

Felipe Gustavo Ebersbach

**OTIMIZAÇÃO DOS TEMPOS E CUSTOS DO FRESAMENTO
FRONTAL DE FERRO FUNDIDO CINZENTO GG25**

Dissertação submetida ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina para a obtenção do Grau de Mestre em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Rolf Bertrand Schroeter, Dr. Eng.

Florianópolis
2014

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor,
através do Programa de Geração Automática da Biblioteca Universitária da UFSC.

Ebersbach, Felipe Gustavo

Otimização dos tempos e custos do fresamento frontal de ferro fundido cinzento GG25 / Felipe Gustavo Ebersbach ; orientador, Rolf Bertrand Schroeter - Florianópolis, SC, 2014.

158 p.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.

Inclui referências

1. Engenharia Mecânica. 2. Ferro fundido cinzento. 3. Fresamento. 4. Otimização. 5. Usinabilidade. I. Schroeter, Rolf Bertrand . II. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

Felipe Gustavo Ebersbach

**OTIMIZAÇÃO DOS TEMPOS E CUSTOS DO FRESAMENTO
FRONTAL DE FERRO FUNDIDO CINZENTO GG25**

Esta Dissertação foi julgada adequada para obtenção do Título de “Mestre em Engenharia Mecânica”, e aprovada em sua forma final pelo Programa Pós-graduação em Engenharia Mecânica.

Florianópolis, 06 de Março de 2014.

Prof. Rolf Bertrand Schroeter, Dr. Eng.
Orientador

Prof. Armando Albertazzi Gonçalves Jr., Dr. Eng.
Coordenador do Curso

Banca Examinadora:

Prof. Walter Lindolfo Weingaertner, Dr. Ing.
Universidade Federal de Santa Catarina

Prof. João Carlos Espíndola Ferreira, Ph.D.
Universidade Federal de Santa Catarina

Prof. Milton Pereira, Dr. Eng.
Instituto Federal de Santa Catarina

Este trabalho é dedicado a minha família e a todos que permaneceram ao meu lado.

AGRADECIMENTOS

Ao Professor Dr. Eng. Rolf Bertrand Schroeter, pela orientação, apoio, confiança e incentivo, meus sinceros agradecimentos.

Ao Professor Dr. Ing. Walter Lindolfo Weingaertner, pelo apoio e sugestões para a realização deste trabalho.

Aos integrantes do Laboratório de Mecânica de Precisão (LMP), Arthur Scheer, Claudio Abilio da Silveira, Daniel Amoretti Gonçalves, Denis Boing, Éros Jahn Filho, Estevam Miscow Machado, Fabrício Pereira, Hélio Irineu José, Rodrigo Blödorn, Tahiriny Ghizoni Kafka, Thiago Dias e Vinicius Ferigollo Manfio, pela amizade e apoio. E claro, à querida Alaíde Maria Goulartt, pelos momentos de cafezinho.

Aos integrantes do Laboratório de Usinagem e Comando Numérico (USICON), Anderson Schelbauer, Carlos Eduardo Coelho, João Bento Rovaris, Joe Schmitz e Valtair Fabriciano Garcez, pela ajuda.

Ao Laboratório de Mecânica de Precisão (LMP), Laboratório de Usinagem e Comando Numérico (USICON), Laboratório de Materiais (LABMAT) e Laboratório Central de Microscopia Eletrônica (LCME), por disponibilizar a infraestrutura e dar suporte necessário para a realização deste trabalho.

À Universidade Federal de Santa Catarina, em especial ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, pela oportunidade.

À CAPES, pelo apoio financeiro através da concessão de bolsa de estudos.

À empresa parceira desta pesquisa, Rudolph Usinados S.A., e em especial ao Eng. Ricardo Pimentel, pelo comprometimento e dedicação, que foram fundamentais para a realização desse trabalho.

Aos meus pais, Carlos Gustavo Ebersbach e Leonida Boing Ebersbach, pelo apoio e incentivo constante a alcançar meus sonhos, mesmo em momentos difíceis, meus sinceros agradecimentos.

À minha irmã, Adriana Ebersbach, por todo o apoio dado a mim até hoje.

À Marieta Trilha de Souza por todo o incentivo e ajuda dado a mim.

A todos que de alguma forma ajudaram, direta ou indiretamente, meu muito obrigado.

*O insucesso é apenas uma oportunidade para
recomeçar de novo com mais inteligência.*

(Henry Ford)

RESUMO

As empresas de todos os setores buscam constantemente novas tecnologias para a sua cadeia de produção, visando aumentar a sua eficiência fabril. Atualmente, dentre todos os processos de fabricação, a usinagem assume um papel de suma importância para as empresas do ramo metal-mecânico, sendo a responsável pela fabricação de inúmeros componentes de diversos segmentos industriais. Dentre os processos de usinagem, o fresamento destaca-se pela sua abrangência na solução de muitos casos, possibilitando a obtenção de diversas geometrias e garantindo altas taxas de remoção de material. O avanço constante da tecnologia impulsiona o desenvolvimento contínuo de materiais com melhores propriedades. Em determinadas aplicações, os aços são substituídos pelos ferros fundidos cinzentos devido à melhor absorção de vibrações e estabilidade dimensional, fomentando pesquisas tanto na fabricação do próprio material como na usinagem do mesmo. Neste trabalho, foram estudadas duas operações de fresamento frontal de blocos de ferro fundido cinzento GG25 aplicadas em compressores herméticos, empregando-se ferramentas de metal-duro e cerâmica. Os resultados comprovaram a importância da seleção dos parâmetros de corte em ambas as operações estudadas. Verificou-se a influência dos parâmetros de corte sobre o desgaste e mecanismos de desgaste das ferramentas de corte, bem como sobre os erros geométricos dos blocos. Para ambas as operações estudadas, a variação dos parâmetros de corte influenciou consideravelmente na vida das ferramentas, não apresentando, entretanto, uma influência significativa no comportamento dos erros. Todavia, a variação dos parâmetros de corte envolvidos apresentou influência direta no tempo e custo de fabricação por peça.

Palavras-chave: Ferro fundido cinzento. Fresamento. Desgaste. Erros geométricos. Otimização.

ABSTRACT

Companies from all sectors seek constantly new technologies for their production chain, aiming to increase its manufacturing efficiency. Nowadays, among all the manufacturing processes, the machining assumes a role of paramount importance to the metal-mechanic companies, being responsible for the countless components manufacture of various industrial segments. Between the machining processes, the milling processes stands out for its comprehensiveness in solving numerous cases, enabling the attainment of various geometries and ensuring high material removal rates. The steady advance of technology drives the continuous development of materials with better properties. In certain applications, the steel are replaced by grey cast iron due to better vibration absorption and dimensional stability, fostering researches both in the manufacture of the material itself as when machining the same. In this work, were studied two gray cast iron GG25 blocks frontal milling operations applied in hermetic compressors, using cemented carbide and ceramic tools. The results proved the importance of the selection of cutting parameters in both operations. There was the influence of the cutting parameters on the wear and wear mechanisms of cutting tools, as well as on geometric errors of the blocks. For both of the studied operations, the variation of cutting parameters influenced considerably in the lifes of the tools, not showing however a significant influence on the behavior of errors. However, the variation of the involved cutting parameters presented a direct influence in time and single part manufacturing cost.

Keywords: Gray cast iron. Milling. Wear. Geometric errors. Optimization.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1. Morfologia da grafita em ferros fundidos (a) cinzento, (b) nodular e (c) vermicular.	32
Figura 2.2. Propriedades dos ferros fundidos e o efeito no desgaste da ferramenta.	35
Figura 2.3. Comportamento da vida da ferramenta com o aumento da quantidade de Fe_3C na fase de perlita.	37
Figura 2.4. Inclusões de sulfeto de manganês na estrutura do ferro fundido cinzento FC250.	40
Figura 2.5. Película de sulfeto de manganês na ferramenta utilizada no torneamento de ferro fundido cinzento com velocidade de corte de 800 m/min.	41
Figura 2.6. Fresamento tangencial (a) e frontal (b).	43
Figura 2.7. Fresamento com sentido: (a) discordante, (b) concordante e (c) combinado.	44
Figura 2.8. Fresas cilíndricas, angulares, de topo e de perfil constante.	45
Figura 2.9. Tipo de ferramentas de corte: (a) fresa inteiriça, (b) fresa com insertos intercambiáveis.	46
Figura 2.10. Propriedades dos materiais de ferramentas de corte.	47
Figura 2.11. Formas de desgaste e grandezas a serem medidas na cunha da ferramenta de corte.	49
Figura 2.12. Principais mecanismos de desgaste no processo de usinagem.	50
Figura 2.13. Variação da temperatura no corte contínuo e no corte interrompido;	51
Figura 2.14. Gume das ferramentas de corte: (a) metal-duro e (b) cerâmica.	54
Figura 2.15. Gume da ferramenta de corte de cerâmica.	55
Figura 2.16. Interações nos processos de usinagem com ferramentas de geometria definida.	56
Figura 2.17. Interações entre o processo de usinagem e a máquina-ferramenta para o caso do processo de fresamento.	57
Figura 2.18. Diagrama esquemático do método de compensação da profundidade de corte.	59
Figura 2.19. Influência da variação da força passiva sobre a variação do diâmetro da peça.	60
Figura 2.20. Elementos do acabamento de uma superfície.	62
Figura 2.21. Comportamento do custo de fabricação por peça e das parcelas de custos isoladas em dependência da velocidade de corte.	67

Figura 2.22. Comportamento do custo de fabricação em função da velocidade de corte e do avanço para uma profundidade de corte constante.	68
Figura 2.23. Representação do intervalo de máxima eficiência.....	71
Figura 2.24. Dependência das componentes da força de usinagem em relação: (a) avanço, (b) velocidade de corte e (c) profundidade de corte, para processos de usinagem com ferramentas de geometria definida..	72
Figura 2.25. Influência dos limites dos parâmetros de corte sobre a faixa de otimização.	74
Figura 3.1. Centro de usinagem HELLER modelo MCi 16.....	75
Figura 3.2. Geometria dos insertos de cerâmica.	76
Figura 3.3. Geometria dos insertos de metal-duro.	77
Figura 3.4. Microestrutura do ferro fundido cinzento GG25.	78
Figura 3.5 Geometria do corpo de prova usinado.	79
Figura 3.6. Valores admissíveis dos erros geométricos para as operações de fresamento.	80
Figura 3.7. Máquina de medir por coordenadas ZEISS modelo CONTURA G2.	82
Figura 3.8. Sequência da realização dos ensaios.....	84
Figura 4.1. Inseto utilizado no ensaio 1.1.	88
Figura 4.2. Resultados do desgaste de flanco médio dos ensaios de desbaste da região 'A'.	89
Figura 4.3. Inseto utilizado no ensaio 1.3.	90
Figura 4.4. Pontos de medição da espectrometria no inseto utilizado no ensaio 1.3.	91
Figura 4.5. Espectro EDS no ponto 1.....	91
Figura 4.6. Inseto no final da vida utilizado no ensaio 2.1.	93
Figura 4.7. Resultados do desgaste de flanco médio dos ensaios de acabamento da região 'A'.	94
Figura 4.8. Inseto no final da vida utilizado no ensaio 2.2.	95
Figura 4.9. Caracterização do inseto utilizado no ensaio 2.3.....	96
Figura 4.10. Ponto de medição da espectrometria no inseto utilizado no ensaio 2.3.	97
Figura 4.11. Espectro EDS no ponto 1.....	98
Figura 4.12. Inseto utilizado no ensaio 3.1.	99
Figura 4.13. Resultados do desgaste de flanco médio dos ensaios da região 'B'.	100
Figura 4.14. Efeito da velocidade de corte (a) e do avanço por gume (b) no desgaste de flanco médio.	100
Figura 4.15. Caracterização do inseto utilizado no ensaio 3.2.....	101

Figura 4.16. Pontos de medição da espectrometria no inserto utilizado no ensaio 3.2.....	102
Figura 4.17. Espectro EDS no ponto 1.....	102
Figura 4.18. Espectro EDS no ponto 3.....	103
Figura 4.19. Pontos de medição da espectrometria no inserto utilizado no ensaio 3.7.....	103
Figura 4.20. Espectro EDS no ponto 1.....	104
Figura 4.21. Distribuição dos dados obtidos do erro dimensional (a_1) e comportamento do erro com o aumento do tempo principal de usinagem (b).....	106
Figura 4.22. <i>Boxplot</i> dos dados obtidos do erro dimensional a_1	107
Figura 4.23. Distribuição dos dados obtidos do erro de planeza (a) e comportamento do erro com o aumento do tempo principal de usinagem (b).....	109
Figura 4.24. <i>Boxplot</i> dos dados obtidos do erro de planeza a_2	110
Figura 4.25. Distribuição dos dados obtidos para o erro de perpendicularidade (a) e comportamento do erro com o aumento do tempo principal de usinagem (b).....	111
Figura 4.26. Valores dos parâmetros R_a , R_z e R_l com o aumento do tempo principal de usinagem para os quatros ensaios.....	112
Figura 4.27. <i>Boxplot</i> dos dados obtidos do batimento total b_3	117
Figura 4.28. <i>Boxplot</i> dos dados obtidos do erro de paralelismo b_4	118
Figura 4.29. Regiões que apresentaram lascamentos nos corpos de prova.....	119
Figura 5.1. Vida da ferramenta para os ensaios de desbaste da região 'A'.	121
Figura 5.2. Comportamento da vida da ferramenta por uma reta, para os ensaios de desbaste da região 'A'.....	122
Figura 5.3. Comportamento do custo de fabricação por peça para os ensaios de desbaste da região 'A'.....	123
Figura 5.4. Comportamento do tempo de fabricação por peça para os ensaios de desbaste da região 'A'.....	124
Figura 5.5. Vida da ferramenta para os ensaios de acabamento da região 'A'.	125
Figura 5.6. Comportamento do custo de fabricação por peça para os ensaios de acabamento da região 'A'.	126
Figura 5.7. Comportamento do tempo de fabricação por peça para os ensaios de acabamento da região 'A'.	126
Figura 5.8. Vida da ferramenta para os ensaios da região 'B'.....	127
Figura 5.9. Comportamento da vida da ferramenta por uma reta, para os ensaios da região 'B'.	128

Figura 5.10. Comportamento do custo de fabricação por peça para os ensaios da região 'B'129

Figura 5.11. Comportamento do tempo de fabricação por peça para os ensaios da região 'B'130

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1. Cinco tipos principais de ferro fundido.	31
Tabela 2.2. Valores médios das propriedades mecânicas do ferro fundido cinzento, nodular e vermicular.....	33
Tabela 2.3. Propriedades mecânicas das ligas de ferro fundido cinzento, conforme a norma DIN 1691.	33
Tabela 2.4. Efeito da microestrutura da matriz sobre o índice de vida da ferramenta de corte na usinagem de ferros fundidos cinzentos.	36
Tabela 3.1. Características dos inserts de cerâmica.....	76
Tabela 3.2. Características dos inserts de metal duro.....	77
Tabela 3.3. Parâmetros de corte utilizados na etapa de desbaste da região 'A'.....	85
Tabela 3.4. Parâmetros de corte utilizados na etapa de acabamento da região 'A'.	85
Tabela 4.1. Resultados do tempo principal total de usinagem, comprimento total usinado e número de corpos de prova usinados para os ensaios de desbaste da região 'A'.	88
Tabela 4.2. Resultados do tempo principal total de usinagem, comprimento total usinado e número de corpos de prova usinados para os ensaios de acabamento da região 'A'.	92
Tabela 4.3. Resultados do tempo principal total de usinagem, comprimento total usinado e número de corpos de prova usinados para os ensaios realizados na região 'B'.	98

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
<i>apud</i>	Citado em, conforme ou segundo
ASME	<i>American Society of Mechanical Engineers</i>
CAPES	Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior
CNC	Comando Numérico Computadorizado
DIN	<i>Deutsche Institut für Normung</i>
EDS	Espectroscopia de raio X por dispersão em energia.
<i>et al</i>	Mais de dois autores
FC	Ferro Fundido Cinzento (ABNT)
GG	Ferro Fundido Cinzento (DIN)
HB	<i>Hardness Brinell</i>
ISO	<i>International Standardization Organization</i>
LABMAT	Laboratório de Materiais UFSC
LCME	Laboratório Central de Microscopia Eletrônica UFSC
LMP	Laboratório de Mecânica de Precisão UFSC
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
MMC	Máquina de Medir por Coordenadas
PVD	<i>Physical Vapor Deposition</i>
UFSC	Universidade Federal de Santa Catarina
USICON	Laboratório de Usinagem e Comando Numérico UFSC

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras maiúsculas

Al	[-]	Alumínio
TiAlN	[-]	Nitreto de titânio e alumínio
C	[-]	Carbono
Co	[-]	Cobalto
C _p	[-]	Taxa de tolerância (a largura dos limites de especificação) à variação atual (do processo)
C _{pk}	[-]	Taxa de tolerância (a largura dos limites de especificação) à variação atual considerando a média do processo relativa ao ponto médio das especificações
Cr	[-]	Cromo
Cu	[-]	Cobre
C _v	[min]	Vida para a velocidade de corte de 1 m/min.
D	[mm]	Diâmetro da ferramenta de corte
F	[N]	Força de usinagem
F _c	[N]	Força de corte
Fe ₃ C	[-]	Carboneto de ferro
F _f	[N]	Força de avanço
F _p	[N]	Força passiva
K _F	[R\$/peça]	Custo de fabricação por peça
K _M	[mm]	Afastamento médio da cratera
K _{ML}	[R\$/hora]	Custo da máquina e operador por hora
K _T	[mm]	Profundidade da cratera
K _{WT}	[R\$/hora]	Custo da ferramenta por vida
L	[mm]	Comprimento a ser usinado
Mn	[-]	Manganês
MnS	[-]	Sulfeto de manganês
Mo	[-]	Molibdênio
Ni	[-]	Níquel
P	[-]	Fósforo
P _{árvore}	[kW ou HP]	Potência do eixo-árvore
P _p	[-]	Taxa de tolerância (a largura dos limites de especificação) à variação atual (do processo)
P _{pk}	[-]	Taxa de tolerância (a largura dos limites de especificação) à variação atual considerando a média do processo relativa ao ponto médio das especificações

P_{pl}	[-]	Índice unilateral inferior
P_{pu}	[-]	Índice unilateral superior
R_a	[μm]	Desvio aritmético médio da rugosidade no comprimento de avaliação
R_p	[μm]	Altura máxima de pico
R_{pk}	[μm]	Valor da rugosidade média dos picos que estão acima da área de contato mínima do perfil; excluídos picos exagerados.
R_q	[μm]	Desvio médio quadrático
R_{sk}		Coefficiente de simetria
R_{Sm}	[μm]	Largura média de um elemento do perfil de rugosidade
R_t	[μm]	Altura total do perfil de rugosidade no comprimento de avaliação
R_v	[μm]	Profundidade máxima de vale
R_z	[μm]	Altura média de pico a vale
$R_{\lambda q}$	[μm]	Raiz quadrada do comprimento de onda do perfil
S	[-]	Enxofre
Si	[-]	Silício
Si_3N_4	[-]	Nitreto de silício
SV_α	[mm]	Deslocamento do gume em relação ao flanco
SV_γ	[mm]	Deslocamento do gume em relação à face
T	[min]	Vida da ferramenta de corte
Ti	[-]	Titânio
TiCN	[-]	Carbonitreto de titânio
TiN	[-]	Nitreto de titânio
T_{ok}	[min]	Tempo de vida de ótimo custo
T_{oz}	[min]	Tempo de vida de ótimo tempo de produção
V	[-]	Vanádio
V_B	[mm]	Desgaste de flanco
$V_{Bméd}$	[mm]	Desgaste de flanco médio
W	[-]	Tungstênio
WC	[-]	Carboneto de tungstênio
Al_2O_3	[-]	Óxido de alumínio

Letras minúsculas

a_e	[mm]	Profundidade de corte radial
a_p	[mm]	Profundidade de corte axial
f	[mm]	Avanço

f_z	[mm/gume]	Avanço por gume
k	[-]	Constante da equação para determinação da vida da ferramenta
m	[-]	Tamanho do lote de peças a fabricar
n	[-]	Número de gumes da ferramenta de corte
rpm	[-]	Rotação por minuto
r_ϵ	[mm]	Raio de quina da ferramenta
t_e	[min]	Tempo de fabricação por peça
t_h	[min]	Tempo principal de usinagem
t_n	[min]	Tempos secundários
t_r	[min]	Tempo de preparação
t_w	[min]	Tempo de troca da ferramenta
v_c	[m/min]	Velocidade de corte
v_{cok}	[m/min]	Velocidade de corte de ótimo custo
v_{coz}	[m/min]	Velocidade de corte de ótimo tempo de produção
v_f	[mm/min]	Velocidade de avanço

Letras gregas

α	[graus]	Ângulo de incidência
$\acute{\alpha}$	[graus]	Ângulo formado entre o gume principal e um plano paralelo ao eixo árvore.
α_o	[graus]	Ângulo de incidência ortogonal
γ	[graus]	Ângulo de saída
γ_o	[graus]	Ângulo de saída ortogonal
$\acute{\epsilon}$	[graus]	Ângulo formado entre o gume secundário e um plano paralelo a superfície usinada
ϵ_r	[graus]	Ângulo de quina
λ_s	[graus]	Ângulo de inclinação ortogonal
χ_r	[graus]	Ângulo de direção do gume da ferramenta

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	29
2 ESTADO DA ARTE.....	31
2.1 FERRO FUNDIDO	31
2.1.2 Ferro fundido cinzento.....	32
2.2 USINABILIDADE DOS FERROS FUNDIDOS CINZENTOS.....	34
2.2.1 Fatores de influência na usinabilidade dos ferros fundidos cinzentos	35
2.3 PROCESSO DE FRESAMENTO	42
2.4 FERRAMENTAS EMPREGADAS NO FRESAMENTO	44
2.4.1 Materiais para ferramentas de fresamento.....	46
2.5 CRITÉRIOS DE FIM DE VIDA PARA FERRAMENTAS DE CORTE.....	48
2.5.1 Degaste em ferramentas.....	49
2.5.2 Erros geométricos.....	56
2.6 CONDIÇÕES ECONÔMICAS DE USINAGEM	65
2.6.1 Otimização das condições de corte.....	66
2.6.2 Intervalo de máxima eficiência	70
2.6.3 Limites para os parâmetros de corte	72
3 MATERIAIS E MÉTODOS.....	75
3.1 TIPO DE FRESAMENTO.....	75
3.2 MÁQUINA-FERRAMENTA	75
3.3 FERRAMENTAS DE CORTE.....	76
3.3.1 Ferramenta de cerâmica	76
3.3.2 Ferramenta de metal-duro	77
3.4 MATERIAL ENSAIADO	78
3.4.1 Corpo de prova.....	78
3.5 GRANDEZAS PARA AVALIAÇÃO DOS RESULTADOS DO PROCESSO DE FRESAMENTO	80
3.5.1 Degaste das ferramentas de corte.....	81
3.5.2 Erros geométricos.....	81
3.6 TRATAMENTO DOS DADOS	82
3.7. PLANEJAMENTO E EXECUÇÃO EXPERIMENTAL.....	82
3.7.1 Condições de corte envolvidas nos ensaios.....	84
4 APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS	87
4.1 ANÁLISE DE DESGASTE DAS FERRAMENTAS	87
4.1.1 Degaste das ferramentas de corte (região ‘A’).....	87
4.1.2 Degaste das ferramentas de corte (região ‘B’)	98
4.2 ERROS GEOMÉTRICOS	105
4.2.1 Erros geométricos da região ‘A’	105

4.2.2 Erros geométricos da região ‘B’	113
.....	120
5 CONSIDERAÇÕES ECONÔMICAS DO PROCESSO	121
5.1 CONSIDERAÇÕES ECONÔMICAS DA REGIÃO ‘A’	121
5.1.1 Desbaste	121
5.1.2 Acabamento	124
5.2 CONSIDERAÇÕES ECONÔMICAS DA REGIÃO ‘B’	127
6. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS	133
6.1. CONCLUSÕES.....	133
6.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	134
REFERÊNCIAS	137
APÊNDICE A – Teste de hipóteses e índice de capacidade e desempenho dos erros geométricos da região ‘A’.	145
APÊNDICE B – <i>Boxplot</i>, teste de hipóteses e índice de capacidade e desempenho dos erros geométricos da região ‘B’.	149

1 INTRODUÇÃO

Atualmente, em decorrência da grande competitividade entre as empresas em um mercado cada vez mais globalizado, exige-se que os produtos fornecidos atendam às exigências de qualidade dentro de menores prazos e apresentem preços competitivos. Assim, para se manter no mercado, as empresas necessitam melhorar constantemente seus processos produtivos, buscando soluções tecnológicas para fabricar produtos com a qualidade e confiabilidade requeridas em um tempo cada vez menor e com os mínimos custos possíveis.

Para as indústrias do ramo metal-mecânico, os processos de fabricação apresentam uma importância fundamental, tanto na área tecnológica, como na econômica. De acordo com Walker [1], a grande maioria dos produtos industrializados apresenta na sua etapa de fabricação operações de usinagem. Segundo Trent [2], os processos de usinagem são responsáveis por transformar em cavaco cerca de 10% de toda a produção de metais, e representa em torno de 15 % do valor dos produtos fabricados nos países industrializados. Em consequência disto, dentre todos os processos de fabricação a usinagem se destaca devido à sua importância para as empresas de manufatura, estimulando o desenvolvimento contínuo de novas tecnologias e o estudo constante dos processos de usinagem.

Dentre todos os processos de usinagem utilizados na indústria, o fresamento é um dos processos que apresenta grande destaque, principalmente devido às elevadas taxas de remoção de material. Este processo apresenta uma grande variedade de operações, como também de máquinas-ferramentas, ferramentas de corte e geometrias de peças a serem usinadas. Empresas que utilizam no seu meio produtivo o fresamento como método de fabricação, necessitam realizar intensamente estudos relacionados à redução de tempo e custo, assim como de aumento da qualidade dos componentes usinados [3]. Diante disto, as pesquisas relacionadas a este processo de usinagem são direcionadas ao desenvolvimento de materiais e geometrias de ferramenta, vida da ferramenta, parâmetros e condições de corte, bem como de estruturas de máquinas-ferramentas.

A revolução industrial impulsionou o desenvolvimento de novos materiais com melhores propriedades para as mais variadas aplicações. Dentro do grupo das ligas metálicas ferrosas destacam-se os ferros fundidos. Devido às suas propriedades térmicas e mecânicas, os ferros fundidos são amplamente aplicados na indústria metal-mecânica e apresentam uma importância fundamental para a indústria automotiva.

Os ferros fundidos cinzentos, dentre todos os tipos de ferros fundidos, apresentam como características o baixo custo de fabricação e a boa usinabilidade devido, principalmente, à grande quantidade de grafita livre em sua microestrutura, boa absorção de vibrações e boa estabilidade dimensional. Tais características fazem com que os mesmos tenham uma larga aplicação nas indústrias de máquinas e equipamentos, automobilística, ferroviária e naval [4, 5, 6]

O presente trabalho foi desenvolvido no escopo de um projeto, em parceria com uma empresa do ramo metal-mecânico e o Laboratório de Mecânica de Precisão (LMP) da UFSC. A empresa parceira tem grande interesse no desenvolvimento da pesquisa na operação de fresamento de blocos de ferro fundido cinzento, com o intuito de aprimorar o conhecimento dos processos da sua linha produtiva.

O objetivo principal deste trabalho é estudar duas operações de fresamento de um bloco de ferro fundido cinzento GG 25, utilizada em compressores herméticos. Foram estabelecidas como referência as geometrias das ferramentas de corte já empregadas pela empresa parceira no fresamento desses blocos. Comparou-se, então, o desgaste e o mecanismo de desgaste para diferentes combinações dos parâmetros de corte nas duas operações de fresamento analisadas. Verificou-se o comportamento dos erros geométricos envolvidos em cada operação com o aumento do tempo principal de usinagem, como também a influência dos parâmetros de corte variados. E, finalmente, foram realizadas considerações econômicas sobre o processo estudado, levando em consideração os dados obtidos da vida da ferramenta para cada ensaio, calculando o custo e o tempo de fabricação por peça.

2 ESTADO DA ARTE

O objetivo deste estado da arte é abordar assuntos referentes ao fresamento do ferro fundido cinzento. Assim, serão descritas as características do processo de fresamento, dos ferros fundidos, tipos e materiais de ferramentas, bem como dos mecanismos de desgaste e das condições econômicas de usinagem.

2.1 FERRO FUNDIDO

As ligas de ferro fundido apresentam uma importância fundamental para as indústrias devido à boa relação entre preço e resistência, motivando assim diversos estudos relacionados ao desenvolvimento de suas propriedades e processos de fabricação. Os ferros fundidos são definidos como sendo uma liga ternária de ferro, carbono e silício, com teores de carbono acima de 2%. Entretanto, outros elementos de liga podem estar presentes em sua composição, como por exemplo, o cromo e o manganês, que são utilizados para modificar as suas propriedades mecânicas [1, 5, 6, 8].

A classificação dos ferros fundidos é realizada de acordo com a estrutura do material, que por sua vez é modificada pela composição química, sendo o carbono e o silício os elementos que mais influenciam, e pela velocidade de resfriamento durante a solidificação. Segundo Chiaverini [5], os ferros fundidos são classificados em cinco tipos principais, sendo eles os ferros fundidos cinzento, nodular, vermicular, branco e maleável. A Tabela 2.1 mostra a composição química de base destes ferros fundidos.

Tabela 2.1. Cinco tipos principais de ferro fundido.

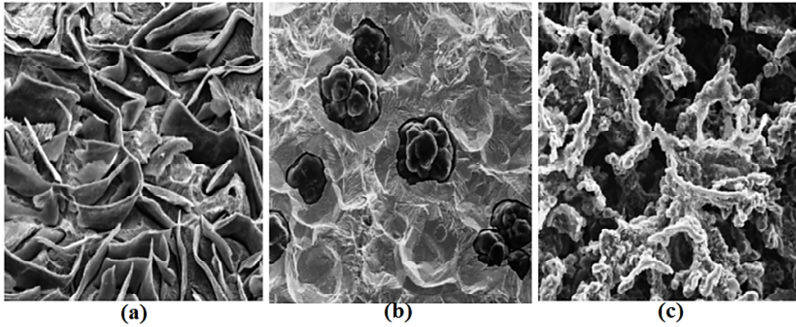
Tipo	Composição Química, %				
	C	Si	Mn	S	P
Branco	1,8/3,6	0,5/1,9	0,25/0,80	0,06/0,20	0,06/0,20
Maleável	2,2/2,9	0,9/1,9	0,15/1,20	0,02/0,20	0,02/0,20
Cinzento	2,5/4,0	1,0/3,0	0,20/1,00	0,02/0,25	0,02/1,00
Nodular	3,0/4,0	1,8/2,8	0,10/1,00	0,01/0,03	0,01/0,10
Vermicular	2,5/4,0	1,0/3,0	0,20/1,00	0,01/0,03	0,01/0,10

FONTE: Chiaverini [5].

O ferro fundido nodular (Figura 2.1b) é obtido por meio da adição de magnésio, cério e níquel no ferro fundido cinzento, fazendo com que a grafita deixe a sua forma lamelar e assumida a forma de

nódulos. A adição de antimônio e o titânio no ferro fundido cinzento impede a formação da grafita na forma de nódulos, formando assim uma grafita com as suas extremidades arredondadas, denominado de ferro fundido vermicular, conforme a Figura 2.1c [1, 6, 7, 8,].

Figura 2.1. Morfologia da grafita em ferros fundidos (a) cinzento, (b) nodular e (c) vermicular.



FONTE: Sintercast [7].

Os ferros fundidos brancos possuem baixo teor de silício e todo carbono combinado na forma de carbonetos. Eles podem ser obtidos através: a) do resfriamento rápido do ferro fundido cinzento, o que impede a formação da grafita; b) ou da adição de elementos como o cromo, que provoca a formação de carbonetos [8, 9]. Aplicando o tratamento térmico de maleabilização no ferro fundido branco, parte do carbono do material é transformado em grafita na forma de nódulos, sendo este material chamado de ferro fundido maleável.

2.1.2 Ferro fundido cinzento

Peças fabricadas em ferro fundido cinzento apresentam menores defeitos internos devido às baixas temperaturas de fusão em relação às outras ligas ferrosas, o que gera menores contrações no momento da solidificação. Os ferros fundidos cinzentos apresentam em sua composição química o carbono entre 2,5 a 4%, o silício em torno de 1 a 3%, e outros elementos que alteram as propriedades mecânicas do material [4, 5, 6, 8].

O ferro fundido cinzento, como ilustra a Figura 2.1a, apresenta uma quantidade de carbono no estado livre (grafita lamelar) e outra quantidade combinada no carboneto de ferro (Fe_3C). Devido ao aspecto da grafita, o ferro fundido cinzento apresenta a menor resistência

mecânica quando comparado ao ferro fundido nodular e vermicular (Tabela 2.2). No entanto a condutividade térmica e capacidade de amortecimento são superiores.

Tabela 2.2. Valores médios das propriedades mecânicas do ferro fundido cinzento, nodular e vermicular.

Propriedades	Cinzento	Nodular	Vermicular
Resistência à tração [MPa]	235	650	500
Dureza [HB]	200	270	225
Condutividade térmica [W/(mK)]	48	28	35

FONTE: Sintercast *apud* Oliveira [10].

As aplicações das ligas de ferro fundido cinzento variam de acordo com as suas propriedades, as quais são influenciadas pela dureza da microestrutura da matriz que envolve a grafita. Conforme a norma DIN 1691, as ligas de ferro fundido cinzento são classificadas em sete diferentes classes, sendo representadas por meio de duas letras seguidas por dois algarismos que indicam o limite mínimo de resistência à tração, conforme mostrado na Tabela 2.3.

Tabela 2.3. Propriedades mecânicas das ligas de ferro fundido cinzento, conforme a norma DIN 1691.

Classes	GG 10	GG 15	GG 20	GG 25	GG 30	GG 35	GG 40
Resistência à tração [MPa]	100	150	200	250	300	350	400
Resistência à flexão [MPa]	200 300	230 360	280 420	340 430	400 540	460 600	520 660
Resistência à compressão [MPa]	490 590	580 690	590 810	690 980	800 1000	930 1370	1080 1370
Módulo de elasticidade [MPa]	7,5 10	8 10,5	9 11,5	10,5 12	11 14	12,5 14,5	12,5 15,5
Resistência à fadiga [MPa]	0,35 a 0,5 do limite de resistência a tração						
Estrutura	Ferrítica ←—————→ Perlítica						

FONTE: Chiaverini [5].

As ligas GG 10 e GG 15 são recomendadas para bases de máquinas e carcaças metálicas. As classes GG 20 e GG 25 apresentam melhor resistência mecânica, em decorrência disto são aplicadas em estruturas de mesas e barramentos de máquinas-ferramentas. Devido à maior resistência mecânica das classes GG 30 e GG 35 em relação às classes anteriores, suas aplicações são em blocos de motores, engrenagens e estruturas de máquinas pesadas. A classe GG 40 é a que apresenta maior resistência mecânica por causa da combinação de elementos de liga, fazendo com que apresente uma maior tendência ao coquilhamento, limitando a sua aplicação a peças com espessuras médias e grossas. Assim, as ligas de ferro fundido cinzento apresentam fácil fusão e moldagem, sendo aplicadas em uma grande variedade de estruturas e máquinas [4, 5, 6, 8].

2.2 USINABILIDADE DOS FERROS FUNDIDOS CINZENTOS

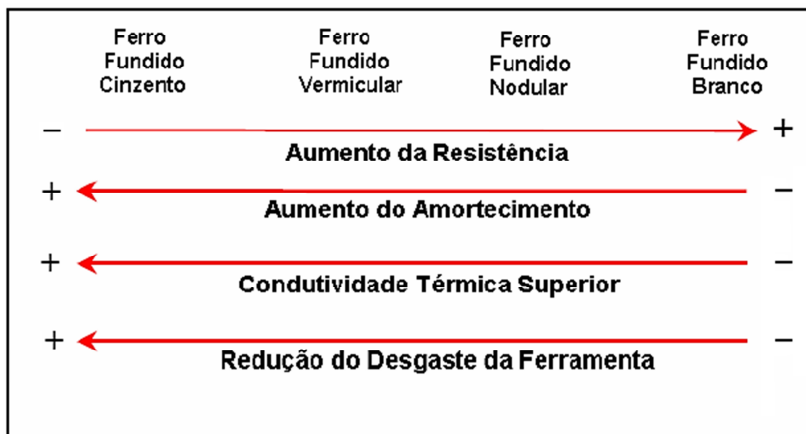
O termo usinabilidade é definido como o grau de dificuldade de se usar um determinado material, sendo a mesma influenciada por todas as suas propriedades. Geralmente a usinabilidade é avaliada por meio da vida da ferramenta de corte, acabamento da superfície usinada, força de usinagem e formação dos cavacos. Além das propriedades mecânicas do material a ser usinado, vários fatores do sistema máquina-ferramenta-peça e das condições de trabalho apresentam influência sobre a usinabilidade [2, 3, 11, 12].

