

JOSÉ AÉCIO GOMES DE SOUSA

**INFLUÊNCIA DA MICROESTRUTURA NA
USINABILIDADE DO FERRO FUNDIDO NODULAR
FE45012 EM DIFERENTES BITOLAS, OBTIDOS POR
FUNDIÇÃO CONTÍNUA**



**Universidade Federal de Uberlândia
Faculdade de Engenharia Mecânica**

2014

JOSÉ AÉCIO GOMES DE SOUSA

INFLUÊNCIA DA MICROESTRUTURA NA USINABILIDADE DO FERRO
FUNDIDO NODULAR FE45012 EM DIFERENTES BITOLAS, OBTIDOS
POR FUNDIÇÃO CONTÍNUA

Tese apresentada ao Programa de Pós-graduação
em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de
Uberlândia, como parte dos requisitos para obtenção do
título de **DOUTOR EM ENGENHARIA MECÂNICA**.

Área de Concentração: Materiais e Processo de
Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Álisson Rocha Machado

Co-Orientador: Prof. Dr. Wilson Luiz Guesser

UBERLÂNDIA – MG

2014

“O progresso é impossível sem mudanças”
(George Bernard Shaw)

*Ao meu primeiro professor de aritmética,
de filosofia, de sociologia, de português,
de literatura, meu pai, Raimundo Gomes.
À pessoa que me ensinou a ler e a escrever,
minha mãe, Maria das Dores.
À Ludmila Merjane, por se tornar, ao longo do tempo,
o vento que dá direção à minha navegação.*

AGRADECIMENTOS

Agradeço, de antemão, à Deus, principal responsável por todas as conquistas e realizações de minha vida. Sua infinita bondade e sabedoria guiam meu ser e me concedem capacitação à resolução de minhas atividades.

Agradeço e presto minha admiração e gratidão ao Prof. Dr. Álisson Rocha Machado pelas suas lições, sugestões e apoio constante. Obrigado professor, por acreditar em mim.

Ao Prof. Wilson Luiz Guesser, pelos conhecimentos transmitidos e pelo suporte como co-orientador.

À Universidade Federal de Uberlândia/Faculdade de Engenharia Mecânica/Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem – LEPU, pela infra-estrutura essencial à realização desta tese.

À Universidade Federal do Ceará pela preciosa e indispensável formação.

Ao professor Éder Silva Costa por sugestões tão certeiras.

Ao professor Antônio Fernando Moura Santos, pelo entusiasmo e motivação.

Aos amigos do Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem – LEPU, Cláudio Gomes do Nascimento e Marcelo do Nascimento Sousa, pela grande amizade, companheirismo de longa data e participação nesta pesquisa.

Aos familiares e amigos de Fortaleza, por entenderem minha ausência nos momentos felizes de suas vidas que juntos deveríamos compartilhar.

À Tupy, pelo fornecimento do material e apoio durante a pesquisa.

À CAPES, à FAPEMIG e ao CNPq pelo suporte financeiro.

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

SUMÁRIO

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS.....	x
RESUMO.....	xiii
ABSTRACT.....	xiv
I - INTRODUÇÃO.....	1
II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	4
2.1 – Processo de Fundição Contínua.....	4
2.1.1 - Características dos Produtos Obtidos por Fundição Contínua.....	8
2.1.2 - Vantagens do Processo de Fundição Contínua.....	9
2.1.3 - Desvantagens do Processo de Fundição Contínua.....	11
2.2 - Generalidades dos Ferros Fundidos.....	11
2.2.1 - Características dos Ferros Fundidos Nodulares.....	13
2.2.2 - Propriedades dos Ferros Fundidos Nodulares.....	15
2.2.3 - Usinabilidade dos Ferros Fundidos Nodulares.....	16
2.2.4 - Forças e Tensões na Usinagem do Ferro Fundido Nodular.....	17
2.2.5 - Potência na Usinagem do Ferro Fundido Nodular.....	19
2.2.6 - Integridade Superficial na Usinagem do Ferro Fundido Nodular.....	21
2.2.7 - Produção de Ferro Fundido Nodular por Fundição Contínua.....	23
2.2.8 - Aplicações dos FoFos Nodulares Produzidos por Fundição Contínua.....	23
2.3 - Ensaios de Usinabilidade.....	24
2.3.1 - Ensaios com Aplicação de Pressão Constante.....	25
2.3.2 - Ensaios de Vida da Ferramenta.....	26
2.4 - Incerteza de Medição.....	28
2.4.1 - Incerteza Padrão.....	29
2.4.2 - Incerteza Padrão Combinada.....	34
2.4.3 - Incerteza Expandida.....	35
2.5 - Planejamento de Experimentos.....	37
2.5.1 - Teste de Hipóteses.....	39
2.5.2 - Comparação de 2 Tratamentos.....	40
III - PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	44
3.1 - Materiais Usinados, Ferramentas de Corte e Máquina-Ferramenta.....	45
3.1.1 - Materiais Usinados.....	45

3.1.2 - Ferramentas de Corte.....	59
3.1.3 - Máquina-Ferramenta.....	62
3.2 - Ensaios Experimentais.....	67
3.3 - Parâmetros de Corte e Meio Lubri-Refrigerante Utilizados.....	73
3.4 - Parâmetros Monitorados / Medidos nos Experimentos.....	74
3.4.1 – Profundidade do Furo.....	74
3.4.2 – Controle da Força de Avanço.....	76
3.4.3 - Vida e Desgaste das Ferramentas de Corte.....	77
3.4.4 - Força de Usinagem no Torneamento.....	79
3.4.5 – Torque Força de Usinagem no Fresamento.....	81
3.4.6 – Potência de Usinagem.....	82
3.4.7 – Rugosidade Superficial da Peça.....	84
3.5 – Incerteza de Medição.....	86
3.5.1 – Profundidade do Furo na Furação.....	86
3.5.2 – Desgaste da Ferramenta no Torneamento e Fresamento.....	89
3.5.3 – Torque (Fresamento) e Força de Usinagem (Torneamento).....	90
3.5.4 – Rugosidade Superficial no Torneamento e Fresamento.....	92
IV - RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	96
4.1 - Ensaios de Usinabilidade - Furação com Pressão Constante.....	96
4.1.1 - Bitolas com Diâmetro de 53 mm.....	97
4.1.2 - Bitolas com Diâmetro de 156 mm.....	99
4.1.3 - Bitolas com Diâmetro de 203 mm.....	102
4.1.4 - Bitolas com Diâmetro de 421 mm.....	105
4.1.5 – Bitolas Retangulares.....	106
4.2 - Análise do Desgaste.....	112
4.2.1 - Bitolas com Diâmetro de 53 mm.....	112
4.2.2 - Bitolas com Diâmetro de 156 mm.....	119
4.2.3 - Bitolas com Diâmetro de 203 mm.....	125
4.2.4 – Bitolas Retangulares.....	134
4.3 – Esforços de Usinagem.....	141
4.3.1 - Bitolas com Diâmetro de 53 mm.....	141
4.3.2 - Bitolas com Diâmetro de 156 mm.....	144
4.3.3 - Bitolas com Diâmetro de 203 mm.....	145
4.3.4 – Bitolas Retangulares.....	147
4.4 – Potência.....	149
4.4.1 - Bitolas com Diâmetro de 53 mm.....	149

4.4.2 - Bitolas com Diâmetro de 156 mm.....	151
4.4.3 - Bitolas com Diâmetro de 203 mm.....	152
4.4.4 – Bitolas Retangulares.....	154
4.5 – Rugosidade Superficial da Peça.....	156
4.5.1 - Bitolas com Diâmetro de 53 mm.....	156
4.5.2 - Bitolas com Diâmetro de 156 mm.....	160
4.5.3 - Bitolas com Diâmetro de 203 mm.....	163
4.5.4 – Bitolas Retangulares.....	166
V - CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	170
5.1 - Conclusões.....	170
5.1.1 - Ensaios de Usinabilidade - Furação com Pressão Constante.....	170
5.1.2 - Ensaios de Usinabilidade – Torneamento.....	170
5.1.3 – Ensaios de Usinabilidade – Fresamento.....	171
5.2 – Sugestões Para Trabalhos Futuros.....	171
VI - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	172
ANEXO I - MICROGRAFIA DAS AMOSTRAS	
ANEXO II – ANÁLISE DO MATERIAL	
ANEXO III – CERTIFICADOS DE CALIBRAÇÃO	
ANEXO IV – INCERTEZA DE MEDIÇÃO	
ANEXO V – ENSAIO DE USINABILIDADE	
ANEXO VI – DESGASTE	
ANEXO VII – ANÁLISE EDS	
ANEXO VIII – POTÊNCIA DE USINAGEM	
ANEXO IX – RUGOSIDADE SUPERFICIAL	

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

Listas de Símbolos

CS.....	Coeficiente de sensibilidade
DP.....	Distribuição de Probabilidade
EDS.....	Espectroscopia de energia dispersiva
GL.....	Graus de liberdade
I_{EU}	Incerteza de medição dos esforços de usinagem
I_{Ff}	Incerteza de medição da força de avanço
I_{Pf}	Incerteza de medição da profundidade do furo
I_{RG}	Incerteza de medição da rugosidade superficial
I_{VB}	Incerteza de medição do desgaste de flanco máximo
i_c	Corrente do circuito elétrico da máquina-ferramenta durante o corte
i_v	Corrente do circuito elétrico da máquina-ferramenta em vazio
k.....	Fator de abrangência
L_f	Profundidade de penetração da broca
MEV.....	Microscopia eletrônica de varredura
N_B	Número de bits do conversor analógico/digital
P_c	Potência de corte
P_e	Potência efetiva
P_u	Potência de usinagem
P_v	Potência em vazio
P_{furo}	Profundidade do furo
RG.....	Rugosidade superficial da peça
s.....	Desvio padrão experimental
s_{leit}	Correção relativa às leituras obtidas no mensurando
T.....	Vida da ferramenta
T_s	Período de amostragem do sinal
t_f	Tempo de furação
U_p	Incerteza expandida
u.....	Incerteza padrão
u_c	Incerteza padrão combinada
u_i	Incerteza padrão associada a cada nível de entrada
VB_B	Desgaste de flanco médio
VB_{Bmax}	Desgaste de flanco máximo

V_c	Velocidade de corte
v_c	Tensão do circuito elétrico da máquina-ferramenta durante o corte
v_v	Tensão do circuito elétrico da máquina-ferramenta em vazio
v_{eff}	Grau de liberdade efetivo
ΔA_r	Correção relativa ao desvio de linearidade do amplificador de carga
ΔB_c	Correção relativa ao bloco conector
ΔC_x	Correção relativa à caixa de distribuição
ΔCr_{RG}	Correção relativa à calibração do rugosímetro
ΔDd	Correção relativa ao desvio de planeza do regulador de altura do rugosímetro
ΔDef	Correção relativa à deformação da peça
ΔH_{Dinam}	Correção relativa à histerese do dinamômetro
ΔLin_{AD}	Correção relativa ao desvio de linearidade do conversor analógico/digital
ΔLin_{Amp}	Correção relativa ao desvio de linearidade do amplificador
ΔLin_{Dinam}	Correção relativa à linearidade do dinâmetro
$\Delta Lin_{SensorDesl}$	Correção relativa ao desvio de linearidade do sensor de deslocamento
$\Delta Lin_{SensorCarga}$	Correção relativa ao desvio de linearidade do sensor de carga
ΔP_c	Correção relativa ao programa computacional
ΔR_{SM}	Correção relativa à resolução do sistema de medição
ΔR_p	Correção relativa ao raio da ponta do rugosímetro
ΔR_p	Correção relativa ao raio da ponta do rugosímetro
ΔR_{RG}	Correção relativa à resolução do rugosímetro
$\Delta Sens_{Dinam}$	Correção relativa à linearidade do dinâmetro
ΔT	Correção relativa ao afastamento da temperatura em relação à 20 °C
ΔVB	Correção relativa à influência do desgaste da ferramenta
$\Delta \delta T$	Correção relativa à variação de temperatura

SOUSA, J. A. G. **Influência da Microestrutura na Usinabilidade do Ferro Fundido Nodular FE45012 em Diferentes Bitolas, Obtidos por Fundição Contínua**. 2014. 191 f. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

RESUMO

Este trabalho avaliou o comportamento da microestrutura na usinabilidade ao longo da seção transversal do ferro fundido nodular FE45012, produzido por fundição contínua em diferentes bitolas. As bitolas estudadas foram cilíndricas e retangulares. Ao longo dos experimentos, foram realizados ensaios de caracterização dos materiais e ensaios de usinagem. Para os ensaios de caracterização dos materiais foram analisados a dureza, microestrutura, alongamento, estrição, limite de escoamento e limite de resistência ao longo da seção transversal das amostras. Nos ensaios de usinagem, as amostras foram submetidas aos processos de furação, torneamento e fresamento. Os parâmetros avaliadores nesses ensaios foram: evolução do desgaste da ferramenta, vida da ferramenta, forças de usinagem, torque, potência de usinagem e rugosidade superficial. Todos os testes foram realizados no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia (LEPU/UFU). Os resultados mostraram que as bitolas com diâmetro de 156 e 203 mm, apresentaram, independente dos parâmetros de usinagem utilizados, diferença estatística entre as regiões do núcleo e da zona intermediária, para a profundidade do furo nos ensaios de furação com pressão constante. As amostras com bitola de 421 mm de diâmetro e retangulares apresentaram diferenças estatísticas entre todas as regiões. Nos ensaios de torneamento e fresamento, foi verificado maiores níveis de desgaste nas ferramentas que usinaram a região do núcleo em relação as ferramentas que usinaram à região da periferia. Houve uma tendência, durante o torneamento, do aumento da força de usinagem quando se deslocou da região da periferia em direção a região do núcleo nas bitolas circulares. Não foi verificado diferença de potência de usinagem entre as regiões das bitolas utilizadas durante o processo de fresamento. Todas as bitolas circulares apresentam diferença estatística de rugosidade R_a entre as regiões do núcleo e da periferia. Não houve diferença estatística da rugosidade entre as regiões durante o fresamento.

Palavras-chaves: *fundição contínua, furação, torneamento, fresamento, ferros fundidos nodulares; usinabilidade; teste de pressão constante;*

SOUSA, J. A. G. **Influence of Microstructure on Ductile Iron Machinability FE45012 in Different Sizes, Obtained by Continuous Casting**. 2014. 191f. Doctoral Thesis, Federal University of Uberlandia, Uberlandia-MG

ABSTRACT

The present work evaluated the behavior of machinability along the cross section of nodular iron bars produced by continuous casting in different gauges. The gauges studied were cylindrical and rectangular. Throughout the experiments, tests were performed to characterize the materials and machining trials. For the characterization tests of the materials were analyzed hardness, microstructure, stretching, necking, yield and tensile strength over the cross section of the samples. In the machining tests, the samples were subjected to the processes of drilling, turning and milling. The parameters evaluators in these trials were: evolution of tool wear, tool life, machining forces, torque, power and surface roughness. All tests were performed at the Laboratory for Education and Research in Milling of the Faculty of Mechanical Engineering, Federal University of Uberlândia (LEPU/UFU). The results showed no statistical difference in the feed force machinability during tests with constant pressure to the gauges with diameter 53 mm. As for the gauges circular with a diameter of 156, 203 and 421 mm and the rectangular gauges, statistical differences between the regions of the nucleus and the intermediate zone. For the results of the depth of the hole during the drilling with constant pressure, the gauges with diameters of 156 and 203 mm, presented, regardless of the machining parameters used statistical difference between the regions of the nucleus and the intermediate zone. The samples of gauge 421 mm diameter and rectangular statistical differences between all regions. In tests turning and milling, it was found increased levels of wear on the tools usinaram the core region in relation to the tools usinaram region of the periphery. There was a tendency, when turning, the machining force increase when the region shifted from the periphery toward the nucleus in circular gauges. No difference was observed between the machining power regions of the gauges used during the milling process. All gauges feature circular roughness Ra statistical difference between the regions of the core and the periphery. There was no statistical difference in roughness between regions during milling.

Key-words: Continuous casting, Drilling, Turning; Milling, Ductile iron, Machinability, Constant pressure test

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

Na indústria, o aumento na demanda pela busca de novos materiais está relacionado com o custo e a relação “resistência/peso”. No esforço de alcançar estas exigências empregam-se novos materiais com resistência similar, mas com baixa densidade ou aumenta-se a resistência de materiais tradicionais por meio da adição de elementos de liga ou por tratamentos térmicos (PETRY, 1999). A escolha geralmente depende de propriedades mecânicas e térmicas ou condições de contorno, como custos de manufatura, reciclagem, aceitação do público e usinabilidade (KLOCKE et al., 2007). Nesta lista, englobam-se os ferros fundidos que, quase sempre, oferecem boa usinabilidade e baixo custo de produção (BARBOSA et al., 2007).

Juntamente com os aços, os ferros fundidos são os materiais mais utilizados pela indústria, sendo aplicado em diversos setores, não só devido às suas características inerentes, como também sua imensa versatilidade (DAWSON e SCHOROEDER, 2004). Nos últimos anos o desenvolvimento em pesquisas sobre os ferros fundidos colaboraram para que este material oferecesse uma boa concorrência em relação aos aços (GRZESIK et al., 2009).

A substituição do aço carbono pelas barras de ferro fundido nodular produzido por fundição contínua tem-se mostrado uma excelente alternativa para as empresas que desejam obter menores custos de fabricação, produzindo um maior número de peças por hora-máquina com menos custo de ferramentas (FERES, 2011).

A grande aplicação dos ferros fundidos nodulares na indústria dá origem à necessidade de um aprimoramento ainda maior em pesquisas e inovações, que tem o objetivo de melhor entender o desempenho destes materiais perante aos diversos tipos de processos de fabricação. Estes materiais têm como característica a boa resistência mecânica, ductilidade e tenacidade maiores que o cinzento, devido à forma de nódulos em que a grafita se apresenta, mantendo a continuidade da matriz, gerando, assim, uma menor concentração de tensões (GHANI et al., 2002).

Os ferros fundidos nodulares oferecem uma gama de propriedades que não são encontrados nos outros ferros fundidos, como resistência elevada ao desgaste e à fadiga, ductilidade e tenacidade. Devido a essas propriedades versáteis, estes materiais têm tomado grande parte do mercado dos aços de baixa resistência, tornando-se adequados na fabricação de virabrequim, pistões, engrenagens, tubos e matrizes (TOH, 2004).

Segundo Nodular Iron (2000), a melhor usinabilidade do ferro fundido nodular se dá pela presença de carbono livre em forma de grafita, o que facilita a quebra do cavaco, bem como atua como lubrificante na interface com a ferramenta de corte. A presença de grafita também é responsável pela menor densidade (10 % menor que a do aço), pela maior condutividade térmica e pela maior absorção de vibração (menor ruído). O ferro fundido nodular produzido por fundição contínua têm características mecânicas similares às do aço, com as vantagens de ser mais leve e apresentar melhor usinabilidade (GUESSER, 2009).

O ferro fundido nodular resultante da fundição contínua é mais longo do que o molde, possibilitando, assim, a fabricação de barras nas mais variadas geometrias. Entretanto, o processo de fabricação produz uma heterogeneidade ao longo da seção transversal da peça fabricada, devido a velocidades de resfriamentos distintas do núcleo para a periferia, o que pode ocasionar diferentes níveis de propriedades e da usinabilidade ao longo da seção transversal do material.

As principais variáveis que determinam a microestrutura dos ferros fundidos nodulares produzido por fundição contínua são a taxa de resfriamento, a composição química e o processo de fabricação. A interação entre as variáveis determinam o comportamento mecânico deste material (ANGELO JUNIOR, 2003). Geralmente as barras com seções transversais maiores podem apresentar variações de microestrutura e propriedades ao longo do diâmetro, o que pode comprometer a sua funcionalidade em equipamentos mecânicos.

Assim, a realização deste trabalho de natureza científica e tecnológica torna-se justificada por não existirem muitas pesquisas publicadas sobre usinagem de ferro fundido nodular produzido por fundição contínua e, principalmente, por não encontrar na literatura trabalhos direcionados ao estudo que esta tese propõe, isto é, determinar a variação de usinabilidade ao longo da seção transversal de barras fundidas.

O objetivo geral deste trabalho foi verificar o comportamento da usinabilidade ao longo da seção transversal de barras de ferro fundido nodular produzido por fundição contínua em diferentes bitolas. Para tanto, as seções transversais das barras foram divididas em setores: periferia, região intermediária e núcleo. Desta forma foi verificada a correlação das variáveis que controlam a usinabilidade (vida da ferramenta de corte, desgaste, esforços de usinagem, potência de usinagem e rugosidade da superfície da peça) com as respectivas microestruturas

e propriedades mecânicas dos diversos setores.

Ao longo dos testes, foram realizados ensaios de caracterização dos materiais e de usinagem, através dos processos de furação, torneamento e fresamento. Para os ensaios de caracterização dos materiais, os parâmetros avaliadores foram: dureza, microestrutura, limite de escoamento, limite de resistência, alongamento e estrição. Já para os ensaios de usinagem os parâmetros avaliadores foram: evolução do desgaste da ferramenta, vida da ferramenta, rugosidade superficial da peça, esforços de usinagem e potência efetiva de corte.

Os testes proporcionaram resultados que permitiram a comparação da usinabilidade ao longo da seção transversal de uma mesma bitola, além de possibilitar detectar possíveis variações de usinabilidade entre as diferentes bitolas do material.

Todo o trabalho foi dividido em 2 etapas. Na etapa 1 avaliou-se a caracterização dos materiais através de ensaios de dureza, de metalografia e de tração. Os ensaios foram realizados nas bitolas circulares e retangulares, com exceção, apenas, as amostras com bitola circular com diâmetro de 421 mm, onde não foi possível retirar corpo de prova para os ensaios de tração. Na etapa 2 foi analisado o comportamento dos materiais durante os processos de usinagem (furação, torneamento e fresamento).

Os ensaios de furação foram realizados com pressão constante. Neste processo foi avaliado o nível de usinabilidade na seção transversal das amostras circulares e retangulares, através dos resultados de profundidade do furo. Após a análise dos resultados obtidos dos ensaios de furação com pressão constante, os testes de torneamento foram iniciados. Esse processo foi realizado em todas as amostras circulares, com exceção, apenas, das amostras com 421 mm de diâmetro devido às limitações da máquina-operatriz. As variáveis de saída foram: desgaste da ferramenta, vida da ferramenta, força de usinagem, potência de usinagem e rugosidade superficial. Por fim, foram realizados os testes de fresamento nas amostras retangulares. O desgaste da ferramenta, a vida da ferramenta, o torque, a potência de usinagem e a rugosidade superficial, foram as variáveis analisada neste processo.

Este trabalho está estruturado em seis capítulos, além deste. No capítulo II é apresentada uma revisão bibliográfica, em que são abordados temas necessários ao bom entendimento do trabalho. No capítulo III são descritos os procedimentos adotados para a realização dos experimentos, bem como os materiais e equipamentos utilizados na pesquisa. O capítulo IV traz a apresentação e discussão dos resultados obtidos. No capítulo V são apresentadas as principais conclusões da tese e sugeridos temas para trabalhos futuros. As referências bibliográficas, utilizadas na pesquisa e na elaboração do texto, são apresentadas no capítulo VI, completando, dessa forma, este trabalho.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 – Processo de Fundição Contínua

A constante evolução da tecnologia de fundição dos ferros fundidos está contribuindo cada vez mais para o desenvolvimento de novas aplicações, possibilitando, assim, alternativas mais econômicas com a finalidade de obter produtos com qualidade similar ou superior às obtidas a partir de barras de aço ou fundição convencional (SERBINO, 2005).

Segundo Angelo Junior (2003), a produção de componentes de ferro fundido produzido por fundição contínua foi iniciada no final da década de 50. Anteriormente a essa data, costumava-se produzir perfis e barras redondas em moldes de areia, entretanto, devido às tensões térmicas elevadas e as altas taxas de extração de calor, a adoção de moldes metálicos para a fundição de barras ficou restrito a ligas não ferrosas de baixo ponto de fusão.

O processo de fundição contínua permite otimizar custos de produção, visto que há redução do tempo de processo e, conseqüentemente, um aumento do volume de barras fundidas produzidas (ANGELO JUNIOR, 2003). A Figura 2.1 apresenta, de forma esquemática, o processo de fundição contínua.

De início, o metal líquido é vazado para o interior de um forno alimentador onde, na parte inferior, é montada uma coquilha de grafite refrigerada à água que confere a forma e a dimensão desejada ao perfil a ser produzido (FUCO, 1998). A pressão metalostática, ou seja, a pressão da coluna de metal líquido devido a ação da gravidade mantém o metal passando pela coquilha (ANGELO JUNIOR, 2003).

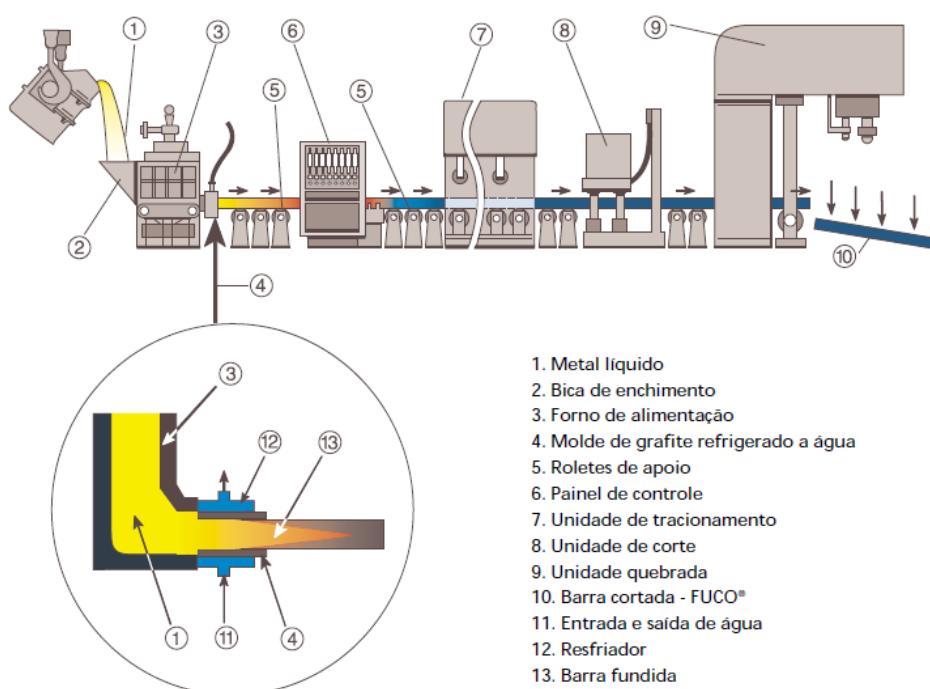


Figura 2.1 – Processo de fundição contínua (FUCO, 1998).

A Figura 2.2 apresenta o vazamento do metal líquido para o interior do forno alimentador.

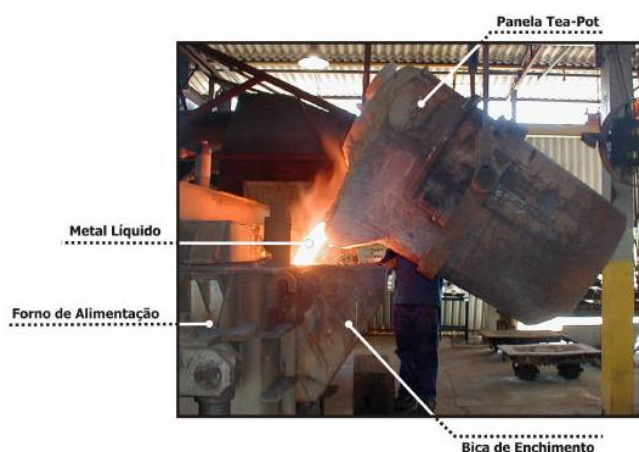


Figura 2.2 – Vazamento do metal líquido para o forno alimentador (ANGELO JUNIOR, 2003)

Por possuir alta condutividade térmica, o molde de grafite acaba contribuindo para a alta extração de calor do ferro líquido durante a fundição. A Figura 2.3 apresenta barras cilíndricas momentos após serem produzidas por fundição contínua.

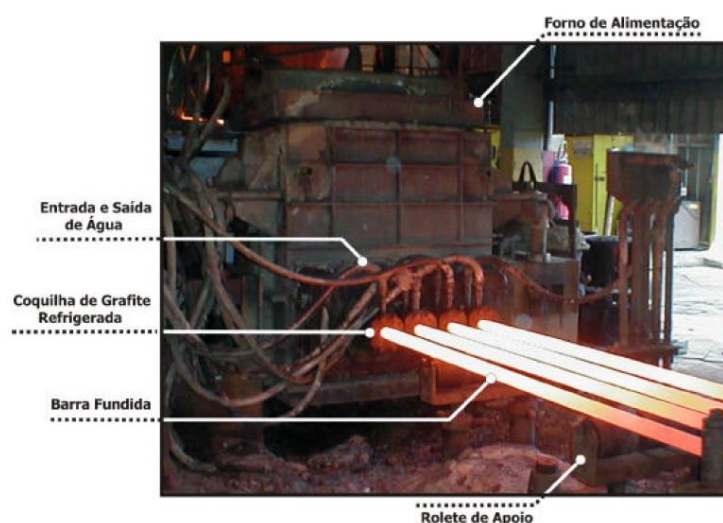


Figura 2.3 – Barras cilíndricas produzidas por fundição contínua (ANGELO JUNIOR, 2003)

Por consequência da alta extração de calor durante o processo, uma casca é formada no material em contato com o molde, entretanto, o núcleo permanece na fase líquida (Fig. 2.4). À medida que a barra fundida é tracionada para fora da coquilha, seu resfriamento é feito ao ar, o que pode ocasionar diferença de propriedades ao longo da seção transversal do material produzido (ANGELO JUNIOR, 2003).

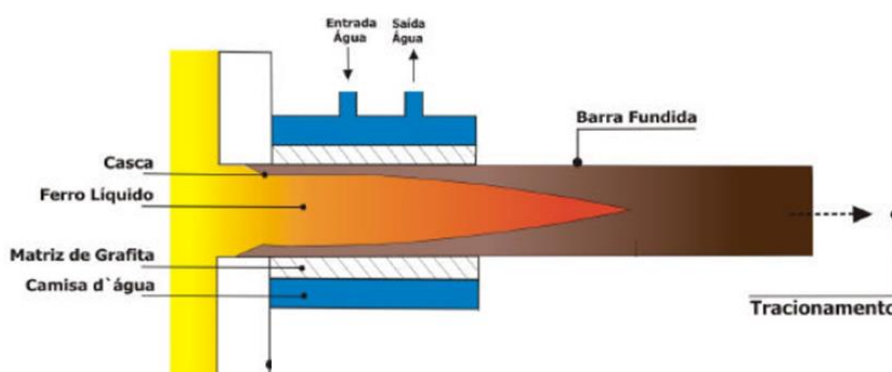


Figura 2.4 – Gradiente de temperatura gerado durante a confecção da barra (ANGELO JUNIOR, 2003)

À medida que a barra percorre o comprimento da máquina, o processo de solidificação se completa. Um comando eletrônico composto por roletes e atuadores hidráulicos aciona os motores que tracionam a barra no sentido horizontal (Fig. 2.5).

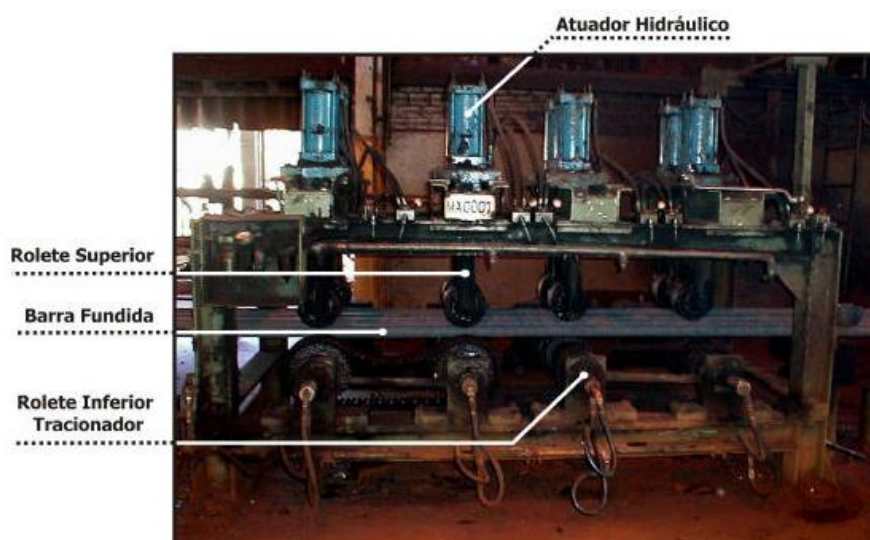


Figura 2.5 – Unidade de tracionamento do processo de fundição contínua (ANGELO JUNIOR, 2003)

Depois que as barras encontram-se solidificadas, as mesmas são entalhadas com discos de corte e, em seguida, quebradas por punção no comprimento requerido pelo fabricante. A geometria dos produtos obtidos por fundição contínua é delineada por uma coquilha de grafite refrigerada. A Figura 2.6 apresenta alguns exemplos de formatos de materiais produzidos por fundição contínua.



Figura 2.6 – Formatos de peças produzidos por fundição contínua (FUCO, 1998)

Esta técnica de produção permite a produção de barras com estrutura refinada, com excelentes propriedades mecânicas e elevada sanidade (FUCO, 1998). Por outro lado, as altas temperaturas do metal líquido ocasionam tensões térmicas no molde de grafite, acarretando,

assim, desgastes consideráveis do processo. Por consequências, as perdas das tolerâncias dimensionais da matriz comprometem o produto final, sendo necessário, portanto, a manutenção periódica da coquilha (ANGELO JUNIOR, 2003).

