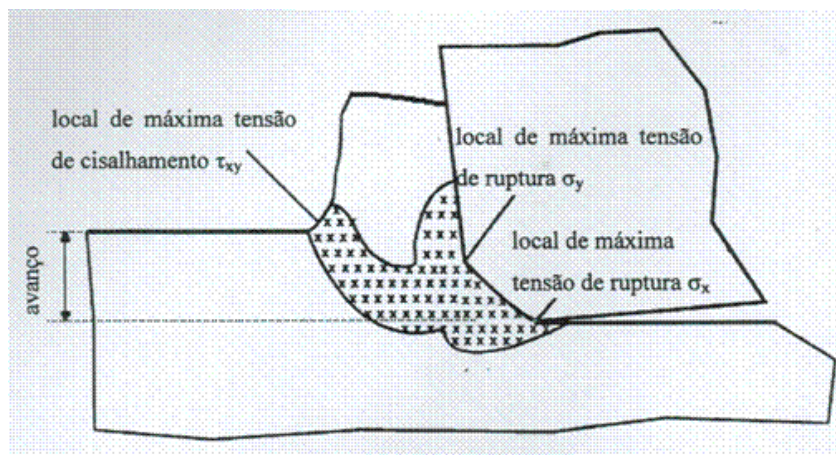


Figura 3.2 – Força de corte gerada por ferramenta com chanfro tipo – T.

Fonte: Özel (2003) adaptado por Galoppi (2005).

O torneamento duro também é abordado nos trabalhos de König et al (1993), Falböhmer et al (2000) e Dahlman (2004), onde também são apresentadas vantagens em relação à retificação e diferentes métodos para otimização dos parâmetros de processo. Nestes e em outros trabalhos, de modo geral, a utilização revestimento nas ferramentas utilizadas possibilita um aumento na sua vida. Isto evidencia a criticidade do desenvolvimento do trabalho proposto nesta dissertação tendo em vista a dificuldade em se aplicar revestimento na ferramenta especial utilizada no processo objeto deste estudo.

3.3 FERRAMENTAS DE METAL DURO

Ferramentas de metal duro foram desenvolvidas a partir de 1928 para possibilitar a usinagem com velocidades de corte mais elevadas e viabilizar taxas de produção mais elevadas. Conforme Diniz et al (2008), este tipo de ferramenta é responsável atualmente por 70% do mercado de ferramentas para usinagem. O metal duro é um produto da metalurgia do pó feito de partículas duras finamente divididas de carbonetos de tungstênio, usualmente em combinação com outros carbonetos, como carbonetos de titânio, tântalo e nióbio. O tamanho

destas partículas varia geralmente entre 1 a 10 μm e ocupam de 60 a 95% do volume do material. O metal aglomerante é, na maioria das vezes, o cobalto (Diniz et al, 2008).

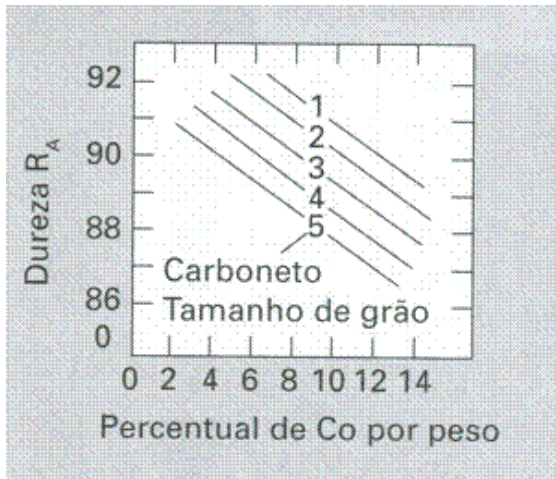
As ferramentas de metal duro são fabricadas pela metalurgia do pó, o que lhes garante boa precisão dimensional. De acordo com Ferraresi (1977), a dureza tanto à temperatura ambiente como a elevadas temperaturas, e a resistência à ruptura transversal, dado este que se utiliza para avaliar a tenacidade, são as propriedades fundamentais que se exigem do metal duro quando aplicado em ferramentas de corte. A grande aplicação destes materiais, também fabricados pelo processo de sinterização (metalurgia do pó) se deve ao fato deles possuírem a combinação de resistência ao desgaste, resistência mecânica, resistência à compressão, resistência ao choque, resistência a quente e tenacidade em altos níveis (Machado et al, 2009 e Ferraresi, 1977).

Atualmente, já são produzidos metais duros com partículas com cerca de 0,1 μm , o que melhora várias das características desejáveis a um material para ferramenta. Estes metais duros com micro grãos podem ser classificados de acordo com o tamanho do grão de sua estrutura como: fino (0,8 a 1,3 μm), submicrométrico (0,5 a 0,8 μm), ultra fino (0,2 a 0,5 μm) e nanométrico (menor de 0,2 μm). Devido ao maior fator de empacotamento que grãos muito pequenos propiciam, à medida que se diminui o tamanho de grão do metal duro aumenta-se a dureza, resistência ao desgaste e tenacidade do material (Diniz et al, 2008).

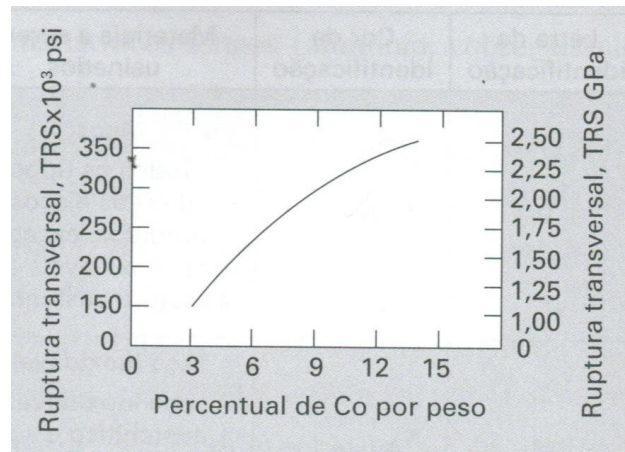
WC puro é muito duro e, portanto, frágil. Mesmo com velocidades de corte relativamente baixas em torno de 45 m/min, ferramentas de WC-Co podem apresentar significativo crateramento sobre a superfície de saída, pois as temperaturas ao redor da aresta de corte podem chegar aos 1000 °C. Esta alta temperatura favorece a difusão do WC no material da peça (normalmente aço). Para se reduzir o efeito do crateramento de 5 a 25% de TiC pode ser adicionado a ferramenta de WC-Co. O TiC apresenta baixa solubilidade no aço e desta forma age como uma barreira contra o crateramento causado pela difusão do WC. Como a dureza do TiC é maior do que a do WC sua adição melhora também a resistência ao desgaste abrasivo e implementa a estabilidade química do composto. A resistência ao desgaste é melhorada através da redução do tamanho dos grãos do WC, os quais tipicamente estão na casa dos 0,5 a 5 μm . Para que se alcance os melhores resultados para uma particular operação de corte, deve ser encontrado o perfeito balanceamento entre tamanho ideal de grão e porcentagem de ligante (Co) (Lengauer, 2002).

As variações da porcentagem de cobalto e seus efeitos nas propriedades mecânicas são ilustrados na Fig. 3.3. Nota-se que o aumento de Co implica em menor dureza, maior resistência à ruptura transversal (TRS), e, portanto, maior resistência ao impacto (ou tenacidade), menor módulo de elasticidade, e, conseqüentemente, menor rigidez.

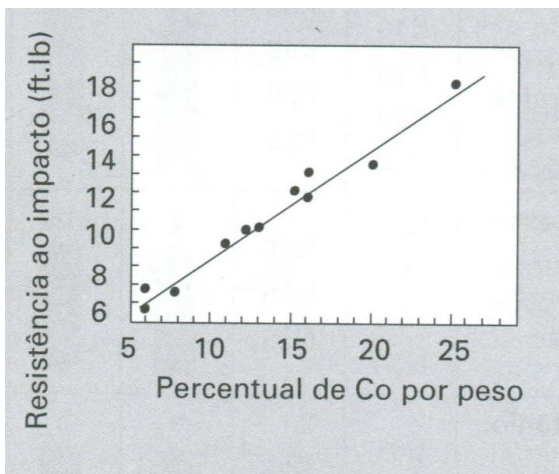
a)



b)



c)



d)

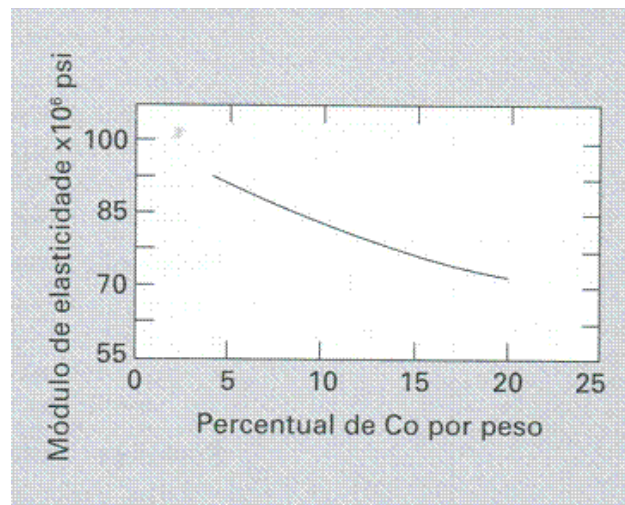


Figura 3.3 – Variações da porcentagem de cobalto e seus efeitos nas propriedades mecânicas.

Fonte: Komanduri e Desai (1982) citado por Machado et al (2009).

3.3.1 Classes e critérios para seleção do metal duro

Os metais duros, com ou sem revestimento, são materiais de ferramentas utilizados na usinagem fabricados em várias classes, que foram desenvolvidas para cobrir a ampla faixa de

necessidade operacional existente e são regulamentadas pela norma ISO. A norma ISO 513 (2004) classifica os metais duros em 6 grupos, designados pelas letras P, M, K, N, S e H, também designado por um código de cores (respectivamente, azul, amarelo, vermelho, verde, laranja e cinza). A classificação dentro de um grupo ou outro é feita de acordo com a aplicação do metal duro, uma vez que a variedade de composições químicas e processos de fabricação torna difícil a padronização baseada em outras características. Dentro de cada grupo, ainda há uma classificação usando números. A exigência de usinagem para qualquer uma das classes inicia-se no grupo 1 e representa acabamento para torneamento e furação com alta velocidade de corte, baixo avanço e pequena profundidade de corte. À medida que cresce, chegando até os valores de 50 ou 40, representa o grupo de desbaste, sem acabamento, com baixas velocidades de corte, grandes profundidades de corte e altas cargas de cavacos. As exigências para resistência ao desgaste e a tenacidade variam de acordo com o tipo de operação e são grandezas inversas, ou seja, crescem e decrescem, respectivamente, à medida que se muda de grupo (Teles, 2007).

- Grupo P: P01 – P50: é formado por metais duros contendo teores elevados de TiC (até 35%) e TaC (até 7%), o que lhe confere uma elevada dureza a quente, resistência ao desgaste e resistência à difusão. Esta classe de metais duros é indicada para usinagem de materiais dúcteis, de cavacos contínuos que, por apresentarem uma área de contato cavaco-ferramenta, desenvolvem altas temperaturas durante a usinagem. É utilizado para usinar aço, ferro fundido e ferro fundido maleável, nodular ou ligado.
- Grupo M: M01-M40: é um grupo de metais duros com propriedades intermediárias entre as do grupo P e do grupo K se destinando a ferramentas de aplicações múltiplas. Esta classe de metais duros é indicada para usinagem de aço, aço fundido, aço ao manganês, ferros fundidos ligados, aços inoxidáveis austeníticos, ferro fundido maleável e nodular e aços de corte fácil (cavaco tanto longo como curto).
- Grupo K: K01-K40: foi o primeiro tipo de metal duro desenvolvido, sendo composto basicamente por carbonetos de tungstênio aglomerados por cobalto. Devido à baixa resistência dos metais duros à difusão em altas temperaturas, as ferramentas deste grupo não são recomendadas para a usinagem de metais dúcteis, sendo sua área de aplicação restrita a usinagem de materiais frágeis, que formam cavacos curtos (ferros fundidos e latões), metais não ferrosos, como alumínio, cobre, titânio e níquel, não necessariamente de cavacos curtos (cavacos de ruptura) e madeira (Diniz et al, 2008).

Os metais duros classe K apresentam as menores durezas (e maiores tenacidades), ao contrário dos metais duros da classe P, com resultados opostos. A letra de designação dos metais duros é sempre acompanhada de um número que representa a tenacidade e a resistência ao desgaste da ferramenta. Quanto maior o número, que normalmente varia de 01 a 50, maior a tenacidade e menor a resistência ao desgaste (Machado et al, 2009).

A norma ISO 513 (2004) expandiu o número de classes adicionando 3 novas classes, que são definidas abaixo:

- Grupo N: N01-N30: é utilizado na usinagem de materiais não ferrosos, tais como alumínio, bronze e latão.
- Grupo S: S01-S30: é utilizado na usinagem de superligas ou ligas resistentes ao calor tais como titânio, inconel, etc.
- Grupo H: H01-H30: é utilizado na usinagem de materiais endurecidos tais como aço temperado e ferro fundido coquilhado.

Outro aspecto importante na classificação dos metais-duros é o tamanho de grão. A Fig. 3.4 mostra alguns dos tamanhos de grão de carbonetos de tungstênio com uma ampliação de 20.000x.

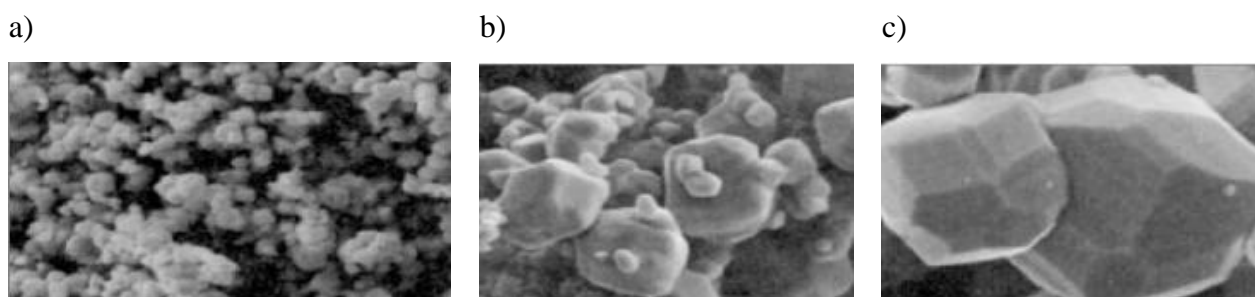


Figura 3.4 – Tamanhos de grão do carboneto de tungstênio WC, ampliação 20.000:1: a) extrafino; b) convencional e c) grosseiro. Fonte: Adaptado de Lassner e Schubert (1999).

A tenacidade do metal-duro depende em grande medida do tamanho do grão devido a isto a tendência atual é de usar tamanhos de grãos cada vez menores e finos. Basicamente os fabricantes de ferramentas conseguem duas vantagens importantes (Gühring, 2002):

- Quanto menor o tamanho do grão, mais tenaz é a ferramenta, fazendo possível a sua aplicação em condições de instabilidade do processo;

- Os tamanhos de grãos menores permitem cortes mais precisos.

Uma classificação sugerida por um fabricante de ferramentas em relação ao tamanho de grão, ainda não padronizada, é descrita abaixo (Gühring, 2002):

- Grão convencional tamanho de grão menor que 2,5 μm ;
- Grão fino tamanho de grão menor que 1,5 μm ;
- Grão muito fino tamanho de grão menor que 0,7 μm ;
- Grão extrafino tamanho de grão menor que 0,5 μm ;
- Nano-grão tamanho de grão menor que 0,1 μm .

3.4 AVARIAS E DESGASTES DA FERRAMENTA

As ferramentas de corte podem ser usadas apenas quando suas arestas produzem peças com acabamentos superficiais e tolerâncias dimensionais. Quando a aresta de corte perde qualidade devido à quebra ou desgaste da ferramenta, esta chega ao limite de sua vida e deve ser trocada por uma nova ou, conforme o caso deve ser reafiada (Altintas, 2000).

Conforme Meola (2009) há três tipos de destruição da ferramenta de corte na usinagem: avaria, deformação plástica e desgaste. A avaria e o desgaste causam perda de massa da ferramenta, ao passo que a deformação plástica causa deslocamento de massa, todos provocando mudanças na geometria da ferramenta de corte.

Em geral, os desgastes se apresentam como falhas contínuas, isto é, possuem comportamento determinístico (podem ser modelados matematicamente) ao longo de sua progressão até a deterioração completa da ferramenta. Isto permite um controle maior da vida. Por outro lado, as avarias (ou fraturas) são falhas transitórias que ocorrem aleatoriamente (não podem ser descritas por uma função matemática explícita), levam a ferramenta ao colapso (quebra total) e frequentemente são detectadas somente após o ocorrido. No lascamento da aresta, a superfície usinada pode ficar bastante danificada sem falar na quebra, que pode acarretar danos irreversíveis à peça (Souza, 2004).

3.4.1 Avaria

A avaria é o processo de destruição da ferramenta de corte que ocorre de maneira repentina e inesperada, causado pela quebra, lasca ou trinca da ferramenta de corte. A quebra e a lasca levam à perda de uma quantidade considerável de material da ferramenta de corte instantaneamente, enquanto a trinca promove a abertura de uma fenda no corpo da ferramenta de corte (Machado et al, 2009).

As avarias da ferramenta podem ser de origem térmica ou de origem mecânica na entrada ou na saída da ferramenta da peça. As avarias de origem térmica ocorrem durante o corte interrompido, em que o dente da ferramenta de corte experimenta uma fase ativa (corte), período em que há formação de cavaco e conseqüente aquecimento da ferramenta e uma fase inativa (sem corte), período em que não há formação de cavaco e ocorre o resfriamento da ferramenta. Neste tipo de corte as temperaturas flutuam ciclicamente provocando aparecimento de trincas térmicas. As avarias de origem mecânica podem ocorrer devido aos choques mecânicos durante a entrada da aresta de corte na peça ou durante sua saída da peça (Machado et al, 2009).

3.4.2 Deformação plástica

A deformação plástica ocorre por cisalhamento devido às altas tensões atuantes nas superfícies das ferramentas de corte. Em casos extremos leva a total destruição da cunha cortante. É comum ocorrer em ferramentas com baixa resistência ao cisalhamento e com maior tenacidade, como o aço rápido, as ligas fundidas e o metal duro (Machado et al, 2009).

3.4.3 Mecanismos de desgaste

No processo de usinagem dos metais, diversos mecanismos de desgaste estão presentes, dependendo dos parâmetros de corte (principalmente a velocidade de corte) e do material da ferramenta de corte empregados (Galoppi, 2005). O principal fator para a seleção do material da ferramenta de corte é o conhecimento dos mecanismos de desgaste envolvidos no processo a fim de se adequar os parâmetros do processo e reduzir os problemas de parada de máquina para troca da ferramenta. (Teles, 2007). O desgaste em ferramentas de corte pode ser descrito

por uma pequena quantidade de mecanismos: abrasão, adesão, difusão e oxidação, conforme representado esquematicamente pela Fig. 3.5.

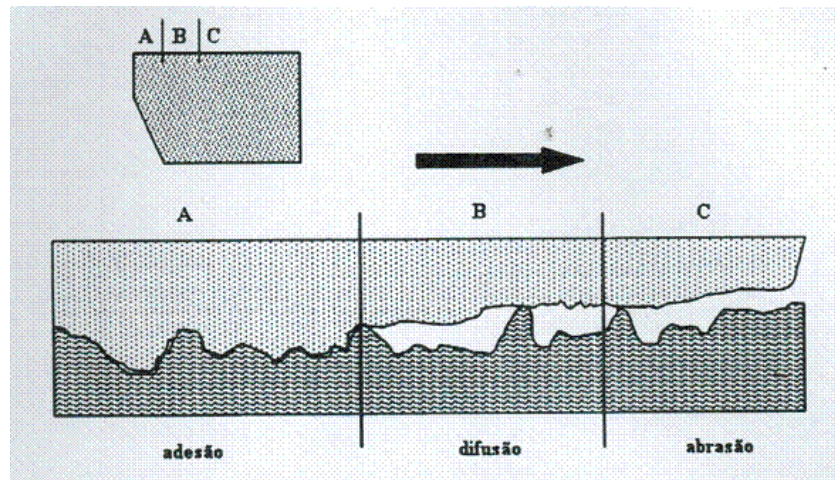


Figura 3.5 – Principais mecanismos de desgaste: adesão, difusão e abrasão. Fonte: König e Klocke (1997) adaptado por Galoppi (2005).

Segundo Trent (2000), o entendimento da interação entre a ferramenta e o cavaco explica todos os tipos de desgastes normalmente encontrados nas ferramentas de corte. Na interface cavaco ferramenta são geradas tensões compressivas elevadas, na ordem de 775 MPa, o que produz uma situação em que duas superfícies estão intimamente ligadas e a área de contato torna-se independente da força normal, (Melo et al, 2005).

Como mostrado pela Fig. 3.6, para um determinado material o desgaste abrasivo ocorre em qualquer condição de corte, enquanto o desgaste adesivo é encontrado principalmente a baixas temperaturas de corte, ou seja, a baixas velocidades de corte. Já o desgaste devido à instabilidade química, incluindo os efeitos de difusão e oxidação, aparece a altas velocidades de corte.

Desde 1907, sabe-se que a temperatura de usinagem tem influência crítica no desgaste e na vida de ferramentas de corte. Em particular, a taxa de formação de crateras é altamente dependente da temperatura na interface cavaco-ferramenta. A evolução do desgaste de cratera é governada pela distribuição de temperatura ao longo da interface. Além disso, a temperatura de usinagem tem influência sobre as forças de corte e, conseqüentemente, sobre a potência consumida durante o processo.

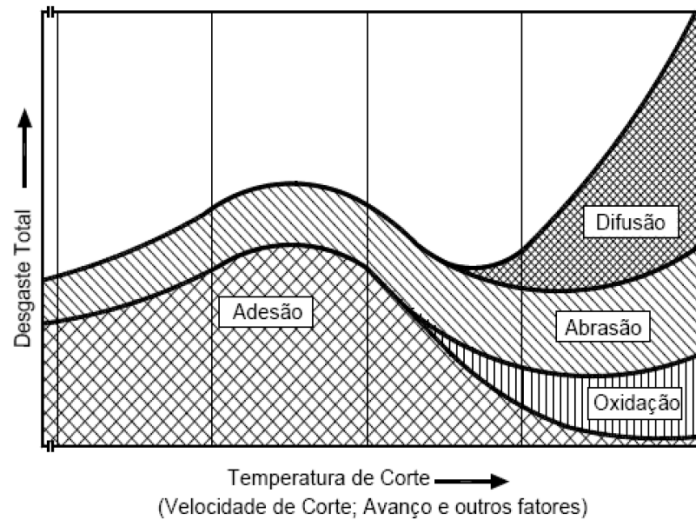


Figura 3.6 – Principais mecanismos de desgaste em função da temperatura de corte. Fonte: Vieregge (1970), citado por König e Klocke (1997).

3.4.3.1 Desgaste por abrasão

O desgaste abrasivo tem sido definido como o deslocamento de material causado por partículas ou protuberâncias de elevada dureza onde estas duras partículas ou protuberâncias são forçadas contra e ao longo de uma superfície sólida. Quando uma ou mais partículas duras são atritadas contra uma superfície, sulcando-a ou escavando-a devido à força normal aplicada, tem-se o desgaste abrasivo de dois corpos. Por outro lado, quando partículas duras são aprisionadas entre duas superfícies que deslizam entre si, pode ocorrer o chamado desgaste abrasivo de três corpos. Dentro da estrutura desta definição geral, uma variedade de diferentes processos podem estar envolvidos na produção de danos superficiais.

A Fig. 3.7 apresenta uma simples visualização de um típico desgaste abrasivo, onde se tem a superfície inferior áspera de menor dureza atritando contra uma superfície superior áspera de elevada dureza. O processo resulta no arrancamento de material na superfície com menor dureza. Em relação ao desgaste abrasivo, é interessante ressaltar que embora a partícula abrasiva seja mais dura que a superfície a ser desgastada, esta não é uma condição para se classificar o desgaste como desgaste abrasivo.

Este tipo de mecanismo torna-se importante principalmente na usinagem de alguns materiais que contêm altas concentrações de inclusões não metálicas duras, como carbonetos, óxidos e silicatos, que possuem uma forte capacidade de abrasão, mesmo em temperaturas

elevadas. Na usinagem estas partículas podem danificar as superfícies da ferramenta de corte causando crateras na superfície de saída e entalhes na superfície de folga. Estas partículas agem no sentido de arrancar grãos ou conglomerados inteiro de carbonetos da ferramenta de metal duro, que também passam a fazer papel de partículas abrasivas (Melo et al., 2005).

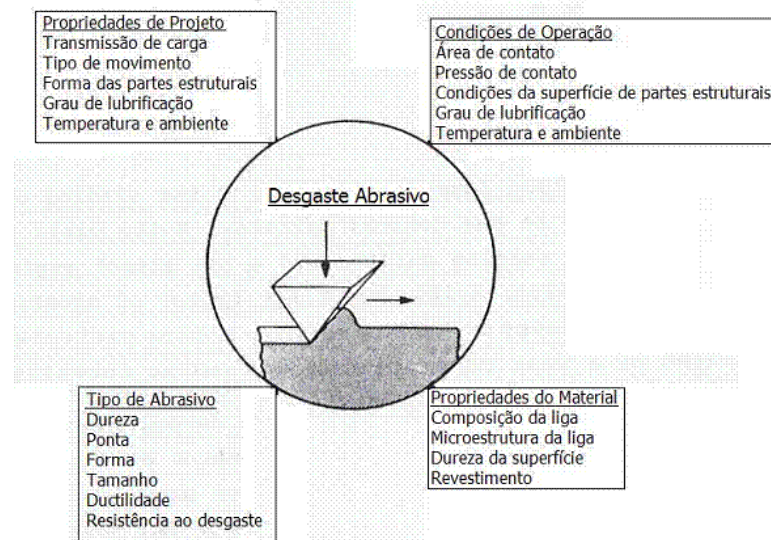


Figura 3.7 – Fatores do sistema tribológico que influenciam no desgaste abrasivo. Fonte: Rabinowicz (1995).