Machado *et al.* [13] comentam que o ferro fundido cinzento apresenta boas características para a usinagem, como baixa força de corte e produção de cavacos segmentados, em decorrência da baixa dureza do material, relativa ductilidade e grande quantidade de grafite em pó. Resultados obtidos por Nayyer *et al.* [14] mostram que a vida da ferramenta aplicada no torneamento longitudinal do ferro fundido cinzento chega a ser 96% maior do que a ferramenta aplicada na usinagem do ferro fundido vermicular. Em relação ao processo de fresamento, resultados obtidos Reuter *et al.* [15], mostram que a vida da ferramenta chega a ser 50% maior quando aplicada na usinagem do ferro fundido cinzento do que na usinagem do ferro fundido vermicular.

A Figura 2.2 mostra as propriedades dos ferros fundidos e o efeito no desgaste da ferramenta. Verifica-se que o ferro fundido cinzento apresenta a maior redução no desgaste da ferramenta entre todos os ferros fundidos. Essa redução ocorre devido à menor resistência mecânica do material entre os ferros fundidos e a presença em grande quantidade do sulfeto de manganês, que em elevadas velocidades de

corte gera uma película que atua como um lubrificante sólido entre ferramenta e peça [15, 16].

Figura 2.2. Propriedades dos ferros fundidos e o efeito no desgaste da ferramenta.



FONTE: Srivastava *apud* Doré [16].

Portanto, entre todos os tipos de ferros fundidos, o ferro fundido cinzento é o que apresenta a melhor usinabilidade, em decorrência das suas características morfológicas e propriedades mecânicas. De acordo com Reuter *et al.* [15], devido às suas propriedades e características, torna-se difícil a substituição do ferro fundido cinzento por outro material em determinadas aplicações.

2.2.1 Fatores de influência na usinabilidade dos ferros fundidos cinzentos

Diniz *et al.* [12] enfatizam que a usinabilidade de um material é influenciada predominantemente pela dureza e pela sua resistência mecânica. Nos ferros fundidos, além da forma, tamanho e distribuição da grafita, a usinabilidade é também influenciada pela microestrutura do material, adição de elementos químicos e pelas inclusões presentes na liga [3, 5, 6, 13, 17].

- Microestrutura do material

O principal indicador sobre a usinabilidade do ferro fundido cinzento é a sua microestrutura. A microestrutura desses materiais normalmente é constituída de uma porcentagem relativa de ferrita e perlita. Na Tabela 2.4 é mostrado o efeito da microestrutura da matriz sobre o índice de vida da ferramenta de corte na usinagem dos ferros fundidos cinzentos contendo 2,5% de carbono. Nota-se que o aumento da proporção de perlita na matriz do material aumenta a sua dureza e diminui consideravelmente a vida da ferramenta.

Tabela 2.4. Efeito da microestrutura da matriz sobre o índice de vida da ferramenta de corte na usinagem de ferros fundidos cinzentos.

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

FONTE: Mills e Redford *apud* Dias [17].

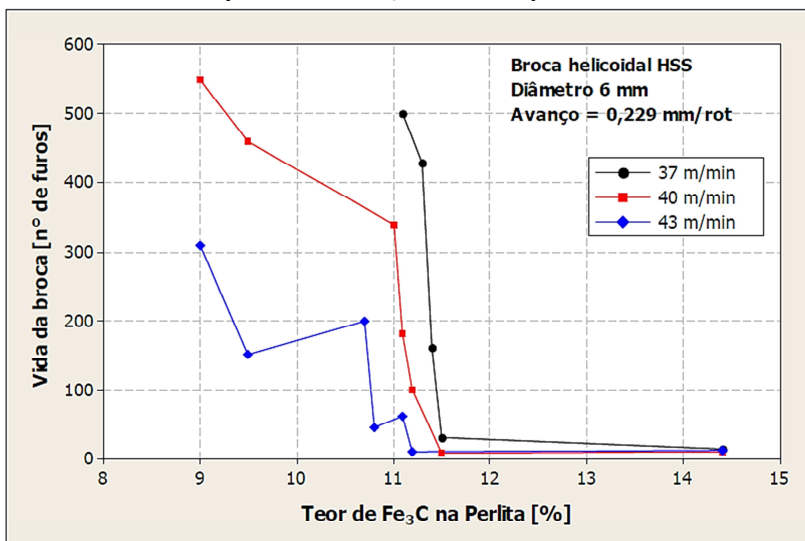
Uma microestrutura da matriz predominantemente ferrítica apresenta baixa dureza e resistência mecânica, o que gera menores valores de força de usinagem, conseqüentemente maiores vidas para as ferramentas de corte. A mistura eutética de ferrita e carboneto de ferro é denominada de perlita. Uma matriz perlítica apresenta maior dureza e resistência, aumentando os esforços durante a usinagem, o que acelera o desgaste na ferramenta. No entanto, devido à interrupção da estrutura básica do material ser ocasionada pelas lamelas de grafita, os cavacos gerados na usinagem dos ferros fundidos cinzentos são cisalhados e arrancados, o que resulta em cavacos curtos normalmente na forma de caracóis ou cavacos quebrados.

Com relação à qualidade da superfície usinada, o processo de usinagem e as condições de corte apresentam grande influência, porém, também é dependente da granulometria e da homogeneidade da estrutura cristalina do ferro fundido cinzento [3, 5, 11, 13].

Dias [17] verificou a influência do teor relativo de perlita e ferrita no fresamento do ferro fundido cinzento GG 25 com 2,94% de carbono e 1,76% de silício, na força de usinagem e no desgaste das ferramentas de corte. Os resultados obtidos pelo autor mostraram que o ferro fundido cinzento com matriz 100% perlítica apresentou maiores valores da força de corte em relação ao ferro fundido cinzento com matriz 50% ferrítica e 50% perlítica, o que diminuiu em torno de 30% e 48% para a ferramenta de cerâmica e em torno de 25% e 31% para a ferramenta de metal duro (classe K) o tempo de vida (critério utilizado foi o volume de cavaco removido) para as velocidades de corte de 321 e 390 m/mim, respectivamente.

No entanto, o carboneto de ferro na perlita pode variar de tamanho e quantidade. A Figura 2.3 mostra os resultados obtidos por Battes *apud* Oliveira [10] na vida da ferramenta (número de furos) em ensaios de usinabilidade utilizando brocas de aço-rápido no ferro fundido cinzento, relacionando-os com o aumento do teor de carboneto de ferro na perlita. É perceptível que o aumento do teor de carboneto de ferro na perlita apresentou uma redução significativa no número de furos produzidos em todas as velocidades de corte analisadas pelo pesquisador.

Figura 2.3. Comportamento da vida da ferramenta com o aumento da quantidade de Fe_3C na fase de perlita.



FONTE: Battes *apud* Oliveira [10].

Como o carboneto de ferro prejudica consideravelmente a usinabilidade de um material em decorrência das suas propriedades mecânicas, o ferro fundido cinzento apresenta melhor usinabilidade quando o mesmo apresentar menores teores de carboneto de ferro na perlita.

- Elementos químicos

Uma prática usual, de acordo com Chiaverini [5], é a adição de elementos químicos no ferro fundido cinzento, que além de aumentar a resistência do material, proporcionam estruturas com menores sensibilidades à variação de espessuras das peças. Nos ferros fundidos, a adição de elementos químicos apresenta dois efeitos: a) formação de grafitizantes por meio da adição do Si, Al, Ni, Cu e o Ti que tendem a decompor o carboneto de ferro; b) formação de carbonetos através da adição de Mn, Cr, Mo, e V que retardam a formação da grafita [5, 12, 13].

D) Elementos químicos grafitizantes

No ferro fundido cinzento, a porcentagem de silício encontrado em sua composição química é em torno de 1 a 3% (Tabela 2.1). O silício diminuiu a estabilidade do carboneto de ferro (Fe_3C), favorecendo a sua decomposição em ferrita e perlita [5]. Porém, se o percentual de silício exceder 3% no ferro fundido, a ferrita aumenta a sua resistência mecânica, chegando a ser equivalente à da perlita. Baixa porcentagem de silício no ferro fundido proporciona grande quantidade de carboneto de ferro na microestrutura do material, o que piora a usinabilidade [11].

Outro elemento químico com forte poder grafitizante durante a solidificação dos ferros fundidos, além do silício, é o alumínio. Ambos promovem a formação de ferrita e grafita na microestrutura da matriz do ferro fundido durante a reação eutetóide [5].

O níquel apresenta baixo poder de formar perlita. Ele tende a formar grafita com intuito de melhorar a usinabilidade do ferro fundido com teores acima de 5%. De acordo com Chiaverini [5] e Dias [17], usualmente o níquel é adicionado nos ferros fundidos com teores em torno de 0,5 a 1,5%, com o intuito de contrabalançar o efeito estabilizador de elementos como o cromo, vanádio e o molibdênio.

O aumento das propriedades mecânicas dos ferros fundidos é obtido por meio da adição de cobre, devido ao seu alto efeito como estabilizador de perlita [5, 11]. Cunha [18] realizou estudos na

usinabilidade de ferros fundidos nodulares hipereutetóides variando os teores de cobre. Os resultados obtidos pelo autor indicam que a usinabilidade do material, usando-se como critério a vida da ferramenta, piora com o aumento do teor de cobre, em função do aumento da resistência mecânica. Nos ferros fundidos cinzentos geralmente o teor de cobre varia entre 0,5 a 2%, porém, teores até 3% de cobre nesses ferros fundidos acarretam aumento na resistência à tração do material [5].

Um elemento químico adicionado nos ferros fundidos que atua como estabilizador de carbonetos e grafitizante é o titânio. Em teores de no máximo 0,4% de titânio no material, o mesmo apresenta efeito grafitizante. No entanto, se o teor exceder 0,4%, o titânio começa apresentar efeito de estabilizador de carbonetos, dificultando a usinagem.

II) Elementos químicos formadores de carbonetos

O manganês nos ferros fundidos aumenta a dificuldade de decomposição da cementita e elimina o efeito nocivo do enxofre, tendendo a formar o ferro fundido branco. Chiaverini [5] comenta que estruturas predominantemente perlíticas são obtidas por meio da adição deste elemento químico. Teores entre 0,5% a 1% de manganês aumentam a tenacidade e resistência dos ferros fundidos [3].

Um elemento químico que apresenta um forte poder na formação de carbonetos e inibe a formação de ferrita é o cromo. Normalmente utilizado para aumentar a resistência à tração e a dureza do material, é adicionado em pequenos teores através de sucatas usadas durante a produção dos ferros fundidos. Segundo Laird *et al. apud* Boing [9], a quantidade de cromo apresenta influência direta na fração volumétrica de carbonetos, ou seja, maiores teores de cromo produzem no material uma maior quantidade de carbonetos. Por estabilizar e formar os carbonetos, o cromo prejudica consideravelmente a usinabilidade [3, 5, 11].

O aumento da dureza, resistência à tração e do módulo de elasticidade de um material é obtido através da adição do molibdênio e vanádio. Baixas porcentagens de molibdênio ajudam a formar ferrita na microestrutura da matriz do material [5]. Meurer [19] enfatiza que para cada 1% de molibdênio adicionado no material, a dureza aumenta 4HB e a resistência à tração aumenta em torno de 3,5 a 4%. Em relação ao vanádio, teores entre 0,5 a 1% diminuem a resistência à tração do material, porém a dureza aumenta sem nenhuma restrição [1, 5].

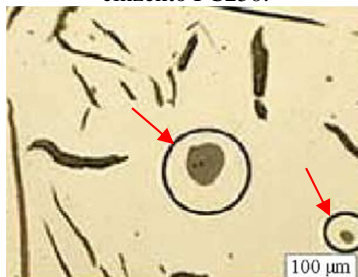
- Inclusões

Nos materiais as inclusões podem ser desejáveis quando são produzidas para determinado fim específico como, por exemplo, melhorar a usinabilidade, ou indesejáveis quando não são esperadas, formadas por impurezas adicionadas no momento da fabricação através de sucatas, elementos químicos, entre outros. Callister [4] comenta que é simplesmente impossível obter um material isento de impurezas. Portanto, qualquer material fabricado irá apresentar inclusões, sejam elas desejáveis ou não.

As inclusões podem ser classificadas, de acordo com a sua composição química, em metálicas e não-metálicas. As inclusões metálicas apresentam-se sob a forma de elemento puro, como por exemplo o chumbo. As não-metálicas tem a sua forma combinada, como por exemplo os óxidos, sulfetos ou complexos intermetálicos [5, 6, 8]. Segundo Oliveira [10], geralmente nos ferros fundidos são formadas inclusões não metálicas.

Um exemplo de inclusão desejável é o sulfeto de manganês, obtido através da combinação do manganês e o enxofre. Nos ferros fundidos, diferentemente dos aços, o sulfeto de manganês é encontrado naturalmente devido ao processo de fabricação. A Figura 2.4 mostra inclusões de sulfeto de manganês presentes na estrutura do ferro fundido cinzento FC250 com 3,34 % de carbono, 2,27 % de silício, 0,12% de enxofre e 0,53% de manganês.

Figura 2.4. Inclusões de sulfeto de manganês na estrutura do ferro fundido cinzento FC250.



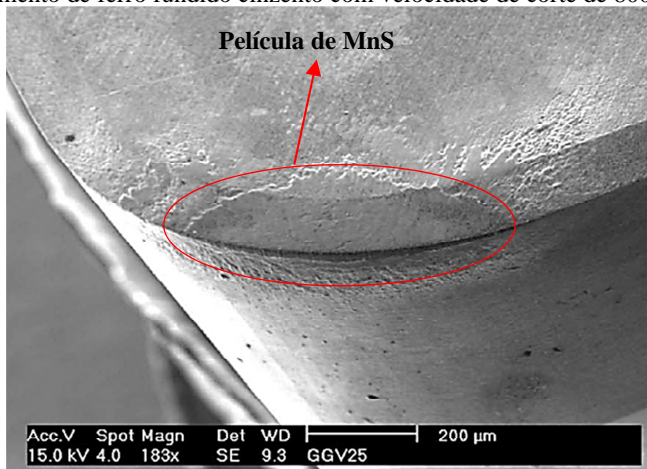
FONTE: Pereira *et al.* [20].

Segundo Abele *et al.* [21], o sulfeto de manganês na usinagem do ferro fundido cinzento chega a reduzir até cinco vezes o coeficiente de atrito na interface cavaco-ferramenta, protegendo-a do desgaste de

abrasão e diminuindo os esforços durante a usinagem, motivando assim constantes estudos em relação a essas inclusões sobre a usinabilidade dos materiais.

Gastel *et al.* [22] realizaram ensaios de usinagem no ferro fundido cinzento e vermicular com ferramentas de nitreto de boro cúbico, utilizando velocidade de corte de 400 e 800 m/min. Os resultados obtidos pelos autores mostram que somente no ferro fundido cinzento a película protetora de sulfeto de manganês (Figura 2.5) é formada sobre a ferramenta em elevadas velocidades de corte. Essa camada protetora se forma mais facilmente no ferro fundido cinzento, por causa dos maiores teores de enxofre e manganês que o material apresenta em relação ao ferro fundido vermicular.

Figura 2.5. Película de sulfeto de manganês na ferramenta utilizada no torneamento de ferro fundido cinzento com velocidade de corte de 800 m/min.



FONTE: Adaptado Gastel *et al.* [22].

Contudo, a quantidade de enxofre presente no ferro fundido cinzento apresenta influência sobre a sua usinagem. Pereira *et al.* [20] verificaram o comportamento dos teores de enxofre de 0,065%, 0,12%, 0,15% e 0,18% no torneamento do ferro fundido cinzento FC 250 com velocidades de corte de 100, 150 e 200 m/min utilizando ferramentas de metal-duro. O menor teor de enxofre no ferro fundido cinzento ocasionou uma intensa adesão sobre a ferramenta em todas as velocidades de corte analisadas o que, de acordo com os autores, está relacionado com a afinidade química entre o material da ferramenta e da

peça e também com a área ocupada pelas inclusões de sulfeto de manganês na matriz do material. Para obter uma redução efetiva do desgaste por adesão, os autores concluem que a menor área das inclusões de sulfeto de manganês na matriz do ferro fundido cinzento FC 250 deve ser de $(18 \pm 6) \times 10^{-3} \%$. Em relação à vida das ferramentas, os pesquisadores descrevem que essas inclusões desempenham maiores influências sobre o desgaste das ferramentas em velocidades de corte mais altas.

Ensaio de torneamento longitudinal de ferro fundido cinzento FC 250 com velocidades de corte entre 400 a 1400 m.min⁻¹ foram realizados por Pereira [23] usando ferramentas de nitreto de silício. O pesquisador constatou que o aumento da velocidade de corte apresentou uma estabilização do desgaste e entre a faixa de velocidade de corte de 700 a 1400 m/min, verificou além de enxofre e manganês, uma alta concentração de alumínio presente no gume das ferramentas, acreditando que o mesmo apresenta um papel fundamental na manutenção das inclusões de MnS.

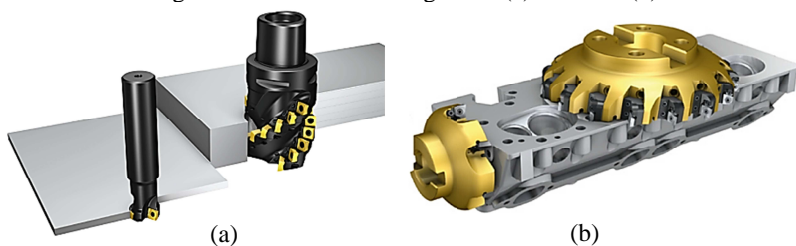
2.3 PROCESSO DE FRESAMENTO

Atualmente, dentre todos os processos de usinagem, o fresamento surge como solução para uma grande quantidade de casos, sendo considerado o mais abrangente e, em muitas vezes, o mais complexo devido à grande variedade de tipos de máquinas utilizadas, movimentos de peças e tipos de ferramentas. Para as indústrias de vários setores, o processo de fresamento apresenta vital importância, em virtude da versatilidade na obtenção de diversas geometrias e de elevadas taxas de remoção de material [3, 12, 13].

O fresamento é definido como sendo um processo mecânico de fabricação, onde é possível usinar geometrias através de ferramentas normalmente multicortantes que assumem rotação junto com o deslocamento da peça ou da própria ferramenta, segundo uma trajetória. Em consequência da rotação da ferramenta de corte, a característica desse processo é o corte interrompido. No corte interrompido, o gume da ferramenta passa por uma fase ativa onde ocorre remoção de material da peça e por uma fase inativa onde não há remoção de material. No momento que ocorre a transição da fase inativa para a fase ativa, o gume da ferramenta de corte é submetido a elevadas forças de impacto e cargas térmicas, sendo de fundamental importância possuir ferramentas adequadas, sistema de fixação e máquina-ferramenta com grande rigidez [2, 3, 12, 24].

O processo de fresamento é dividido em duas classificações básicas, sendo elas: o fresamento tangencial e frontal. No fresamento tangencial (Figura 2.6a), a usinagem da peça é realizada pelos dentes ativos presentes na periferia da ferramenta e a superfície usinada apresenta-se paralela ao eixo de rotação da mesma. No fresamento frontal (Figura 2.6b), o corte é gerado pelos dentes ativos na quina da ferramenta e a superfície usinada é gerada em um ângulo reto em relação ao eixo da mesma. Em determinadas aplicações, podem ocorrer variações dos dois métodos, como é o caso do fresamento de canais e engrenagens [3, 12, 24, 25].

Figura 2.6. Fresamento tangencial (a) e frontal (b).



FONTE: Sandvik Coromant [26].

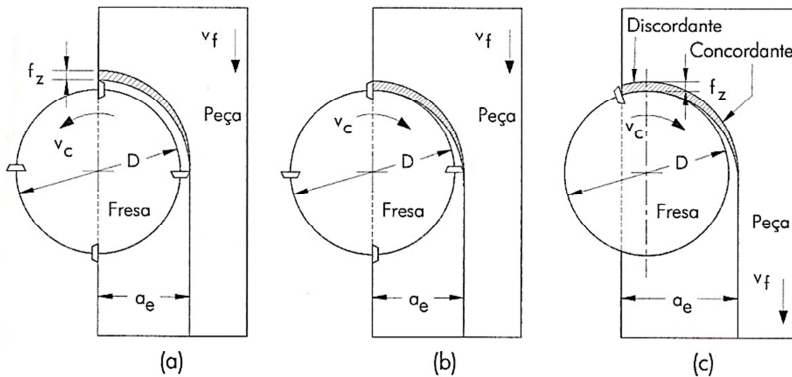
Durante a usinagem, tanto a ferramenta de corte como a peça usinada podem assumir movimentos independentes ou combinados de acordo com a direção de corte e avanço, distinguindo-se em fresamento com sentido discordante e concordante, como mostra a Figura 2.7. No fresamento discordante, os movimentos de corte e avanço apresentam-se em sentidos opostos, produzindo um cavaco no início do corte com espessura teoricamente igual a zero. Quando o gume toca na peça, uma camada de material é encruada devido à compressão da ferramenta. No instante que a pressão do gume consegue vencer a tensão de ruptura do material, o mesmo penetra na peça, removendo-o. As ferramentas utilizadas no fresamento com sentido discordante normalmente apresentam redução em suas vidas, pelo motivo que no início do corte o material a ser usinado frequentemente apresenta uma camada de material endurecido realizado pelo gume anterior, o que aumenta o desgaste por abrasão. Com relação ao fresamento concordante, os movimentos de corte e de avanço apresentam-se em mesmo sentido, produzindo no início da usinagem um cavaco com espessura máxima, o que proporciona ao gume menor desgaste por não haver uma camada de material encruada a ser usinada [2, 3, 12, 24, 25, 26]. Em certas

aplicações em que se utiliza mais de 50 % do diâmetro da ferramenta para realizar a usinagem ocorre, ao mesmo tempo, a combinação do corte discordante e concordante, como ilustra a Figura 2.7c.

O fresamento concordante apresenta certas vantagens em relação ao fresamento discordante, sendo elas:

- A resultante das forças empurra a peça a ser usinada contra a sua fixação na mesa, reduzindo vibrações;
- Maior vida da ferramenta, em decorrência do menor desgaste, pois no início do corte não há uma camada encruada;
- Melhor qualidade da superfície usinada;
- Menor força e potência de avanço, devido à cinemática da operação [12, 26].

Figura 2.7. Fresamento com sentido: (a) discordante, (b) concordante e (c) combinado.



FONTE: Adaptado de Stemmer *apud* Valle [27].

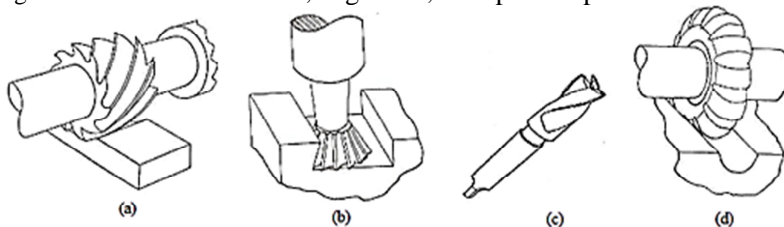
No entanto, o fresamento concordante não é aconselhável quando a máquina-ferramenta apresentar folga no fuso da mesa, quando a superfície a ser usinada tiver resíduos de areia de fundição ou carepa de forjamento, bem como quando apresentar grandes irregularidades [3, 12, 24].

2.4 FERRAMENTAS EMPREGADAS NO FRESAMENTO

No processo de fresamento, as ferramentas de corte (denominadas de fresas) são rotativas, constituídas normalmente de uma série de dentes, dispostos em torno do seu próprio eixo. As ferramentas

de corte utilizadas no processo de fresamento são classificadas em relação à sua forma geométrica, sendo distinguidas em fresas cilíndricas, angulares, de haste e de perfil constante [24]. As fresas cilíndricas, também denominadas de fresas tangenciais, cortam somente na sua periferia cilíndrica, obtendo a superfície usinada paralela ao eixo da ferramenta (Figura 2.8a). As fresas angulares apresentam dois gumes principais formando um ângulo conhecido entre si, sendo usadas, por exemplo, para abrir rasgos de guias em cauda de andorinha (Figura 2.8b). Fresas de haste, também conhecidas como fresas de topo, são ferramentas que cortam na sua periferia, sendo aplicadas na usinagem de ranhuras, contornos, entre outros (Figura 2.8c). As fresas de perfil constante ou, também conhecidas como fresas detalonadas, apresentam um ângulo de incidência constante, sendo usadas na usinagem de formas complexas (Figura 2.8d).

Figura 2.8. Fresas cilíndricas, angulares, de topo e de perfil constante.



Fonte: Stemmer [24].

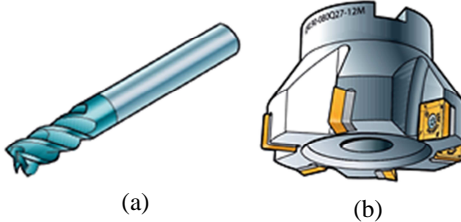
As ferramentas de corte empregadas no fresamento podem, ainda, ser diferenciadas em relação ao tipo de construção, sendo elas: fresas inteiriças, com insertos brasados ou com insertos intercambiáveis. Fresas inteiriças são ferramentas fabricadas do mesmo material, no gume e na haste (Figura 2.9a). As fresas com insertos brasados são constituídas por insertos fixados através do processo de brasagem no corpo da ferramenta. O material do corpo da ferramenta é diferente dos insertos, podendo ser de aço carbono ou aço ligado [11].

Atualmente, as fresas com insertos intercambiáveis são os tipos de ferramentas mais empregadas no processo de fresamento, pois garante trocas rápidas e seguras dos insertos [25]. Estes apresentam mais que um gume, e normalmente são fixados por parafusos (Figura 2.9b). Entretanto, o dispositivo de fixação do inserto deve garantir algumas funções, sendo elas:

- Garantir após a troca do inserto e durante a usinagem a mesma posição;

- Transmitir o calor gerado durante o corte para o corpo da ferramenta;
- Transmitir as forças durante a usinagem para o corpo da ferramenta, de maneira a ajudar a centrar o inserto [3, 24, 25].

Figura 2.9. Tipo de ferramentas de corte: (a) fresa inteira, (b) fresa com insertos intercambiáveis.



FONTE: Sandvik Coromant [26].

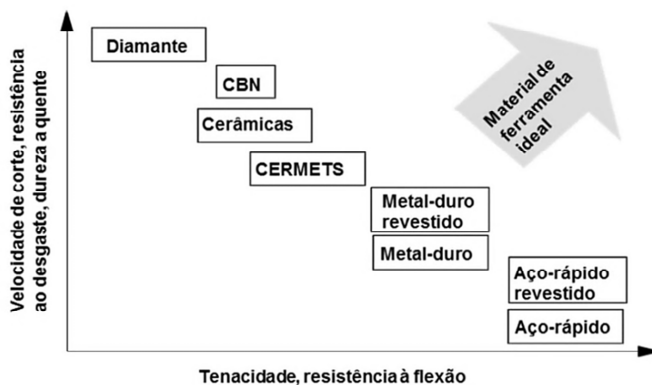
2.4.1 Materiais para ferramentas de fresamento

De acordo com Diniz *et al.* [12] o material da ferramenta necessita ser selecionado criteriosamente, levando em consideração o material a ser usinado, o tipo de processo de usinagem que será utilizado, condição da máquina-ferramenta (potência, estado de conservação, entre outros), geometria e dimensões da ferramenta de corte, custo da ferramenta, condições de usinagem e de operação.

Para um material de ferramenta, espera-se que o mesmo apresente resistência à compressão, elevada dureza, resistência à flexão e tenacidade, resistência do gume, resistência interna de ligação, resistência a quente e à oxidação, pequena tendência à difusão e caldeamento, resistência à abrasão e condutibilidade térmica, calor específico e expansão térmica adequados. Essas propriedades são desejáveis para todo material de ferramenta de corte, porém, deve-se ressaltar que nenhum material de ferramenta apresenta todas elas [11, 12, 13].

Na Figura 2.10 pode-se verificar o comportamento dos materiais aplicados em ferramentas de corte em relação às suas propriedades. Quanto maior for a resistência ao desgaste e dureza a quente, maiores velocidades de corte podem ser empregadas, no entanto, o material da ferramenta é mais frágil, pois a tenacidade e resistência à flexão serão menores.

Figura 2.10. Propriedades dos materiais de ferramentas de corte.



FONTES: Adaptado de König e Klocke [11].

De acordo com Diniz e Ferrer [28], os materiais aplicados em ferramentas de corte, utilizados na usinagem do ferro fundido cinzento, são principalmente os metais-duros e as cerâmicas. O metal-duro apresenta menor tenacidade e resistência à flexão quando comparado ao aço-rápido, porém tem maior resistência ao desgaste e dureza a quente (Figura 2.10). Segundo os mesmos autores, o metal-duro mais utilizado na usinagem do ferro fundido cinzento é da classe K (norma ISO), que contém basicamente carboneto de tungstênio (WC) e cobalto (Co). O carboneto de tungstênio apresenta uma alta resistência de ligação interna com o cobalto (sendo considerado o melhor metal de ligação para os metais-duros), gerando uma boa resistência do gume da ferramenta de corte. Em comparação com os carbonetos de titânio e de tântalo (utilizados também em outras classes de metal-duro), o carboneto de tungstênio possui melhor resistência ao desgaste abrasivo, entretanto apresenta limitações de velocidade de corte em decorrência da alta tendência à difusão em elevadas temperaturas [11, 12, 13]. Diniz e Ferrer [28] comentam que, por gerar cavacos curtos e por não haver um intenso atrito entre o cavaco e a face da ferramenta de corte, o metal-duro da classe K é amplamente utilizado na usinagem do ferro fundido cinzento.

Atualmente, os metais-duros aplicados na usinagem do ferro fundido cinzento frequentemente apresentam revestimentos, sendo os principais o óxido de alumínio (Al_2O_3), nitreto de titânio (TiN) e o carbonitreto de titânio (TiCN) [28]. König e Klocke [11] comentam que o objetivo principal dos revestimentos é aumentar a resistência ao

desgaste das camadas mais externas da ferramenta de corte, que apresentam contato direto com o cavaco e com a peça.

Os materiais cerâmicos apresentam boas propriedades como materiais de ferramentas de corte, apresentando elevada dureza, boa resistência ao desgaste e boa estabilidade química e térmica (sendo empregadas velocidades de corte mais altas), entretanto a sua baixa tenacidade e resistência à flexão (Figura 2.10), quando comparado ao metal-duro e ao aço-rápido, limita a sua utilização como ferramenta de corte [2, 11, 12, 13].

Segundo Diniz e Ferrer [28], existem duas classes principais de cerâmicas para ferramentas de cortes, sendo uma delas à base de óxido de alumínio (Al_2O_3) e a outra, à base de nitreto de silício (Si_3N_4). A cerâmica à base de nitreto de silício apresenta, quando comparada à cerâmica a base de óxido de alumínio, algumas vantagens como dureza superior e aumento da resistência a choques térmicos e tenacidade, porém apresenta menor estabilidade química com o ferro. Atualmente, no fresamento de ferro fundido cinzento, a utilização de cerâmica à base de nitreto de silício é muito comum, pois leva um ganho elevado no tempo de vida da ferramenta e pode, inclusive, ser utilizado fluido de corte durante a usinagem [11, 12, 13, 26, 28].

2.5 CRITÉRIOS DE FIM DE VIDA PARA FERRAMENTAS DE CORTE

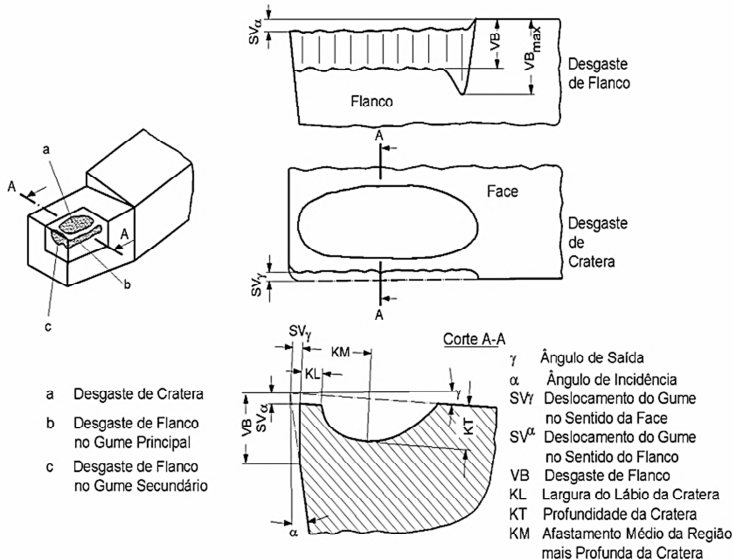
Entende-se por vida de uma ferramenta de corte o tempo em que ela resiste desde o início até a sua utilização total. A utilização total de uma ferramenta é definida segundo certos critérios de fim de vida para determinadas condições de usinagem. Portanto esses critérios servem para identificar quando uma ferramenta de corte já está no momento de ser substituída, sendo eles relacionados com o nível de desgaste da ferramenta e suas consequências sobre as tolerâncias dimensionais e geométricas da peça, nível de vibração e esforços do processo de usinagem. Os critérios mais utilizados como fim de vida para ferramentas de corte em empresas são a falha completa ou preliminar da ferramenta, desgaste de flanco e as tolerâncias dos erros geométricos (erro de forma, dimensão, posição e rugosidade) admissíveis para o componente usinado.

2.5.1 Degaste em ferramentas

Qualquer material empregado como ferramenta sofrerá desgaste, exigindo uma substituição à medida que determinados requisitos de projeto não sejam mais atendidos. O desgaste é influenciado pelas solicitações térmicas e mecânicas na cunha da ferramenta decorrentes do processo de usinagem, assim como pela duração de utilização. Geralmente é um processo gradual, ocorrendo tanto na superfície de incidência como na superfície de saída da ferramenta de corte [3, 11, 13, 29, 30]. A Figura 2.11 apresenta as formas de desgaste mais frequentes e as grandezas a serem medidas.

O desgaste de flanco (VB) acontece tanto no gume principal como no gume secundário da ferramenta de corte. O desgaste de cratera ocorre somente na face da ferramenta e é medido por meio da relação de desgaste $K = KT/KM$, onde KT é a profundidade de cratera e KM é o afastamento médio da cratera [11, 12, 29, 30, 31]. O fresamento apresenta como característica o corte interrompido, então as ferramentas empregadas no processo são frequentemente substituídas devido às trincas, lascamentos ou quebras [13].

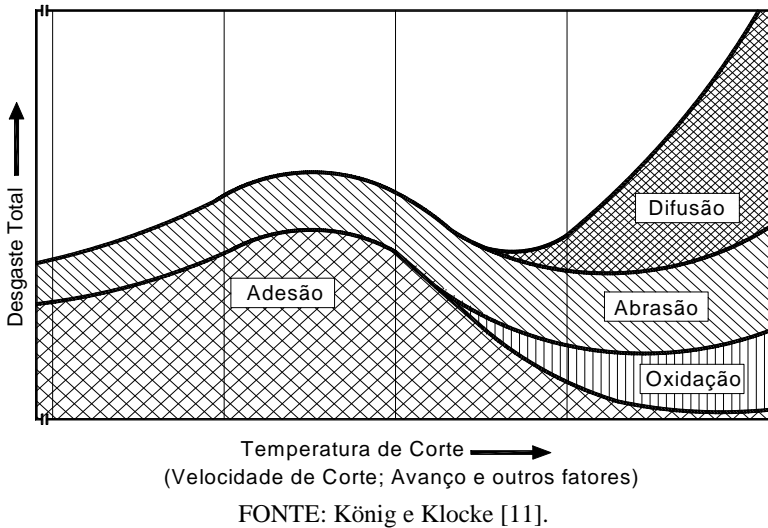
Figura 2.11. Formas de desgaste e grandezas a serem medidas na cunha da ferramenta de corte.



FONTE: König e Klocke [11].

As formas de desgaste apresentadas na Figura 2.11 são influenciadas por várias causas. O estudo dessas causas representa uma importante forma de aumentar a vida de ferramentas e aprimorar os seus parâmetros de corte. Os principais causadores de desgaste em ferramenta de corte são as solicitações térmicas e mecânicas excessivas, adesão, abrasão, difusão e a oxidação [11]. A Figura 2.12 mostra os mecanismos de desgaste em função da temperatura de corte no processo de usinagem.

Figura 2.12. Principais mecanismos de desgaste no processo de usinagem.



Observando a Figura 2.12, verifica-se que os mecanismos de desgaste são fortemente influenciados pela temperatura de corte. De acordo com König e Klocke [11], certos mecanismos de desgaste prevalecem sobre os outros devido a fatores como as condições de corte, geometria da ferramenta, material da ferramenta e peça e o uso de meio lubrificante, que interferem diretamente na temperatura e na pressão na região de corte.

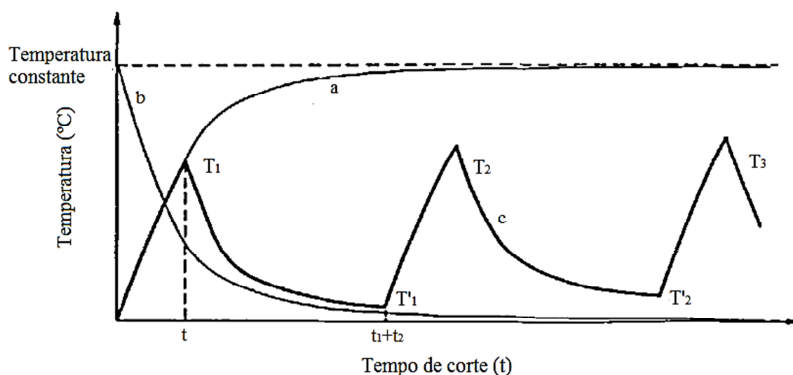
- Solicitações Térmicas e Mecânicas Excessivas

As microquebras, fissuras transversais e longitudinais e a deformação plástica no gume são ocasionadas pelos esforços térmicos e mecânicos durante o processo de usinagem [11]. O lascamento é

ocasionado geralmente por forças de corte excessivas durante o processo de usinagem, levando a micro ou macrolascamentos do gume ou da quina, o que compromete a ferramenta. O lascamento é influenciado pela geometria e material da ferramenta de corte, bem como pelo material a ser usinado. A deformação plástica no gume das ferramentas de corte é provocada pelos esforços e pelas altas temperaturas durante a usinagem, devido, normalmente, à queda da resistência do material da ferramenta em temperaturas mais elevadas [11, 12, 13].