2.1.1 – Características dos Produtos Obtidos por Fundição Contínua

Como foi observado, o produto obtido por fundição contínua é mais longo do que o molde (Fig. 2.3). Devido à natureza única deste processo de fabricação, muitos defeitos típicos aos métodos tradicionais de fundição podem ser evitados, reduzindo, assim, uma das principais fontes de perda (refugo) após a usinagem (SOUZA SANTOS et al., 1983 citado por ANGELO JUNIOR, 2003).

As características e propriedades dos produtos obtidos por fundição contínua dependem de importantes variáveis do processo. A Figura 2.7 apresenta as principais variáveis características do mesmo.

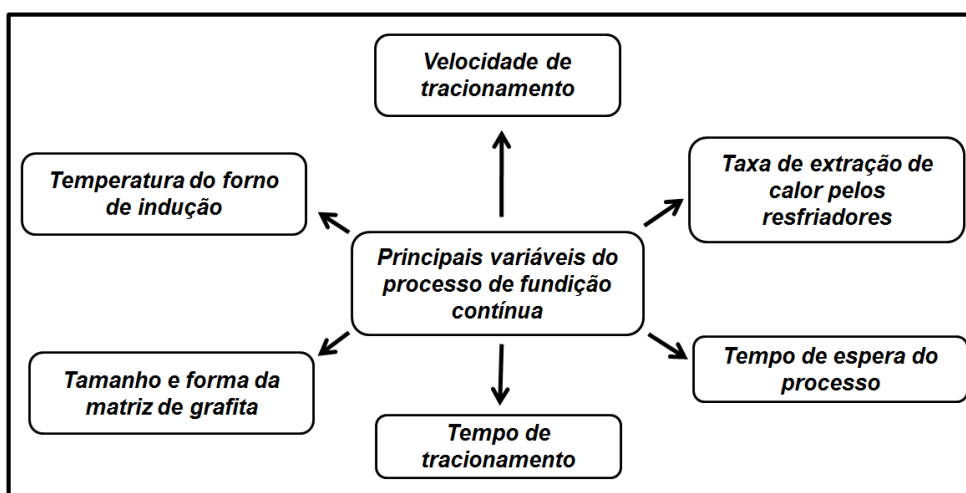


Figura 2.7 – Principais variáveis do processo de fundição contínua. Adaptado de (AGUIAR, 1999)

Todas as variáveis apresentadas na Figura 2.7 devem ser controladas a fim de proporcionar um material fundido de elevada sanidade e dentro dos padrões exigidos. O controle efetivo sobre as variáveis do processo de fundição visa reduzir, e até eliminar, problemas indesejáveis nos materiais fundidos (AGUIAR, 1999). Segundo Torres (2009), problemas como a formação de carbonetos, segregação e formação de partículas intercelulares, grafitas degeneradas, inclusões e porosidades reduzem sensivelmente as propriedades mecânicas dos materiais fundidos.

2.1.2 – Vantagens do Processo de Fundição Contínua

As vantagens do processo de fundição contínua estão relacionadas principalmente com a economia no custo de produção dos perfis, redução do tempo de processo e qualidade metalúrgica similar ou superior às obtidas a partir da fundição convencional (FUCO, 1998). Os custos relativos aos processos de fabricação e os custos de ferramentais também são reduzidos. Defeitos típicos encontrados em fundições convencionais não são comumente encontrados neste processo (AGUIAR, 1999).

Os produtos da fundição contínua apresentam uma estrutura refinada, permitindo que sejam produzidas peças de responsabilidade, sem risco de falhas atribuídas a defeitos do material (FUCO, 1998). A Figura 2.8 apresenta outras vantagens do processo de fundição contínua em relação à fundição convencional.

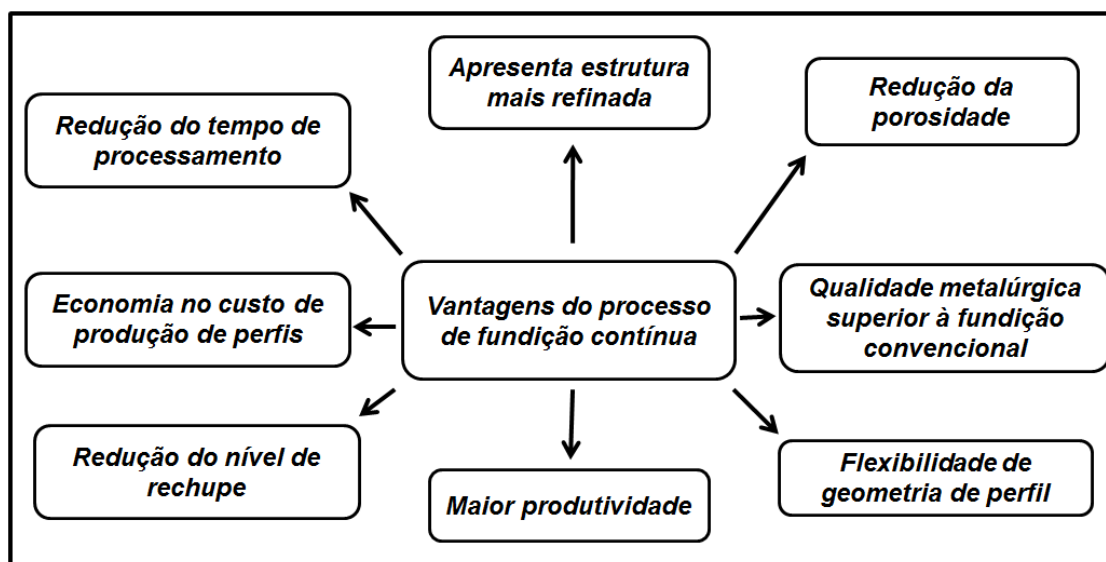


Figura 2.8 – Vantagens do processo de fundição contínua em relação à fundição convencional.

Adaptado de (FUCO, 1998)

Como visto na Figura 2.8, uma das vantagens do processo de fundição contínua em relação ao processo de fundição convencional é a redução de porosidade. A formação da porosidade na fundição convencional tem como causa as fontes de gases (CHIAVERINI, 2005). O aprisionamento mecânico dos gases, como os contidos nas cavidades do molde, gerados pelos moldes ou machos devido à turbulência durante o vazamento, além de sistemas de canais inadequados são causas de porosidade na fundição convencional (KALPAKJIAN, 2000). A presença de gases no processo de fundição contínua limita-se a que está presente no metal líquido, reduzindo, assim, a tendência de formação deste defeito (ROSSITI, 2008).

Segundo Fuco (1998), devido à ausência de porosidades e camada descarbonetada, as barras produzidas por fundição contínua apresentam usinabilidade superior em comparação com as produzidas por fundição em areia.

O baixo nível de rechupe, também citado na Figura 2.8, é outra vantagem do processo de fundição contínua em relação ao processo convencional. Segundo Chiaverini (2005), o rechupe é uma cavidade ocasionada pela contração do metal líquido durante a solidificação, sendo que o controle é tão mais difícil quanto mais complexo a geometria da peça fundida. Laempic e Henkel (2000) afirmam que os rechupes se situam nos centros térmicos das peças, ou seja, nas regiões de maior espessura. Segundo Angelo Junior (2003), este tipo de defeito é dificilmente encontrado nos produtos obtidos por fundição contínua, devido o forno de alimentação fazer o papel de um grande massalote, o que garante a alimentação contínua para o interior da matriz de grafita. A Figura 2.9 apresenta um exemplo de rechupe encontrado em uma peça produzida por fundição convencional.

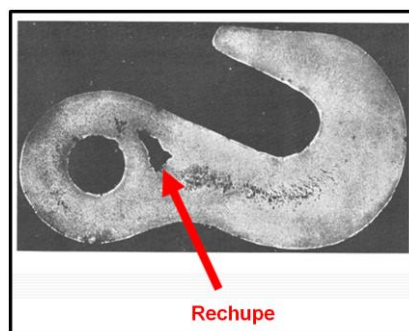


Figura 2.9 – Rechupe em peças produzidas por fundição convencional (CHIAVERINI, 2005)

Como foi citado, também, na Figura 2.8, outra vantagem do processo de fundição contínua em relação ao processo de fundição convencional é a obtenção de uma estrutura mais refinada nos produtos. Segundo Angelo Junior (2003), a utilização de uma matriz de grafita refrigerada confere ao material uma estrutura mais refinada quando comparada com o fundido em areia de mesma espessura, tendo, como consequência, uma melhora nas propriedades mecânicas do material. O mesmo autor afirma que em função do resfriamento mais rápido, peças fabricadas a partir do processo de fundição contínua apresentam melhor estanqueidade (característica fundamental na fabricação de componentes hidráulicos). Segundo Schaefer (2008), Albrecht (1960), Barretos *et al.* (1999) e Gastel (2000), estanqueidade é a característica de alguns materiais apresentarem vazamento de fluidos através de micropassagem na estrutura do material.

2.1.3 – Desvantagens do Processo de Fundição Contínua

O processo de fabricação por fundição contínua é considerado um processo semicontínuo, pois o tempo de espera é maior que o tempo de tracionamento. O tempo de espera do metal líquido dentro da coquilha e o tempo de tracionamento do perfil devem ser rigorosamente calculados a fim de evitar diversos problemas de fundição, por isso, faz-se necessário o emprego de profissionais qualificados para o monitoramento deste processo. A demora no tracionamento, por exemplo, resulta em um resfriamento excessivo e, conseqüentemente, o aparecimento de carbonetos, prejudicando, assim, as propriedades mecânicas do material produzido (AGUIAR, 1999; BOEIRA, (2010); CHILDS, 2000). Por outro lado, com o tracionamento rápido, a casca formada não possui geometria suficiente para garantir a estabilidade dimensional do perfil.

Outras precauções devem ser tomadas a fim de não comprometer a qualidade do material fundido. O forno de alimentação, por exemplo, deve ser pré-aquecido para não haver perdas de calor significativas entre o metal líquido e as paredes do forno (deve-se ter um rigoroso controle da temperatura durante o processo). Este procedimento possibilita uma redução do efeito das tensões térmicas que desenvolvem trincas na estrutura e no refratário do forno (ANGELO JUNIOR, 2003).

Outra desvantagem é que o produto inicial do processo é descartado, pois existe excesso de escória no metal líquido proveniente da produção anterior.

2.2 – Generalidades dos Ferros Fundidos

Sob o impulso da revolução industrial, o ferro fundido recebeu grande ênfase ao seu desenvolvimento em vista de suas propriedades e vantagens econômicas. Atualmente, dentre os materiais metálicos, o ferro fundido é o material mais produzido, após o aço (PEREIRA, 2010).

Nos últimos anos o desenvolvimento em pesquisas sobre os ferros fundidos colaboraram para que este material oferecesse uma maior concorrência em relação aos aços (GRZESIK et al., 2009). Esse material apresenta diversas características mecânicas, dependendo dos elementos de liga presentes ou do tratamento térmico submetido (ASPINWALL e CHEN, 1988; GUESSER, 2009; MARWANGA, 2001).

Os ferros fundidos são uma classe de ligas ferrosas com teores de carbono acima de 2,1 % em peso, entretanto, na prática, muitos ferros fundidos contêm entre 3,0 e 4,5 %C em peso, além da adição de outros elementos de liga (CALLISTER, 2006). Durante a fabricação deste material, o carbono é adicionado ao metal líquido em quantidades que excedem os limites de solubilidades do ferro, precipitando, assim, como partículas de grafite (FUCO, 1998).

Segundo Guesser (2009), além dos elementos Fe e C, os ferros fundidos ainda contêm Si, Mn, S e P como principais elementos de liga em sua estrutura, podendo, em alguns casos, serem adicionados outros elementos. Chiaverini (2005) define ferro fundido como: *“ligas de ferro/carbono/silício de teores de carbono acima de 2 %, em quantidade superior à que é retida em solução sólida na austenita, de modo a resultar carbono parcialmente livre, na forma de veios ou lamelas de grafita”*.

Os elementos que mais influem na estrutura dos ferros fundidos são o carbono e o silício (CALLISTER, 2006). O carbono determina a quantidade de grafita que se pode formar e o silício é, essencialmente, o elemento grafitizante. O silício evita a formação do carboneto de ferro (sua presença, independente do teor de carbono, pode prejudicar tremendamente a usinabilidade). Entretanto, o manganês, presente em menor porcentagem, tem efeito oposto ao do silício, ou seja, promove a presença de cementita e, assim, contrabalança, de certo modo, a ação grafitizante do silício. O fósforo forma, com o ferro e o carbono, um composto de natureza eutética (carboneto de ferro e fosfeto de ferro) de aparência branca, chamada de steadita de alta dureza. Os outros elementos (impurezas normais) não têm uma ação muito significativa sob o ponto de vista de tendência grafitizante (BORRMANN, 2000; CHIAVERINI, 2005; HELLAL *et al.*, 1999; McGBBON e BORDEN, 2009; MOREIRA, 2004).

Uma das vantagens dos ferros fundidos é a possibilidade que oferecem à obtenção de peças com formas complexas (DAWSON e SCHROEDER, 2004; PUTATUNDA, 2003; PHILLIPS, 1982). O bloco de motor de combustão interna (Fig. 2.10-a), por exemplo, ilustra os detalhes e formas que podem ser obtidos com o processo de fundição que se caracteriza como o caminho mais econômico para a fabricação de peças com geometria complexa como também as empregadas em segmentos pneumáticos (Fig. 2.10-b).

No entanto, atualmente, as tolerâncias de fabricação especificadas nos projetos não podem ser obtidas diretamente do processo de fundição. Dessa forma, o processo de usinagem é empregado para obter detalhes específicos, melhorar o acabamento da superfície e a precisão dimensional das peças fundidas (PEREIRA, 2010).

Os ferros fundidos apresentam diversas características mecânicas, dependendo dos elementos de liga presente ou do tratamento térmico submetido (MOORE, 1973). A característica microestrutural de efeito signficante nas propriedades físicas e mecânicas destes materiais é a presença de grafita pura (OLIVEIRA, 2008). O grafite puro tem resistência desprezível e fornece uma fonte autolubrificante na aresta de corte durante os processos de usinagem (GUESSER, 2009). Para Marwanga *et al.* (2001), a presença do grafite reduz o risco de “microsolda” na região de contato entre a peça e a ferramenta, colaborando, assim, para o aumento da vida da ferramenta.

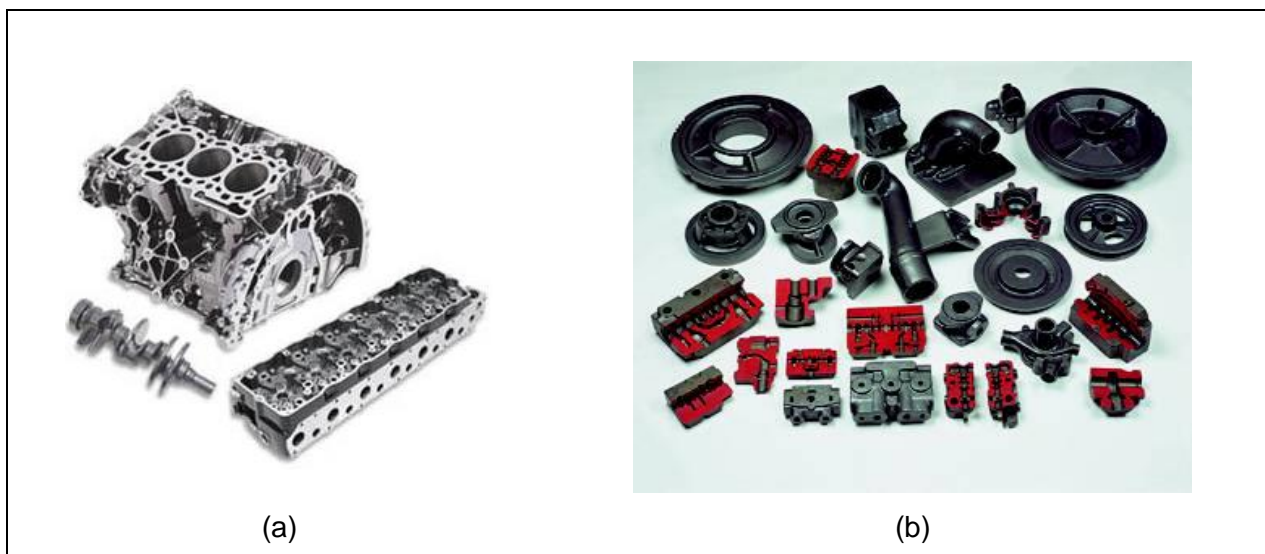


Figura 2.10 – Exemplos de peças fabricadas por ferro fundido. (a) Bloco de motor; (b) Segmentos pneumático (ROCHA, 2013)

Segundo GHANI et al. (2002), ERIC et al. (2004) e ZANDIRA e BOUTORABI (2010), as propriedades mecânicas (resistência, ductilidade e módulo de elasticidade) e as propriedades físicas (condutividade térmica e capacidade de amortecimento) dos ferros fundidos dependem fortemente da estrutura e da distribuição dos constituintes microestruturais.

Segundo informação obtida em sítio da *web* (ANÔNIMO, 2000), os ferros fundidos são classificados em diferentes classes, principalmente de acordo com a forma da grafita. O nome de cada família às vezes reflete a forma da grafita (nodular, vermicular), outras vezes tem relação com o aspecto da fratura (cinzento, branco) ou com alguma propriedade mecânica relevante (maleável) (GUESSER, 2009).

A forma e distribuição da grafita, assim como a estrutura da matriz, influencia diretamente as propriedades do ferro fundido (HOU et al., 2009). Esta é a razão pela qual a seleção da classe correta, é a primeira, e mais crucial etapa no desenvolvimento de novas aplicações. Além das classes padronizadas de ferros fundidos, pode ser necessário examinar as variações dessas classes com adições de elementos de ligas, ou processos de tratamento térmico que ajudarão a reunir as propriedades metalúrgicas adequadas às suas necessidades (FUCO, 1998).

2.2.1 – Características dos Ferros Fundidos Nodulares

Os ferros fundidos nodulares apresentam a grafita na forma de nódulos (ou esferóides no estado bruto de fusão) (Fig. 2.11), em decorrência da adição de elementos químicos ou condições particulares de fabricação, que modificam a forma de crescimento da grafita, não se

obtendo a grafita em veios como nos ferros fundidos cinzentos (CHIAVERINI, 2005). Segundo *Machining Handbook* (2010), a nodularização é obtida a partir da adição de elementos como o magnésio e o cério, em contrapartida, outros elementos como chumbo e titânio atuam como antinodularizantes.

A matriz metálica dos ferros fundidos nodulares pode ser constituída de ferrita (este microconstituente resulta em altos valores de ductilidades e tenacidade) ou perlita (implica em bons valores de resistência mecânica, associada a valores baixos de ductilidade). Nas classes de maior resistência a matriz pode ainda ser de martensita revenida ou de ausferrita (CRANE e CHARLS, 1984; GUESSER, 2009; WEI, 2007).

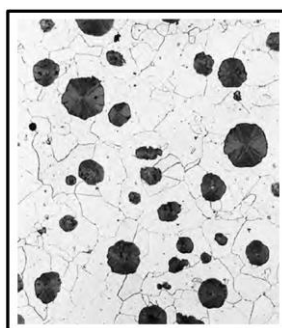


Figura 2.11 – Microestrutura encontrada nos ferros fundidos nodulares (CALLISTER, 2006)

A adição de elementos de liga proporciona alterações na microestrutura do ferro fundido, fazendo com que o mesmo tenha um aumento médio de 20 a 25 % na resistência e dureza, além de um acréscimo de 5 a 10 % no módulo de elasticidade e resistência à fadiga (JIYANG, 2009). Dawson (2002), por exemplo, apresentou, em seu trabalho, que a quantidade de perlita na estrutura da matriz tem relação direta com a dureza e a resistência à tração do material. Para este autor, o aumento de 15 para 95 % de perlita na estrutura do ferro fundido nodular resultou num aumento de 60 % na resistência à tração, enquanto que o aumento de 20 % da quantidade de perlita resultou num aumento de 10 a 15 % na resistência à tração.

Os ferros fundidos nodulares, em particular, têm tomado grande parte do mercado dos aços de baixa resistência (RENEVIER, 2003). Segundo Yigit *et al.* (2008), elevada resistência, resistência ao desgaste e resistência à fadiga, além da boa ductilidade e tenacidade, também são propriedades comumente encontradas neste material. Por outro lado, a matéria-prima do ferro fundido nodular exige maior controle que a do ferro fundido cinzento, pois pequenos teores de impurezas dificultam e até impedem a formação de nódulos (HATATE *et al.*, 2001; RIERA *et al.*, 2002).

2.2.2 – Propriedades dos Ferros Fundidos Nodulares

A produção de ferros fundidos nodulares tem crescido muito nos últimos anos e representa boa parte do mercado dos ferros fundidos utilizados na indústria (MODERN CASTING, 2012). Segundo Trent e Wright (2000), uma grande razão para a utilização desses materiais na engenharia em larga escala não é apenas o baixo custo do material e do processo de fundição, mas também a economia da usinagem de peças acabadas, quando comparado ao aço.

O número de nódulos e a nodularidade são identificados como fatores importantes nas propriedades mecânicas dos ferros fundidos nodulares (ABBASI *et al.*, 2007). Nos ferros fundidos nodulares perlíticos, por exemplo, um alto número de nódulos representa um aumento no limite de resistência à tração, entretanto, para os ferros fundidos ferríticos, um alto número de nódulos aumenta o alongamento (KALHOFER, 2000). A Figura 2.12 apresenta alguns fatores que influenciam diretamente as propriedades mecânicas dos ferros fundidos nodulares.

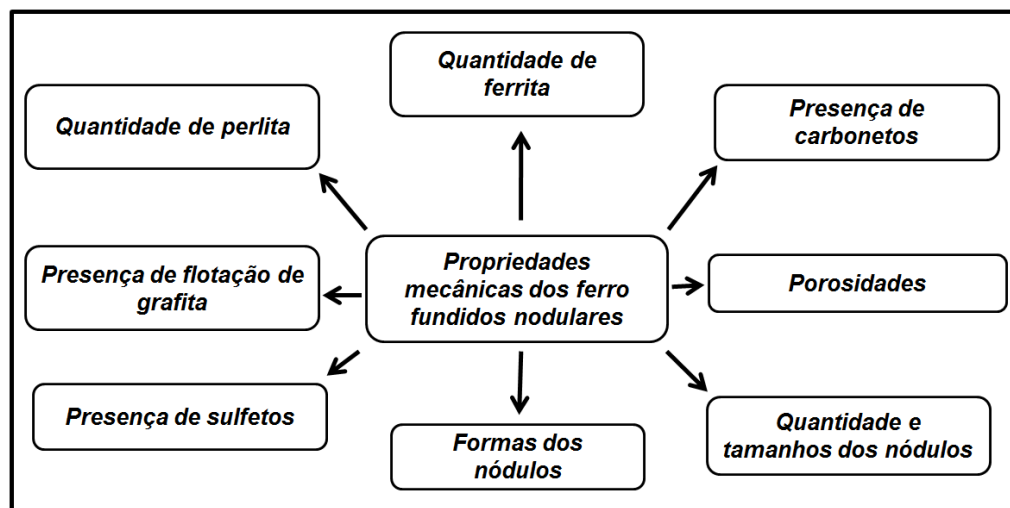


Figura 2.12 – Fatores que influenciam nas propriedades mecânicas dos ferros fundidos nodulares. Adaptado de (KALHOFER, 2000)

As propriedades dos ferros fundidos nodulares são sensíveis ao tamanho da seção transversal. As grandes seções transversais, por exemplo, são responsáveis pela deterioração do número, tamanho e forma dos nódulos, junto com a segregação de elementos formadores de carbonetos provenientes das baixas velocidades de resfriamento (CAMPOMANES e GOLLER, 2008).

Em ferros fundidos nodulares ferríticos, o limite de resistência à tração é pouco afetado com o aumento da seção transversal, todavia, há uma significativa redução na ductilidade (LOPER, 1999). Segundo Underwood e Berry (1981), nos ferros fundidos nodulares perlíticos,

por exemplo, o limite de resistência à tração é reduzido com o aumento da seção transversal, porém, a baixa ductilidade não é afetada. Sinatora (1976) destacou que um dos maiores problemas na fabricação de peças espessas de ferro fundido nodular é a obtenção de propriedades mecânicas irregulares.

2.2.3 – Usinabilidade dos Ferros Fundidos Nodulares

Como já foi visto, a adição de elementos de ligas e a aplicação de tratamentos térmicos adequados têm contribuído muito para a melhoria das propriedades mecânicas dos ferros fundidos nodulares (LI *et al.*, 2013). Segundo Diniz *et al.* (2006) e Reuter *et al.* (2001), o silício, o magnésio, o cromo, o molibdênio e o cobre são os elementos químicos comumente adicionados durante a fabricação destes materiais.

Segundo Machado *et al.* (2009), usinabilidade é uma expressão usada para se referir à resposta de um material em termos da vida da ferramenta, da força de corte, da qualidade da superfície usinada, da taxa de material removido ou da forma do cavaco. Melhorar a usinabilidade do material é de grande interesse, em razão do seu significativo impacto sobre a competitividade industrial.

Um método extensamente utilizado para melhorar a usinabilidade de um material, sem alterar as propriedades mecânicas e a microestrutura básica, é a adição de determinadas inclusões, denominadas inclusões de engenharia, que favorecem a redução dos esforços de corte e do desgaste da ferramenta, além de facilitar a ruptura do cavaco (ALMEIDA, 2005; EVANGELISTA LUIZ, 2007; JIANG *et al.* 1996; NAKAMURA, 1984; NAVES, 2005; SOUSA, 2006; TRENT e WRIGHT, 2000).

Além de quantificar a facilidade ou dificuldade de usar um determinado material, a usinabilidade também é usada para quantificar o desempenho das ferramentas de corte e geometria das ferramentas, principalmente em termos de vida de ferramenta e desempenho de fluidos de corte durante as operações de usinagem (MACHADO *et al.*, 2009). Akasawa *et al.* (2003), Bas (2001), Cohen e Voigt (2003), Klujszo e Soares (2005), Lourenço (1996), Milovic *et al.* (1983), Murphy (1964), Nascimento (2006), Pimentel (2006), Ramanujachar e Subramanian (1996) e Tanaka *et al.* (2007), avaliaram a usinabilidade de alguns materiais metálicos comumente empregados na indústria através da análise da vida da ferramenta de corte, força de usinagem, potência consumida, forma dos cavacos e qualidade superficial da peça.

De forma geral, os ferros fundidos nodulares apresentam boa usinabilidade por quase todos os critérios de usinabilidade, quando comparados aos aços (ANON, 2001; SANDVIK, 2007; SOUZA *et al.*, 2009). Sahm *et al.* (2002) afirmam que a composição química não é o único parâmetro influente na usinabilidade dos ferros fundidos nodulares, pois a grafita, em forma de nódulos, também exerce forte influência sobre esta.

Segundo Mamedov *et al.* (2003), a grafita, por ser um componente de dureza relativamente baixa, quando comparada com os constituintes da matriz, produz descontinuidades no material, o que facilita, assim, a quebra do cavaco.

As grafitas em forma de esfera, comumente encontrada nos ferros fundidos nodulares, são menos eficazes no “enfraquecimento” do material no plano de corte e na zona de fluxo do que as lamelas nos ferros fundidos cinzentos, podendo, em alguns casos, se comportarem como materiais extremamente dúcteis (YIGIT *et al.*, 2008). Opländer (2003) afirma que, durante a usinagem do ferro fundido nodular, os nódulos de grafita se desprendem da matriz e não são cortados pela ferramenta, sendo, apenas, deformados e deslocados.

2.2.4 – Forças e Tensões na Usinagem do Ferro Fundido Nodular

Durante a usinagem do ferro fundido nodular, o comprimento de contato cavaco/ferramenta é pequeno (mesmo quando sujeito a usinagem em alta velocidade), o que favorece a obtenção de altos valores de tensões na ponta da ferramenta. Esse pequeno comprimento de contato cavaco/ferramenta também promove forças de usinagem relativamente baixas, além de baixo consumo de energia (SILVA, 2010). Segundo Trent e Wright (2000), os flocos de grafita, que costumam ocupar uma área apreciável na extensão dos planos de cisalhamentos, também contribuem para reduzir as forças de usinagem.

Por outro lado, o desgaste de flanco excessivo, em virtude da presença de partículas duras e da adesividade do material da peça na superfície de corte da ferramenta, pode provocar aumento excessivo das forças de usinagem durante o corte do ferro fundido nodular (ABELE *et al.*, 2002; KÖNIG e KLOCKE, 2002). Grzesik e Malecka (2011) acompanharam o comportamento das forças de usinagem ao longo do torneamento do ferro fundido nodular EM/GJS-500 (3,78 %C, 2,46 %Si, 0,32 %Mn) com microestrutura ferrítica/perlítica (50 % de perlita, 40 % de ferrita e 10 % de grafita), resistência máxima à tração de 500 MPa e dureza de 175 HB. Neste trabalho, os cientistas apresentaram a evolução das forças de usinagem ao longo do desgaste da ferramenta para dois tipos de ferramentas cerâmicas (Si_3N_4 e $\text{Si}_3\text{N}_4 + \text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiN}$) (Fig. 2.13). Como esperado, foi observado o aumento excessivo das forças de usinagem nas ferramentas sem revestimento. Segundo os pesquisadores, esse aumento é devido às ferramentas sem revestimento apresentarem maiores níveis de desgaste de flanco em relação às ferramentas revestidas. Segundo Cristopher e Grabel (2003), Machado *et al.*, (2009), Schneider e Richter (2006), Lau *et al.* (2000) e Trent e Wright (2000), quanto maiores os níveis de desgaste, maiores serão as forças de usinagem para a usinagem do ferro fundido nodular.

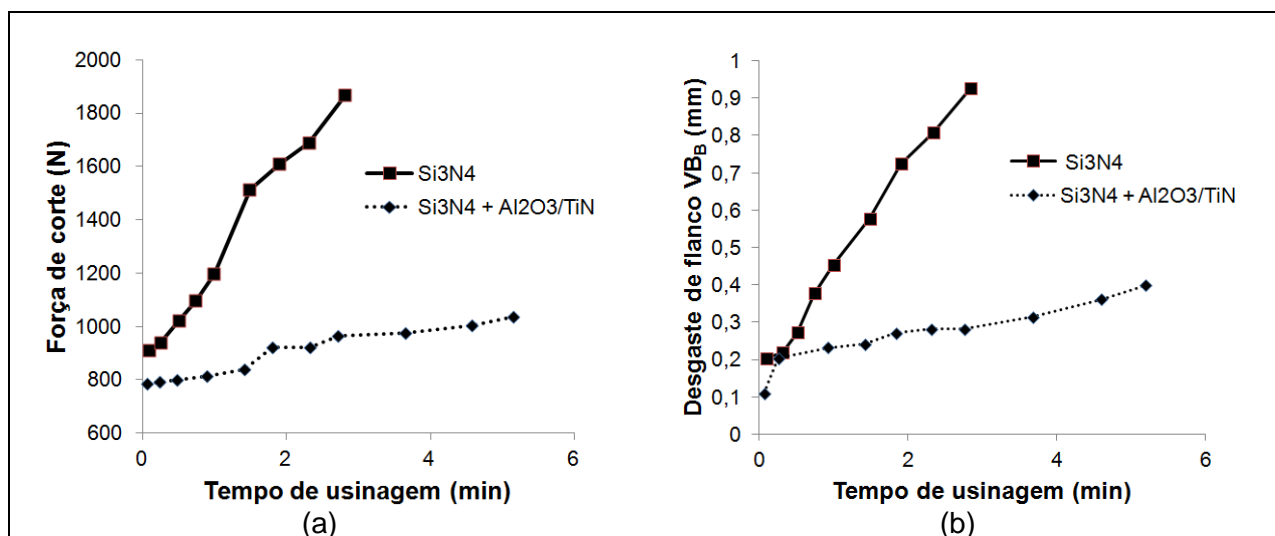


Figura 2.13 – Comportamento das ferramentas cerâmicas Si_3N_4 e $\text{Si}_3\text{N}_4 + \text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiN}$ na usinagem do ferro fundido nodular EM/GJS-500. a) Força de corte; b) Desgaste de flanco VB_B (GRZESIK e MALECKA, 2011)

Camuscu (2006) observou, durante o torneamento cilíndrico do ferro fundido nodular com dureza de 246 HB, com algumas ferramentas cerâmicas, o comportamento da força de corte em diversas velocidades de corte (Fig. 2.14).

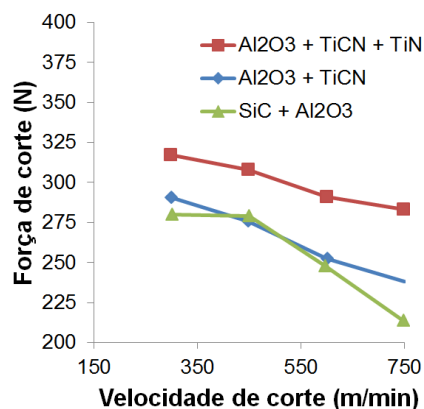


Figura 2.14 – Comportamento da força de usinagem ao longo da velocidade de corte do ferro fundido nodular com dureza de 246 HB (CAMUSCU, 2006)

Segundo Machado *et al.*, (2009), Klink e Flores, 2001, Ko e Kim (2001) e Trent e Wright (2000), a redução das forças de usinagem com o aumento da velocidade de corte está relacionado ao acréscimo da temperatura nas zonas de cisalhamento, ocasionando, assim, redução da resistência ao escoamento do material da peça e redução na espessura do cavaco

formado durante o corte, além de reduzir o comprimento de contato entre ferramenta e cavaco. Dewes *et al.* (1999), Dumitrescu *et al.* (2005), Jiao *et al.* (2004), Kratochvil (2004) e Saoubi *et al.* (1999) apontaram, em suas pesquisas, resultados semelhantes.

2.2.5 – Potência na Usinagem do Ferro Fundido Nodular

Uma das maneiras de medir a potência efetiva de corte é transformando as forças de corte e avanço em potência, através da multiplicação de seus valores pela velocidade de corte e velocidade de avanço, respectivamente. Dessa forma, a soma vetorial dos dois valores de potência resulta na potência efetiva de corte, que é a potência necessária para que seja realizado o corte (MACHADO *et al.*, 2009).