Para inibir a ação desse mecanismo é necessária uma classe de metal duro com baixo percentual de cobalto e com uma granulometria mais fina (Trent, 2000).

Conforme explicado por Teles (2007) os principais fatores que influenciam no desgaste por abrasão são:

- Condição de corte: aumentando os parâmetros de corte, diminui a dureza dos componentes da ferramenta favorecendo o aumento do desgaste devido a este mecanismo;
- Tipos de partículas abrasivas presentes no material usinado: Partículas mais duras provocam maiores desgastes nas ferramentas;
- Tamanho e concentração dessas partículas: Quanto maior a partícula abrasiva, maior a sua capacidade de arrancar grãos de carbeto maiores ou conglomerados desses.

3.4.3.2 Desgaste por adesão

Segundo Galoppi (2005) o desgaste adesivo pode ser descrito como sendo causado pela formação de junções soldadas entre o cavaco e as superfícies da ferramenta. A ruptura dessas junções, pela força de corte, faz com que pequenos fragmentos do material da ferramenta fiquem aderidos ao cavaco ou à peça. Este tipo de desgaste pode ocorrer na superfície de folga da ferramenta em baixas velocidades de corte, quando as temperaturas de contato não são tão altas. Pode envolver oxidação da superfície da ferramenta ou outra interação química com o ar ao redor, seguido pela remoção mecânica dos produtos da reação.

O desgaste resultante da adesão, ou seja, devido ao caldeamento de partículas da peça sobre as superfícies de folga e de saída da ferramenta, surge a partir de condições características, que podem se formar próximo à região de corte do material. Quando a superfície do material a ser usinado encontra-se livre de óxidos e as pressões e temperaturas próximas à região de corte forem suficientemente elevadas e a velocidade de corte for baixa $V_c < 80$ m/min, tem-se condições propícias para o caldeamento.

Este caldeamento gera, por sua vez, a formação da aresta postiça de corte (APC). Esta devido às condições de pressão e temperatura poderá assumir valores de dureza de até 4 vezes a dureza do material da peça. A aresta postiça de corte, após seu desenvolvimento, assumirá a função da aresta de corte provocando um acabamento indesejado da peça usinada.

A aresta postiça de corte começa a se formar em uma área que abrange a superfície de folga e a de saída da ferramenta. No decorrer do desenvolvimento da aresta postiça de corte esta irá arrancar partículas da superfície de folga, que irão escoar com o cavaco, gerando, portanto, o desgaste da superfície livre. Como o cavaco estará neste caso escoando sobre a aresta postiça de corte e não sobre a superfície de saída, o desgaste devido ao crateramento pode ser desprezado.

3.4.3.3 Desgaste por difusão

O desgaste por difusão caracteriza-se pela perda do material devido à difusão dos átomos do material da ferramenta no material usinado e vice-versa. Os requisitos para que haja o desgaste por difusão são a afinidade físico-química entre as duas superfícies, fazendo

com que os átomos possam mover-se livremente através da interface, desde que a temperatura seja alta o suficiente para possibilitar uma rápida difusão (Galoppi, 2005).

Em ferramentas de metal duro com características de alta resistência ao desgaste em elevadas temperaturas, deve-se esperar como causa principal do desgaste a difusão (nos casos em que exista afinidade química entre os materiais da peça e da ferramenta).

Klimenko et al (1992) demonstrou que na usinagem com ferramentas de metal duro ocorrem reações químicas na zona de corte, alterando a composição dos materiais em contato e afetando o processo de desgaste da ferramenta, ou seja, ocorre:

- Difusão de ferro (Fe) na fase intermediária de Cobalto (Co);
- Difusão do Co no aço do cavaco, na qual Fe e Co formam uma fase cristalina;
- Difusão do carboneto de tungstênio através da formação de outros carbonetos.

Em ferramentas de metal duro com características de alta resistência ao desgaste em elevadas temperaturas, deve-se esperar como causa principal do desgaste a difusão (nos casos em que exista afinidade química entre os materiais da peça e da ferramenta).

3.5 FLUIDOS DE CORTE

A busca por valores maiores de velocidade de corte sempre foi almejada em virtude de uma maior produção de peças, e isso foi possível devido ao surgimento de novos materiais de corte (metal duro, cerâmicas, ultra-duros como nitreto de boro cúbico “PCBN” e diamante “PCD”) capazes de usinar os materiais com altas velocidades de corte, em contrapartida grandes valores de temperaturas são gerados na região de corte, em parte devido a um grande atrito entre a peça e a ferramenta.

O calor excessivo prejudica a qualidade do trabalho por várias razões:

- Diminuição da vida útil da ferramenta;
- Aumento da oxidação da superfície da peça e da ferramenta;
- Aumento da temperatura da peça, provocando dilatação, erros de medidas e deformações.

Para resolver estes problemas surgiram fluidos de corte, que são materiais compostos por sólidos, gases e, na maioria das vezes, líquidos.

As principais funções do fluido de corte são de lubrificação a baixas velocidades de corte, refrigeração a altas velocidades de corte, e, menos importante, ajudar a retirar o cavaco da zona de corte e proteger a máquina ferramenta e a peça de corrosão atmosférica (Santos et al, 2003). A produtividade impulsionou o estudo e o desenvolvimento de vários tipos de fluidos de corte ao longo dos anos e, principalmente, nas últimas décadas (Da Silva et al, 1999).

Dissipação de calor e lubrificação são problemas comuns nos processos industriais de usinagem. Quando as operações de remoção de material são conduzidas a altas velocidades e baixas pressões, a regulagem de geração de calor e a lubrificação do ponto de contato são realizadas na maioria das indústrias por despejos de emulsões de óleo e água. Entretanto, um fluido tem a vantagem particular de combinar a propriedade refrigerante da água e a propriedade de lubrificação do óleo.

Em usinagem, o aquecimento gerado devido à deformação plástica da peça e atrito na interface cavaco-ferramenta afeta a qualidade do produto sob o ponto de vista dimensional e de acabamento superficial. Dessa maneira, o controle efetivo do aquecimento gerado na zona de corte é essencial para garantir a qualidade superficial da peça na usinagem. Durante a formação do cavaco na usinagem de peças, há perda de energia que, na sua maior parte, se converte em calor, causando assim elevadas temperaturas na região do corte. Esta solicitação térmica da peça pode até levar ao comprometimento da sua integridade superficial, ou seja, surgimento de fissuras, distorções, tensões residuais elevadas e não-conformidades dimensionais, podendo estes efeitos indesejáveis ser acompanhados do desgaste acentuado da ferramenta. Com o objetivo de reduzir as temperaturas de corte e o atrito peça-ferramenta, passou-se a utilizar os fluidos de corte.

A escolha do fluido de corte é importante durante o processo industrial de um produto, pois dependerá de uma seqüência de fatores inter-relacionados tais como, aspectos econômicos, custos relacionados ao procedimento de descarte e saúde humana.

Fluido de corte é a escolha convencional para tratar deste problema. Eles são introduzidos na zona de usinagem para melhorar as características tribológicas dos processos de usinagem e, também, dissipar o calor gerado. No entanto, a aplicação dos fluidos de corte

convencionais produz alguns problemas técnicos ambientais tais como, poluição ambiental, problemas biológicos para os operadores, poluição das águas e acréscimo no custo de fabricação total, etc. Todos estes fatores contribuem para a investigação da utilização dos fluidos biodegradáveis e usinagem livre de refrigeração.

O desenvolvimento de iniciativas que inibam a poluição e aumentem a consciência do consumidor pelo consumo de produtos ecologicamente corretos têm pressionado as indústrias a minimizar o uso de fluidos de corte (Rao et al, 2006).

3.5.1 Classificação dos fluidos de corte

Existem diversas formas de se classificar os fluidos de corte, e não há uma padronização que estabeleça uma única classificação entre as empresas fabricantes (Machado et al, 1999).

Uma primeira classificação agrupa os fluidos de corte em aquosos, ar, soluções químicas, emulsões, óleos minerais, óleos graxos, óleos compostos, óleos de extrema pressão, óleos de usos múltiplos.

Uma segunda classificação divide os fluidos formados apenas por óleo integral e a partir da adição de óleo concentrado à água que são as emulsões e soluções.

Os óleos integrais são, basicamente, óleos minerais puros ou com aditivos, normalmente de alta pressão. O emprego destes óleos nos últimos anos como fluido de corte tem perdido espaço para os óleos solúveis em água, devido ao alto custo em relação aos demais, aos riscos de fogo, ineficiência a altas velocidades de corte, baixo poder refrigerante e formação de fumos, além de oferecerem riscos à saúde do operador.

As emulsões são compostas de duas fases, uma fase contínua consistindo de pequenas partículas de óleo mineral (derivado do petróleo) ou sintéticos suspensos na água (segunda fase). As emulsões de óleo de petróleo geralmente têm maior capacidade lubrificante, porém, menor capacidade refrigerante. Em geral, as emulsões apresentam propriedades lubrificantes e refrigerantes moderadas.

Os fluidos emulsionáveis convencionais são compostos de óleos minerais adicionados à água nas proporções de 1:10 a 1:100, mais agentes emulgadores que garantem a miscibilidade

destes com a água. Os fluidos semi-sintéticos são, também formadores de emulsões. Eles apresentam de 5% a 50% de óleo mineral no fluido concentrado e aditivos e compostos químicos que se dissolvem na água formando moléculas individuais.

Os fluidos sintéticos caracterizam-se por não conterem óleo mineral em sua composição. Baseiam-se em substâncias químicas que formam uma solução com a água. Os óleos sintéticos mais comuns oferecem boa proteção anti-corrosiva e refrigeração. Os mais complexos são de uso geral, com boas propriedades lubrificantes e refrigerantes. Faz-se uma distinção, quando os fluidos sintéticos contêm apenas inibidores de corrosão, e as propriedades de extrema pressão (EP) não são necessárias.

CAPÍTULO 4

PROJETO E ANÁLISE DE EXPERIMENTOS

Neste capítulo é apresentada uma breve introdução à metodologia de projeto de experimentos (DOE) nos aspectos mais importantes relacionados ao assunto abordado neste trabalho.

4.1 VISÃO GERAL

A metodologia de projeto de experimentos (DOE) é um conjunto de técnicas estatísticas que permite a análise de vários fatores de influência de um processo de maneira simultânea, através de uma seqüência de testes onde estes fatores são sistematicamente alterados de acordo com uma matriz de projeto prescrito. Desta forma, torna-se possível a obtenção de resultados mais precisos e com um desprendimento de tempo e recursos muito menores que os utilizados com a metodologia tradicional (Montgomery, 2005 e Pereira, 2006).

Segundo Anderson e Whitcomb (2000) alguns objetivos do DOE são:

- Identificar quais variáveis são mais influentes na resposta Y;
- Comparar os efeitos e as interações;
- Obter uma melhor compreensão sobre a natureza do sistema de causa em andamento no processo;

- Determinar onde ajustar as variáveis influentes X para que as respostas Y estejam sempre próximas do valor nominal desejado, para que a variabilidade seja pequena e para que o efeito das variáveis não controláveis Z seja minimizado.

As aplicações do DOE, segundo Montgomery (2005), resumem-se em:

a) caracterização do processo: através de experimentos usualmente fracionados para identificar os fatores críticos de processo, determinar a direção de ajuste dos fatores para reduzir o número de experimentos;

b) otimização do processo: consiste na determinação da região dos fatores importantes que direciona para a melhor resposta possível.

Segundo Montgomery e Runger (2003) a aplicação antecipada do DOE no ciclo de desenvolvimento de um produto ou processo pode resultar em alguns benefícios como:

- Rendimento do processo aprimorado;
- Variabilidade reduzida em torno de um valor objetivo nominal;
- Tempo de desenvolvimento reduzido;
- Custo total reduzido.

4.2 SISTEMA DE VARIÁVEIS

O pleno potencial das técnicas para a melhoria da qualidade, aumento da produtividade e redução de custos é alcançado quando os processos que geram a saída de produtos ou peças tornam-se os focos de aplicação das ferramentas estatísticas. Nesse contexto, o DOE mostra-se adequado, pois pode ser aplicado na análise e melhoria das variáveis de um processo. Este pode ser tratado genericamente, conforme a Fig. 4.1 (Usevicius, 2004).

As entradas do processo ilustrado na Fig. 4.1, constituem um sistema de variáveis e podem ser: fatores ou variáveis controláveis denominados de X , ou fatores ou variáveis não-controláveis ou ruído, denominados de Z , tais como temperatura ambiente ou umidade, e que podem ser uma causa principal de variabilidade. Outras formas de variação são desvios em torno dos ajustes dos fatores controláveis, incluindo erros de amostragem e medição. É utilizado o símbolo Y para designar as respostas (Montgomery, 2005).

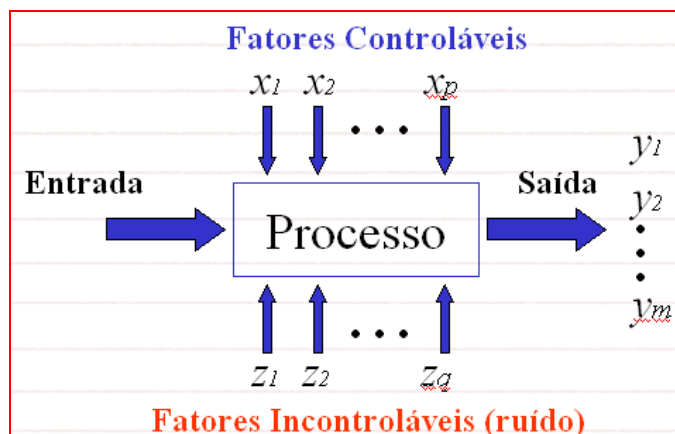


Figura 4.1 – Modelo geral de um processo ou sistema. Fonte: Balestrassi (2009).

A variabilidade do sistema pode ser detectada coletando-se dados do sistema e registrando-os em um gráfico de dados por tempo. O Controle Estatístico de Processos (CEP) fornece indícios para avaliar a variabilidade natural do sistema e filtrar o ruído causado pela variabilidade, sendo assim, uma forma passiva de atuação. Entretanto, para realizar melhorias sistemáticas, ao contrário de somente eliminar causas especiais, deve ser aplicado o DOE (Anderson e Whitcomb, 2000). A Tab. 4.1 ilustra as diferenças de aplicação e função entre o CEP e o DOE.

Tabela 4.1 – Diferenças entre DOE e CEP. Fonte: Anderson e Whitcomb (2000).

	CEP	DOE
Quem utiliza	Operador	Engenheiro
Função	Monitorar	Mudar
Resultado	Controlar	Melhoria
Causa da variabilidade	Especial (perturbação)	Comum (sistemática)

4.3 ESTRATÉGIAS DE EXPERIMENTAÇÃO

Experimentos envolvem muitos fatores, sendo que alguns deles são de interesse principal. Baseado em longa experiência com o processo, alguns fatores podem ser ignorados, pois seus efeitos são tão pequenos que não possuem valor prático. O método geral de planejar e conduzir o experimento é chamado de estratégia de experimentação. A estratégia onde é experimentado um fator por vez – *one factor at a time* (OFAT) – consiste em selecionar um ponto de partida ou um fator de referência por vez e, então sucessivamente variar cada fator

ao longo do seu campo de variação, com os outros fatores fixos no valor de referência (Montgomery, 2005).

Após todos os testes terem sido realizados, uma série de gráficos, ilustrados na Fig. 4.2, pode ser construída mostrando como a resposta é afetada pelos fatores.

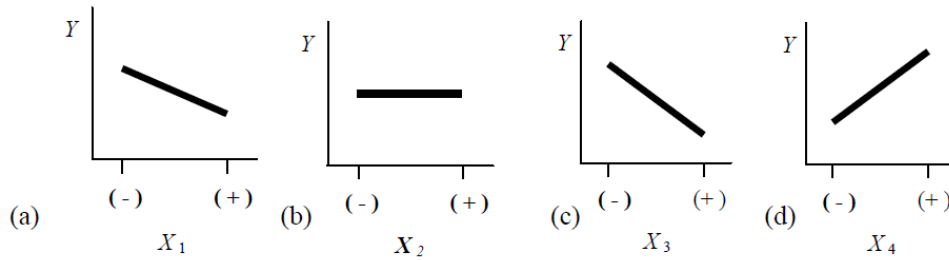


Figura 4.2 – Efeito dos níveis (+ ou -) de X em Y. Fonte: Anderson e Whitcomb (2000).

Para análise dos gráficos da Fig. 4.2, suponha que se deseja o menor valor possível para a variável de resposta Y. No gráfico (a), a inclinação do fator X_1 é negativa, concluindo que o nível (+) do fator X_1 melhorará o resultado. A escolha da combinação ótima do experimento seria: X_1 nível (+); X_3 nível (+); X_4 nível (-). O fator X_2 não tem efeito sobre a variável resposta. Esta estratégia não considera a possível interação entre os fatores, ilustrada na Fig. 4.3. Interações podem ser definidas como o efeito apresentado por um fator em produzir diferentes efeitos na resposta quando combinado em níveis diferentes dos outros fatores.

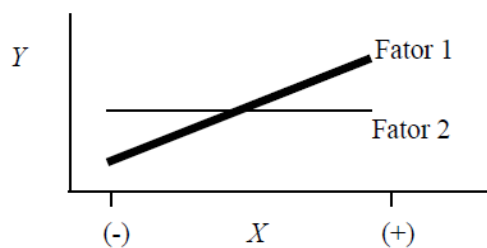


Figura 4.3 – Interação entre dois fatores. Fonte: Anderson e Whitcomb (2000).

Um dos projetos experimentais adequados para analisar o efeito de vários fatores simultaneamente sobre uma variável de resposta é o experimento fatorial, ilustrado na Fig. 4.4. Neste experimento, os fatores são variados conjuntamente, ao invés de um fator por vez, permitindo avaliar a interação entre fatores. Num experimento onde se testa um nível de cada fator por vez, não é possível analisar a interação entre os fatores (Anderson e Kraber, 1999).

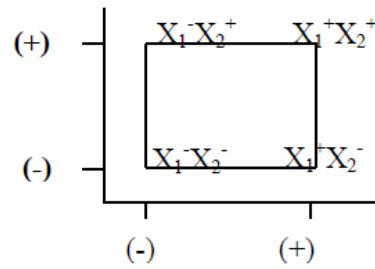


Figura 4.4 – Experimento fatorial com dois fatores. Fonte: Anderson e Whitcomb (2000).

A Fig. 4.4 apresenta um experimento fatorial que permite estudar o efeito conjunto de dois fatores na resposta Y . No experimento, ambos são avaliados a dois níveis e todas as possíveis combinações dos dois fatores através de seus níveis são contemplados no projeto. Geometricamente, os quatro testes formam as arestas do quadrado, formando o experimento fatorial 2^2 (com dois fatores testados a dois níveis). Os níveis dos fatores são designados (+) e (-). Uma análise dos dados coletados em cada combinação de níveis dos fatores permitirá então determinar quais variáveis têm efeito nas saídas do processo. Para estimar os efeitos individuais de cada fator, efeitos principais, e determinar se os fatores interagem, será necessário replicar rodadas experimentais (Anderson e Whitcomb, 2000).

A vantagem de experimentos fatoriais sobre experimentos onde um fator é testado a cada vez, é pronunciada ao se incluírem mais fatores. Por exemplo, com dois fatores, o projeto fatorial requer quatro testes (representado em forma de quadrado) e com três fatores, requer oito testes (representado geometricamente em forma de um cubo); no caso de uma estratégia OFAT, seis e dezesseis rodadas respectivamente seriam necessárias, para manter a mesma precisão conforme ilustrado na Fig. 4.5.

$$Efeito = \frac{\sqrt{y_+}}{n_+} - \frac{\sqrt{y_-}}{n_-} \quad (4.1)$$

A estimativa dos efeitos é baseada nas médias de 2 e 4 rodadas para fatorial 2^2 e 2^3 respectivamente, conforme o sentido indicado pelas setas ilustradas na Fig. 4.5: direita para esquerda (fator A), cima para baixo (fator B) e do fundo para frente (fator C), seguindo a equação 4.1, onde n se refere ao número de pontos coletados em cada nível do fator.

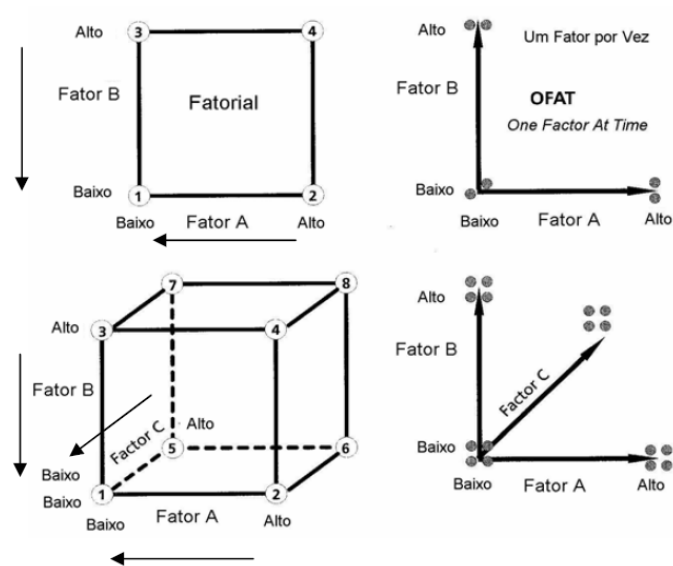


Figura 4.5 – Fatoriais a dois níveis versus OFAT. Fonte: Anderson e Whitcomb (2000).

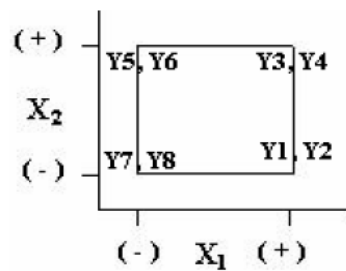


Figura 4.6 – Projeção em duas dimensões fatorial 2³. Fonte: Anderson e Whitcomb (2000).

Na Fig. 4.6 temos um exemplo onde existem oito testes que proporcionam informação para cada variável (X_1 ou X_2) em cada nível escolhido (+) ou (-). Encontrando a diferença das médias nos resultados do experimento, tem-se a medida do efeito de mudar de um nível para outro, sobre a variável em avaliação.

O resultado do experimento fatorial indicará qual variável ou interação possui um efeito mais pronunciado sobre a variável resposta. Testes estatísticos podem ser usados para determinar se quaisquer dos efeitos diferem de zero.

4.4 PRINCÍPIOS BÁSICOS

Os três princípios básicos do DOE são:

- a) Replicação:** é a repetição do experimento básico. Apresenta duas vantagens: 1) permite obter uma estimativa do erro experimental. Esta é uma unidade básica de medida para testar se as diferenças observadas são estatisticamente diferentes; 2) caso a média da amostra seja usada para estimar o efeito de um fator no experimento, a replicação permite obter uma estimativa mais precisa deste efeito. A réplica reflete fontes de variabilidade entre testes e dentro dos testes, aumentando a probabilidade de detectar um efeito estatisticamente significativo, no meio da variação natural do processo (Anderson e Kraber, 1999).
- b) Aleatoriedade:** é a realização dos experimentos de forma aleatória. Na sua falta o DOE poderá indicar os efeitos de fatores que realmente são devido a variáveis não controláveis e que variam no momento do experimento (Anderson e Kraber, 1999). Segundo Gunst (2000), a simultânea mudança de fatores e a aleatoriedade ajudam a: 1) detectar os efeitos conjuntos; 2) simplificar a análise estatística; 3) distribuir os efeitos desconhecidos através dos níveis dos fatores, porque tais efeitos tendem a ser cancelados quando os efeitos dos fatores são estimados pelas diferenças entre as respostas médias do experimento.
- c) Utilização de blocos:** é uma técnica de projeto usada para melhorar a precisão com as quais comparações entre os fatores de interesse são realizadas. Os blocos são utilizados para reduzir ou eliminar a variabilidade transmitida por fatores de distúrbios, que são fatores que podem influenciar a resposta experimental, mas sobre os quais não se tem muito interesse direto (Montgomery, 2005). Um bloco estatisticamente significativo demonstra que uma condição experimental é heterogênea (Paiva, 2004).

4.5 MODELO PARA OS DADOS

A representação das observações por um modelo estatístico facilita a compreensão dos testes de hipóteses e das suposições associadas à análise de variância (Flesh, 2001). Os resultados do experimento podem ser representados por um modelo estatístico que descreve os dados conforme a equação 4.2:

$$y_{ij} = \mu_i + \varepsilon_{ij} \quad (4.2)$$

Onde, y_{ij} é a $j^{\text{ésima}}$ observação do fator ao nível i , μ_i é a média da resposta ao $i^{\text{ésimo}}$ nível do fator e ε_{ij} é a variável aleatória normal associada com a observação y_{ij} . Assume-se que ε_{ij} segue uma distribuição normal e seja independente, ou seja, *Normal Independent Distribution* – NID $(0, \sigma_i^2)$, $i = 1, 2$. A variável ε_{ij} é conhecida como a componente de erro aleatório do modelo. Devido as médias μ_1, μ_2 serem constantes, a partir do modelo verifica-se que y_{ij} são NID (μ_i, σ_i^2) , $i = 1, 2$ (Montgomery, 2005). Uma forma alternativa de escrever a equação 2 é:

$$\mu_{ij} = \mu_i + \tau_i \quad i = 1, 2, \dots, k, \quad (4.3) \quad \text{para que a equação (4.2) torne-se}$$

$$y_{ij} = \mu_i + \tau_i + \varepsilon_{ij} \quad i = 1, 2, \dots, k / j = 1, 2, \dots, n \quad (4.4)$$

Onde, μ é um parâmetro comum a todos os tratamentos, chamado de média global, τ_i é um parâmetro único ao tratamento i , chamado de efeito do $i^{\text{ésimo}}$ tratamento e ε_{ij} é o erro aleatório. A equação 4.4 é chamada efeito do modelo ou modelo de análise de variância para um fator. Tanto a média do modelo quanto seu efeito são descritos por modelos estatísticos lineares, em que a variável de resposta y_{ij} é função linear dos parâmetros do modelo. Há um entendimento intuitivo de que μ é constante e os efeitos dos tratamentos τ_i representam desvios desta constante, quando tratamentos específicos são aplicados (Montgomery e Runger, 2003).