As fissuras longitudinais ocorrem devido às sollicitações térmicas alternantes. No processo de fresamento, o gume passa por uma fase ativa, onde ocorre a formação do cavaco e aumento da temperatura na ferramenta, e uma fase inativa, onde não há remoção de material, o que resfria a ferramenta. Portanto, o fresamento apresenta uma variação cíclica da temperatura no gume, que aumenta na fase ativa e resfria na fase inativa [32]. Na Figura 2.13 é mostrada a variação da temperatura de corte em diferentes processos de usinagem.

Figura 2.13. Variação da temperatura no corte contínuo e no corte interrompido;



FONTE: Adaptado de Palmari [32].

As curvas 'a' e 'b' apresentam o comportamento da temperatura para processos de usinagem com corte contínuo, respectivamente para o aumento e resfriamento da temperatura na ferramenta. Para o corte interrompido, o comportamento da temperatura é apresentado pela curva 'c', que mostra o aquecimento do gume na fase ativa e o resfriamento na fase inativa. A distribuição da temperatura é, de acordo com Machado *et al.* [13], dependente das condições de corte, do material da ferramenta e do material da peça. Além de variações cíclicas de temperatura, o processo de fresamento submete o gume da

ferramenta a grandes esforços alternantes devido à característica do processo, ocasionando fissuras transversais na ferramenta.

- Abrasão

É considerada uma das principais causas de desgaste em ferramentas de corte, ocasionada pelo atrito entre material da ferramenta e peça, sendo responsável principalmente pelo desgaste de flanco e também contribui com o desgaste de cratera. O desgaste abrasivo é provocado pela remoção ou deslocamento de material por partículas duras como carbonetos e óxidos presentes tanto no material da peça usinada, como partículas soltas da ferramenta de corte. O aumento do desgaste abrasivo aumenta com a quantidade de inclusões e partículas duras no material a ser usinado, bem como pelo aumento da temperatura de corte que reduz a dureza do material da ferramenta [2, 3, 11, 12, 13, 29, 31].

- Adesão

Normalmente ocorre em baixas velocidades de corte, provocando caldeamentos ocasionados pela elevada força de usinagem durante o processo de corte ou pela interação entre a face da ferramenta e a superfície inferior dos cavacos. Frequentemente provoca gume postiço, que é o material da peça aderido sobre a face da ferramenta, altamente encruado e que assume as funções de corte. Com o fluxo dos cavacos, o gume postiço cresce gradualmente até se romper. O rompimento se dá na direção de saída do cavaco e na direção da velocidade de corte. Neste rompimento, o material removido do gume postiço atrita com o flanco da ferramenta, aumentando consideravelmente o desgaste de flanco. Partes destes gumes postiços cisalhados permanecem integrado à superfície usinada, o que piora a qualidade da superfície da peça [3, 11, 12, 13, 29, 31]. No entanto, o desgaste por adesão nem sempre está associado à formação de gume postiço. Em processos de usinagem com corte interrompido, o fluxo dos cavacos é irregular, provocando microcaldeamentos dos mesmos sobre a face da ferramenta de corte. De acordo com Trent e Wright [2], por apresentar solicitações mecânicas alternantes no corte interrompido, o material aderido da peça sofre fadiga, removendo parte da superfície de contato da ferramenta.

- Difusão

Consiste na transferência de átomos de um material para outro. O desgaste por difusão depende da temperatura na região de contato, afinidade química entre o material da peça e ferramenta e da duração de contato [11, 13]. A dureza do material da ferramenta não apresenta interferência significativa sobre o processo de difusão. Quanto maior a velocidade de corte e o avanço, maior será a temperatura na região de contato, aumentando a taxa de desgaste por difusão. Em elevadas velocidades de corte a difusão é a responsável pelo desgaste de cratera [12, 29, 31].

- Oxidação

A maioria dos materiais oxidam quando submetidos a elevadas temperaturas na presença de ar ou água. O desgaste gerado pela oxidação é observado próximo às regiões de contato entre ferramenta e cavaco, gerando pequenos filmes de óxidos. Determinados materiais empregados em ferramentas de corte não apresentam oxidação, como é o caso do aço-ferramenta e o aço-rápido, pois seu limite de resistência ao calor é atingido antes mesmo que se inicie a oxidação [3, 11, 12, 13, 29, 31].

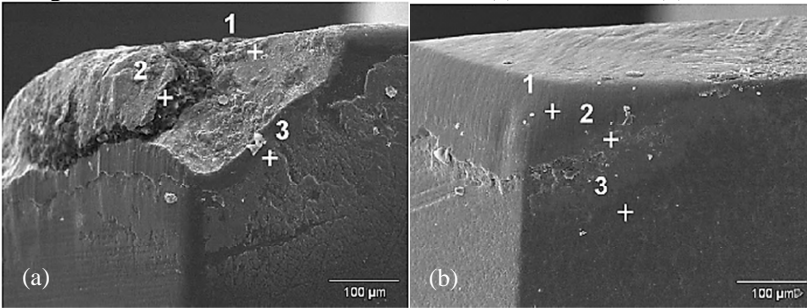
- Mecanismos de desgaste em ferramentas de corte empregadas no fresamento do ferro fundido cinzento

Os mecanismos de desgaste, como visto anteriormente, são influenciados pela temperatura de corte, esforços durante o processo de usinagem, tempo de duração do contato entre ferramenta e peça e afinidade química do material da ferramenta com o material da peça. Na usinagem do ferro fundido cinzento, não é possível atribuir a um único mecanismo o desgaste das ferramentas de corte.

Diniz e Ferrer [28] realizaram um estudo com o objetivo de identificar os mecanismos de desgaste em ferramentas de metal-duro, revestidas com nitreto de titânio (TiN) e óxido de alumínio (Al_2O_3), e em ferramentas de cerâmica de nitreto de silício (Si_3N_4) no fresamento do ferro fundido cinzento GG25 com superfícies irregulares. A velocidade de corte para o metal-duro utilizada nos ensaios foi de 450 m/min e para a cerâmica foi de 1000 m/min, sendo mantidos constantes para ambas as ferramentas de corte a profundidade de corte (a_p) de 0,5

mm e o avanço por gume (f_z) de 0,1 mm. O critério de fim de vida dos inserts adotado pelos autores foi o desgaste de flanco máximo ($VB_{\text{máx}}$) de 0,2 mm. A Figura 2.14 mostra as imagens dos gumes das ferramentas de metal-duro e cerâmica após atingir o desgaste de flanco máximo de 0,2 mm.

Figura 2.14. Gume das ferramentas de corte: (a) metal-duro e (b) cerâmica.

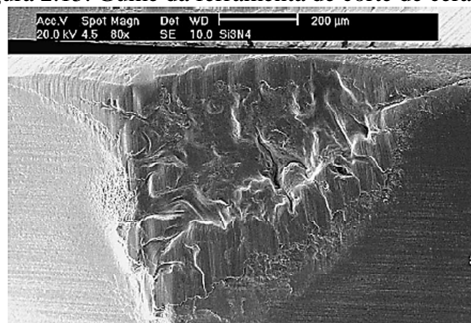


FONTE: Diniz e Ferrer [28].

Na Figura 2.14a, nota-se que a ferramenta de metal-duro apresentou lascamento do gume. Através da análise de espectroscopia de raio X por dispersão em energia (EDS), afirmou-se que os pontos 1 e 2 apresentavam elementos químicos do substrato da ferramenta (W e Co) e no ponto 3 foram encontrados elementos químicos do material da peça, como o Fe e Si. De acordo com os autores, o gume da ferramenta de metal-duro apresentou desgaste devido aos mecanismos de abrasão e adesão, sendo que o lascamento ocorreu em consequência das solicitações térmicas e mecânicas alternantes do processo. O gume da ferramenta de cerâmica no final de sua vida é mostrado na Figura 2.14b. Diferentemente do metal-duro, a cerâmica não apresentou lascamentos no gume, pois o aumento da velocidade de corte diminuiu a resistência do material da peça, fazendo com que a ferramenta suporte melhor os impactos mecânicos do processo. A análise de EDS identificou que, nos pontos 1 e 3, apresentava-se uma alta concentração de Si e no ponto 2, foi encontrada alta concentração de Fe. Indicações de difusão estão presentes na ferramenta de cerâmica, principalmente pela elevada temperatura devido à alta velocidade de corte, e pelo nitreto de silício apresentar baixa estabilidade química com relação ao ferro. De acordo com os pesquisadores, o mecanismo de adesão foi o principal responsável pelo desgaste nos ensaios realizados com inserts de cerâmica.

Outra pesquisa realizada com ferramentas de cerâmica de nitreto de silício no fresamento de faceamento de ferro fundido cinzento foi reportada por Souza *et al.* [33]. Os ensaios foram realizados com velocidade de corte de 1000 m/min, avanço e profundidade de corte de 0,06 mm/gume e 0,3 mm respectivamente. O ferro fundido cinzento usado nos ensaios apresentava a composição química de 3,2–3,5% C; 2,0–2,5% Si; 0,2% Cr; 0,15% S; 0,10% P, empregado em blocos de motores. O critério de fim de vida dos inserts adotado pelos autores envolvia, além do desgaste de flanco máximo de 0,7 mm, a rugosidade da superfície usinada e a formação de rebarbas conforme especificado no projeto de bloco de motores. O gume de um dos inserts de cerâmica, após atingir os critérios de fim de vida, é mostrado na Figura 2.15.

Figura 2.15. Gume da ferramenta de corte de cerâmica



FONTE: Souza *et al.* [33].

Os inserts apresentaram o desgaste de flanco como a forma de desgaste predominante. Um aspecto alisador sobre a topografia do gume da ferramenta pode ser visto, sendo que os pesquisadores comentam que o mesmo provavelmente pode ter sido originado pela adesão entre material da peça sobre a ferramenta, devido à afinidade química em altas temperaturas entre o Si_3N_4 e o material da peça. Deformação plástica e microtrincas também foram verificados no gume das ferramentas, por causa da característica do processo de fresamento. Contudo, os pesquisadores concluem que o desgaste nos inserts foi originado devido aos mecanismos de adesão e abrasão, assim como devido à deformação plástica e microtrincas.

Alguns mecanismos de desgaste, como a difusão e a oxidação, são influenciados predominantemente pela característica de corte do processo de usinagem. Em processos de usinagem que apresentam como característica o corte contínuo, os mecanismos de difusão e oxidação são

mais predominantes sobre a ferramenta de corte por causa do tempo de contato e temperatura na região de corte. Nos processos de usinagem que apresentam como característica o corte interrompido, os mecanismos de desgaste predominantes que atuam sobre a ferramenta de corte são a abrasão e a adesão [34].

2.5.2 Erros geométricos

A característica dos processos de usinagem é a transformação da matéria-prima em um produto, conferindo-lhe formas, dimensões e qualidade da superfície, através da remoção de material sob a forma de cavaco. De acordo com Brecher *et al.* [35], os resultados obtidos em uma operação de usinagem apresentam uma relação de compromisso entre as interações do processo de corte e da máquina-ferramenta. Em processos de usinagem com ferramentas de geometria definida, as interações apresentam duas divisões (Figura 2.16), sendo elas: as interações do processo de usinagem, que envolvem a geometria da peça a ser usinada, tecnologia e ferramentas empregadas; e as interações da máquina-ferramenta, envolvendo a fixação da peça, comando CNC e a sua estrutura. Segundo os autores, os resultados obtidos em processos de remoção de material são mais influenciados pelas interações do processo de usinagem.

Figura 2.16. Interações nos processos de usinagem com ferramentas de geometria definida.



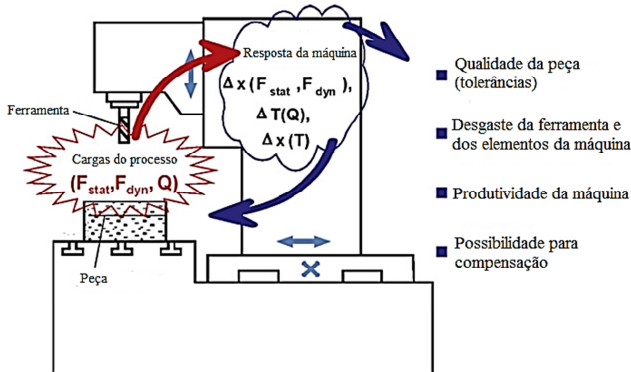
FONTE: Adaptado de Witt *apud* Brecher *et al.* [35].

De acordo com Cheng [36], as interações da dinâmica do processo de usinagem e da máquina-ferramenta modificam os resultados sobre uma peça usinada. Em operações produtivas, que tem como

finalidade o acabamento final de peças, se torna necessário realizar uma análise completa de toda a dinâmica envolvida, para que se possa obter o êxito desejado ao componente fabricado.

Os parâmetros de corte (velocidade de corte, avanço e profundidade de corte) influenciam consideravelmente nos esforços gerados durante a usinagem, modificando as respostas da máquina-ferramenta. Contudo, diversas combinações podem ser geradas, nas quais cada uma delas apresentará resultados diferentes na peça. A Figura 2.17 mostra as possíveis interações entre o processo de usinagem e a máquina-ferramenta para o processo de fresamento. Nota-se que o próprio processo de corte, juntamente com o deslocamento das massas devido às possíveis movimentações, gera esforços durante o processo, que deve ser absorvido pela estrutura da máquina-ferramenta com o objetivo de minimizar os efeitos sobre a qualidade da peça usinada, desgaste da ferramenta e dos elementos da máquina-ferramenta, bem como da sua produtividade [35, 36].

Figura 2.17. Interações entre o processo de usinagem e a máquina-ferramenta para o caso do processo de fresamento.



FONTE: Adaptado de Brecher *et al.* [35].

As cargas geradas durante os processos de usinagem são produzidas principalmente pelo mecanismo de formação de cavaco. Entretanto, além das interações entre máquina-ferramenta e processo de usinagem, influências externas ao processo como as vibrações no ambiente que a máquina-ferramenta apresenta-se instalada, influenciam consideravelmente os resultados finais obtidos na peça fabricada, gerando sempre erros. Em processos de fabricação, podem ser gerados erros relacionados às propriedades mecânicas da peça ou erros

geométricos. König e Klocke [11] enfatizam que para tais processos, os erros geométricos são mais frequentes, situando-se em escala macroscópica ou microscópica. A norma DIN 7462 [11] divide os erros geométricos em erros de forma, dimensão, posição e rugosidade.

- Erros de forma

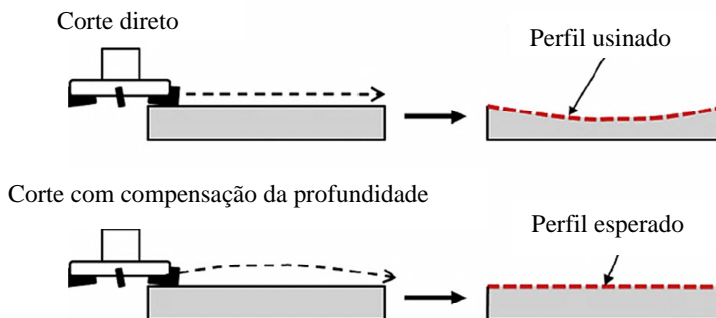
Os erros de forma são definidos como sendo qualquer desvio de uma geometria padrão em relação à forma básica reta, plana, circular ou cilíndrica [11]. A ABNT NBR 6409:1997 [37] divide os erros de forma em retitude, planeza, circularidade, cilíndricidade, perfil de linha qualquer e perfil da superfície qualquer. No presente contexto, será abordado somente o erro de planeza.

O erro de planeza é descrito como a condição na qual toda a superfície de uma peça deve estar limitada dentro de uma zona de tolerância, compreendida entre dois planos paralelos distantes entre si por uma dimensão determinada no projeto do componente [37]. As tolerâncias aplicadas no erro de planeza estão cada vez mais apertadas, principalmente em componentes aplicados em motores de combustão interna, onde é necessário se ter uma garantia que não apresentaram folgas exageradas para não comprometer o seu funcionamento. Segundo Tai *et al.* [38] na operação de faceamento no fresamento, o erro de planeza é causado principalmente pela deformação de aperto da peça, tensões residuais e deflexões causadas pelas forças durante o processo e pela expansão térmica.

Agostinho *et al.* [39] comenta que os tipos mais comuns de desvio de planeza são a concavidade e a convexidade. A concavidade é definida como o desvio dos pontos em uma superfície real, onde a leitura obtida aumenta das extremidades da superfície para o centro. O desvio dos pontos de uma superfície real, cuja leitura obtida diminui das extremidades para o seu centro, é conhecida como convexidade.

Atualmente, existem vários métodos de usinagem que apresentam como objetivo minimizar o erro de planeza em superfícies fresadas. A Figura 2.18 mostra o diagrama esquemático do método de compensação da profundidade de corte na operação de faceamento no fresamento. Na usinagem com corte direto o perfil usinado apresenta uma curvatura côncava acentuada, ocasionada pelos esforços do processo e temperatura de corte [38]. Porém, se ocorrer a compensação da profundidade de corte à medida que a ferramenta entra e sai da peça, o perfil esperado sobre o componente apresentará menor curvatura do que o perfil obtido pela usinagem direta, diminuindo assim o erro de planeza.

Figura 2.18. Diagrama esquemático do método de compensação da profundidade de corte.



FONTE: Adaptado de Tai *et al.* [38].

Huang e Hoshi [40] comentam que o erro de planeza pode ser minimizado simplesmente por uma fixação que proporcione uma deformação elástica no componente usinado. A conclusão da pesquisa realizada pelos autores é que independentemente da condição de corte utilizada torna-se muito difícil eliminar a deformação térmica causada pelo processo de fresamento. No entanto, é possível deformar elasticamente o componente a ser usinado (através do dispositivo de fixação) de tal forma que se compense o máximo possível a deformação térmica, assim minimizando o erro de planeza.

- Erros de dimensão

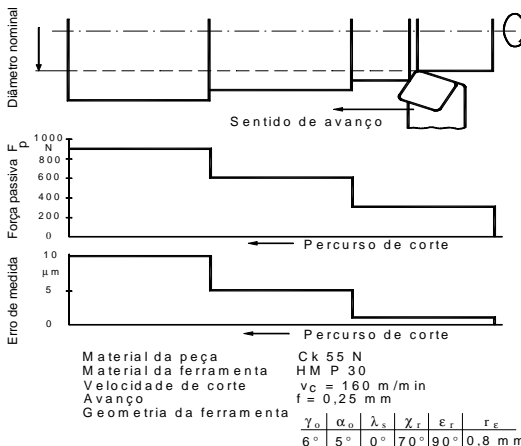
Entende-se por erro de dimensão o desvio que uma medida apresenta em relação à medida padrão especificada no desenho da peça. Geralmente esse erro não inutiliza o componente acabado, sendo que em determinados casos a peça necessita de um retrabalho, o que aumenta o custo de fabricação [11]. A causa mais simples de erro de dimensão está relacionada à medição incorreta de uma medida da peça pelo operador da máquina-ferramenta, no qual o mesmo se equivoca sobre a dimensão do componente usinado e altera a posição da ferramenta de corte ou compensa o valor que falta no comando da máquina-ferramenta. Entretanto, a forma mais comum de ocorrer um erro de dimensão na usinagem está ligada com o desgaste da ferramenta de corte, sendo o desgaste de flanco a forma de desgaste que mais influencia. O operador da máquina-ferramenta necessita corrigir a posição da ferramenta para

que a tolerância especificada para o componente usinado seja atendida. Essa correção deve ser realizada até atingir um critério de fim de vida estipulado para a ferramenta de corte [41].

O critério de fim de vida é definido como sendo o limite no qual a ferramenta não apresente riscos à operação que está sendo realizada, em relação à integridade do componente usinado ou para o sistema de usinagem. Geralmente utiliza-se como critério de fim de vida da ferramenta o nível de desgaste, força de usinagem, erros geométricos da peça, forma dos cavacos e formação de rebarbas [2, 3, 11, 12, 13, 25].

A variação da quantidade de material a ser removido também induz erros dimensionais na peça. A Figura 2.19 mostra o volume de material a ser removido em três seções da peça para o torneamento longitudinal. Em decorrência das diferentes profundidades de corte, a ferramenta sofrerá diferentes esforços nos três diâmetros. Portanto, as seções de usinagem apresentarão uma variação, modificando os valores da força passiva (F_p) e induzindo deformações na máquina-ferramenta, ferramenta e na peça [11]. Essa variação pode favorecer o surgimento de erros de forma e erros de posição, além de influenciar a qualidade da superfície usinada.

Figura 2.19. Influência da variação da força passiva sobre a variação do diâmetro da peça.



FONTE: König e Klocke [11].

Na usinagem, o trabalho mecânico e o trabalho de atrito é quase que completamente transformado em energia térmica. Portanto, elevadas temperaturas são atingidas durante um processo de usinagem, o que

promove alterações dimensionais nos componentes usinados. As deformações de origem térmicas na máquina-ferramenta devido ao processo de usinagem promovem também distorções nas peças.

Segundo Donmez *et al.* [42], deformações de origem térmica na máquina-ferramenta interferem no posicionamento da ferramenta de corte, precisão angular e alinhamento do sistema. De acordo com os mesmos autores, de 40% a 70% dos erros de precisão e a degradação de máquinas-ferramentas estão diretamente relacionados com as cargas térmicas que são geradas durante o processo.

- Erros de posição

Os desvios de uma aresta, linha ou de uma superfície de uma peça em relação à posição desejada são denominados de erros de posição [11]. A norma ABNT NBR 6409:1997 [37] classifica os erros de posição em concentricidade, coaxialidade, simetria e posição. No entanto, será abordado somente o erro de concentricidade e posição.

A concentricidade é definida como sendo a condição segundo a qual duas ou mais figuras geométricas apresentam o mesmo eixo comum. Essa coincidência teórica sempre apresenta uma variação do eixo de simetria de uma das figuras com relação a outro eixo usado como referência, caracterizando uma excentricidade [37, 39]. O erro de concentricidade pode ser gerado através da ovalização e desbalanceamento do material a ser usinado, para o caso do processo de torneamento, ou pela variação excessiva das componentes da força de usinagem. No caso do torneamento de engrenagens, Klocke *et al.* [43] mostram que o aumento da rigidez do sistema de fixação da peça reduz o erro de concentricidade. O aumento da rigidez do sistema de fixação da peça também reduz as vibrações durante o processo de usinagem, o que melhora a confiabilidade do processo para atingir tolerâncias geométricas e dimensionais indicadas no projeto da peça. Os autores verificaram que o aumento da área de contato do sistema de fixação da peça acarreta uma redução considerável no erro de concentricidade da peça usinada, além de estabilizar o processo de usinagem.

Entende-se por erro de posição o desvio tolerado de um determinado elemento, seja ele uma reta, plano ou ponto, em relação à sua posição teórica [11, 37, 39]. O erro de posição geralmente é causado no momento da preparação da máquina-ferramenta, como por exemplo, o alinhamento da peça, sujeira na superfície na qual a peça será fixada, ou na geração do programa CNC, através da interpretação errada do desenho técnico.

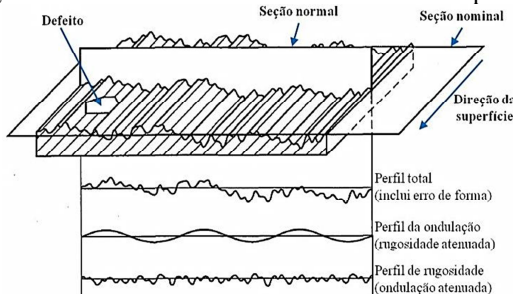
O paralelismo, batimento, perpendicularidade e inclinação correspondem a erros geométricos de orientação de acordo com a norma ABNT NBR 6409:1997 [37]. A análise desses erros nos processos de usinagem torna-se similar à análise das tolerâncias dimensionais, de forma e posição.

- Rugosidade

Uma superfície usinada é composta de erros microgeométricos resultantes da ação do processo de corte como, por exemplo, marcas de avanço e desgaste da ferramenta. A qualidade de uma superfície usinada atua diretamente no nível do atrito ou na condição de lubrificação de sua aplicação, apresentando assim cada vez mais importância por influenciar no desempenho e na confiabilidade dos componentes usinados [12, 13, 25, 39].

König e Klocke [11] comentam que na usinagem não é possível fabricar peças com superfícies ideais. Em processos de usinagem, normalmente a rugosidade da superfície usinada é utilizada como parâmetro de saída para controlar o processo. Para cada aplicação de um componente, será especificada uma determinada rugosidade da superfície. Superfícies de cilindros de motores de combustão interna, por exemplo, necessitam uma rugosidade característica, pois necessitam trabalhar com lubrificação [13, 25, 44]. Os elementos de forma esquemática do acabamento de uma superfície de acordo com a norma ASME B46.1: 2002 [45], são mostrados na Figura 2.20.

Figura 2.20. Elementos do acabamento de uma superfície.



FONTE: Adaptado de ASME B46.1: 2002 [45].

O acabamento de uma superfície é, portanto, representado pela rugosidade da superfície, pelas marcas das direções das irregularidades presentes, ondulações e defeitos. A norma DIN 4760 [46] divide em 6 ordens o desvio total entre a superfície real e ideal. De acordo com esta

norma, a rugosidade é composta: a) da terceira ordem que inclui as ranhuras da superfície usinada; b) quarta ordem incluindo estrias, escamas e picos; c) e a quinta ordem no qual engloba a estrutura do material a ser usinado.

A avaliação da rugosidade de uma superfície usinada pode, de acordo com Machado *et al.* [10] e Whitehouse [44], ser realizada por diversos parâmetros, sendo classificados em parâmetros de amplitude, de espaço e híbridos. Os de amplitude são determinados por alturas de picos, profundidade dos vales, ou até mesmo por ambos, não se considerando o espaçamento entre as irregularidades presentes ao longo da superfície, tendo como exemplo os parâmetros R_a , R_q , R_z , R_p , R_{pk} e R_v . Os de espaço são determinados pelo espaçamento do desvio do perfil ao longo de toda a superfície, no qual são gerados por meio da velocidade de avanço da ferramenta de corte, sendo quantificados pelos parâmetros R_{Sm} e $R_{\lambda q}$. A combinação dos parâmetros de amplitude e de espaço são denominados de parâmetros híbridos e são avaliados pelos parâmetros R_{sk} e R_{ku} .

Alguns parâmetros de rugosidade podem ser calculados teoricamente, como é o caso dos parâmetros R_a e R_t . Tais parâmetros calculados na teoria são apenas indicativos, pois durante o processo de usinagem ocorrem interações entre o processo de corte e a máquina-ferramenta, no qual apresentam influência considerável sobre a rugosidade da superfície usinada [13, 25, 35, 36]. No caso do fresamento frontal, os parâmetros R_a e R_t são calculados teoricamente pelas Equações 2.1 e 2.2.

$$R_a = \frac{r_\varepsilon - \sqrt{r_\varepsilon^2 - \left(\frac{f_z}{2}\right)^2}}{2} \quad (2.1)$$

$$R_t = \frac{f_z}{\tan \alpha + \cot \varepsilon} \quad (2.2)$$

Onde:

R_a : Desvio aritmético médio da rugosidade no comprimento de amostragem [μm];

R_t : Altura total do perfil da rugosidade no comprimento de avaliação [μm]

r_e : Raio de quina da ferramenta (mm)

f_z : Avanço por gume (mm/gume)

$\acute{\alpha}$: Ângulo formado entre o gume principal e um plano paralelo ao eixo árvore [$^\circ$];

$\acute{\epsilon}$: Ângulo formado entre o gume secundário e um plano paralelo à superfície usinada [$^\circ$].

De acordo com as Equações 2.1 e 2.2, verifica-se que os valores da rugosidade teórica são influenciados predominantemente pela geometria da ferramenta de corte. No entanto, a rugosidade real da superfície usinada é influenciada por diversos outros fatores, entre eles: a geometria da peça, material da ferramenta de corte e da peça e as condições de corte [13].

Geralmente a rugosidade de uma superfície é menor, ou seja, o acabamento da mesma é melhor quando: deflexões geradas devido aos esforços durante a usinagem ou as vibrações são pequenas; existe o alinhamento correto entre ferramenta e a peça a ser usinada; o material da peça é livre de defeitos como é o caso das bolhas e as trincas; o gume apresenta-se sem desgaste; e não ocorre a formação de gume postição [11, 13]. Outra solução muito utilizada atualmente para minimizar os valores de rugosidade é o aumento do raio de quina da ferramenta de corte. Esse aumento pode promover vibrações no sistema máquina-ferramenta-peça, quebras de cavacos não desejáveis e redução da vida da ferramenta devido às mínimas espessuras de cavaco na região secundária do gume [3, 26, 47, 48].

Outro fator que influencia diretamente na qualidade de uma superfície usinada é a evolução do desgaste da ferramenta de corte. Quando o gume apresenta desgaste, a sua topografia é transferida para a peça que está sendo usinada, particularmente na região secundária de corte, prejudicando o acabamento da superfície [49]. Yaltese *et al.* [50] verificaram que o fenômeno com maior importância para alterar o perfil de rugosidade de uma superfície é o desgaste abrasivo no gume da ferramenta de corte.

2.6 CONDIÇÕES ECONÔMICAS DE USINAGEM

As condições econômicas são atualmente um dos assuntos mais investigados dentro dos processos de usinagem, devido ao desenvolvimento constante na automatização de máquinas-ferramentas e materiais de ferramentas e peças. Segundo Wang [51] a seleção das condições de corte é um passo importante no processo de planejamento de operações de usinagem. De acordo com Wang [51], a redução considerável dos custos em componentes fabricados por usinagem é alcançada por meio da usinagem eficiente e eficaz. Devido ao desenvolvimento contínuo em tecnologias, utilizar as condições econômicas na usinagem atualmente é um grande fator para contrabalancear o elevado capital necessário, estimulando o estudo constante da otimização na usinagem, que teve início em 1906 com Taylor [52].

A produtividade de uma máquina-ferramenta ou o custo total de fabricação de uma peça podem ser os critérios utilizados para selecionar os parâmetros de corte (por exemplo, a velocidade de corte) a fim de melhorar a economia de um processo. Nas indústrias, a escolha das condições de corte na usinagem geralmente é realizada por meio da experiência do setor responsável pela linha de produção, ou do próprio operador em relação ao processo empregado. Em 1983, Kegg [53] realizou um estudo, no qual identificou que as condições de corte utilizadas em processos de usinagem com máquinas-ferramentas CNC estão extremamente distantes de serem as ideais. A seleção e implementação das condições de usinagem mais adequadas vem sendo estudada desde o trabalho inicial de Taylor. Segundo Aggarwal e Singh [54], mesmo com várias pesquisas já realizadas sobre esse tema na usinagem, o progresso tem sido muito lento, devido principalmente à sua complexidade.

A escolha das condições de corte ideais se torna ainda mais complexa devido ao desenvolvimento constante de novos materiais para ferramentas de corte, revestimentos e geometrias, bem como da grande variedade de máquinas-ferramentas, materiais para peças, tamanho do componente a ser usinado, nível de automação da máquina-ferramenta, entre outros fatores relacionados ao meio de trabalho presentes dentro de uma empresa [3, 55].

Resultados de uma pesquisa realizada por Amarego *et al.* apud Jawahir e Wang [56] com fabricantes de ferramentas de corte nos Estados Unidos apontam que empresas que utilizam operações de usinagem em seu meio produtivo usam somente 38% de todas as

ferramentas de corte em sua capacidade plena. De acordo com os mesmos autores, essa situação torna ainda mais necessário o desenvolvimento de abordagens científicas para selecionar as condições de corte econômicas na usinagem. A otimização dos processos de usinagem geralmente envolve a seleção dos parâmetros de corte mais adequados, como a velocidade de corte e o avanço, segundo uma variedade de critérios como, por exemplo, o mínimo tempo de fabricação e mínimo custo [57].

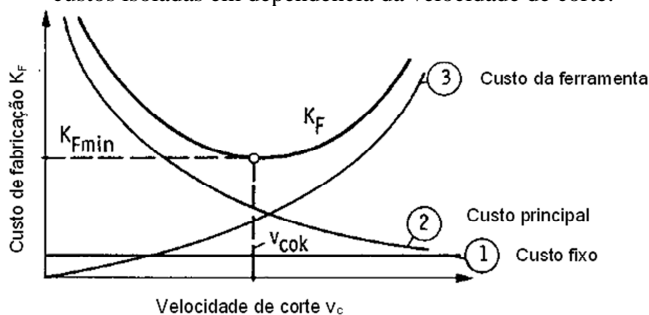
2.6.1 Otimização das condições de corte

No presente item, será dada ênfase à otimização da velocidade de corte e avanço. A velocidade de corte é o parâmetro que apresenta uma grande importância na economia de um processo de usinagem, pois tem muita influência sobre a vida da ferramenta. Com o passar dos anos, a velocidade de corte apresentou uma grande variação, principalmente por causa do desenvolvimento de novos materiais para ferramentas de corte, influenciando consideravelmente o tempo de vida delas. Em 1940, as ferramentas de corte apresentavam seu tempo de vida em torno de 4 a 8 horas, porém nos dias atuais a vida econômica das ferramentas de corte são em torno de 10 a 20 minutos [11, 31]. Essa diminuição do tempo de vida das ferramentas, atualmente, se torna necessária por causa das dependências de custo. Na usinagem com baixa velocidade de corte, a ferramenta normalmente apresenta maior vida, o que gera poucas trocas e menores custos com ferramentas. Entretanto, o tempo de usinagem é alto, elevando a parcela do custo da máquina-ferramenta e do salário em relação ao volume usinado. Por outro lado, se a velocidade de corte é aumentada, o tempo de usinagem é menor, acelerando consideravelmente o desgaste do gume da ferramenta, tornando mais frequentes as trocas. Como nos últimos anos os custos com ferramentas e trocas de ferramentas têm aumentado em escala menor do que o custo de salários e máquinas-ferramentas, a diminuição dos custos é obtida por meio de velocidades de corte maiores [11, 12, 13, 29, 31, 58].

O custo de fabricação por peça é constituído de custos relacionados à preparação e tempos secundários, que são tratados como parcelas de custos fixos, custos de máquina-ferramenta e do operador, sendo tratados como custo principal e do custo das ferramentas. A Figura 2.21 mostra o comportamento do custo de fabricação por peça e das parcelas de custos isoladas em dependência da velocidade de corte. Nota-se que, com o aumento da velocidade de corte, o custo de fabricação por peça é influenciado predominantemente pelo custo da

ferramenta. Isso ocorre devido à diminuição da vida da ferramenta, tornando o número de trocas mais frequentes. Como o custo principal apresenta comportamento oposto ao custo de ferramenta, à medida que a velocidade de corte diminui, o custo de fabricação por peça é mais influenciado pelo custo principal [3, 13, 29, 61, 62].

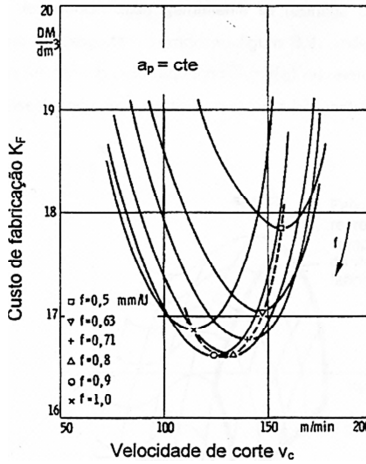
Figura 2.21. Comportamento do custo de fabricação por peça e das parcelas de custos isoladas em dependência da velocidade de corte.



FONTE: König e Klocke [11].

O custo de fabricação também é influenciado pelo avanço, no entanto, com relação à seleção de condições ideais em uma operação de usinagem esse parâmetro de corte apresenta uma importância secundária quando comparado com a velocidade de corte [11]. A Figura 2.22 mostra o comportamento do custo de fabricação em função da velocidade de corte e do avanço para uma profundidade de corte constante. É perceptível que a redução do custo de fabricação é obtida através da escolha de maiores valores de avanço. Valores altos para o avanço não são aplicados no dia-a-dia, principalmente por causa da rigidez da máquina-ferramenta, sistema de fixação das peças e ferramenta de corte, prejudicando as dimensões usinadas, além de influenciar diretamente na rugosidade da superfície usinada, podendo atingir limites inaceitáveis para o componente [3, 11, 12, 13, 36].

Figura 2.22. Comportamento do custo de fabricação em função da velocidade de corte e do avanço para uma profundidade de corte constante.



FONTES: König e Klocke [11].