Como a diferença entre a potência de corte e a potência de avanço é muito grande, devido aos valores das velocidades necessárias para cada movimento (a velocidade de corte é bem maior que a velocidade de avanço), alguns autores, como Machado *et al.* (2009) e Da Silva (2010), consideram como sendo a potência de corte a própria potência efetiva de corte (Eq. 2.1).

$$P_e \approx P_c \quad (2.1)$$

onde:

P_e = Potência efetiva [W];

P_c = Potência de corte [W].

A potência efetiva de usinagem tende a aumentar com o aumento da dureza e com a resistência mecânica dos materiais usinados, entretanto, tende a diminuir com o aumento do avanço e da profundidade de corte (MILLS e REDFORD, 1983).

Nos tornos, por exemplo, a maior parte da potência elétrica requerida no processo de usinagem é a parcela requerida pelo motor elétrico do eixo árvore para a conversão em potência mecânica (potência efetiva de usinagem) (SPINELLI JUNIOR, 2004).

Segundo Spinelli Junior (2004), a potência de corte é um importante indicativo do processo de usinagem, podendo ser utilizada para auxiliar no monitoramento do desgaste da ferramenta de corte. Sabe-se que o gasto com ferramenta de corte representa uma parcela considerável no custo total da produção, portanto, a medição e o monitoramento adequado da potência requerida durante a usinagem possibilitam determinar o momento exato da troca da ferramenta de modo a evitar prejuízos com paradas de produção e perda de produtos semi-acabados.

Uma maneira adequada de medir a potência no eixo do motor principal da máquina-ferramenta é a utilização de um sensor à base de cristais piezelétricos que, estimulado pelo torque do eixo do motor, responderia com um sinal de tensão proporcional na sua saída e, adicionalmente, um dispositivo de medição de velocidade que, em conjunto, propiciaria a determinação da potência mecânica. Embora este método apresente uma boa exatidão, ele é pouco prático e seu custo é relativamente elevado. Desta forma, um método mais aplicável e prático é a utilização de sensores de corrente, conhecidos também como sensores de efeito ‘hall’ e de tensão (DOS SANTOS JUNIOR, 2012). Este tipo de técnica foi empregado neste trabalho.

A utilização de sensores de efeito ‘hall’ possibilita, através de cálculos, a determinação da potência ativa (potência útil solicitada da rede elétrica) na entrada do motor principal. Porém, ao calcular a potência na entrada do motor, existe o inconveniente de que nesta medição o valor de potência determinado é um valor bruto, onde são computados os valores da potência mecânica disponível no eixo principal do motor e uma parcela adicional que corresponde às perdas no motor (atrito, elevação da temperatura, deformação elástica, entre outras). Sendo estas variáveis dependentes das forças de usinagem necessárias para provocar o corte do material e geração de cavaco, a potência encontrada na entrada da máquina sempre será maior que a potência real disponível no seu eixo, ou seja, a potência elétrica será o somatório das energias dissipadas (perdas) e da potência mecânica (FERRER, 2006).

Para minimizar o efeito das perdas, é realizada a medição da potência, chamada de “potência em vazio”, nas mesmas condições de corte, porém sem efetuar nenhum processo de usinagem. Este valor obtido é subtraído do valor encontrado na medição durante o corte. Dessa forma, a potência devido ao funcionamento do motor sem carga é extraída da potência do motor com carga, proporcionando somente o valor de potência efetiva para corte.

Segundo Diniz *et al.* (2006), a potência de usinagem depende dos esforços nos planos de cisalhamentos, que, por sua vez, dependem da resistência mecânica e da presença de elementos de liga, bem como das condições de corte empregadas para usiná-las. Quando usinando ferro fundido nodular, o aumento da velocidade de corte (desde que esta promova o suficiente amaciamento do material e impeça a adesividade na região de corte), o aumento do ângulo de saída e da dureza até determinados valores tendem a reduzir a potência de corte (DAVIS, 1996).

Nos ferros fundidos nodulares a potência de corte tende a aumentar com o aumento do avanço e do comprimento usinado, pois em ambas as situações as forças de usinagem tende a aumentar (KISHAWY *et al.*, 2005). O acréscimo do comprimento de corte promove o aumento do desgaste da ferramenta e, conseqüentemente, da potência de corte (MACHADO *et al.*, 2009).

2.2.6 – Integridade Superficial na Usinagem do Ferro Fundido Nodular

A integridade superficial desempenha um papel importante na fabricação de componentes de máquinas. Nos processos industriais, no entanto, a qualidade da peça (rugosidade e dimensões) é influenciada por diversas condições de corte, como: geometria e material da ferramenta, processo de usinagem, tipo de cavacos gerados, tipo de desgaste da ferramenta e vibração durante o corte (ABELE *et al.*, 2002, BROSKEA, 1987; HECK *et al.*, 2008, KATO *et al.*, 2002; SILVA, 2010). A alta qualidade do produto só é alcançada com a utilização de parâmetros adequados de usinagem e pelo monitoramento do processo de usinagem (GHANI *et al.*, 2002). A integridade superficial, de forma geral, é resultado do processo que envolve deformações plásticas, recuperação elástica, geração de calor, vibração, tensões residuais e até reações químicas, podendo promover alterações no acabamento superficial (rugosidade superficial e rebarbas) e subsuperficial (deformações plásticas, tensões residuais e microdurezas) (MACHADO *et al.*, 2009; KAMINSKI e ALVELID, 2000, STACHOWIAK e BATCHELOR, 2001; KARANDIKAR, 1991).

De forma geral, quanto maior a dureza do material fundido, menor é a sua rugosidade superficial (GHADERI *et al.*, 2003). No caso dos ferros fundidos nodulares, a rugosidade superficial é diretamente influenciada por algumas características do material (dureza e microestrutura, por exemplo) (ABELE *et al.*, 2002). Durante a usinagem deste material, partículas de grafite determinam o nível de rugosidade da superfície, enquanto que a matriz determina o limite de vida da ferramenta (CAMUSÇU, 2006).

Camusçu (2006) observou o comportamento da rugosidade ao variar a velocidade de corte durante a usinagem do ferro fundido nodular com dureza de 246 HB (Fig. 2.15), utilizando diferentes ferramentas de corte. O cientista observou que, ao contrário do comportamento do desgaste, a rugosidade superficial nem sempre aumenta continuamente com o comprimento de corte. Neste trabalho, o pesquisador observou o aumento contínuo da rugosidade da superfície ao longo do comprimento de corte em apenas algumas situações particulares, sendo que na grande maioria o comportamento desta grandeza foi bastante aleatório. Segundo o pesquisador, essa característica está diretamente relacionada à progressão do desgaste de flanco, pois, para a maioria dos resultados obtidos nos experimentos, a curva da rugosidade superficial mostrou o comportamento em “*zigue zague*”, ou seja, a qualidade da superfície deteriorou-se a um determinado valor de comprimento de corte, melhorando para algum intervalo intermediário e, posteriormente, começou a deteriorar-se novamente. Portanto, segundo o autor, é difícil tirar conclusões gerais sobre a influência do desgaste sobre a rugosidade superficial para este tipo de material. Este comportamento também foi observado nos trabalhos de Bonifacio (1994), Fang (1994), Ghani *et al.* (2002), Jinno *et al.* (1996), Saoubi

et al. (1999), Tonshoff *et al.* (2000), Dumitrescu *et al.* (2005), Koshy *et al.* (2002) e Xia *et al.* (2002).

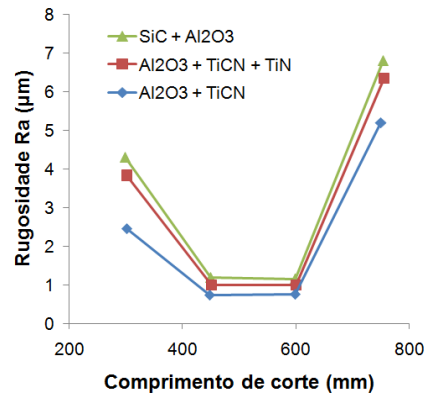


Figura 2.15 – Comportamento médio da rugosidade 'Ra' ao longo da velocidade de corte durante a usinagem do ferro fundido nodular (246 HB) com ferramentas cerâmicas (CAMUSCU, 2006)

Muitos outros fatores, ao lado do desgaste da ferramenta, pode ter efeito sobre a qualidade da superfície usinada, como a heterogeneidade do material que está sendo usinado e a distribuição aleatória dos nódulos de grafita (ambas características encontradas principalmente nos ferros fundidos nodulares) (KRISHNAMURTHY e GOKULARATHNAM, 1994; TOH, 2004; YIGIT *et al.*, 2008).

Alguns efeitos indesejáveis como o aumento excessivo da ductilidade do material usinado e o surgimento da aresta postiça de corte afetam diretamente o acabamento superficial dos ferros fundidos, ou seja, provocam alta rugosidade e grandes rebarbas (BYRNE *et al.*, 2003). Segundo Fengzhang *et al.* (2009), a melhor maneira de minimizar a rugosidade superficial durante a usinagem é através da seleção adequada das condições de corte e da ferramenta. Trent e Wright (2000) citam, como exemplos, a usinagem em altas velocidades, baixos valores de avanço e a utilização de ferramentas de corte de metal duro (classe 'K'), além de ângulo de saída negativo e maior raio de ponta da ferramenta como formas para reduzir (melhorar) a rugosidade superficial quando usinando ferro fundido. Segundo XU *et al.* (2009), o emprego de ferramentas cerâmicas ou de CBN permite a usinagem em altas velocidades, gerando bom acabamento superficial, podendo, em alguns casos, eliminar a operação de retífica, entretanto, deve-se ter um controle rigoroso sob o nível de desgaste da ferramenta.

2.2.7 – Produção de Ferro Fundido Nodular por Fundição Contínua

O crescente emprego do ferro fundido nodular em aplicações de responsabilidade como componentes de máquinas e peças automotivas, tem mostrado a necessidade de um controle mais efetivo sobre as etapas de fabricação (BJORKEGREN *et al.*, 1999; FRANCKLIN, 2009). A qualidade do produto da fundição contínua está associada a algumas variáveis importantes de processo, como tipo de inoculante, teor residual de elementos nodulizantes, temperatura de nodulização e temperatura de vazamento (ANGELO JUNIOR, 2003).

Segundo Feres (2011), o ferro fundido nodular produzido por fundição contínua é capaz de substituir o aço, pois mantém características mecânicas similares às deste material, com as vantagens de ser mais leve e oferecer boa usinabilidade. Os ferros fundidos nodulares das classes ferríticas são excelentes alternativas para aços de baixo carbono, refosforizados e resulfurados, por outro lado, os ferros fundidos nodulares das classes perlíticas são ideais para substituir os aços de médio carbono, pois apresentam elevada resistência.

2.2.8 – Aplicações dos Ferros Fundidos Nodulares Produzidos por Fundição Contínua

Alguns ferros fundidos nodulares produzidos por fundição contínua podem ser amplamente empregados na indústria metal mecânica. Cabeçotes de cilindros, punções, mancais de rolamentos, guias de válvulas, dentre outros, são alguns exemplos de aplicação industrial desse material. A Tabela 2.1 apresenta outras aplicações do ferro fundido nodular produzido por fundição contínua em alguns segmentos de mercado.

Tabela 2.1 - Aplicações do ferro fundido nodular produzido por fundição contínua em alguns segmentos de mercado (FUCO, 1998)

Segmento de mercado	Componentes
Hidráulica e Pneumática	Êmbolos, tampas de cilindro, cabeçotes de cilindros, corpos de válvula, rotores
Vidrarias	Moldes, pinos, punções, machos
Máquinas e Equipamentos	Polias, acoplamentos, roldanas, eixos, réguas guias, buchas, arruelas, porcas, engrenagens, pinos, flanges, mancais
Autopeças	Capas de mancal, distanciadores, êmbolos, pistão de freio, anéis, guias de válvulas, sedes de válvulas
Outros	Protetores de termopar, matrizes, placas de válvulas, plugs, rolos para leito de resfriamento, coquilhas

Dessa forma, pode observar a vasta versatilidade desse material na indústria, atendendo a uma grande diversidade de segmentos, ou seja, desde aplicações simples como

arruelas e polias, até aplicações complexas como moldes para indústria vidreira e corpos de válvulas para componentes hidráulicos. A Figura 2.16 apresenta, de forma ilustrativa, outros exemplos de produtos que podem ser fabricados a partir do processo de fundição contínua.

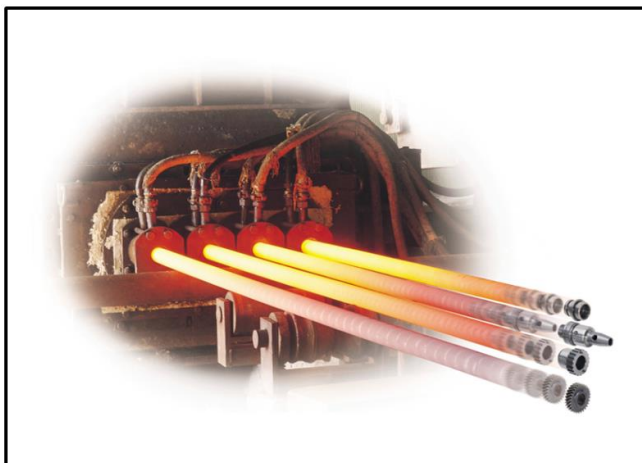


Figura 2.16 – Exemplos de peças de ferro fundido nodular produzidas por fundição contínua (FUCO, 1998)

2.4 – Ensaio de Usinabilidade

De um modo geral, usinabilidade pode ser definida como uma grandeza tecnológica que expressa, por meio de um valor numérico comparativo (índice de usinabilidade), um conjunto de propriedades de usinagem de um material em relação a outro tomado como padrão (DINIZ *et al.*, 2006).

A usinabilidade pode ser considerada uma propriedade do material, mas a medida da usinabilidade depende dos parâmetros considerados. Em outras palavras, a ordem no ranking da usinabilidade de um número de materiais pode não ser o mesmo, quando obtidos em condições diferentes (MACHADO *et al.*, 2009).

Diniz *et al.* (2006) e Machado *et al.* (2009) salientam ainda que a usinabilidade não é usada apenas para quantificar a facilidade ou a dificuldade de se usinar materiais, pois também pode ser usada para quantificar o desempenho de ferramentas de corte, de fluidos de corte e de geometrias das ferramentas. Trent e Wright (2000) sugerem que a usinabilidade não é uma propriedade, mas o “modo” como este material se comporta durante a usinagem.

A respeito da falta de uma medida universal de usinabilidade, Trent e Wright (2000) listam alguns critérios inerentes ao processo de usinagem, que quantificam o índice de usinabilidade dos materiais, como:

Vida da ferramenta - a quantidade de material removido por aresta de corte, sob condições padrões de usinagem, antes que a performance da ferramenta torne-se indesejável ou a ferramenta apresente um desgaste padrão que poderá comprometer seu desempenho;

Taxa limite de material removido - o volume máximo que um material poderá ser removido durante sua usinagem para um critério de fim de vida da ferramenta;

Forças de usinagem - forças que atuam na ferramenta (medidas por um dinamômetro, a partir de condições específicas) ou a potência necessária no processo;

Acabamento superficial - a superfície final obtida sob condições de usinagem específicas;

Forma do cavaco - a forma do cavaco como influência no escoamento do cavaco pela superfície de saída da ferramenta, sobre condições padronizadas de usinagem.

Vale lembrar que o processo é de certa maneira mais complexo. Se a vida da ferramenta, por exemplo, baseada em uma certa quantidade de desgaste, é selecionada como critério de usinabilidade, ainda assim será necessário especificar como isto poderá ser mensurado (forma de desgaste, parâmetros que serão medidos), o tipo de ferramenta de corte utilizada, condições de corte, etc (NAVES, 2009). Tudo isto deve ser selecionado arbitrariamente. A seguir, serão descritos os ensaios de usinabilidade por pressão constante e vida da ferramenta, respectivamente. Estes ensaios foram empregado neste trabalho.

2.4.1 – Ensaios com Aplicação de Pressão Constante

O ensaio de furação com força de avanço constante foi desenvolvido por Bouguer na década de 1950 e é considerado um dos testes de usinabilidade mais conhecidos na área da fabricação (MILLS e REDFORD, 1983). Esse teste consiste basicamente, em furar uma amostra de material aplicando uma força de avanço constante, através de suporte com massas conhecidas, durante um tempo fixo pré-determinado, sendo o critério de usinabilidade monitorado, a profundidade de penetração da broca (L_f), e, portanto, o material que obtiver o maior comprimento de penetração possuirá a usinabilidade melhor (SANTOS e SALES, 2007).

O ensaio pode ser aplicado nos processos de torneamento e furação. A Figura 2.17 apresenta, de forma esquemática, o ensaio de pressão constante no processo de torneamento.

Os pesos fixados ao carro porta-ferramenta por meio de um cabo garantem que a pressão aplicada pela ferramenta sobre a peça seja constante.

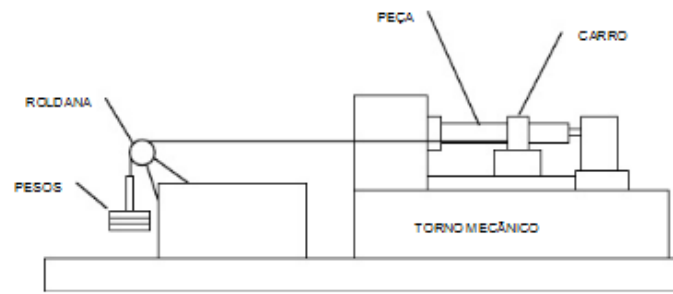


Figura 2.17 – Representação esquemática do ensaio de usinabilidade com aplicação de pressão constante no processo de torneamento (SANTOS e SALES, 2007)

O ensaio de usinabilidade através do uso de pressão constante no processo de furação possui uma construção mais simples. A Figura 2.18 apresenta o ensaio de usinabilidade com aplicação de pressão constante no processo de furação.

A preparação do equipamento, no caso uma furadeira de coluna, consiste na retirada da mola de retorno da furadeira e adaptação de uma polia, cabo, e pesos que têm por objetivo aplicar a pressão constante na furação. Barbosa et al. (2009), Luis (2001) e Seah e Sharma (1994) apresentaram trabalhos onde foram aplicados este tipo de ensaio de usinabilidade.

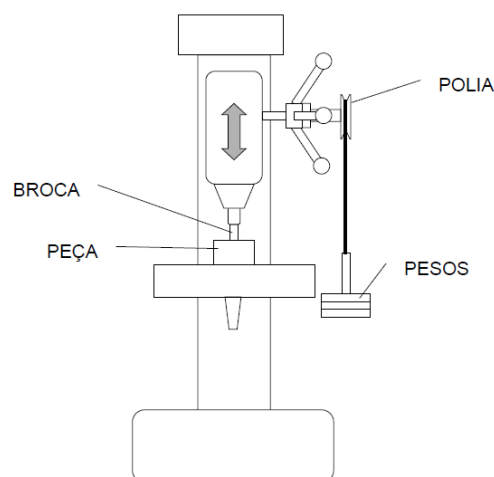


Figura 2.18 – Representação esquemática do ensaio de usinabilidade com aplicação de pressão constante no processo de furação (SANTOS e SALES, 2007)

2.4.2 – Ensaio de Vida da Ferramenta

O ensaio de vida de ferramentas de corte é um ensaio de longa duração e tem como objetivo obter a vida da ferramenta em função da velocidade de corte. Para isso são levantadas as curvas de evolução do desgaste. Com base no comportamento dessas curvas é

estabelecido o critério de fim de vida, que corresponde ao valor máximo do desgaste admissível, em outras palavras, a vida da ferramenta pode ser definida como o tempo em que as ferramentas de corte trabalham efetivamente sem perder a capacidade de corte (SANTOS e SALES, 2007). A Equação (2.2) apresenta a equação da vida da ferramenta, conhecida como Equação de Taylor.

$$T = k.v_c^{-x} \quad (2.2)$$

onde:

T = Vida da ferramenta [min];

v_c = Velocidade de corte [m/min];

k e x = Coeficientes da Equação de Taylor

Os procedimentos para o levantamento da equação de Taylor dependem de disponibilidade de tempo e de recursos materiais, pois a ferramenta deve ser levada ao final de vida para cada velocidade de corte adotada (TRENT e WRIGHT, 2000). Alguns fatores, quando monitorados, podem ajudar a definir o fim de vida da ferramenta de corte e, por consequência, o valor máximo do desgaste (MACHADO *et al.*, 2009). Entre os fatores pode-se citar (NAVES, 2009):

- receio de quebra da aresta de corte;
- acabamento superficial obtido é insatisfatório;
- temperaturas elevadas atingidas nas superfícies de contato da ferramenta;
- aumento das forças de usinagem a níveis muito elevados;
- aumento excessivo no nível dos ruídos e vibrações;
- impossibilidade de manter tolerâncias dimensionais especificadas;

Se estes fatores listados acima forem monitorados e controlados, será possível determinar o momento em que a ferramenta deverá ser substituída ou reafiada. A quantificação da vida da ferramenta pode então ser determinada através de vários critérios, como apresenta a Figura 2.19. Os fabricantes de ferramentas de corte sugerem que ao atingir o fim de vida, seja feita a troca ou reafiação das arestas de corte, pois se isto não ocorrer, poderá surgir algum tipo de dano ou quebra catastrófica da aresta de corte, comprometendo por sua vez a qualidade final da peça ou a integridade da máquina-ferramenta.

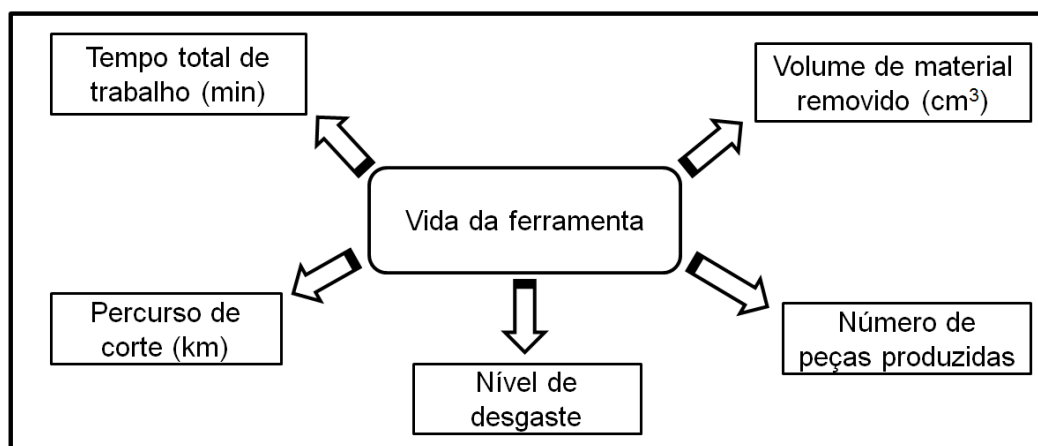


Figura 2.19 – Critério de avaliação da vida da ferramenta. Adaptado de (MACHADO *et al.*, 2009)

Bagetti (2009), BJORKEBORN *et al.* (2008), Doré (2007), Katayama e Toda (1996), Milan (1999), Mocellin (2002), Murphy e Aylward (1971), Nascimento e Abrão (2000), Pereira (2009) e Ramos (2004) avaliaram a performance de alguns materiais através de ensaios de usinabilidade da vida da ferramenta.

2.5 – Incerteza de Medição

Ao medir uma determinada grandeza é encontrado um valor que não corresponde ao valor verdadeiro, isto ocorre porque toda medição está sujeita a erros. Dessa forma, para que os resultados de uma medição possam ser comparados é obrigatório que seja dada alguma indicação quantitativa da qualidade do resultado, de forma tal que aqueles que o utilizam possam avaliar sua confiabilidade (ISO TAG 4/WG 3, 2008). O parâmetro metrológico utilizado para esta finalidade é a incerteza de medição.

Sem essa indicação, resultados de medição não podem ser comparados, seja entre eles mesmos ou com valores de referência fornecidos numa especificação ou numa norma (ISO TAG 4/WG 3, 2008). Portanto, é necessário que haja um procedimento prontamente implementado, facilmente compreendido e de aceitação geral para caracterizar a qualidade de um resultado de uma medição, isto é, para avaliar e expressar sua incerteza de medição.

A correção dos erros sistemáticos não é total, pois permanece uma dúvida sobre o quão correto é o valor obtido em uma medição. Somando a esta dúvida aquela proveniente dos efeitos aleatórios, obtém-se o que se convencionou chamar de incerteza de medição.

A incerteza de medição compreende, de forma geral, muitos componentes. Alguns desses componentes podem ser estimados com base na distribuição estatística dos resultados

das séries de medições e podem ser caracterizados por desvios padrão experimentais (DORNELLES, 2010).

No cálculo da incerteza de medição deverão estar contidos os efeitos de todos os fatores que influenciam o resultado da medição, dentre eles (ISO TAG 4/WG 3, 2008):

- Definição incompleta do mensurando;
- Amostragem não representativa;
- Realização imperfeita da definição do mensurando;
- Desconhecimento dos efeitos das condições ambientais;
- Erro de tendência pessoal na leitura de instrumentos analógicos;
- Valores inexatos dos padrões de medição e materiais de referência;
- Valores inexatos de constantes matemáticas e de outros parâmetros obtidos de fontes externas;
- Aproximações e suposições ao método e procedimento de medição;
- Variações nas observações repetidas do mensurando.

ISO TAG 4/WG 3 (2008) conceitua três tipos de incerteza: a incerteza padrão, a incerteza padrão combinada e a incerteza expandida. A primeira delas está relacionada a cada grandeza de influência e é obtida através da análise individual de cada variável considerada.

Por sua vez, a incerteza expandida consiste no resultado da multiplicação do valor da incerteza padrão combinada por um fator, definido de acordo com o nível de abrangência desejado (ISO TAG 4/WG 3, 2008). A Figura 2.20 apresenta a sequência para o cálculo da incerteza.

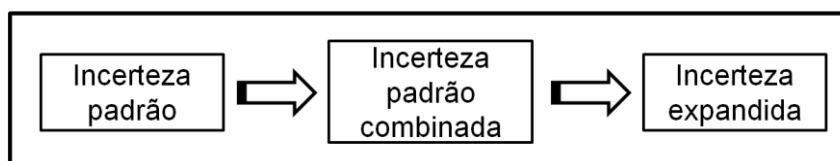


Figura 2.20 – Sequência para o cálculo da incerteza

2.5.1 – Incerteza Padrão

A incerteza padrão do tipo A é obtida a partir de uma função densidade de probabilidade, derivada da observação de uma distribuição de frequência, isto é, baseada em uma série de observações da grandeza. O conjunto de leituras realizadas no instrumento de medição constitui um exemplo de variável cuja incerteza é classificada como do tipo A,

apresentando distribuição normal e 'n-1' graus de liberdade. A Equação (2.3) apresenta o cálculo da incerteza padrão do tipo A.

$$u(x) = \sqrt{\frac{s^2}{n}} \quad (2.3)$$

onde:

s = Desvio padrão experimental;

n = Número de elementos da amostra.

A incerteza padrão do tipo A é aquela obtida a partir de uma análise estatística de uma série de observações de um mensurando, assumindo uma distribuição normal (Fig. 2.21) ou outra qualquer. Um componente de incerteza obtido por uma avaliação do Tipo A é caracterizado por um desvio padrão que considera as flutuações aleatórias e as influências consideradas constantes dos resultados de um dado experimento (ISO TAG 4/WG 3, 2008).

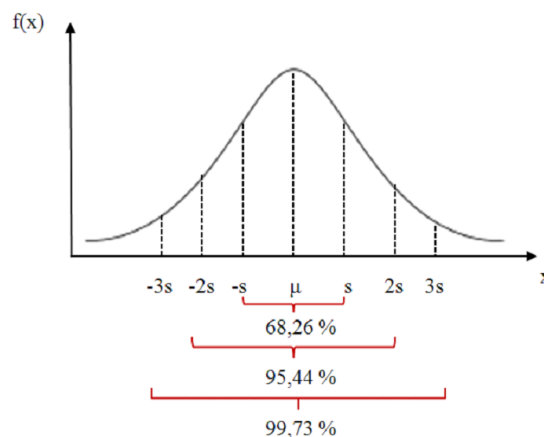


Figura 2.21 – Distribuição normal (LEAL, 2013)

Em uma situação onde a estimativa x_i de uma grandeza de entrada X_i não tenha sido obtida através de observações repetidas, a variância estimada associada $u^2(x_i)$ ou a incerteza padrão $u(x_i)$ é avaliada por julgamento científico, baseado em todas as informações disponíveis sobre a possível variabilidade de X_i . O correto uso dessas informações exige o discernimento baseado na experiência e no conhecimento geral, sendo esta uma habilidade que pode ser adquirida com a prática. A Figura 2.22 apresenta alguns exemplos de avaliação do tipo B.

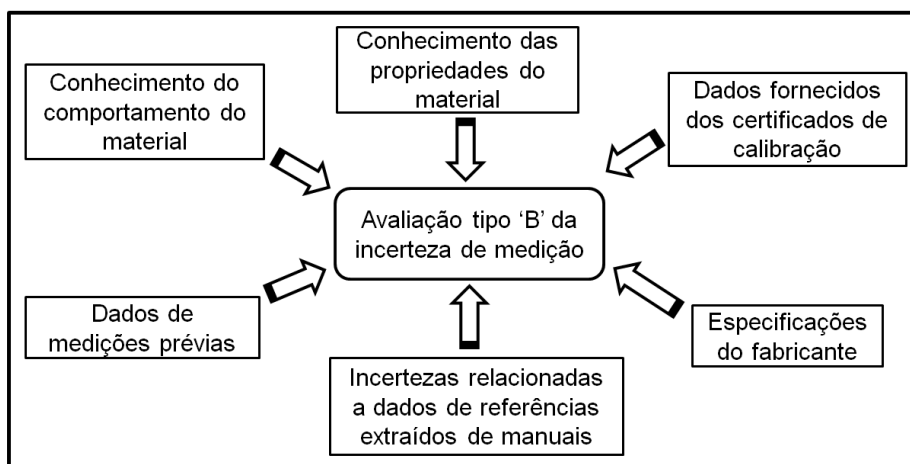


Figura 2.22 – Exemplos de avaliação do tipo B da incerteza de medição. Adaptado de (GUM, 2008)

Se a incerteza declarada de x_i é um parâmetro ao qual está associado um dado nível de confiança de 90 ou 99 %, por exemplo, o cálculo da incerteza padrão só será efetuado se a distribuição de probabilidade caracterizada pela estimativa do mensurando e sua incerteza for conhecida. Neste caso, a incerteza padrão é a incerteza citada dividida pelo fator de abrangência apropriado para a distribuição adotada. Tal fator é encontrado nas tabelas de distribuições de probabilidades (DRAPER e SMITH, 1966). Se não for especificado o tipo de distribuição pode-se assumir uma distribuição normal (VALDÉS e RIBEIRO, 2009)

Em outros casos, é possível estimar apenas os limites superior e inferior para X_i e estabelecer que a probabilidade de que o valor X_i pertença ao intervalo $(a-, a+)$ é um e a probabilidade para que o valor X_i esteja fora desse intervalo é zero. Para tais situações deve ser utilizada a distribuição retangular ou uniforme (Fig 2.23).

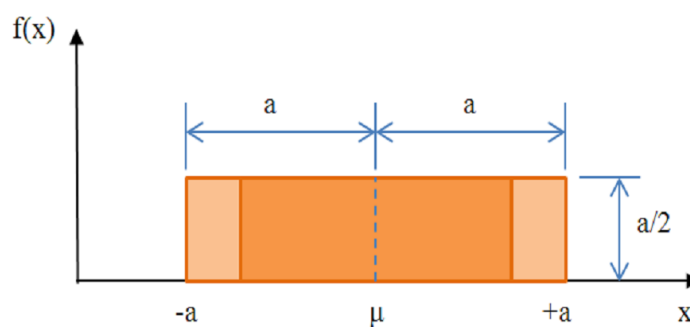


Figura 2.23 – Distribuição retangular (ISO TAG 4/WG 3, 2008)

Se não houver conhecimento específico de possíveis valores de X_i dentro do intervalo, pode-se assumir que é igualmente provável que X_i esteja em qualquer ponto do intervalo. Ainda X_i pode assumir infinitos valores e, conseqüentemente, o seu grau de liberdade é infinito (ISO TAG 4/WG 3, 2008).

Caso a diferença entre os limites (a^- , a^+) é designada por $2a$, a variância pode ser estimada a partir da Equação 2.4.

$$u^2(x_i) = \frac{a^2}{3} \quad (2.4)$$

O uso da distribuição retangular é recomendado quando se dispõe de pouca informação sobre uma determinada variável. Exemplos de fontes de incerteza com este tipo de distribuição são: gradientes de temperatura, afastamento da temperatura em relação a 20 °C, resolução do sistema de medição, histerese, dentre outros (MORAES, 2011).

Às vezes, é mais realista esperar que valores perto dos limites sejam menos prováveis do que os que estejam perto do ponto médio, assim, se faz necessário o uso de uma distribuição trapezoidal simétrica (Fig 2.24), com uma base de largura $a^+ - a^- = 2a$ e topo igual a $2a\beta$, onde $0 \leq \beta \leq 1$.

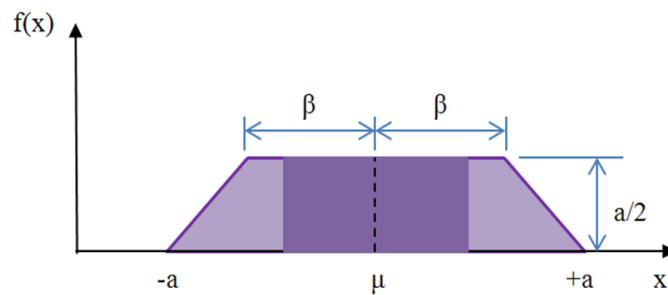


Figura 2.24 – Distribuição trapezoidal (ISO TAG 4/WG 3, 2008)

A Equação 2.5 apresenta o cálculo da incerteza padrão para a distribuição trapezoidal. Vale ressaltar que X_i pode assumir infinitos valores, conseqüentemente, o seu grau de liberdade é infinito.

$$u^2(x_i) = \frac{a^2(1+\beta^2)}{6} \quad (2.5)$$

Caso haja mais conhecimentos sobre a distribuição dos valores possíveis da grandeza, a distribuição de probabilidade passa ser uma triangular (Fig 2.25), com infinitos graus de liberdade, que pode evoluir para uma normal.