4.6 TESTES DE HIPÓTESES

Uma hipótese estatística é uma afirmação sobre os parâmetros de uma distribuição de probabilidade ou parâmetros de um modelo. Em um experimento, pode-se supor que as médias das variáveis de resposta (μ_1, μ_2) medidas em dois níveis de um fator sejam iguais. Isto pode ser escrito formalmente conforme abaixo (Montgomery e Runger, 2003):

$$H_0 : \mu_1 = \mu_2 \text{ (hipótese nula);}$$

$$H_A : \mu_1 \neq \mu_2 \text{ (hipótese alternativa, verdadeira se } \mu_1 > \mu_2 \text{ ou } \mu_1 < \mu_2 \text{.)}$$

As amostras são retiradas de duas populações normais independentes. Assume-se a comparação de um fator a dois níveis, sendo, $y_{11}, y_{12} \dots y_{1, n_1}$ as n_1 observações do primeiro nível do fator e $y_{21}, y_{22} \dots y_{2, n_2}$ as n_2 observações do segundo nível do fator.

Para testar uma hipótese, pode-se usar a seguinte seqüência de passos: a) observar uma amostra aleatória; b) computar uma estatística de teste apropriada; e c) rejeitar ou não a hipótese nula H_0 . O conjunto de valores é chamado de região crítica ou região de rejeição para o teste (Montgomery e Runger, 2003).

Dois erros podem emergir em um teste de hipóteses: a) erro Tipo I, quando a hipótese nula é rejeitada, apesar de ser verdadeira; b) erro Tipo II, a hipótese nula não é rejeitada, apesar de falsa. A probabilidade destes dois erros é representada por:

$\alpha = P(\text{Erro tipo I}) = P(\text{rejeitar } H_0 \mid H_0 \text{ é verdadeiro})$, probabilidade de rejeitar H_0 dado que H_0 é verdadeiro. Isto é geralmente referido a um risco alfa (α).

$\beta = P(\text{Erro tipo II}) = P(\text{falhar rejeitar } H_0 \mid H_0 \text{ é falso})$, probabilidade de falhar em rejeitar H_0 tal que H_0 é falso. Isto é geralmente referido a um risco beta (β).

Tabela 4.2 – Tipos de erro em uma tomada de decisão. Fonte: Anderson e Whitcomb (2000).

Decisão tomada com base nos experimentos	Situação real (mas desconhecida)	
	Há uma diferença	Não há uma diferença
Há uma diferença entre as médias	OK Potência do teste $P= 1 - \beta$	Erro tipo I (α) Nível de significância = α
Não há uma diferença entre as médias	Erro tipo II (β)	OK Nível de confiança = $1 - \alpha$

O procedimento geral no teste de hipóteses é especificar um valor de probabilidade para o erro Tipo I (α), chamado de nível de significância do teste, e então projetar o procedimento do teste para que a probabilidade do erro tipo II (β) resulte pequena (Montgomery e Runger, 2003).

4.7 INTERVALOS DE CONFIANÇA

Em muitos experimentos de engenharia, o experimentador já sabe que μ_1 e μ_2 diferem, sendo neste caso mais importante conhecer o intervalo de confiança das diferenças de médias μ_1 e μ_2 (Montgomery, 2003).

A definição de intervalo de confiança supõe que θ seja um parâmetro desconhecido. Para obter um intervalo de estimativa de θ , é necessário encontrar duas estatísticas, L e U, tal que a sentença de probabilidade $P(L \leq \theta \leq U) = 1 - \alpha$, seja verdadeira. O intervalo $L \leq \theta \leq U$ é chamado intervalo de $100(1 - \alpha)\%$ de confiança para o parâmetro θ . A interpretação do intervalo, é que se, em amostras aleatórias repetidas, um grande número de tais intervalos são construídos, $100(1 - \alpha)\%$ deles conterão o valor verdadeiro de θ .

As estatísticas L e U são chamados os limites de confiança inferior e superior, respectivamente, e $1 - \alpha$ é chamado coeficiente de confiança. Se $\alpha = 0,05$, $L < \theta < U$ é um intervalo de confiança de 95% para θ . O intervalo de confiança tem uma interpretação de frequência, onde sabe-se que o método usado para produzir intervalos de confiança proporciona as probabilidades corretas $100(1 - \alpha)\%$ das vezes (Montgomery, 2003).

Na prática, é extraído apenas uma amostra aleatória da população e construído um único intervalo de confiança para o parâmetro θ de interesse. Afirma-se, então, que θ pertence ao intervalo observado, com confiança de $100(1 - \alpha)\%$. Um intervalo de confiança de $100(1 - \alpha)\%$ para a média μ pode ser obtido com base na distribuição da média amostral \bar{x} . A distribuição de \bar{x} será normal se a população for descrita por uma distribuição normal. Nesse caso, sabe-se que $z = \frac{x_i - \mu}{\sigma/\sqrt{n}}$, segue uma distribuição normal padronizada, isto é, $z \sim N(0, 1)$.

Da distribuição normal, tem-se $P(-z_{\alpha/2} \leq Z \leq z_{\alpha/2}) = 1 - \alpha$, que é equivalente a:

$$P\left(-z_{\alpha/2} \leq \frac{x - \mu}{\sigma/\sqrt{n}} \leq z_{\alpha/2}\right) = 1 - \alpha \Rightarrow P\left(x - z_{\alpha/2} \frac{\sigma}{\sqrt{n}} \leq \mu \leq x + z_{\alpha/2} \frac{\sigma}{\sqrt{n}}\right) = 1 - \alpha$$

Comparando $P(L \leq \theta \leq U)$ com a equação acima e trocando θ por μ , o intervalo de $100(1 - \alpha)\%$ de confiança é dado por $\left(x - z_{\alpha/2} \frac{\sigma}{\sqrt{n}} \leq \mu \leq x + z_{\alpha/2} \frac{\sigma}{\sqrt{n}}\right)$. O desvio padrão da

população σ não é conhecido; porém, em amostras de tamanho grande ($n > 30$), σ pode ser substituído pelo desvio padrão amostral s , tal que $x - z_{\alpha/2} \frac{s}{\sqrt{n}} \leq \mu \leq x + z_{\alpha/2} \frac{s}{\sqrt{n}}$.

Para construir o intervalo de confiança para a média de uma população a partir de uma amostra grande, ($n > 30$), pode-se seguir os seguintes passos: a) coletar uma amostra aleatória da população de interesse; b) calcular os valores x e s ; c) escolher o valor do coeficiente de confiança $1 - \alpha$; d) determinar o valor de $Z_{\alpha/2}$ a partir da tabela de distribuição normal padronizada; e) calcular os limites de confiança $x \pm z_{\alpha/2} s/\sqrt{n}$; e f) interpretar o resultado.

Usevicius (2004) citando Hoerl (2001), recomenda enfatizar intervalos de confiança em relação aos testes de hipóteses, pois estes testes tendem a esconder o impacto do pequeno tamanho de amostra, levando a conclusão não apropriada que realmente não há diferença ou efeito. O efeito do aumento do tamanho de amostra no teste de hipóteses geralmente permite uma redução simultânea do nível de significância (α) e do erro tipo II (β), pois quanto maior o tamanho de amostra, mais informações existem sobre o valor verdadeiro de μ (Werkema, 1996).

4.8 ANÁLISE DE VARIÂNCIA (ANOVA)

A análise de variância (ANOVA – *Analysis of Variance*) é utilizada para verificar se os efeitos principais dos fatores e os efeitos das interações em um experimento são significativos. A ANOVA permite concluir, com grau de confiança conhecido, se existem ou não diferenças entre as médias de mais de duas populações (Werkema, 1996). A variância σ^2 é uma medida de variabilidade da população.

A Tab. 4.3 representa os dados de k tratamentos ou diferentes níveis de um fator. A resposta observada para cada tratamento k , é uma variedade aleatória. A média das médias das observações é definida por $\bar{y} = \frac{1}{k} \sum_{i=1}^k \bar{y}_i$. O termo análise de variância se origina da

partição da variabilidade total em suas partes componentes para análise (Breyfogle, 2003).

Tabela 4.3 – Experimento de fator simples. Fonte: Montgomery e Runger (2003).

Tratamento (nível)	Observações			Total	Média s
1	y ₁₁	y ₁₂ y _{1n}	y _{1.}	$\bar{y}_{1.}$
2	y ₂₁	y ₂₂ y _{2n}	y _{2.}	$\bar{y}_{2.}$
.
k	y _{k1}	y _{k2} y _{kn}	y _{k.}	$\bar{y}_{k.}$
				y _{..}	$\bar{y}_{..}$

4.8.1 Tabela de cálculos ANOVA

A soma dos quadrados totais dos desvios com relação à média global $\bar{y}_{..}$ descreve a variabilidade global dos dados conforme equação 4.5:

$$SQT = \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^n (y_{ij} - \bar{y}_{..})^2 \tag{4.5}$$

A expressão acima pode ser particionada como a soma de dois elementos conforme equação 4.6. O primeiro elemento é a soma dos quadrados das diferenças entre a média do nível do fator e a média global, equação 4.7. O segundo elemento é a soma dos quadrados das diferenças das observações dentro do nível do fator com relação à média do nível do fator, equação 4.8. O primeiro elemento é uma medida da diferença entre as médias dos níveis, onde o segundo elemento é o erro aleatório (Breyfogle, 2003).

$$SQT = n \sum_{i=1}^k (\bar{y}_i - \bar{y}_{..})^2 + \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^n (y_{ij} - \bar{y}_i)^2 \tag{4.6}$$

Simbolicamente esta relação é definida por $SQT = SQG_{\text{nível do fator}} + SQR_{\text{erro}}$, onde $SQG_{\text{nível do fator}}$ é a soma dos quadrados devido ao nível do fator (i.e., entre o nível do fator ou tratamentos). O termo mede a variação devido ao acaso quando as médias dos tratamentos forem iguais. Quando as médias forem diferentes, $SQG_{\text{nível do fator}}$ refletirá a variação entre as médias populacionais, além da variação devida ao acaso.

SQR_{erro} é a soma dos quadrados devido ao erro (i.e., dentro do nível do fator ou tratamento). O termo mede a variação devida ao acaso, isto é, a variação entre as observações dentro das amostras. SQR_{erro} capta a variação dos processos sem levar em conta o efeito da possível diferença entre as médias dos tratamentos.

$$SQG_{nível_do_fator} = n \sum_{i=1}^k (\bar{y}_i - \bar{y}_{..})^2 \quad (4.7)$$

$$SQR_{erro} = \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^n (y_{ij} - \bar{y}_i)^2 \quad (4.8)$$

Ao dividir pelo número respectivo de graus de liberdade estas somas de quadrados dão uma boa estimativa da variabilidade total, variabilidade entre níveis de fator, e variabilidade dentro dos níveis do fator ou erro, conforme as expressões para as médias quadradas, equações 4.9 e 4.10.

$$MQG_{nível_do_fator} = \frac{SQG_{nível_do_fator}}{k - 1} \quad (4.9)$$

$$MQR = \frac{SQR_{erro}}{k(n - 1)} \quad (4.10)$$

Se não houver diferenças na média dos tratamentos, as duas estimativas presumem ser similares. Se há diferença, suspeita-se que a diferença observada é causada pelas diferenças nos níveis do fator do tratamento. A hipótese nula que não há diferença nos níveis do fator é testada calculando-se a estatística de teste F, equação 4.11.

$$F_0 = \frac{MQG}{MQR} \quad (4.11)$$

Utilizando-se a tabela F, deveria se rejeitar a hipótese nula e concluir que existem diferenças nas médias do tratamento, se $F_0 > F_{\alpha, k - 1, k(n - 1)}$. O procedimento de teste é resumido na Tab. 4.4.

Tabela 4.4 – Análise de variância para um fator. Fonte: Breyfogle (2003).

Fonte de variação	Soma dos quadrados	Graus de liberdade	Quadrado médio	F_0
Entre tratamentos	$SQG_{níveis\ do\ fator}$	$k - 1$	$MQG_{níveis\ do\ fator}$	$F_0 = MQG / MQR$
Residual	SQR_{erro}	$k(n - 1)$	MQR_{erro}	
Total	SQT	$kn - 1$		

4.8.2 Análise de variância para dois fatores

Conforme explica Breyfogle (2003), um experimento fatorial a dois fatores tem a forma da Tab. 4.5, onde o fator A tem níveis variando de 1 até b, e as replicações vão de 1 até n. As respostas para as várias combinações do fator A com o fator B tomam a forma de y_{ijk} , onde i

representa o nível do fator A, j descreve o nível do fator B e k representa o número das replicações. O número total de observações é então, a.b.n.

Tabela 4.5 – Arranjo geral para projeto fatorial de dois fatores. Fonte: Breyfogle (2003).

	FATOR B				
	Nível	1	2	...	b
FATOR A	1				
	2				
	...				
	a				

Uma descrição de um modelo linear de dois fatores é $\hat{Y}_{ijk} = \mu + \tau_i + \beta_j + (\tau\beta)_{ij} + \varepsilon_{ijk}$.

Onde, μ é a média global, τ_i é o efeito do $i^{\text{ésimo}}$ nível de A, β_j é o efeito do $j^{\text{ésimo}}$ nível de B, $(\tau\beta)_{ij}$ é o efeito da interação e ε_{ijk} é o erro aleatório. Para o fatorial a dois níveis os tratamentos para os fatores A e B tem o mesmo valor.

O teste de hipótese para o fator A é:

$$H_0 : \tau_1 = \tau_2 = \dots = \tau_a = 0 \text{ e } H_A : \text{ pelo menos um } \tau_i \neq 0,$$

O teste de hipótese para o fator B é:

$$H_0 : \beta_1 = \beta_2 = \dots = \beta_b = 0 \text{ e } H_A : \text{ pelo menos um } \beta_j \neq 0,$$

O teste de hipótese para a interação entre fator A e B é:

$$H_0 : (\tau\beta)_{ij} = 0, \text{ para todos valores de } i, j \text{ e } H_A : \text{ pelo menos um } (\tau\beta)_{ij} \neq 0,$$

A variabilidade total pode ser particionada no somatório da soma dos quadrados dos elementos do experimento, os quais são representados por: $SQT = SQ_A + SQ_B + SQ_{AB} + SQ_R$. Onde SQ_A é a soma dos quadrados do fator A, SQ_B é a soma dos quadrados do fator B, SQ_{AB} é a soma dos quadrados da interação do fator A com o fator B e SQ_R é a soma dos quadrados dos erros Breyfogle (2003). Estas somas têm os graus de liberdade indicados na Tab. 4.6.

Tabela 4.6 – Graus de liberdade para experimento fatorial. Fonte: Breyfogle (2003).

Efeito	Graus de liberdade
A	a - 1
B	b - 1
Interação AB	(a - 1). (b - 1)
Erro	ab(n - 1)

Os cálculos do quadrado médio e F_0 são similares a ANOVA de um fator e estão descritos na Tab. 4.7. A diferença entre a análise de variância de dois fatores e um projeto de blocos aleatórios em um fator é a consideração da interação.

Tabela 4.7 – ANOVA *two-way* para modelo de efeitos fixos. Fonte: Breyfogle (2003).

Fonte de variação	Soma dos quadrados	Graus de liberdade	Médias quadradas	F_0
Fator A	SQ_A	$a - 1$	$MQG_A = SQ_A / (a - 1)$	$F_0 = MQ_A / MQR$
Fator B	SQ_B	$b - 1$	$MQG_B = SQ_B / (b - 1)$	$F_0 = MQ_B / MQR$
Interação AB	SQ_{AB}	$(a - 1).(b - 1)$	$MQG_{AB} = SQ_{AB} / ((a - 1).(b - 1))$	$F_0 = MQ_{AB} / MQR$
Erro	SQR	$ab.(n - 1)$	$MQG_A = SQ_A / (a - 1)$	
Total	SQT	$abn - 1$	$MQG_A = SQ_A / (a - 1)$	

4.9 ANÁLISE DE RESÍDUOS

Antes que conclusões sejam tomadas a partir da análise de variância, a adequação do modelo deve ser verificada. A primeira ferramenta de diagnóstico é a análise residual (Montgomery, 2005). A validade da análise depende também de suposições básicas. Uma suposição típica é que erros seguem uma distribuição normal e independente, com média zero e uma variância constante conhecida (NID $(0, \sigma^2)$). Para isso as amostras devem ser selecionadas com tamanho adequado e os experimentos realizados aleatoriamente. Após os dados terem sido coletados, rotinas de programas de computador podem ser utilizadas para testar as suposições (Breyfogle, 2003).

Um método importante para testar NID $(0, \sigma^2)$ de um experimento é a análise de resíduos. Um resíduo é a diferença entre o valor observado e o correspondente valor ajustado, equação 4.12. A análise de resíduos é importante na investigação da adequação do modelo ajustado a fim de detectar distorções do modelo,

$$e_{ij} = y_{ij} - \hat{y}_{ij} \quad (4.12)$$

Onde \hat{y}_{ij} é uma estimativa da observação y_{ij} correspondente obtida conforme a equação 4.13.

$$\begin{aligned}\hat{y}_{ij} &= \hat{\mu} + \hat{\tau}_i \\ \hat{y}_{ij} &= \bar{y}_{..} + (\bar{y}_{i.} - \bar{y}_{..}) \\ \hat{y}_{ij} &= \bar{y}_{i.}\end{aligned}\tag{4.13}$$

Segundo Montgomery (2005), a equação 4.13 fornece um resultado intuitivo em que a estimativa de qualquer observação no $i^{\text{ésimo}}$ tratamento é justamente a média do tratamento correspondente. O exame dos resíduos deveria ser uma parte automática da análise de variância. Se o modelo for adequado, os resíduos não devem ter nenhuma estrutura, isto é, não devem conter nenhum padrão óbvio. Através do estudo dos resíduos, muitos tipos de inadequações do modelo e violações das suposições podem ser descobertos.

A técnica para análise de resíduos inclui as seguintes verificações:

- Normalidade através do gráfico de probabilidade normal e/ou do histograma dos resíduos;
- Correlação entre os resíduos através do gráfico dos resíduos em uma seqüência de tempo;
- Correção do modelo através do gráfico dos resíduos versus os valores ajustados.

4.9.1 Avaliação de normalidade

Se a premissa NID $(0, \sigma^2)$ é válida, o histograma dos resíduos deve-se parecer com o gráfico da distribuição normal. Esperam-se consideráveis distorções da normalidade quando o tamanho de amostra é pequeno. A geração do gráfico de probabilidade normal dos resíduos pode ser realizada. Se a distribuição do erro é normal, este gráfico lembrará uma linha reta. Comumente o gráfico dos resíduos mostrará um ponto que é muito maior ou menor do que os outros. Este ponto é chamado de *outlier*. Um ou outro *outlier* podem distorcer a análise. Frequentemente os *outliers* são causados por erros nos registros das informações. Se não for o caso, mais análises devem ser realizadas. Talvez este ponto de dado possa trazer informação adicional para o que deve ser feito para melhorar o processo (Breyfogle, 2003).

Para realizar uma verificação nos *outliers*, substitui-se o valor de erros residuais por $d_{ij} = e_{ij} / \sqrt{MQR_{erro}}$ e examinam-se os valores residuais padronizados. Cerca de 68% dos residuais padronizados deverão estar dentro de um valor d_{ij} de ± 1 . Da mesma forma, cerca de 95% dos residuais padronizados deverão estar dentro de um valor d_{ij} de ± 2 . E quase todos os resíduos padronizados (99%) deverão estar dentro de um valor d_{ij} de ± 3 (Breyfogle, 2003).

4.9.2 Seqüência de tempo

Um gráfico dos resíduos na ordem de coleta dos dados ajuda a detectar a correlação entre os resíduos. Uma tendência para rodadas positivas ou negativas de resíduos indica uma correlação positiva, implicando numa violação da suposição de independência. Um gráfico individual dos resíduos em ordem cronológica com as observações auxilia na verificação da independência dos erros. A autocorrelação positiva ocorre quando os resíduos não trocam de sinais com a frequência que seria esperada, enquanto a autocorrelação negativa é indicada quando os resíduos frequentemente trocam de sinais. Este problema pode ser muito sério e difícil de corrigir. É importante evitar o problema inicialmente. Um passo importante na obtenção de independência é conduzir os testes com a adequada aleatoriedade (Breyfogle, 2003).

4.9.3 Valores ajustados

Para um bom ajuste de modelo, o gráfico deve mostrar os valores dispersos aleatoriamente, sem um padrão definido. As discrepâncias mais comuns são as seguintes (Breyfogle, 2003):

- *Outliers*: pontos que são muito acima ou muito abaixo dos valores residuais normais. Estes pontos devem ser investigados. Talvez, alguns pontos foram coletados errados, ou através da avaliação destas amostras, algum conhecimento adicional pode ser obtido levando a melhoria do processo;

- Variância não constante: a diferença entre os valores residuais mais alto e mais baixo, ou aumenta ou decresce para um aumento nos valores ajustados. Isto pode ser causado pelo instrumento de medição, onde o erro é proporcional ao valor medido;
- Ajuste pobre do modelo: valores residuais parecem aumentar e então diminuem com um aumento no valor ajustado. Para a situação descrita, talvez um modelo quadrático seria um melhor ajuste que o modelo linear.

Os tipos de resposta de experimentos, como, contagens de defeitos, proporção de defeitos, tempo até falhar, não possuem constância de variância, rejeitando assim a premissa de variância constante para análise pelo método dos mínimos quadrados. Uma maneira de corrigir a variância não constante é aplicar uma transformação a variável de resposta (Lewis et al., 2001). O gráfico anormal dos resíduos exibe uma relação de potência entre o desvio padrão da resposta y e a resposta média μ , simbolizada como: $\sigma_y \propto \mu^\alpha$. A Tab. 4.8 apresenta algumas possibilidades para esta relação juntamente com as transformações adequadas para alguns tipos de dados (Anderson e Whitcomb, 2000).

Tabela 4.8 – Transformações de dados. Fonte: Anderson e Whitcomb (2000).

Potência (α)	Transformação	Tipo de resposta
0	Nenhuma	Normal
0,5	Raiz quadrada	Contagem de defeitos
1	Logaritmo	Erro percentual constante
2	Inversa	Dados de taxa

4.10 EXPERIMENTOS FATORIAIS 2^k COMPLETOS

Considera-se um experimento fatorial como completo quando todas as combinações possíveis entre os fatores são experimentadas (Box et al, 1978). Segundo Paiva (2004), ao se aplicar um determinado conjunto de parâmetros a um objeto de estudo, pode-se determinar uma resposta inicial para o ensaio.

Na execução de um fatorial completo, uma resposta é atingida para todas as combinações de todos os níveis dos fatores, conforme exemplo da Tab. 4.9. Na análise dos três fatores, oito testes são realizados ($2^3 = 8$). Ao realizar os testes, os fatores são ajustados nos níveis limites – e +. Dentro do projeto de experimento, cada fator é executado no seu

nível alto e baixo, um número igual de vezes. A melhor estimativa do efeito do fator pode ser avaliada notando a diferença na média das saídas dos testes. O cálculo desta relação para o efeito do fator A da Tab. 4.9 é representado na equação 4.14 (Anderson e Whitcomb, 2000).

$$\text{Efeito } y_A = \frac{y_1 + y_2 + y_3 + y_4}{4} - \frac{y_5 + y_6 + y_7 + y_8}{4} \quad (4.14)$$

Tabela 4.9 – Fatorial completo, 3 fatores e 2 níveis. Fonte: Anderson e Whitcomb (2000).

Testes	A	B	C	Resposta	Exemplo
1	+	+	+	y ₁	32
2	+	+	-	y ₂	80
3	+	-	+	y ₃	77
4	+	-	-	y ₄	75
5	-	+	+	y ₅	42
6	-	+	-	y ₆	71
7	-	-	+	y ₇	81
8	-	-	-	y ₈	74
Efeito y	Efeito y _A	Efeito y _B	Efeito y _C	y	66,5
Exemplo efeito	-1,0	-20,5	-17,0		

A diferença determinada pela equação é uma estimativa na mudança da resposta média a partir do nível alto para o nível baixo de A. Os outros efeitos dos fatores são calculados de maneira similar. No exemplo da Tab. 4.9, o impacto ou efeito dos fatores B (20,5) e C(17,0) são maiores que o fator A (1,0). Porém, antes de tomar alguma conclusão é necessário considerar os efeitos causados pela interação dos fatores.

Efeitos de interação são uma medida dos níveis dos fatores trabalhando juntos para afetar uma resposta. O fatorial completo 2^3 permite estimar todas as interações de dois fatores, AB, AC e BC, além de uma interação de três fatores ABC. Incluindo os efeitos principais, causados por A, B e C, tem-se o total de sete efeitos, o máximo que se pode estimar de um projeto fatorial de 8 testes, pois um grau de liberdade é utilizado para estimar a média global, Tab. 4.10. Colunas de interação são geradas na matriz multiplicando a colunas apropriadas e considerando o sinal resultante. A estimativa da interação BC, o maior efeito da Tab. 4.10, é determinado pela equação 4.15.

$$\text{Efeito } y_{BC} = \frac{y_1 + y_4 + y_5 + y_8}{4} - \frac{y_2 + y_3 + y_6 + y_7}{4} \quad (4.15)$$

Verifica-se através dos cálculos dos efeitos que o efeito da interação BC é maior que os efeitos de B e C individualmente. É importante verificar no experimento fatorial se o efeito calculado é significativo relativo às diferenças causadas pelo erro experimental. Em uma

escala absoluta de valores, os outros efeitos de interação variam de próximo a zero, para AB até 6 para a interação AC. Esta variação pode ter ocorrido aleatoriamente devido a variações normais o que pode ser verificado através do gráfico meio normal dos efeitos para a variável y_1 da Tab. 4.11, conforme Fig. 4.7 (Anderson e Whitcomb, 2000).