O custo de fabricação por peça (K_F) é calculado por:

$$K_F = K_{ML} \cdot \left(\frac{t_r}{m} + t_n \right) + K_{ML} \cdot t_h + \frac{t_h}{T} \cdot (K_{ML} \cdot t_w + K_{WT}) \quad (2.3)$$

Sendo as constantes identificadas por:

K_F : Custo de fabricação por peça [R\$/peça];

K_{ML} : Custo de máquina e operador por hora [R\$/hora];

K_{WT} : Custo da ferramenta por vida [R\$/hora];

t_r : Tempo de preparação [min];

t_n : Tempos secundários [min];

t_h : Tempo principal [min];

t_w : Tempo de troca da ferramenta [min];

m : Tamanho do lote de peças a fabricar;

T : Vida da ferramenta [min].

O tempo de fabricação por peça (t_c) é calculado através do tempo de preparação, tempo secundário, tempo principal e tempo de troca da ferramenta, como mostra a Equação 2.4. De acordo com König e Klocke [11] e Grzesik [62], o tempo de fabricação por peça apresenta comportamento semelhante ao gráfico do custo de fabricação em função da velocidade de corte. A redução do tempo de preparação, tempos

secundários, bem como o tempo de troca de ferramenta e a otimização dos dados de entrada de usinagem, minimizam os custos da usinagem. Para o fresamento o tempo principal de usinagem pode ser calculado pela Equação 2.5 e a velocidade de avanço pela Equação 2.6

$$t_e = \frac{t_r}{m} + t_n + t_h + \left(\frac{t_h}{T} \right) \cdot t_w \quad (2.4)$$

$$t_h = \frac{L}{v_f} \quad (2.5)$$

$$v_f = \frac{v_c \cdot 1000}{\pi \cdot D} \cdot n \cdot f_z \quad (2.6)$$

Onde:

L: Comprimento a ser usinado [mm];

v_f : Velocidade de avanço [mm/min];

v_c : Velocidade de corte [m/min];

D : Diâmetro da ferramenta [mm];

n : Número de gumes da ferramenta;

f_z : Avanço por gume [mm/gume].

A vida da ferramenta de corte depende do tipo de material a ser usinado, dos parâmetros de corte empregados e do material da ferramenta. O comportamento do desgaste de ferramentas pode ser descrito pela equação de Taylor [52] simplificada, como mostra a Equação 2.7.

$$T = C_v \cdot v_c^k \quad (2.7)$$

Onde:

T: Vida da ferramenta [min];

C_v : Vida para velocidade de corte de 1 m/min [min];

k: Constante da equação para determinação da vida.

Substituindo as Equações 2.5, 2.6 e 2.7 na Equação 2.3 e depois a derivando em relação à velocidade de corte e igualando a zero, é obtida a equação da velocidade de corte de ótimo custo (Equação 2.8). A equação do tempo de vida de ótimo custo (Equação 2.9) é obtida através

da substituição da equação da velocidade de corte de ótimo custo na equação de Taylor simplificada [11, 12, 13].

$$v_{\text{cok}} = \sqrt[k]{-(k+1) \cdot \left(\frac{\left[t_w + \frac{K_{WT}}{K_{ML}} \right]}{C_v} \right)} \quad (2.8)$$

$$T_{\text{ok}} = -(k+1) \cdot \left(t_w \frac{K_{WT}}{K_{ML}} \right) \quad (2.9)$$

Substituindo as Equações 2.5, 2.6 e 2.7 na Equação 2.4 e depois a derivando em relação à velocidade de corte e igualando a zero, é obtida a equação da velocidade de corte de ótimo tempo de produção (Equação 2.10). A equação do tempo de vida de ótimo tempo de produção (Equação 2.11) é obtida através da substituição da equação da velocidade de corte de ótimo custo na equação de Taylor simplificada. [11, 12, 13].

$$v_{\text{coz}} = \sqrt[k]{-(k+1) \cdot \left(\frac{t_w}{C_v} \right)} \quad (2.10)$$

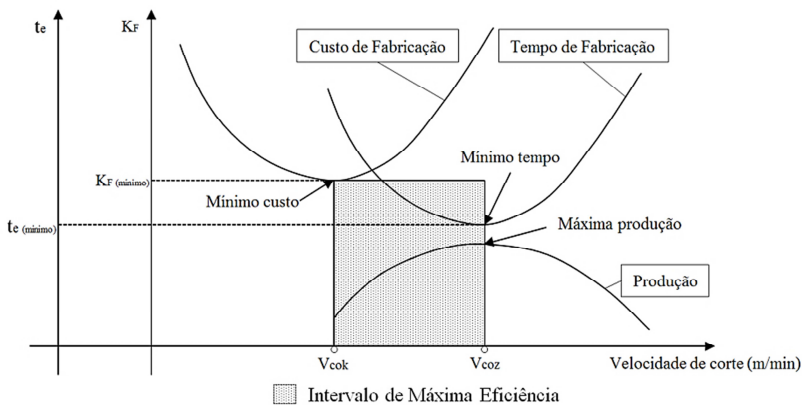
$$T_{\text{oz}} = -(k+1) \cdot t_w \quad (2.11)$$

2.6.2 Intervalo de máxima eficiência

O intervalo de máxima eficiência é definido como sendo o intervalo compreendido entre as velocidades de corte de ótimo custo e de ótimo tempo de produção, como mostra a Figura 2.23. É bastante importante que os valores de velocidade de corte empregados em processos de usinagem estejam dentro desse intervalo. Se a velocidade de corte estiver abaixo da velocidade de corte de ótimo custo, o custo de fabricação por peça ficará próximo do mínimo, no entanto o tempo de fabricação da peça aumenta consideravelmente devido a longos tempos de usinagem, o que interfere na produtividade. Da mesma forma, se a velocidade de corte escolhida estiver acima da velocidade de corte de ótimo tempo de produção, o tempo de produção da peça ficará próximo do mínimo, mas o custo por componente usinado aumenta

principalmente por causa dos custos com ferramentas de corte [3, 12, 13, 25, 59, 61, 63, 64].

Figura 2.23. Representação do intervalo de máxima eficiência.



FONTE: Adaptado de Diniz *et al.* [12], Machado *et al.* [13] e Ferraresi [61].

Dentro do intervalo de máxima eficiência (Figura 2.23), é possível notar que o aumento da velocidade de corte de ótimo custo (v_{cok}) até a velocidade de corte de ótimo tempo de produção (v_{coz}), gera um aumento do custo de fabricação por peça, mas conseqüentemente aumenta a produtividade. Em uma linha de produção, em um período de alta demanda, deve-se escolher a velocidade de corte que mais se aproximar da velocidade de corte de ótimo tempo de produção (nunca ultrapassá-la), pois o prazo de entrega do produto é o mais crítico, enquanto que em um período de baixa produção a velocidade de corte deve ser escolhida a mais próxima possível da velocidade de corte de ótimo custo (nunca deve ser menor que ela) [12, 13]. Diniz *et al.* [12] comentam que só quando a ferramenta de corte apresenta um custo muito elevado, não se deve trabalhar próximo da velocidade de máxima produção, por causa do grande aumento no custo de fabricação por peça.

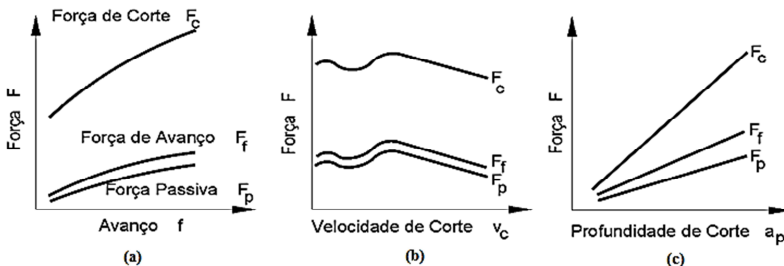
Para escolher uma velocidade de corte que se apresente dentro do intervalo de máxima eficiência, é necessário que ela esteja baseada em algumas condições, que são: qual o tipo de operação utilizada (desbaste ou acabamento), potência da máquina-ferramenta, rigidez do sistema máquina-ferramenta-peça-dispositivo de fixação etc. [3, 12, 13, 61, 63, 64].

2.6.3 Limites para os parâmetros de corte

De acordo com König e Klocke [11] a determinação dos parâmetros de usinagem deve ser feita considerando a dispersão nos valores de usinabilidade e das informações sobre a profundidade de corte, avanço, velocidade de corte e a vida da ferramenta para determinado critério de fim de vida. O comportamento do desgaste ou o tempo de vida de uma ferramenta de corte normalmente são os critérios principais para determinar a usinabilidade de um material e a manutenção do gume da ferramenta.

Para modificar os parâmetros de corte, é utilizada uma sequência em ordem de importância. Devido à redução no tempo principal de usinagem, o que em consequência aumenta a produtividade, a profundidade de corte é o primeiro parâmetro a ser modificado, pois reduz os passes que a ferramenta executa sobre a peça como também reduz uma parcela menos significativa no tempo secundário por causa do retorno do carro porta-ferramenta. O aumento da profundidade de corte aumenta proporcionalmente as componentes da força de usinagem (Figura 2.24c). O avanço deve ser definido após a determinação da profundidade de corte, e como influencia diretamente no tempo principal de usinagem, deve ser otimizado no sentido de maximizá-lo [3, 11, 12, 13, 60]. A Figura 2.24a mostra o comportamento das componentes da força de usinagem com o aumento do valor do avanço. A velocidade de corte influencia na rotação da ferramenta de corte (para o processo de fresamento), que apresenta influência direta na velocidade de avanço, modificando o tempo principal de usinagem. O aumento da velocidade de corte diminui as componentes da força de usinagem como mostra a Figura 2.24b.

Figura 2.24. Dependência das componentes da força de usinagem em relação: (a) avanço, (b) velocidade de corte e (c) profundidade de corte, para processos de usinagem com ferramentas de geometria definida.



FONTE: König e Klocke [11].

O aumento do avanço (f), da velocidade de corte (v_c) e da profundidade de corte (a_p) proporcionam comportamentos distintos da força de corte (F_c), força de avanço (F_f) e força passiva (F_p). O aumento das componentes da força de usinagem acelera o desgaste da ferramenta de corte e piora a textura da superfície usinada devido a maiores vibrações sobre a ferramenta de corte e sistema de fixação. A diminuição das componentes da força de usinagem geralmente acarreta melhor qualidade da superfície usinada, devido à resistência do material do componente a ser usinado diminuir em temperaturas mais elevadas.

Além das propriedades do material e geometria da ferramenta de corte, do sistema de fixação das peças e determinados critérios estabelecidos para os componentes usinados (por exemplo, a rugosidade da superfície), a escolha dos parâmetros de corte também é limitada pela máquina-ferramenta que será utilizada para realização da usinagem. Uma máquina-ferramenta apresentará sempre um valor mínimo e máximo de velocidade de avanço e rotação do eixo-árvore [11, 51, 54, 60]. Após a determinação dos parâmetros de corte, deve ser verificada a potência do eixo-árvore disponível, que deve ser sempre maior que a potência requerida para ocorrer à usinagem, como mostra a Equação 2.12.

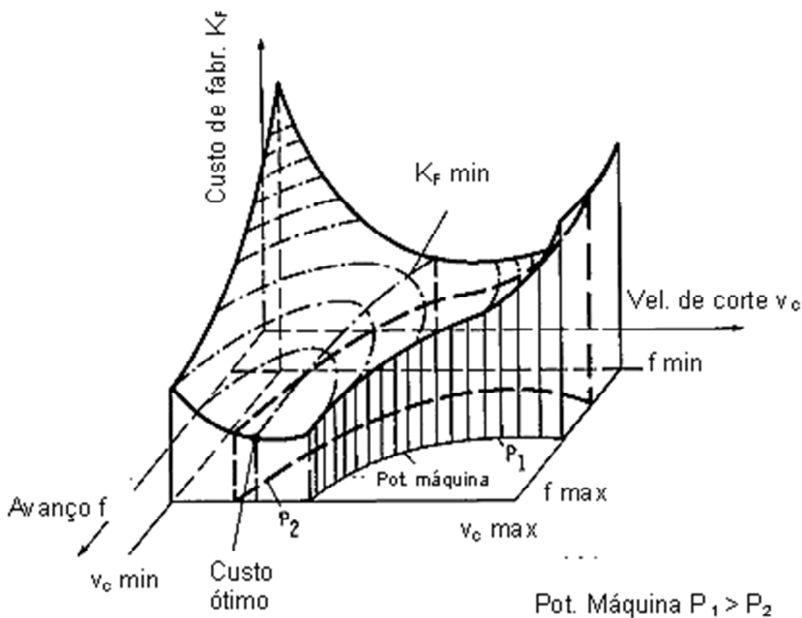
$$P_{\text{árvore}} > F_c \cdot v_c \quad (2.12)$$

Em determinados casos, a potência do eixo-árvore pode não ser suficiente para realizar a usinagem. De acordo com König e Klocke [11] quando isso ocorre, a velocidade de corte é o parâmetro que deve ser reduzido. Com a diminuição da velocidade de corte pode-se, em algumas situações, entrar na faixa de formação de gume postiço, por isso, é necessário estabelecer um valor mínimo para que o mesmo sirva de limite. Quando a velocidade de corte atinge o valor mínimo e a potência do eixo-árvore ainda não é suficiente, o avanço deve ser ajustado para que a condição estabelecida na Equação 2.12 seja atendida.

A Figura 2.25 mostra o comportamento do custo de fabricação por peça e o comportamento da potência da máquina-ferramenta necessária para realizar a usinagem, juntamente com os limites do avanço e da velocidade de corte. Nota-se que o limite mínimo e máximo tanto da velocidade de corte como do avanço modificam a curva de custo de fabricação por peça bem como da potência necessária para realizar a usinagem. Uma velocidade de corte mínima aumenta

demasiadamente o custo de fabricação por peça, mas a potência necessária para realizar a usinagem é pequena. Se a velocidade de corte for a máxima, o custo de fabricação por peça aumenta, mas a potência necessária da máquina-ferramenta para que a usinagem ocorra é muito mais elevada. O avanço apresenta um comportamento semelhante à velocidade de corte tanto no custo de fabricação como na potência da máquina-ferramenta, só que com uma importância secundária, pois influencia muito menos que a velocidade de corte.

Figura 2.25. Influência dos limites dos parâmetros de corte sobre a faixa de otimização.



FONTE: König e Klocke [11].

Atualmente, os fabricantes de ferramentas de corte indicam, em seus catálogos, para cada ferramenta de corte de acordo com a geometria, tipo de material e revestimento das ferramentas, um valor máximo e mínimo para a velocidade de corte e o avanço, para que as condições de usinagem possam ser atingidas de acordo com a máquina-ferramenta que se encontra disponível na linha produtiva das empresas.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

No presente capítulo serão descritos os materiais e métodos necessários para a realização dos ensaios, bem como o planejamento e execução experimental empregados.

3.1 TIPO DE FRESAMENTO

O processo de fresamento é classificado de acordo com a disposição dos dentes ativos na ferramenta de corte em fresamento tangencial e frontal, como mostra a Figura 2.6 (vide item 2.3). Neste estudo, foi utilizado o processo de fresamento frontal, que tem como característica gerar uma superfície usinada perpendicular ao eixo de rotação da ferramenta, com sentido de corte combinado (concordante e discordante). As grandezas envolvidas no fresamento são a velocidade de corte (v_c), o avanço por gume (f_z), a profundidade de corte axial (a_p) e a profundidade de corte radial (a_e). Com algumas dessas grandezas são definidos os parâmetros importantes para o fresamento como a velocidade de avanço (v_f) e a rotação da ferramenta de corte.

3.2 MÁQUINA-FERRAMENTA

Os ensaios de fresamento foram realizados em um centro de usinagem horizontal de 4 eixos, modelo MCi 16 (Figura 3.1) fabricado pela empresa HELLER Ltda.. A potência de acionamento do eixo-árvore é de 30 kW, gerando um torque máximo de 143 N.m.

Figura 3.1. Centro de usinagem HELLER modelo MCi 16.



FONTE: Heller [65].

O centro de usinagem apresenta avanço rápido de 60 m/min, bem como aceleração e desaceleração de 10 m/s^2 nos eixos X, Y e Z. O comando numérico da máquina-ferramenta é o GE Fanuc 160 i MB. O curso máximo nos eixos X, Y e Z é de 630 mm.

3.3 FERRAMENTAS DE CORTE

Para a realização dos ensaios, foram utilizados dois tipos de ferramentas de corte, sendo um de cerâmica e a outro de metal-duro.

3.3.1 Ferramenta de cerâmica

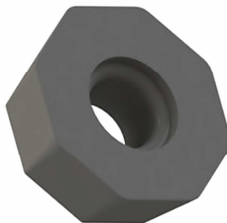
Os insertos de cerâmica utilizados na realização de uma parte dos ensaios são fabricados pela empresa CeramTec, com as características conforme a Tabela 3.1. Os insertos apresentam 8 gumes em uma face, e um furo em seu centro, como mostra a Figura 3.2. O chanfro dos gumes tem uma largura de 0,10 mm e uma inclinação de 20° em relação a face. O raio de quina é igual em todas as quinas e tem valor de 1,6 mm. O ângulo de incidência do inserto é de 11° .

Tabela 3.1. Características dos insertos de cerâmica.

Especificação dos insertos	OPHX 060616 T01020 SL808
Tipo de cerâmica	Nitreto de silício (Si_3N_4)
Densidade	$3,21 \text{ g/cm}^3$
Resistência á flexão	850 MPa
Revestimento	-

FONTE: Do autor.

Figura 3.2. Geometria dos insertos de cerâmica.



FONTE: Do autor.

O suporte dos insertos de cerâmica é fabricado pela empresa CeramTec, tendo como especificação o código PFL-080-07OP0643R-

AM, apresentando um diâmetro de 80mm com 7 insertos que são fixados por parafusos apertados manualmente. O suporte apresenta um ângulo de inclinação axial de +5° e um ângulo de inclinação radial de -6°. O inserto quando fixado ao suporte, apresenta um ângulo de direção do gume de 0°. A fixação do suporte foi realizada por meio de um parafuso em um cone SK 40 para ferramentas de corte de facear.

3.3.2 Ferramenta de metal-duro

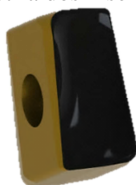
Os insertos de metal-duro são fabricados pela empresa Iscar, com as características conforme a Tabela 3.2. A Figura 3.3 mostra a geometria dos insertos de metal-duro. Um inserto apresenta 4 gumes, sendo 2 gumes de cada lado e um furo em sua lateral, um raio de quina de 0,8 mm e um ângulo de incidência de 0°.

Tabela 3.2. Características dos insertos de metal duro.

Especificação dos insertos	T490 LNHT 080408 PNR-IC 810
Tipo de metal-duro	Classe K - Carboneto de tungstênio + cobalto (WC + Co)
Densidade	15,7 g/cm ³
Revestimento	Nitreto de titânio e alumínio + Nitreto de titânio (TiAlN+TiN), aplicado pelo processo de PVD, com espessura variando entre 2 a 5 µm.

FONTE: Do autor.

Figura 3.3. Geometria dos insertos de metal-duro.



FONTE: Do autor.

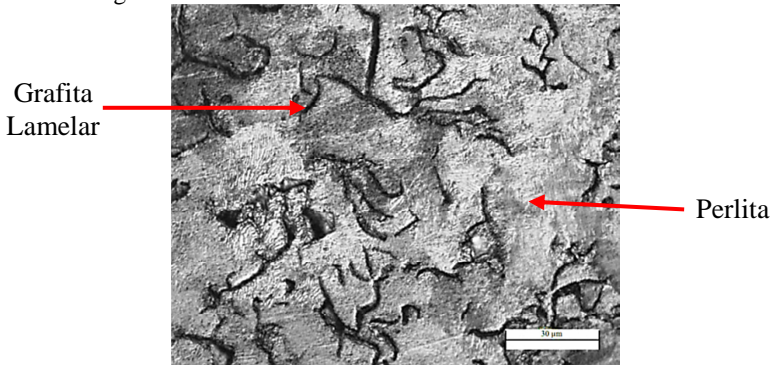
Os insertos são fixados em um suporte fabricado pela empresa Iscar, com o código T490 ELN D32-5-W32-08-C, que apresenta um diâmetro de 32 mm com 5 insertos apertados manualmente por parafusos. O suporte apresenta um ângulo de inclinação axial de +4° e

um ângulo de inclinação radial de -6° . A fixação do suporte foi realizada por um cone hidráulico SK 40.

3.4 MATERIAL ENSAIADO

O material utilizado nos ensaios foi o ferro fundido cinzento GG25. Segundo a norma DIN 1691, como mostra a Tabela 2.3 (vide item 2.1.2), este material apresenta uma resistência à tração mínima de 250 MPa e uma resistência à compressão de 690 a 980 MPa. Para caracterizar o material utilizado nos ensaios, uma amostra do mesmo foi retirada de um corpo de prova, no qual foram realizadas micrografias junto ao Laboratório de Materiais da UFSC (LABMAT), através das quais é possível visualizar as lamelas de grafita inseridas em uma matriz perlítica (Figura 3.4).

Figura 3.4. Microestrutura do ferro fundido cinzento GG25.



FONTE: Do autor.

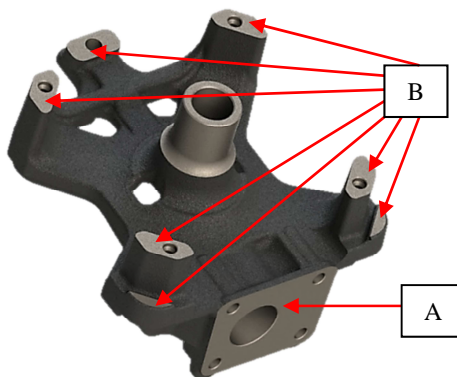
Foi realizado um ensaio de dureza Brinell onde se obteve como resultado uma média de 195 HB para 6 medições. O valor médio da dureza encontrado está de acordo com os valores de dureza apresentados por Chiaverini [5], que situa a dureza do ferro fundido cinzento GG25 em uma faixa entre 180 a 240 HB.

3.4.1 Corpo de prova

Os corpos de prova utilizados foram blocos empregados em compressores herméticos, como mostra a Figura 3.5. As operações de fresamento estudadas são responsáveis por usinar duas regiões ('A' e 'B') dos corpos de prova. A região indicada por 'A' é usinada pelos

insertos de cerâmica em duas etapas. A primeira etapa é o desbaste, responsável por remover as irregularidades da superfície do material fundido, deixando um sobremetal. A etapa posterior ao desbaste é o acabamento, que envolve fornecer as características necessárias para a superfície usinada. Em ambas as etapas responsáveis por usinar a região 'A' do corpo de prova, ferramentas de corte diferentes são utilizadas. As regiões indicadas por 'B' são usinadas pelos insertos de metal-duro em uma única passagem da ferramenta sobre as superfícies.

Figura 3.5 Geometria do corpo de prova usinado.



FONTE: Do autor.

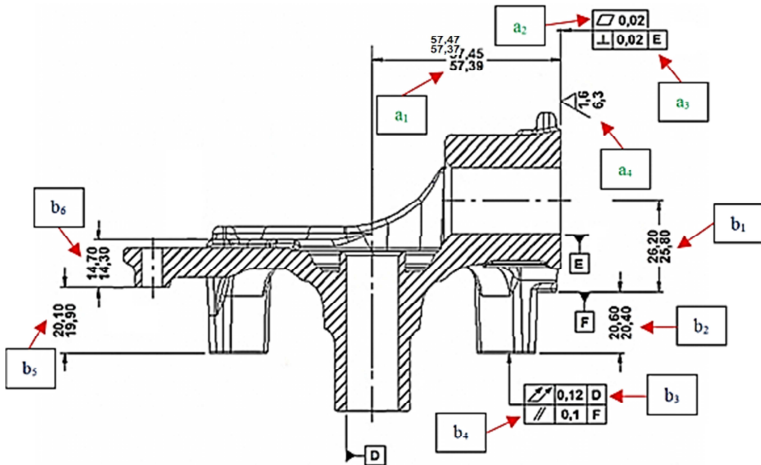
Para realizar a usinagem das regiões 'A' e 'B', os corpos de prova são fixados em duas etapas por dois dispositivos hidráulicos posicionados em lados diferentes em um esquadro na máquina-ferramenta. Para a usinagem da região 'A', o corpo de prova é encostado em quatro apoios, sendo que a pressão exercida para manter o corpo de prova fixado é aplicada por três travas. A usinagem das regiões indicadas por 'B' é realizada no segundo dispositivo hidráulico, onde os quatro furos menores e a face da região 'A' servem como centralizadores e apoio para o corpo de prova, e a pressão de fixação é realizada por duas travas.

3.5 GRANDEZAS PARA AVALIAÇÃO DOS RESULTADOS DO PROCESSO DE FRESAMENTO

Os corpos de prova são blocos de compressores herméticos e por isso apresentam diversas tolerâncias geométricas para que ocorra o bom funcionamento dos compressores. A Figura 3.6 mostra os valores admissíveis dos erros geométricos para as duas operações de fresamento estudadas. Na região 'A' (Figura 3.5), os erros geométricos envolvidos são a rugosidade da superfície usinada, planeza, perpendicularidade e um erro de dimensão, e nas regiões indicadas pela letra 'B', os erros geométricos são o batimento total, paralelismo e quatro erros de dimensão e estão representados, respectivamente, pelas letras 'a' e 'b' na Figura 3.6.

Com a finalidade de estudar o comportamento das duas operações de fresamento, foram realizadas medições de desgaste das ferramentas de corte, verificado lascamentos e rebarbas nos componentes usinados, batimento total, paralelismo, perpendicularidade, planeza, dimensional e a rugosidade da superfície usinada (R_a , R_t e R_z), conforme especificado na Figura 3.6. Considerações sobre estas medições são feitas nos itens 3.5.1 e 3.5.2 a seguir.

Figura 3.6. Valores admissíveis dos erros geométricos para as operações de fresamento.



FONTE: Do autor.

3.5.1 Desgaste das ferramentas de corte

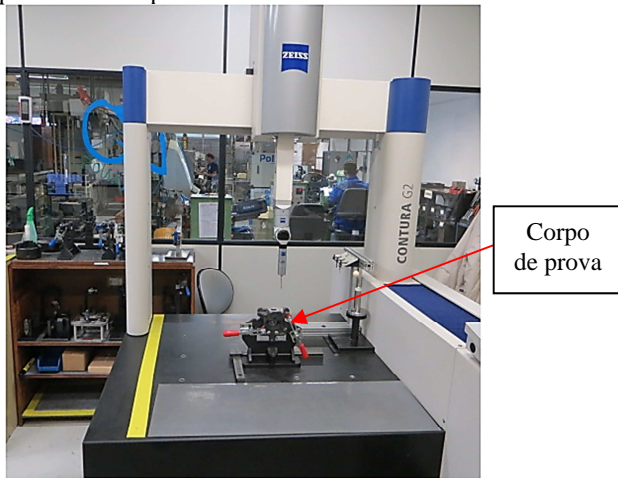
A forma de desgaste avaliada nos insertos de ambas as operações de fresamento foi o desgaste de flanco (VB), bem como as causas e mecanismos de desgaste. Para isso foi utilizado um Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) da empresa JEOL, modelo JSM-6390LV, presente no Laboratório Central de Microscopia Eletrônica da UFSC (LCME). Para medir o desgaste de flanco dos insertos, as fotos foram tiradas no plano do flanco principal dos mesmos, com a mesma ampliação para manter a mesma escala. Uma foto do gume novo de cada tipo de inserto (cerâmica e metal-duro) foi tirada no plano do flanco principal, para traçar o perfil do gume e utilizá-lo como referência nas medições de desgaste dos insertos empregados nos ensaios.

3.5.2 Erros geométricos

A qualidade da superfície usinada (a_4 na Figura 3.6) foi quantificada através dos parâmetros de rugosidade R_a (único parâmetro especificado no projeto do componente) R_t , e R_z , usando um *cut-off* de 2,5 mm (empregado pela empresa parceira). Para isso foi utilizado um rugosímetro com apalpador mecânico da marca SM-Metrology Systems modelo RTP 80. O raio da ponta do diamante utilizado no apalpador mecânico do rugosímetro é de 2 μm com um ângulo de cone de 90°. Entende-se que quanto maior a quantidade de medições de rugosidade realizada em uma superfície, maior é a confiabilidade dos resultados. No entanto, além de demandar um tempo elevado para realizar muitas medições em uma superfície, o rugosímetro utilizado é responsável por realizar diversas outras medições de rugosidade em outros componentes, o que impossibilitou realizar mais do que uma única medição na face usinada.

Os erros de planeza, perpendicularidade, batimento total, paralelismo e os dimensionais (a_1 , a_2 , a_3 , b_1 , b_2 , b_3 , b_4 , b_5 e b_6 na Figura 3.6) foram analisados através de uma máquina de medir por coordenadas (MMC) da marca ZEISS, modelo CONTURA G2, como mostra a Figura 3.7. Os lascamentos e rebarbas nos blocos usinados foram analisados através de um estereoscópio ZEISS modelo STEMI SV8 que se encontra no Laboratório de Usinagem e Comando Numérico (USICON) da UFSC.

Figura 3.7. Máquina de medir por coordenadas ZEISS modelo CONTURA G2.



FONTE: Do autor.

3.6 TRATAMENTO DOS DADOS

Os dados obtidos de desgaste dos insertos e dos erros geométricos foram avaliados estatisticamente de acordo com Montgomery e Runger [66]. Todos os dados obtidos foram apresentados através de gráficos feitos nos *softwares Microsoft Office Excel 2010* e *MINITAB 16*. As considerações econômicas dos ensaios foram realizadas de acordo com as teorias descritas no item 2.6.1, com intuito de mostrar o comportamento do tempo e do custo de fabricação por peça para cada ensaio realizado, sendo mantidos os valores em sigilo. O tempo principal de usinagem e os tempos secundários de cada ensaio foram calculados através do comportamento dos servomotores da máquina-ferramenta, levando em conta a aceleração bem como a desaceleração dos mesmos, com o auxílio da programação que é utilizada pela empresa parceira.

3.7. PLANEJAMENTO E EXECUÇÃO EXPERIMENTAL

Foi estabelecido um plano de inspeção para os corpos de prova, com o intuito de verificar o comportamento dos erros geométricos com o aumento do tempo de usinagem para cada ensaio realizado em ambas as operações de fresamento estudadas. Esse plano de inspeção envolve analisar um corpo de prova usinado a cada 96 corpos de prova prontos

(contagem realizada pela máquina-ferramenta). Essa análise engloba a medição de todos os erros geométricos presentes no componente usinado (Figura 3.6) para as duas operações de fresamento.

Com relação aos insertos das ferramentas de corte, os mesmos foram analisados no microscópio após a finalização de cada ensaio, mas durante a execução dos mesmos, eram visualizados a olho nu para verificar possíveis lascamentos que também foram utilizados como critério de fim de vida. Nos ensaios realizados na etapa de desbaste da região 'A' foram analisados somente as causas e mecanismos de desgaste dos insertos, pois não apresentam nenhum erro geométrico relacionado, por se tratar de uma etapa de desbaste. Além da avaliação dos erros geométricos, cada corpo de prova usinado foi verificado visualmente para identificar possíveis lascamentos e rebarbas, já que o componente usinado não pode apresentar esses problemas, pois não existe uma etapa subsequente à usinagem.

A sequência da realização dos ensaios é mostrada na Figura 3.8. Os corpos de prova brutos são recebidos, e em seguida ocorre a programação da máquina-ferramenta com a combinação dos parâmetros de corte estabelecidos e a fixação das ferramentas, bem como dos corpos de prova. Após ocorrer a usinagem dos corpos de prova o plano de inspeção estabelecido começa a ser executado. Se o corpo de prova analisado estiver com os erros geométricos conforme a especificação, não apresentar rebarbas ou lascamentos, bem como os insertos utilizados não apresentarem lascamentos visíveis a olho nu, o ensaio continua até algum desses critérios sair do especificado. Se algum desses critérios especificados sair do que está estabelecido no plano de inspeção, o ensaio é finalizado e um novo ensaio é iniciado.

No início de cada ensaio foram realizadas medições dos erros geométricos no primeiro corpo de prova usinado, e a continuação das medições dos erros geométricos foi feita seguindo o plano de inspeção. Em ambas as operações de fresamento estudadas cada ensaio apresentou um elevado tempo de duração para ser finalizado. Portanto, devido à questão relacionada ao tempo, bem como da utilização de equipamentos, foi somente possível realizar uma réplica de cada ensaio.

Figura 3.8. Sequência da realização dos ensaios



FONTE: Do autor.

3.7.1 Condições de corte envolvidas nos ensaios

Os ensaios de ambas as operações de fresamento estudadas foram realizados sem o uso de meios lubrificantes, assim como é realizado pela empresa parceira. Os parâmetros de corte que sofreram variações nos ensaios foram a velocidade de corte (v_c) e o avanço por gume (f_z). Considerações sobre os parâmetros de corte utilizados nos ensaios são realizadas a seguir.

- Parâmetros de corte dos insertos de cerâmica

A região 'A', como mostra a Figura 3.5 (vide item 3.4.1), é usinada em uma etapa de desbaste e outra de acabamento. Para a etapa de desbaste foi variada somente a velocidade de corte (Tabela 3.3). O valor do avanço por gume foi mantido o valor que a empresa parceira já

utilizava, por precaução para não haver possíveis deslocamentos no dispositivo de fixação, pois se trata de uma carcaça fundida, com várias irregularidades em sua forma.

Tabela 3.3. Parâmetros de corte utilizados na etapa de desbaste da região 'A'.

Ensaio	Parâmetros de corte			
	v_c [m/min]	rotação [rpm]	f_z [mm/gume]	v_f [mm/min]
1.1	500	1989	0,14	1950
1.2	804	3199	0,14	3135
1.3	1500	5968	0,14	5849

FONTE: Do autor.

Com relação à etapa de acabamento da região 'A' do corpo de prova, os ensaios foram realizados variando a velocidade de corte e o avanço por gume. A Tabela 3.4 mostra os parâmetros de corte utilizados nos ensaios de acabamento. A profundidade de corte axial para o acabamento foi de 0,6 mm.

Tabela 3.4. Parâmetros de corte utilizados na etapa de acabamento da região 'A'.

Ensaio	Parâmetros de corte			
	v_c [m/min]	rotação [rpm]	f_z [mm/gume]	v_f [mm/min]
2.1	955	3800	0,09	2394
2.2	1000	3979	0,10	2785
2.3	1250	4974	0,15	5222
2.4	1500	5968	0,20	8356

FONTE: Do autor.

Os parâmetros de corte utilizados nos ensaios de desbaste e acabamento foram escolhidos de acordo com as recomendações da CeramTec [67]. Para o desbaste, foi utilizada a menor e a maior velocidade de corte recomendada para os insertos, junto com a velocidade de corte já utilizada pela empresa parceira. Nos ensaios de acabamento, a escolha da velocidade de corte e do avanço por gume foi feita em função do parâmetro de rugosidade R_a , como especificado na Figura 3.6 (vide item 3.5), de acordo com o fabricante da ferramenta de corte.

- Parâmetros de corte dos insertos de metal-duro

A usinagem das regiões indicadas por 'B' foi realizada em uma única etapa. Os ensaios dessa operação também foram realizados variando a velocidade de corte e o avanço por gume. Os parâmetros de corte utilizados nos ensaios foram escolhidos de acordo com as recomendações da Iscar [68]. Os ensaios foram planejados para serem realizados com a máxima e a mínima velocidade de corte e avanço por gume recomendados pelo fabricante das ferramentas de corte, juntamente com os parâmetros de corte já utilizados pela empresa parceira. A Tabela 3.5 mostra os parâmetros de corte utilizados nos ensaios realizados.

Tabela 3.5. Parâmetros de corte utilizados nos ensaios da região 'B'.

Ensaio	Parâmetros de corte			
	v_c [m/min]	rotação [rpm]	f_z [mm/gume]	v_f [mm/min]
3.1	200	1989	0,08	796
3.2	200	1989	0,10	995
3.3	200	1989	0,15	1492
3.4	320	3183	0,08	1273
3.5	320	3183	0,10	1592
3.6	320	3183	0,15	2387
3.7	500	4974	0,08	1989
3.8	500	4974	0,10	2487
3.9	500	4974	0,15	3730

FONTE: Do autor.

4 APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

No presente capítulo são apresentados os resultados dos ensaios de fresamento. Eles estão divididos em duas etapas, sendo a primeira os resultados obtidos de desgaste das ferramentas de corte (item 4.1) e a segunda etapa, os resultados obtidos dos erros geométricos dos corpos de prova para cada ensaio realizado (item 4.2).

4.1 ANÁLISE DE DESGASTE DAS FERRAMENTAS

Os resultados obtidos de desgaste das ferramentas de corte apresentam-se divididos em duas seções. No item 4.2.1 são apresentados os resultados obtidos de desgaste dos ensaios realizados na região ‘A’, e no item 4.2.2 são apresentados os resultados de desgaste dos ensaios realizados na região ‘B’.

4.1.1 Desgaste das ferramentas de corte (região ‘A’)

A região ‘A’ foi usinada em duas etapas, sendo uma de desbaste e outra de acabamento.

- **Desbaste**

A Tabela 4.1 mostra os resultados obtidos do tempo principal total de usinagem, comprimento total usinado, bem como o número total de peças usinadas no final de cada ensaio de desbaste. Nota-se que o aumento da velocidade de corte (único parâmetro variado nos ensaios de desbaste) diminuiu a quantidade de corpos de prova usinados. Segundo König e Klocke [11] e Machado *et al.* [13], o parâmetro de corte que apresenta maior influência sobre a vida de uma ferramenta é a velocidade de corte, por ser o principal responsável pelo aumento da temperatura na região de formação de cavacos.