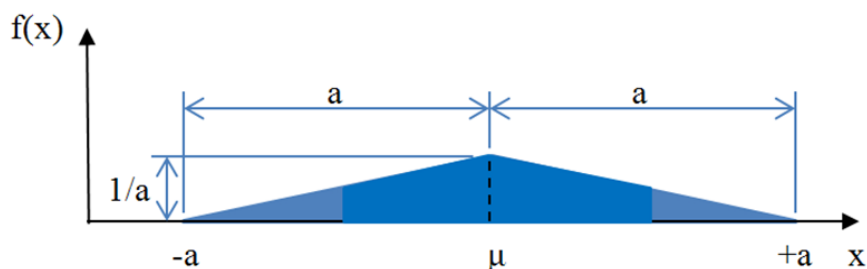


Figura 2.25 – Distribuição triangular (ISO TAG 4/WG 3, 2008)

A incerteza padrão do tipo B, associada a uma grandeza com distribuição triangular, é apresentada na Equação 2.6.

$$u^2(x_i) = \frac{a^2}{6} \quad (2.6)$$

Exemplos de fontes de incerteza com distribuição triangular são: desvio de planeza das superfícies de medição de um instrumento, desvio de paralelismo entre as superfícies de medição, entre outros (MORAES, 2011). A Figura 2.26 apresenta um fluxograma para o cálculo da incerteza padrão.

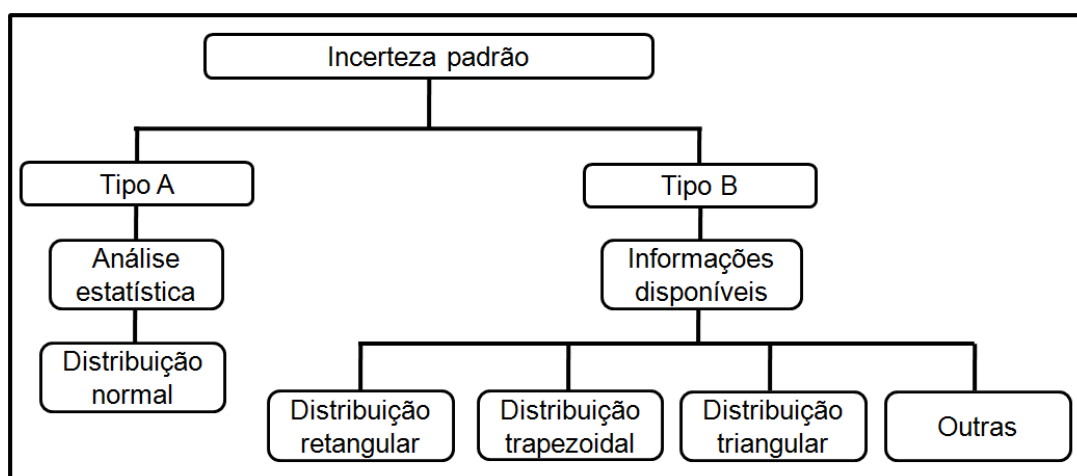


Figura 2.26 – Fluxograma para o cálculo da incerteza padrão

Dessa forma, conhecendo todos os valores das incertezas padrão, calcula-se a incerteza padrão combinada. Para isso, um modelo matemático deve ser previamente definido, pois ele é a base para a aplicação da metodologia proposta no ISO TAG 4/WG 3 (2008).

2.5.2 – Incerteza Padrão Combinada

Para aplicação da metodologia proposta no ISO TAG 4/WG 3 (2008) é necessário obter uma formulação matemática que englobe todas as variáveis que influenciam no processo de obtenção da grandeza em questão, assim, é possível construir a seguinte relação funcional (Equação 2.7):

$$Y = f(X_1, X_2, X_3, \dots, X_{n-1}, X_n) \quad (2.7)$$

Para aplicação da metodologia proposta no ISO TAG 4/WG 3 (2008) é necessário obter uma formulação matemática que englobe todas as variáveis que influenciam no processo de obtenção da grandeza em questão, assim, é possível construir a seguinte relação funcional:

A partir da Equação 2.8, pode-se, então, obter uma estimativa do mensurando Y , designada como y , tendo como base um conjunto de estimativas de entrada $x_1, x_2, x_3, \dots, x_{n-1}, x_n$ para os valores das n grandezas $X_1, X_2, X_3, \dots, X_{n-1}, X_n$. Dessa forma, a expressão resultante é dada por:

$$y = f(x_1, x_2, x_3, \dots, x_{n-1}, x_n) \quad (2.8)$$

Quando as grandezas de entrada são correlacionadas, a expressão apropriada para a variância combinada, associada com o resultado de uma medição é apresentada na Equação 2.9.

$$u_c^2(y) = \sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial f}{\partial x_i} \right) u^2(x_i) + 2 \sum_{i=1}^{n-1} \sum_{j=i+1}^n \frac{\partial f}{\partial x_i} \frac{\partial f}{\partial x_j} u(x_i) \cdot u(x_j) \cdot r(x_i, x_j) \quad (2.9)$$

onde:

$u_c^2(y)$ = Estimativa para a resposta;

$u^2(x_i)$ = Incerteza padrão da grandeza x_i ;

n = Número de elementos da amostra;

$r(x_i, x_j)$ = Coeficiente de correlação entre as estimativas x_i e x_j .

O segundo termo da Equação 2.9 expressa a correlação existente entre duas fontes de incertezas x_i e x_j com $i \neq j$. O coeficiente r fornece a medida do grau de correlação entre as variáveis x_i e x_j , onde m é o número de valores atribuídos às variáveis x_i e x_j ; (Eq. 2.10).

$$r(x_i, x_j) = \frac{\sum_{k=1}^m (x_{ik} - \bar{x}_i) \cdot (x_{jk} - \bar{x}_j)}{\sqrt{\sum_{k=1}^m (x_{ik} - \bar{x}_i)^2 \cdot \sum_{k=1}^m (x_{jk} - \bar{x}_j)^2}} \quad (2.10)$$

O coeficiente de correlação varia de -1 a 1 . Quando esse valor se aproxima dos extremos significa que as variáveis x_i e x_j são altamente correlacionadas. Por outro lado, se o coeficiente de correlação é zero, significa que não há correlação entre as variáveis, obtendo, assim, a Equação (2.11).

$$u_c^2(y) = \sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial f}{\partial x_i} \right) u^2(x_i) \quad (2.11)$$

2.5.3 – Incerteza Expandida

A incerteza padrão combinada, calculada através da “Lei de Propagação de Incertezas”, apresenta uma probabilidade de abrangência de 68,27 %, sendo, portanto, muito pequena para a maioria das aplicações da engenharia mecânica. Dessa maneira, o “Comitê Internacional de Pesos e Medidas” propôs descrever a incerteza de medição através de intervalos que representam os valores esperados para os erros de medição, com uma probabilidade maior (95,45 %, por exemplo) (KACKER *et al.*, 2007). Esta incerteza recebe o nome de incerteza expandida (U_p) e pode ser estimada a partir da Equação 2.12.

$$U_p = k \cdot u_c \quad (2.12)$$

onde:

U_p = Incerteza expandida;

k = Fator de abrangência ($k > 0$);

u_c = Incerteza padrão combinada.

O fator k (fator de abrangência) está associado à distribuição de probabilidades dos valores obtidos na medição, que geralmente apresentam uma distribuição normal. Esse número é escolhido em função do nível de confiança especificado para o intervalo, estando, em geral, entre 2 e 3 para uma distribuição normal de probabilidade. Por exemplo, para um intervalo com um nível de confiança de 95,45 % e 99,73 %, o fator de abrangência assume os valores 2 e 3, respectivamente (ISO TAG 4/WG 3, 2008).

A incerteza expandida é uma maneira de apresentar a informação para satisfazer requisitos de algumas aplicações comerciais e industriais, que necessitam de um intervalo de valores em torno do resultado de medição (GUM, 2008). O grau de liberdade efetivo ν_{eff} é obtido através da fórmula da Equação 2.13.

$$\nu_{eff} = \frac{u_c^4(y)}{\sum_{i=1}^n \frac{u_i^4(x)}{\nu_i}} \quad (2.13)$$

onde:

ν_{eff} = Grau de liberdade efetivo;

u_c = Incerteza padrão combinada;

u_i = Incerteza padrão associada a cada nível de entrada;

ν_i = Grau de liberdade associado a cada nível de entrada.

O resultado de medição, levando-se em conta a incerteza padrão combinada, é dado por $\bar{y} \pm u_c$, e, em relação à incerteza expandida, é expresso por $\bar{y} \pm U_p$, em que \bar{y} é a estimativa de Y , sendo seu valor médio. A Figura 2.27 apresenta as etapas que devem ser seguidas para o cálculo de avaliação da incerteza (ISO TAG 4/WG 3, 2008).

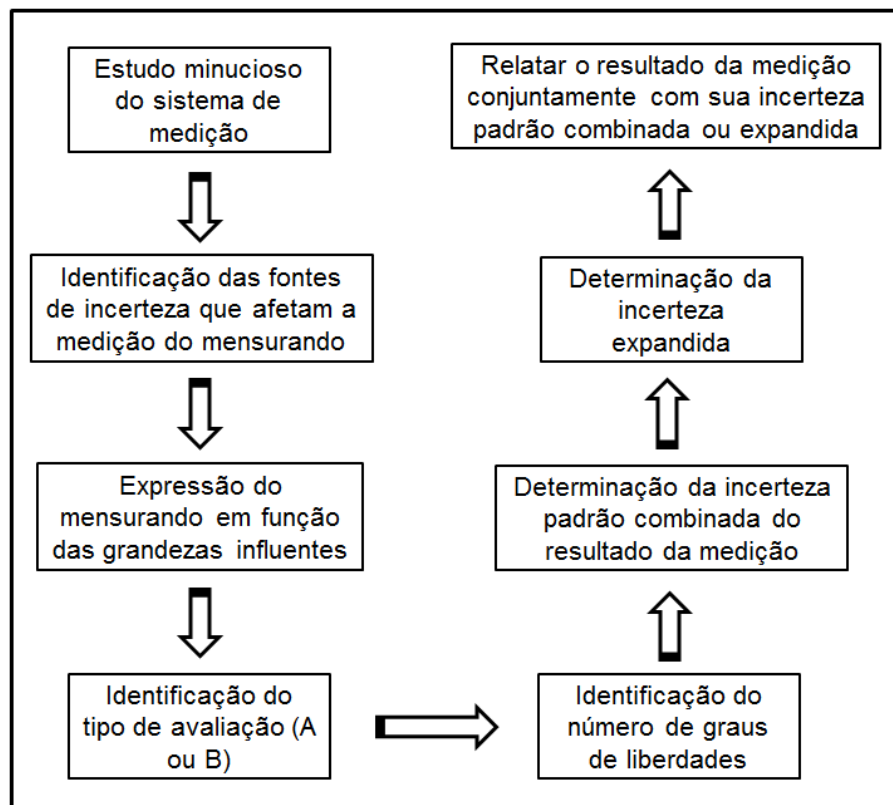


Figura 2.27 – Etapas seguidas para o cálculo de avaliação da incerteza. Adaptado de (GUM, 2008)

2.6 – Planejamento de Experimentos

O planejamento de experimento apareceu na década de 1920, desenvolvido por R. A. Fisher, na Rothamsted Agricultural Field Research Station, em Londres. Depois de sua utilização na agricultura, outras pesquisas foram desenvolvidas com a sua aplicação, principalmente, na indústria química (ROWLANDS, 2003).

O planejamento de experimento é uma metodologia empregada em qualquer segmento que se pretende investigar a importância das variáveis envolvidas no processo (MONTGOMERY, 2005). A sua notabilidade pode ser melhor entendida no desenvolvimento de experimentos em que a quantidade de variáveis é elevada, apesar de ser utilizada em situações que envolvam apenas duas variáveis de entrada (DA SILVA, 2011). Conforme Calado e Montgomery (2003), o planejamento de experimentos permite determinar as variáveis de maior influência em um processo. A Figura 2.28 apresenta as vantagens de aplicar o planejamento de experimento em ensaios de pesquisa.

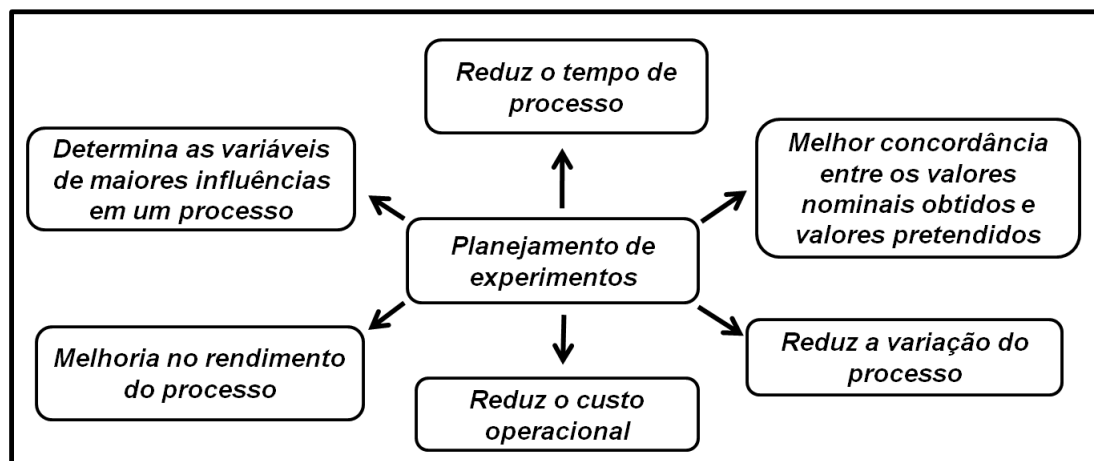


Figura 2.28 – Vantagens de aplicar o planejamento de experimento em ensaios de pesquisa.
Adaptado de (CALADO e MONTGOMERY, 2003)

Dentre as diversas vantagens da aplicação do planejamento de experimento a influência das interações entre duas ou mais variáveis do processo podem ser claramente obtidas, desde que o tipo da técnica do planejamento de experimento seja corretamente selecionado (BOX *et al.*, 1978). A Figura 2.29 identifica o processo de um sistema quando tratado por planejamento de experimentos.

Segundo Myers e Montgomery (1995), as variáveis de entrada são as variáveis que se pretende manipular ou controlar, também conhecidas como fatores, enquanto que as variáveis de saída são as respostas que se pretende obter. Os fatores externos não controláveis são perturbações indesejáveis que aparecem durante os ensaios e são característicos de cada processo.

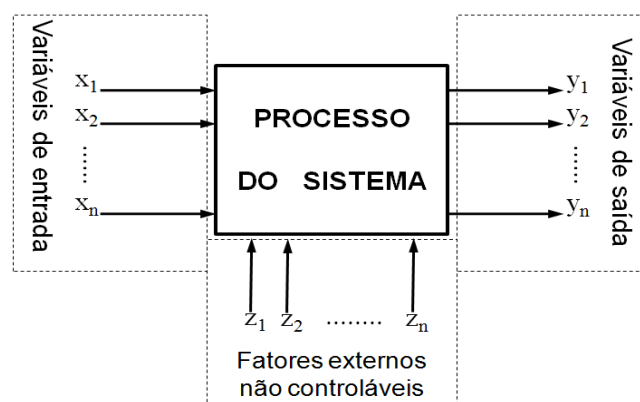


Figura 2.29 – Processo do sistema representado pelo planejamento de experimento (DA SILVA, 2011)

A Figura 2.30 apresenta os três princípios básicos de um correto planejamento de experimentos.

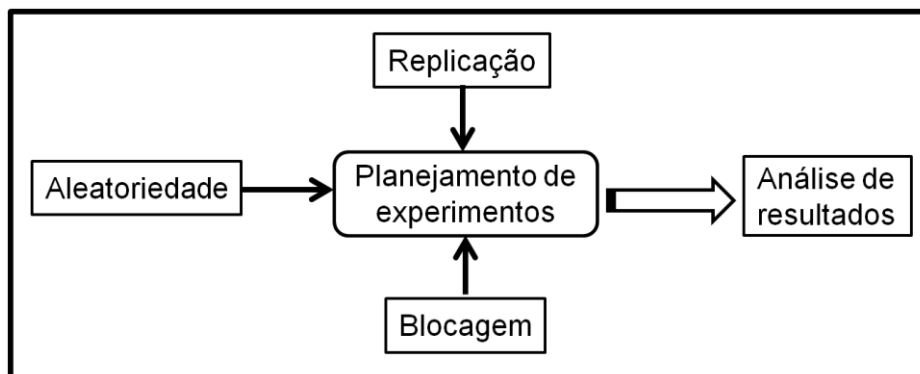


Figura 2.30 – Princípios básicos de um correto planejamento de experimentos. Adaptado de (CALADO e MONTGOMERY, 2003)

A replicação dos ensaios permite a obtenção de uma estimativa do erro experimental. Durante o planejamento de experimentos é de fundamental importância a distinção entre a replicação e a repetição das medições (DUARTE, 2007). Considera-se repetição as diversas medidas realizadas para uma mesma amostra, enquanto que a realização de um novo ensaio com as mesmas características e propriedades do anterior é chamada de réplica. A aleatoriedade dos experimentos permite independência das variáveis e erros, durante a sua análise. A blocagem tem a função de avaliar e controlar a presença de fatores externos não controláveis ou outros ruídos que possam perturbar o processo (DA SILVA, 2011).

A seguir, serão abordadas as ferramentas estatísticas que foram utilizadas neste trabalho: o teste de hipóteses e a comparação de dois tratamentos.

2.6.1 – Teste de Hipóteses

Segundo Button (2010), uma hipótese científica é qualquer afirmação que possa ser refutada. Dessa forma, a hipótese: "Os motores da marca 'A' são mais econômicos que os da marca 'B'" é uma hipótese científica, pois qualquer pessoa que duvide, ou queira comprová-la, pode montar um experimento e averiguar sua veracidade. Uma determinada hipótese é tida como verdadeira, se, em sua avaliação, não forem encontrados indícios que a desaprovem, permanecendo assim, até que se prove o contrário. Para que uma hipótese científica seja testada, ela deve ser convertida em uma hipótese estatística, que é uma armação sobre um parâmetro populacional (MONTGOMERY e RUNGER, 2003). Um teste de hipótese fundamenta-se em um conjunto de regras que permite, a partir dos resultados experimentais

(amostrais), rejeitar ou não tal hipótese, associando a esta decisão uma determinada confiança (NETO et al., 1995).

Ao testar hipóteses, iniciamos por criar uma hipótese experimental a respeito de um parâmetro da população. Essa hipótese experimental, a respeito de um parâmetro, é chamada de hipótese nula, onde a mesma é denotada de H_0 . Define-se, então, outra hipótese, denominada de hipótese alternativa, a qual é o oposto daquilo que é formulado na hipótese nula. A hipótese alternativa é definida por H_1 . O procedimento de teste de hipóteses usa dados de uma amostra para testar as duas afirmações antagônicas, indicadas por H_0 e H_1 (DE SOUZA, 2009).

Anderson et al. (2008) utilizaram as definições de testes de hipóteses para um exemplo comum utilizados nas indústrias automobilísticas. Ele considerou um modelo de automóvel que atinge atualmente a eficiência média de 10,21 km/l. Uma equipe de pesquisa, da mesma indústria, desenvolveu um novo sistema de injeção de combustível projetado especificamente para aumentar a taxa de quilômetros por litro. Para avaliar o novo sistema, diversas unidades serão produzidas, instaladas em automóveis e submetidas a teste de direção controlada com o objetivo de comprovar que o novo sistema aumenta a taxa média de quilômetros por litro. Nesse caso, a hipótese de pesquisa é que o novo sistema de injeção de combustível produzirá uma taxa média de quilômetros por litro superior a 10,21, ou seja, $\mu > 10,21$. Como diretriz geral, uma hipótese de pesquisa deve ser formulada como a hipótese alternativa. Portanto, as hipóteses nula e alternativa ao estudo são:

$$H_0: \mu \leq 10,21$$

$$H_1: \mu > 10,21$$

Se os resultados da amostra indicassem que H_0 não pode ser rejeitada, os pesquisadores não poderão concluir que o novo sistema de injeção de combustível é melhor. Entretanto, se os resultados das amostras indicarem que H_0 pode ser rejeitada, os pesquisadores poderão inferir que $H_1: \mu > 10,21$ é verdadeira. Com essa conclusão, os pesquisadores obtêm a base estatística necessária para afirmar que o novo sistema aumenta o número médio de quilômetros por litro.

2.6.2 – Comparação de 2 Tratamentos

Na comparação de dois tratamentos com amostra grandes, deve-se ter as seguintes suposições (BARROZO, 2007):

- i) Seja x_1, x_2, \dots, x_{n1} uma amostra aleatória de tamanho n_1 da população 1 com média populacional μ_1 e desvio-padrão populacional σ_1 ;
- ii) Seja y_1, y_2, \dots, y_{n2} uma amostra aleatória de tamanho n_2 da população 2 com média populacional μ_2 e desvio-padrão populacional σ_2 ;
- iii) As amostras são independentes. Em outras palavras, as medidas dos dois tratamentos, não são relacionados entre si.

Na comparação de dois tratamentos utiliza-se o teste de hipótese explicado anteriormente, que é seguindo as seguintes observações (BARROZO, 2007):

- i) Identificar a hipótese de nulidade (H_0) e a hipótese alternativa (H_1) em termos de parâmetros populacionais;
- ii) Escolher o teste estatístico;
- iii) Estabelecendo um nível de significância ' α ', determinar a região de rejeição;
- iv) Calcular o valor observado do teste estatístico a partir dos dados da amostra.

O teste estatístico utilizado para determinar a diferença entre dois tratamentos, deve seguir uma distribuição aproximadamente normal z , para amostras grandes. Para a comparação de dois tratamentos com amostras pequenas n_1 e n_2 , além de considerar as suposições anteriores, devem-se, também, supor as seguintes suposições adicionais:

- i) Ambas populações são normais;
- ii) Os desvios padrões das populações 1 e 2 são iguais, isto é, $\sigma_1 = \sigma_2$;
- iii) x_1, x_2, \dots, x_{n1} é uma amostra aleatória de distribuição $N(\mu_1, \sigma^2)$;
- iv) y_1, y_2, \dots, y_{n2} é uma amostra aleatória de distribuição $N(\mu_2, \sigma^2)$;
- v) x_1, x_2, \dots, x_{n1} e y_1, y_2, \dots, y_{n2} são duas amostras independentes.

Depois de confirmadas as suposições mencionadas anteriormente, utiliza-se o teste estatístico ' t ' de *Student* para amostras pequenas " $n_1 + n_2 - 2$ " graus de liberdade definido pela Equação 2.14.

$$t = \frac{(\bar{x} - \bar{y}) - (\mu_1 - \mu_2)}{s_p \sqrt{\frac{1}{n_1} + \frac{1}{n_2}}}, \text{ onde } s_p = \frac{(n_1 - 1)s_1^2 + (n_2 - 1)s_2^2}{n_1 + n_2 - 2} \quad (2.14)$$

Depois de calcular o valor de ' t ', estipula-se um nível ' α ' de significância para verificar se rejeita ou não a hipótese nula, através de teste bilateral ou unilaterais apresentados a seguir (BARROZO, 2007).

Teste Bilateral - apresenta duas regiões de rejeição da hipótese nula H_0 , situadas nos extremos da distribuição amostral, é utilizado para testar hipótese do tipo:

$$H_0 : \mu_A - \mu_B = 0$$

$$H_1 : \mu_A - \mu_B \neq 0$$

A Figura 2.31 mostra as regiões de aceitação e rejeição de H_0 a um nível de significância ' α ' em um teste bilateral.

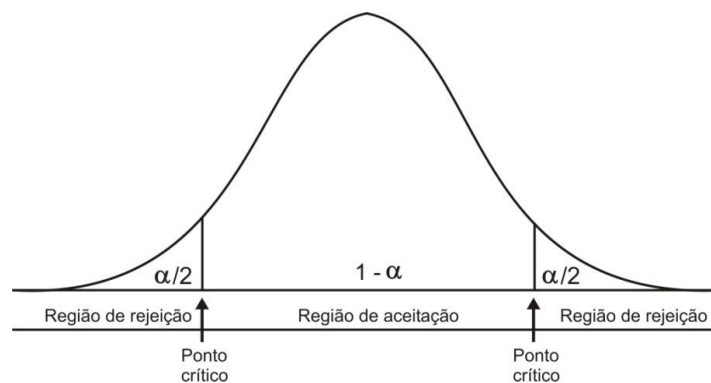


Figura 2.31 - Regiões de aceitação e rejeição de H_0 em um teste bilateral (BARROZO, 2007).

Teste Unilateral a Direita - apresenta uma única região de rejeição da hipótese nula H_0 , sendo utilizado para testar as hipóteses do tipo:

$$H_0 : \mu_A - \mu_B = 0$$

$$H_1 : \mu_A - \mu_B > 0$$

A Figura 2.32 mostra as regiões de aceitação e rejeição de H_0 a um nível de significância ' α ' em um teste unilateral a direita.

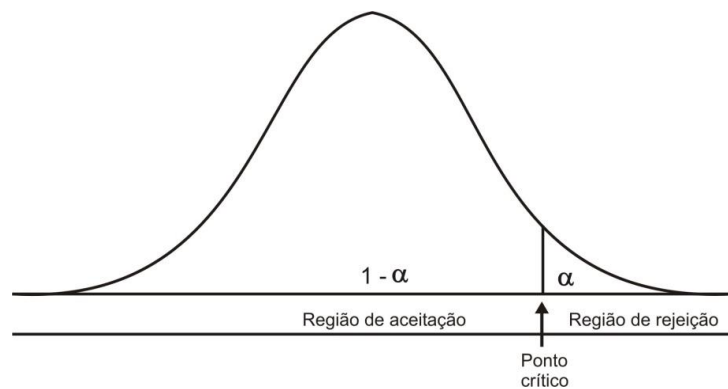


Figura 2.32 - Regiões de aceitação e rejeição de H_0 um teste unilateral à direita (BARROZO, 2007).

Teste Unilateral a Esquerda - Apresenta uma região de rejeição da hipótese nula H_0 , situada no extremo inferior da distribuição amostral, é utilizado para testar as hipóteses do tipo:

$$H_0 : \mu_A - \mu_B = 0$$

$$H_1 : \mu_A - \mu_B < 0$$

A Figura 2.33 mostra as regiões de aceitação e rejeição de H_0 a um nível de significância ' α ' em um teste unilateral a esquerda.

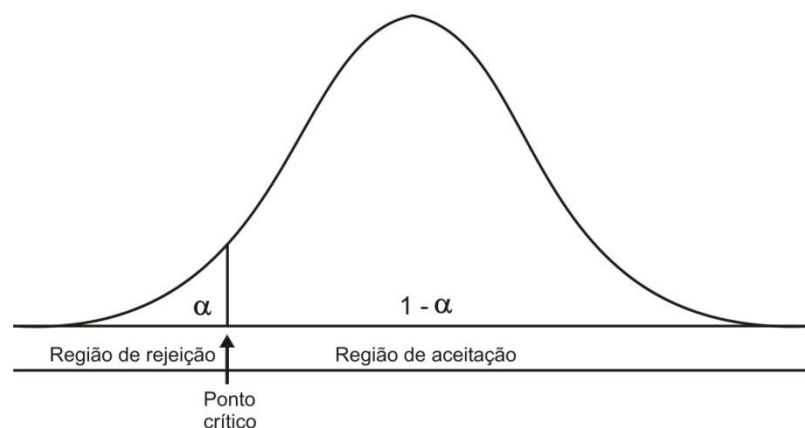


Figura 2.33 - Regiões de aceitação e rejeição de H_0 em um teste unilateral à esquerda (BARROZO, 2007).

Nesta pesquisa trabalhou-se com amostras pequenas então será utilizado o teste ' t ' de *Student* bilateral como mostrado na Figura 2.31.

CAPÍTULO III

PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Nesta seção do trabalho serão apresentados e descritos as ferramentas, materiais, equipamentos e métodos dos experimentos de usinagem em que esta pesquisa foi desenvolvida. A Figura 3.1 apresenta um fluxograma da metodologia do trabalho.

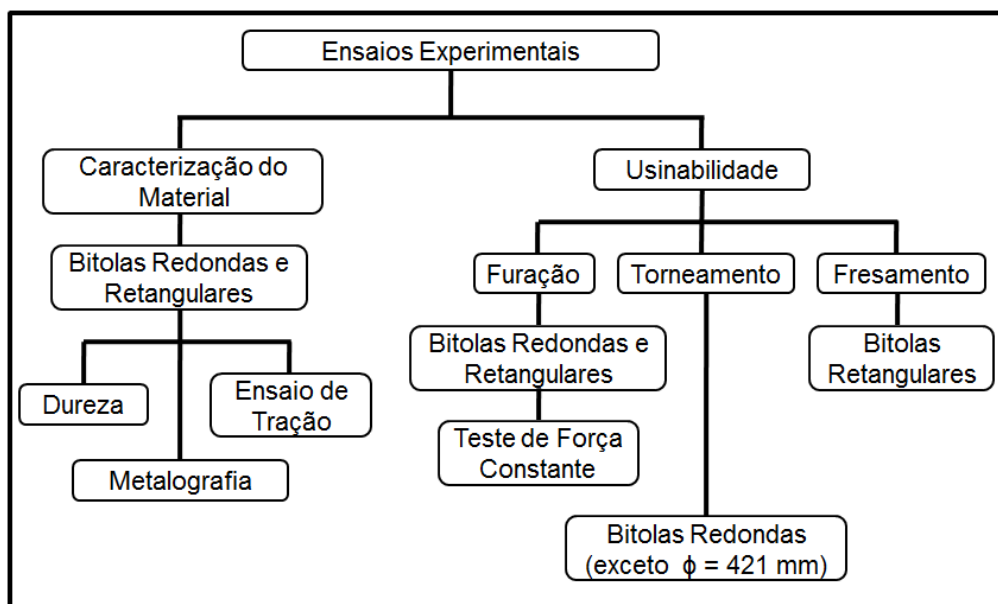


Figura 3.1 – Fluxograma da metodologia do trabalho

Como citado anteriormente, este trabalho teve o objetivo de verificar o comportamento da usinabilidade ao longo da seção transversal de barras de ferro fundido nodular produzido por fundição contínua em diferentes bitolas. Também foi verificada a correlação das variáveis que controlam a usinabilidade e a respectiva resposta das propriedades mecânicas.

Ao longo dos testes foram realizados ensaios de furação constante, torneamento e fresamento. Os parâmetros avaliadores durante a furação constante foi a profundidade do furo.

Já para o torneamento, os parâmetros avaliadores foram: evolução do desgaste da ferramenta, vida da ferramenta, rugosidade, forças de usinagem e potência de usinagem. No fresamento, os parâmetros avaliadores foram: evolução do desgaste da ferramenta, vida da ferramenta, rugosidade, torque e potência de usinagem. Para os experimentos em que foi observada a caracterização do material, foram realizados ensaios de dureza, de tração e de metalografia.

Os testes proporcionaram resultados que permitiram a comparação da usinabilidade ao longo da seção transversal de uma mesma bitola, além de detectar possíveis variações de usinabilidade entre as diferentes bitolas do material. Todos os testes foram realizados no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia (LEPU/FEMEC/UFU).

3.1 – Materiais Usinados, Ferramentas de Corte e Máquina-Ferramenta

3.1.1 – Materiais Usinados

O material dos corpos de provas empregado neste trabalho foi o ferro fundido nodular *FE 45012*, produzido por fundição contínua com diferentes bitolas e geometrias. Este material é empregado em componentes de máquinas sujeitos a choques mecânicos, engrenagens, porcas, eixos e componentes hidráulicos que operam em alta pressão (êmbolos, guias, tampas, cabeçotes de cilindro, camisas para injetoras, válvulas hidráulicas coquilhas, dentre outros).

Nesta tese, os testes foram realizados em barras circulares e retangulares. Todas as barras foram fornecidas pela *Tupy S.A.* As bitolas circulares possuem diâmetros de 53 mm, 156 mm, 203 mm e 421 mm. As três primeiras foram fornecidas em barras longas e a última na forma de bolacha (40 mm de espessura). Nas barras circulares foi possível investigar a variação da usinabilidade ao longo da seção transversal e, também, investigar a variação da usinabilidade entre barras de bitolas diferentes. A Figura 3.2 apresenta, em forma de bolachas, as amostras circulares utilizadas nos experimentos.

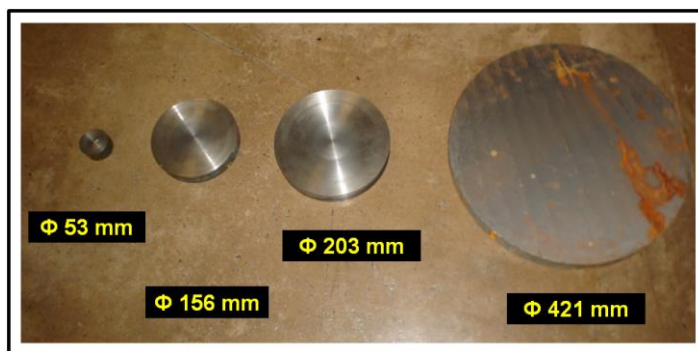


Figura 3.2 – Amostras circulares utilizadas nos experimentos

No formato retangular, foram fornecidas apenas bolachas de 610 mm x 410 mm x 40 mm. Nessas amostras foi investigada a variação da usinabilidade ao longo da seção transversal, pois não foram fornecidas barras com bitolas diferentes. A Figura 3.3 apresenta a amostra retangular utilizada nos ensaios de furação com pressão constante e fresamento.