Tabela 4.10 – Fatorial completo com interações. Fonte: Anderson e Whitcomb (2000).

Testes	Efeitos principais			Efeitos de interação				Resposta	Exemplo
	A	B	C	AB	BC	AC	ABC		
1	+	+	+	+	+	+	+	y_1	32
2	+	+	-	+	-	-	-	y_2	80
3	+	-	+	-	-	+	-	y_3	77
4	+	-	-	-	+	-	+	y_4	75
5	-	+	+	-	+	-	-	y_5	42
6	-	+	-	-	-	+	+	Y_6	71
7	-	-	+	+	-	-	+	y_7	81
8	-	-	-	+	+	+	-	y_8	74
Efeito y	-1,0	-20,5	-17,0	-0,5	-21,5	-6,0	-3,5	\bar{y}	66,5

Da análise do gráfico da Fig. 4.7 nota-se que os efeitos BC, B e C estão fora da reta que indica distribuição normal, sendo então os mais significativos. Os efeitos AC, ABC, A e AB, que seguem a distribuição normal, são utilizados como estimativa de erro na análise de variância e no diagnóstico dos erros residuais para verificar as conclusões do gráfico *half-normal* (Anderson e Whitcomb, 2000).

Pontos	Efeitos	Valor absoluto do efeito	Probabilidade Cumulativa
1	AB	0.5	7.14%
2	A	1.0	21.43%
3	ABC	3.5	35.71%
4	AC	6.0	50.00%
5	C	17.0	64.79%
6	B	20.5	78.57%
7	BC	21.5	92.86%

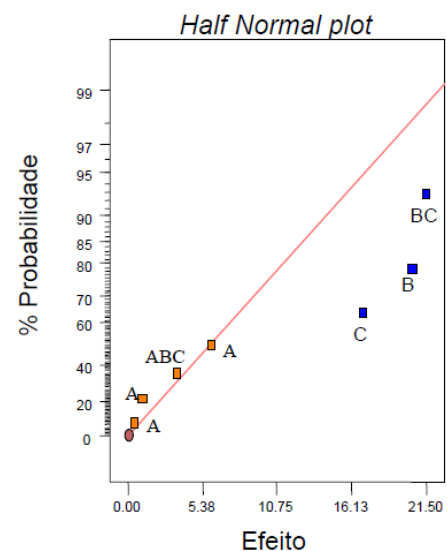


Figura 4.7 – Tabela de probabilidade e plotagem *half-normal*. Fonte: Usevicius (2004).

Se a interação entre dois fatores for significativa, mais informações são determinadas sobre as interações, conforme Fig. 4.8. Nota-se que existem quatro combinações dos níveis dos fatores BC (níveis BC: ++, +-, -+ e --). O valor médio para cada uma destas combinações é calculado primeiramente, conforme indicado na tabela, e então é registrado no gráfico.

Ordem padrão	B	C	Resposta y
1,5	+	+	37,0
2,6	+	-	75,5
3,7	-	+	79,0
4,8	-	-	74,5

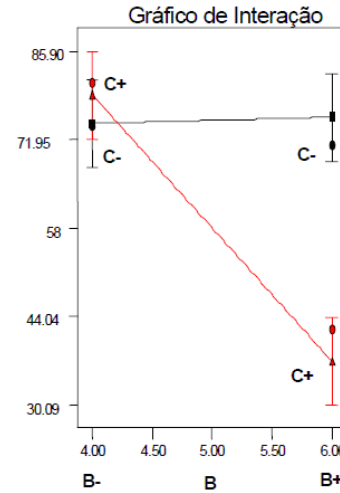


Figura 4.8 – Interação dos fatores B versus C. Fonte: Usevicius (2004).

Na plotagem o efeito do fator B depende do nível do fator C. Quando o fator C está no nível baixo (-), a mudança na variável de resposta y é mínima, de 74,5 a 75,5. O sistema não é afetado pelo fator B. Porém quando o fator C é alto (+), a variável de resposta vai de 79 para 37, mostrando um impacto maior no efeito devido a um aumento no fator B. Os níveis destes fatores interagem para afetar o nível da resposta de saída. Se não houver interação entre os fatores, as linhas no gráfico de interação serão paralelas.

Para a análise de variância, a soma dos quadrados (SQ) pode ser computada pela equação 4.16, válida para experimentos fatoriais a dois níveis balanceados (Anderson e Whitcomb, 2000):

$$SQ = \frac{N}{4} Efeito^2 \quad (4.16)$$

Onde N é o número de testes, sendo $SQ_B = 8/4 (-20,5)^2 = 840,5$, $SQ_C = 8/4 (-17,0)^2 = 578$ e $SQ_{BC} = 8/4 (-21,5)^2 = 924,5$. Ao se somar os valores da soma dos quadrados, encontra-se o valor total: $SQ_{modelo} = SQ_B + SQ_C + SQ_{BC} = 840,5 + 578 + 924,5 = 2343$. A soma dos quadrados dos efeitos menores do gráfico da Fig. 4.8 é somada para estimar o erro chamado residual da seguinte forma: $SQ_{residual} = SQ_A + SQ_{AB} + SQ_{AC} + SQ_{ABC} = 8/4 (-1)^2 + 8/4 (-0,5)^2$

+ $8/4 (-6)^2 + 8/4 (-3,5)^2 = 99$. Estes resultados são transportados para a tabela ANOVA, Tab. 4.11.

O valor F da tabela comparado com a referência distribuição F para os graus de liberdade três (numerador) e quatro (denominador) de 6,591, assegura que a variável resposta do experimento é afetada significativamente por um ou mais dos efeitos do modelo (Anderson e Whitcomb, 2000).

Tabela 4.11 – ANOVA para exemplo. Fonte: Anderson e Whitcomb (2000).

FONTE	Soma dos quadrados	Graus de liberdade	Quadrado médio	Valor F	Prob > F
Modelo	2343,0	3	781,0	31,5	<0,01
B	840,5	1	840,5	34,0	<0,01
C	578,0	1	578,0	23,3	<0,01
BC	924,5	1	924,5	37,3	<0,01
Residual	99,0	4	24,8		
Cor Total	2442,0	7			

4.11 OTIMIZAÇÃO COM MÉTODO *DESIRABILITY*

A otimização de um processo busca determinar a região dos fatores importantes que direcionam para a melhor resposta possível ou também determinar como os fatores importantes podem ser alterados para atingir a direção onde as maiores melhorias possam ser encontradas, ou seja, a direção de maior ascensão (Montgomery, 2005).

Conforme Salgado Jr. (2010), um esforço pode ser percebido na comunidade acadêmica em se estabelecer métodos de otimização de processos ou produtos para múltiplas características de qualidade. Diversos métodos foram propostos e muitos deles podem ser considerados como adaptações de métodos de otimização de resposta simples para o caso de múltiplas respostas.

Este é o caso do Método *Desirability* que foi um dos primeiros métodos propostos de otimização de múltiplas respostas. Talvez por este motivo, e pela grande facilidade na sua aplicação, seja um dos métodos mais aceitos e utilizados tanto pela comunidade acadêmica quanto pelo setor industrial (Salgado Jr., 2010). O método *Desirability* é baseado no algoritmo criado por E. C. Harrington em 1965. Posteriormente, Derringer e Suich (1980) o

aprimoraram, propondo o método como é conhecido atualmente. Segundo Murphy et al. (2005), a função *Desirability* apresentada por Harrington é um caso especial da função *Desirability* apresentada por Derringer e Suich (1980). A abordagem deste método é baseada na idéia de que a “qualidade” de um produto ou processo, que tem múltiplas características de qualidade, com uma delas fora de algum limite “desejado”, é totalmente inaceitável. O método encontra as condições de operação que fornecem os valores resposta "mais desejáveis" (Nist/Sematech, 2010).

A função *desirability* é uma transformação da variável resposta para uma escala de 0 a 1. Esta resposta transformada, chamada d_i pode ter muitos formatos diferentes conforme indicado na Tab. 4.12. Contudo, independentemente da forma, uma resposta 0 representa uma completa resposta indesejável e o 1 representa uma resposta totalmente desejável. Esta função transforma cada uma das respostas do conjunto original em um valor d_i , onde $0 \leq d_i \leq 1$. O valor d_i aumenta à medida que a resposta correspondente se aproxima do valor desejado (Derringer e Suich, 1980).

A fim de otimizar múltiplas respostas simultaneamente, cada um dos d_i é combinado usando uma média geométrica para criar o índice global D , equação 4.17:

$$D = \sqrt[n]{d_1 * d_2 * \dots * d_n} \quad (4.17)$$

O valor de D avalia de maneira geral os níveis do conjunto combinado de respostas. O índice global D também pertence ao intervalo $[0, 1]$ e será maximizado quando todas as respostas se aproximarem o máximo possível de suas especificações. O ponto de ótimo geral do sistema é o ponto de ótimo alcançado pela maximização da média geométrica, equação 4.18, calculada a partir das funções *desirability* individuais (Paiva, 2006).

A equação 4.17 é empregada quando todas as respostas tenham a mesma importância no processo de otimização. Caso contrário deve-se utilizar a equação 18:

$$D = \left[\prod_{i=1}^n d_i^{w_i} \right]^{\frac{1}{W}} \quad (4.18)$$

Sendo n o número de respostas, w_i são os graus de importância individuais de cada resposta e W , a sua soma. A Tab. 4.12 resume de maneira simplificada o método *Desirability* (Salgado Jr., 2010). Sendo L_i é o limite de especificação inferior, H_i é o limite de

especificação superior, T_i é o valor alvo, \hat{Y}_i é o valor ajustado da variável de resposta e R o seu peso.

O método *Desirability* depende diretamente das seguintes características, conforme explicado por Salgado Jr. (2010):

- Tipo de otimização desejada (maximização, normalização ou minimização);
- Limites de especificação para os valores desejados;
- Grau de importância (w_i) dada a cada resposta;
- Peso (R) dado a cada resposta (comportamento da função *Desirability* entre os limites superiores e inferiores).

Tabela 4.12 – Resumo do Método *Desirability*. Fontes: Salgado Jr. (2010) e Paiva (2006).

Objetivo	Características	Representação	Equação
Minimizar	Acima do limite superior, $d = 0$. Abaixo do alvo, $d = 1$.		$d_i = \begin{cases} 0 & \hat{Y}_i < H_i \quad (19) \\ \left[\frac{H_i - \hat{Y}_i}{H_i - T_i} \right]^R & L_i \leq \hat{Y}_i \leq T_i \\ 1 & \hat{Y}_i > T_i \end{cases}$
			$d_i = \begin{cases} \left[\frac{\hat{Y}_i - L_i}{T_i - L_i} \right]^R & L_i \leq \hat{Y}_i \leq T_i \\ \left[\frac{\hat{Y}_i - H_i}{T_i - H_i} \right]^R & T_i \leq \hat{Y}_i \leq H_i \\ 0 & \hat{Y}_i < L_i \quad e \quad \hat{Y}_i > H_i \end{cases} \quad (20)$
Normalizar	Acima do limite superior ou abaixo do limite inferior, $d = 0$. No alvo, $d = 1$.		$d_i = \begin{cases} \left[\frac{\hat{Y}_i - L_i}{T_i - L_i} \right]^R & L_i \leq \hat{Y}_i \leq T_i \\ \left[\frac{\hat{Y}_i - H_i}{T_i - H_i} \right]^R & T_i \leq \hat{Y}_i \leq H_i \\ 0 & \hat{Y}_i < L_i \quad e \quad \hat{Y}_i > H_i \end{cases}$
Maximizar	Abaixo do limite inferior, $d = 0$. Acima do alvo, $d = 1$.		$d_i = \begin{cases} 0 & \hat{Y}_i < L_i \quad (21) \\ \left[\frac{\hat{Y}_i - L_i}{T_i - L_i} \right]^R & L_i \leq \hat{Y}_i \leq T_i \\ 1 & \hat{Y}_i > T_i \end{cases}$

No programa Minitab®, utilizado neste trabalho, a função *desirability* é acessada através do comando Response Optimizer. É possível selecionar o peso de cada resposta (de 0,1 a 10) a fim de determinar quanto será enfatizada a busca do valor objetivo de uma determinada resposta. O programa determina os melhores parâmetros de entrada que atendam o objetivo proposto pelo usuário (Minitab, 2003).

CAPÍTULO 5

PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Neste capítulo é apresentado o desenvolvimento experimental deste trabalho. Os experimentos foram realizados na fábrica de anéis de pistão da Mahle Metal Leve S/A em Itajubá. A caracterização metalográfica e a análise de dureza do material testado, e a análise do desgaste na aresta de corte da ferramenta foram realizadas no Laboratório Metalográfico da empresa. São apresentados todos os equipamentos utilizados nos ensaios e é detalhado o planejamento do Projeto de Experimentos.

5.1 MÁQUINA-FERRAMENTA

A máquina utilizada é um torno CNC dedicado, com comando Siemens Sinumerik 810D controlando um motor trifásico assíncrono com potência 11 KW, que aciona o eixo árvore até uma rotação máxima de 9.000 RPM. Este CNC também controla dois fusos, cada um com torque máximo de 6 N.m, que giram até 3.000 RPM, promovendo, respectivamente, o deslocamento axial (eixo X) e radial (eixo Z) da ferramenta. Estes dois fusos têm movimentos independentes entre si e em relação ao eixo árvore (rotação da peça). Na Fig. 5.1 (a) observa-se uma visão geral deste torno.

Conforme pode ser observado na Fig. 5.1 (b), este processo opera com refrigeração, usando o fluido Plantocool MH 2002 diluído 6% em água. Tal fluido não contém óleos

minerais na sua composição e seus aditivos promovem uma excelente lubrificação no torneamento, sendo indicado para aplicações severas (Fuchs Catalogue, 1997).

a)



b)

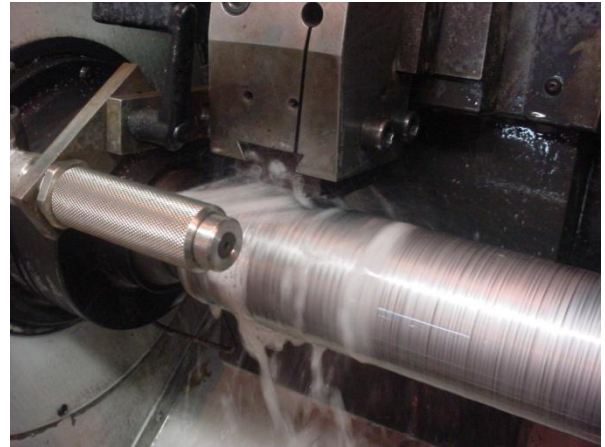


Figura 5.1 – Máquina ferramenta: a) vista geral externa, b) início do torneamento de uma árvore. Fonte: Mahle (2008).

A quantidade de material removido é de 0,50 mm no diâmetro da peça, o que corresponde em uma profundidade de usinagem $a_p = 0,25\text{mm}$. Conforme mostrado na Fig. 5.2, a ferramenta perfilada se move em direção à peça com uma velocidade de avanço radial removendo material no diâmetro e com uma velocidade axial removendo material em um movimento longitudinal.

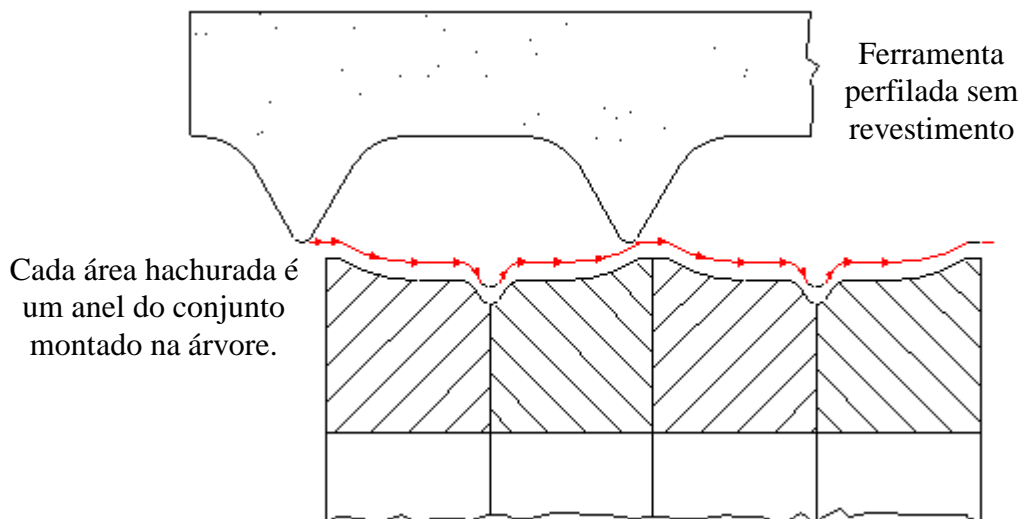


Figura 5.2 – Movimento que a ferramenta perfilada executa durante o torneamento. Fonte: Mahle (2008).

5.2 FERRAMENTA DE USINAGEM

5.2.1 Material

O material da ferramenta é metal duro, classe ISO K-10 (WC + Co), que combina boa resistência ao desgaste por abrasão e tenacidade, trabalhando com velocidades moderadas a baixas em ferros fundidos. Este metal duro é utilizado sem revestimento e corresponde a classe H13A (HW) (Sandvik, 2005), apresentando dureza média de 80,0 HR_C.

5.2.2 Geometria

Devido a sua característica de ferramenta especial, o perfil final da ferramenta é obtido por retificação a partir de um *blank* de metal duro. Este *blank* (bloco de metal duro padrão que é perfilado para cada tipo específico de produto a ser torneado) apresenta o formato indicado pela Fig. 5.1, com a largura tabelada “A” possuindo 87 mm, no caso desta ferramenta.

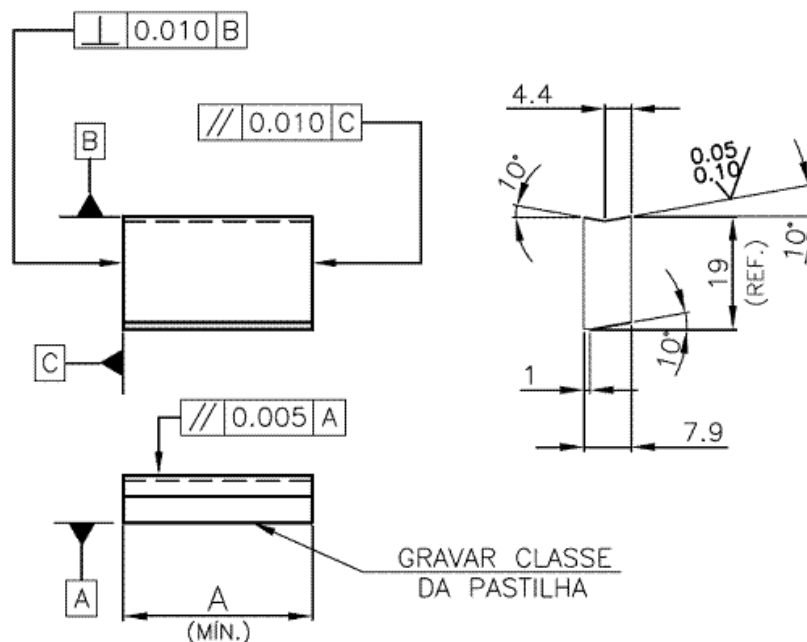


Figura 5.3 – Dimensões do *blank* antes da usinagem do perfil. Fonte: Mahle (2008).

Após a retificação do *blank* de metal duro a ferramenta adquire seu perfil final na configuração indicada pela Fig. 5.2. O processo de retificação do perfil produz na face

perfilada uma rugosidade média entre 0,2 a 0,5 μm . No processo estudado o perfil produzido apresenta 5 arestas de cortes.

(a) vista frontal “X”

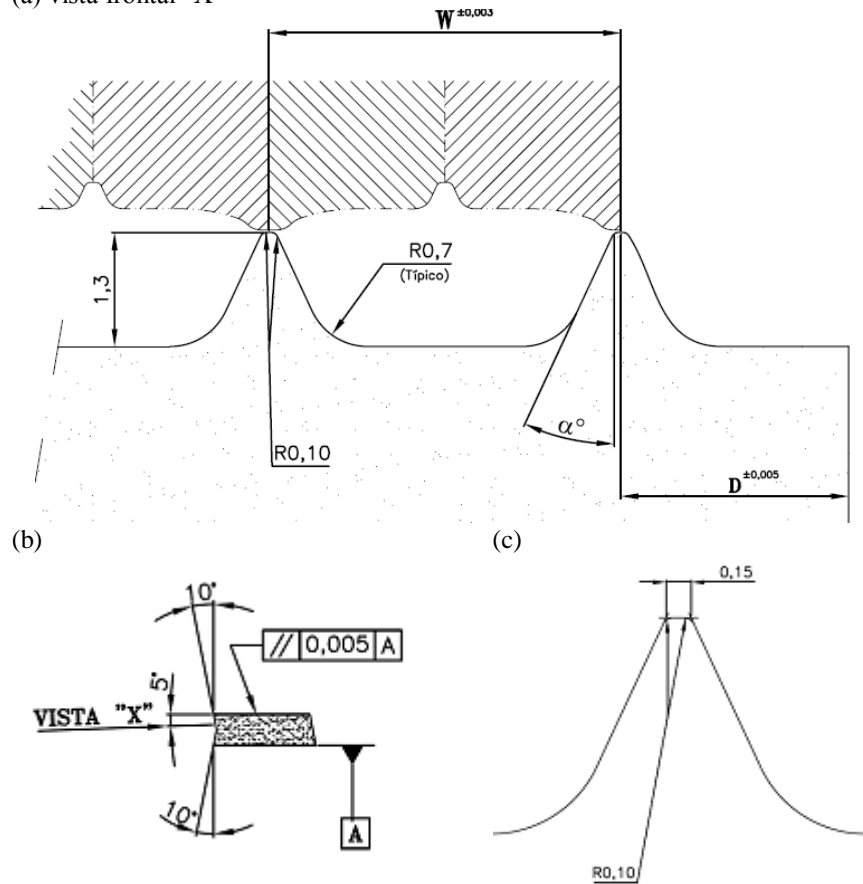


Figura 5.4 – Ferramenta perfilada: a) vista frontal “X” com representação da região usinada com hachuras; b) vista lateral; c) detalhe do formato da ponta. Fonte: Mahle (2008).

Na condição inicial do processo estudado, o ângulo (α), mostrado na Fig. 5.4 (a) é 30° . As dimensões W e D indicadas na Fig. 5.4 (a) são tabeladas e variam conforme as características específicas de cada anel de pistão. No caso do anel de pistão utilizado neste estudo as dimensões W e D são respectivamente 2,96 mm e 3,00 mm.

5.2.3 Porta-ferramenta

O porta-ferramenta, assim como a ferramenta perfilada, é fabricado especialmente para esta aplicação. Possui um alojamento para posicionamento da ferramenta e dois parafusos para fixação da mesma, conforme indicado na Fig. 5.5.

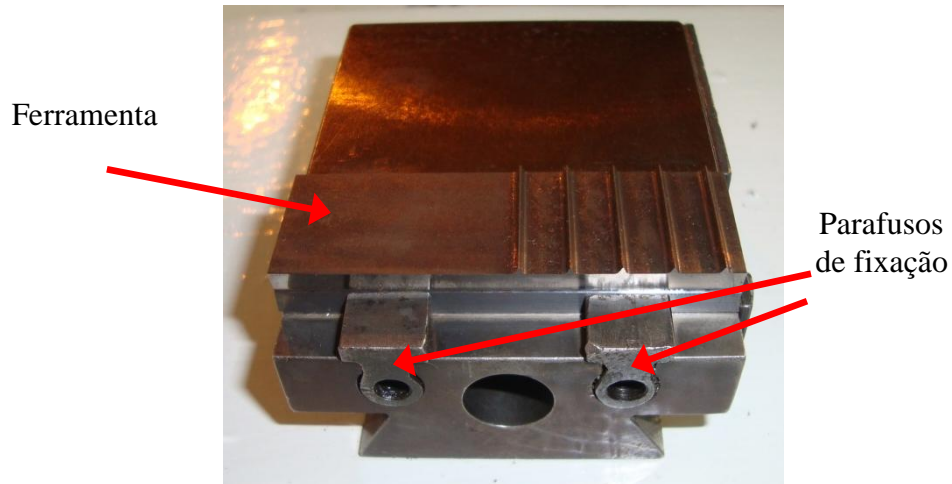


Figura 5.5 – Ferramenta montada no porta-ferramenta. Fonte: Mahle (2008).

O conjunto porta-ferramenta e ferramenta é montado no dispositivo de fixação na máquina conforme indicado na Fig. 5.6.

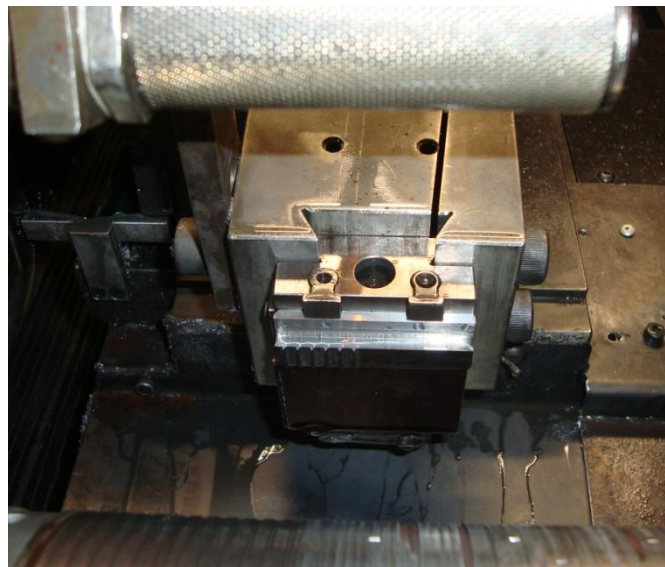


Figura 5.6 – Montagem do conjunto porta-ferramenta e ferramenta no dispositivo do torno.