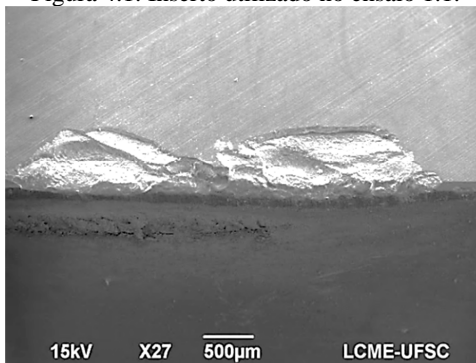
Tabela 4.1. Resultados do tempo principal total de usinagem, comprimento total usinado e número de corpos de prova usinados para os ensaios de desbaste da região 'A'.

Ensaio	Velocidade de corte (m/min)	Número total de corpos de prova usinados	Tempo principal total de usinagem [min]	Comprimento total usinado [m]
1.1	500	3250	97	140
1.2	804	2500	47	108
1.3	1500	2200	25	95

FONTE: Do autor.

Os três ensaios realizados na operação de desbaste da região 'A' foram finalizados devido a lascamentos na face de alguns inserts, como mostra a Figura 4.1. Os lascamentos em ferramentas de corte são originados devido a forças de corte excessivas durante o processo de usinagem, ocorrendo principalmente em ferramentas com material frágil [2, 11, 12]. Utilizando como base o diâmetro da ferramenta e o comprimento a ser usinado, sugere-se que as solicitações mecânicas foram muito mais pronunciadas sobre os inserts que as solicitações térmicas, principalmente por se tratar de uma superfície fundida, que apresenta irregularidades, contribuindo ainda mais para os impactos mecânicos.

Figura 4.1. Inseto utilizado no ensaio 1.1.



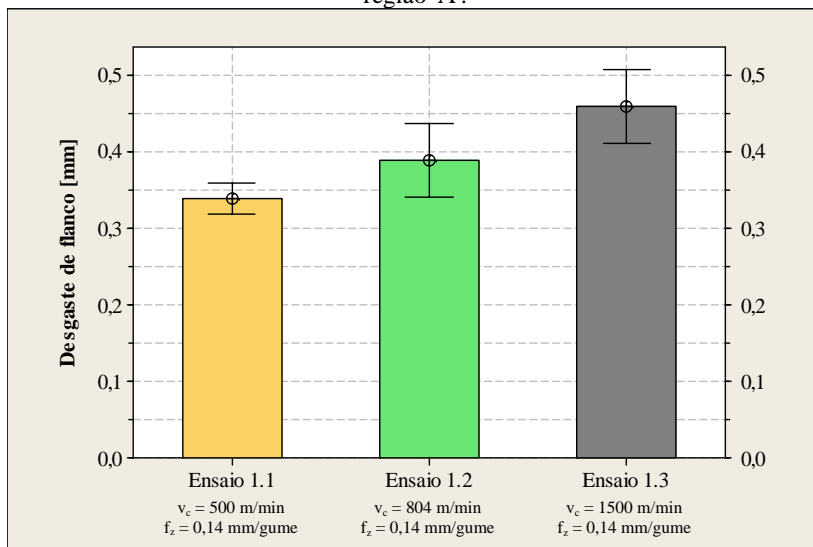
FONTE: Do autor.

Os valores médios do desgaste de flanco ($VB_{\text{méd}}$) de cada ensaio, com os seus respectivos intervalos de confiança, são mostrados no

gráfico apresentado na Figura 4.2. O ensaio 1.1 foi o que apresentou o menor valor de desgaste de flanco médio dos ensaios realizados, apresentando redução no desgaste quando comparado aos ensaios 1.2 e 1.3 em torno de 15% e 35%, respectivamente.

De acordo com König e Klocke [11], o aumento da velocidade de corte, resulta no aumento da temperatura na região do corte, reduzindo as componentes da força de usinagem devido à menor resistência do material usinado em temperaturas mais altas, entretanto, o gume dos insertos são submetidos a temperaturas mais altas com o aumento da velocidade de corte. Segundo Trent e Wright [2], todos os materiais quando submetidos a elevadas temperaturas, reduzem a dureza. Machado *et al.* [13] comentam que o desgaste da ferramenta de corte cresce com o aumento da temperatura de corte. Portanto, o comportamento obtido do desgaste de flanco nos ensaios realizados comprava a afirmação dos autores.

Figura 4.2. Resultados do desgaste de flanco médio dos ensaios de desbaste da região 'A'.

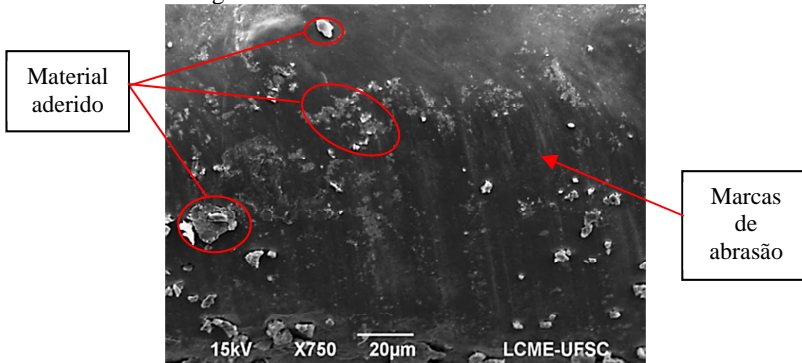


FONTE: Do autor.

Para identificar os efeitos dos mecanismos de desgaste dos insertos usados nos ensaios, utilizou-se o MEV. Através do aspecto visual dos insertos, todos os ensaios realizados apresentaram mecanismos de desgaste semelhantes. A Figura 4.3 mostra de maneira

ampliada um dos gumes de corte utilizado no ensaio 1.3. Nota-se que, existem pequenas partículas aderidas no gume, entretanto, as marcas de abrasão evidenciam claramente o desgaste abrasivo. O mecanismo de desgaste por abrasão, de acordo com Trent e Wright [2], König e Klocke [11] e Machado *et al.* [13], ocorre quando o material é removido ou deslocado da sua superfície por partículas duras que podem estar soltas entre duas superfícies com movimento relativo, ou que pertence a uma delas. Como os ensaios realizados são de desbaste em uma superfície fundida, partículas abrasivas presentes sobre a superfície a ser usinada (por exemplo, areia) contribuíram ainda mais para o desgaste abrasivo.

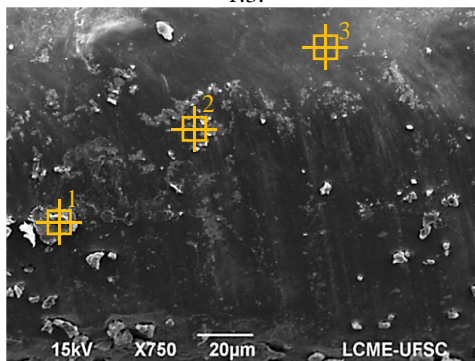
Figura 4.3. Inserto utilizado no ensaio 1.3.



FONTE: Do autor.

Verificou-se a composição química local por EDS com o intuito de identificar os elementos encontrados na superfície dos inserts. A Figura 4.4 mostra os três pontos avaliados no inserto através do espectro EDS.

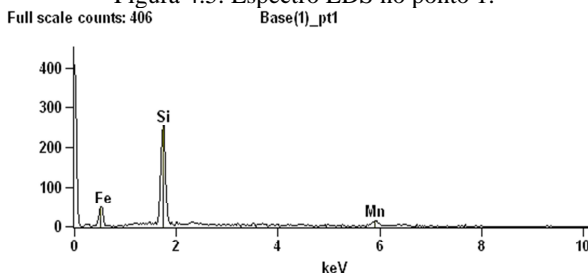
Figura 4.4. Pontos de medição da espectrometria no inserto utilizado no ensaio 1.3.



FONTE: Do autor.

A análise do espectro na Figura 4.5 mostrou uma semelhança entre os elementos químicos encontrados nos pontos 1, 2 e 3, onde há presença de silício (Si), ferro (Fe) e manganês (Mn). Os elementos químicos encontrados sobre a região do gume (ferro e manganês) são do próprio material usinado, mas o silício pode ser tanto do material da ferramenta de corte como também do ferro fundido cinzento. Todos os inserts utilizados nos ensaios apresentaram os mesmos elementos químicos presentes sobre o gume, como os mostrados na Figura 4.5. Com isto, verificou-se que em nenhum dos ensaios de desbaste realizados apresentou sobre o gume alguma camada aderida, que pudesse ajudar a reduzir o atrito entre cavaco e ferramenta e proteger a ferramenta do desgaste.

Figura 4.5. Espectro EDS no ponto 1.



FONTE: Do autor.

- Acabamento

Na Tabela 4.2 são mostrados os resultados obtidos do tempo principal total de usinagem, comprimento total usinado bem como o número total de peças usinadas no final de cada ensaio. Verifica-se que com o aumento dos parâmetros de corte para acabamento reduziu a quantidade de corpos de prova usinados em cada ensaio, apresentando o mesmo comportamento que os ensaios realizados de desbaste da região 'A' (Tabela 4.1). No entanto, diferente dos ensaios de desbaste, os ensaios de acabamento além da velocidade de corte, foi modificado também o avanço por gume. Na Figura 2.24a (vide item 2.6.3), é mostrado o comportamento das componentes da força de usinagem com o aumento do avanço, onde nota-se que, aumentando o avanço ocorre o aumento da força de usinagem. O aumento das componentes da força de usinagem leva a menores vidas das ferramentas, influenciando também na temperatura na região do corte, porém, com menor significância do que a velocidade de corte [11, 12, 13].

Tabela 4.2. Resultados do tempo principal total de usinagem, comprimento total usinado e número de corpos de prova usinados para os ensaios de acabamento da região 'A'.

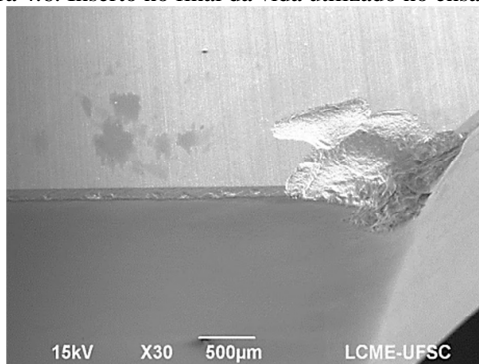
Ensaio	Velocidade de corte [m/min]	Avanço por gume (f_z) [mm/gume]	Número total de corpos de prova usinados	Tempo principal total de usinagem [min]	Comprimento total usinado [m]
2.1	955	0,09	7680	461	422
2.2	1000	0,10	6528	326	359
2.3	1250	0,15	5184	156	285
2.4	1500	0,20	1824	37	80

FONTE: Do autor.

Os insertos de todos os ensaios realizados na etapa de acabamento da região 'A' apresentaram desgaste localizado predominantemente no raio de quina, como mostra a Figura 4.6. Através da cinemática do processo de fresamento, a ferramenta de corte percorre uma distância linear sobre a peça usinada por meio do avanço por rotação, no qual é definido pela quantidade de insertos presentes na ferramenta, juntamente com o avanço por gume (f_z). Como o sobremetal

deixado para a etapa de acabamento é uniforme em toda a superfície a ser usinada, e utilizando os princípios da cinemática do processo, a região do raio de quina dos insertos é a que sofre as maiores solicitações provenientes do processo de usinagem, por ser a principal responsável pela remoção do material.

Figura 4.6. Inserto no final da vida utilizado no ensaio 2.1.

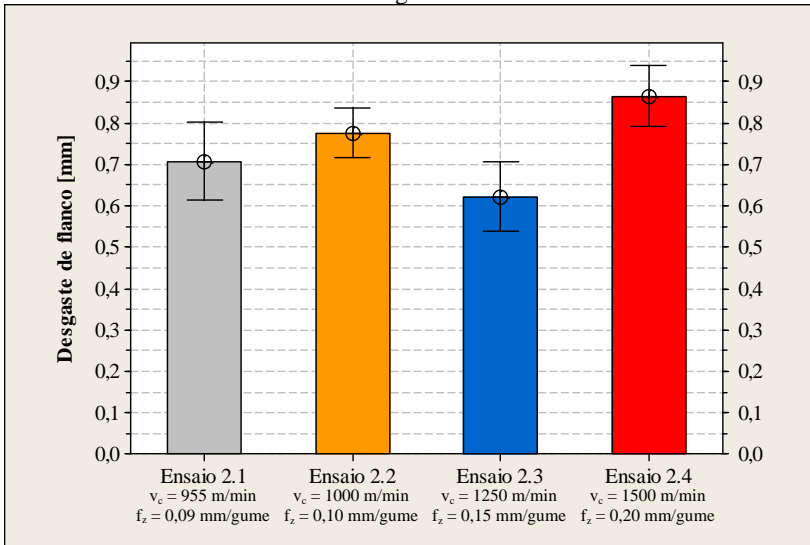


FONTE: Do autor.

Os ensaios 2.1 e 2.2 foram os únicos ensaios finalizados devido aos lascamentos presentes tanto na face, como no flanco de alguns insertos, que não foram usados para mensurar o desgaste de flanco médio.

No gráfico apresentado na Figura 4.7 são mostrados os valores médios obtidos do desgaste de flanco dos ensaios, com os seus respectivos intervalos de confiança. Verificando os valores do desgaste de flanco dos ensaios, nota-se que o aumento dos parâmetros de corte do ensaio 2.1 para os ensaios 2.2 e 2.4, provocou aumento do desgaste nos insertos. No entanto, mesmo com parâmetros de corte mais elevados que nos dois primeiros ensaios, o ensaio 2.3 foi o que acarretou menor desgaste, apresentando uma redução no desgaste dos insertos quando comparado com os ensaios 2.1, 2.2 e 2.4 em aproximadamente 10%, 15% e 25%.

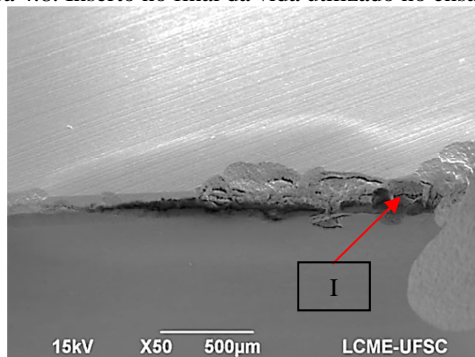
Figura 4.7. Resultados do desgaste de flanco médio dos ensaios de acabamento da região 'A'.



FONTE: Do autor.

Para compreender melhor o comportamento do processo e identificar os efeitos dos mecanismos de desgaste dos insertos utilizados nos ensaios, foi utilizado o MEV. A Figura 4.8 mostra o gume de um inserto utilizado no ensaio 2.2, onde nota-se que ocorreu lascamento do inserto. Assim como alguns insertos utilizados em todos os ensaios realizados no desbaste da região 'A', os ensaios de acabamento 2.1 e 2.2, apresentaram em alguns insertos lascamentos, que segundo Trent e Wright [2], König e Klocke [11] e Diniz *et al.* [12] é ocasionado devido solicitações mecânica excessivas, ocorrendo principalmente em materiais frágeis. Como houve lascamentos dos insertos nos ensaios 2.1 e 2.2, sugere-se que, para esses ensaios, também utilizando a mesma base descrita anteriormente do diâmetro da ferramenta e o comprimento a ser usinado, as solicitações mecânicas foram muito mais pronunciadas que as térmicas durante a usinagem.

Figura 4.8. Inserto no final da vida utilizado no ensaio 2.2.



FONTE: Do autor.

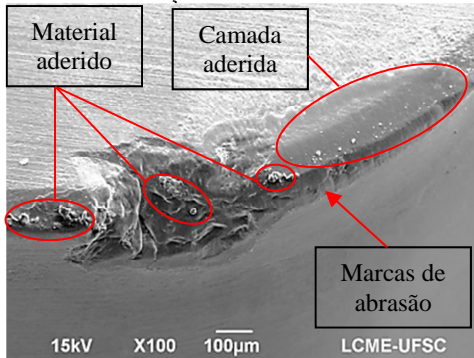
A Figura 4.9 mostra o gume de um dos insertos utilizado no ensaio 2.3. Verifica-se que há partículas de material soldados no gume do inserto, caracterizando desgaste por adesão. Esses caldeamentos, segundo Trent e Wright [2] e König e Klocke [11], são formados pela ação de forças elevadas durante o processo de usinagem ou pela interação entre a superfície dos cavacos e a face da ferramenta de corte. As marcas de abrasão caracterizam o desgaste abrasivo, promovido por partículas duras presentes no material usinado, ou, soltas entre a superfície a ser usinada e a ferramenta de corte, que deslizam sobre uma superfície de menor dureza. As marcas são formadas no sentido de movimento do corte devido ao atrito entre a ferramenta, a superfície da peça e o cavaco.

Uma camada aderida sobre a face do inserto, somente foi encontrada nos insertos utilizados no ensaio 2.3. Segundo Abele *et al.* [21] e Poulachon *et al.* [69], na interface cavaco ferramenta ocorre a formação de uma película protetora quimicamente estável na superfície da ferramenta de corte denominada de *built-up layer*, que protege a ferramenta contra o desgaste e reduz o atrito na interface cavaco-ferramenta, na usinagem do ferro fundido cinzento e de aços de corte fácil. A adesão de uma camada protetora sobre a superfície da ferramenta depende principalmente, de acordo com Tieu *et al.* [70] e Araki e Yamamoto [71], da afinidade química e principalmente da energia de interface entre ferramenta e cavaco. Portanto, a afinidade química entre o material da ferramenta e o ferro fundido cinzento, bem como as condições ideais de força e temperatura proporcionadas pelos parâmetros de corte utilizados no ensaio 2.3, levou à formação da camada aderida presente nos insertos. Com isto, é possível que o menor

desgaste de flanco apresentado na Figura 4.7 tenha ocorrido em função da adesão desta camada sobre a face da ferramenta.

Porém, o ensaio 2.4, no qual foram empregados parâmetros de corte mais elevados que o ensaio 2.3, não apresentou lascamentos como também nenhuma camada aderida sobre os insertos. A temperatura na região onde ocorre a formação do cavaco durante um processo de usinagem é influenciada principalmente pela velocidade de corte, de acordo com König e Klocke [11] e Machado *et al.* [13]. O aumento da temperatura durante a usinagem é promovido principalmente através do aumento da velocidade de corte, que modifica consideravelmente a energia de interface entre cavaco e ferramenta, sendo de importância fundamental na formação de uma camada protetora de acordo com Tieu *et al.* [70] e Araki e Yamamoto [71]. Segundo Nordgren e Melander [72], o desaparecimento de uma camada de sulfeto de manganês (MnS) sobre a ferramenta ocorre em velocidades de corte altas, pois o aumento da temperatura durante o processo de usinagem reduz a resistência da camada. Com base nisto, sugere-se que não houve a adesão de uma camada protetora sobre os insertos do ensaio 2.4 como ocorreu nos insertos do ensaio 2.3, devido ao aumento da temperatura de corte durante a usinagem (ocasionado principalmente pelo aumento da velocidade de corte), como também não ocorreram lascamentos dos insertos, pois as solicitações térmicas foram mais severas do que as solicitações mecânicas.

Figura 4.9. Caracterização do inserto utilizado no ensaio 2.3.

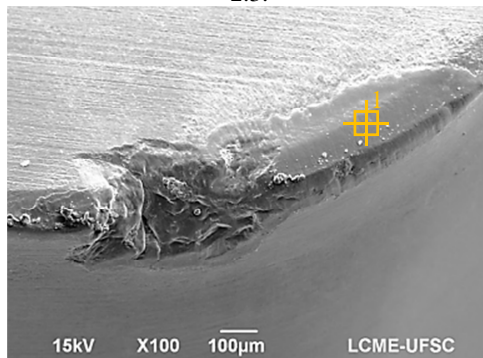


FONTE: Do autor.

Foi realizada uma análise de composição química local por EDS no microscópio eletrônico de varredura para identificar os elementos

encontrados na camada aderida sobre o inserto. Na Figura 4.10 é mostrado o ponto avaliado na face do inserto através do espectro EDS.

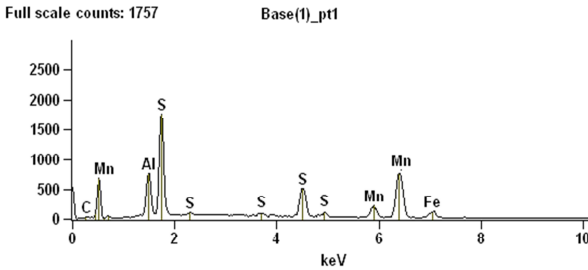
Figura 4.10. Ponto de medição da espectrometria no inserto utilizado no ensaio 2.3.



FONTE: Do autor.

A análise do espectro na Figura 4.11 mostra os elementos químicos encontrados no ponto 1, onde há presença de alumínio (Al), ferro (Fe), carbono (C), manganês (Mn) e enxofre (S), sendo os elementos presentes na camada aderida sobre o inserto. Pereira [23] em seu estudo no torneamento do ferro fundido cinzento FC 250 com ferramentas de nitreto de silício, encontrou para determinados parâmetros de corte, um alto teor de enxofre e manganês sobre o gume, onde o autor comenta que isto apresenta uma indicação forte que as inclusões de sulfeto de manganês aderiram à ferramenta. O alumínio também foi encontrado pelo autor sobre a ferramenta de corte, onde o mesmo enfatiza que apresenta um papel de grande importância na manutenção dessas inclusões sobre o gume. Portanto, há uma forte indicação que houve adesão das inclusões de sulfetos de manganês sobre o gume dos insertos do ensaio 2.3 que, segundo Abele *et al.* [21], reduz o atrito na interface cavaco-ferramenta e o desgaste abrasivo sobre a ferramenta de corte.

Figura 4.11. Espectro EDS no ponto 1.



FONTE: Do autor.

4.1.2 Desgaste das ferramentas de corte (região 'B')

Os resultados obtidos do tempo principal total de usinagem, comprimento total de usinagem e número total de corpos de prova usinados de cada ensaio realizado na região 'B' são mostrados na Tabela 4.3. Nota-se que a variação dos parâmetros de corte envolvidos influenciou na quantidade de corpos de prova usinados.

Tabela 4.3. Resultados do tempo principal total de usinagem, comprimento total usinado e número de corpos de prova usinados para os ensaios realizados na região 'B'.

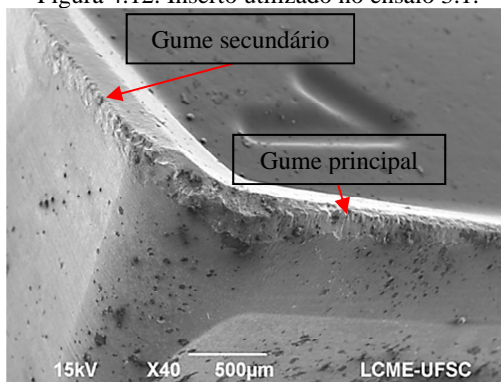
Ensaio	Velocidade de corte [m/min]	Avanço por gume [mm/gume]	Número total de corpos de prova usinados	Tempo principal total de usinagem [min]	Comprimento total usinado [m]
3.1	200	0,08	1953	693	293
3.2	200	0,10	1620	460	243
3.3	200	0,15	1204	229	181
3.4	320	0,08	1360	302	204
3.5	320	0,10	980	174	147
3.6	320	0,15	1360	160	204
3.7	500	0,08	790	112	119
3.8	500	0,10	1460	166	219
3.9	500	0,15	1557	118	234

FONTE: Do autor.

Em todos os ensaios realizados na região 'B', o desgaste dos insertos utilizados foi predominantemente no gume principal, como mostra a Figura 4.12. Isto ocorre porque o gume principal é o

responsável pela remoção do material dos corpos de prova em consequência da cinemática do processo de fresamento. Diferentemente dos ensaios realizados na região 'A', nenhum ensaio realizado na região 'B' foi finalizado devido a lascamento dos inserts, principalmente por causa da maior tenacidade e resistência a flexão que o metal-duro possui quando comparada à cerâmica [11, 12, 13, 28].

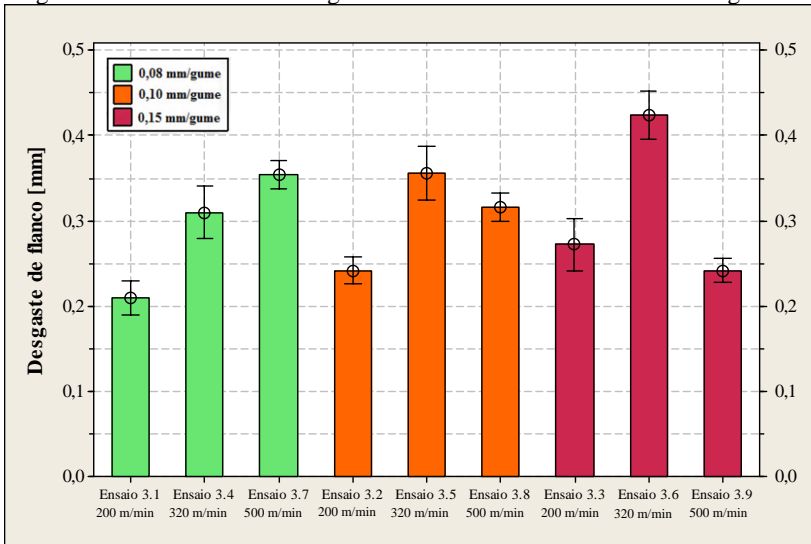
Figura 4.12. Inserto utilizado no ensaio 3.1.



FONTE: Do autor.

O gráfico com os valores médios de desgaste de flanco obtidos dos ensaios com os seus respectivos intervalos de confiança são mostrados na Figura 4.13. Verifica-se que o aumento do avanço por gume de 0,08 a 0,1 mm/gume e 0,08 a 0,15 mm/gume nos ensaios com velocidade de corte de 200 m/min acarretou um aumento no desgaste de flanco em torno de 15 e 30%, respectivamente. Para os ensaios com velocidade de corte de 320 m/min, o aumento do avanço por gume na mesma proporção levou a um acréscimo no desgaste de flanco de aproximadamente 15 e 40%, respectivamente. No entanto, os ensaios com velocidade de corte de 500 m/min apresentaram redução no desgaste de flanco à medida que ocorreu o aumento do avanço por gume. De acordo com König e Klocke [11], Diniz *et al.* [12] e Machado *et al.* [13], o aumento da velocidade de corte proporciona maior temperatura na região de corte facilitando a remoção do material usinado e reduzindo as componentes da força de usinagem. No entanto, o aumento do avanço proporciona aumento das componentes da força de usinagem. O aumento da velocidade de corte e do avanço por gume acarretou um menor desgaste dos inserts nos ensaios com velocidade de corte de 500 m/min.

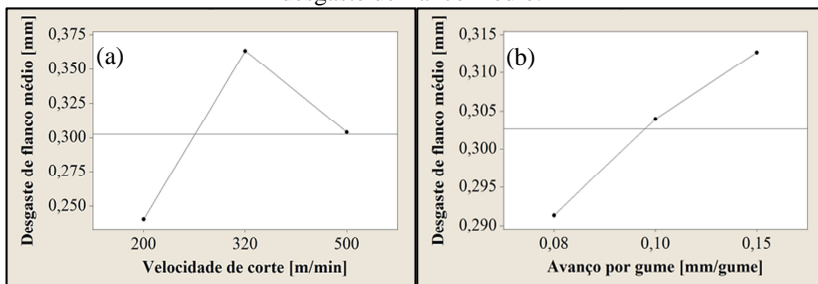
Figura 4.13. Resultados do desgaste de flanco médio dos ensaios da região 'B'.



FONTE: Do autor.

A Figura 4.14 mostra o efeito da velocidade de corte e do avanço por gume utilizado nos ensaios, sobre o desgaste de flanco médio. Verifica-se que o aumento do avanço por gume dos ensaios apresenta um comportamento quase linear crescente com relação ao desgaste de flanco (Figura 4.14b), mas o parâmetro que apresentou maior influência sobre o desgaste de flanco dos inserts foi a velocidade de corte (Figura 4.14a) nos ensaios realizados.

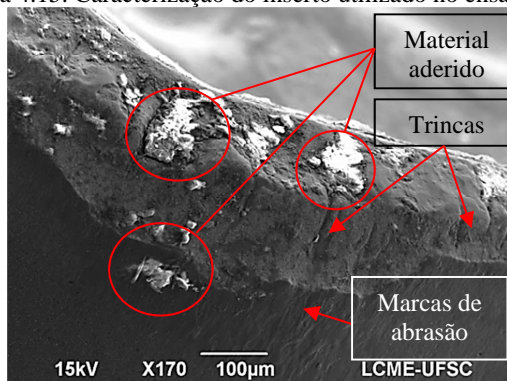
Figura 4.14. Efeito da velocidade de corte (a) e do avanço por gume (b) no desgaste de flanco médio.



FONTE: Do autor.

Com o intuito de compreender melhor os resultados de desgaste obtidos, foi realizada, uma análise dos insertos no MEV, visando identificar os efeitos dos mecanismos de desgaste dos ensaios. A Figura 4.15 mostra um inserto utilizado no ensaio 3.2. Percebe-se que existem trincas normais ao gume, promovidas pelas solicitações térmicas alternantes do processo de fresamento [11]. No entanto, não foram visualizados trincas paralelas ao gume.

Figura 4.15. Caracterização do inserto utilizado no ensaio 3.2.

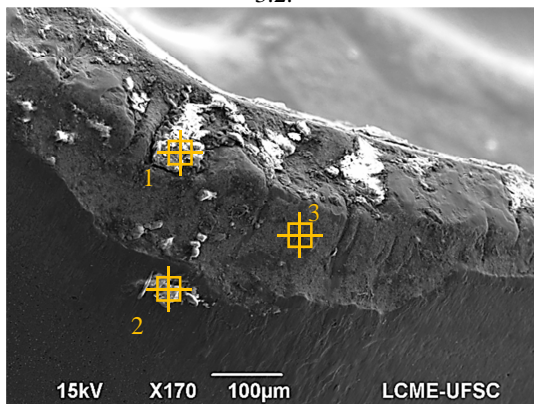


FONTE: Do autor.

Pequenas partículas apresentam-se aderidas sobre os insertos, o que pode acarretar desgaste pelo mecanismo de adesão. As partículas aderidas são formadas segundo Trent e Wright [2] e König e Klocke [11], pela interação entre a superfície dos cavacos e a face dos insertos, ou pela ação de forças elevadas durante o processo de usinagem. Marcas de abrasão estão presentes nos insertos, caracterizando o desgaste pelo mecanismo de abrasão, no qual é promovido por partículas duras presentes no material usinado, ou soltas entre a superfície usinada e a ferramenta [2, 11, 13].

Foi realizada uma análise química local por EDS com o intuito de identificar os elementos sobre a superfície do inserto. A Figura 4.16, mostra os três pontos avaliados no inserto através do espectro EDS.

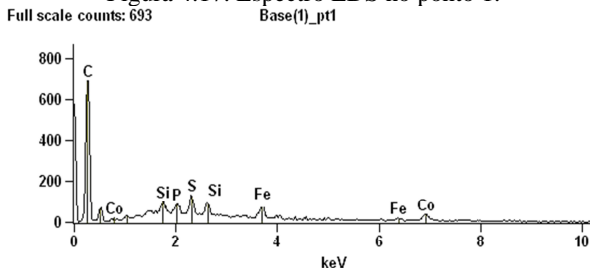
Figura 4.16. Pontos de medição da espectrometria no inserto utilizado no ensaio 3.2.



FONTE: Do autor.

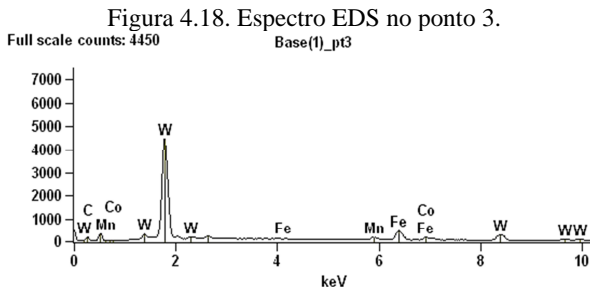
A análise do espectro na Figura 4.17 mostrou uma semelhança entre os elementos químicos encontrados nos pontos 1 e 2, onde há presença de carbono (C), silício (Si), enxofre (S) e fósforo (P), sendo os elementos químicos presentes no ferro fundido cinzento.

Figura 4.17. Espectro EDS no ponto 1.



FONTE: Do autor.

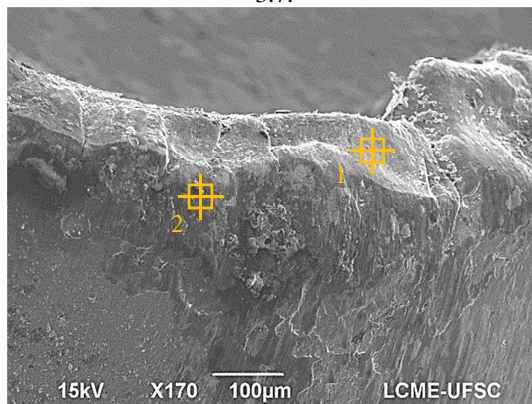
Na espectrometria do ponto 3 (Figura 4.18), é possível notar que existe elevado teor de tungstênio (W), indicando que neste ponto, o revestimento foi removido, e o substrato do inserto apresenta-se exposto.



FONTE: Do autor.

Para compreender melhor a redução do desgaste dos ensaios realizados com velocidade de corte de 500 m/min, foi realizada uma análise química local por EDS nos insertos utilizados nestes ensaios. A Figura 4.19 mostra os dois pontos avaliados no inserto através do espectro EDS.

Figura 4.19. Pontos de medição da espectrometria no inserto utilizado no ensaio 3.7.

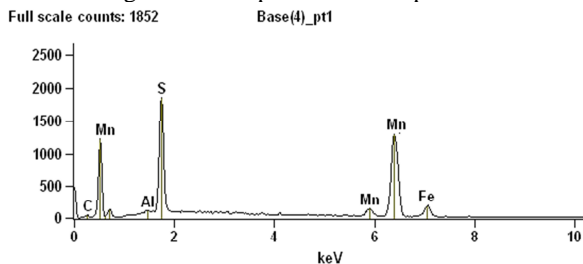


FONTE: Do autor.

Os pontos 1 e 2 apresentaram uma semelhança nos elementos químicos encontrados, havendo a presença de ferro (Fe), manganês (Mn), alumínio (Al), enxofre (S) e carbono (C), como mostra o espectro da Figura 4.20. Percebe-se que não há substrato da ferramenta de corte exposto, como também não foi encontrada a presença dos elementos químicos dos revestimentos dos insertos. Portanto, isto mostra que houve a adesão de uma camada aderida sobre o gume. Todos os insertos

aplicados nos ensaios com velocidade de corte de 500 m/min apresentaram esses elementos químicos sobre o gume, não apresentando nenhum vestígio dos elementos químicos dos revestimentos e do substrato da ferramenta. Os elementos químicos encontrados na região do gume dos insertos são semelhantes aos encontrados nos insertos utilizados no ensaio 2.3 (acabamento da região 'A'), apresentando também alto teor de enxofre e manganês, coincidindo com os resultados encontrados por Pereira [23] e Poulachon *et al.* [69], onde comentam, que há uma forte indicação que as inclusões de sulfeto de manganês aderiram sobre a ferramenta de corte, em consequência dos altos teores de enxofre e manganês. Com isso, os insertos utilizados nos ensaios da região 'B' com velocidade de corte de 500 m/min, apresentam também uma forte indicação que inclusões de MnS estão aderidas sobre os insertos, sendo o motivo da redução do desgaste de flanco mostrado na Figura 4.13.

Figura 4.20. Espectro EDS no ponto 1.



FONTE: Do autor.

De acordo com Poulachon *et al.* [69], no fresamento do aço 40CrMnMo8 com dureza de 300 HB, velocidades de corte menores que 100 m/min não geram a temperatura de corte suficiente para se beneficiar com o efeito de inclusões de sulfeto de manganês sobre a ferramenta de corte, concordando com Tieu *et al.* [70] e Araki e Yamamoto [71]. O aumento da velocidade de corte proporciona aumento da temperatura de corte [11, 13]. Com base nisto, os ensaios realizados com velocidade de corte de 200 e 320 m/min apresentaram menor temperatura na região do corte do que os ensaios realizados com velocidade de corte de 500 m/min, não gerando a energia ideal na interface cavaco-ferramenta para aderir uma camada protetora sobre o gume dos insertos. No entanto, a redução obtida do desgaste de flanco com o aumento do avanço por gume nos ensaios realizados com a

máxima velocidade de corte pode estar relacionada com a variação da composição química dos corpos de prova, já que teores de enxofre mais altos proporcionam uma maior redução no desgaste em velocidades de corte mais altas, segundo resultados obtidos Pereira [20], pois aumenta a área ocupada das inclusões de sulfeto de manganês no material, beneficiando mais a ferramenta de corte.

4.2 ERROS GEOMÉTRICOS

Os erros geométricos estão apresentados de acordo com as regiões analisadas no corpo de prova nos itens 4.2.1 e 4.2.2 para as regiões ‘A’ e ‘B’, respectivamente.

4.2.1 Erros geométricos da região ‘A’

Neste tópico são apresentados os resultados obtidos do erro dimensional (a_1), erro de planeza (a_2), erro de perpendicularidade (a_3) e rugosidade da superfície usinada (a_4).