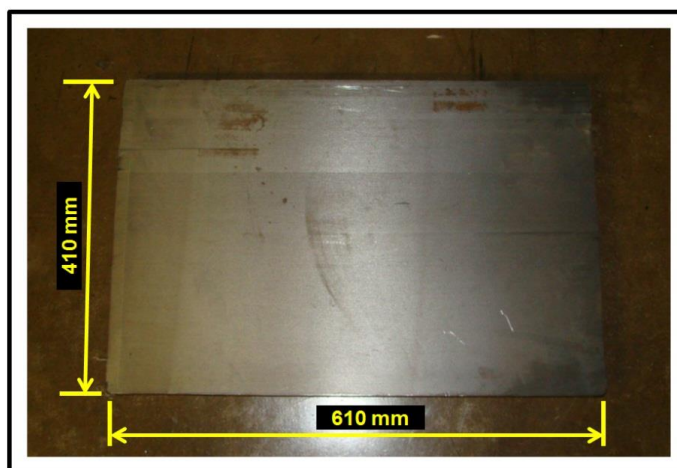


Figura 3.3 – Amostra retangular utilizada nos experimentos

As barras circulares foram testadas no torneamento e a retangular no fresamento. Todas as barras foram testadas no processo de furação através do método de pressão (força de avanço) constante.

A composição química das barras fundidas foi realizada por espectrometria de emissão. Durante a fabricação, corpos de prova (“moeda coquilhada”) foram retirados do metal líquido após os tratamentos de nodularização e inoculação, sendo, posteriormente, vazados em uma coquilha de cobre refrigerada com água. Em seguida, esta moeda foi retificada e analisada em um espectrômetro de emissão óptica da marca ARL (Fig. 3.4).



Figura 3.4 – Espectrômetro de emissão óptica da marca ARL

Nesta análise foi possível observar que os teores de C e Si variaram de acordo com o diâmetro das bitolas, decrescendo de 3,6 %C e 3,0 %Si para 3,3 %C e 2,6 %Si. Também foi possível observar que o material utilizado neste trabalho não possuem elementos de liga perlitizantes, apresentando-os, apenas, como teores residuais.

A medição da dureza foi realizada ao longo da seção transversal de cada corpo de prova. Cada amostra foi separada por regiões (periferia, zona intermediária e núcleo) através da igualdade das áreas da seção transversal. Em seguida, foram escolhidas, aleatoriamente, três amostras cilíndricas de cada bitola para medição da dureza. Os ensaios também foram realizados nas amostras retangulares, onde também foram separadas três amostras.

As peças foram cortadas transversalmente e, posteriormente, passaram pelo processo de torneamento de faceamento. Ambas as operações foram realizadas com a presença de fluido refrigerante para evitar possíveis alterações microestruturais em virtude do aumento da temperatura na região investigada e tiveram como objetivo manter as superfícies paralelas entre si. Este procedimento foi semelhante ao adotado no trabalho de Zipperian (2012).

Depois de seccionadas, as amostras foram separadas e codificadas para ensaios de dureza *Brinell*. As medições partiram do núcleo em direção a periferia de cada amostra, com cada ponto espaçado de 4 mm. Esse espaçamento teve o objetivo de evitar possíveis interações entre as identificações (PACE TECHNOLOGIES, 2012). Os ensaios de dureza *Brinell* foram efetuados em *Durômetro Universal* da marca *Wolpert*, utilizando-se uma esfera de Ø 5 mm e carga de 750 kgf (ISO 6507-1, 2008). Para garantir boa impressão e prevenir excessiva recuperação elástica do material sob a carga exercida, os ensaios foram conduzidos por aproximadamente 30 s, sobre a superfície testada (SCHAEFFER *et al.*, 2006; VILAS BOAS *et al.*, 2007; DOS SANTOS JUNIOR, 2012).

A Figura 3.5 apresenta as regiões do corpo de prova e os seus respectivos pontos onde foi realizada a avaliação da dureza ao longo da seção transversal de cada amostra. Observe que para as amostras com bitola de 53 mm de diâmetro, foram obtidos 7 pontos de medição de dureza ao longo da seção transversal (1 ponto na periferia, 2 pontos na zona intermediária e 4 pontos na região do núcleo), enquanto que para a amostra com bitola de 156 mm de diâmetro foram obtidos 20 pontos (4 pontos na região da periferia, 4 pontos na zona intermediária e 12 pontos na região do núcleo).

Para as amostras com bitolas de 203 mm de diâmetro, foram obtidos 36 pontos de medição da dureza (7 pontos na periferia, 9 pontos na zona intermediária e 20 pontos na região do núcleo). E, finalmente, para as amostras com bitolas de 421 mm de diâmetro, conseguiu-se obter 53 pontos (9 pontos na região da periferia, 13 pontos na região da zona intermediária e 31 pontos na região do núcleo). Para as amostras retangulares foram obtidos 50 pontos (11 pontos na periferia, 14 pontos na zona intermediária e 25 pontos na região do núcleo).

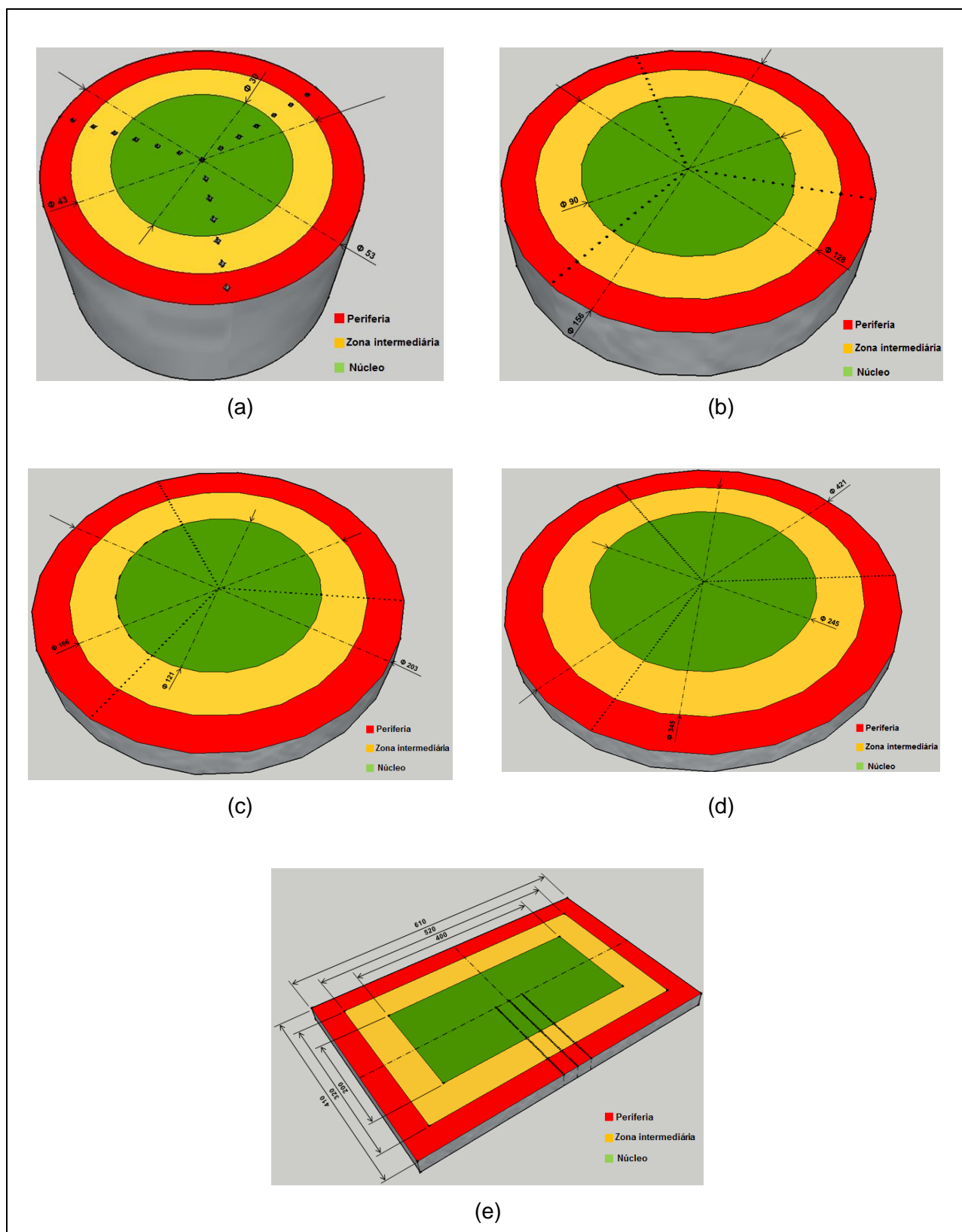


Figura 3.5 – Direção da sequência dos pontos de medição da dureza; (a) Amostra circular com 53 mm; (b) Amostra circular com 156 mm; (c) Amostra circular com 203 mm; (d) Amostra circular com 421 mm; (e) Amostra retangular

A Tabela 3.1 apresenta os resultados dos ensaios de dureza realizados ao longo seção transversal de cada região das amostras.

Tabela 3.1 – Resultados da dureza ao longo das regiões analisadas

Ensaio	Região	Dureza Média (HB)	Desvio Padrão
Amostra Redonda (Φ 53 mm)	Periferia	181,3	2,16
	Zona Intermediária	195,0	1,14
	Núcleo	197,5	2,74
Amostra Redonda (Φ 156 mm)	Periferia	176,0	2,74
	Zona Intermediária	195,7	6,1
	Núcleo	196,0	2,76
Amostra Redonda (Φ 203 mm)	Periferia	166,6	2,73
	Zona Intermediária	180,0	1,75
	Núcleo	181,0	2,98
Amostra Redonda (Φ 421 mm)	Periferia	165,37	2,32
	Zona Intermediária	188,1	2,16
	Núcleo	186,5	3,04
Amostra Retangular	Periferia	162,4	1,26
	Zona Intermediária	179,4	2,22
	Núcleo	183,6	2,54

Para a análise da microestrutura, as amostras foram, inicialmente, seccionadas em aparelho *discotom*, da marca *struers*, com disco abrasivo *04TRE struers*. Em seguida, foram lixadas com lixas d'água nas granulometrias #320, #400, #600 e #1200 *mesh*, polidas com pastas adiamantadas de 3 μm e atacadas com o reativo de Nital à 2% por 5 segundos, conforme Agarwal et al. (2003), Schaeffer et al. (2006) e Tan e Ögel (2007) recomenda, e com cruzamento perpendicular das trilhas do movimento de lixamento, de acordo com o sítio na *web* da *Pace Technologies* (2009). As fotografias foram adquiridas com uma câmara *cyber-shot* da SONY e as fotomicrografias feitas em um microdurômetro, da marca *Shimadzu*, acoplado a um computador.

As Figuras 3.6 a 3.10 apresentam as microestruturas observadas em cada região das amostras analisadas após serem atacadas com 3% de nital.

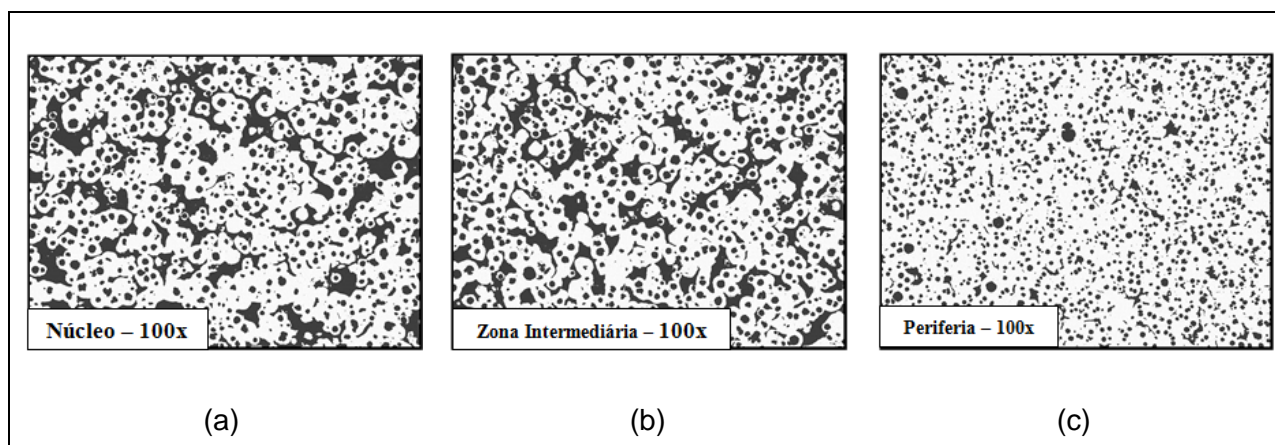


Figura 3.6 – Microestruturas das barras cilíndricas com bitola de 53 mm de diâmetro – Ataque em Nital 3%; (a) Núcleo, (b) Zona intermediária, (c) Periferia

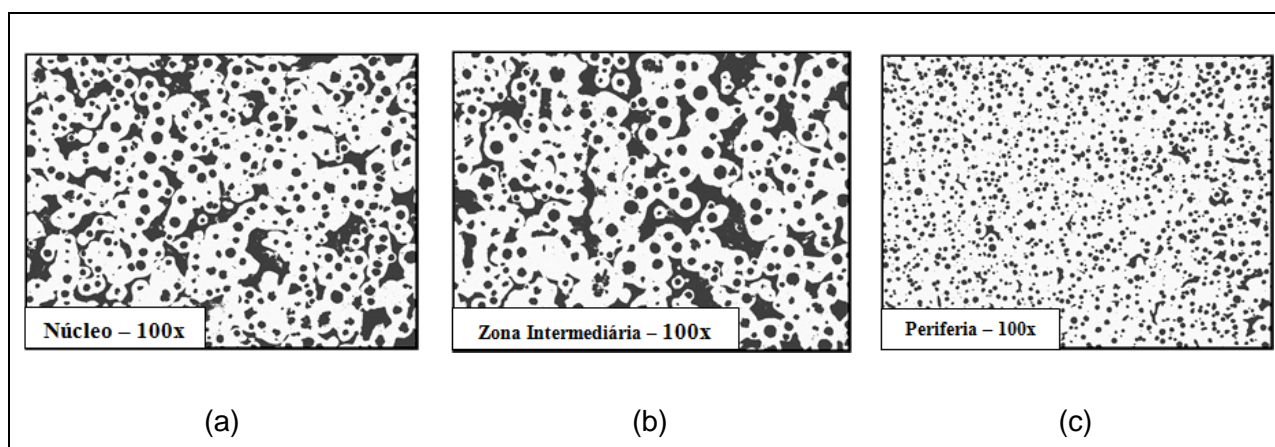


Figura 3.7 – Microestruturas das barras cilíndricas com bitola de 156 mm de diâmetro – Ataque em Nital 3%; (a) Núcleo, (b) Zona intermediária, (c) Periferia

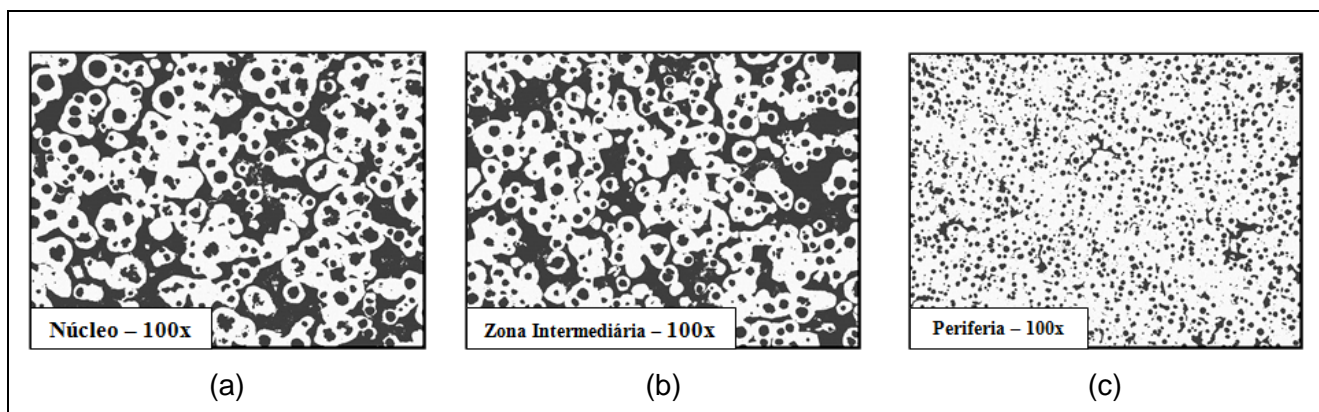


Figura 3.8 – Microestruturas das barras cilíndricas com bitola de 203 mm de diâmetro – Ataque em Nital 3%; (a) Núcleo, (b) Zona intermediária, (c) Periferia

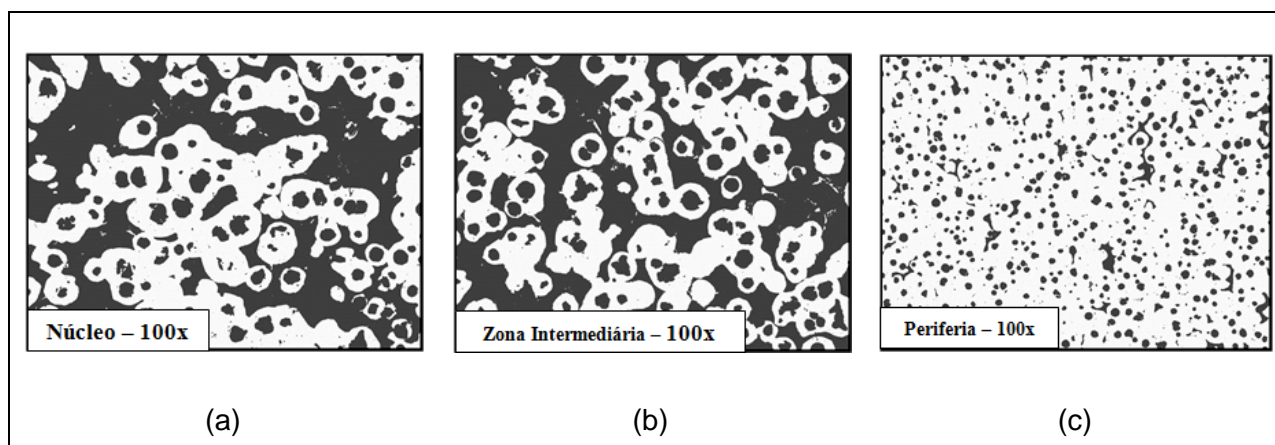


Figura 3.9 – Microestruturas das barras cilíndricas com bitola de 421 mm de diâmetro – Ataque em Nital 3%; (a) Núcleo, (b) Zona intermediária, (c) Periferia

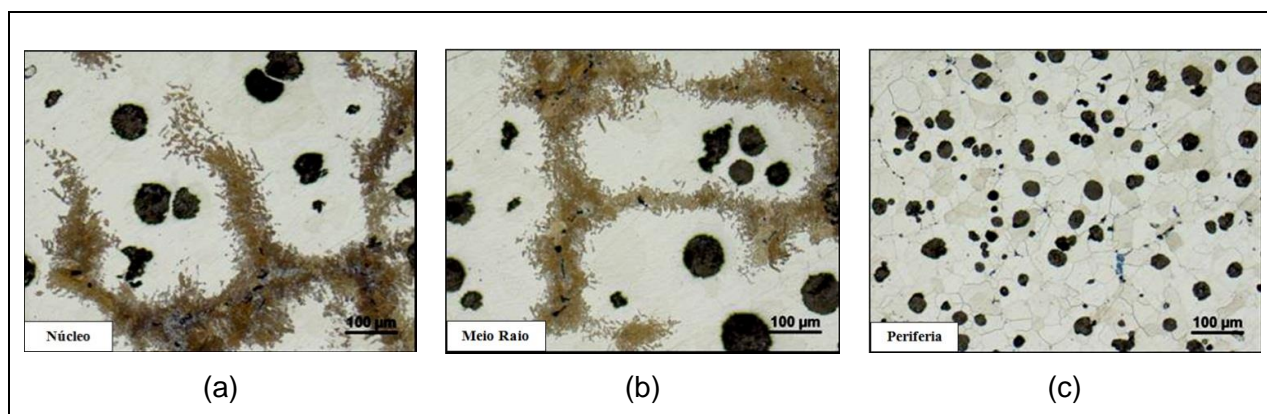


Figura 3.10 – Microestruturas das barras retangulares – Ataque em Nital 2%; (a) Núcleo, (b) Zona intermediária, (c) Periferia

Pode-se observar que, entre as bitolas, não ocorreu grandes variações das microestruturas nas mesmas regiões. Por outro lado, entre as regiões da periferia das amostras com bitolas de 421 mm de diâmetro e as amostras retangulares, começam a aparecer diferenças em relação as demais, como restos de perlita e presença de carbonetos dispersos na matriz ferrítica. As Figuras A1.1 a A1.9, do Anexo I, apresentam as micrografia das amostras antes de serem atacadas e a avaliação realizada através do analisador de imagens “*Image Pro Plus*”, além da distribuição dos carbonetos na matriz ferrítica na região da periferia.

A Tabela 3.2 apresenta uma análise do tipo de microestrutura encontrada em cada região das amostras analisadas.

Tabela 3.2 – Análises das microestruturas das amostras analisadas

Amostra	Núcleo	Zona intermediária	Periferia
Barra cilíndrica (Φ 53 mm)	Grafitas e matriz ferrítica/perlítica	Grafitas e matriz ferrítica/perlítica	Grafitas e matriz ferrítica
Barra cilíndrica (Φ 156 mm)	Grafitas e matriz ferrítica/perlítica	Grafitas e matriz ferrítica/perlítica	Grafitas e matriz ferrítica
Barra cilíndrica (Φ 203 mm)	Grafitas e matriz ferrítica/perlítica	Grafitas e matriz ferrítica/perlítica	Grafitas e matriz ferrítica
Barra cilíndrica (Φ 421 mm)	Grafitas e matriz ferrítica/perlítica	Grafitas e matriz ferrítica/perlítica	Grafitas e a matriz ferrítica com restos de perlítica e carbonetos
Barra retangular	Grafitas e matriz ferrítica/perlítica	Grafitas e matriz ferrítica/perlítica	As grafitas e a matriz ferrítica com restos de perlita

Para análise da porcentagem de carbonetos e de nodularização nas amostras, foram analisados 8 pontos distintos para cada região. As imagens foram analisadas através do *software* “*Image Pro Plus*”. A Tabela 3.3 apresenta, de forma resumida, os valores percentuais médios da matriz perlítica, carbonetos, nodularização e tamanho dos nódulos para as amostras circulares. Observe que para todas as amostras a região da periferia apresentou baixo percentual de matriz perlítica. Os resultados completos da microestrutura para as amostras cilíndricas podem ser observados nas Tabelas AII.1 a AII.4 do Anexo II.

Quando submetidas aos ensaios de tração, as amostras de ferro fundido nodular produzido por fundição contínua foram solicitadas uniaxialmente, com esforço gradativo à taxa de deformação constante de 2 mm/min (COURTNEY, 1990; DE SOUZA, 1982). Os ensaios foram realizados em uma máquina de tração da marca *Shimadzu*, com capacidade de 600 kN. Para medição das grandezas, foi utilizado o *software* “*Trapezium*” para aquisição dos valores obtidos. O objetivo destes ensaios foi avaliar a resistência mecânica e a ductilidade dos materiais ensaiados (CALLISTER, 2006), sob a suposição que este era contínuo (livre de porosidades) e isotrópico (DIETER e BACON, 1988; JACOBS, 1999).

De modo a garantir maior confiabilidade dos resultados obtidos, foram retirados, ao longo de cada região das bitolas, três corpos de prova. A Figura 3.11 apresenta uma amostra fixada na máquina de resistência à tração.

Tabela 3.3 – Resultados médios das microestruturas das amostras cilíndricas

Amostra	Região	Matriz Perlítica (%)	Carbonetos (%)	Nodularização (%)	Partículas (mm ²)	Tamanho (μm)
Φ 53 mm	Periferia	5,8	4	97,4	685,8	15,8
	Zona Intermediária	18,4	0	97,6	250,9	25,4
	Núcleo	19,4	0	97,1	254,8	24,9
Φ 156 mm	Periferia	5,6	2	98,1	481,4	17,8
	Zona Intermediária	36,0	0	96,4	131,9	33,5
	Núcleo	38,4	0	97,3	117,1	35,4
Φ 203 mm	Periferia	4,4	1	97,8	670,6	15,8
	Zona Intermediária	17,5	0	98,4	152,6	32,4
	Núcleo	21,3	0	96,8	102,3	38,1
Φ 421 mm	Periferia	4,6	9	97,3	338,1	20,3
	Zona Intermediária	41,4	0	96,1	60,3	48,6
	Núcleo	37,3	0	94,6	61,1	45,9
Amostra Retangular	Periferia	3	0	98	272	30
	Zona Intermediária	9	0	95	85	38
	Núcleo	9	0	95	90	35

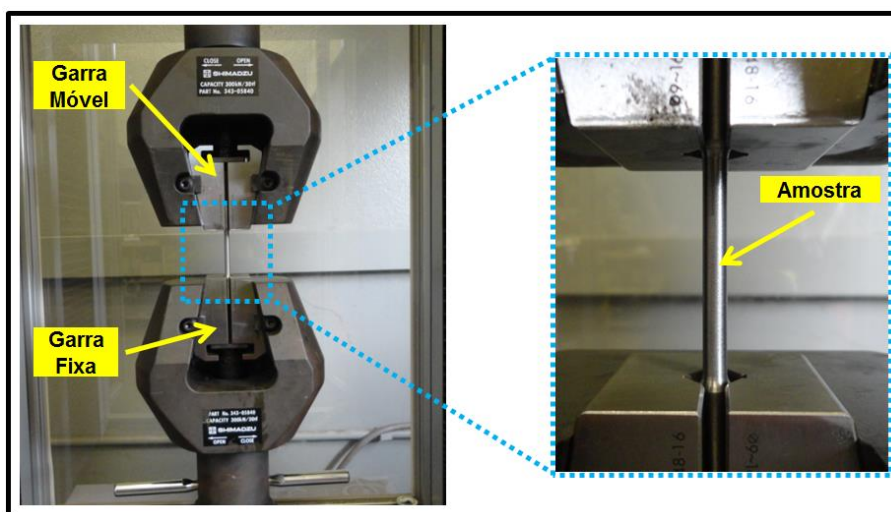


Figura 3.11 – Fixação do corpo de prova na máquina de resistência à tração

Os corpos de prova foram extraídos ao longo da seção transversal de cada bitola e preparados de acordo com a norma NBR 6152 (2002). A Figura 3.12 apresenta as dimensões do corpo de prova utilizado nestes ensaios.

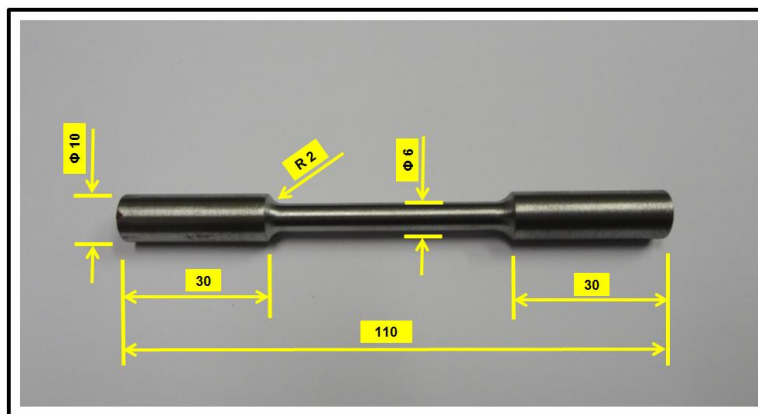


Figura 3.12 – Dimensões do corpo de prova para ensaios de tração

Para as amostras com diâmetro de 53 mm, foi retirada apenas um corpo de prova da região do núcleo (A2) e um corpo de prova da região da zona intermediária (A1) para cada um dos três raios espaçados igualmente em ângulos de 120°. Não foi possível obter corpos de prova da região da periferia (Fig. 3.13).

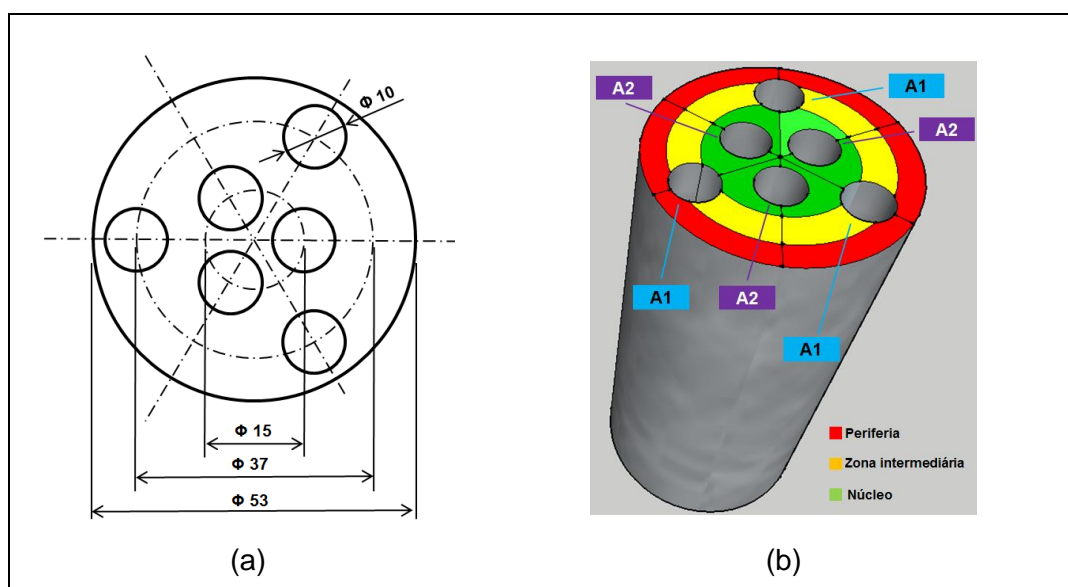


Figura 3.13 – Amostras para ensaios de resistência à tração nas barras circulares com diâmetro de 53 mm; (a) Localização dos corpos de prova; (b) Distribuição dos corpos de prova para cada região

Por outro lado, para as amostras com bitola de 156 mm de diâmetro, foram obtidos quatro corpos de prova ao longo de cada um dos três raios defasados igualmente em ângulos de 120° ao longo da seção transversal, sendo um corpo de prova da região da periferia (B1), um corpo de prova da região da zona intermediária (B2) e dois corpos de prova da região do núcleo (B3 e B4) (Fig. 3.14).

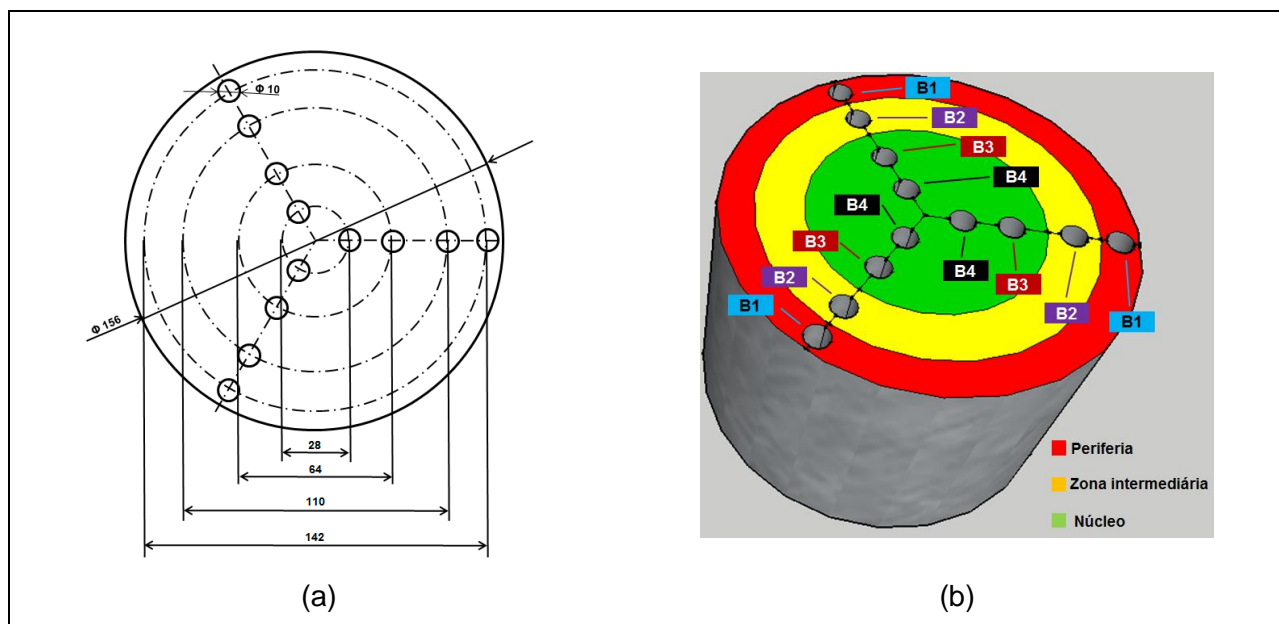


Figura 3.14 – Amostras para ensaios de resistência à tração nas barras circulares com diâmetro de 156 mm; (a) Localização dos corpos de prova; (b) Distribuição dos corpos de prova para cada região

Para as amostras com bitola de 203 mm de diâmetro, foram retirados cinco corpos de prova ao longo de cada um dos três raios igualmente espaçados em ângulos de 120° ao longo da seção transversal (um corpo de prova da região da periferia – C1, um corpo de prova da região da zona intermediária - C2 e três corpos de prova da região do núcleo – C3, C4 e C5, respectivamente). A Figura 3.15 apresenta as dimensões e localizações dos corpos de prova ao longo da seção transversal desta amostra.