Fonte: Mahle (2008).

5.2.4 Critério de fim de vida da ferramenta

O número total de árvores torneadas, com uma única afiação da ferramenta, define a vida útil da mesma. Para determinar o momento adequado para substituição da ferramenta é adotado método de falha catastrófica. Esta falha ocorre quando o desgaste na ferramenta é de

tal proporção que já não é possível efetuar o corte com êxito. Isto é verificado visualmente tanto na ferramenta, pela identificação de desgaste excessivo na aresta de corte, quanto na peça, pela presença de riscos, rebarbas, trepidação ou falhas no contorno usinado. Além disso, nestes casos é verificado ruído estridente quando em trabalho. No capítulo 6, item 6.5 é apresentada uma análise dos tipos de desgaste verificados na ferramenta em relação ao parâmetro utilizado.

5.3 PEÇA USINADA

5.3.1 Material

As peças torneadas são anéis de pistão utilizados em motores de combustão interna. Estes anéis de pistão são de ferro fundido nodular martensítico, temperado e revenido, com alto teor de nióbio, similar ao material ISO 6621-3, subclasse 56, sendo sua composição química mostrada na Tab. 5.1.

Tabela 5.1 – Composição química do ferro fundido nodular com Nióbio (Mahle, 2007).

Composição química (% em peso)									
Elemento	C	Si	Mn	P	S	Ni	Mo	Mg	Nb
Teor	3,5 – 4,1	2,4 – 2,9	0,2 – 0,8	max 0,15	max 0,03	max 0,7	max 0,3	0,02 – 0,07	0,4 – 0,6

Altas adições de ligas neste material promovem uma microestrutura com propriedades próximas à dos aços endurecidos. Logo, a usinabilidade é similar a de um aço endurecido e muito pior do que do ferro fundido cinzento. Este ferro fundido nodular tem tensão de escoamento e módulo de elasticidade respectivamente no valor mínimo de 1.300 MPa e 145.000 MPa.

A dureza média obtida com a medição de 3 peças, cada uma medida em 5 pontos, é de 41 HR_C. A estrutura metalográfica do material, obtida com um microscópio Leica DM IRM, é apresentada na Fig. 5.7, onde percebem-se os nódulos de grafita uniformemente distribuídos. A matriz é martensita temperada e revenida sem ferrita livre e com partículas de carbeto isolados distribuídos uniformemente com menos de 5%.

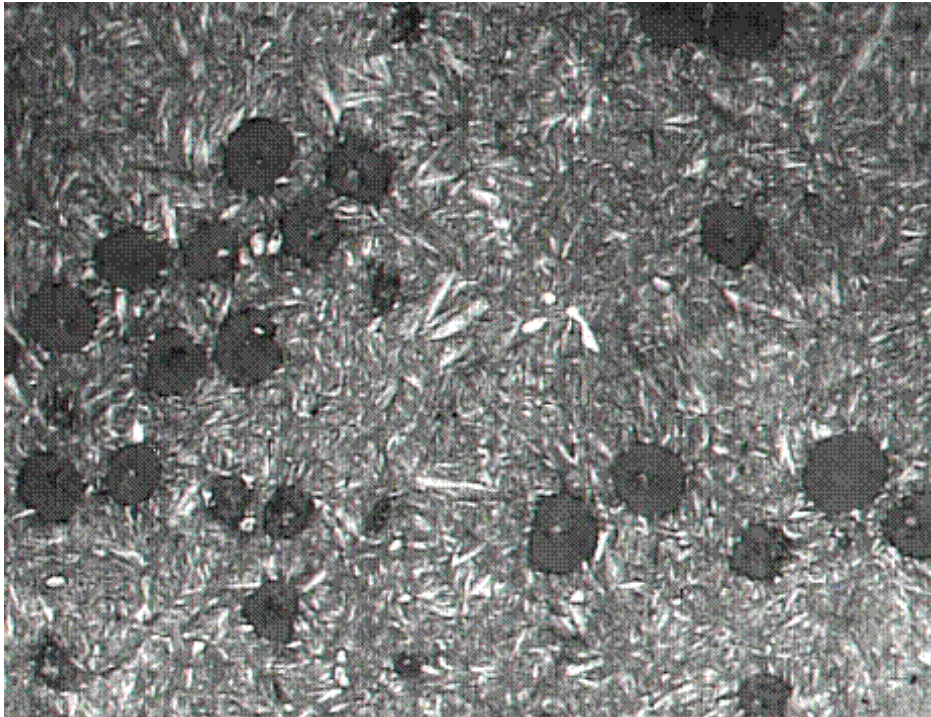


Figura 5.7 – Nódulos de grafita numa matriz martensítica temperada e revenida atacada com Nital ampliação 100:1. Fonte: Mahle (2008).

5.3.2 Dispositivo de montagem

Neste trabalho, como a peça torneada é a face de contato de um anel de pistão, sua usinagem somente é viável quando certa quantidade de anéis é montada numa árvore, resultando em uma barra cilíndrica com 384,0 mm de comprimento, 75,75 mm de diâmetro inicial e tendo como comprimento total 500 mm, considerando o dispositivo de fixação mais à peça usinada. A Fig. 5.8 mostra uma árvore montada pronta para ser usinada. Os nomes das peças de fixação são os seguintes: 1) Centro postiço no lado do arraste; 2) Eixo da árvore; 3) Colar; 4) Anel de encosto; 5) Arruela; 6) Porca e 7) Centro postiço no lado da porca.

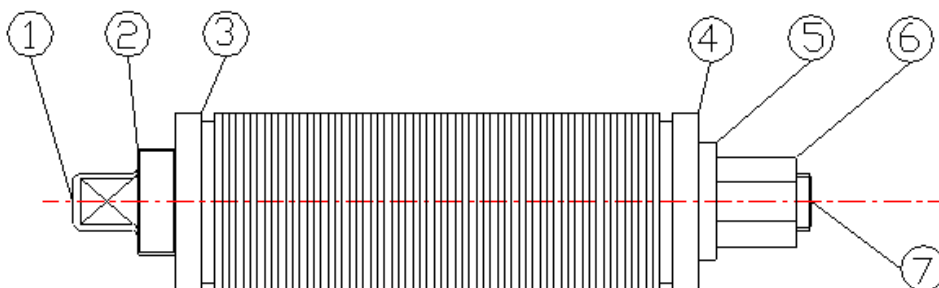


Figura 5.8 – Vista geral da árvore montada pronta para ser usinada. Fonte: Mahle (2008).

Como a ferramenta possui 5 arestas de corte e cada aresta torneia um par de anéis, a cada ciclo de torneamento é feita a usinagem de 10 anéis. O ciclo total do processo é concluído com o torneamento de toda a árvore, ou seja, o torneamento de 13 pacotes.

5.3.3 Formato final

O torneamento do anel de pistão deve gerar na face de contato o formato indicado na Fig. 5.9, que corresponde a um perfil *semi-inlaid*, conforme Norma ISO 6621 (2003).

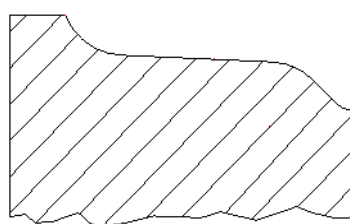


Figura 5.9 – Perfil final obtido em um anel após torneamento. Fonte: Mahle (2008).

5.4 PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL

Seguindo a metodologia de planejamento de experimentos proposta por Montgomery (2005) e discutida no capítulo 4, definiu-se que o problema a ser resolvido é a baixa produtividade do processo estudado.

A experiência adquirida na aplicação do processo em questão indicou que os 3 fatores mais críticos são: a velocidade de avanço radial, a velocidade de avanço axial e a rotação da peça. Antes de definir os valores dos dois níveis para cada fator, um conjunto de experimentos foi efetuado. Em função dessa experimentação prévia determinaram-se os níveis que iriam economizar tempo nos experimentos sem se levar em consideração um percentual fixo de variação entre os mesmos. Com isto, os níveis ficaram conforme os valores indicados na Tab. 5.2.

Tendo em vista que a produtividade de um processo de usinagem tem relação direta com a quantidade de peças produzidas com uma ferramenta e também com o tempo total de ciclo da operação, estas foram às variáveis de resposta escolhidas para o estudo. A Tab. 5.3

relaciona estas variáveis, indicando o tipo de variável, a sua importância relativa e seu nível anterior à elaboração deste estudo.

Tabela 5.2 – Fatores controláveis definidos para os experimentos.

Fatores controláveis	Símbolo	Unidade	Nível Inferior (-)	Nível Superior (+)
Velocidade avanço radial	V_{rd}	mm/min	6,3	7,2
Velocidade avanço axial	V_{ax}	mm/min	12	15
Rotação	n	RPM	180	190

Tabela 5.3 – Variáveis de resposta escolhidas para o estudo.

Variável de resposta	Unidade	Tipo	Importância relativa	Nível anterior ao estudo
Tempo de ciclo	min	Menor-é-melhor	0,5	12,5
Quantidade de árvores usinadas	-	Maior-é-melhor	1	14

Definiu-se pela utilização de uma análise fatorial completa de dois níveis e três fatores. Logo, 2^3 resultando em 8 experimentos, mais uma replicação, o que resultou num total de 16 experimentos. A utilização da replicação neste planejamento teve por objetivo obter resultados estatisticamente mais confiáveis. A replicagem foi feita aleatoriamente com o objetivo de não privilegiar determinada condição.

Tabela 5.4 – Matriz de planejamento dos experimentos.

Ordem padrão	Ordem de execução	Velocidade de avanço radial	Velocidade de avanço axial	Rotação
2	1	+1	-1	-1
7	2	-1	+1	+1
1	3	-1	-1	-1
8	4	+1	+1	+1
13	5	-1	-1	+1
12	6	+1	+1	-1
14	7	+1	-1	+1
3	8	-1	+1	-1
6	9	+1	-1	+1
4	10	+1	+1	-1
10	11	+1	-1	-1
11	12	-1	+1	-1
15	13	-1	+1	+1
9	14	-1	-1	-1
5	15	-1	-1	+1
16	16	+1	+1	+1

A tabela 5.4 representa a matriz de planejamento do experimento gerada através do programa estatístico Minitab®. Como padrão desse programa foi gerado um experimento

ortogonal onde a planilha apresenta unidades codificadas conforme indicado na Tab. 5.4. As vantagens em se utilizar um experimento ortogonal foram detalhadas no capítulo 4, item 4.6.

CAPÍTULO 6

RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo são apresentadas as etapas percorridas até obter a ferramenta e os parâmetros que resultam numa melhor condição de usinagem com boa resposta tanto para vida útil quando para tempo de ciclo. A fim de determinar os parâmetros de processo que otimizam o processo estudado, foi utilizada a metodologia de projeto de experimentos, através da qual foram analisadas estatisticamente as respostas: vida útil da ferramenta e tempo de ciclo do processo. Nestas análises foram determinados os fatores que apresentam efeito significativo nas respostas e entendido o efeito das suas interações. A partir dos resultados obtidos nesta análise foram calculados, através da função de otimização *Desirability*, os parâmetros de processo que resultam na maximização da resposta vida útil e na minimização da resposta tempo de ciclo.

6.1 ANÁLISE DA FERRAMENTA

6.1.1 Condição inicial

Na condição inicial do processo estudado, o ângulo (α) da ferramenta, conforme mostrado no capítulo 5 é de 30°. O *know-how* do fabricante de anéis de pistão indica que um ângulo reduzido na ferramenta de torneamento contribui para redução de refugo nas etapas

posteriores do processo de fabricação. Como no caso deste estudo, muitas vezes tal conhecimento não é aplicado na prática devido à baixa produtividade obtida com uma ferramenta de ângulo reduzido. A Tab. 6.1 indica os resultados obtidos, em termos de vida útil da ferramenta na condição inicial do processo, ao se utilizar ferramentas que variam o ângulo de 30 a 20°. Percebe-se claramente que um ângulo de 20° resulta numa redução significativa na quantidade de árvores produzidas com uma afiação da ferramenta, situação essa que inviabiliza sua utilização no processo.

Tabela 6.1 – Influência do ângulo da ferramenta na quantidade de árvores produzidas.

Ângulo de corte	Quantidade de árvores torneadas
30°	14
25°	8
20°	2

A justificativa para se buscar a redução do ângulo (α) da ferramenta de 30° para 20°, é a obtenção de uma camada menor de cromo no fundo do chanfro do anel. No fluxo de processo de um anel de pistão, após o torneamento acabado é feita a deposição da camada de cromo. Na Fig. 6.1 (a) e (b), percebe-se que usando uma ferramenta com ângulo de 20° temos uma quantidade menor de cromo depositado no fundo do chanfro e por consequência uma menor espessura da camada. Ao usar ferramenta com ângulo de 30°, temos uma espessura da camada de cromo de 0,11 mm no fundo do chanfro, enquanto que uma ferramenta com ângulo de 20° resulta numa espessura na camada de 0,08 mm.

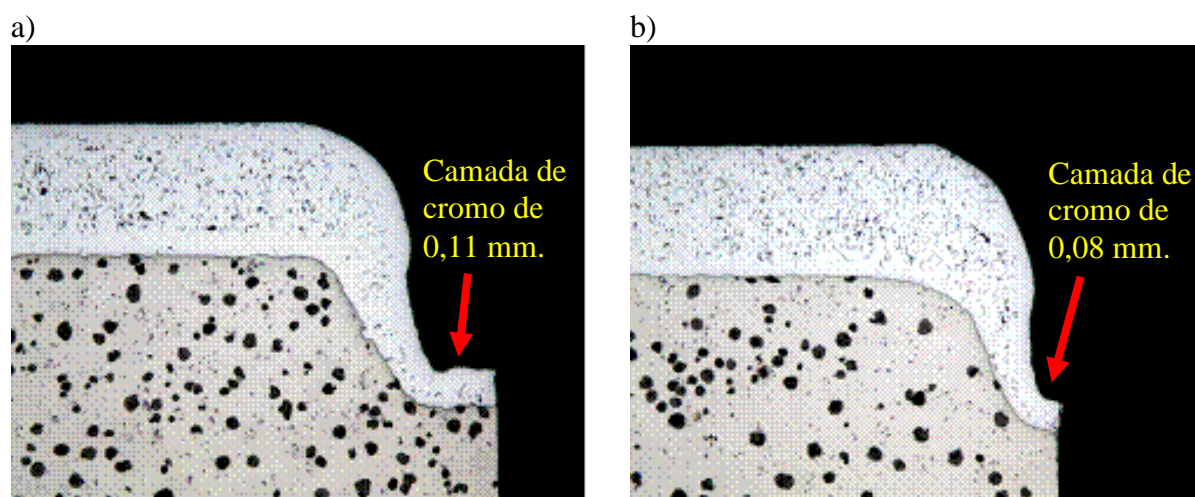


Figura 6.1 – Relação da camada de cromo resultante em anel de pistão com o ângulo (α) da ferramenta utilizada no torneamento: a) ângulo de 30°; b) ângulo de 20°.

Uma menor camada de cromo no fundo do chanfro é desejável por que permite o surgimento e propagação linear da trinca de ruptura, facilitando o rompimento da camada na abertura da árvore e, como consequência, reduzindo consideravelmente o surgimento de lascas na face de contato do anel de pistão. Se a camada de cromo neste ponto é alta não há mais um ponto frágil para ruptura. Sem uma região frágil para cisalhar, ao se abrir à árvore o rompimento da camada de cromo entre os anéis se dá preferencialmente por rasgamento e não por cisalhamento puro, ocorrendo deslocamento das superfícies de trinca paralelamente a si mesmas e não no sentido preferencial perpendicular, gerado pelo cisalhamento.

Assim, uma quantidade expressiva de lascamentos na camada de cromo é esperada e as peças com esse problema devem ser refugadas. Em um lote de produção ao se utilizar a ferramenta com ângulo de 20° resulta em redução significativa da ocorrência de lascas no cromo, conforme pode ser evidenciado na Tab. 6.2.

Tabela 6.2 – Árvores de 2 a 6 usinadas com ferramenta $\alpha = 20^\circ$, demais árvores com $\alpha = 30^\circ$.

APÓS RETÍFICA CILÍNDRICA - OP. 150			
	OPA	11210103	17/8/2007
Árvore	Pçs boas	Lascado	% Lascado
2	129	0	0,00%
3	129	0	0,00%
4	129	0	0,00%
5	128	0	0,00%
6	129	0	0,00%
7	94	10	9,62%
9	128	1	0,78%
8	103	26	20,16%
11	112	16	12,50%
10	127	2	1,55%
12	122	7	5,43%
14	127	1	0,78%
15	129	0	0,00%
16	118	10	7,81%
17	126	3	2,33%
18	127	2	1,55%
19	91	5	5,21%
20	122	4	3,17%
21	129	0	0,00%
22	127	1	0,78%
23	129	0	0,00%
24	128	1	0,78%
25	127	2	1,55%
26	129	0	0,00%
TOTAL	2939	91	3,00%

No ano de 2007 as tentativas de utilizar uma ferramenta com ângulo de 20° foram descartadas, pois, conforme indicado na Tab. 6.1, sua vida útil era muito reduzida. O fim da

vida era determinado por desgaste acelerado e avaria da ferramenta. Nesta condição as ferramentas ao final de sua vida útil apresentavam as avarias indicadas na Fig. 6.2, sendo que os parâmetros de processo utilizados eram velocidade de avanço axial (V_{ax}) de 15 mm/min, velocidade de avanço radial (V_{rd}) de 6,3 mm/min e rotação (n) de 208 RPM.

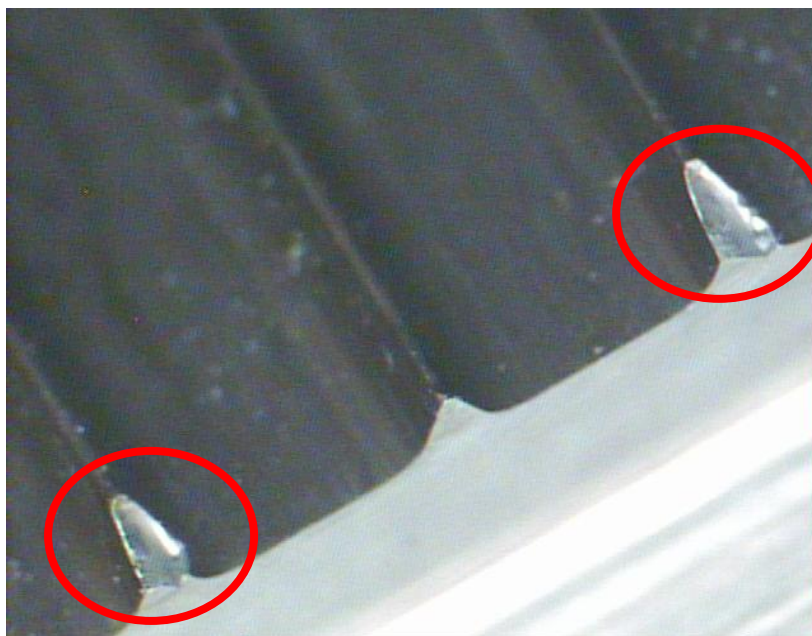


Figura 6.2 – Lascamento na aresta de corte da ferramenta com $\alpha = 20^\circ$.

6.1.2 Análise do material da ferramenta

Foram realizadas análises para identificação do tamanho de grão, da composição química e da dureza no metal duro classe ISO K-10 empregado na ferramenta da condição inicial do processo. O objetivo foi identificar se todas as características estavam de acordo com o indicado como mais favorável para a operação, conforme pesquisa mostrada no capítulo 3. Para realizar a análise desejada utilizou-se um microscópio eletrônico de varredura modelo Quanta 600, no Centro Tecnológico Mahle em Jundiaí.

A análise mostrou que o metal duro utilizado apresentava tamanho de grão variando de 1,1 a 1,9 μm , Fig. 6.3 (a), composição química com baixo índice de cobalto, Fig. 6.4, e dureza de 81,1 HR_C. A ferramenta, portanto, apresenta uma baixa tenacidade e dureza elevada.

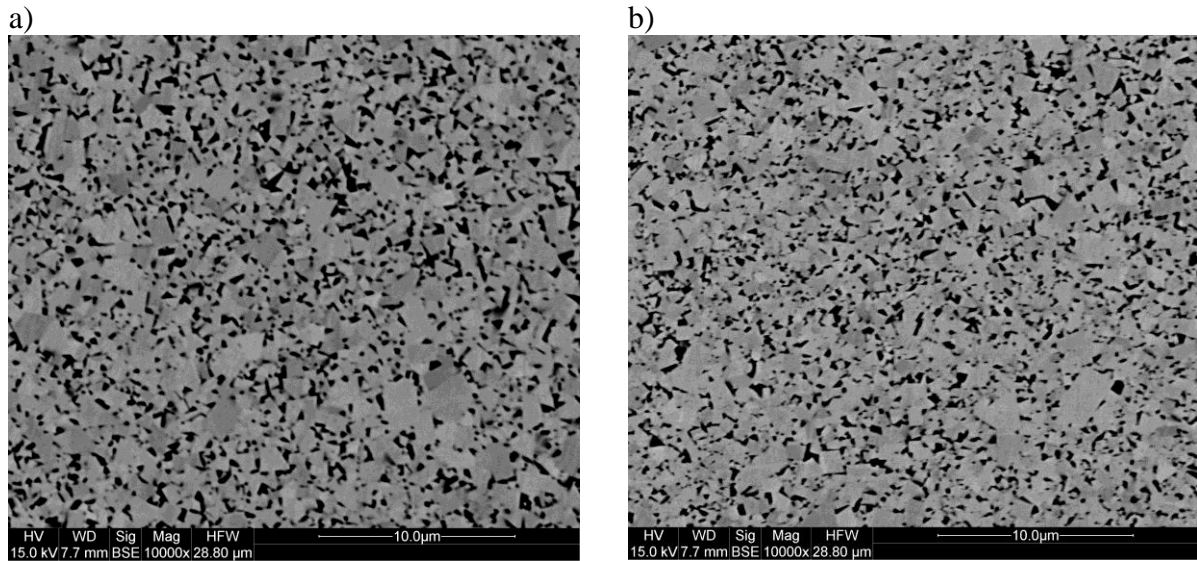


Figura 6.3 – Microestrutura do metal duro: a) condição inicial com tamanho de grão de 1,1 a 1,9 μm ; b) nova condição com tamanho de grão de 0,5 a 1,0 μm .

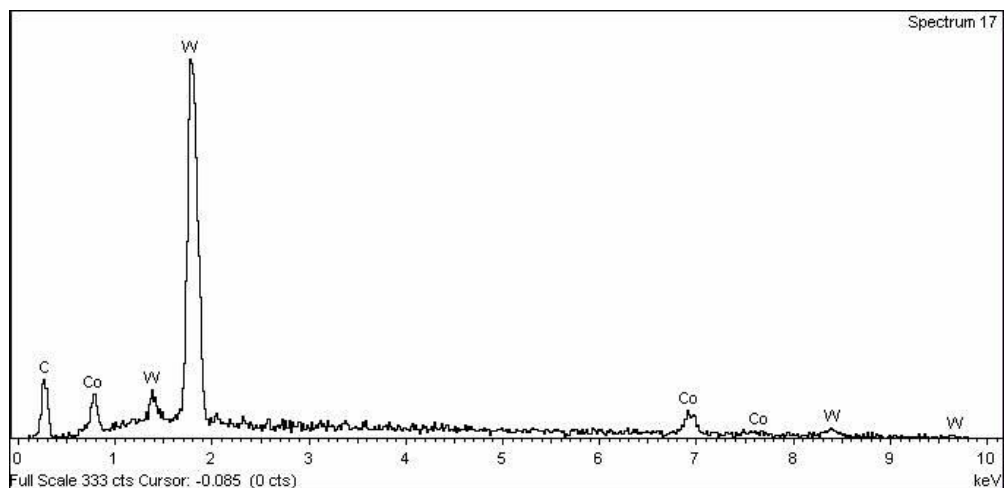


Figura 6.4 – Composição química do metal duro da condição inicial.

Conforme estudado no capítulo 3, a resistência ao desgaste numa ferramenta de metal duro é melhorada através da redução do tamanho dos grãos do WC. Além disso, um aumento no teor de Co implica em menor dureza, maior resistência à ruptura transversal (TRS), e, portanto, maior resistência ao impacto (ou tenacidade), menor módulo de elasticidade, e, conseqüentemente, menor rigidez.

Com base nesse conhecimento foi solicitado a um fabricante de metal duro o fornecimento uma nova ferramenta na mesma classe K 10, mas com redução no tamanho

médio dos grãos para 0,5 a 1,0 μm , Fig. 6.3 (b), e composição com aumento no teor do cobalto, Fig. 6.5, o que resultou em ferramenta com dureza média de 78,5 HR_C.

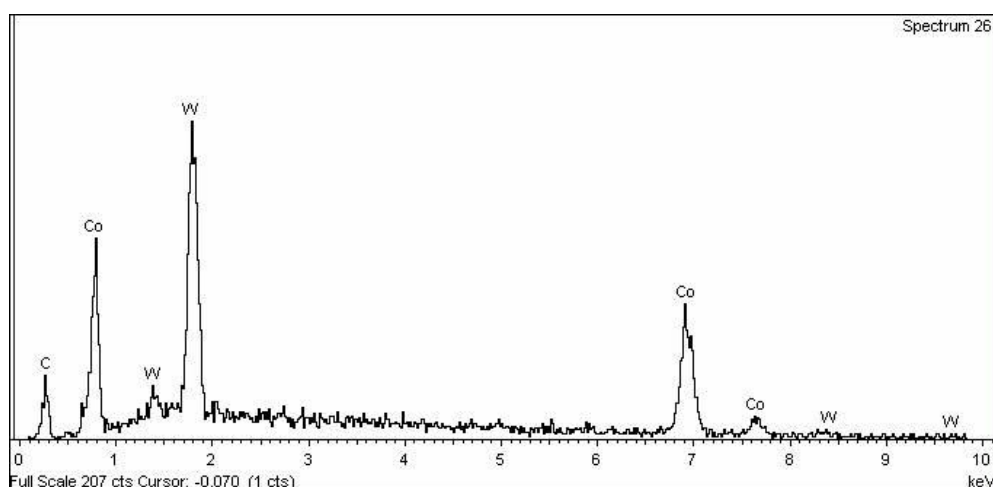


Figura 6.5 – Composição química do metal duro da nova ferramenta.