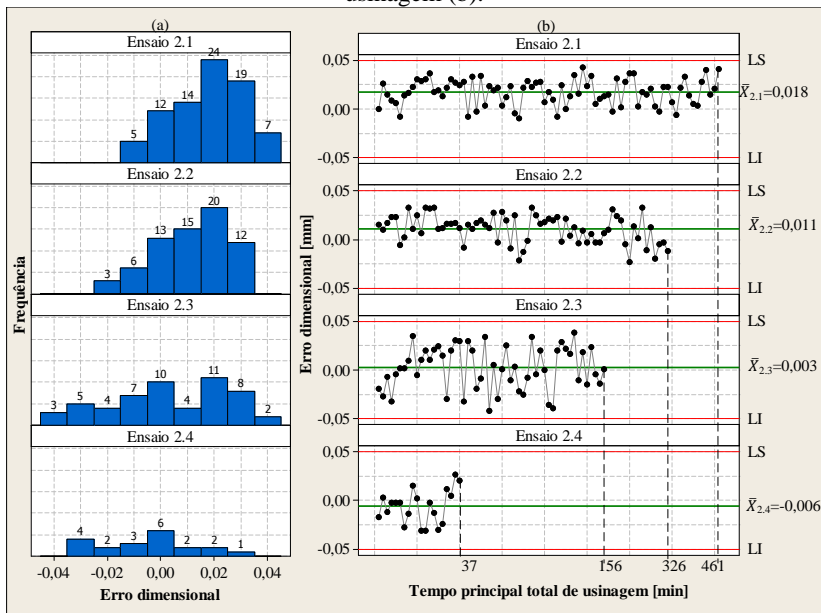
- Erro dimensional a_1

O valor do erro dimensional a_1 aceitável é de 57,37 a 57,47 mm. Com a máquina de medir por coordenadas foram analisados os corpos de prova adotando como “zero” a medida média de 57,42 mm, apresentando como limite superior 0,05 mm, que representa o valor de 57,47 mm, e como limite inferior -0,05 mm, que representa o valor de 57,37 mm. Na Figura 4.21b observa-se o comportamento do erro dimensional a_1 para os quatro ensaios de acabamento, com o aumento do tempo principal de usinagem. Verifica-se que o erro dimensional nos quatro ensaios apresentou um comportamento uniforme com o aumento do tempo principal de usinagem, não sofrendo modificações com a evolução do desgaste dos insertos.

Para os ensaios 2.1, 2.2, 2.3 e 2.4, o erro dimensional variou de 0,043 a -0,012 mm, 0,037 a -0,031 mm, 0,039 a -0,042 mm e 0,027 a -0,031 mm respectivamente. Como a tolerância admitida é de 0,05 a -0,05 mm, nenhum dos ensaios foi finalizado pelo erro dimensional estar fora do especificado em projeto para os corpos de prova. Na Figura 4.21a nota-se a distribuição dos dados obtidos, onde nos ensaios 2.1 e 2.2 os valores do erro dimensional ficaram mais próximos ao limite superior, ou seja, mais próximo do valor de 57,47 mm. Nos ensaios 2.3

e 2.4, os valores do erro dimensional apresentaram uma maior variação ao longo do limite superior e inferior.

Figura 4.21. Distribuição dos dados obtidos do erro dimensional (a) e comportamento do erro com o aumento do tempo principal de usinagem (b).



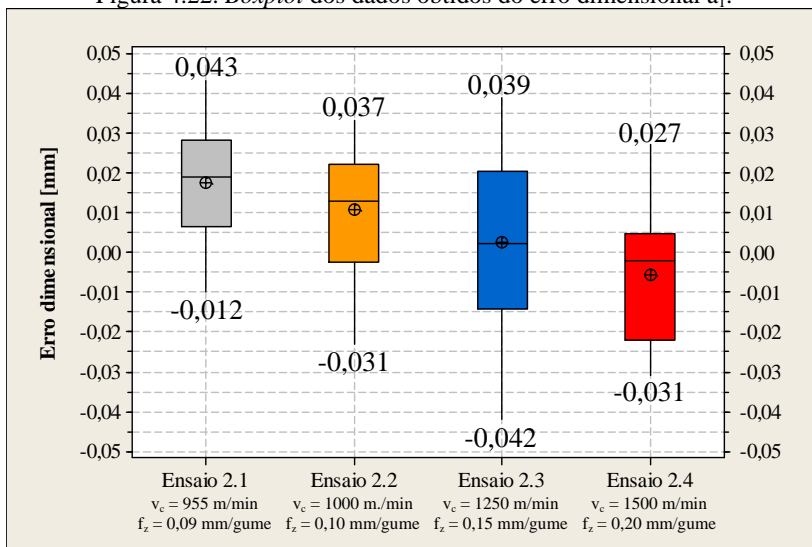
FONTE: Do autor.

Aplicando o teste de hipóteses (Apêndice A), conforme Montgomery e Runger [66], nos resultados obtidos em todos os ensaios, verifica-se que a média dos dados apresenta diferenças entre si. O ensaio 2.1, apresenta diferenças das médias dos ensaios 2.2, 2.3 e 2.4. Em relação aos dados do ensaio 2.2, ocorre diferenças das médias dos ensaios 2.1 e 2.4. Entretanto, o ensaio 2.3 apresenta somente diferença da média do ensaio 2.4, e o ensaio 2.4 apresenta diferença das médias dos dados obtidos dos ensaios 2.1 e 2.2.

A Figura 4.22 mostra o *boxplot* dos resultados obtidos do erro. Utilizando como base o teste de hipóteses apresentado no Apêndice A, e o *boxplot* da Figura 4.21, verifica-se uma tendência do erro dimensional a_1 de se aproximar do seu valor mínimo (57,37 mm) com o aumento dos parâmetros de corte (principalmente pela diferença entre as médias do ensaio 2.1 e 2.4). O aumento do avanço por gume aumenta as componentes da força de usinagem (Figura 2.24, vide item 2.6.3),

fazendo com que a ferramenta de corte se afaste da superfície usinada principalmente devido à força passiva. Mas, nos ensaios realizados, além de aumentar o avanço por gume, a velocidade de corte também sofreu aumento. Diferente do avanço, o aumento da velocidade de corte tende a reduzir as componentes da força de usinagem, que segundo König e Klocke [11] e Machado *et al.* [13] é ocasionada por apresentar influência direta na temperatura na região do corte, diminuindo a resistência mecânica do material a ser usinado. Com base na análise do desgaste dos inserts (vide item 4.1.1) e no teste de hipóteses das médias obtidas do erro dimensional a_1 , o aumento dos parâmetros de corte utilizados nos ensaios acarretou uma diminuição do erro dimensional, em consequência das solicitações térmicas serem muito mais pronunciadas que as solicitações mecânicas conforme ocorreu o aumento dos parâmetros de corte.

Figura 4.22. *Boxplot* dos dados obtidos do erro dimensional a_1 .



FONTE: Do autor.

Aplicando o teste de normalidade nos resultados obtidos do erro dimensional (a_1) em cada ensaio, chegou-se ao valor de 'p' de 0,132, 0,062, 0,076, 0,575, para os ensaios 2.1, 2.2, 2.3 e 2.4. Como os valores obtidos de 'p' são superiores a 0,05, todos os resultados seguem uma distribuição normal, sendo possível utilizar a análise de capacidade normal. Os valores de índice de capacidade e desempenho para todos os

ensaios realizados em relação ao erro dimensional a_1 são mostrados no Apêndice A. Verificando os índices de capacidade e desempenho obtidos, nota-se que o ensaio que apresenta maior estabilidade e centralização dos limites de tolerância do erro dimensional a_1 , foi o ensaio 2.2.

- Erro de planeza a_2

A Figura 4.22 mostra a distribuição dos dados obtidos de erro de planeza, como também o comportamento desse erro com o aumento do tempo principal de usinagem. Através da distribuição dos dados (Figura 4.23a) obtidos é perceptível que para os ensaios 2.1 e 2.2 os valores do erro de planeza ficaram mais concentrados nas proximidades do valor mínimo. No entanto, para os ensaios 2.3 e 2.4, houve uma maior distribuição dos valores obtidos.

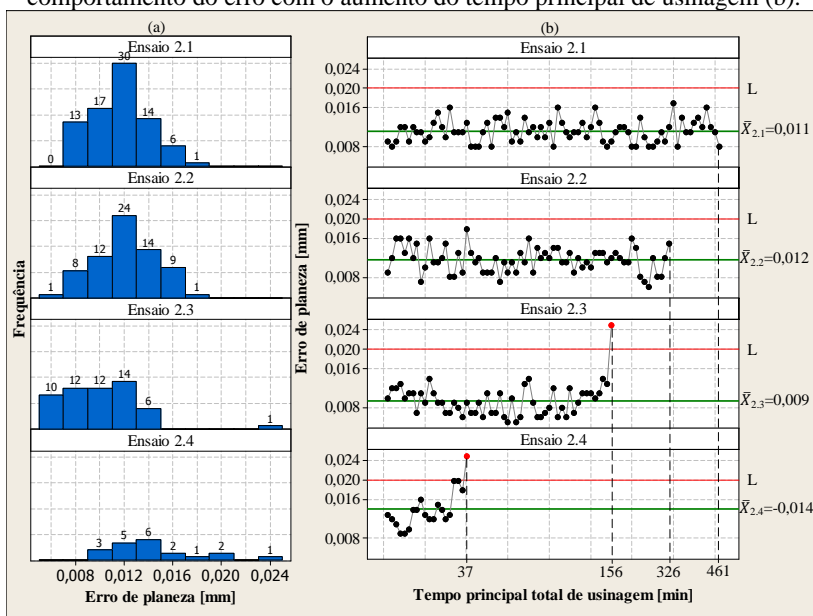
O erro de planeza foi o critério utilizado para finalizar os ensaios 2.3 e 2.4, pois apresentaram a partir de um determinado tempo de usinagem um valor acima de 0,02 mm. Para os ensaios 2.1 e 2.2 (Figura 4.23b), os valores do erro de planeza apresentaram um comportamento uniforme com a evolução do desgaste dos inserts, no entanto, para os ensaios 2.3 e 2.4, nota-se que no final dos ensaios o erro de planeza aumentou.

Em operações de faceamento no fresamento, segundo Tai *et al.* [38], o erro de planeza é causado pela deformação gerada no momento do aperto da peça, tensões residuais e deflexões causadas pelas forças e expansão térmica durante o processo. Como visto nos resultados de desgaste para os ensaios de acabamento (vide item 4.1.1), os dois primeiros (ensaio 2.1 e 2.2) apresentaram lascamentos no inserts, que segundo Trent e Wright [2], König e Klocke [11] e Diniz *et al.* [12], são originados devido a esforços elevados durante a usinagem, principalmente em ferramentas de material frágil. Entretanto, os ensaios 2.3 e 2.4 não sofreram lascamentos dos inserts, sugerindo que tal acontecimento seja em função das solicitações térmicas mais pronunciadas que as solicitações mecânicas durante a usinagem. Portanto, em consequência disso, nos ensaios 2.3 e 2.4 ocorreu uma expansão térmica maior nas superfícies usinadas que combinadas com os esforços durante o processo, aumentou o erro de planeza.

Aplicando o teste de hipóteses (Apêndice A), conforme Montgomery e Runger [66], nos resultados obtidos em todos os ensaios, verifica-se que a média dos dados apresentam diferenças significativas. O ensaio 2.1 apresenta diferenças das médias dos ensaios 2.3 e 2.4. Em

relação aos dados do ensaio 2.2, ocorre diferenças das médias dos ensaios 2.3 e 2.4. Entretanto, o ensaio 2.3 apresenta diferenças das médias dos ensaios 2.1, 2.2 e 2.4, e o ensaio 2.4 apresenta diferenças das médias dos dados obtidos dos ensaios 2.1, 2.2 e 2.3.

Figura 4.23. Distribuição dos dados obtidos do erro de planeza (a) e comportamento do erro com o aumento do tempo principal de usinagem (b).

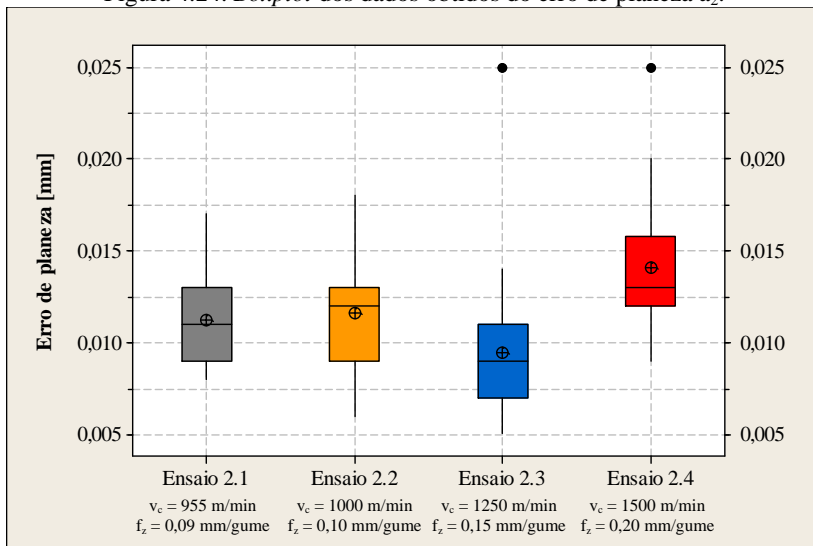


FONTE: Do autor.

Na Figura 4.24 é mostrado o *boxplot* dos dados obtidos do erro de planeza para os ensaios realizados. Analisando os resultados do erro de planeza, é possível observar que os ensaios geraram valores que variam na faixa de 0,005 a 0,025 mm. Verificando o comportamento das médias do erro de planeza dos ensaios, nota-se uma semelhança no comportamento com os resultados obtidos do desgaste de flanco médio dos inserts apresentados na Figura 4.7, para os quatro ensaios. À medida que a ferramenta de corte vai desgastando, a temperatura aumenta progressivamente, a força de corte e a potência consumida aumentam, as dimensões da peça se alteram e o acabamento da superfície piora [2, 11]. Portanto, quanto maior o desgaste da ferramenta de corte, maiores serão os esforços e temperatura durante a usinagem

que, segundo Tai *et al.* [38], influenciam consideravelmente na planeza da superfície fresada.

Figura 4.24. *Boxplot* dos dados obtidos do erro de planeza a_2 .



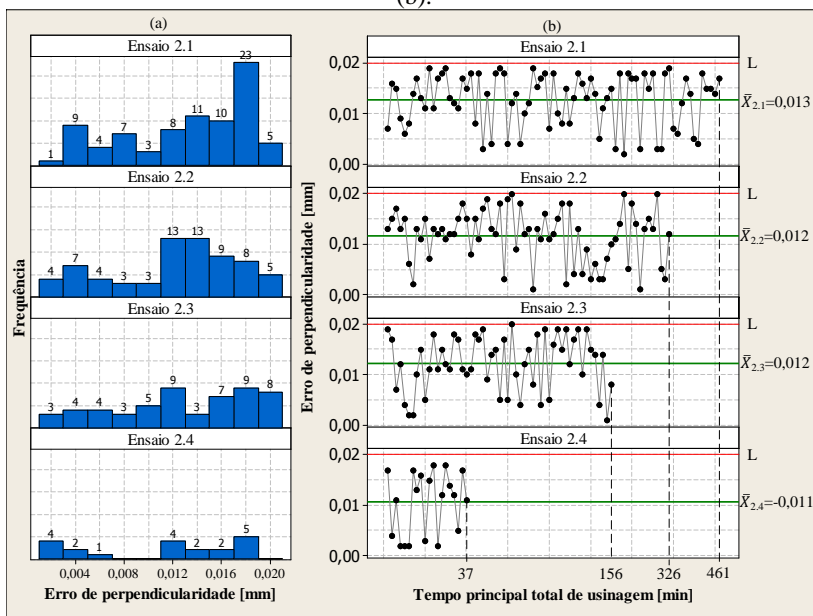
FONTE: Do autor.

Os valores de índice de desempenho para todos os ensaios realizados em relação ao erro de planeza a_2 são mostrados no Apêndice A. Verificando os índices de desempenho obtidos, nota-se que o único ensaio que apresentou índice aceitável de desempenho foi o ensaio 2.2.

- Erro de perpendicularidade a_3

A distribuição dos dados obtidos para o erro de perpendicularidade, juntamente com o seu comportamento com o aumento do tempo principal de usinagem, são mostrados na Figura 4.25.

Figura 4.25. Distribuição dos dados obtidos para o erro de perpendicularidade (a) e comportamento do erro com o aumento do tempo principal de usinagem (b).



FONTE: Do autor.

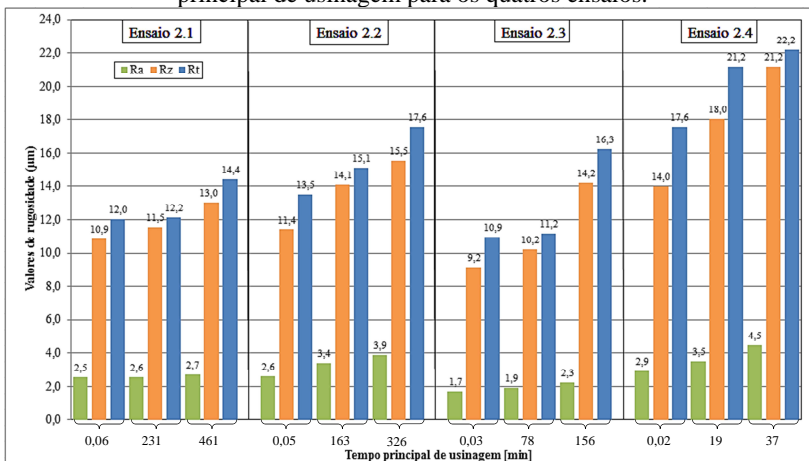
Nota-se que nos ensaios realizados o erro de perpendicularidade não ultrapassou o limite especificado para os corpos de prova, apresentando um comportamento uniforme com o aumento do tempo principal, assim como não sofreu influência com a evolução do desgaste dos insertos. Percebe-se que houve uma grande amplitude dos valores do erro em todos os ensaios realizados, bem como uma grande dispersão dos resultados, não sendo verificadas diferenças significativas entre as médias dos dados de cada ensaio (Apêndice A). Com isso, não é possível verificar a tendência do comportamento do erro de perpendicularidade com a combinação dos parâmetros de corte envolvidos. Sugere-se que a dispersão dos resultados obtidos do erro de perpendicularidade pode ser influenciada pela variação dimensional que se pode ter nos corpos de prova fundidos, pois na fixação os mesmos podem apresentar deslocamentos devido a solicitações alternantes do processo de fresamento, ou erros geométricos associados ao furo de referência 'E', utilizado para medir a perpendicularidade da face fresada.

Os valores de índice de desempenho para todos os ensaios realizados em relação ao erro de perpendicularidade a_3 são mostrados no Apêndice A. Verificando os índices de desempenho obtidos, nota-se que nenhum dos ensaios realizados apresentou índice aceitável de desempenho.

- Rugosidade da superfície usinada a_4

A medição de rugosidade (feita no mesmo sentido de avanço da ferramenta de corte sobre a superfície) da superfície usinada foi realizada em um único ponto, da mesma maneira que é realizado pela empresa parceira. A Figura 4.26 ilustra os resultados de rugosidade obtidos (parâmetro R_a , R_z , e R_t) no início, meio e fim dos quatro ensaios realizados. Analisando-se os resultados obtidos, é possível observar que os ensaios realizados apresentaram o valor do parâmetro R_a entre 1,6 a 6,3 μm (especificado em projeto para os corpos de prova). Conseqüentemente, nenhum ensaio foi finalizado por causa da rugosidade da superfície. Os resultados variaram entre 1,7 a 4,5 μm , 9,2 a 21,2 μm e 10,9 a 22,2 μm para os parâmetros R_a , R_z , e R_t , respectivamente.

Figura 4.26. Valores dos parâmetros R_a , R_z e R_t com o aumento do tempo principal de usinagem para os quatro ensaios.



FONTE: Do autor.

Cada ensaio realizado apresentou diferentes valores dos parâmetros de rugosidade no primeiro corpo de prova usinado, devido à

combinação dos parâmetros de corte, que influencia na temperatura e nas forças durante o processo de usinagem. Conforme ocorreu o aumento do tempo principal de usinagem, a qualidade da superfície usinada foi sendo prejudicada em todos os ensaios. O desgaste na ferramenta ocorre normalmente de forma gradativa, e à medida que a ferramenta vai desgastando o acabamento da superfície piora [2, 11]. Segundo Oliveira *et al.* [49] a evolução do desgaste modifica a topografia do gume, na qual é transferida para a superfície que está sendo usinada.

4.2.2 Erros geométricos da região ‘B’

No presente tópico são apresentados os resultados obtidos dos erros dimensionais b_1 , b_2 , b_5 e b_6 , bem como o erro de paralelismo (b_4) e o batimento total (b_3).

- Erro dimensional b_1 , b_2 , b_5 e b_6

O valor do erro dimensional b_1 aceitável para os corpos de prova é de 25,80 a 26,20 mm. Na medição, realizada através da máquina de medir por coordenadas, adotou-se “zero” como o valor médio de 26 mm, o limite superior como 0,2 mm que representa o valor de 26,20 mm, e o limite inferior -0,2 mm, que representa o valor de 25,80 mm. Através do *boxplot* dos resultados obtidos do erro dimensional b_1 (Apêndice B) de todos os ensaios realizados, nota-se que os ensaios realizados geraram valores que variaram de 0,2 a -0,081 mm (26,20 a 25,919 mm), não apresentando nenhum valor fora da especificação.

Através do teste de hipóteses (Apêndice B), nota-se que há poucas diferenças significadas entre as médias dos ensaios realizados. Somente os ensaios 3.3 e 3.4 apresentaram diferenças significativas dos resultados obtidos com relação aos outros ensaios. Através dos índices de capacidade e desempenho obtidos (Apêndice B), verifica-se que o ensaio que apresenta maior estabilidade e centralização dos limites de tolerância do erro dimensional b_1 , foi o ensaio com o menor avanço combinado com a menor velocidade de corte (ensaio 3.1).

O *boxplot* dos resultados obtidos do erro dimensional b_2 , é mostrado no Apêndice B. A medição realizada adotou como “zero” o valor médio de 20,50 mm, o limite superior como 0,1 mm que equivale o valor de 20,60, e o limite inferior de -0,1 mm, que representa o valor de 20,40 mm. Os ensaios realizados apresentam valores do erro dimensional b_2 , que variaram de 0,011 a -0,045 mm (20,511 a 20,455

mm), não apresentando nenhum valor fora da especificação para os corpos de prova. O erro dimensional b_2 controla duas regiões nos corpos de prova, e nessas duas regiões o erro apresentou os mesmos valores para todos os ensaios realizados.

Através do teste de hipóteses (Apêndice B), nota-se que há diferenças significativas entre os ensaios realizados. No Apêndice B, são mostrados os valores de índice de capacidade e desempenho para os ensaios realizados em relação ao erro dimensional b_2 . Através dos valores obtidos da análise de capacidade normal, percebe-se que o ensaio que apresentou a maior estabilidade e centralização dos limites de tolerância do erro dimensional b_2 foi o ensaio 3.7, no qual foram utilizados velocidade de corte de 500 m/min e avanço por gume de 0,08 mm/gume.

O valor do erro dimensional b_5 aceitável para os corpos de prova é de 19,90 a 20,10 mm. A medição realizada através da máquina de medir por coordenadas adotou o valor de “zero” como o valor médio de 20 mm, o limite superior de 0,1 mm que representa o valor de 20,10 mm e o limite inferior de -0,1 mm que representa o valor de 19,90 mm. Os ensaios realizados apresentaram valores do erro dimensional (Apêndice B) entre 0,014 a -0,082 mm (20,014 a 19,918 mm), não apresentando nenhum valor fora dos limites superior e inferior. O erro dimensional b_5 controla duas regiões nos corpos de prova, e nessas duas regiões o erro apresentou os mesmos valores em todos os ensaios realizados.

Através do teste de hipóteses (Apêndice B), nota-se que há diferenças significadas entre as médias dos ensaios realizados. Os ensaios 3.1 e 3.7 não apresentaram diferenças significativas dos resultados obtidos com relação aos outros ensaios. O ensaio 3.4 apresentou diferenças significativas em relação às médias obtidas dos ensaios restantes. No Apêndice B são mostrados os valores de capacidade e desempenho para cada ensaio realizado em relação ao erro dimensional b_5 . Através dos valores obtidos da análise de capacidade normal, nota-se que o ensaio que apresentou a maior estabilidade e centralização dos limites de tolerância do erro dimensional b_5 foi o ensaio 3.4, no qual foram utilizados velocidade de corte de 320 m/min e avanço por gume de 0,08 mm/gume.

O *boxplot* dos resultados obtidos do erro dimensional b_6 de todos os ensaios realizados é mostrado no Apêndice B. A medição realizada adotou como “zero” o valor médio de 14,50 mm, o limite superior como 0,2 mm, que equivale o valor de 14,70, e o limite inferior de -0,2 mm, que representa o valor de 14,30 mm. Os ensaios apresentaram valores do erro dimensional entre 0,2 mm a -0,2 mm (14,70 a 14,30 mm), sendo os

limites superiores e inferiores especificados em projeto para os corpos de prova.

Através do teste de hipóteses (Apêndice B), verifica-se que a média dos dados apresentam poucas diferenças. Os ensaios 3.1 e 3.2 apresentaram somente diferenças entre as médias dos resultados obtidos dos ensaios 3.3 e 3.4. Os ensaios 3.5, 3.6, 3.7, 3.8 e 3.9 não apresentaram diferenças significativas com o restante dos ensaios realizados. No Apêndice B são mostrados os valores de capacidade e desempenho para cada ensaio realizado em relação ao erro dimensional b_6 . Através dos valores obtidos da análise de capacidade normal, nota-se que nenhum dos ensaios realizados apresentou uma maior estabilidade e centralização dos limites de tolerância do erro dimensional b_6 . Isto ocorreu devido à grande dispersão dos resultados obtidos em cada ensaio realizado.

Em todos os ensaios realizados, os erros dimensionais apresentaram um comportamento uniforme, não sofrendo modificações com o aumento do desgaste dos insertos. Segundo Lacalle e Lamikiz [41], o desgaste de flanco é o desgaste que mais influencia para ocorrer um erro dimensional. Portanto, verificando os valores obtidos do desgaste de flanco dos insertos, mostrado na Figura 4.13 (vide item 4.1.2) em cada ensaio realizado nota-se que não houve influência com os erros dimensionais b_1 , b_2 , b_5 e b_6 . Não é possível afirmar que os erros dimensionais apresentam realmente o comportamento encontrado com a variação dos parâmetros de corte, em decorrência da dispersão dos resultados obtidos.

No entanto, os testes de hipóteses realizados foram influenciados consideravelmente pela grande dispersão dos resultados obtidos, tornando-se difícil verificar a tendência dos erros dimensionais com a variação dos parâmetros de corte. As dispersões obtidas dos resultados dos erros podem estar associadas a diversos fatores. Segundo Witt *apud* Brecher *et al.* [35], os resultados obtidos em processos de usinagem com ferramentas de geometria definida são influenciados pelas interações do processo de corte e da máquina-ferramenta. A geometria da peça a ser usinada, tecnologia e ferramentas empregadas, sistemas de fixação das peças, a estrutura da máquina-ferramenta e o comando numérico são os fatores, de acordo com os mesmos autores, que influenciam os resultados. No entanto, verificando os erros dimensionais (Figura 3.6, vide item 3.5), nota-se que eles são quantificados por meio de outras regiões no corpo de prova, usinados em alguns casos por outro processo de usinagem no qual podem ser os responsáveis pela dispersão obtida. Porém, deve-se salientar que erros induzidos no momento de fazer as

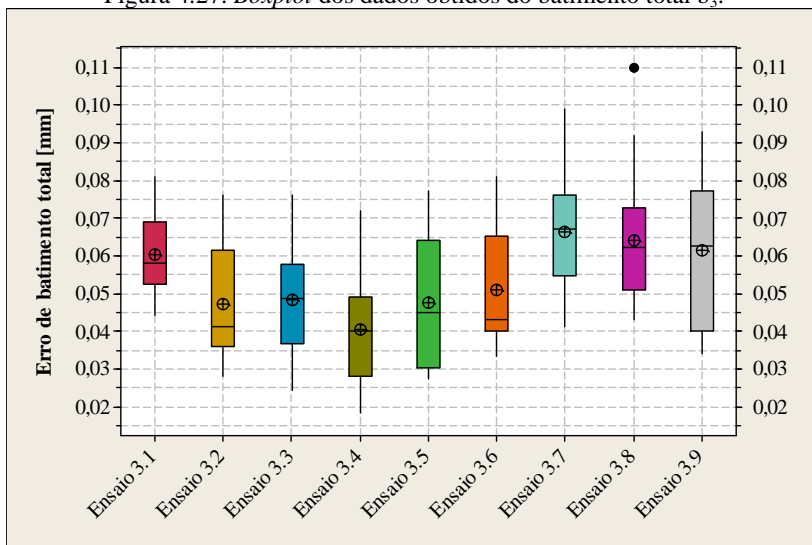
medições na máquina de medir por coordenada, podem contribuir consideravelmente para a dispersão dos resultados.

- Batimento total b_3 e Paralelismo b_4

Nos corpos de prova, duas regiões dos mesmos utilizam uma tolerância de 0,12 mm de batimento total em relação à parede do furo central principal do corpo de prova (furo 'D', Figura 3.6, vide item 3.5). Os ensaios apresentaram valores do batimento total entre 0,018 a 0,11 mm, não sendo verificado nenhum valor acima de 0,12 mm (Figura 4.27). Em todos os ensaios, o batimento total apresentou um comportamento uniforme com o aumento do tempo principal de usinagem, não sofrendo influência com a evolução do desgaste dos insertos.

Através do teste de hipóteses (Apêndice B), nota-se que a média dos resultados de cada ensaio apresenta poucas diferenças entre si. Os ensaios 3.1, 3.7 e 3.8 apresentaram somente diferenças entre a média dos resultados obtidos do ensaio 3.4. Os ensaios 3.2, 3.3, 3.5, 3.6 e 3.9 não apresentaram diferenças significativas com o restante dos ensaios realizados. Isso ocorreu em consequência da dispersão dos resultados obtidos em cada ensaio realizado.

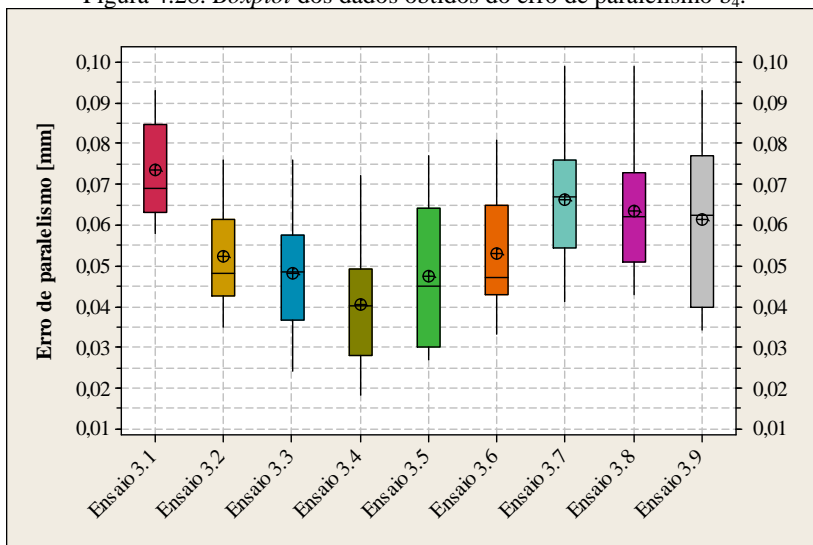
Portanto, não é possível verificar a tendência do erro com a variação dos parâmetros de corte. Como descrito anteriormente nos erros dimensionais, diversos fatores podem estar influenciando na dispersão obtida dos dados do batimento total para cada ensaio realizado. No entanto, o batimento total é quantificado através do furo de referência 'D' (Figura 3.6, vide item 3.5). Sugere-se que o processo de alargamento do furo de referência é o responsável pela grande dispersão dos valores obtidos.

Figura 4.27. *Boxplot* dos dados obtidos do batimento total b_3 .

FONTE: Do autor.

No Apêndice B são mostrados os valores de desempenho para cada ensaio realizado em relação ao batimento total b_3 . O ensaio com velocidade de corte de 200 m/min e avanço por gume de 0,08 mm/gume (ensaio 3.1), foi o ensaio que apresentou maior capacidade de desempenho entre todos os ensaios realizados.

O erro de paralelismo admissível conforme o projeto dos corpos de prova é de 0,1 mm. A Figura 4.28 mostra os valores obtidos do erro de paralelismo para todos os ensaios realizados. Os ensaios apresentaram valores do erro de paralelismo que variaram de 0,018 a 0,099 mm, não apresentando nenhum valor acima de 0,10 mm. Assim como o batimento total b_3 , o paralelismo b_4 também apresentou para todos os ensaios um comportamento uniforme com o aumento do tempo principal de usinagem, não sofrendo influência com a evolução do desgaste dos inserts. Como o batimento total b_3 , através do erro de paralelismo controlam-se duas regiões dos corpos de prova. Nessas duas regiões o erro apresentou valores semelhantes para todos os ensaios realizados.

Figura 4.28. *Boxplot* dos dados obtidos do erro de paralelismo b_4 .

FONTE: Do autor.

Através do teste de hipóteses (Apêndice B), nota-se que a média dos resultados de cada ensaio apresenta poucas diferenças entre si. O ensaio 3.1 apresenta diferenças das médias dos resultados obtidos dos ensaios 3.2, 3.3, 3.4, 3.5 e 3.6. A média obtida dos resultados do ensaio 3.4 apresenta diferença das médias dos ensaios 3.1, 3.7 e 3.8. O ensaio 3.9 não apresenta diferença da sua média com os outros ensaios realizados. A pouca diferença entre as médias dos resultados do erro de paralelismo para cada ensaio realizado foi em consequência da dispersão dos resultados obtidos.

Assim como o batimento total, o erro de paralelismo também não é possível verificar a tendência com a variação dos parâmetros de corte envolvidos. Erros associados no momento da medição da máquina de medir por coordenadas, como também as interações descritas por Witt *apud* Brecher *et al.* [35], podem ser as responsáveis pela grande variação dos valores obtidos em cada ensaios realizado.

No Apêndice B são mostrados os valores dos índices de desempenho para cada ensaio em relação ao erro de paralelismo. Através dos valores obtidos, nota-se que o ensaio que apresentou a maior capacidade de desempenho do erro de paralelismo b_4 foi o ensaio 3.2, no qual foi utilizada a velocidade de corte de 200 m/min e o avanço por gume de 0,10 mm/gume.

- Lascamentos e rebarbas

Nos ensaios realizados na região ‘B’, nos corpos de prova não foram verificados erros geométricos fora do especificado em projeto para os mesmos, nem ocorreram rebarbas nas regiões usinadas. Entretanto, o critério utilizado para a finalização dos ensaios foram os lascamentos que ocorrem nas quatro regiões indicadas na Figura 4.29 após a usinagem. Conforme ocorre o aumento do desgaste na ferramenta de corte, segundo Trent e Wright [2], a temperatura na região do corte e a força de corte aumentam. Portanto, aumentando o desgaste dos inserts, o material é removido do corpo de prova com maior dificuldade. No entanto, como foram combinados diferentes parâmetros de corte, e para cada um deles foi usinada uma quantidade diferente de corpos de prova e obtidos diferentes valores de desgaste, sugere-se que além do desgaste dos inserts, os lascamentos podem ter ocorrido em consequência das interações entre o processo de usinagem e a máquina-ferramenta, como descrito por Witt *apud* Brecher *et al.* [35] e Cheng [36].

Figura 4.29. Regiões que apresentaram lascamentos nos corpos de prova.



FONTE: Do autor.

5 CONSIDERAÇÕES ECONÔMICAS DO PROCESSO

As considerações econômicas para cada operação de fresamento estudada apresentam-se divididas em duas seções. No item 5.1 são apresentadas as considerações para os ensaios realizados na região 'A', e no item 5.2 são apresentadas as considerações dos ensaios realizados na região 'B'.

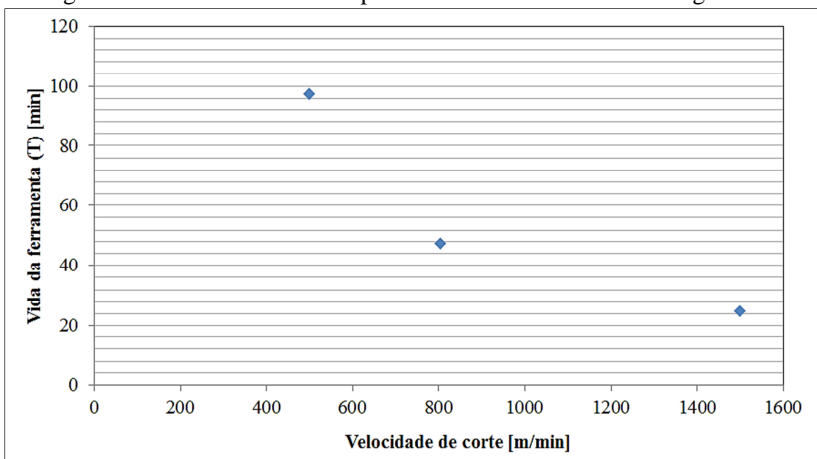
5.1 CONSIDERAÇÕES ECONÔMICAS DA REGIÃO 'A'

A região 'A' foi usinada em duas etapas de fresamento, sendo uma de desbaste e outra de acabamento.