A Tabela 3.4 apresenta os valores médios do alongamento, estricção, limite de escoamento e limite de resistência das amostras circulares.

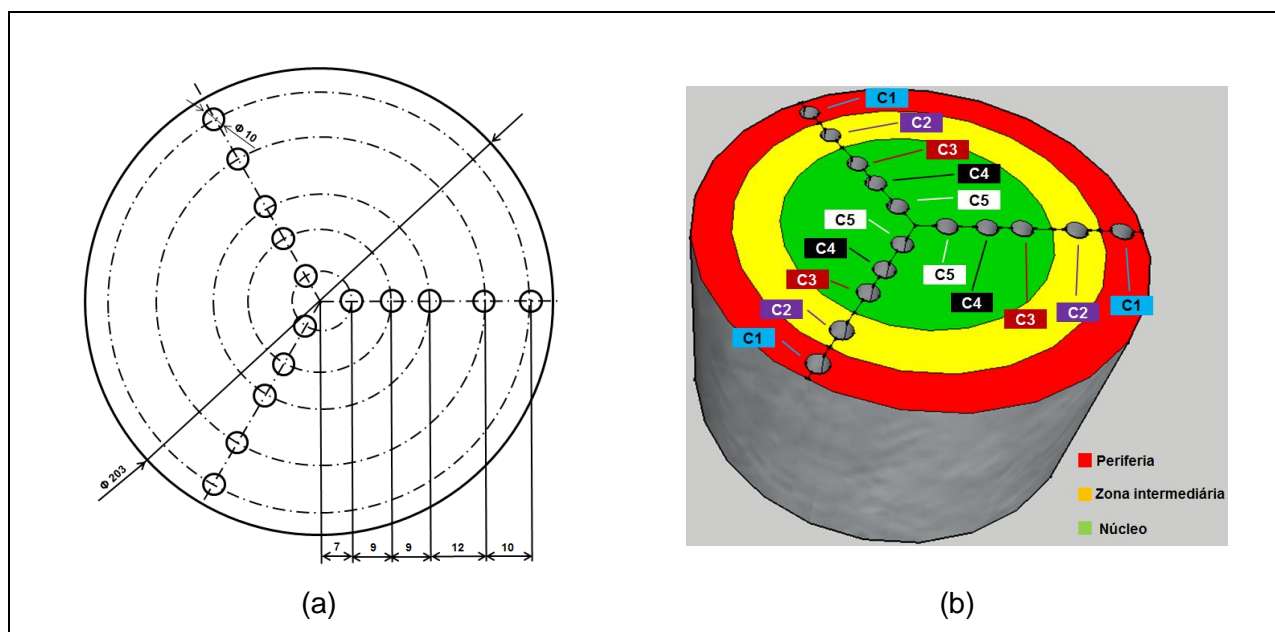


Figura 3.15 – Amostras para ensaios de resistência à tração nas barras circulares com diâmetro de 203 mm; (a) Localização dos corpos de prova; (b) Distribuição dos corpos de prova para cada região

Tabela 3.4 – Resultados obtidos durante os ensaios de resistência a tração

Ensaio	Secção	Alongamento Médio (%)	Estricção Média (%)	Limite de Escoamento (MPa)	Limite de Resistência (MPa)
Φ 53 mm	A1	10,21	2,91	321,23	546,76
	A2	14,33	6,38	382,67	478,88
Φ 156 mm	B1	8,11	2,77	300,73	561,26
	B2	10,06	1,94	332,61	546,91
	B3	13,32	5,02	343,76	537,99
	B4	15,11	8,61	373,72	511,32
Φ 203 mm	C1	6,36	3,88	304,55	585,96
	C2	9,32	4,04	317,53	579,04
	C3	12,61	5,72	331,32	560,79
	C4	14,31	6,11	355,93	547,01
	C5	15,26	7,77	368,44	532,06

A Figura 3.16 apresenta, em forma de gráficos, a comparação entre as regiões analisadas nas amostras com bitolas circulares. Observe que as amostras retiradas próximas a região da periferia apresentaram maiores valores de alongamento e estricção e menores valores de limite de resistência e escoamento.

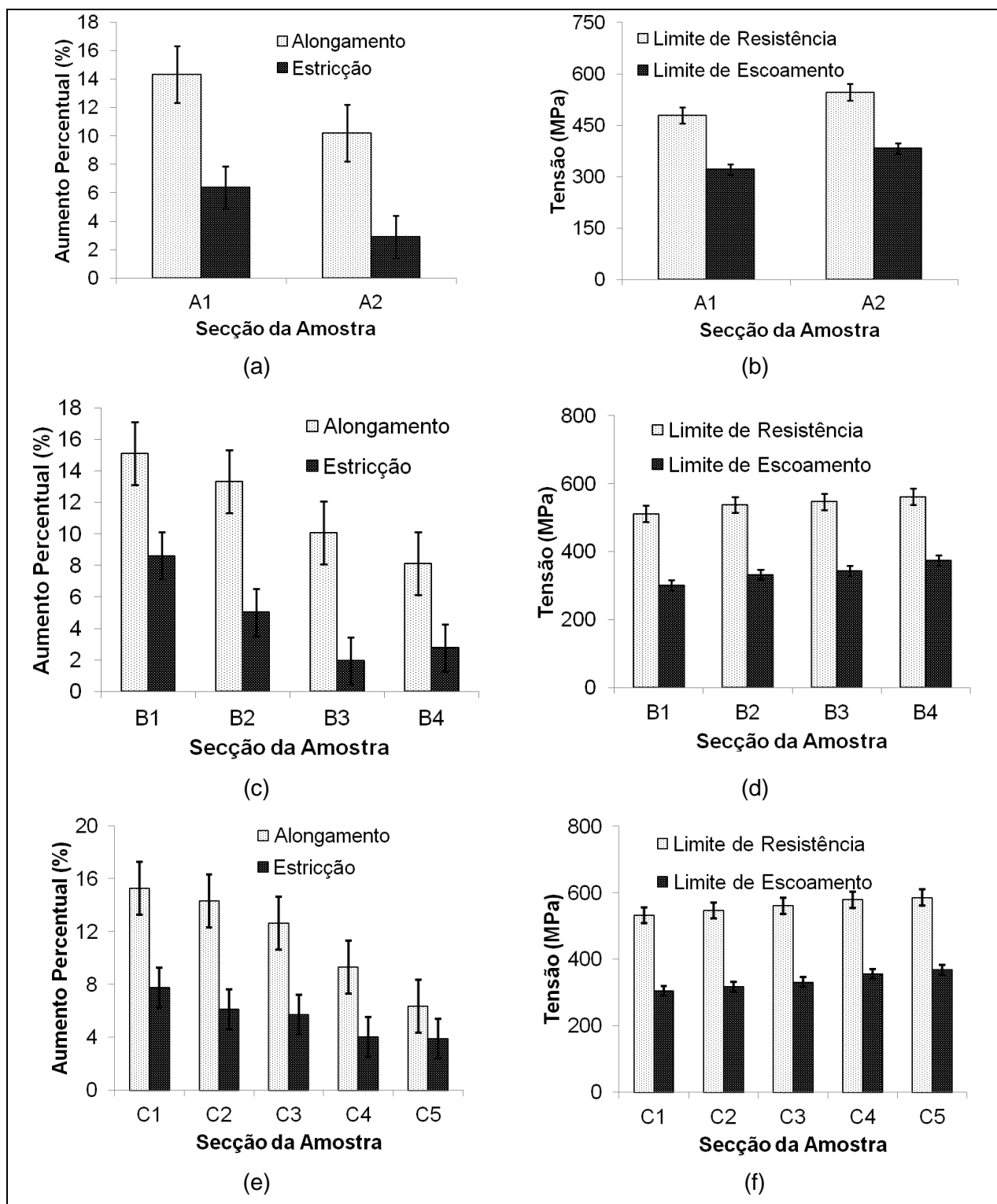


Figura 3.16 - Comparação dos resultados de ensaios de tração; Bitola com 53 mm de diâmetro - a) Alongamento e estricção; b) Limite de resistência e limite de escoamento; Bitola com 156 mm de diâmetro - c) Alongamento e estricção; d) Limite de resistência e limite de escoamento; Bitola com 203 mm de diâmetro - e) Alongamento e estricção; f) Limite de resistência e limite de escoamento

A Tabela 3.5 apresenta a diferença (aumento/redução) percentual média do alongamento, estrição, limite de escoamento e limite de resistência das amostras circulares. Observe que a comparação das amostras para os resultados de alongamentos e estrição foram bastante altos, chegando, em alguns casos, serem superiores em 50 %. Já a comparações das amostras para as demais grandezas apresentaram valores baixos.

Tabela 3.5 – Diferença percentual média dos resultados obtidos durante os ensaios de resistência a tração

Ensaio	Comparação	Diferença Média Percentual (%)			
		Alongamento	Estricção	Limite de Escoamento	Limite de Resistência
Φ 53 mm	A2 → A1	+ 28,12	+ 54,45	- 19,12	- 14,17
Φ 156 mm	B2 → B1	+ 11,84	+ 41,69	- 10,60	- 5,21
	B3 → B2	+ 24,47	+ 61,35	- 3,35	- 1,65
	B4 → B3	+ 19,38	- 42,78	- 8,71	- 2,62
Φ 203 mm	C2 → C1	+ 6,22	+ 21,36	- 4,26	- 2,81
	C3 → C2	+ 11,87	+ 6,38	- 4,34	- 2,51
	C4 → C3	+ 26,09	+ 29,37	- 7,42	- 3,25
	C5 → C4	+ 31,76	+ 3,96	- 3,51	- 1,19

A Tabela 3.6 apresenta a comparação entre as amostras das regiões para as amostras circulares, utilizando a metodologia estatística de comparação de 2 tratamentos, com confiabilidade de 95% para os resultados obtidos do ensaios de tração.

Tabela 3.6 – Comparação de 2 tratamentos para os resultados obtidos durante os ensaios de resistência a tração

Ensaio	Comparação	p-value			
		Alongamento	Estricção	Limite de Escoamento	Limite de Resistência
Φ 53 mm	A1 → A2	0,0652	0,0789	<u>0,0074</u>	<u>0,0257</u>
Φ 156 mm	B1 → B2	0,2984	0,5351	0,0598	0,5046
	B2 → B3	0,1166	0,0657	0,4140	0,6726
	B3 → B4	0,3346	<u>0,0428</u>	0,0707	0,2451
Φ 203 mm	C1 → C2	0,1441	0,9024	0,3488	0,6935
	C2 → C3	0,1142	0,2421	0,3230	0,3263
	C3 → C4	0,3566	0,7661	0,1148	0,4463
	C4 → C5	0,5919	0,2468	0,3647	0,4117

Os valores de $p\text{-value} < 0,05$ mostram que os resultados obtidos diferem estatisticamente. Desta forma, pode-se observar que as comparações do limite de escoamento e do limite de resistência das amostras retiradas da bitola de 53 mm diâmetro ($p\text{-value} = 0,0074$ e $p\text{-value} = 0,0257$, respectivamente), além da comparação dos valores de estricção retiradas das amostras B3 e B4 da bitola de 156 mm de diâmetro ($p\text{-value} = 0,0428$), apresentaram diferença estatística significativa.

É importante salientar que se fosse adotado um nível de confiabilidade superior a 95 %, alguns resultados das comparações poderiam apresentar diferenças significativas.

3.1.2 – Ferramentas de Corte

Durante os experimentos realizados nesta tese, foram empregadas diferentes ferramentas de corte, dependendo do tipo do processo de usinagem. A seguir, será feita uma descrição detalhada das ferramentas de corte utilizadas.

Para os testes de furação constante, foram empregadas, como ferramenta de corte, brocas helicoidais maciças de corte a direita, com duas arestas cortantes, fabricada de aço rápido, com designação *EX-BDR 7,5*, revestida de TiN, produzidas pela *OSG Sulamericana de Ferramentas Ltda*, com diâmetro de 7,5 mm. Os ensaios de furação com força constante foram realizados em todas as barras (cilíndricas e retangulares). A Figura 3.17 apresenta a ferramenta de corte utilizada nos experimentos de furação com força constante.

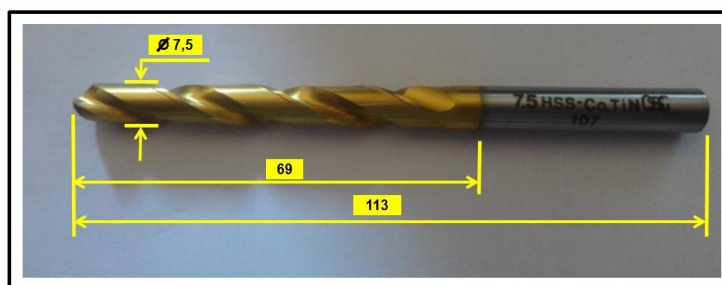


Figura 3.17 – Broca helicoidal EX-BDR 7,5, revestida de TiN

As ferramentas utilizadas nos ensaios de torneamento foram insertos quadrados de metal duro *SNMG 120408-CM T5125*, com oito arestas de corte, *ISO K35*, revestidas com TiN, recomendadas para operações que vão desde semi-acabamento até desbaste médio (TUNGALOY, 2012). Como suporte, foi utilizado o *ISO PSSNR2020*, fabricado pela *Tungaloy*. A Figura 3.18 apresenta a ferramenta de corte utilizada e a montagem da mesma junto ao suporte.

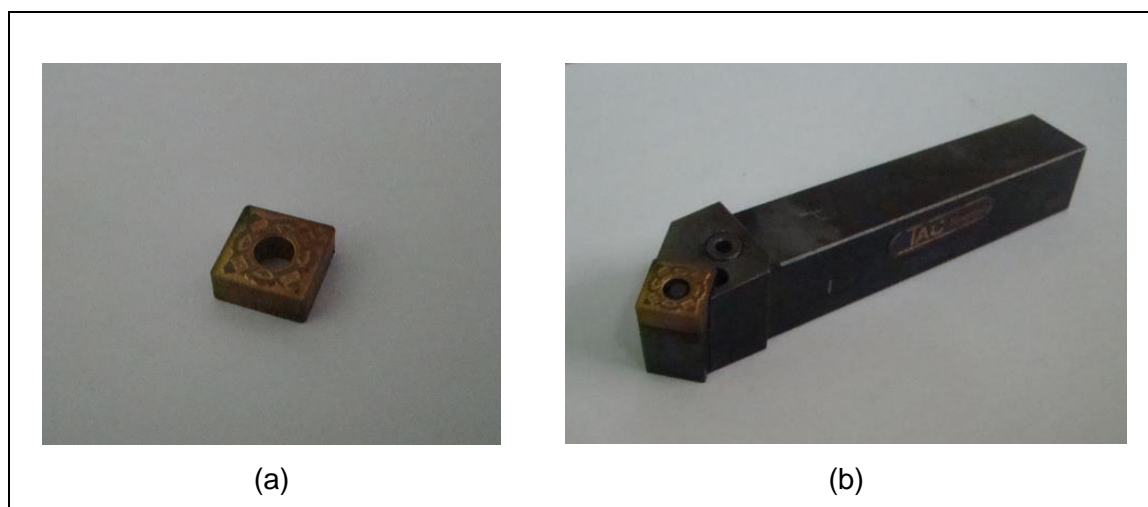


Figura 3.18 - Ferramenta utilizadas nos ensaios de torneamento - a) Insertos quadrados de metal duro; b) Suporte *ISO PSSNR2020* montado junto com a ferramenta de corte

Para os ensaios de vida da ferramenta na operação de fresamento, realizada nas amostras retangulares, foi empregado uma ferramenta quadrada com descrição *SPPT10T3PPERGB2 KCPK30*, fabricada pela *Kennametal*, na forma de insertos reversíveis, fixados no porta-ferramenta, de descrição *25A02R039B25SSP10G*, com diâmetro de 25 mm. Este porta-ferramenta permitiu a utilização de duas ferramentas durante os experimentos. A Figura 3.19 apresenta a ferramenta montada no porta-ferramenta.



Figura 3.19 – Ferramentas empregadas nos ensaios de vida (KENNAMETAL, 2013)

As Figuras 3.20 e 3.21 mostram, respectivamente, as geometrias da ferramenta e do porta-ferramenta utilizados nos ensaios de vida durante a operação de fresamento. Todas as dimensões apresentadas nas figuras estão em milímetros, exceto a quantidade de arestas de corte.

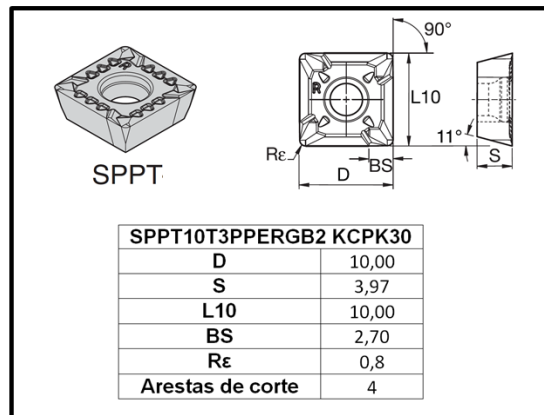


Figura 3.20 – Geometria da ferramenta (KENNAMETAL, 2013)

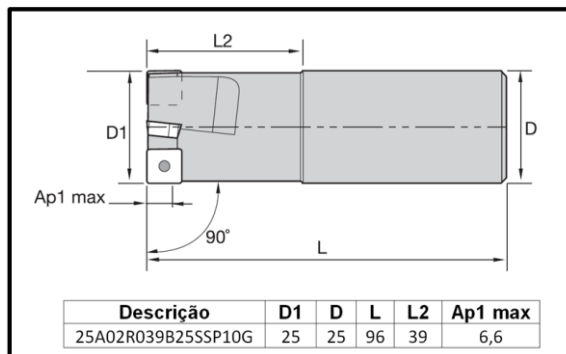


Figura 3.21 – Geometria do porta-ferramenta (KENNAMETAL, 2013)

A fixação do suporte da ferramenta na máquina é de grande importância na precisão do corte (SUAREZ, 2008). Foi utilizado um mandril *Hidro-mecânico CoroGrip®*, fabricado pela *Sandvik Coromant®*. Este mandril oferece grandes vantagens quando comparadas com as pinças convencionais. Além da elevada força de fixação, este mandril garante uma precisão de $\pm 0,002$ mm a 25000 rpm no plano de trabalho (SANDVIK COROMANT, 1994). O comprimento em balanço foi mantido constante em 48 mm (Fig. 3.22).

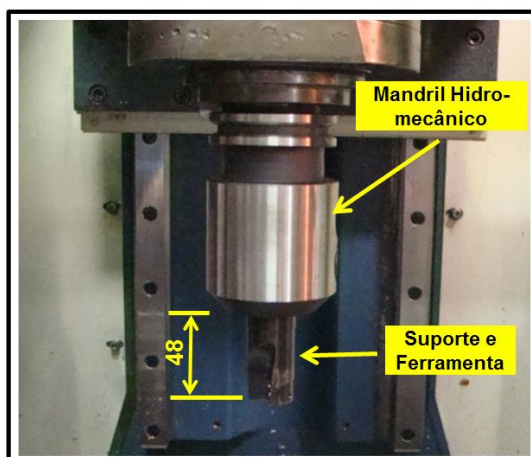


Figura 3.22 – Comprimento em balanço durante o fresamento

Para os experimentos em que o objetivo foi à obtenção dos esforços de usinagem (torque e potência de usinagem) na operação de fresamento de topo, empregou-se a fresa maciça de metal duro, classe 'K', revestida de TiAlN, com designação FX-MG-EDS e diâmetro de 10 mm, fabricada pela *OSG Sulamericana de Ferramentas Ltda* (Fig. 3.23).

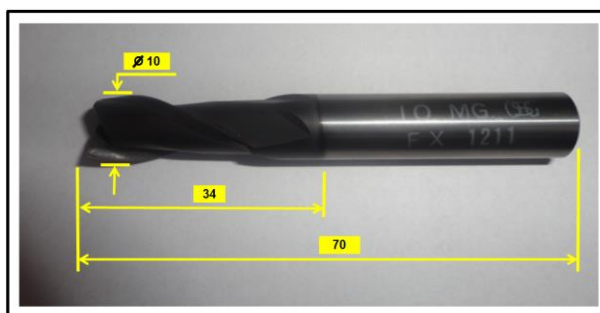


Figura 3.23 – Fresa helicoidal FX-MG-EDS, Φ 10 mm, revestida de TiAlN

3.1.3 – Máquina-Ferramenta

Para os ensaios de furação com pressão constante, utilizou-se uma furadeira de coluna, fabricada pela *Kone – Indústria de Máquinas Ltda.*, tipo *K-25*, adaptada com sistema de aplicação de uma força de avanço constante (Figura 3.24).



Figura 3.24 – Furadeira de coluna *Kone* – *Indústria de Máquinas Ltda.*, adaptada com sistema de aplicação de uma força de avanço constante

Também foram inseridos, nesta máquina, sensores de carga e deslocamento, além de um contador digital que controla o funcionamento da furadeira por um determinado período de tempo estipulado, previamente, pelo operador.

Durante a furação, os sinais gerados pelos sensores de carga e deslocamento são amplificados e condicionados por um amplificador de carga e, então, podem ser inseridos no módulo conversor, fabricado pela *National Instruments™*, do tipo *NI 9223*, onde os sinais analógicos são transformados em sinais digitais para serem lidos no computador. Para amplificação dos sinais, foi utilizado um amplificador *Clip Electronic AE301*, fabricado pela *HBM*, com frequência de 600 Hz. Todo o sistema foi calibrado antes dos ensaios de aquisição ser iniciados.

Finalizando a parte de aquisição, todo gerenciamento da placa de aquisição e gravação das informações, foi realizado por meio do programa *LabView®*, inserido no próprio computador. Todo o esquema descrito pode ser visualizado na Figura 3.25.

Os ensaios de torneamento foram realizados no torno *Romi CNC*, modelo *Multiplic 35D*, fabricado pelas indústrias *Romi S.A.*, com 11 kW de potência, rotação variável de eixo de 3 a 3000 rpm, equipado com comando numérico *GE FANUC, Series 21i – TB*. A Figura 3.26 apresenta o torno e o painel equipado com comando numérico utilizado nos experimentos.

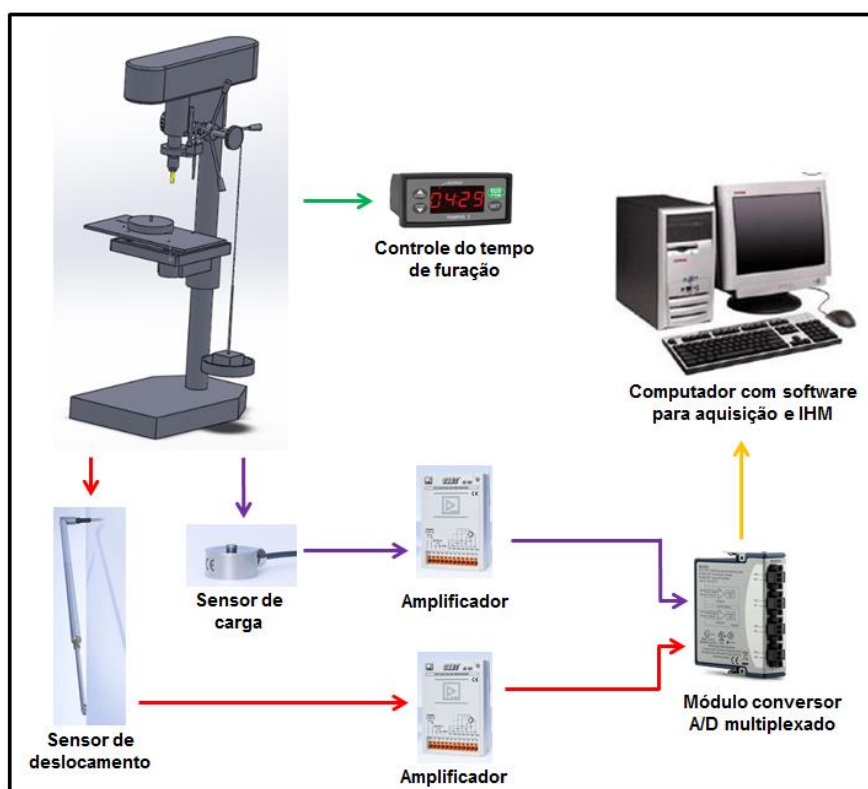


Figura 3.25 – Esquema de conexão do sistema de aquisição de carga e deslocamento



Figura 3.26 – Máquina-ferramenta utilizada nos ensaios de torneamento; (a) Torno *Romi CNC*, modelo *Multiplic 35D*; (b) Painel equipado com comando numérico *GE FANUC Series 21i – TB*

A Figura 3.27 apresenta uma peça do ferro fundido nodular no interior do torno CNC sendo usinada. Para este tipo de montagem, foram realizados, apenas, os ensaios de vida da ferramenta.

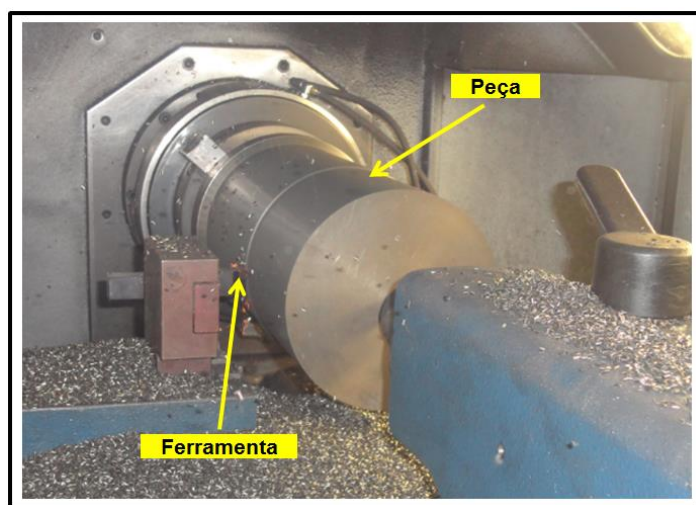


Figura 3.27 – Montagem da peça no interior no torno CNC

Os ensaios de fresamento foram realizados no *Centro de Usinagem Vertical CNC* da linha *Discovery*, modelo 760, com comando numérico *Siemens 810*, no Laboratório de Ensaio e Pesquisa em Usinagem (LEPU) da Universidade Federal de Uberlândia. A potência do motor principal e a potência total instalada são de 9 kW e 15 kVA, respectivamente. Esta máquina, fabricada pela Indústria *Romi S.A*, possui rotação máxima no eixo-árvore de 10.000 rpm. Apenas as barras retangulares foram submetidas a este tipo de operação. A Figura 3.28 apresenta uma vista parcial do centro de usinagem utilizado para estes testes.



Figura 3.28 – Centro de usinagem vertical CNC utilizado nos testes de fresamento

Para garantir uma melhor fixação da amostra durante os ensaios de fresamento, foi soldada, na parte inferior, uma base retangular de aço ABNT 1020 com dimensões similares à barra retangular de ferro fundido nodular. Este tipo de fixação possibilitou a redução de vibração durante a usinagem, oferecendo, assim, uma maior confiabilidade na aquisição de dados. A Figura 3.29 apresenta a fixação da barra retangular de ferro fundido nodular produzido por fundição contínua sobre a base de aço ABNT 1020 nos ensaios de fresamento.

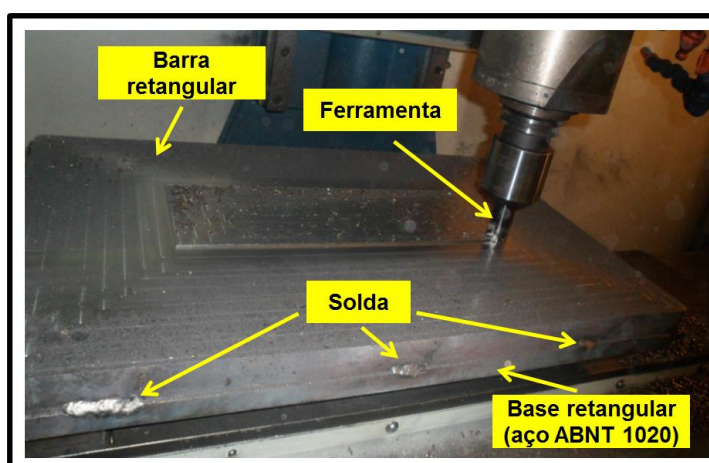


Figura 3.29 – Fixação da barra retangular de ferro fundido nodular produzido por fundição contínua sobre a base de aço ABNT 1020

A Figura 3.30 apresenta as posições e dimensões dos cordões de solda ao longo das barras retangulares. Os cordões de solda foram realizados por eletrodo revestido e foram soldados simetricamente entre os lados das amostras, de modo a evitar possíveis distorções.

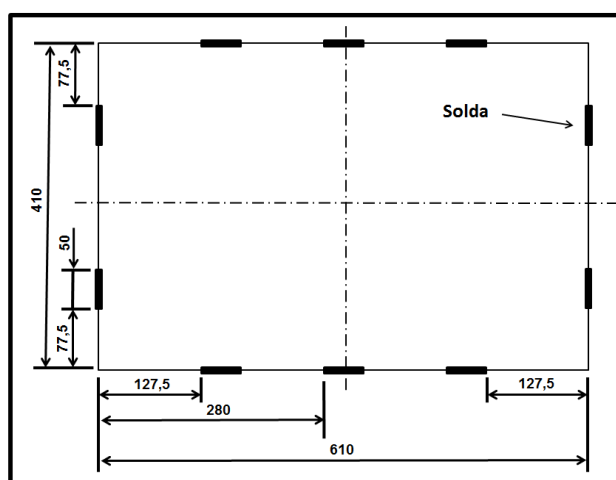


Figura 3.30 – Posições e dimensões dos cordões de solda

Para garantir que a soldagem realizada não influenciasse a microestrutura das barras e, consequentemente, os resultados obtidos, foi tomada uma espessura mínima de 20 mm como limite de teste, ou seja, quando a espessura da barra atingiu esse valor, a mesma era trocada por outra de espessura maior (BANNA, 1999).

3.2 – Ensaios Experimentais

Os ensaios com furação constante foram realizados em todas as barras (retangulares e circulares). Este experimento teve o objetivo de verificar possíveis variações de usinabilidade ao longo da seção de uma mesma barra, assim como entre barras. As linhas de centro dos furos ficaram distanciadas por 120 graus (simetria). Para garantir a confiabilidade dos resultados obtidos, foram realizados, ao longo de todos os experimentos, um teste e duas repetições (réplica e tréplica, respectivamente). Estes ensaios foram realizados na furadeira *Kone – Indústria de Máquinas Ltda.*, já com os sensores de carga e deslocamento instalados (Figs. 3.24 e 3.25).

Antes de iniciar os experimentos, dividiu-se cada amostra por regiões, tomando como base a igualdade das áreas das seções transversais. Nas barras circulares de menor diâmetro ($\Phi = 53$ mm), não foi possível a realização de furos na periferia das mesmas devido a menor espessura desta região (Fig. 3.31).

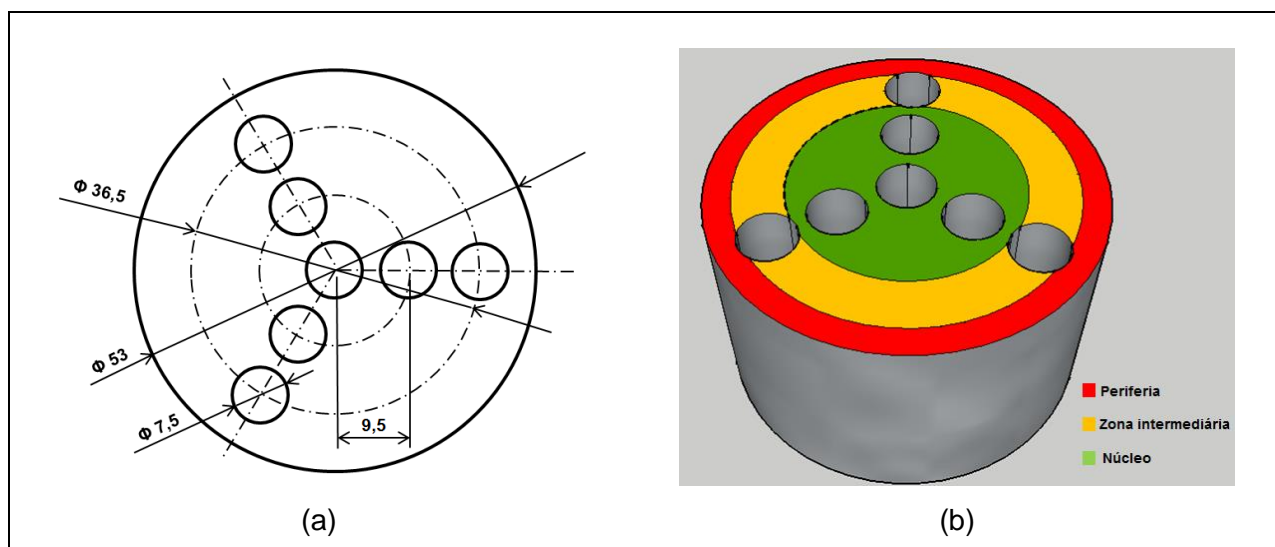


Figura 3.31 – Ensaio de furação com força constante nas barras com bitola de 53 mm de diâmetro, (a) Posição dos furos, (b) Distribuição dos furos sobre a amostra

Nas amostras circulares, com diâmetro de 156 mm, foi possível a furação na região da periferia. Considerando raios circulares defasados de 120°, na periferia e na zona

intermediária, foram realizados três furos, respectivamente, enquanto que na região do núcleo foram realizados nove furos (três em cada linha) distanciados de 12 mm um do outro. A Figura 3.32 apresenta as distancias e quantidades de furos realizados em cada região da amostra.