Devido à característica de corte interrompido do processo estudado, um aumento na tenacidade da ferramenta é favorável a um aumento na vida útil da ferramenta. Isso se comprovou, pois ao se utilizar ferramentas com ângulo de 20° e metal duro na nova condição obteve-se uma melhora significativa na vida útil da ferramenta, conforme mostrado na Tab. 6.3.

Tabela 6.3 – Vida útil da ferramenta conforme metal duro utilizado.

Ângulo de corte	Quantidade de árvores torneadas	
	Metal duro original	Metal duro melhorado
30°	14	32
25°	8	24
20°	2	14

A partir da condição onde se passou a utilizar somente o novo metal duro foi realizado um projeto de experimentos para obter os parâmetros ótimos que resultam num ponto ótimo entre vida útil e tempo de ciclo do processo.

6.2 ANÁLISE DOS PARÂMETROS DE USINAGEM

Conforme apresentado no capítulo 5, item 5.4, utilizou-se um fatorial completo com dois níveis para os três fatores analisados e uma replicação. A Tab. 6.4 apresenta os resultados

obtidos para os experimentos efetuados. A fim de se ter um baixo risco de conclusões incorretas optou-se por $\alpha = 0,05$, nível de significância, ou seja, um nível de confiança de 95%. Utilizou-se o programa estatístico Minitab® para realização dos cálculos necessários e geração de todos os gráficos apresentados neste capítulo.

Tabela 6.4 – Experimentos executados com a nova ferramenta e seus respectivos resultados.

Ordem de execução	Parâmetros			Respostas	
	Velocidade de avanço radial (mm/min)	Velocidade de avanço axial (mm/min)	Rotação (RPM)	Quantidade de árvores	Tempo de ciclo (min)
1	7,2	12	180	43	12,80
2	6,3	15	190	20	11,30
3	6,3	12	180	22	13,25
4	7,2	15	190	28	10,82
5	6,3	12	190	26	13,25
6	7,2	15	180	32	10,82
7	7,2	12	190	29	12,80
8	6,3	15	180	26	11,30
9	7,2	12	190	24	12,80
10	7,2	15	180	34	10,82
11	7,2	12	180	37	12,80
12	6,3	15	180	32	11,30
13	6,3	15	190	11	11,30
14	6,3	12	180	23	13,25
15	6,3	12	190	30	13,25
16	7,2	15	190	25	10,82

6.2.1 Análise estatística para vida útil da ferramenta

O cálculo estatístico realizado com auxílio do programa Minitab® para análise da vida útil da ferramenta gerou os valores indicados na Tab. 6.5. Nesta tabela a coluna P identifica os valores P calculados para os fatores e as suas interações.

A partir dos valores apresentados pode-se concluir que os fatores velocidade de avanço axial (V_{rd}), rotação (n) e a interação entre os 3 fatores ($V_{rd} \times V_{ax} \times n$) são estatisticamente significativos para a vida útil da ferramenta, uma vez que seus respectivos valores P são menores do que 0,05.

Tabela 6.5 – Cálculo dos efeitos principais e interações para a vida útil da ferramenta.

TERMO	EFEITO	COEF	SE COEF	T	P
Constante		27,625	0,9014	30,65	0,000
V_{rd}	7,750	3,875	0,9014	4,30	0,003
V_{ax}	-3,250	-1,625	0,9014	-1,80	0,109
n	-7,000	-3,500	0,9014	-3,88	0,005
$V_{rd} \times V_{ax}$	-0,250	-0,125	0,9014	-0,14	0,893
$V_{rd} \times n$	-3,000	-1,500	0,9014	-1,66	0,135
$V_{ax} \times n$	-3,000	-1,500	0,9014	-1,66	0,135
$V_{rd} \times V_{ax} \times n$	6,500	3,250	0,9014	3,61	0,007
S = 3,6055		R-Sq = 87,37%		R-Sq (adj) = 76,33%	

A Análise de Variância calculada para a vida útil da ferramenta é apresentada na Tab. 6.6. Conforme explicado por Paiva (2004), os valores P menores do que 0,05 indicam a rejeição da hipótese nula de que os efeitos principais e interações de terceira ordem não são significativos. Como valor P é maior do que 0,05, para as interações de segunda ordem se aceita a hipótese nula de que estes fatores não são significativos.

Tabela 6.6 – ANOVA para a vida útil da ferramenta (unidades codificadas).

FONTE	DF	SEQ SS	ADJ SS	ADJ MS	F	P
Efeitos Principais	3	478,50	478,50	159,50	12,27	0,002
Interações 2ª Ordem	3	72,25	72,25	24,08	1,85	0,216
Interações 3ª Ordem	1	169,00	169,00	169,00	13,00	0,007
Erro Residual	8	104,00	104,00	13,00		
Erro Puro	8	104,00	104,00	13,00		
Total	15	823,75				

Um resumo das informações apresentada nas duas tabelas acima é apresentado no gráfico de pareto da Fig. 6.6. A informação é disposta em barras distribuídas do mais significativo para o menos significativo. O comprimento de cada barra é proporcional à significância estatística de seu efeito. A linha vertical vermelha é a linha do valor crítico, calculada pelo método de Lenth, que indica que os fatores apresentados acima do valor de 2,306 de efeito padronizado são significantes, considerando um nível de significância de 5% (Lenth, 1989, Polhemus, 2005 e Montgomery, 2005). Logo, os fatores que estão abaixo da linha vermelha têm pouca influência na vida da ferramenta.

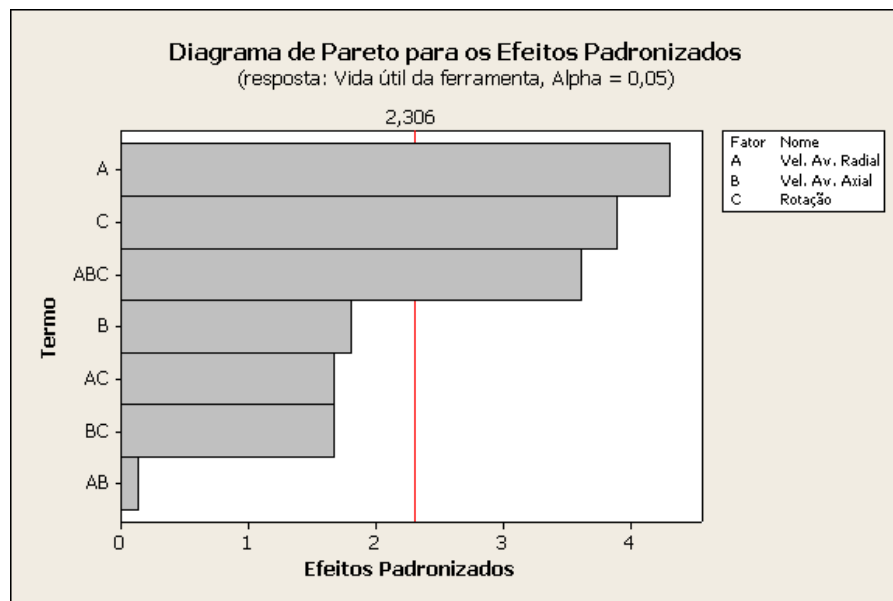


Figura 6.6 – Diagrama de Pareto com os fatores que afetam a vida útil da ferramenta.

Uma forma que auxilia a identificar que fatores ou interações são mais significativos é apresentada na Fig. 6.7, onde é mostrada a normalização dos efeitos dos experimentos (Minitab, 2003 e Paiva, 2004). Os fatores que seguem o padrão de normalidade, ou seja, estão próximos à linha normal não são significativos.

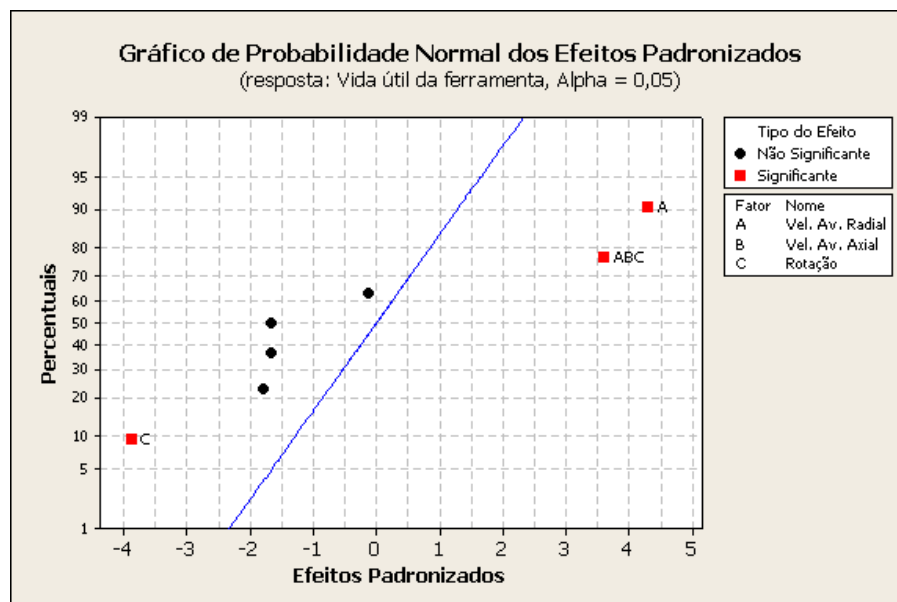


Figura 6.7 – Gráfico de Probabilidade Normal dos Efeitos Padronizados para vida útil.

A Fig. 6.8 mostra o teste de normalidade efetuado com os resíduos da resposta vida útil. Considerando-se um nível de significância de 0,05 e o valor P de 0,743 conclui-se que os

resíduos seguem uma distribuição normal, o que indica que as respostas obtidas são confiáveis (Paiva, 2004).

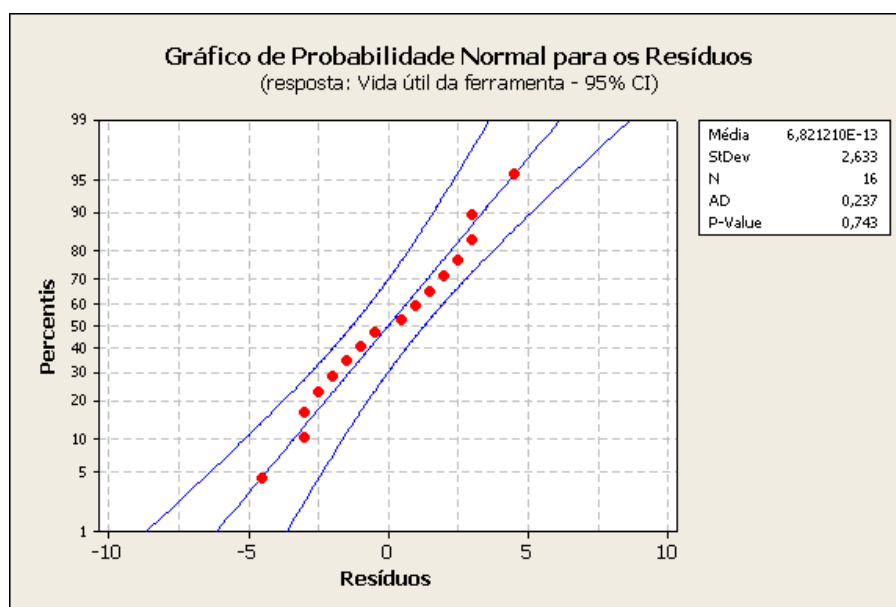


Figura 6.8 – Gráfico de Probabilidade Normal para os Resíduos.

Confrontando-se os resíduos padronizados com a ordem do experimento é gerado o gráfico da Fig. 6.9. Este gráfico deve mostrar um padrão aleatório nos dois lados da linha central. Padrões não aleatórios ocorrem quando há concentração de pontos numa região e violam a premissa de que as variáveis não estão relacionadas com os resíduos. Como não são percebidos padrões não-aleatórios, isto indica que o experimento foi conduzido de maneira apropriada (Minitab, 2003 e Paiva, 2004).

Os efeitos principais para cada fator são apresentados na Fig. 6.10. A linha de referência nestes gráficos representa a média geral dos dados e tem por fim auxiliar ao usuário a visualizar a magnitude destes efeitos. Verifica-se que uma velocidade de avanço radial maior em conjunto com uma rotação menor resulta em maior vida útil da ferramenta. Uma redução na velocidade axial tem um efeito reduzido, mas também contribui para o aumento na vida útil, conforme será mostrado posteriormente no item 6.3.

A partir dessas informações percebe-se que o fator chave para melhorar a vida útil da ferramenta é o tempo de contato entre ferramenta e peça enquanto se executa a operação de torneamento. Esse tempo está diretamente relacionado aos parâmetros de rotação e velocidade de avanço radial, o que pode ser verificado na Tab. 6.7. Onde se apresenta esse tempo de contato entre peça e ferramenta calculado para cada conjunto de parâmetros.

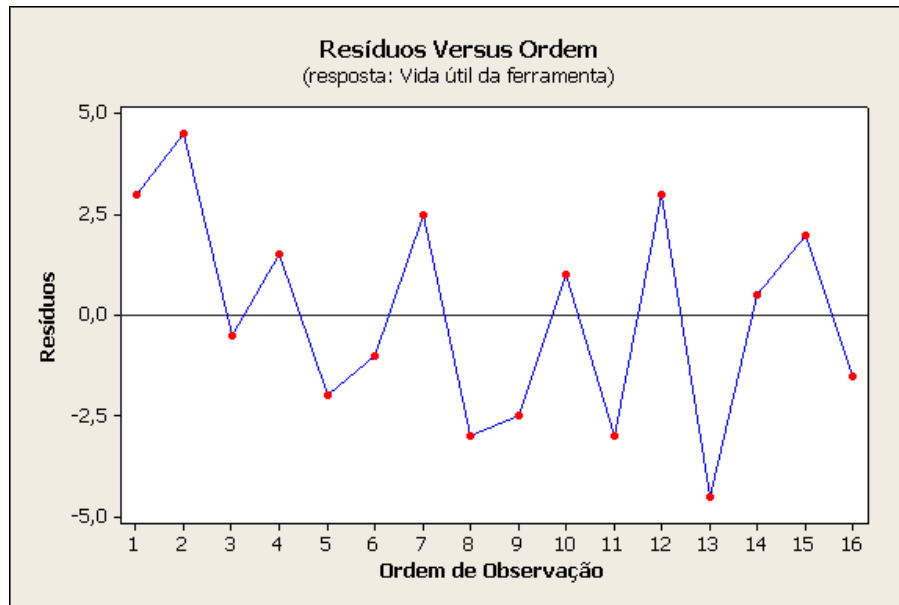


Figura 6.9 – Gráfico da relação entre Resíduos versus Ordem de Observação.

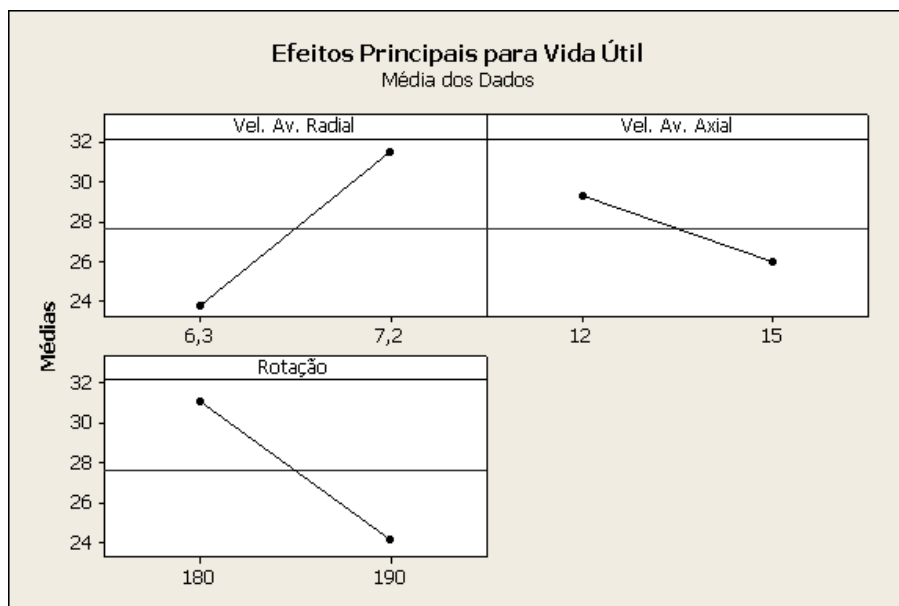


Figura 6.10 – Gráficos dos Efeitos Principais para a vida útil da ferramenta.

Considerando-se que a remoção de material no raio da peça é de 0,25 mm, o tempo de contato relativo apenas ao torneamento radial é de 2,38 segundos com uma velocidade de avanço radial de 6,3 mm/min e 2,08 segundos para um avanço radial de 7,2 mm/min. Assim, uma maior velocidade de avanço radial resulta em um decréscimo de 12,5% no tempo de contato entre a ferramenta e a peça. O conjunto de parâmetros que resultam em menor tempo de contato entre ferramenta e peça, levarão a um aumento na vida útil da ferramenta especial

de metal duro. Esta condição é obtida com uma velocidade de avanço radial de 7,2 mm/min e uma rotação de 180 RPM.

Tabela 6.7 – Relação entre parâmetros e tempo de contato.

Velocidade de avanço radial (mm/min)	Rotação (RPM)	Tempo de contato (seg.)
6,3	190	7,54
6,3	180	7,14
7,2	190	6,59
7,2	180	6,24

Na Fig. 6.11 é apresentado o gráfico de interações entre os três fatores mostrando sua influência na resposta vida útil da ferramenta. Neste tipo de gráfico, linhas paralelas indicam que não há interação e linhas cruzadas, ou linhas com inclinações diferentes, indicam interação entre os fatores correspondentes. Logo, a vida útil é afetada pelas interações entre a rotação e as duas velocidades, axial e radial, enfatizando assim os resultados apresentados na Tab. 6.5.

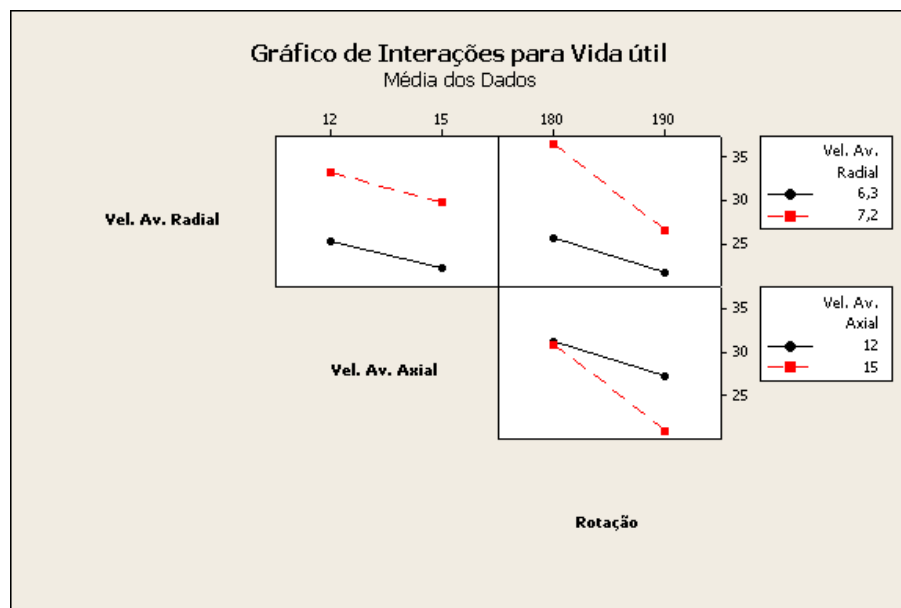


Figura 6.11 – Gráfico de Interações para a vida útil da ferramenta.

No gráfico de cubo da Fig. 6.12, tem-se uma representação espacial da relação entre os fatores para a resposta vida útil da ferramenta. O formato é de um cubo, pois são analisados três fatores. Em cada vértice tem-se o valor médio da quantidade de árvores torneadas com a combinação dos fatores relacionadas a este vértice. Dessa forma pode-se identificar visualmente qual a combinação de níveis dos fatores que conduzem a um melhor resultado. Neste caso, rotação = 180, $V_{rd} = 7,2$ mm/min e $V_{ax} = 12$ mm/min.

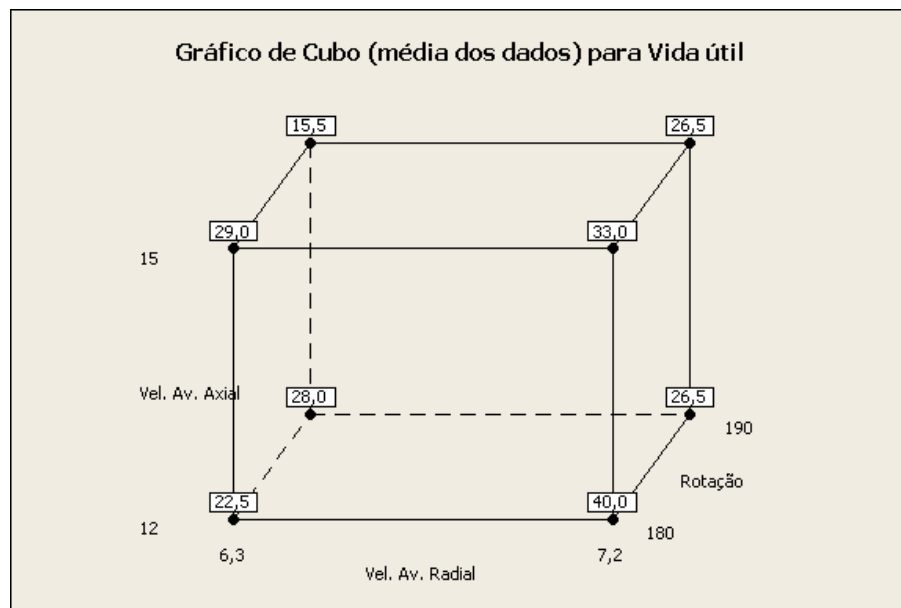


Figura 6.12 – Representação espacial da relação entre os fatores para a vida útil.

6.2.2 Análise estatística para tempo de ciclo

O cálculo estatístico realizado com auxílio do programa Minitab® para análise do tempo de ciclo gerou os valores indicados na Tab. 6.8. Devido à magnitude do efeito gerado pela V_{ax} o modelo matemático calculado descreve em 100% o comportamento dos dados analisados resultando em valor zero para o erro padrão. Com este valor sendo zero não é possível calcular, pelo método de Lenth, a linha do valor crítico, no Diagrama de Pareto da Fig. 6.13. Da mesma forma, o valor P não pode ser calculado.

Tabela 6.8 – Cálculo dos efeitos principais para o tempo de ciclo.

TERMO	EFEITO	COEF	SE COEF	T	P
Constante		12,042	0	*	*
V_{rd}	-0,4650	-0,2325	0	*	*
V_{ax}	-1,9650	-0,9825	0	*	*
n	0,0000	0,0000	0	*	*
$V_{rd} \times V_{ax}$	-0,0150	-0,0075	0	*	*
$V_{rd} \times n$	0,0000	0,0000	0	*	*
$V_{ax} \times n$	0,0000	0,0000	0	*	*
$V_{rd} \times V_{ax} \times n$	0,0000	0,0000	0	*	*
S = 0	R-Sq = 100,00%	R-Sq (adj) = 100,00%			

A influência da velocidade de avanço axial (V_{ax}) na resposta tempo de ciclo do processo pode ser entendida em função do deslocamento longitudinal para usinagem da peça ser muito maior que o deslocamento radial para usinagem.

Fica evidente pelo gráfico indicado na Fig. 6.13, que a rotação e todas as interações entre os fatores não produzem efeitos no tempo de ciclo. Enfatizando esta análise pode-se verificar na Fig. 6.14 que o tempo de ciclo é basicamente somente afetado pela V_{ax} . Logo, qualquer alteração neste parâmetro resultará em alteração inversamente proporcional no tempo de ciclo.

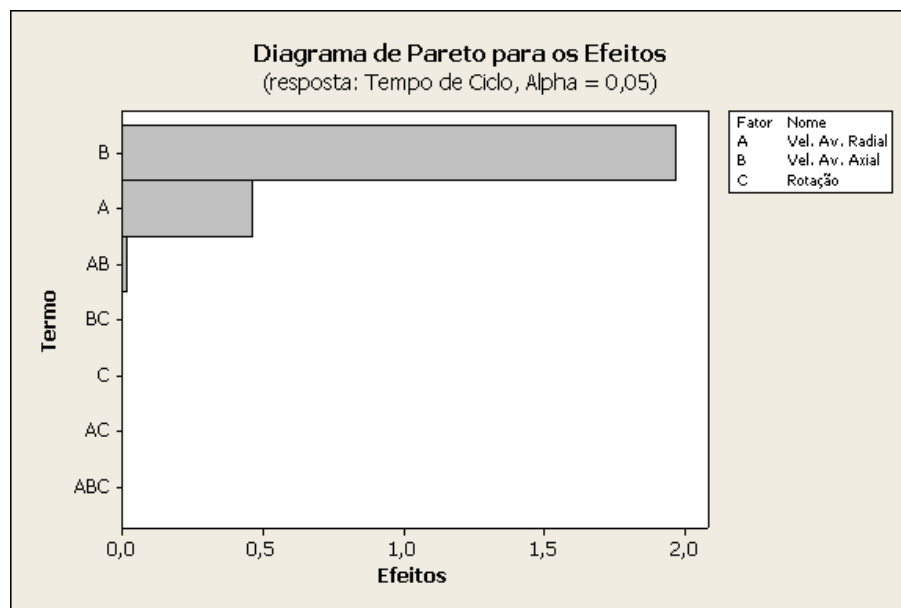


Figura 6.13 – Diagrama de Pareto com os fatores que afetam o tempo de ciclo.