5.1.1 Desbaste

O gráfico apresentado na Figura 5.1 mostra o tempo de vida da ferramenta com o aumento da velocidade de corte. A velocidade de corte de 500 m/min (ensaio 1.1) foi a que acarretou o maior tempo de vida, atingindo a mesma 97 minutos. As velocidades de corte de 804 e 1500 m/min (ensaio 1.2 e 1.3) resultaram em uma redução na vida da ferramenta em comparação com a velocidade de corte de 500 m/min (ensaio 1.1), na ordem de 50% e 75%, respectivamente. O comportamento do tempo de vida apresenta uma semelhança com o comportamento descrito por Taylor [52] e Ferraresi [61].

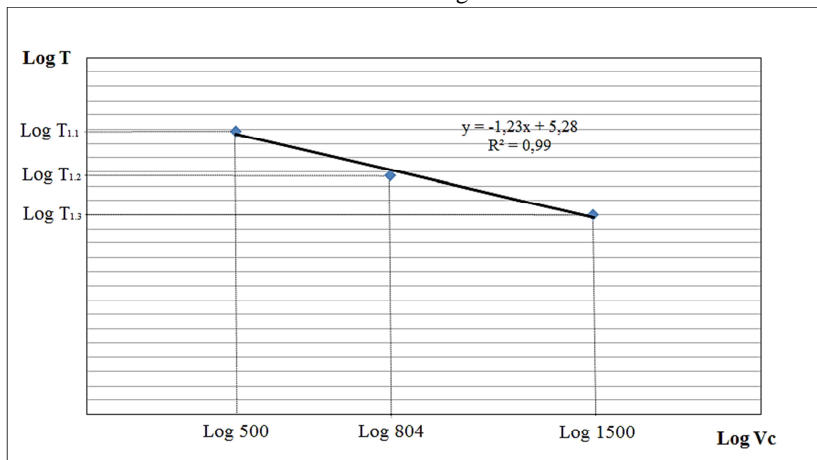
Figura 5.1. Vida da ferramenta para os ensaios de desbaste da região 'A'.



FONTE: Do autor.

Com base no tempo de vida da ferramenta de corte em cada ensaio realizado, é possível calcular os coeficientes da equação de Taylor. A Figura 5.2 mostra o gráfico logarítmico do tempo de vida de cada ensaio. Com o auxílio da linha de tendência linear, chegou-se à equação da reta, com um coeficiente de correlação de 99%.

Figura 5.2. Comportamento da vida da ferramenta por uma reta, para os ensaios de desgaste da região 'A'.



FONTE: Do autor.

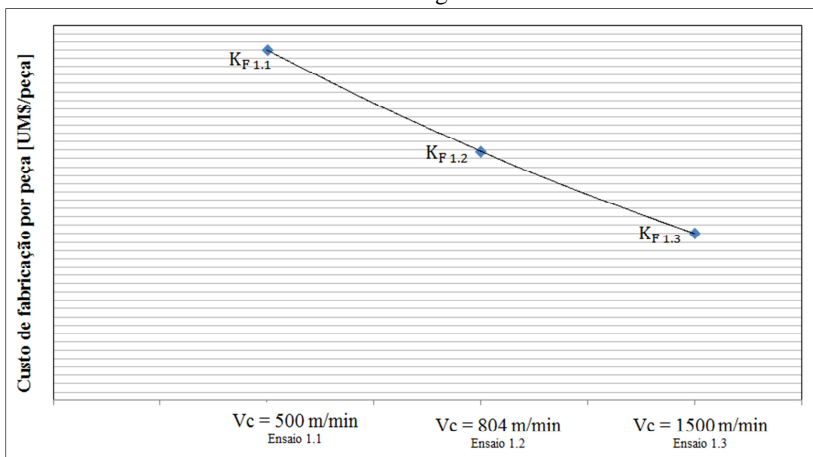
Aplicando as propriedades logarítmicas com a equação relacionada aos ensaios realizados e a equação reduzida de Taylor, obtém-se que o fator 'k' é igual a -1,23 e o valor de C_v igual a $1,91 \times 10^5$ minutos. Com isto, o comportamento da vida da ferramenta para os ensaios de desgaste da região 'A', pode ser descrito pela equação 5.1.

$$T = 1,91 \times 10^5 \cdot v_c^{-1,23} \quad (5.1)$$

Segundo König e Klocke [11], utilizando cerâmica como ferramenta de corte, o fator 'k' (inclinação da reta de vida da ferramenta) da equação de Taylor, apresenta variação entre -1,25 a -2,5. Portanto, o fator k encontrado para os ensaios de desgaste da região 'A', encontra-se dentro da faixa descrita por estes autores. Calculados os coeficientes da equação de Taylor, é possível dar continuidade e utilizar a equação do custo de fabricação por peça (equação 2.3) para cada ensaio de desgaste realizado. A Figura 5.3 mostra o comportamento do

custo de fabricação por peça, com a variação da velocidade de corte. Nota-se que a velocidade de corte de 1500 m/min apresentou o menor custo de fabricação por peça, chegando a ser em torno de 30% menor que o ensaio realizado com velocidade de corte de 804 m/min e aproximadamente 50% menor que o ensaio realizado com velocidade de corte de 500 m/min. Entretanto, comparando o comportamento do custo de fabricação encontrado com a realização dos ensaios com o comportamento do custo de fabricação por peça apresentado na Figura 2.21 (vide item 2.6.1), verifica-se que a curva que apresenta tal comportamento, ainda não atingiu seu ponto mínimo, relacionado à velocidade de corte de ótimo custo (v_{cok}).

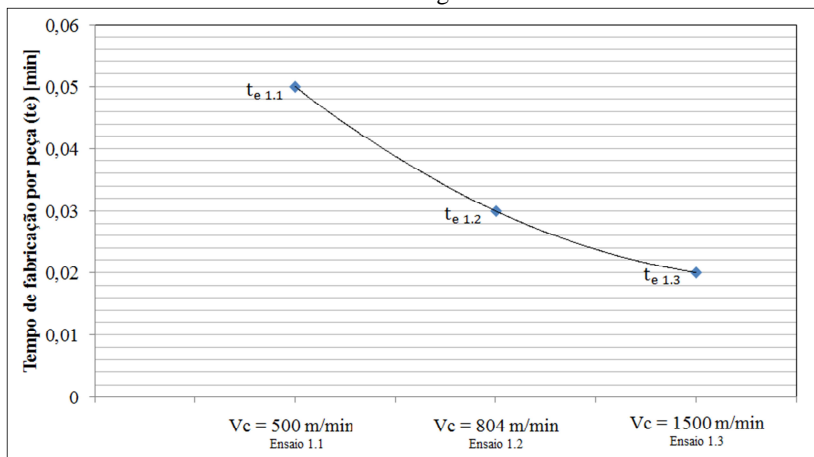
Figura 5.3. Comportamento do custo de fabricação por peça para os ensaios de desbaste da região 'A'.



FONTE: Do autor.

A Figura 5.4 mostra o gráfico do tempo de fabricação por peça para os ensaios realizados. O ensaio 1.3 (velocidade de corte de 1500 m/min) foi o que resultou no menor tempo de fabricação por peça, chegando a ser 20% menor que o ensaio realizado com velocidade de corte de 804 m/min e 60% a menos que a velocidade de corte de 500 m/min utilizada no ensaio 1.1. Há uma semelhança entre a curva de custo de fabricação e a curva do tempo de fabricação por peça, corroborando os resultados apresentados por König e Klocke [11]. Entretanto, a curva de tempo de fabricação por peça não permite a identificação do ponto de menor tempo de fabricação por peça, relacionado à velocidade de ótimo tempo de fabricação (v_{coz}).

Figura 5.4. Comportamento do tempo de fabricação por peça para os ensaios de desbaste da região 'A'.



FONTE: Do autor.

As considerações econômicas realizada nos ensaios de desbaste da região 'A' apresentaram semelhanças com as condições econômicas de usinagem descritas por König e Klocke [11], Taylor [52] e Ferraresi [61]. A diminuição do custo de fabricação por peça foi obtido através do aumento da velocidade de corte, coincidindo com Davim [29], Parsons [59] e Shabtay e Kaspi [60], os quais comentam que a diminuição do custo de fabricação por peça é obtida através de velocidades de corte maiores, em virtude dos elevados custos relacionados com operadores e máquinas-ferramentas.

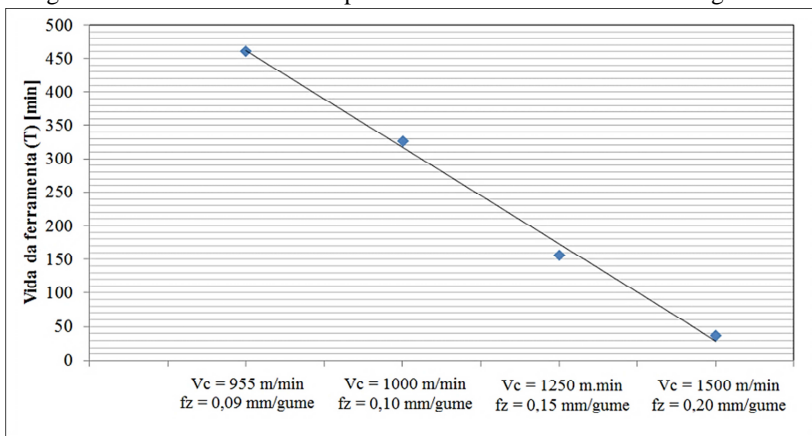
5.1.2 Acabamento

O critério de fim de vida dos ensaios de acabamento empregados para a região 'A' foram, para alguns ensaios, o lascamento dos insertos e para outros o erro de planeza fora da especificação. No entanto, por se tratar de uma linha de produção de uma indústria, a maior dificuldade encontrada para a realização dos ensaios foi a questão do tempo. Em consequência disso, foi adotada a combinação dos parâmetros de corte (velocidade de corte e avanço por gume) indicados pelo fabricante dos insertos para a realização dos ensaios, levando em conta primeiramente a rugosidade da superfície, conforme a especificação no projeto. Diante disso, não é possível encontrar a equação de Taylor, sendo somente

calculado o tempo de vida da ferramenta com os ensaios realizados, bem como o comportamento do custo e do tempo de fabricação por peça.

O gráfico apresentado na Figura 5.5 mostra o tempo de vida da ferramenta para cada ensaio realizado. Verifica-se que conforme ocorre o aumento dos parâmetros de corte (velocidade de corte e avanço por gume) o tempo de vida da ferramenta diminui, sendo possível ser representado por uma reta. Comparando os parâmetros de corte empregados pela empresa parceira (ensaio 2.1), a redução do tempo de vida da ferramenta chega a ser em 30%, 65% e 90% com o aumento dos parâmetros de corte (ensaio 2.2, 2.3 e 2.4 respectivamente). Como a vida da ferramenta decai linearmente em uma escala não-logarítmica, a equação de Taylor não pode ser empregada para os ensaios de acabamento da região 'A'. Isso ocorreu porque não houve a combinação de todas as velocidades de corte com todos os avanços por gume ensaiados.

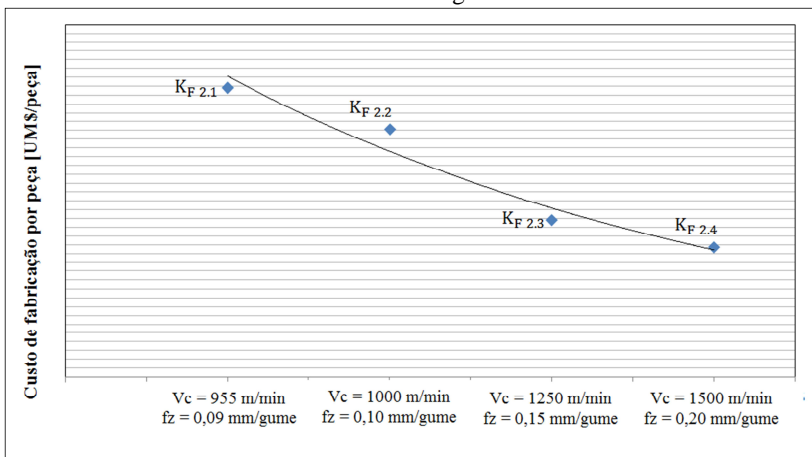
Figura 5.5. Vida da ferramenta para os ensaios de acabamento da região 'A'.



FONTE: Do autor.

O comportamento do custo de fabricação por peça para os ensaios de acabamento pode ser visto na Figura 5.6. Nota-se que o aumento dos parâmetros de corte reduz o custo de fabricação por peça em torno de 15%, 45% e 60% para os ensaios 2.2, 2.3 e 2.4, quando comparados com o ensaio 2.1.

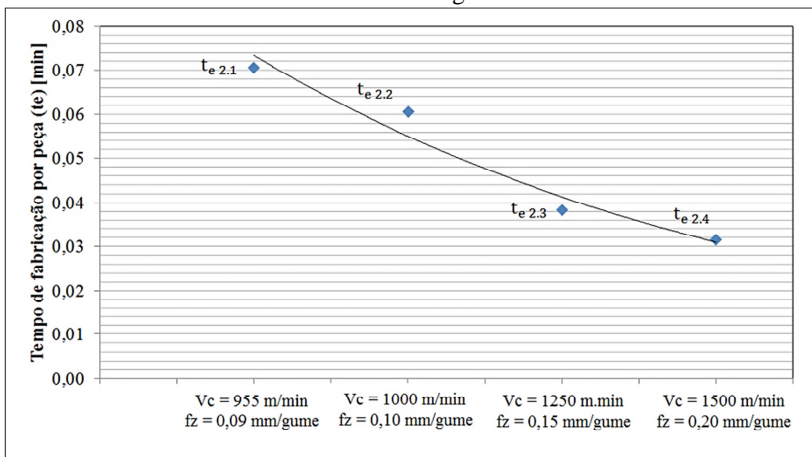
Figura 5.6. Comportamento do custo de fabricação por peça para os ensaios de acabamento da região 'A'.



FONTE: Do autor.

A Figura 5.7 mostra o comportamento do tempo de fabricação por peça para os ensaios realizados. Nota-se que o aumento dos parâmetros de corte (velocidade de corte e avanço por gume) apresenta uma tendência de reduzir o tempo de fabricação por peça.

Figura 5.7. Comportamento do tempo de fabricação por peça para os ensaios de acabamento da região 'A'.



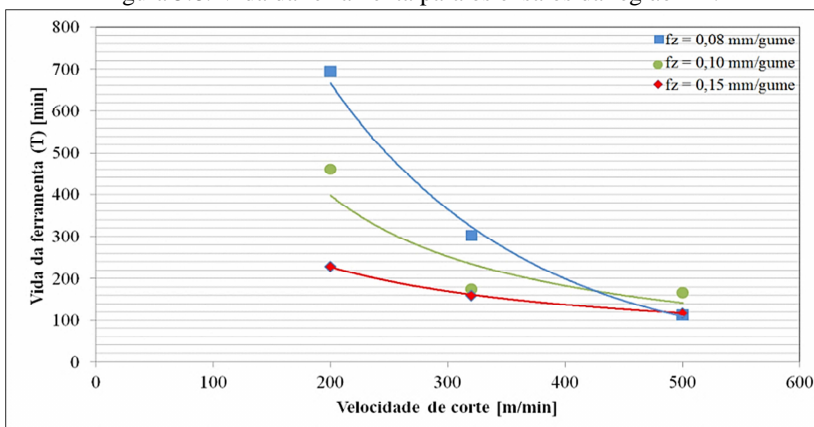
FONTE: Do autor.

Sugere-se que a grande dispersão dos dados com a curva de tendência apresentada nos gráficos da Figura 5.6 e 5.7 esteja relacionada à combinação dos parâmetros de corte, já que não foi possível interligar as velocidades de corte com todos os avanços por gume. Com isso, dos quatro ensaios realizados, a melhor escolha levando em conta o custo e o tempo de fabricação por peça é o ensaio 2.4, que foi realizado com velocidade de corte de 1500 m/min e avanço por gume de 0,2 mm/gume.

5.2 CONSIDERAÇÕES ECONÔMICAS DA REGIÃO 'B'

O tempo de vida em função do aumento da velocidade de corte para todos os ensaios realizados na região 'B' é apresentado no gráfico da Figura 5.8. Nota-se que a vida da ferramenta para os avanços por gume utilizados (0,08, 0,10 e 0,15 mm/gume) apresentou o comportamento esperado e descrito por Taylor [52] e Ferraresi [61], qual seja, de redução na vida da ferramenta com o aumento da velocidade de corte. Os ensaios que utilizaram a velocidade de corte de 200 e 320 m/min juntamente com o menor avanço por gume (0,08 mm/gume) foram os que apresentaram os maiores tempos de vida em relação aos outros ensaios. O ensaio com o avanço de 0,10 mm/gume e velocidade de corte de 320 m/min apresentou uma dispersão no resultado, como mostra a Figura 5.8. Para a máxima velocidade de corte (500 m/min) com cada avanço por gume analisado, os valores obtidos do tempo de vida apresentaram uma pequena diferença entre si.

Figura 5.8. Vida da ferramenta para os ensaios da região 'B'.

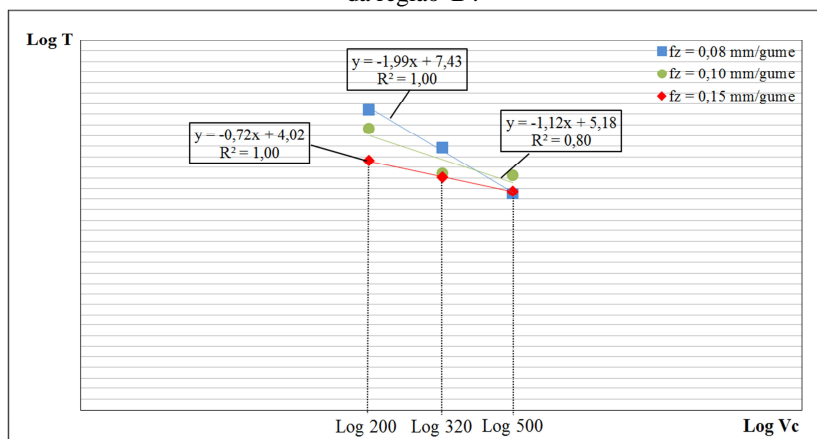


FONTE: Do autor.

Com base no tempo de vida da ferramenta de corte em cada ensaio realizado, é possível calcular os coeficientes da equação de Taylor para as três curvas apresentadas na Figura 5.8. A Figura 5.9 mostra o gráfico logarítmico do tempo de vida de cada ensaio. Com o auxílio da linha de tendência linear, chegou-se para cada avanço por gume analisado três equações de retas, com um coeficiente de correlação de 100%, 80% e 100% para os avanços analisados, respectivamente.

Utilizando as propriedades logarítmicas, com cada equação calculada com os ensaios e a equação reduzida de Taylor, obtém-se que o fator 'k' é igual a -1,99, -1,12 e -0,72 e o valor de C_v é igual a 270×10^5 , $1,51 \times 10^5$ e $0,11 \times 10^5$, para os ensaios com avanço por gume de 0,08, 0,10 e 0,15 mm/gume, respectivamente.

Figura 5.9. Comportamento da vida da ferramenta por uma reta, para os ensaios da região 'B'.



FONTE: Do autor.

Com isso, a equação da vida da ferramenta para os ensaios da região 'B' para cada avanço por gume analisado, é descrita pelas equações 5.2, 5.3 e 5.4.

$$T = 270 \times 10^5 \cdot v_c^{-1,99} \quad (5.2)$$

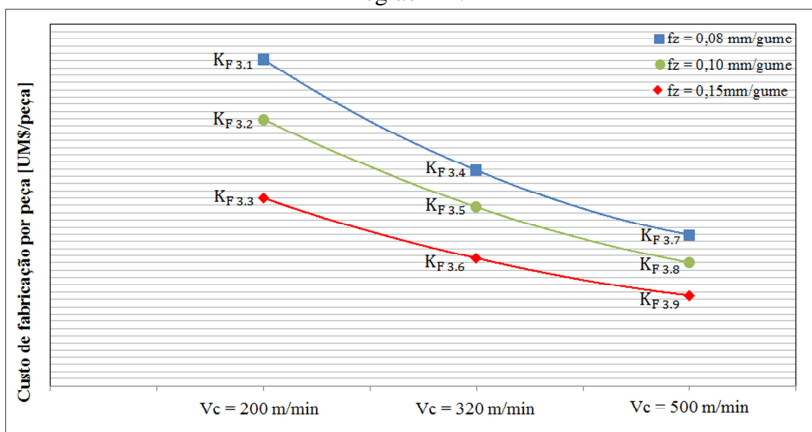
$$T = 1,51 \times 10^5 \cdot v_c^{-1,12} \quad (5.3)$$

$$T = 0,11 \times 10^5 \cdot v_c^{-0,72} \quad (5.4)$$

De acordo com König e Klocke [11] o fator 'k' para ferramentas de metal-duro situa-se entre -2,5 a -8. Com isso, verifica-se que os ensaios realizados não apresentaram os valores de k conforme os autores. Em decorrência da dispersão dos dados encontrados nos ensaios realizados, os coeficientes calculados da equação de Taylor apresentam uma dispersão grande nos valores encontrados, quando comparados com os que deveriam ser realmente, assim forçando uma aproximação e aumentando consideravelmente o erro nos cálculos.

O comportamento do custo de fabricação por peça para cada avanço por gume analisado com o aumento da velocidade de corte é mostrado na Figura 5.10. Percebe-se que para os três avanços, o custo de fabricação por peça diminui com o aumento da velocidade de corte de 200 para 500 m/min.

Figura 5.10. Comportamento do custo de fabricação por peça para os ensaios da região 'B'.



FONTE: Do autor.

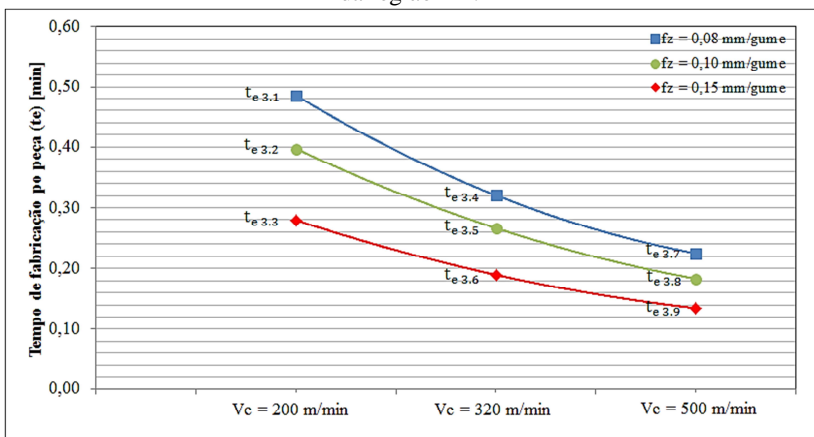
Nota-se que os ensaios com avanço por gume de 0,15 mm/gume foram os que apresentaram o menor custo de fabricação por peça quando comparados aos outros avanços. Para a velocidade de corte de 200 m/min, o aumento do avanço de 0,08 para 0,10 e 0,15 mm/gume reduz em torno de 20% e 40% no custo de fabricação por peça. Nos ensaios com velocidade de corte de 320 m/min, o aumento do avanço por gume na mesma proporção apresentou uma redução no custo de fabricação por peça em torno de 15% e 40%, respectivamente. E para os ensaios realizados com a máxima velocidade de corte analisada (500

m/min), o aumento do avanço de 0,08 para 0,10 e 0,15 mm/gume proporcionou uma redução no custo de fabricação por peça em torno de 20% e 40%.

Entretanto, comparando o comportamento do custo de fabricação encontrado com a realização dos ensaios com o comportamento do custo de fabricação por peça apresentado na Figura 2.21 (vide item 2.6.1), é perceptível que as curvas que apresentam tais comportamentos, ainda não atingiram seu ponto mínimo, a partir do qual é possível definir a velocidade de corte de ótimo custo (v_{cok}).

Na Figura 5.11 é mostrado o gráfico do tempo de fabricação por peça para os ensaios. Percebe-se que o aumento da velocidade de corte e o aumento do avanço por gume diminui o tempo de fabricação por peça. Com a mesma característica descrita anteriormente, o maior avanço por gume analisado (0,15 mm/gume) foi que apresentou os menores tempos de fabricação por peça. Para a velocidade de corte de 200 m/min, o aumento do avanço de 0,08 para 0,10 e 0,15 mm/gume reduz em torno de 20% e 40% o tempo de fabricação por peça. Nos ensaios com velocidade de corte de 320 m/min, o aumento do avanço por gume na mesma proporção apresentou uma redução no tempo de fabricação por peça em torno de 15% e 40% respectivamente. E para os ensaios realizados com a máxima velocidade de corte analisada (500 m/min), o aumento do avanço de 0,08 para 0,10 e 0,15 mm/gume proporcionou uma redução no tempo de fabricação por peça em torno de 15% e 40%.

Figura 5.11. Comportamento do tempo de fabricação por peça para os ensaios da região 'B'.



FONTE: Do autor.

Percebe-se que há uma semelhança entre a curva de custo de fabricação e a curva do tempo de fabricação por peça (Figura 5.10 e 5.11), comprovando a mesma característica descrita por König e Klocke [11]. Entretanto, as curvas do tempo de fabricação por peça não chegaram a apresentar o ponto na qual mostra o menor tempo de fabricação por peça, localizado pela velocidade de ótimo tempo de fabricação (v_{coz}).

As considerações econômicas realizada nos ensaios da região 'B' apresentaram semelhanças com as condições econômicas de usinagem descritas por König e Klocke [11], Taylor [52] e Ferraresi [61]. O aumento do avanço por gume proporcionou redução do custo de fabricação, bem como do tempo de fabricação por peça, pois apresenta influência direta no tempo principal de usinagem. Em decorrência disso deve ser otimizado no sentido de maximizá-lo de acordo com König e Klocke [11], Diniz *et al.* [12], Machado *et al.* [13] e Shabtay e Kaspi [60]. A redução do custo de fabricação como também do tempo de fabricação por peça com o aumento da velocidade de corte obtida nos ensaios realizados, corroboram com Davim [29], Parsons [59] e Shabtay e Kaspi [60].

6. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS

Neste capítulo serão apresentadas as principais conclusões obtidas através da análise dos resultados, como também sugestões para futuros trabalhos.

6.1. CONCLUSÕES

No presente trabalho foram analisadas duas operações de fresamento frontal, com o objetivo de estudar o comportamento do desgaste dos insertos e dos erros geométricos dos corpos de prova envolvidos nas operações analisadas, e com base nisso realizar considerações econômicas das duas operações de fresamento de um componente de ferro fundido cinzento GG25.

A análise no MEV mostrou que o mecanismo de desgaste predominante nos insertos de cerâmica e metal-duro foi a abrasão mecânica. Em decorrência da baixa tenacidade e resistência à flexão, os insertos de cerâmica para determinados parâmetros de corte apresentaram lascamentos, provenientes de solicitações mecânicas excessivas. Verificou-se que, dependendo do tipo de operação de fresamento empregada (desbaste ou acabamento), o desgaste apresenta-se distribuído em uma localização diferente ao longo do gume. No entanto, a combinação dos parâmetros de corte (velocidade de corte e avanço por gume) em alguns ensaios acarretou, tanto nos insertos de cerâmica como nos de metal-duro, uma camada aderida ao longo do gume, que pode ter atuado como lubrificante e, ao mesmo tempo, ter protegido os insertos dos mecanismos de desgaste.

Com relação aos erros geométricos da região 'A', a variação dos parâmetros de corte apresentou influência nos erros dimensional e planeza, bem como na qualidade da superfície usinada. No entanto, para os erros geométricos da região 'B' não foi possível verificar a influência dos parâmetros de corte em decorrência da grande dispersão dos resultados obtidos, que influenciaram nos testes de hipóteses realizados. Mesmo com a dispersão dos resultados obtidos dos erros geométricos da região 'B', em todos os ensaios os valores dos erros permaneceram dentro da faixa de tolerância permitida para os corpos de prova. A finalização dos ensaios da região 'B' ocorreu em virtude dos lascamentos que ocorreram nos corpos de prova, que podem ter ocorrido em virtude do desgaste dos insertos como também das interações do processo de usinagem com a máquina-ferramenta.

Em relação às considerações econômicas do processo da região 'A', verificou-se para a etapa de desbaste, que o custo de fabricação por peça é reduzido com o aumento da velocidade de corte. Aumentando-se a velocidade de corte para a máxima testada (1500 m/min), chegou-se à redução em torno de 30% e 20% no custo e no tempo de fabricação por peça, em relação à velocidade de corte empregada atualmente pela empresa parceira. Com relação à etapa de acabamento da mesma região, verificou-se que o aumento da velocidade de corte combinado com o avanço por gume proporcionou também redução do custo e tempo de fabricação por peça. Os parâmetros de corte máximos ensaiados (velocidade de corte de 1500 m/min e avanço por gume de 0,2 mm/gume) foram os que apresentaram menor custo e tempo de fabricação por peça, apresentando uma redução considerável quando comparado aos parâmetros de corte empregados atualmente no processo. A respeito das considerações econômicas do processo da região 'B', verificou-se que tanto o aumento do avanço por gume quanto à velocidade de corte reduzem o custo e o tempo de fabricação por peça de maneira significativa.

Os resultados com relação aos aspectos econômicos dos ensaios de desbaste da região 'A' e dos ensaios da região 'B' apresentaram semelhanças com os encontrados na literatura. Através das curvas de custo e tempo de fabricação por peça, notou-se que não foi atingido em nenhum dos ensaios realizados o ponto mínimo, no qual se situa a velocidade de ótimo custo (v_{cok}) e a velocidade de ótimo tempo de fabricação (v_{coz}). Portanto, para as duas operações de fresamento estudadas, conclui-se que para reduzir ao máximo o custo e o tempo de fabricação por peça, é necessário utilizar a máxima velocidade de corte com o máximo avanço por gume, no entanto, levando-se em consideração a potência do eixo-árvore da máquina-ferramenta e a rigidez do dispositivo de fixação.

6.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A seguir são apresentadas algumas sugestões para trabalhos futuros relacionados ao fresamento de blocos de ferro fundido cinzento GG 25 aplicadas em compressores herméticos:

- Aprofundar o estudo do fresamento desses blocos com outras geometrias de ferramentas, analisando a influência sobre o desgaste e os erros geométricos;

- Realizar réplicas dos ensaios, aumentando a confiabilidade dos resultados obtidos;
- Utilizar outros parâmetros de corte, a fim de verificar a influência sobre o desgaste, comportamento dos erros geométricos, bem como do tempo e custo de fabricação por peça;
- Estudar sobre os efeitos de fluidos lubrificantes, verificando a influência da pressão, vazão e concentração do fluido sobre as grandezas de saída do processo;
- Estudar o comportamento de outros materiais e revestimentos aplicados como ferramenta no fresamento do ferro fundido cinzento;
- Estudar a influência do dispositivo de fixação dos corpos de prova na máquina-ferramenta e na máquina de medir por coordenadas, sobre os erros geométricos.
- Realizar um estudo entre o processo de fresamento e outros processos de usinagem utilizados nos corpos de prova, com o intuito de verificar a influência dos erros geométricos dos outros processos com os erros geométricos analisados no fresamento.

REFERÊNCIAS

1. WALKER, J. M. **Handbook of Manufacturing Engineering**. New York: Marcel Dekker, 1996.
2. TRENT, E. M., WRIGHT, P.K. **Metal Cutting**. 4 ed. Woburn: Butterworth-Heinemann, 2000.
3. SANDVIK COROMANT. **Modern Metal Cutting: A Practical Handbook**, Suécia, 1994.
4. CALLISTER, W. D. J. **Fundamentals of Materials Science and Engineering: An Integrated Approach**. 2 ed. New York: John Wiley&Sons, Inc., 2005.
5. CHIAVERINI, V. **Aços e Ferros Fundidos**. 7 ed. ampl. e rev. São Paulo: ABM, 2012.
6. METALS HANDBOOK. **Properties and Selection: Irons, Steels, and High-Performance Alloys**. ASM, v. 1, 1997.
7. SINTERCAST. **Annual Report**. 2011.
8. BERNS, H.; THEISEN, W.. **Ferrous Materials, Steel and Cast Iron**. Translated by Gillian Scheibelein. Berlin: Springer-Verlag, 2008.
9. BOING, D. **Análise da Vida de Ferramentas de PcBN no Torneamento de Ferro Fundido Branco com Alto Teor de Cromo**. 2010. 149 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Programa de Mestrado em Engenharia Mecânica, Instituto Superior Tupy, Joinville, 2010.
10. OLIVEIRA, V. V. **Influência da Geometria de Brocas na Furação do Ferro Fundido Vermicular**. 2008. 153 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Programa de Pós – Graduação em Engenharia Mecânica e Materiais, Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Curitiba, 2008.
11. KÖNIG, W.; KLOCKE, F. **Tecnologia da Usinagem com Ferramenta de Corte de Geometria Definida – Parte I**.

Traduzido por Prof. Dr.-Ing. Walter Lindolfo Weingaertner e Prof. Dr. Eng. Rolf Bertrand Schroeter, do livro "Fertigungsverfahren - Drehen, Bohren, Fräsen". Universidade Federal de Santa Catarina – Florianópolis, 2002.

12. DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. 3 ed. São Paulo: Artliber, 2001.
13. MACHADO, Á. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, Reginaldo Teixeira; SILVA, Márcio Bacci. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 2 ed. São Paulo: Blucher, 2011.
14. NAYYAR, V.; KAMINSKI, J.; KINNANDER, A.; YBORG, L. **An Experimental Investigation of Machinability of Graphitic Cast Iron Grades; Flake, Compacted and Spheroidal Graphite Iron in Continuous Machining Operations**. 5th CIRP Conference on High Performance Cutting, p. 488 – 493, 2012.
15. REUTER, U; SCHULZ, H; DAWSON, S; HOLLINGER, I; ROBBINS, M; DAETH, J. **The Wear Process of CGI Cutting and Machining Developments in Compacted Graphite Iron**. Machining Workshop, Darmstadt, Germany, 2001.
16. DORÉ, Christian. **Influência da Variação da Nodularidade na Usinabilidade do Ferro Fundido Vermicular**. 2007. 131p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Programa de Pós –Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2007.
17. DIAS, L. R. M. **A Influência do Teor Relativo Perlita/Ferrita na Usinabilidade do Ferro Fundido Cinzento**. 2011. 149 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Programa de Pós – Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2011.
18. CUNHA, L. B. **Influência do Teor de Cobre nos Ferros Fundidos Hipereutéticos sobre a Usinabilidade e Propriedades Mecânicas**. 1984. 265 p. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Programa de Pós –Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 1984.

19. MEURER, P., R. **Usinagem de Ferro Fundido Cinzento FC-250 com Diferentes Tipos de Elementos de Liga Utilizado na Fabricação de Disco de Freio.** 2007. 129 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2007.
20. PEREIRA, A. A.; BOEHS, L.; GUESSER, W. L. **The Influence of Sulfur on the Machinability of Grey Cast Iron FC250.** Journal of Materials Processing Technology, v.179, p 165-171, 2006.
21. ABELE, E.; SAHM, A.; SCHULZ, H. **Wear Mechanism when Machining Compacted Graphite Iron.** CIRP Annals – Manufacturing Technology, v.51, p.53-56, 2002.
22. GASTEL, M.; KONETCHNY, C.; REUTER, C.; FASEL, C.; SCHULZ, H.; RIEDEL, R.; ORTNER, H. M. **Investigation of the Wear Mechanism of Cubic Boron Nitride Tools used for the Machining of Compacted Graphite Iron and Grey Cast Iron.** International Journal of Refractory Metals & Hard Materials. v.18, p. 287-296, 2000.
23. PEREIRA, F. S. **Torneamento em Alta Velocidade do Ferro Fundido Cinzento FC250 com Ferramenta de Nitreto de Silício.** 2012. 149 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2012.
24. STEMMER, G. E. **Ferramentas de Corte II.** 4 ed. Florianópolis: UFSC, 2008.
25. YOUSSEF, H. A.; HOFY, H. E. **Machining Technology: Machining Tools and Operations.** Washington: Taylor & Francis Group, 2008.
26. SANDVIK COROMANT. **Tecnologia da Usinagem de Metais.** Manual Técnico, 2010.
27. VALLE, P. D. **Avaliação da Influência da Minimização e eliminação do Fluido de Corte no Processo de Fresamento de**

- Topo Reto.** 2001. 129 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2001.
28. DINIZ, A. E.; FERRER, J. **A Comparison Between Silicon Nitride-Based Ceramic and Coated Carbide Tools in The Face Milling of Irregular Surfaces.** Journal of Material Processing Technology, v. 206, p.294-304, 2008.
 29. DAVIM, J. P. **Machining: Fundamentals and Recent Advances.** Girona: Springer, 2008.
 30. ASTAKHOV, V. P. **Tribology of Metal cutting.** 1. ed. Elsevier, 2006.
 31. STEMMER, G. E. **Ferramentas de Corte I.** 7 ed. Florianópolis: UFSC, 2007.
 32. PALMAI, Z. **Cutting Temperature in Intermittent Cutting.** International Journal of Machine Tools Manufacture, v.27, n.2, p.261-274, 1987.
 33. SOUZA, A. M. J.; SALES, W. F.; SANTOS, S. C.; MACHADO, A. R. **Performance of Single Si₃N₄ and mixed Si₃N₄ + PCBN Wiper Cutting Tools Applied to High Speed Face Milling of Cast Iron.** International Journal of Machine Tools & Manufacture, v.45, p.335-344, 2005.
 34. DAWSON, S. **Compacted Graphite Iron: Mechanical and Physical Properties for Engine Design.** Werkstoff und Automobilantrieb, VDI (Verein Deutscher Ingenieure). Dresden, Germany, 1999.
 35. BRECHER, C.; ESSER, M.; WITT, S. **Interaction of Manufacturing Process and Machine Tool.** CIRP Annals - Manufacturing Technology, v. 58, p. 588–607, 2009.
 36. CHENG, K. **Machining Dynamics - Fundamentals, Applications and Practices.** Springer, 2009.

37. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 6409:1008; **Tolerâncias Geométricas - Tolerâncias de Forma, Orientação, Posição e Batimento - Generalidades, Símbolos, Definições e Indicações em Desenho**. Rio de Janeiro: 1997. 19 p.
38. TAI, B. L.; STEPHENSON, D. A.; SHIH, A. J.; **Improvement of Surface Flatness in Face Milling Based on 3-D Holographic Laser Metrology**. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v.51, p. 483-490, 2011.
39. AGOSTINHO, O. L.; RODRIGUES, A. C. S.; LIRANI, J. **Tolerâncias, Ajustes, Desvios e Análise de Dimensões**. São Paulo: Blücher, 1977.
40. HUANG, Y.; HOSHI, T. **Improvement of Flatness Error in Milling Plate-Shaped Workpiece by Application of Side-Clamping Force**. Journal of the International Societies for Precision Engineering and Nanotechnology. v.24, p. 364-370, 2000.
41. LACALLE, L. N. L.; LAMIKIZ, A. **Machine Tools for High Performance Machining**. Springer – Verlag London Limited, 2009.
42. DONMEZ, M. A.; HAHN, M. H.; SOONS, J. A. **A Novel Cooling System to Reduce Thermally-Induced Errors of Machine Tools**. CIRP Annals - Manufacturing Technology, v. 56, p. 521-524, 2007.
43. KLOCKE, F.; BRINKSMIEIER, E.; WEINERT, K. **Capability Profile of Hard Cutting and Grinding Processes**. CIRP Annals - Manufacturing Technology, v. 54, p. 22-45, 2005.
44. WHITEHOUSE, D. J. **Handbook of Surface and Nanometrology**. 1 ed. ed. Bristol: IPP Publisher, 2003
45. AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. ASME B46.1:2002; **Surface Texture** (Surface Roughness, Waviness, and Lay): New York, 2002.

46. DIN 4760: **Gestaltabweichungen; Begriffe, Ordnungssystem.** Deutsches Institut für Normung (Hrsg.), Berlin: Beuth Verlag, 1982.
47. JAVIDI, A.; RIEGER, U.; EICHLSEDER, W. **The Effect of Machining on the Surface Integrity and Fatigue.** International Journal of Fatigue, v. 30, p. 2050-2055, 2008.
48. THIELE, J. D.; MELKOTE, S. N. **Effect of Cutting Edge Geometry and Workpiece Hardness on Surface Generation in the Finish Hard Turning of AISI 52100 steel.** Journal of Materials Processing Technology, v. 94, p. 216-226, 1999.
49. OLIVEIRA, A. J. D.; DINIZ, A. E.; URSOLINO, J. D. **Hard Turning in Continuous and Interrupted Cut with PCBN and Whisker-Reinforced Cutting Tools.** Journal of Materials Processing Technology, v. 209, p. 5262-5270, 2009.
50. YALLESE, M. A.; ZEGHIB, N.; BOULANOUAR, L. RIGAL, J. F. **Hard Machining of Hardened Bearing Steel Using Cubic Boron Nitride Tool.** Journal of Materials Processing Technology, v. 209, p. 1092-1104, 2009.
51. WANG, J. **Computer-Aided Economic Optimization of End-Milling Operations.** International Journal Production Economics, v. 54, p. 307-320, 1998.
52. TAYLOR, F. W. **On the Art of Cutting Metals.** American Society of Mechanical Engineers, New York, 1906.
53. KEGG, R. L. **High Speed Milling of Aluminum – Research vs Today’s Practice.** Paper Presented to the Numerical Control Society, USA, 1983.
54. AGGARWAL, A.; SINGH, H. **Optimization of Machining Techniques – A Retrospective and Literature Review.** Academy Proceedings in Engineering Sciences, 7 ed., v.30, p. 699 – 711, 2005.

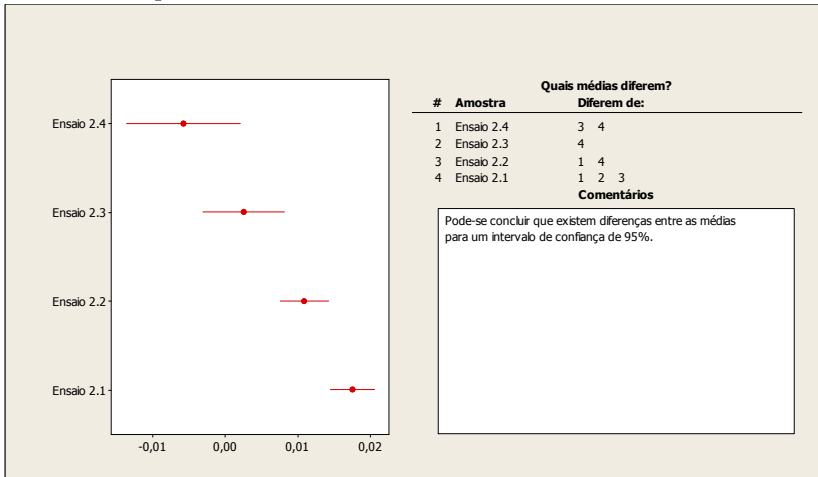
55. BROŽEK, M. **Cutting Conditions Optimization when Turning Overlays.** Journal of Materials Processing Technology, v. 168, p. 488-495, 2005.
56. JAWAHIR, I. S.; WANG, X. **Development of Hybrid Predictive Models and Optimization Techniques for Machining Operations.** Journal of Materials Processing Technology, v.185, p.46-59, 2007.
57. WANG, J; KURIYAGAWA, T.; WEI, X. P.; GUO, D. M. **Optimization of Cutting Conditions for Single Pass Turning Operations Using a Deterministic Approach.** International Journal of Machine Tools & Manufacture, v.42, p.1023-1033, 2002.
58. WALKER, J. M. **Handbook of Manufacturing Engineering.** Marcel Dekker, New York, 1996.
59. PARSONS, C. W. S. **Estimating Machining Costs.** McGraw – Hill, New York, 1957.
60. SHABTAY, D.; KASPI, M. **Optimization of the Machining Economics Problem under the Failure Replacement Strategy.** International Journal Production Economics, v.80, p.213-230, 2002.
61. FERRARESI, D. **Fundamentos da Usinagem dos Materiais.** São Paulo: Blücher, 1977.
62. GRZESIK, W. **Advanced Machining Processes of Metallic Materials - Theory, Modelling and Applications.** Elsevier, 2008.
63. WEE, E. H. T.; VENKATESH, V. C.; GOH, T. N. **Applying Design of Experiments and Optimization Techniques to Gilbert's High Efficiency Machining Range.** Journal of Mechanical Working Technology, v. 17, p. 137 – 146, 1988.
64. SHABTAY, D.; KASPI, M. **Optimization of the Machining Economics Problem under the Failure Replacement Strategy.** International Journal of Production Economics, v. 80, p. 213-230, 2002.

65. HELLER. **Catálogo de Máquinas-Ferramentas Modelo MCI.** Brasil.
66. MONTGOMERY, D. C.; RUNGER, G. C. **Applied Statistics and Probability for Engineers.** 2 ed. New York: John Wiley&Sons, Inc., 2003.
67. CERAMTEC. **SPK-Fräswerkzeuge.** Alemanha.
68. ISCAR. **Milling Tools Catalog.** Israel.
69. POULACHON, G.; DESSOLY, M.; LEBRUN, J. L.; CALVEZ, C.; PRUNET, V.; JAWAHIRD, I. S. **Sulphide Inclusion Effects On Tool-Wear In High Productivity Milling Of Tool Steels.** *Wear*, v. 253, p. 339–356, 2002.
70. TIEU, A. K.; FANG, X. D.; ZANG, D. **FE Analysis of Cutting Tool Temperature Field with Adhering Layer Formation.** *Wear*, v. 214, p. 252-258, 1998.
71. ARAKI, T.; YAMAMOTO, S. **Some Aspects of New Type Nonmetallic Inclusions Favorable for Machinability. In: Influence Of Metallurgy On Machinability.** Proceedings of the International Symposium on Influence of Metallurgy on Machinability. United States of America: American Society for Metals, v. 7, p.159-173, 1975.
72. NORDGREN, A.; MELANDER, A. **Tool Wear and Inclusion Behavior During Turning of a Calcium-Treated Quenched and Tempered Steel Using Coated Cemented Carbide Tools.** *Wear*, v. 139, p. 209-223, 1990.

APÊNDICE A – Teste de hipóteses e índice de capacidade e desempenho dos erros geométricos da região ‘A’.

- Erro dimensional a_1 .

Teste de hipóteses das médias dos dados obtidos do erro dimensional a_1 .



FONTE: Do autor.

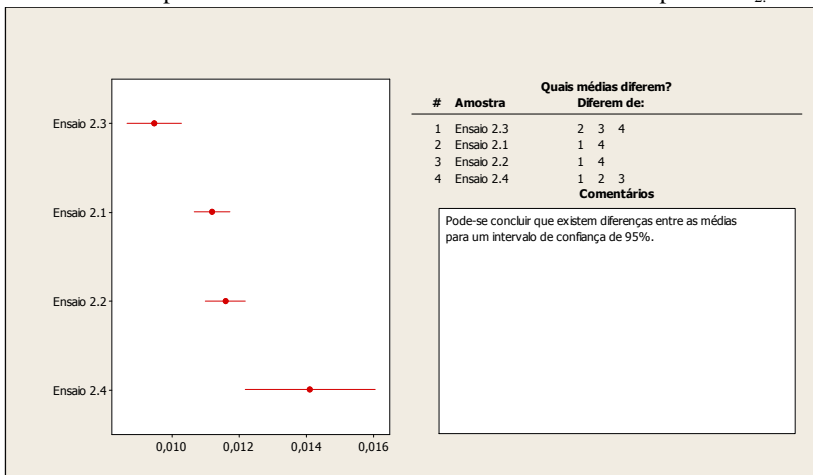
Índice de capacidade e desempenho do erro dimensional a_1 para cada ensaio da região ‘A’.

Ensaio	C_p	C_{pk}	P_p	P_{pk}
Ensaio 2.1	1,29	0,84	1,25	0,82
Ensaio 2.2	1,31	1,02	1,16	0,91
Ensaio 2.3	0,75	0,71	0,75	0,71
Ensaio 2.4	1,21	1,07	0,95	0,84

Fonte: Do autor.

- Erro de planeza a_2 .

Teste de hipóteses das médias dos dados obtidos do erro de planeza a_2 .



FONTE: Do autor.

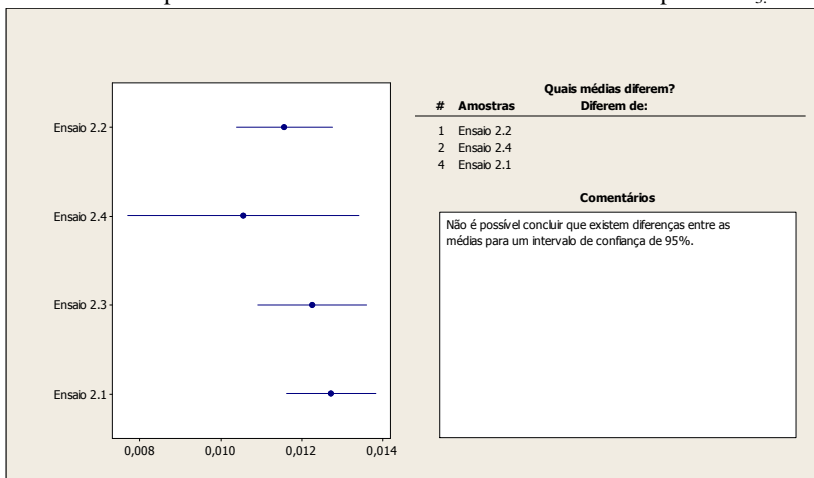
Índice de desempenho do erro de planeza a_2 para cada ensaio da região 'A'.

Ensaio	P_p	P_{pl}	P_{pu}	P_{pk}
Ensaio 2.1	1,08	4,29	0,60	0,60
Ensaio 2.2	1,42	1,91	1,06	1,06
Ensaio 2.3	1,07	2,26	0,75	0,34
Ensaio 2.4	0,82	3,07	0,34	0,34

Fonte: Do autor.

- Erro de perpendicularidade a_3 .

Teste de hipóteses das médias dos dados obtidos do erro de planeza a_3 .



FONTE: Do autor.

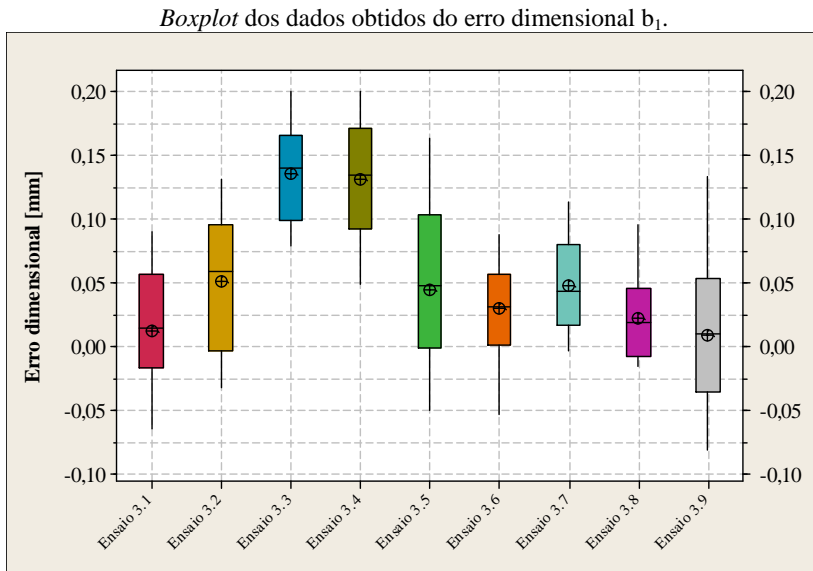
Índice de desempenho do erro de perpendicularidade a_3 para cada ensaio da região 'A'.

Ensaio	P_p	P_{pl}	P_{pu}	P_{pk}
Ensaio 2.1	0,60	0,56	0,72	0,56
Ensaio 2.2	0,65	0,61	0,70	0,61
Ensaio 2.3	0,56	0,51	0,67	0,51
Ensaio 2.4	0,49	0,39	0,76	0,39

Fonte: Do autor.

APÊNDICE B – *Boxplot*, teste de hipóteses e índice de capacidade e desempenho dos erros geométricos da região ‘B’.

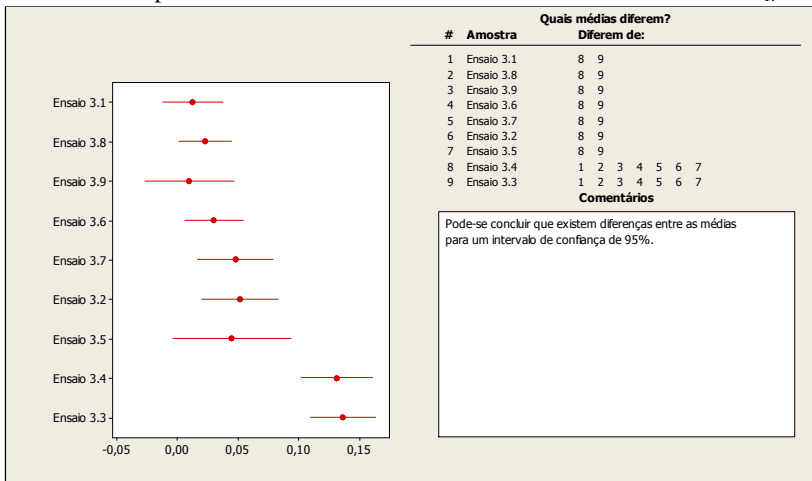
- Erro dimensional b_1 .



FONTE: Do autor.

Aplicando o teste de hipóteses, conforme Montgomery e Runger [66], nos resultados obtidos em todos os ensaios, verifica-se que a média dos dados apresentam poucas diferenças significativas entre os ensaios. Os ensaios 3.1, 3.2, 3.5, 3.6, 3.7, 3.8 e 3.9 apresentaram somente diferenças das médias dos ensaios 3.3 e 3.4. Utilizando o teste de hipóteses das médias do erro, verifica-se que somente os ensaios 3.3 e 3.4 apresentaram uma tendência de aproximação do erro dimensional ao limite superior. No entanto, os ensaios restantes não apresentam uma tendência com a variação dos parâmetros de corte envolvidos.

Teste de hipóteses das médias dos dados obtidos do erro dimensional b_1 .



FONTE: Do autor.

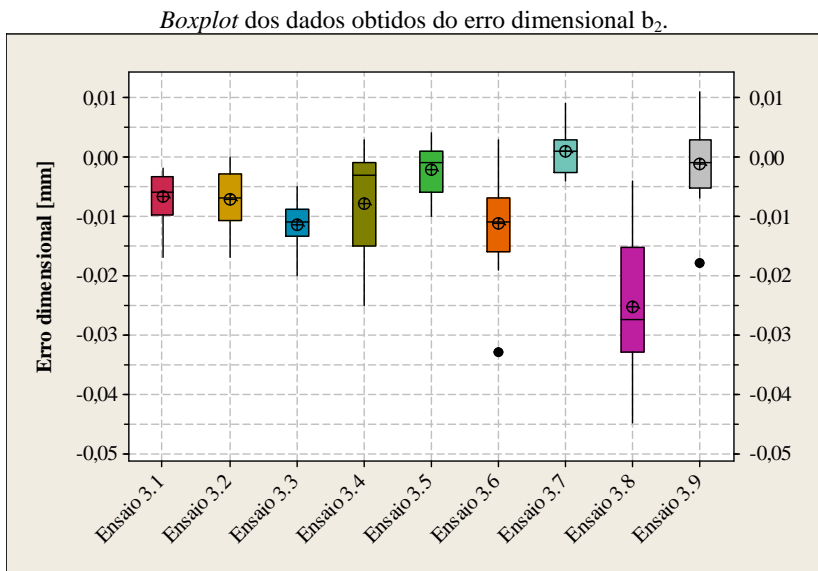
Aplicando o teste de normalidade nos resultados obtidos do erro em cada ensaio, chegou-se ao valor de 'p' de 0,863, 0,270, 0,441, 0,883, 0,688, 0,818, 0,586, 0,096, e 0,759 para os ensaios 3.1 a 3.9. Como os valores de 'p' obtidos são superiores a 0,05, todos os resultados dos ensaios seguem uma distribuição normal, sendo possível utilizar a análise de capacidade normal.

Índice de capacidade e desempenho do erro dimensional b_1 para cada ensaio da região 'B'.

Ensaio	C_p	C_{pk}	P_p	P_{pk}
Ensaio 3.1	2,92	2,74	1,43	1,34
Ensaio 3.2	1,1	0,82	1,20	0,90
Ensaio 3.3	1,53	0,50	1,62	0,52
Ensaio 3.4	1,62	0,56	1,43	0,50
Ensaio 3.5	1,01	0,79	1,07	0,83
Ensaio 3.6	1,89	1,61	1,76	1,50
Ensaio 3.7	1,35	1,03	1,78	1,36
Ensaio 3.8	1,87	1,66	1,94	1,72
Ensaio 3.9	1,19	1,13	1,11	1,06

FONTE: Do autor.

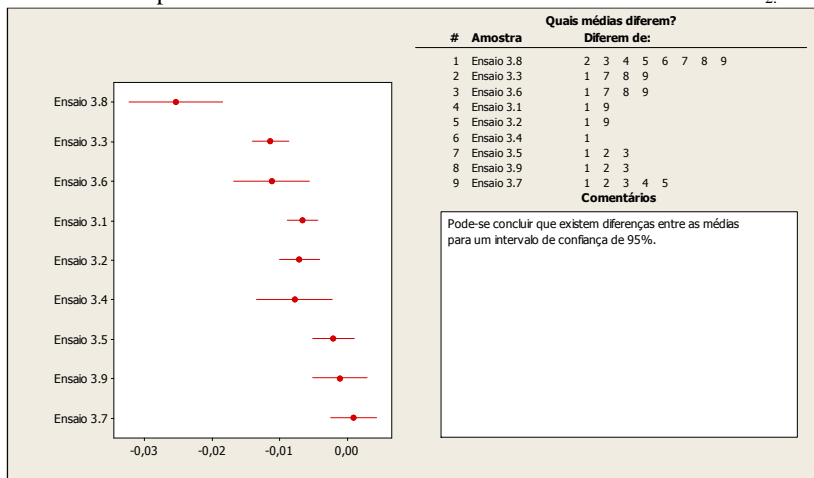
- Erro dimensional b_2 .



FONTE: Do autor.

Aplicando o teste de hipóteses, conforme Montgomery e Runger [66], nos resultados obtidos em todos os ensaios, verifica-se que a média dos dados apresentam diferenças significativas. Os ensaios 3.7 e 3.8 foram os ensaios que apresentaram maior diferença significativa das médias dos outros ensaios.

Teste de hipóteses das médias dos dados obtidos do erro dimensional b_2 .



FONTE: Do autor.

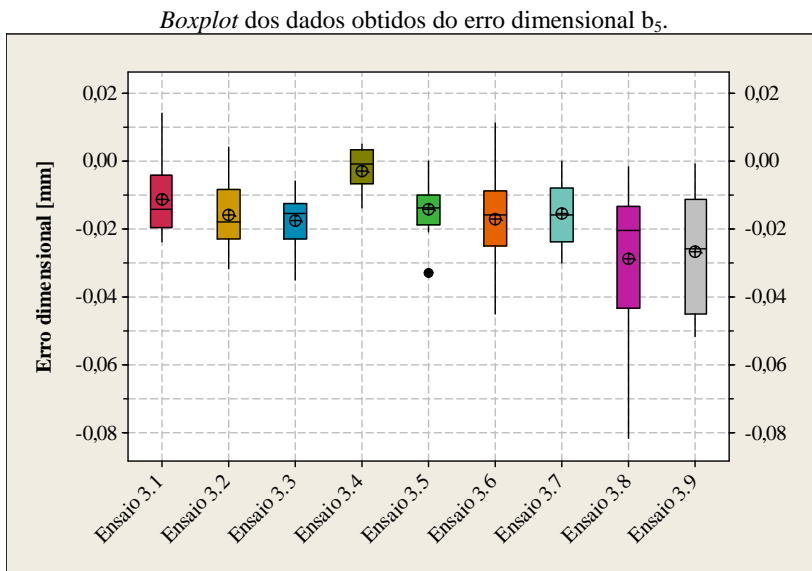
Realizando o teste de normalidade nos resultados obtidos, chegou-se ao valor de 'p' de 0,152, 0,133, 0,228, 0,068, 0,333, 0,448, 0,269, 0,390, e 0,377 para os ensaios 3.1 a 3.9 respectivamente. Como os valores obtidos de 'p' são superiores a 0,05, todos os resultados obtidos nos ensaios seguem uma distribuição normal, e com isso é possível utilizar a análise de capacidade normal.

Índice de capacidade e desempenho do erro dimensional b_2 para cada ensaio da região 'B'.

Ensaio	C_p	C_{pk}	P_p	P_{pk}
Ensaio 3.1	7,85	7,29	7,52	6,98
Ensaio 3.2	7,52	6,99	6,61	6,14
Ensaio 3.3	11,37	10,08	8,39	7,44
Ensaio 3.4	4,79	4,41	3,86	3,56
Ensaio 3.5	9,40	9,70	8,06	7,89
Ensaio 3.6	5,78	5,14	3,87	3,44
Ensaio 3.7	12,03	11,93	8,12	8,05
Ensaio 3.8	2,92	2,18	3,11	2,32
Ensaio 3.9	6,71	6,64	5,04	4,98

FONTE: Do autor.

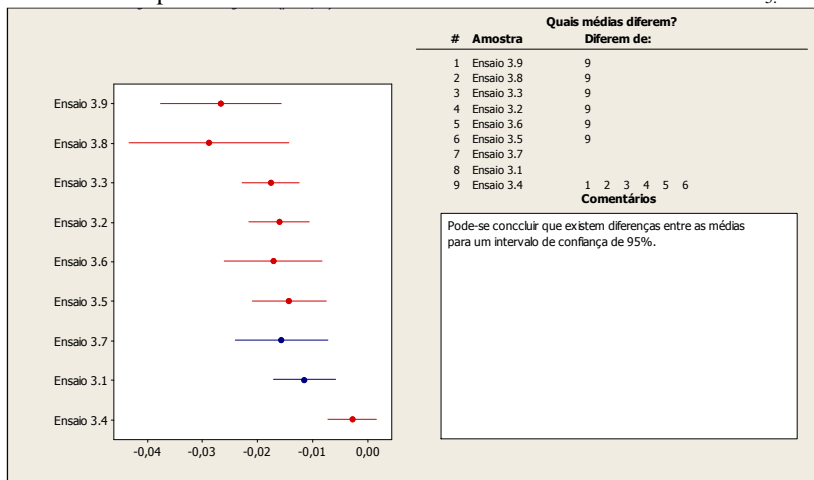
- Erro dimensional b_5 .



FONTE: Do autor.

Aplicando o teste de hipóteses, conforme Montgomery e Runger [66], nos resultados obtidos em todos os ensaios, verifica-se que a média dos dados apresentam diferenças. Os ensaios 3.1 e 3.7 não apresentaram diferenças entre as médias dos resultados obtidos dos outros ensaios. Os ensaios 3.2, 3.3, 3.5, 3.6, 3.8 e 3.9 apresentaram somente diferença da média dos resultados obtidos do ensaio 3.4.

Teste de hipóteses das médias dos dados obtidos do erro dimensional b_5 .



FONTE: Do autor.

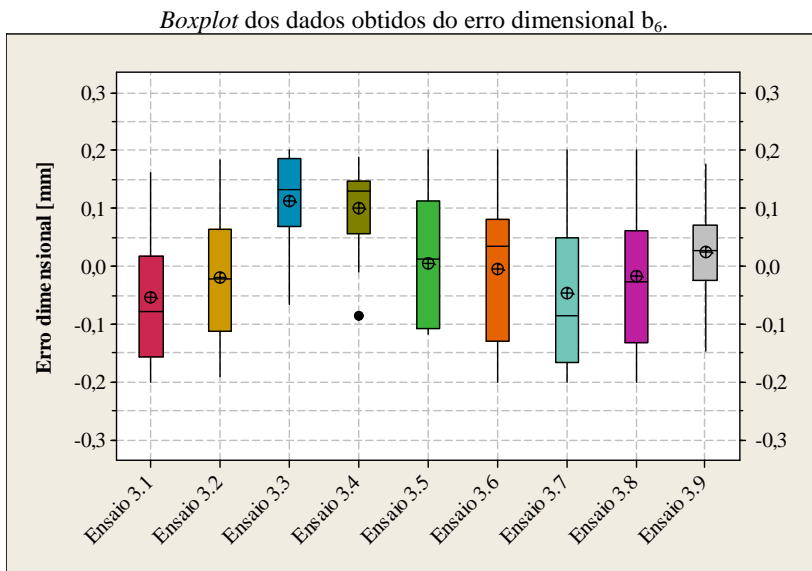
Aplicando o teste de normalidade nos resultados, foram obtidos os valores de 'p' de 0,254, 0,441, 0,202, 0,233, 0,647, 0,627, 0,713, 0,068, e 0,510 para os ensaios 3.1 a 3.9 respectivamente. Como todos os resultados seguem uma distribuição normal, foi realizada uma análise de capacidade normal.

Índice de capacidade e desempenho do erro dimensional b_5 para cada ensaio da região 'B'.

Ensaio	C_p	C_{pk}	P_p	P_{pk}
Ensaio 3.1	2,86	2,53	3,25	2,88
Ensaio 3.2	3,10	2,60	3,52	2,95
Ensaio 3.3	4,75	3,91	4,44	3,66
Ensaio 3.4	6,50	6,31	5,33	5,18
Ensaio 3.5	3,69	3,16	3,73	3,20
Ensaio 3.6	2,89	2,40	2,38	1,97
Ensaio 3.7	4,06	3,43	3,30	2,79
Ensaio 3.8	2,72	1,94	1,50	1,07
Ensaio 3.9	2,86	2,40	1,91	1,40

FONTE: Do autor.

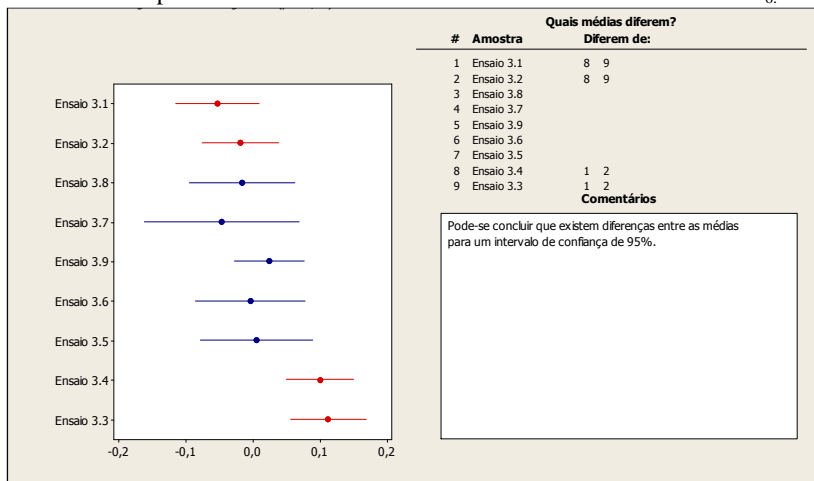
- Erro dimensional b_6 .



FONTE: Do autor.

Aplicando o teste de hipóteses, conforme Montgomery e Runger [66], nos resultados obtidos em todos os ensaios, verifica-se que a média dos dados apresentam poucas diferenças. Os ensaios 3.1 e 3.2 apresentaram somente diferenças entre as médias dos resultados obtidos dos ensaios 3.3 e 3.4. Os ensaios 3.5, 3.6, 3.7, 3.8 e 3.9 não apresentaram diferenças significativas com o restante dos ensaios realizados.

Teste de hipóteses das médias dos dados obtidos do erro dimensional b_6 .



FONTE: Do autor.

Aplicando o teste de normalidade nos resultados, foram obtidos os valores de 'p' de 0,244, 0,761, 0,057, 0,220, 0,336, 0,160, 0,575, 0,706, e 0,530 para os ensaios 3.1 a 3.9, respectivamente. Como todos os resultados seguem uma distribuição normal, foi realizada uma análise de capacidade normal.

Índice de capacidade e desempenho do erro dimensional b_6 para cada ensaio da região 'B'.

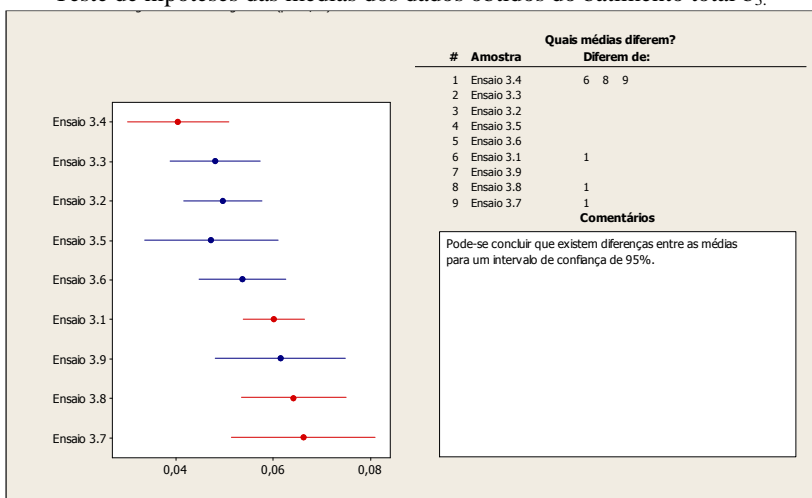
Ensaio	C_p	C_{pk}	P_p	P_{pk}
Ensaio 3.1	0,62	0,46	0,58	0,42
Ensaio 3.2	0,71	0,64	0,66	0,60
Ensaio 3.3	0,67	0,30	0,78	0,34
Ensaio 3.4	1,03	0,52	0,87	0,44
Ensaio 3.5	0,62	0,61	0,60	0,58
Ensaio 3.6	0,41	0,40	0,52	0,51
Ensaio 3.7	0,51	0,39	0,51	0,39
Ensaio 3.8	0,42	0,39	0,52	0,47
Ensaio 3.9	0,89	0,79	0,79	0,70

FONTE: Do autor.

- Batimento total b_3 .

Aplicando o teste de hipóteses conforme Montgomery e Runger [66], nos resultados obtidos em todos os ensaios, verifica-se que a média dos dados apresentam poucas diferenças. Os ensaios 3.1, 3.7 e 3.8 apresentaram somente diferenças entre a média dos resultados obtidos do ensaio 3.4. Os ensaios 3.2, 3.3, 3.5, 3.6 e 3.9 não apresentaram diferenças significativas com o restante dos ensaios realizados.

Teste de hipóteses das médias dos dados obtidos do batimento total b_3 .



FONTE: Do autor.

Índice de desempenho do batimento total b_3 para cada ensaio da região 'B'.

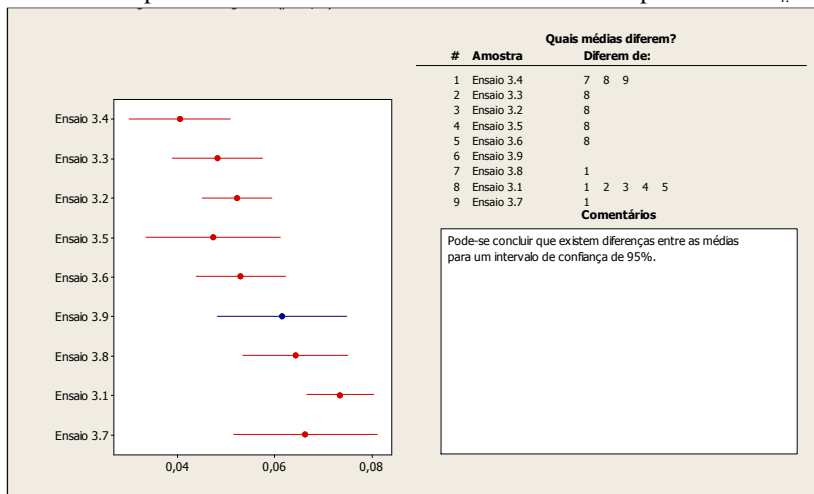
Ensaio	P_p	P_{pl}	P_{pu}	P_{pk}
Ensaio 3.1	2,14	3,47	1,57	1,57
Ensaio 3.2	1,51	2,65	1,18	1,18
Ensaio 3.3	1,64	1,62	1,65	1,62
Ensaio 3.4	1,16	1,89	1,00	1,00
Ensaio 3.5	1,18	2,07	0,94	0,94
Ensaio 3.6	1,55	2,98	1,14	1,14
Ensaio 3.7	1,32	2,40	0,87	0,87
Ensaio 3.8	1,25	2,78	0,80	0,80
Ensaio 3.9	0,94	2,08	0,63	0,63

FONTE: Do autor.

- Erro de paralelismo b_4 .

Aplicando o teste de hipóteses conforme Montgomery e Runger [66], nos resultados obtidos em todos os ensaios, verifica-se que a média dos dados apresentam diferenças. O ensaio 3.1 apresenta diferenças das médias dos resultados obtidos dos ensaios 3.2, 3.3, 3.4, 3.5 e 3.6. A média obtida dos resultados do ensaio 3.4, apresenta diferença das médias dos ensaios 3.1, 3.7 e 3.8. O ensaio 3.9 não apresenta diferença da sua média com os outros ensaios realizados.

Teste de hipóteses das médias dos dados obtidos do erro de paralelismo b_4 .



FONTE: Do autor.

Índice de desempenho do erro de paralelismo b_4 para cada ensaio da região 'B'.

Ensaio	P_p	P_{pl}	P_{pu}	P_{pk}
Ensaio 3.1	1,49	4,57	0,56	0,56
Ensaio 3.2	1,50	3,15	0,98	0,98
Ensaio 3.3	1,37	1,62	1,20	1,20
Ensaio 3.4	0,97	1,89	0,76	0,76
Ensaio 3.5	0,98	2,07	0,70	0,70
Ensaio 3.6	1,20	2,80	0,77	0,77
Ensaio 3.7	1,10	2,40	0,56	0,56
Ensaio 3.8	1,17	2,69	0,62	0,62
Ensaio 3.9	0,78	2,08	0,43	0,43

FONTE: Do autor.