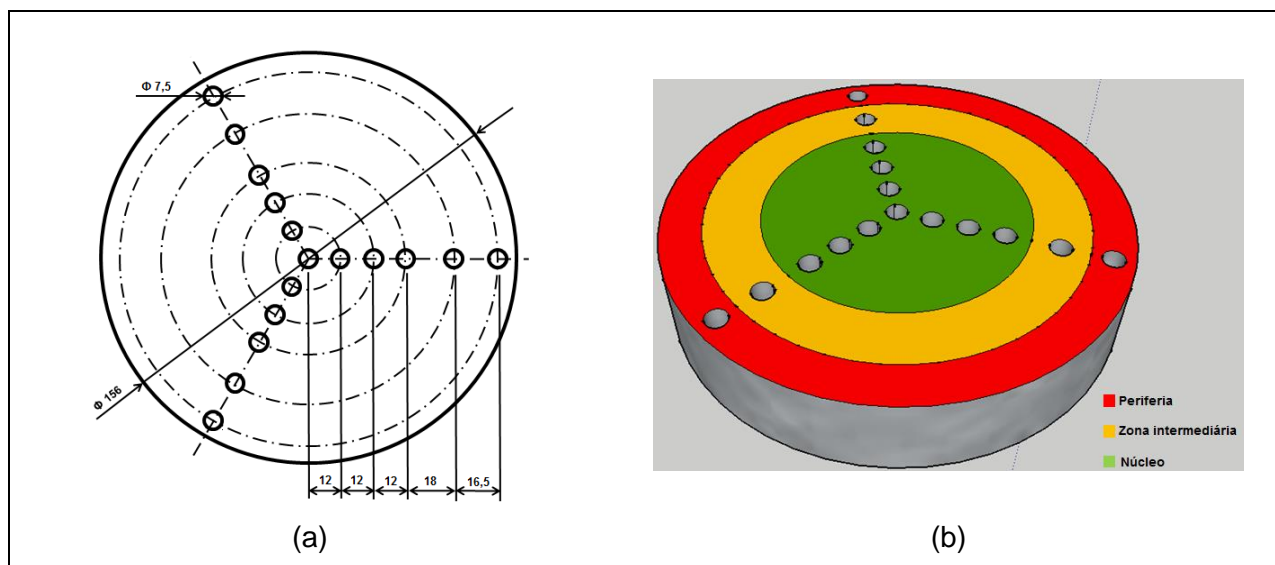


Figura 3.32 – Ensaio de furação com força constante nas barras com bitola de 156 mm de diâmetro, (a) Posição dos furos, (b) Distribuição dos furos para cada região da barra

Para as amostras com bitolas de 203 mm de diâmetro, também foi possível obter um furo na região da periferia e um furo na região da zona intermediária, além de quatro furos na região do núcleo, em cada um dos três raios circularmente defasados de 120° (Fig. 3.33).

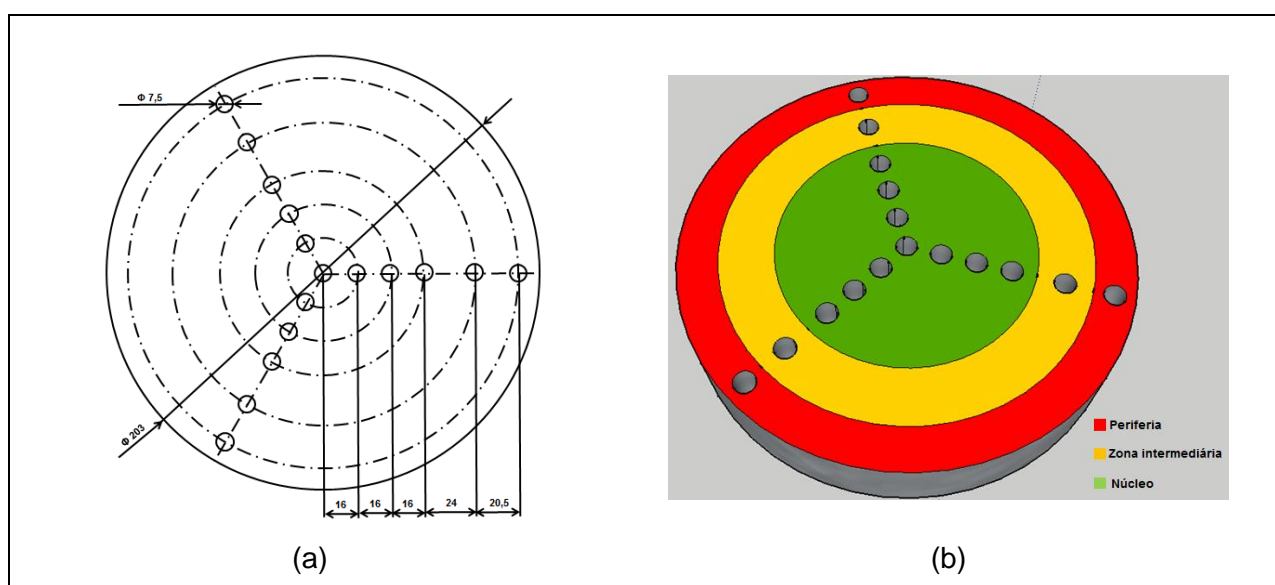


Figura 3.33 – Ensaio de furação com força constante nas barras com bitola de 203 mm de diâmetro, (a) Posição dos furos, (b) Distribuição dos furos para cada região da barra

A Figura 3.34 apresenta as distâncias entre os furos realizados, bem como a quantidade de furos em cada região da barra nas amostras com bitola de 421 mm de diâmetro.

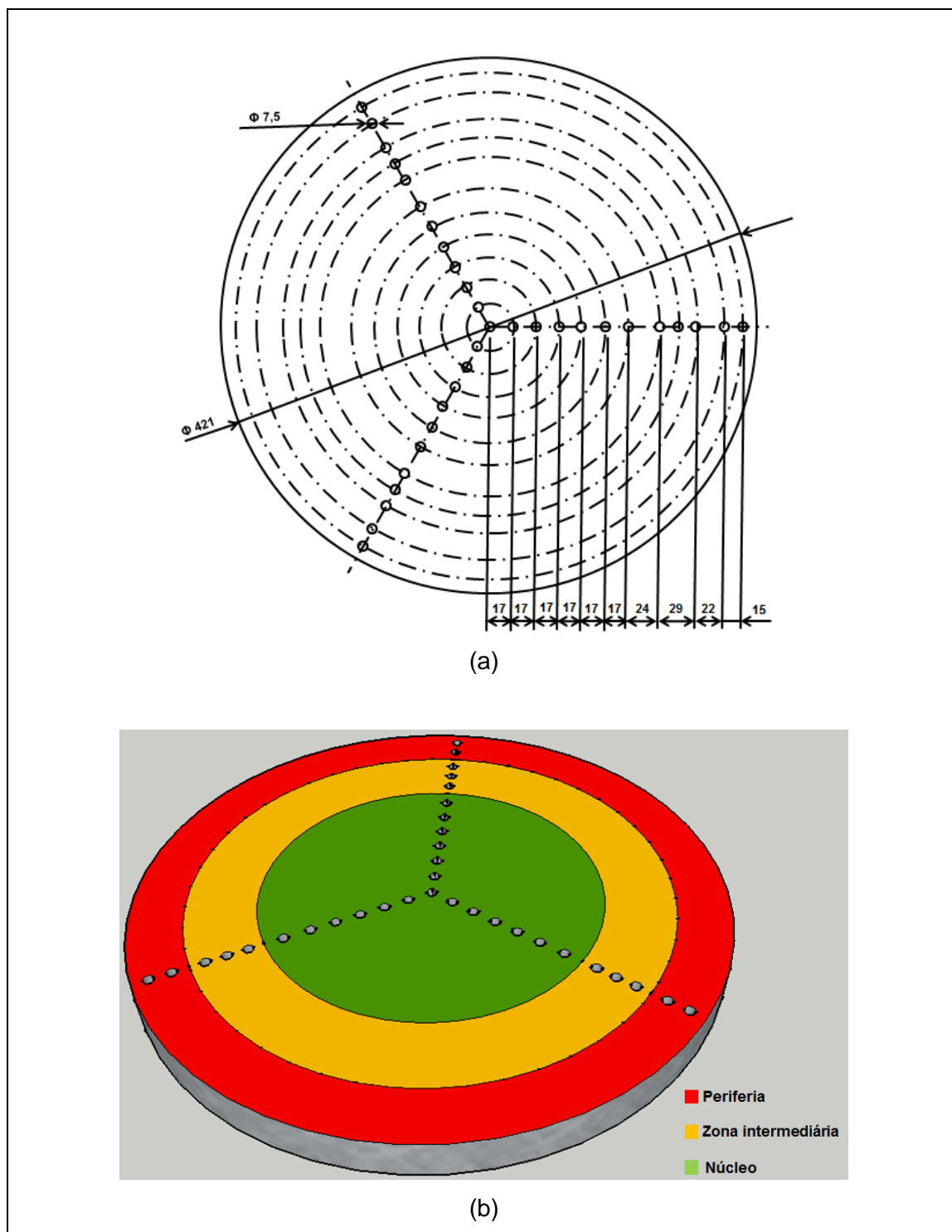


Figura 3.34 – Ensaio de furação com força constante nas barras com bitola de 421 mm de diâmetro, (a) Posição dos furos, (b) Distribuição dos furos para cada região da barra

Essas amostras ($\Phi = 421 \text{ mm}$) possibilitaram a usinagem de um maior número de furos ao longo da seção transversal das amostras, em cada um dos três raios circularmente defasados de 120° . Foram realizados 2 furos na região da periferia, 3 furos na região da zona intermediária e 6 furos na região do núcleo para cada linha de furação. Para as amostras retangulares, foi empregada outra distribuição dos furos, sendo os mesmos realizados em linhas perpendiculares e diagonais ao longo da seção transversal das amostras (Fig. 3.35).

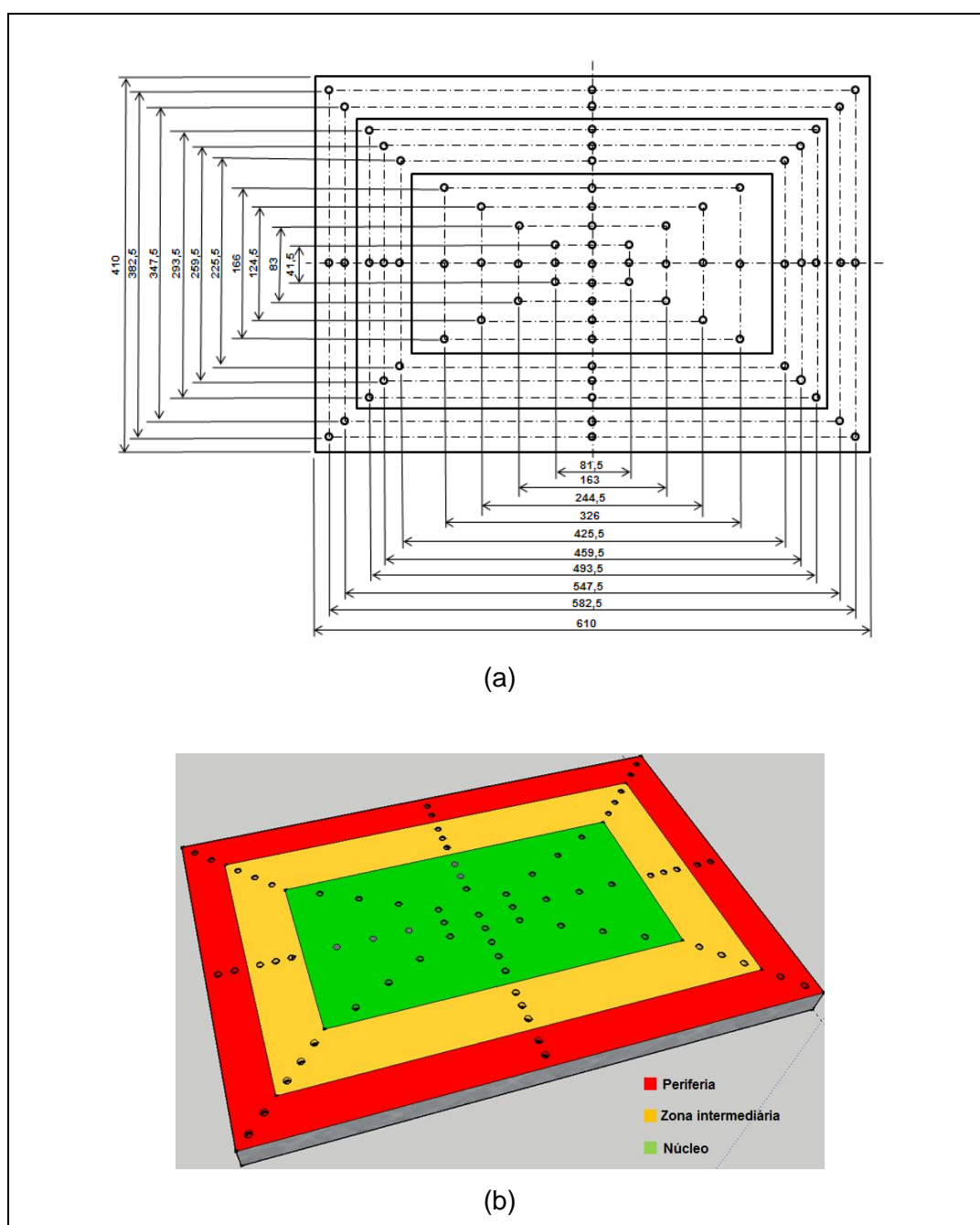


Figura 3.35 – Ensaio de furação com força constante nas barras retangulares, (a) Posição dos furos, (b) Distribuição dos furos para cada região da barra

Para cada linha de furação das amostras retangulares, foram realizados 2 furos na região da periferia, 3 furos na região da zona intermediária e 4 furos na região do núcleo. Observe que o furo central não foi considerado para comparação.

A Tabela 3.7 apresenta, em forma resumida, a quantidade de furos realizados em cada tipo de amostra para cada linha de furação. Observe que o furo no centro das barras circulares não foi levado em consideração, pois o mesmo é utilizado para o encaixe do pino-guia durante a fixação das amostras.

Tabela 3.7 – Quantidade de furos realizados em cada linha das diversas bitolas

Tipo de Amostra	Quantidade de Furos		
	Núcleo	Zona Intermediária	Periferia
Amostra Circular ($\Phi = 53$ mm)	1	1	-
Amostra Circular ($\Phi = 156$ mm)	3	1	1
Amostra Circular ($\Phi = 203$ mm)	4	2	2
Amostra Circular ($\Phi = 421$ mm)	6	3	2
Amostra Retangular	4	3	2

Para o torneamento, que foi realizado apenas para as peças circulares, a seção transversal de cada amostra circular foi dividido em três diferentes regiões: núcleo, zona intermediária e periferia. Foi tomada a igualdade das áreas da secção transversal como critério de divisão das áreas. A Figura 3.36 apresenta, de forma ilustrativa, a separação entre as regiões nas amostras circulares.

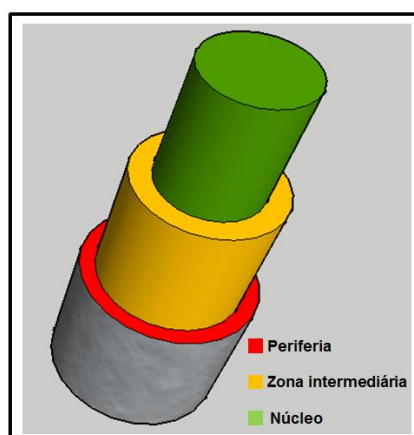


Figura 3.36 – Distribuição das regiões nas amostras circulares

No fresamento, assim como ocorreu com as barras circulares, as barras retangulares foram divididas por regiões (periferia, zona intermediária e núcleo), tomando a igualdade das áreas da seção transversal como critério de divisão. Durante o fresamento, a ferramenta de corte contornou todo o material, sendo trocada por outro conjunto (pares) de ferramentas quando ocorria a transição entre as regiões, ou seja, quando se passava, por exemplo, da região da periferia para a região da zona intermediária os pares de ferramentas eram trocados. Isto foi repetido até que o critério de fim de vida estipulado fosse atingido.

Como pode ser observado, na Figura 3.37, considerando as condições de corte utilizadas, a ferramenta de corte percorreu 3 circuitos na região da periferia, enquanto que na região da zona intermediária e na região do núcleo foram percorridos 4 e 7 circuitos, respectivamente. Todos os circuitos foram realizados contornando a amostra retangular no sentido anti-horário, caracterizando um corte predominantemente discordante. A quantidade dos circuitos foi concluída tomando como base uma mesma superfície em análise.

Durante os ensaios de vida da ferramenta para a operação de fresamento, foi tomado o valor de 60 % da capacidade máxima de corte da ferramenta (Fig. 3.19) como penetração de trabalho.

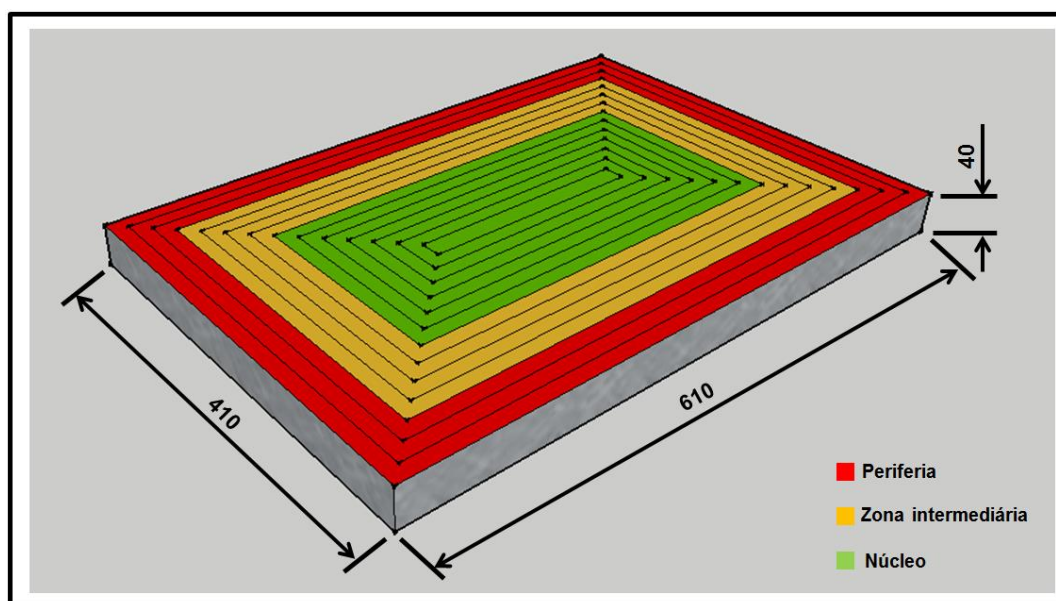


Figura 3.37 – Circuitos percorridos pela ferramenta de corte durante os ensaios de fresamento

A Figura 3.38 apresenta a trajetória percorrida pela ferramenta de corte em cada região da amostra durante os ensaios de vida da ferramenta nas amostras retangulares.

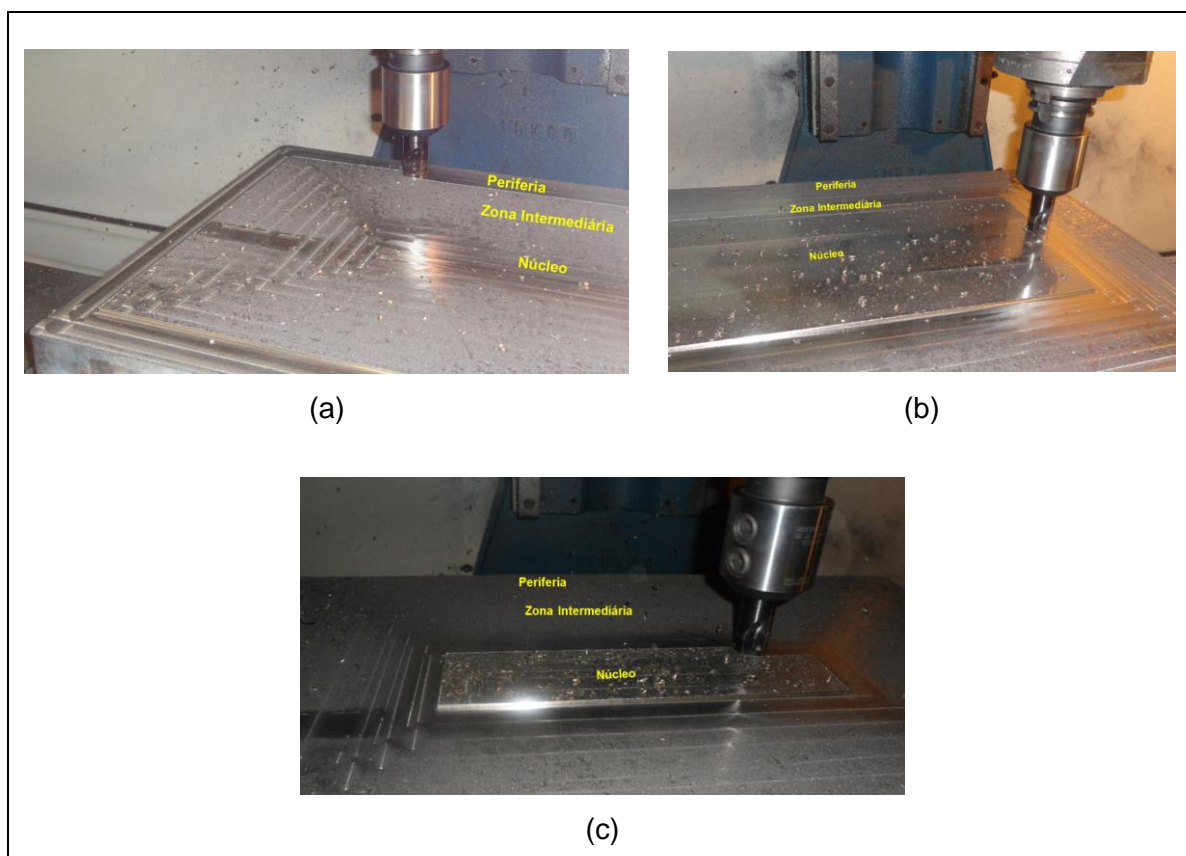


Figura 3.38 – Trajetória percorrida pela ferramenta de corte - a) Núcleo; b) Zona intermediária; c) Periferia

3.3 – Parâmetros de Corte e Meio Lubri-Refrigerante Utilizados

Os parâmetros de corte empregados nos experimentos estão listados na Tabela 3.8. Pode-se observar que, para cada tipo de operação e tipo de ensaios, foram empregados parâmetros diferentes de usinagem. Todos os ensaios foram realizados sem aplicação de fluido de corte, ou seja, usinagem a seco.

Tabela 3.8 – Parâmetros de usinagem empregados neste trabalho

Tipo de Operação	Tipo de Ensaio	V_c (m/min)	f_c (mm/volta)	Carga (kg)	a_p (mm)
Furação	Força Constante	22 e 33	-	10 e 15	7,5
Torneamento	Vida da Ferramenta	150 e 250	0,1 e 0,2	-	2
	Força de Usinagem	150 e 250	0,1 e 0,2	-	2
Fresamento	Vida da Ferramenta	255 e 350	0,1 e 0,2	-	2
	Torque	150 e 250	0,1 e 0,2	-	2

3.4 – Parâmetros Monitorados / Medidos nos Experimentos

Os parâmetros monitorados e/ou medidos durante os ensaios experimentais e que serviram de respostas para os confrontos foram:

- Profundidade do furo (Furação);
- Vida e desgaste das ferramentas (Torneamento e Fresamento);
- Força de usinagem do sistema máquina-ferramenta-peça (Torneamento);
- Torque do sistema máquina-ferramenta-peça (Fresamento);
- Potência de usinagem (Torneamento e Fresamento);
- Rugosidade superficial (Torneamento e Fresamento).

Para os parâmetros monitorados durante os processos de torneamento e fresamento, foram determinados intervalos pré-definidos de volume de material removido. A Tabela 3.9 apresenta esses valores para as diversas bitolas utilizadas.

Tabela 3.9 – Volume de material removido para cada amostra

Amostras	Volume de Material Removido ($\times 10^3 \text{ mm}^3$)
Amostra Circular ($\Phi = 53 \text{ mm}$)	400, 800 e 1200
Amostra Circular ($\Phi = 156 \text{ mm}$)	1300, 2600 e 3900
Amostra Circular ($\Phi = 203 \text{ mm}$)	1500, 3000 e 4500
Amostra Retangular	150, 300, 450 e 600

3.4.1 – Profundidade do Furo

Esta grandeza foi analisada durante a operação de furação com força de avanço constante. Foi utilizado, como sensor de deslocamento, um transdutor de deslocamento indutivo (LVDT - *Linear Variable Differential Transformer*), fabricado pela HBM, do tipo WA/T. Este aparelho possui deslocamento por sonda e sinal de saída 10 mV/V. A Figura 3.39 apresenta a montagem do sensor de deslocamento junto a furadeira, além da vista explodida deste conjunto.

Durante a furação, no momento em que a broca toca a peça, o sensor de deslocamento inicia a contagem da profundidade de furação (Fig. 3.40), cuja zeragem do sistema foi procedido anteriormente, tendo seu sinal condicionado e amplificado, para, posteriormente, ser enviado ao computador.

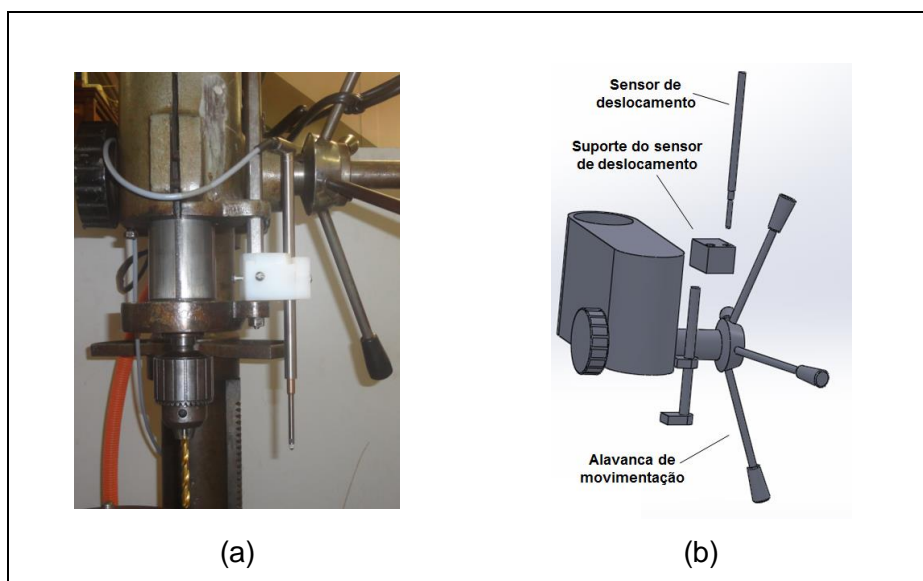


Figura 3.39 – Conjunto sensor de deslocamento/furadeira, (a) Montagem; (b) Vista explodida

Quando a furação é finalizada, o operador é capaz de saber a profundidade que a broca penetrou na peça (profundidade do furo) sem a utilização do paquímetro ou outro instrumento semelhante. O desgaste de flanco foi monitorado e toda vez que VB_B (desgaste de flanco médio) ultrapassava o valor de 0,1 mm a aresta de corte era substituída por uma nova e, assim, continuava-se os experimentos.

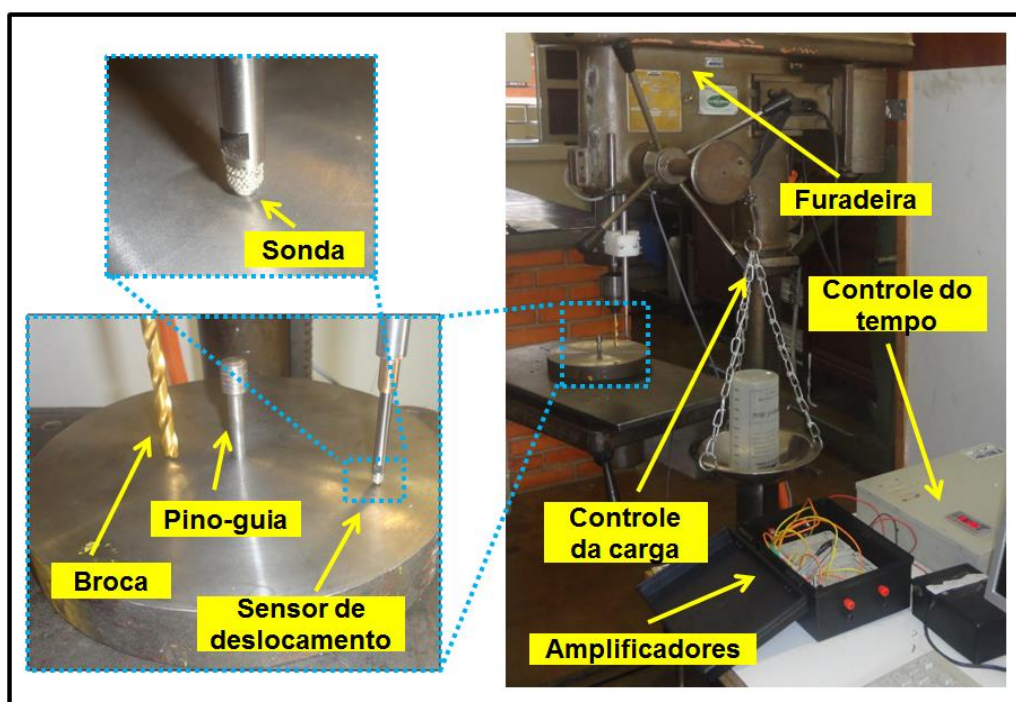


Figura 3.40 – Detalhe do sensor de deslocamento junto a furadeira automatizada

3.4.2 – Controle da Força de Avanço

Para o controle do esforço ao qual a broca está sendo submetida no momento da furação, utilizou-se um transdutor de carga (célula de carga), fabricado pela *HBM*, do tipo *C9B*, capaz de medir esforços estáticos e dinâmicos de compressão de 5 N a 50 kN . Antes do início da furação, o eixo da broca foi posicionado simetricamente ao eixo da célula de carga, de modo a evitar possíveis torques e, assim, medições incoerentes de valores de carga.

Para garantir uma melhor fixação da célula de carga durante a furação, foi fabricado um suporte para a mesma, sendo fixado junto à mesa de apoio (Figura 3.41). Este tipo de fixação possibilitou a redução de vibração durante a aquisição de dados, possibilitando, assim, maior confiabilidade nos dados adquiridos.

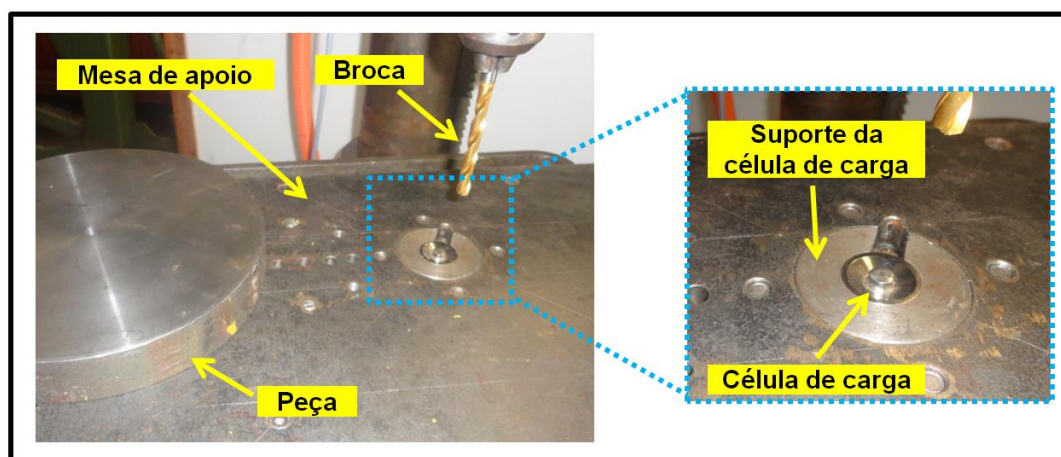


Figura 3.41 – Fixação da célula de carga junto a mesa de apoio

Antes de iniciar os ensaios de furação constante, foi realizada a operação de torneamento de faceamento das superfícies das amostras cilíndricas. Para o caso das amostras retangulares, foi realizado o aplainamento das superfícies. Essas operações tiveram como objeto garantir um maior paralelismo entre as superfícies das amostras.

A Figura 3.42 apresenta os componentes de fixação do sensor de carga montado junto a furadeira. Note que a mesa de apoio possui uma linha de furo que possibilita a furação da amostra (peça) ao longo de diferentes raios. O pino-guia funciona como fixador da amostra, evitando que a mesma gire durante o processo de furação.