Na Fig. 6.15 é apresentado o gráfico de interações confirmando que a rotação não tem influência no tempo de ciclo, conforme pode ser verificado nas linhas paralelas indicadas quando o fator é a rotação.

No gráfico de cubo da Fig. 6.16, temos uma representação espacial da relação entre os fatores para a resposta tempo de ciclo. Em cada vértice temos o valor médio do tempo de ciclo obtido com a combinação dos fatores relacionados a este vértice. Neste caso, dos fatores que conduzem a um melhor resultado são: $V_{rd} = 7,2$ mm/min e $V_{ax} = 15$ mm/min.

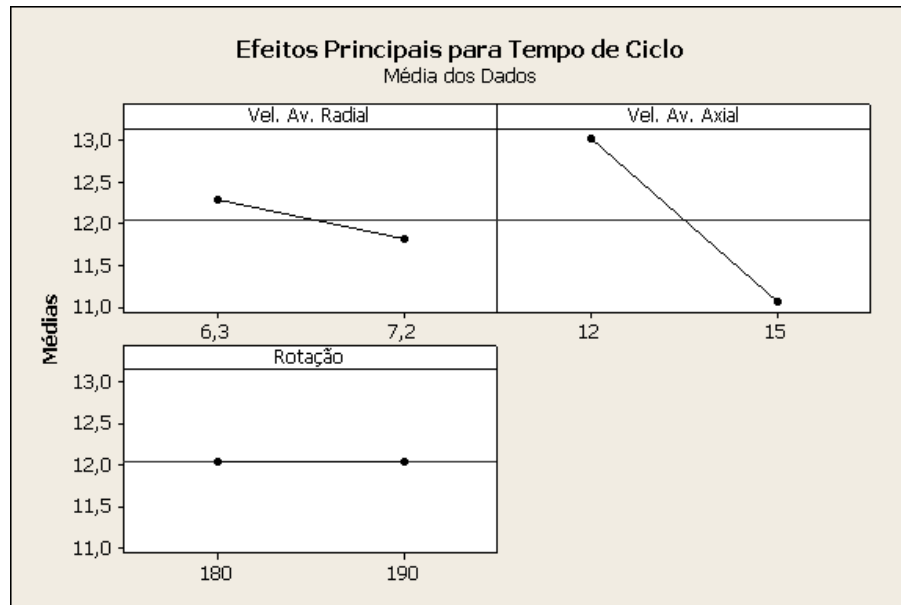


Figura 6.14 – Gráfico dos Efeitos Principais para o tempo de ciclo.

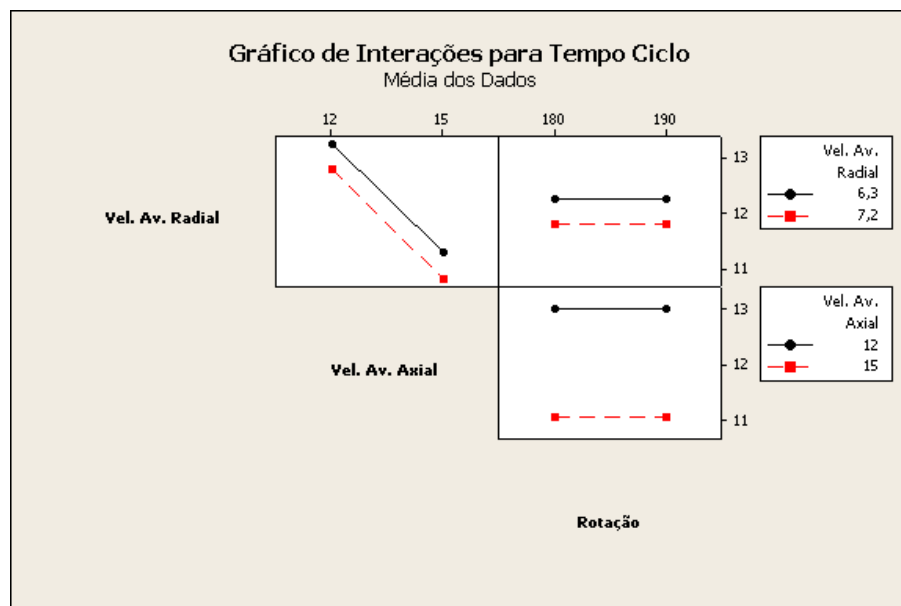


Figura 6.15 – Gráfico de Interações para o tempo de ciclo.

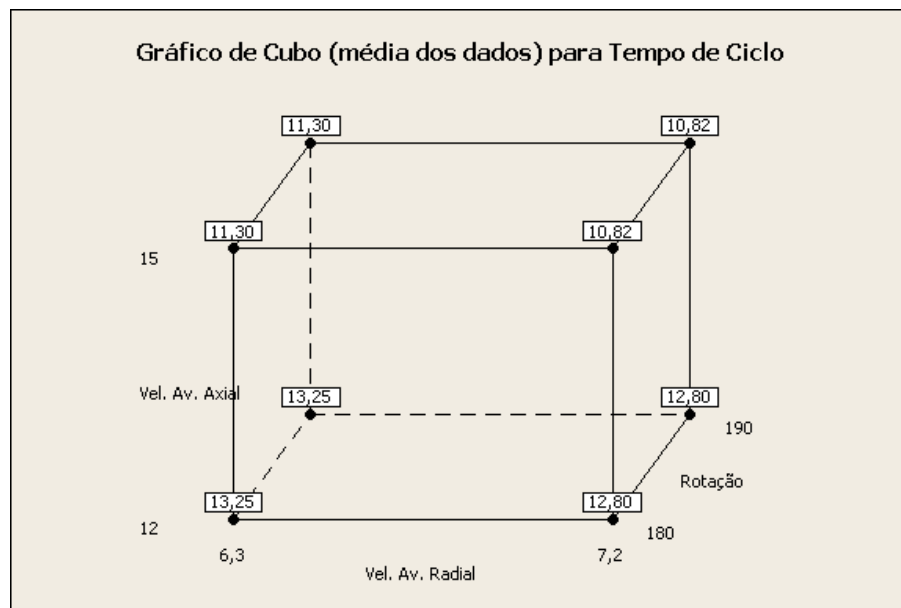


Figura 6.16 – Representação espacial da relação entre os fatores para o tempo de ciclo.

6.2.3 Otimização das respostas

Após a análise estatística das variáveis respostas do processo, buscar-se a identificação da combinação de ajustes, ou níveis das variáveis de entrada ou fatores, os quais conjuntamente otimizam as respostas desejadas. Com esse objetivo pode-se utilizar a função *Desirability*, já estudada no capítulo 4, item 4.6. Esta função é identificada no programa Minitab® como *Composite Desirability* (D), quando se avalia o quanto o conjunto de parâmetros otimizaram o conjunto de respostas, e como *Individual Desirability* (d), quando se avalia o quanto o conjunto de parâmetros otimizaram uma única resposta. *Desirability*, apresenta um intervalo de 0 a 1. O número 1 representa o caso ideal e o 0 indica que uma ou mais respostas estão fora de seus limites aceitáveis (Minitab, 2003).

Segundo Van Gysegem et al. (2004) o método *Desirability* é um método multicritério capaz de avaliar um conjunto de respostas simultaneamente e que permite a determinação do conjunto de condições mais desejáveis para as propriedades estudadas. Para a aplicação do método, inicialmente deve-se estabelecer um relacionamento entre as respostas de interesse e as variáveis independentes estudadas. Este método assume que as variáveis de respostas estudadas são independentes e não correlacionadas.

Conforme método de otimização proposto por Paiva (2006) deve-se verificar se há correlações significativas entre as variáveis resposta. Caso não existam podem-se utilizar métodos de otimização tradicionais. Caso existam correlações significativas métodos diferentes do *Desirability* devem ser utilizados.

Ao se avaliar estas respostas por um teste de hipótese de correlação encontramos valor P de 0,723, indicando que não existe correlação entre as variáveis. Esta relação é representada pelo gráfico Scatterplot indicado na Fig. 6.17.

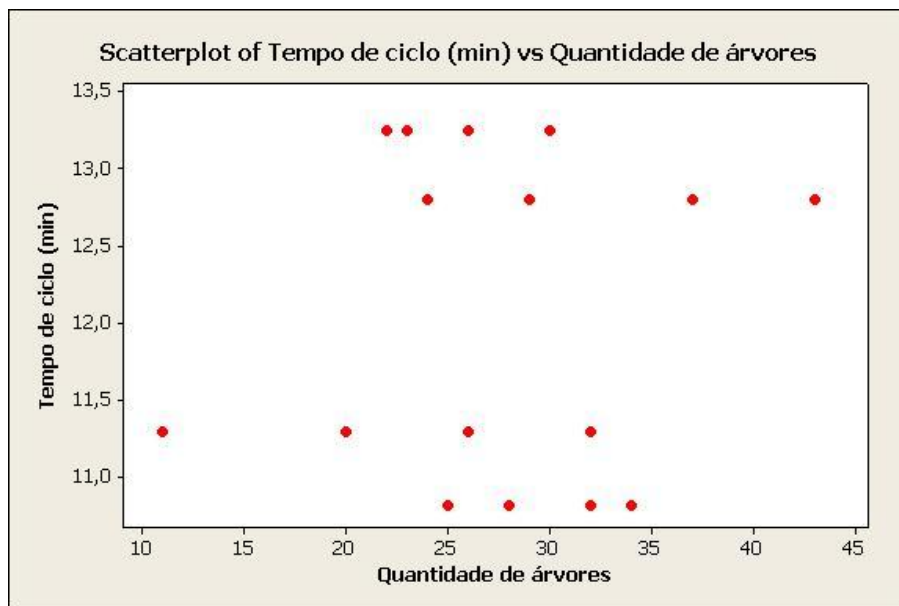


Figura 6.17 – Representação gráfica da não correlação entre as variáveis resposta.

Conforme visto na Tab. 5.3 do capítulo 5, o objetivo é maximizar a função da quantidade de árvores torneadas e ao mesmo tempo minimizar a função do tempo de ciclo. Sendo assim é utilizado o programa Minitab® para calcular a função *desirability* que identifica os parâmetros ótimos das variáveis de entrada em conjunto com os respectivos valores de *Desirability*, a fim de indicar o quanto estes parâmetros atingiram as metas estabelecidas (Minitab, 2003).

A Fig. 6.18 apresenta graficamente o resultado obtido usando o Minitab®. Para as duas respostas obtem-se o máximo valor de *Desirability*, com os seguintes parâmetros: rotação = 180, $V_{rd} = 7,2$ mm/min e $V_{ax} = 13,34$ mm/min.

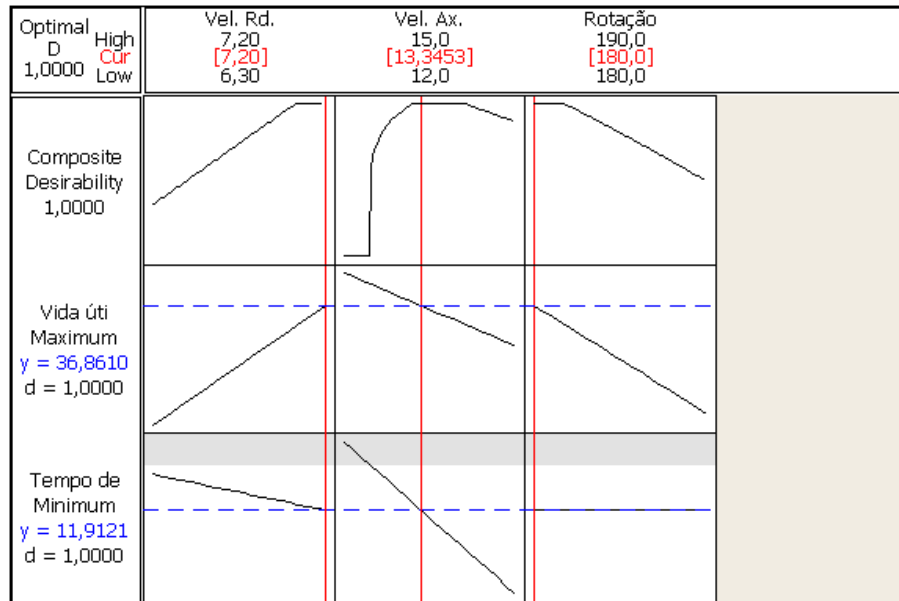


Figura 6.18 – Parâmetros obtidos com a função *Desirability* pelo programa Minitab®.

Utilizando a opção de *Factorial Plots* do Minitab® com a fixação da variável V_{rd} em 7,2 mm/min, pode-se gerar o Gráfico de Contorno indicado na Fig 6.19 para a resposta vida útil. Percebe-se que caso não se deseje obter ganho em redução de tempo de ciclo pode-se reduzir a V_{ax} obtendo um número maior de árvores torneadas com uma afiação da ferramenta.

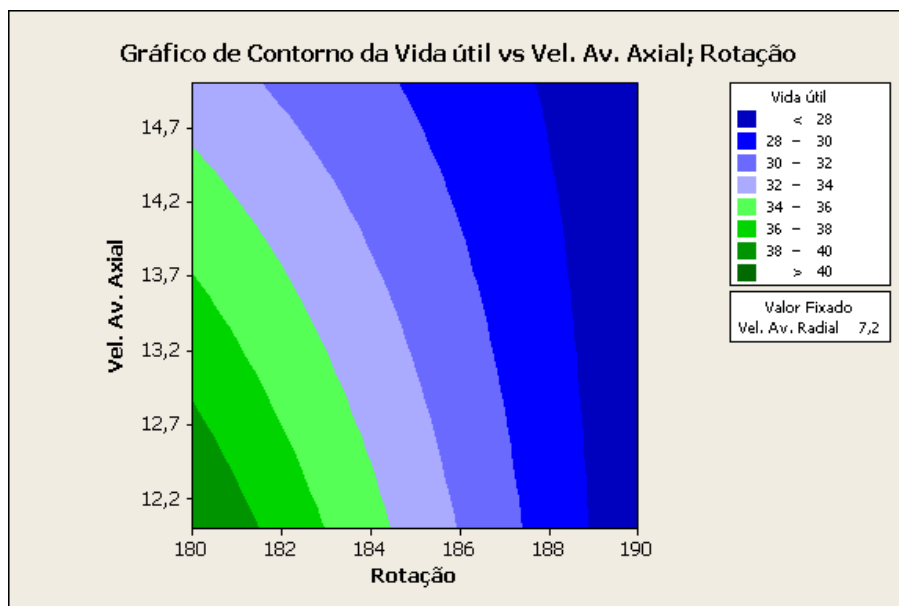


Figura 6.19 – Gráfico de Contorno para vida útil com valor ficado em 7,2 mm/min para velocidade de avanço radial.

Ao gerar este tipo de gráfico para o tempo de ciclo obtemos o gráfico mostrado na Fig. 6.20. Neste caso o valor fixado foi à rotação. Percebe-se que o ponto ótimo para o tempo de ciclo ocorre com um aumento da V_{ax} . Logo, o valor para V_{ax} definido na otimização atende ao compromisso de atender aos requisitos das duas respostas.

Os resultados obtidos aplicando o DOE foram comparados com a condição inicial, conforme mostrado na Tab. 6.9. A quantidade de árvores usinadas com uma afiação da ferramenta com ângulo de 20° na condição de corte inicial foi de 14 árvores. Depois do processo de otimização (DOE) obteve-se um ganho de 157%, alcançando-se 36 árvores. Uma redução no tempo de ciclo de 12,5 minutos para 11,9 minutos representa um aumento de produtividade de 4,8%.

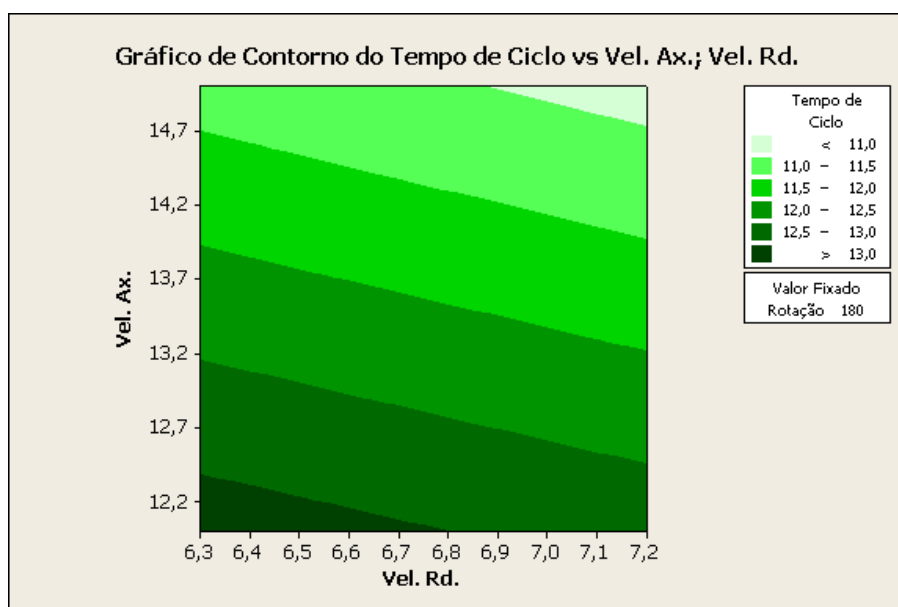


Figura 6.20 – Gráfico de Contorno para tempo de ciclo com valor ficado em 180 RPM para rotação.

Ao se considerar o custo de uma ferramenta dividido pelo número total de árvores torneadas, é obtido o indicador de custo por peça, onde percebeu-se uma redução de 0,00789 para 0,00210, expresso em reais (R\$).

Tabela 6.9 – Resultados e ganhos observados após aplicação do DOE.

	Resultado Inicial	Resultado Final	Diferença %
Quantidade de árvores torneadas	14	36	+ 157 %
Tempo de Ciclo (min)	12,5	11,9	- 4,8 %
Custo ferramenta por peça (R\$)	0,00789	0,0021	- 73,4 %

6.3 ANÁLISE DO DESGASTE DAS FERRAMENTAS

Além da obtenção dos parâmetros ótimos para o processo estudado foi feita uma análise do desgaste das ferramentas testadas com o objetivo de melhor entender a relação entre os parâmetros avaliados e o tipo de desgaste resultante. A ferramenta é removida para reafiação ao final da vida útil de uma afiação seguindo o critério de falha catastrófica, conforme já definido no item 5.2.4. Cada reafiação remove aproximadamente 0,3 mm de material na largura da ferramenta. Uma ferramenta nova apresenta a aresta de corte na condição mostrada na Fig. 6.21.

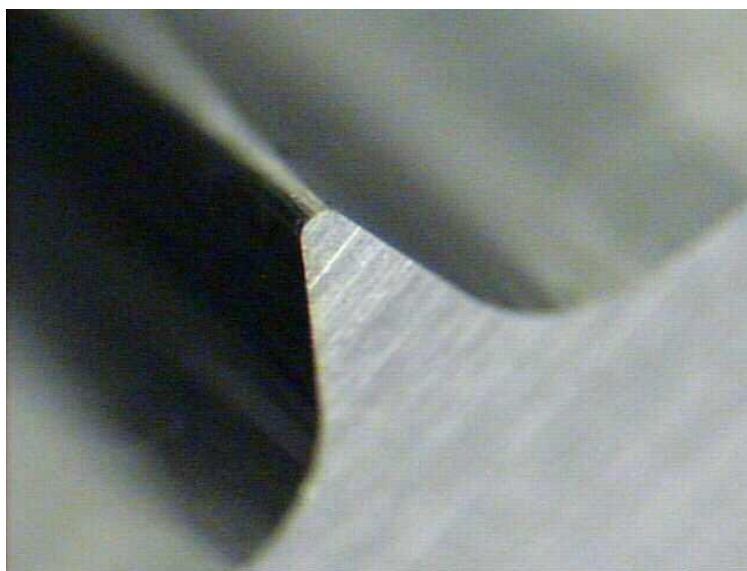


Figura 6.21 – Acabamento da aresta de corte numa ferramenta nova ou reafiada.

Considerando-se uma largura máxima aproveitável de 15,0 mm, são possíveis até 50 reafiações em uma ferramenta. Contudo, caso a condição de trabalho na máquina gere excessivo aquecimento e / ou esforço na aresta de corte da ferramenta, podem ocorrer avarias, como quebra e lascamento na mesma, o que exige na reafiação uma maior remoção de material para sua recuperação. Em situações de repetidos lascamentos na aresta de corte em muitos casos são obtidas apenas 20 reafiações com um corpo de metal duro.

Além disso, uma ferramenta lascada produz sulcos não admissíveis na peça usinada o que exige retrabalho da peça, gerando improdutividade na operação. Sendo assim, a melhor condição é verificada quando a remoção da ferramenta se dá apenas por piora no acabamento da peça, sem que sejam verificados riscos pronunciados ou vibração excessiva.

A condição acima foi verificada quando se utilizaram os parâmetros de velocidade de avanço axial (V_{ax}) de 12 mm/min, velocidade de avanço radial (V_{rd}) de 7,2 mm/min e rotação (n) de 180 RPM. Nessa condição é verificado apenas desgaste no flanco da aresta de corte, conforme pode ser verificado na Fig. 6.22 (a). Em relação a ferramenta nova, sem desgaste, dimensionalmente não foram verificadas alterações dimensionais nesta ferramenta usada apenas variação no acabamento no flanco da aresta de corte, o que já foi suficiente para provocar variações no acabamento da peça usinada.

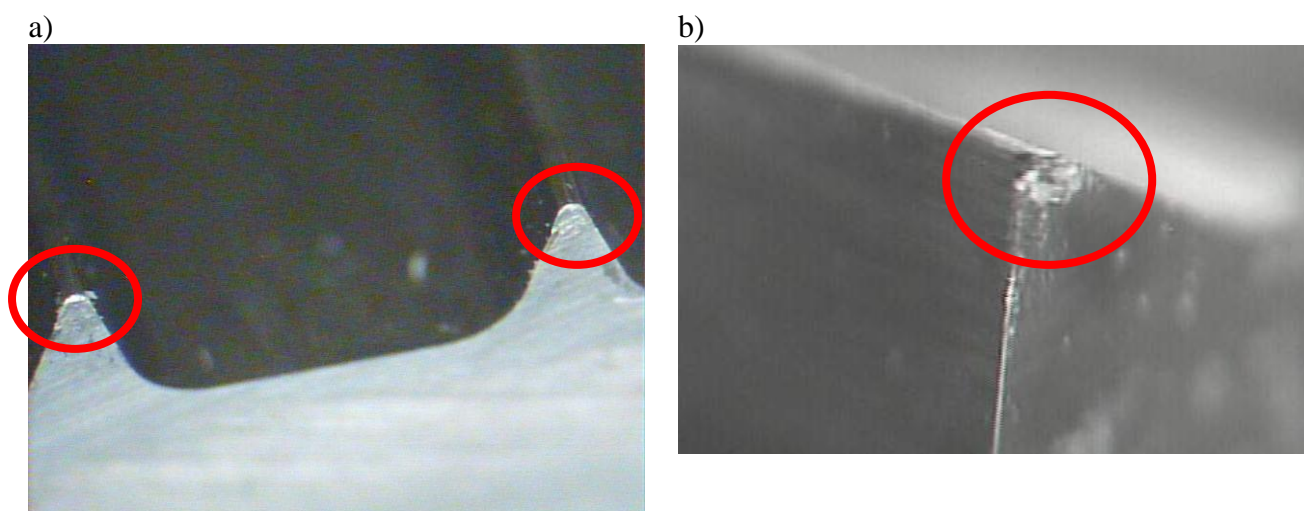


Figura 6.22 – Variação no acabamento da aresta de corte em ferramentas removidas ao final de sua vida útil: a) Desgaste de flanco excessivo na aresta de corte com os parâmetros: $V_{ax} = 12$ mm/min, $V_{rd} = 7,2$ mm/min e $n = 180$ RPM; b) Aumento no desgaste de flanco na aresta de corte com os parâmetros: $V_{ax} = 15$ mm/min, $V_{rd} = 7,2$ mm/min e $n = 180$ RPM.

Ao se manter os demais parâmetros constantes e aumentando a V_{ax} para 15 mm/min, perceber-se um aumento pronunciado no desgaste de flanco, conforme indicado na Fig. 6.22 (b). Nessa condição houve um aumento no esforço de corte a que a ferramenta está submetida aumentando o desgaste na sua região mais solicitada, quando comparamos com o acabamento da aresta de corte verificado na Fig. 6.22 (a). Tal condição se agrava ainda mais quando há um aumento na rotação e uma redução na velocidade de avanço axial. A maior rotação aumenta o esforço de corte e aumenta o tempo de contato entre peça ferramenta. Deve ser ressaltado que um aumento na rotação não influencia nas velocidades de avanço axial ou radial. Pois, conforme explicado no capítulo 5, o motor de giro da árvore e os dois eixos para movimento axial e radial, são todos independentes.

Este tempo de contato também é aumentado com uma menor velocidade radial. Essa condição resulta num esforço muito maior na aresta de corte o que produz o indesejável

lascamento da ferramenta, conforme Fig. 6.2. A presença de inclusões duras no material usinado (carbeto de nióbio) em conjunto com o corte interrompido, característico deste processo devido aos movimentos axiais e radiais da ferramenta, ver item 5.1, faz com que em caso de um aumento da velocidade axial se trabalhe com uma força de corte excessiva, o que contribui para o destacamento abrupto de material na aresta de corte da ferramenta através de lascamento.

6.4 AVALIAÇÃO DO IMPACTO NO REFUGO

Após a melhoria no material da ferramenta, indicada no item 6.1, optou-se por questões de produtividade, a trabalhar com a ferramenta utilizando um ângulo de 25°. Após a elaboração do DOE, realização dos experimentos e sua análise, no 1º semestre de 2008, passou-se a utilizar somente a ferramenta com ângulo de 20°. Os dois modos de falha mais afetados pela otimização do processo foram o lascamento de cromo na face de contato e a dimensão do chanfro externo fora do especificado. Os resultados obtidos em termos de refugo são mostrados na Fig. 6.23, que confirma a análise de que com um ângulo menor ocorre redução no refugo.

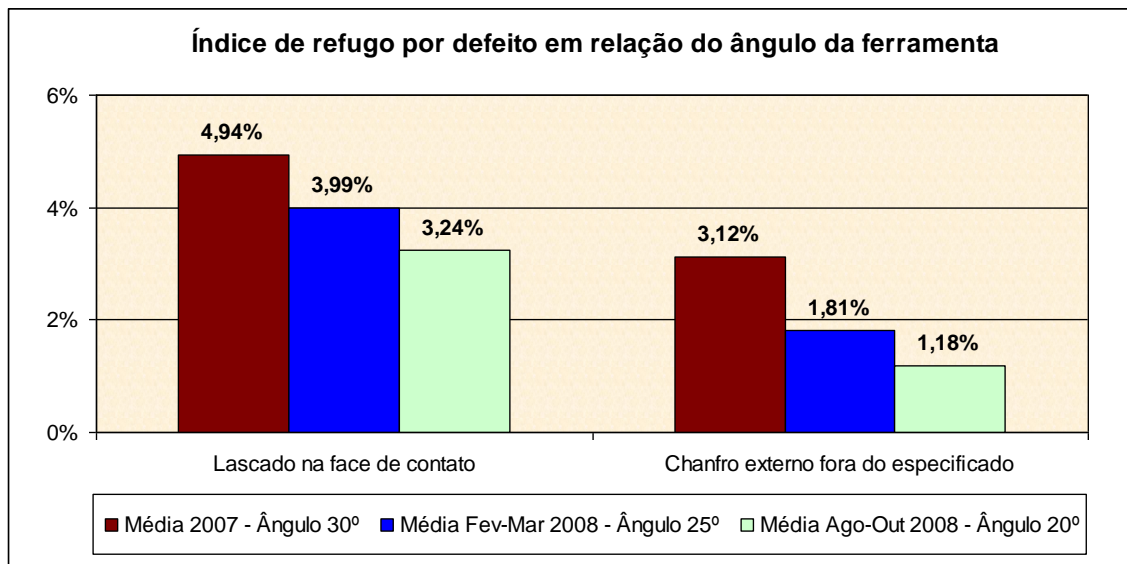


Figura 6.23 – Índice de refugo por tipo de defeito em relação ao ângulo da ferramenta utilizada no torneamento.

O menor índice de lascamento no cromo decorre dos fatores explicados no item 6.1.1., devido à menor camada de cromo no fundo do canal. Já a menor incidência de chanfro externo, mostrado na Fig. 6.24, com dimensão maior do que o especificado tem relação com a menor abertura no chanfro que a ferramenta com ângulo de 20° proporciona.

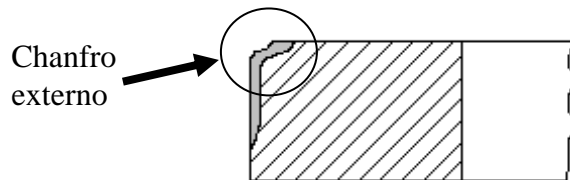


Figura 6.24 – Localização do chanfro externo no anel de pistão com perfil *semi-inlaid*.

Conforme pode ser verificado na Fig. 6.25 (a), a utilização de ferramenta com ângulo de 30° resulta numa abertura do chanfro entre dois anéis de 0,625 mm. Com uma ferramenta ângulo de com 20° essa abertura do chanfro é reduzida para 0,385 mm, conforme indicado na Fig. 6.25 (b). Assim, variando o ângulo de 30° para 20° há um aumento de 0,256 mm no sobre-metal para retificação do chanfro em operações posteriores no processo de fabricação deste produto.

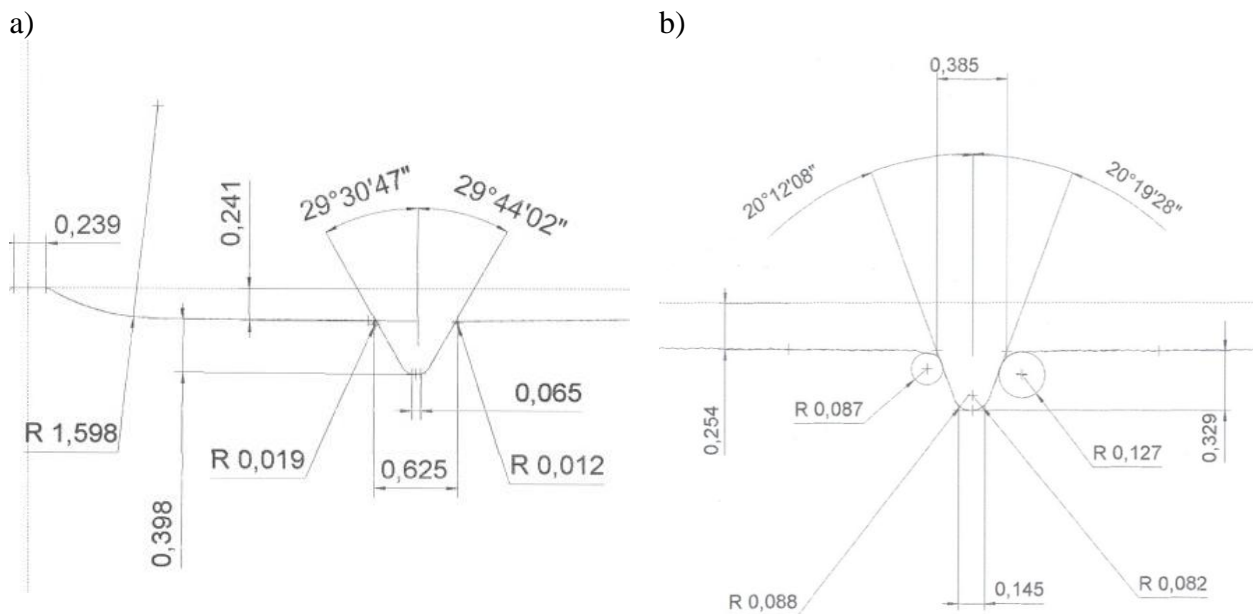


Figura 6.25 – Abertura do chanfro externo na árvore usinada em relação ao ângulo (α) da ferramenta utilizada no torneamento: a) ângulo de 30° ; b) ângulo de 20° .

CAPÍTULO 7

CONCLUSÕES

7.1 CONSIDERAÇÕES FINAIS

O principal objetivo deste trabalho que era determinar os parâmetros de processo que maximizam a função vida útil da ferramenta e, conjuntamente, minimizam a função tempo de ciclo, foi plenamente atingido conforme pôde ser verificado nos resultados relacionados no capítulo 6.

Além disso, partir dos resultados e discussões desenvolvidos neste trabalho, as principais conclusões obtidas, através da análise do processo de torneamento curvilíneo de anéis de pistão de ferro fundido nodular com Nióbio, utilizando ferramenta especial de metal duro, foram às seguintes:

- A utilização de ferramenta com ângulo (α) do perfil reduzido sucessivamente de 30° para 25° e 20°, permitiu reduzir o refugo principalmente por lascamento de cromo na face de contato dos anéis de pistão e com impacto secundário no refugo por chanfro externo fora do especificado.
- A redução no ângulo (α) do perfil implica diretamente em redução na vida útil da ferramenta, pois reduz a resistência da aresta de corte para um mesmo parâmetro de

usinagem, ou seja, independente do parâmetro utilizado obtém-se sempre maior vida útil com um ângulo maior.

- A aplicação de um Projeto de Experimentos (Design of Experiments – DOE) para definição de parâmetros ótimos numa operação de torneamento permitiu obter resultados significativos em redução de custos e aumento de produtividade, o que viabilizou a efetivação da alteração no ângulo da ferramenta. Além disso, tal método se mostrou ser uma ferramenta efetiva para otimizar processos especiais de usinagem conseguindo com poucos experimentos a um baixo custo alcançar resultados positivos.
- O aumento na velocidade de avanço radial em conjunto com uma redução na rotação da peça tem efeito positivo na vida útil da ferramenta especial de metal duro estudada neste trabalho. Após a definição dos novos parâmetros e utilização de novo metal duro na ferramenta, se alcançou um aumento de 157% na quantidade de árvores de anéis torneadas com uma afiação da ferramenta.
- O aumento de produtividade verificado no processo resultou em uma redução do custo na ordem de 73,4 % na operação de torneamento estudada.

7.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A existência de processos especiais para fabricação de anéis de pistão que usem não apenas ferramentas especiais, mas também máquinas dedicadas especialmente concebidas para determinado tipo de produto tende a continuar existindo. No caso específico do torneamento de perfis especiais sugere-se avaliar condições e meios que tornem viável o revestimento nas ferramentas especiais de metal duro.

Também se sugere avaliar o efeito de reduções ainda maiores no ângulo da ferramenta identificando seus efeitos em termos de refugo nas operações posteriores e os parâmetros que permitem que essa redução se viável técnica e economicamente.

Além disso, sugere-se a medição das forças de corte envolvidas durante o processo de torneamento e a influência que a trajetória da ferramenta tem nas forças de corte.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ALVAREZ, R. J. F., (2006)**, “Avaliação da integridade da superfície no torneamento de um ferro fundido nodular com carboneto”, Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, Brasil, 138 p.
- ALTINTAS, Y., (2000)**, “Manufacturing Automation – Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design”, University of British Columbia.
- ANDERSON, M. J., KRABER, S. L., (1999)**, “Eight Keys to Successful DOE”, *Quality Digest*, <http://www.qualitydigest.com/july99/html/doe.html>. Site acessado em 20 de setembro de 2009.
- ANDERSON, M., WHITCOMB. P., (2000)**, “DOE Simplified: Practical tools for effective experimentation”, Ed. Productivity Press, 1^a ed., New York, EUA, 251 p.
- ASKELAND, D. R., PHULÉ, P. P., (2003)**, “The Science and Engineering of Materials”, Ed. Thomson Books/Cole, 4^a ed., EUA, 1003 p.
- ASM METALS HANDBOOK (1998)**, “Casting”, American Society of Materials International, 4^a ed., EUA, 2002 p.
- BALESTRASSI, P. P., (2009)**, “Apostila Curso Green Belt”, *Curso de Formação de Green Belt – 6 Sigma*, UNIFEI.
- BOEHS, L., AGUIAR, C. G., FERREIRA, J. C., (2000)**, “A usinagem do ferro fundido nodular de fundição contínua”, *Máquinas e Metais*, julho, pp. 58-72.

- BOOTHROYD, G., (1981)**, “Fundamentals of metals machining and machine tools”, Ed. Mc Graw-Hill, 2^a ed., United States, 350 p.
- BOUZID, W., (2005)**, “Cutting parameter optimization to minimize production time in high speed turning”, *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 161, pp. 388-395.
- BOX, G. E. P., HUNTER, W. G., HUNTER, J. S., (1978)**, “Statistics for Experimenters”, Ed. Wiley & Sons, New York, EUA.
- BREYFOGLE III, F. W. (2003)**, “Implementing Six Sigma: Smarter Solutions Using Statistical Methods”, Ed. John Wiley & Sons, 2^a ed., New Jersey, EUA, 1145 p.
- BROZEK, M., (2005)**, “Cutting conditions optimization when turning overlays”, *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 168, pp. 488-495.
- CARVALHO, S., et al., (2004)**, “Microstructure, mechanical properties and cutting performance of superhard (Ti, Si, Al)N nanocomposite films grown by d.c. reactive magnetron sputtering”, *Surface & Coatings Technology*, vol. 177-178, pp. 459-468.
- CAMUSCU, N., (2006)**, “Effect of cutting speed on the performance of Al₂O₃ based ceramic tools in turning nodular cast iron”, *Materials and Design*, vol. 27, pp. 997-1006.
- CHIAVERINI, V., (1988)**, “Aços e ferros fundidos – Características gerais, tratamentos térmicos, principais tipos”, 6^a ed., ampliada e revisada, ABM, 576 p.
- DA SILVA, J. G., (2002)**, “A utilização de ferramentas de metal duro revestido e cerâmica no torneamento do ferro fundido nodular”, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG), Belo Horizonte, MG, 89 pp.
- DA SILVA, E. J., et al., (1999)**, “Estudo para determinação de procedimentos padrão para seleção, aplicação, manutenção e descarte de diferentes tipos de fluidos de corte utilizados em retificação”, *XV Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica*, Águas de Lindóia, SP.

- DAHLAMN, P., et al., (2004)**, “The influence of rake angle, cutting feed and cutting depth on residual stresses in hard turning”, *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 147, pp. 181-184.
- DERRINGER, G. C., SUICH, R., (1980)**, “Simultaneous optimization of several response variables”, *Journal of Quality Technology*, vol. 12, pp. 214-219.
- DEVILLEZ, A., et al., (2007)**, “Cutting forces and wear in dry machining of Inconel 718 with coated carbide tools”, *Wear*, vol. 262, pp. 931-942.
- DINIZ, E. D., MARCONDES, F. C., COPPINI, N. L., (2008)**, “Tecnologia da Usinagem dos Materiais”, Ed. Artliber, 6^a ed., São Paulo, Brasil, 256 p.
- FALBÖHMER, P., et al., (2000)**, “High-speed machining of cast iron and alloy steels for die and mold manufacturing”, *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 98, pp. 104-115.
- FERRARESI, D., (1977)**, “Usinagem dos Metais”, Ed. Edgard Blücher, vol. 1, São Paulo, Brasil, 751 p.
- FUCHS CATALOGUE, (1997)**, “Technical Informations Plantocool MH2002”, Brasil.
- FULLER, A., G., (1997)**, “Propriedades físicas e mecânicas de ferros fundidos com grafita compacta”, *Metalurgia & Materiais*, março, pp. 136-146.
- FULLER, A., G., BIERRENBACH, A., SANTOS, S. (1997)**, “Propriedades físicas e mecânicas de ferros fundidos com grafita compacta (2^a parte)”, *Metalurgia & Materiais*, abril, pp. 201-205.
- GALOPPI, G. S., (2005)**, “Torneamento em duro de aço ABNT 52100 (DIN 100Cr6) temperado e revenido com ferramentas a base de nitreto de boro cúbico com e sem revestimentos de TiN e TiAlN”, Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, Brasil, 120 p.

- GHANI, A. K., et al., (2002)**, “Study of tool life, surface roughness and vibration in machining nodular cast iron with ceramic tool”, *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 127, pp. 17-22.
- GUESSER, W. L., GUEDES, L. C., (1997)**, “Desenvolvimentos recentes em ferros fundidos aplicados a indústria automotiva”, *IX Simpósio de Engenharia Automotiva*, AEA, São Paulo, Brasil.
- GÜHRING, (2002)**, “Herramientas de corte de precision”, *Catálogo del fabricante*, Albstadt, 1114 pp.
- HAGIWARA, H., et al., (2009)**, “Contour finish turning operations with coated grooved tools: Optimization of machining performance”, *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 209, pp. 332-342.
- HAGIWARA, H., et al., (2009)**, “A hybrid predictive model and validation for chip flow in contour finish turning operations with coated grooved tools”, *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 209, pp. 1417-1427.
- HASSE, S. (1996)**, “Ductile Cast Iron: Handbook for Producers and Appliers of Casting”, Schiele & Schön, 4^a ed., Berlin, 2002 pp.
- HÖRLING, A., et al., (2005)**, “Mechanical properties and machining performance of Ti1-xAlxN-coated cutting tools”, *Surface & Coatings Technology*, vol. 191, pp. 384-392.
- INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION, (2004)**, “Classification and application of hard cutting materials for metal removal with defined cutting edges – Designation of the main groups and groups of application”, Norma ISO 513.
- INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION, (2004)**, “Classification and application of hard cutting materials for metal removal with defined cutting edges – Designation of the main groups and groups of application”, Norma ISO 6621-3, MC 56.

- KANE, D., (2002)**, “Análise da integridade superficial na retificação dupla face de anéis de pistão de aço inoxidável ISO 6621-3 MC 66 nitretado”, Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Universidade Federal de Itajubá (UNIFEI), Itajubá, MG, Brasil, 113 pp.
- KLIMENKO, S. A., et al., (1992)**, “On the wear mechanism of cubic boron nitride base cutting tools”, *Wear*, vol. 157, pp. 1-7.
- KLOCKE, F., KLÖPPER, C., (2006)**, “Característica da usinagem do ferro fundido nodular austemperado”, *Máquinas e Metais*, julho, pp. 148-165.
- HOERL, R., (2001)**, “Six Sigma Black Belts: What do they need to know?”, *Journal of Quality Technology*, Milwaukee, vol. 33, n. 4, pp. 391-406.
- KÖNIG, W., et al., (1993)**, “Turning versus grinding – a comparison of surface integrity aspects and attainable accuracies”, *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, vol. 42, edição 1, pp. 39-43.
- KÖNIG, W., KLOCKE, F., (1997)**, “Fertigungsverfahren drehen”, Ed. VDI Verlag, 6^a ed., Düsseldorf, Germany, 270 p.
- KUDAPA, S., et al., (1999)**, “Characterization and properties of MTCVD TiCN and MTCVD ZrCN coatings”, *Surface & Coatings Technology*, vol. 120-121, pp. 259-264.
- LASSNER, E., SCHUBERT, W.-D., (1999)**, “Tungsten—Properties, chemistry, technology of the element, alloys, and chemical compounds”, New York, N.Y., Plenum Publishers, 422 p.
- LEE, B. Y., TARNG, Y. S., (2000)**, “Cutting-parameter selection form maximizing production rate or minimizing production cost in multistage turning operations”, *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 105, pp. 61-66.
- LENGAUER, W., (2002)**, “Functionally graded hardmetals”, *Journal of Alloys and Compounds*, vol. 338, pp. 194-212.

- LEWIS, S., MONTEGOMERY, D., MYERS, R. H., (2001)**, “Exemples of Design Experiments with non-normal responses”, *Quality Engineering*, Monticello, N.Y., vol. 33, n. 3, pp. 265-291.
- LUCAS, E. O., WEINGAERTNER, W. L., BERNARDINI, P. A. N., (2005)**, “Como o cavaco se forma no torneamento do fofu nodular ferrítico”, *Máquinas e Metais*, outubro, pp. 152-163.
- MACHADO, A. R., et al., (2009)**, “Teoria da usinagem dos materiais”, Ed. Blucher, 1^a ed., São Paulo, Brasil, 372 p.
- MAHLE CATALOGUE, (2007)**, “Materials Piston Rings”, São Paulo, 60 p.
- MANUAL MINITAB (2003)**, “Minitab Statistical Software”, Minitab Inc.
- MELO, A. C. A., FRANCO, S. D., MACHADO, A. R., (2005)**, “Desgastes e avarias em ferramentas de metal duro”, *Máquinas e Metais*, dezembro, pp. 118-155.
- MENDES, R. R. A., (2006)**, “Estudo da minimização do custo de usinagem de aço duro usando a metodologia de superfície de resposta”, Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Universidade Federal de Itajubá (UNIFEI), Itajubá, MG, Brasil, 95 p.
- MEOLA, T., (2009)**, “Proposta de uma metodologia baseada em análise modal operacional para monitoramento de fim de vida de ferramentas de corte”, Tese (Doutorado em Engenharia) – Universidade Federal de Uberlândia (UFU), Uberlândia, MG, Brasil, 175 p.
- MONTGOMERY, D. C., RUNGER, G. C., (2003)**, “Estatística aplicada e probabilidade para engenheiros”, Ed. LTC, 2^a ed., Arizona, Rio de Janeiro, Brasil, 464 p.
- MONTGOMERY, D. C., (2005)**, “Design and analysis of experiments”, Ed. John Wiley & Sons, 6^a ed., Arizona, United States of America, 643 p.

- NYLÉN, T. (2001)**, “Niobium in cast iron”, *International Symposium on Niobium 2001*, http://www.cbmm.com.br/portug/sources/techlib/science techno/table_content/sub_5/images/pdfs/056.pdf. Site acessado em 15 de fevereiro de 2011.
- NIST/SEMATECH, (2010)**, “E-Handbook of Statistical Methods – Engineering Statistics Handbook”, <http://www.itl.nist.gov/div898/handbook/html>. Site acessado em 22 de fevereiro de 2011.
- OBERMILLER, D. J., (1997)**, “Multiple response optimization using JMP”, *XXII SAS Users Group International Conference*, San Diego, Califórnia, EUA.
- OLIVEIRA, A. S. C. M., (2008)**, “Apostila Ferros Fundidos”, *Disciplina Materiais I, Universidade Federal do Paraná*, Site acessado em 18 de fevereiro de 2010. http://demec.ufpr.br/pesquisas/superficie/tm110_materiais_I.html.
- ÖZEL, T., (2003)**, “Factors Affecting surface roughness in finish hard turning”, *Manufacturing Automation and Research Laboratory*, march.
- PAIVA, A. P., (2004)**, “Estudo da minimização de erro nas medições de concentração de emulsões por titração Karl-Fisher utilizando-se projeto de experimentos”, Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Universidade Federal de Itajubá (UNIFEI), Itajubá, MG, Brasil, 196 pp.
- PAIVA, A. P., (2006)**, “Metodologia de superfície de resposta e análise de componentes principais em otimização de processos de manufatura com múltiplas respostas correlacionadas”, Tese (Doutorado em Engenharia) – Universidade Federal de Itajubá (UNIFEI), Itajubá, MG, Brasil, 229 pp.
- PEREIRA, J. C. C., (2006)**, “Metodologia de superfície de resposta e análise de componentes principais em otimização de processos de manufatura com múltiplas respostas correlacionadas”, Tese (Doutorado em Engenharia) – Universidade Federal de Itajubá (UNIFEI), Itajubá, MG, Brasil, 229 pp.
- PICCILLI, M. R., (2009)**, “Otimização do processo de nitretação gasosa na redução de trincas em anéis de pistão para motores de combustão interna”, Dissertação (Mestrado

em Engenharia) – Universidade Federal de Itajubá (UNIFEI), Itajubá, MG, Brasil, 117 pp.

POLHEMUS, N., (2005), “Statgraphics Centurion”, *How to guides*, <http://www.statgraphics.com/How%20To%20Perform%20an%20Optimization%20Experiment.pdf>. Site acessado em 17 de abril de 2009.

RABINOWICZ, E., (1995), “Friction and wear of materials”, Ed. Wiley, 2^a ed., New York, EUA, 336 p.

REDDY, H., et al., (2001), “A mechanistic force model for combined axial-radial contour turning”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 41, pp. 1551-1572.

SALGADO JR., A. R., (2010), “Otimização de múltiplos duais correlacionados no processo de torneamento do aço de corte fácil ABNT 12L14”, Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Universidade Federal de Itajubá (UNIFEI), Itajubá, MG, Brasil, 126 pp.

SANDVIK, (2005), “Manual técnico de usinagem”, Brasil, 216 pp.

SANTOS, S. C., SALES, W. F., (2007), “Aspectos tribológicas da usinagem dos materiais”, Ed. Artliber, 1^a ed., São Paulo, Brasil, 248 pp.

SANTOS, S. C., DA SILVA, M. B., SALES, W. F., (2003), “Estudo do desempenho de brocas de aço rápido revestidas na furação do ferro fundido GH 190 em diferentes condições de aplicação de fluido de corte.”, *Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação*, Uberlândia, MG.

SHAO-NAN, L., (1999), “Effect of Nb on the mechanical properties of grey cast iron”, Foundry Technology.

SILVEIRA, J. (1983), “Influência de fatores metalúrgicos na usinabilidade de ferros fundidos FE6002, FE4212, FC25”, Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Universidade Estadual de Campinas (UNICAMP), Campinas, SP, Brasil.

- SETTINERI, L., FAGA, M., LERGA, B., (2008)**, “Properties and performances of innovative coated tools for turning incolmel”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 48, pp. 815-823.
- SORELMETAL, (2010)**, “The Sorelmetal Book of Ductile Iron”, Publicado por Rio Tinto Iron & Titanium Inc., Montreal (Quebec), Canada, 174 p.
- SOUZA, A. J. (2004)**, “Aplicação de multisensores no prognóstico da vida da ferramenta de corte no torneamento”, Universidade Federal de Santa Catarina (UFSC), Florianópolis, SC, Brasil.
- TELES, J. M., (2007)**, “Torneamento de ferro fundido nodular ferritizado com nióbio utilizando ferramentas de metal duro”, Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Universidade Federal de Itajubá (UNIFEI), Itajubá, MG, Brasil, 106 pp.
- TRENT, E. M., (2000)**, “Metal cutting”, Ed. Butterworth Heinemann, 4^a ed., London, England, 446 pp.
- YIGIT, R., et al., (2008)**, “Effect of cutting speed on the performance of coated and uncoated cutting tools in nodular cast iron”, *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 204, pp. 80-88.
- USEVICIUS, L. A., (2004)**, “Implantação da metodologia seis sigma e aplicação da técnica estatística projeto de experimentos na resolução de problemas e otimização de processos de fabricação”, Trabalho de conclusão de curso (Mestrado Profissionalizante em Engenharia) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS), Porto Alegre, RS, Brasil, 135 pp.
- VALENTE, R., (2008)**, “Blog carburado. Anéis de pistão – 2^a parte”, http://blogcarburado.blogspot.com/2008/09/os_anis_de_pisto_2_parte.html. Site acessado em 08 de setembro de 2009.
- WALLTON, C. F., OPART, J. (1981)**, “Iron Casting Handbook”, Iron Casting Society, 4^a ed., EUA, 2002 p.

WERKEMA, M. C., (1996), “Como estabelecer conclusões de confiança: entendendo inferência estatística”, UFMG, Fundação Cristiano Ottoni.