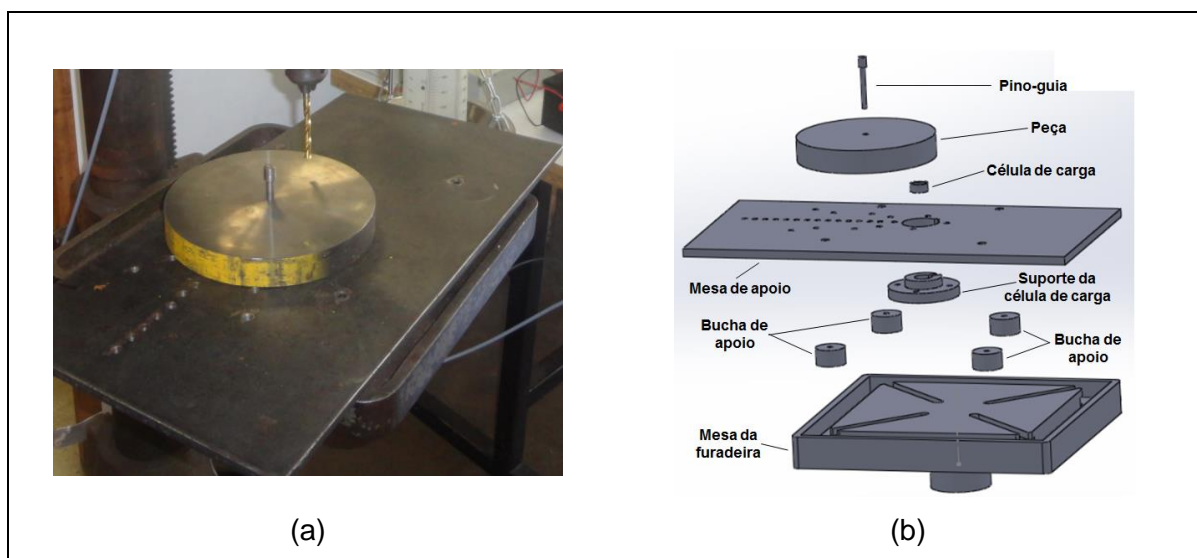


Figura 3.42 – Conjunto sensor de carga/furadeira, (a) Montagem; (b) Vista explodida

3.4.3 – Vida e Desgaste das Ferramentas de Corte

A vida e o desgaste das ferramentas foi uma das respostas importantes para o confronto de desempenho entre as variáveis testadas. Durante os pré-testes, foi definido como critério de encerramento dos testes de usinagem um desgaste de flanco máximo de 0,5 mm, sendo que a vida da ferramenta foi quantificada com relação ao volume de material removido em cada região das amostras. Esses ensaios foram realizados nas operações de torneamento e fresamento. A Figura 3.43 apresenta as regiões das amostras nas barras circulares e retangulares. Essas regiões foram definidas a partir da igualdade das áreas.

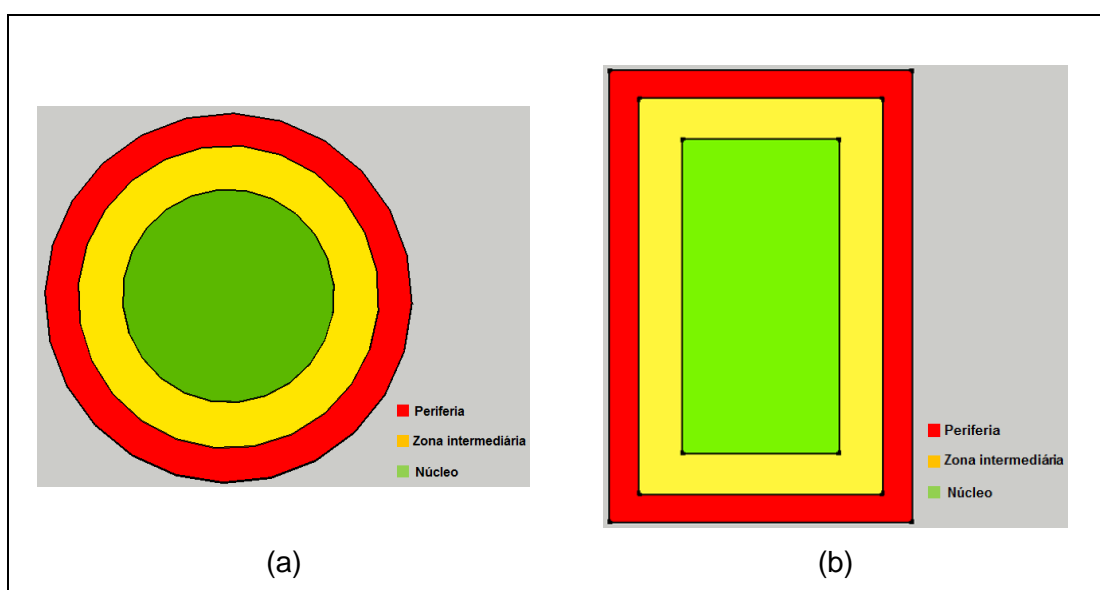


Figura 3.43 – Região das amostras; (a) Barra circular, (b) Barra retangular

Para a análise do desgaste das ferramentas foi utilizada uma metodologia que consiste em realizar a medição dos desgastes em intervalos pré-determinados de volume de material removido. A medição dos desgastes foi realizado no Laboratório de Ensaio e Pesquisa em Usinagem (LEPU) da Universidade Federal de Uberlândia (UFU).

O monitoramento dos desgastes foi feito por meio de um microscópio óptico ferramenteiro 'SZ6145TR – OLYMPUS', com auxílio do *software* de captura de imagens 'Image Pro-Express'. Também foi utilizado um sistema de iluminação externa artificial de modo a garantir uma melhor visualização durante a aquisição das imagens. A Figura 3.44 apresenta o posicionamento da ferramenta de corte e do microscópio ferramenteiro durante o acompanhamento do desgaste.

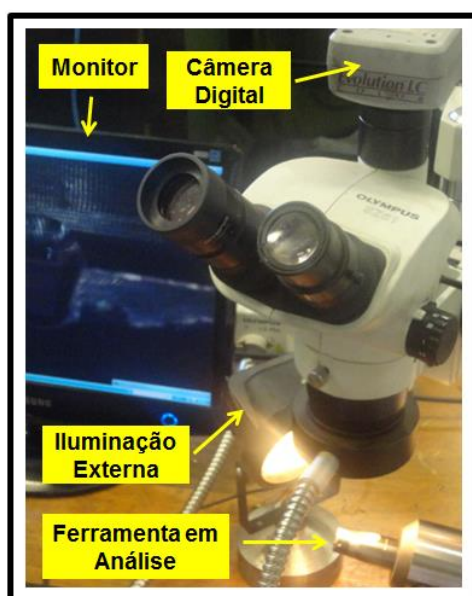


Figura 3.44 – Posicionamento da ferramenta de corte e do microscópio ferramenteiro durante o acompanhamento do desgaste

Para o registro dos desgastes de flanco máximo (VB_{Bmax}), foi realizada uma marcação em todas as ferramentas de corte, a qual consiste da identificação das arestas para cada tipo de região usinada. Para garantir maior confiabilidade, cada aresta foi medida três vezes e, em seguida, calculada a média e o desvio padrão.

Também foi utilizada microscopia eletrônica de varredura (MEV) para observar o tipo de desgaste das ferramentas e espectroscopia de energia dispersiva (EDS) para verificar a composição química dos compostos localizados nas superfícies das ferramentas.

Para as análises MEV foi utilizado um microscópio de varredura da marca *Hitachi*, do tipo *TM 3000 – Tabletop Microscope*. Para as análises químicas por EDS, foi utilizado um

detector da marca *Hitachi*, do tipo *SwiftED3000*. Ambos os equipamentos pertencem ao Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU) da Faculdade de Engenharia Mecânica (FEMEC) da Universidade Federal de Uberlândia (UFU). É necessário lembrar que a análise EDS é do tipo qualitativo, não sendo apropriada para estabelecer as porcentagens exatas dos elementos presentes numa determinada amostra. O *joystick* é responsável pelo movimento da amostra no interior do MEV. A Figura 3.45 apresenta a disposição dos equipamentos durante a análise das ferramentas de corte.

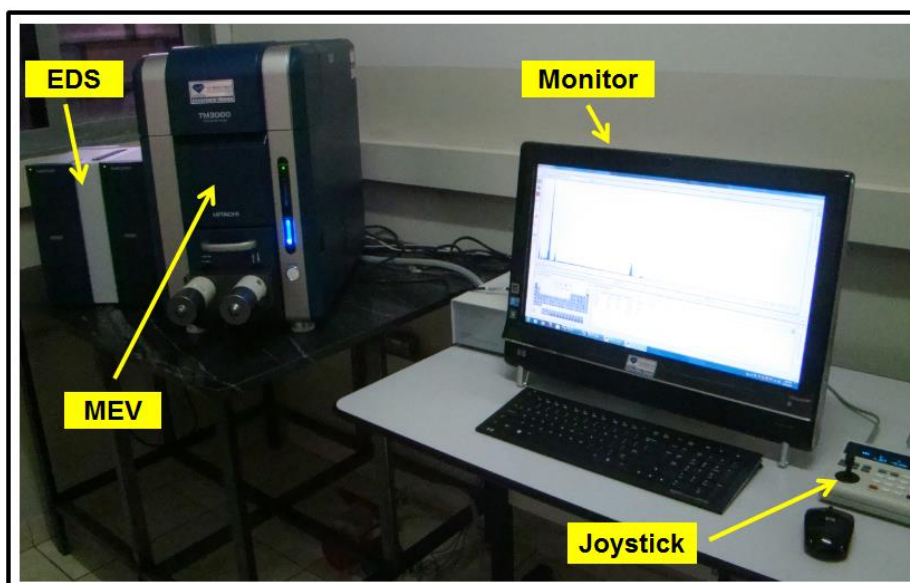


Figura 3.45 - Disposição dos equipamentos durante a análise das ferramentas de corte

3.4.4 – Força de Usinagem no Torneamento

Essa grandeza foi medida durante a operação de torneamento, em testes específicos. Esses ensaios têm como objetivo levantar parâmetros relacionados aos esforços gerados pelo processo de usinagem durante o acompanhamento do volume de material removido. Os resultados obtidos permitiram o estabelecimento de relações entre os parâmetros dos ensaios com os esforços gerados, com os resultados do processo de usinagem e, principalmente, com os mecanismos de falha da ferramenta.

Para os ensaios de torneamento, um dinamômetro *Kistler® 9265B*, com sensores piezelétricos, foi utilizado para medição das componentes de força de usinagem. Este equipamento foi montado sobre o carro transversal (o carro porta-ferramenta foi substituído pelo dinamômetro) e o suporte porta-ferramenta foi montado sobre o mesmo. A Figura 3.46 apresenta a montagem do dinamômetro no carro transversal do torno CNC.

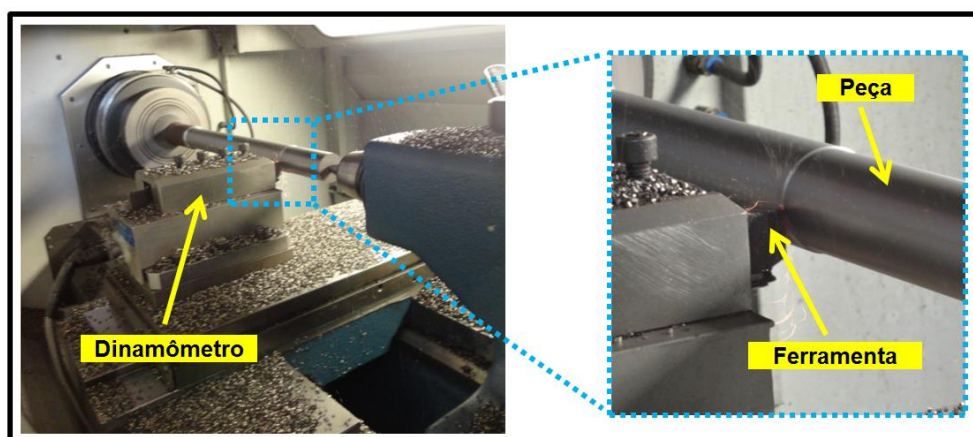


Figura 3.46 – Montagem do dinamômetro no carro transversal do torno CNC

Também foi utilizado, junto ao dinamômetro, uma caixa de distribuição responsável por separar os sinais de cada componente de forças de usinagem (F_x , F_y e F_z). Após a decomposição, os sinais foram amplificados e condicionados por um amplificador de carga, e, então, via um bloco conector BNC-2110 foram levados ao computador para serem gerenciados pelo software *LabView*TM (Fig. 3.47).

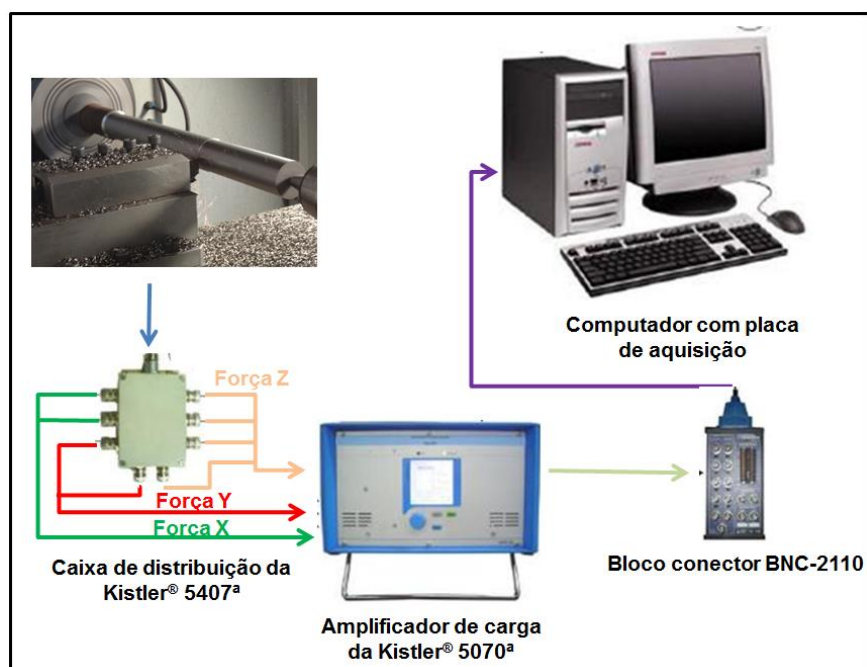


Figura 3.47 – Esquema de conexão do sistema de aquisição de esforços de usinagem

O sistema foi calibrado para medir forças de corte entre 0 e 2000 N e momentos torçores entre 0 e 1000 N.m, com desvios menores do que 1 % na faixa de medição utilizada.

Foi definida uma frequência de aquisição de 0,5 kHz e um tempo de aquisição de 3 segundos. Antes de iniciar os experimentos, foram realizados testes de calibração. Para que o desgaste das ferramentas não influenciasse nos valores dos esforços de usinagem, o desgaste de flanco também foi monitorado e toda vez que o desgaste de flanco médio (VB_B) ultrapassava o valor de 0,1 mm a aresta de corte era substituída por uma nova. A medição dos esforços de usinagem durante o torneamento foi realizado sobre diâmetros médios das regiões analisadas.

3.4.5 – Torque e Força de Usinagem no Fresamento

A medição do torque durante o processo de fresamento foi realizada através do emprego de um dinamômetro rotativo 'Kistler' instrument AG', modelo 9123, que foi fixado no eixo árvore da maquina-ferramenta (Fig. 3.48). O sistema de amplificação e distribuição dos esforços foi o mesmo empregado para o torneamento (Fig. 3.47).

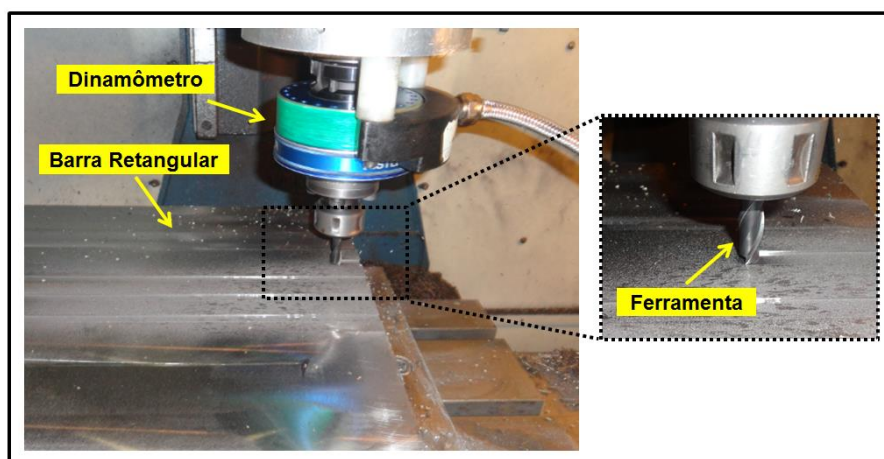


Figura 3.48 – Montagem do dinamômetro rotativo no interior do centro de usinagem

De modo a verificar o comportamento desta grandeza nas amostras retangulares, foram usinados canais ao longo de cada região das amostras. A usinagem destes canais tem como objetivo analisar a existência de possíveis alterações de esforços de usinagem entre as regiões analisadas. Para cada região foram coletados sinais de força e torque durante um período de três segundos. A Figura 3.49-a apresenta a análise dos esforços de usinagem realizada na região da periferia. Após a usinagem desta região, a ferramenta era retirada e, posteriormente, era feita o monitoramento do nível de desgaste. Caso o desgaste de flanco médio (VB_B) ultrapassasse o valor de 0,1 mm, a ferramenta era substituída por uma nova. Esta análise também foi realizada durante a usinagem da região da zona intermediária (Fig. 3.49-b) e da região do núcleo (Figura 3.49-c). Para cada região, os dados de torque eram obtidos por 3 s em cada região.

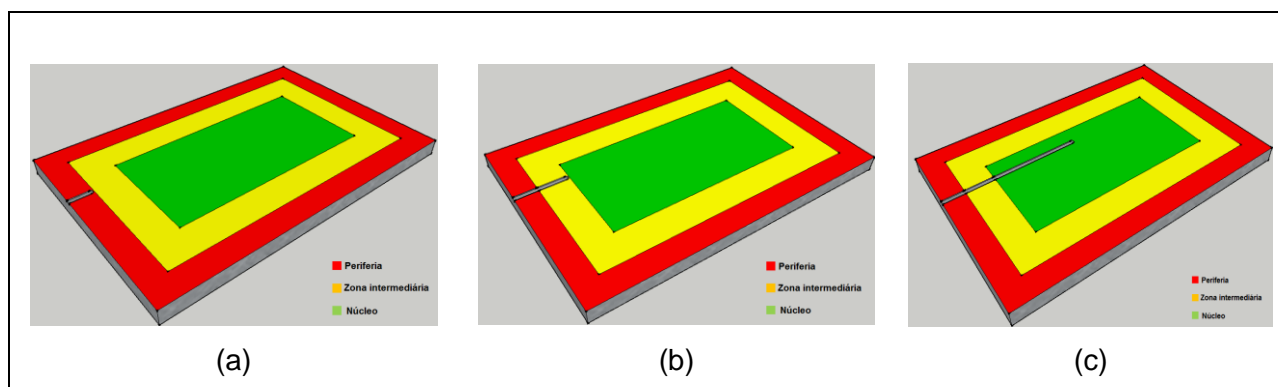


Figura 3.49 – Simulação da usinagem do canal de fresamento para obtenção dos esforços de usinagem; (a) Periferia; (b) Zona Intermediária; (c) Núcleo

De modo a obter um maior aproveitamento do corpo de prova, foram usinados oito canais ao longo da seção transversal. De modo a garantir maior confiabilidade dos resultados obtidos, foram realizados, ao longo de todos os experimentos, um teste e sete réplicas. A Figura 3.50 apresenta os canais na seção transversal da amostra, assim como suas respectivas dimensões.

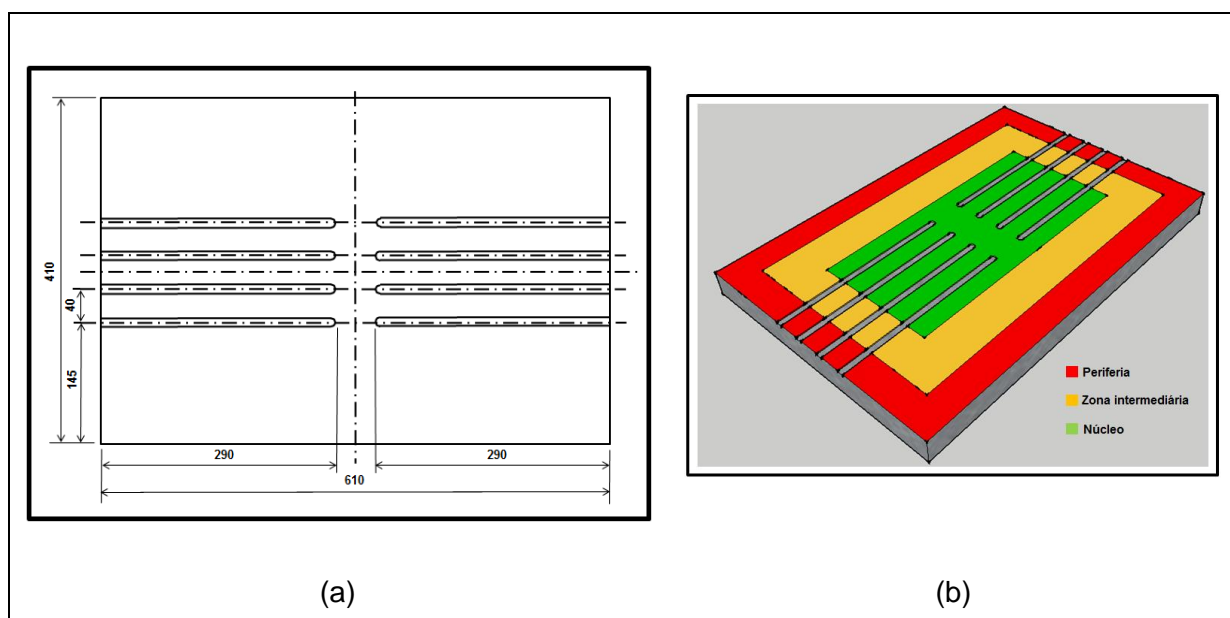


Figura 3.50 – Esquema dos canais de fresamento para obtenção dos esforços de usinagem.
(a) Dimensões, (b) Perspectiva

3.4.6 – Potência de Usinagem

A potência de usinagem (Eq. 3.1) foi determinada através da diferença entre a potência média consumida pela máquina CNC, durante a ação de corte (Eq. 3.2), e a consumida pelo

CNC, sem a ação de corte, ou seja, a potência em vazio (Eq. 3.3). Semelhante procedimento foi utilizado por Dos Santos Junior (2012).

$$P_u = P_c - P_v \quad (3.1)$$

$$P_c = \int_0^{T_s} i_c(t) \cdot v_c(t) \frac{dT_s}{T_s} \quad (3.2)$$

$$P_v = \int_0^{T_s} i_v(t) \cdot v_v(t) \frac{dT_s}{T_s} \quad (3.3)$$

onde:

P_u = Potência de usinagem [W];

P_c = Potência de corte [W];

P_v = Potência em vazio [W];

$i_c(t)$ = Corrente do circuito elétrico da máquina-ferramenta durante o corte [A];

$i_v(t)$ = Corrente do circuito elétrico da máquina-ferramenta em vazio [A];

$v_c(t)$ = Tensão do circuito elétrico da máquina-ferramenta durante o corte [V];

$v_v(t)$ = Tensão do circuito elétrico da máquina-ferramenta em vazio [V];

T_s = Período de amostragem do sinal.

Os valores de tensão e corrente elétrica do motor foram medidos por sensores de efeito *Hall*. Estes sensores são componentes capazes de funcionar sob as mais variadas condições de correntes, contínuas ou alternadas, mantendo o sinal de saída isolado da entrada (FERREIRA e MATSUMURA, 2001).

A vantagem da utilização desta técnica para medições da potência é o fato de que o ponto de instalação dos sensores é localizado no painel de alimentação da máquina, ou seja, isolado do ambiente agressivo e com baixíssimo grau de intrusividade (FITZGERALD, 2003).

Foi empregado o modelo *LEM Current Transducer HAS 50 600-S* para a medição da corrente elétrica, com faixa de medição de 0 a 600 A (Fig. 3.51-a), e o modelo *LEM Voltage Transducer LV-25*, para a medição da tensão, com faixa de medição de 10 a 500 V (Fig. 3.51-b).

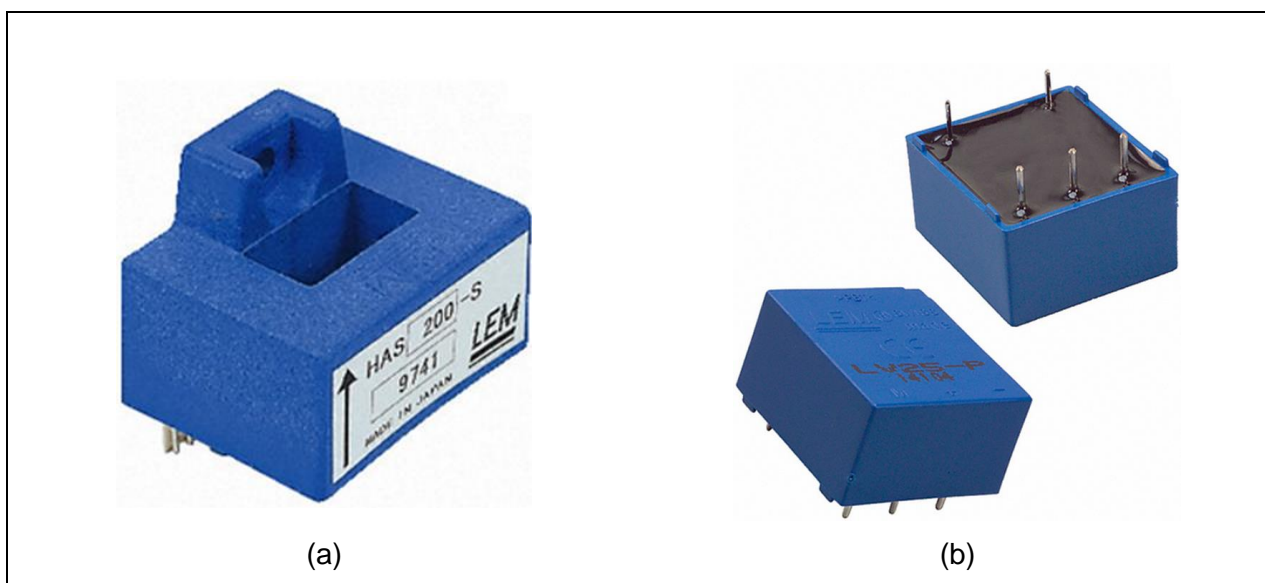


Figura 3.51 – Sensores de efeito *hall*, (a) Corrente elétrica; (b) Tensão

O sinal captado nos sensores foi enviado para uma placa de condicionamento de tensão e corrente elétrica que, posteriormente, foi enviada para placa de aquisição de sinais, onde separa cada sinal em um canal e funciona de interface entre os cabos BNC vindo das placas de condicionamento.

Foi desenvolvido, no *software* 'Labview', um programa para coletar os dados e realizar uma série de tratamento, além de sua visualização na tela do computador. Todo o sistema foi desenvolvido, no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem da Universidade Federal de Uberlândia (LEPU/FEMEC/UFU).

Para garantir a confiabilidade da medição, foram coletados um teste e duas repetições (réplica e tréplica, respectivamente) do ensaio, sendo calculado, posteriormente, a média e o desvio padrão. Os dados foram coletados após o sistema entrar em regime de corte por um período de 5 s.

3.4.7 – Rugosidade Superficial da Peça

Durante os ensaios de vida, foram coletadas peças para análise da rugosidade superficial em intervalos pré-definidos de volume de material removido. Tal avaliação visa registrar a influência que a deterioração da ferramenta exerce sobre as regiões da amostra. As amostras selecionadas foram devidamente limpas e codificadas.

Como parâmetros de avaliações, foram escolhidos os parâmetros R_a , R_z e R_q , pois estes parâmetros são comumente utilizados no controle da qualidade de superfícies usinadas destinadas à indústria em geral. Para garantir uma medição confiável da rugosidade, foram

feitas três leituras em três locais diferentes (início, meio e fim) das barras e foram calculadas a média e a dispersão das leituras.

O instrumento utilizado para medição da rugosidade das amostras foi o rugosímetro portátil *Surtronic 3+*, modelo 112/1590, fabricado pela *Taylor Hobson*. Este instrumento possui agulha do apalpador de diamante com raio de ponta de $5\text{ }\mu\text{m}$, resolução de $0,01\text{ }\mu\text{m}$ e trabalha com carga de $150\text{ a }300\text{ mgf}$. Foi utilizado um *cut-off* de $0,8\text{ mm}$ (ISO 4288, 2008).

Previamente às medições, o rugosímetro foi calibrado utilizando-se um padrão de rugosidade (Fig. 3.52-a), fabricado pela *MITUTOYO*, com certificado de calibração N. 15218/11 (Anexo III). Este certificado declara que a incerteza expandida associada à calibração do rugosímetro é de $0,06\%$ para um fator de abrangência de 2,65 e 95% de probabilidade de abrangência. Para determinar o erro de indicação (tendência) para cada valor de rugosidade foram realizadas cinco medições em cada uma das posições indicadas na Figura 3.52-b.

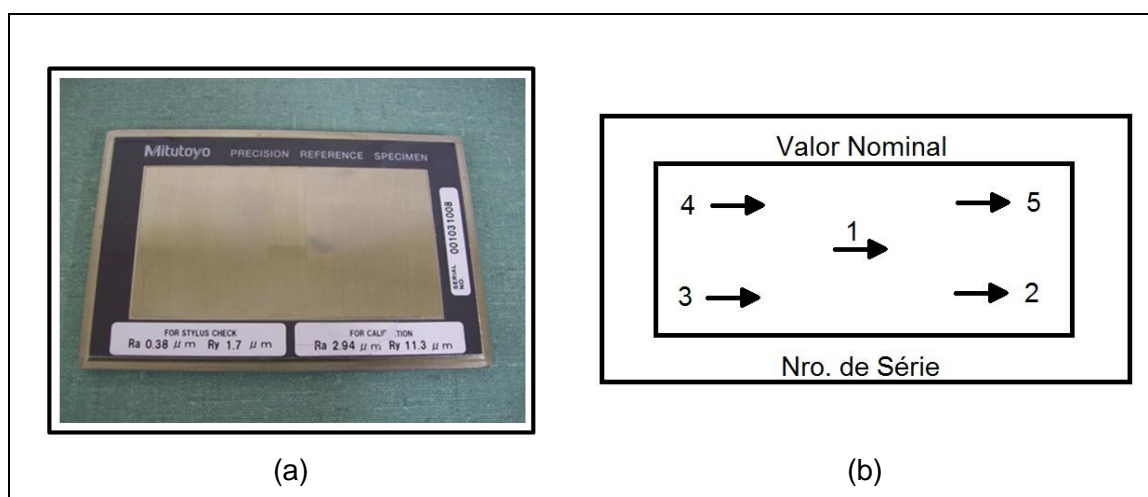


Figura 3.52 – Calibração do rugosímetro; (a) Padrão de rugosidade; (b) Posições consideradas durante a calibração

Para a coleta dos dados durante a calibração foi utilizado um programa computacional dedicado, *software TalyProfile Gold 4.0®*, fornecido pelo fabricante. De modo a evitar prováveis dilatações nas amostras, a temperatura de medição foi monitorada através de um termohigrômetro digital HT-260, da marca “*Instrutherm*”, com resolução de $0,1\text{ }^{\circ}\text{C}$. As medições foram feitas na temperatura de $20 \pm 1,0\text{ }^{\circ}\text{C}$.

A Figura 3.53 mostra o rugosímetro em um suporte devidamente ajustado, momentos antes de iniciar uma medição.

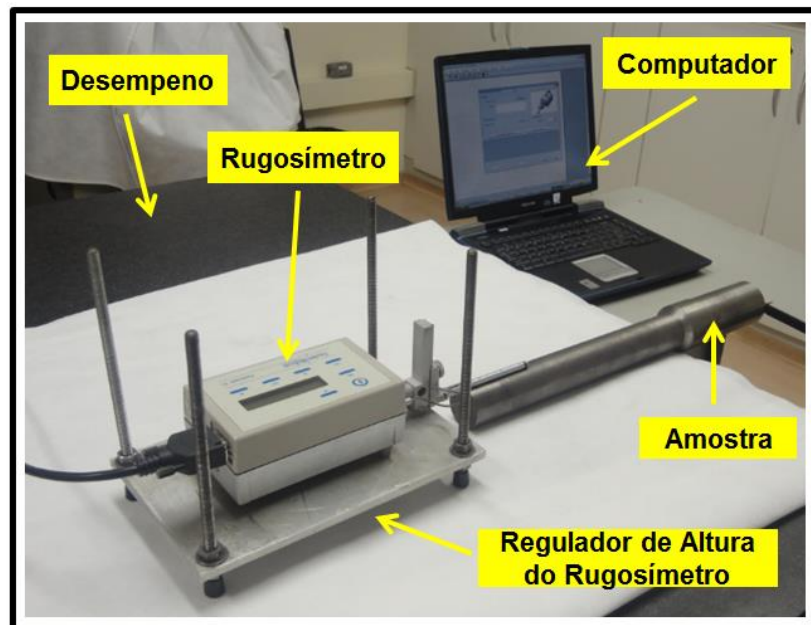


Figura 3.53 - Rugosímetro portátil Surtronic 3+ em posição de medição

3.5 – Incerteza de Medição

3.5.1 – Profundidade do Furo na Furação

Os valores da profundidade do furo podem ser influenciados pela resolução do sistema de medição, pela linearidade do sensor de deslocamento, pela linearidade do amplificador, pela placa do conversor analógico/digital, pelo programa computacional empregado durante a leitura das indicações, pelo afastamento da temperatura em relação a 20°C e pela variação da temperatura durante a medição. A Equação 3.4 apresenta a incerteza de medição da profundidade do furo em função das variáveis de influencia.

$$I_{pf} = f(s_{leit}; \Delta R_{SM}; \Delta Lin_{SensorDesl}; \Delta Lin_{Amp}; \Delta Lin_{AD}; \Delta P_c; \Delta \delta T; \Delta T) \quad (3.4)$$

onde:

I_{pf} – Incerteza de medição da profundidade do furo;

s_{leit} – correção relativa às leituras obtidas no sensor de deslocamento;

ΔR_{SM} – correção relativa à resolução do sistema de medição;

$\Delta Lin_{SensorDesl}$ – correção relativa ao desvio de linearidade do sensor de deslocamento;

ΔLin_{Amp} – correção relativa ao desvio de linearidade do amplificador;

ΔLin_{AD} – correção relativa ao desvio de linearidade do conversor analógico/digital;

ΔP_c – correção relativa ao programa computacional;

$\Delta \delta T$ – correção relativa à variação de temperatura;

ΔT – correção relativa ao afastamento da temperatura em relação à 20 °C.

Definidas as variáveis de influência, procedeu-se, então, à coleta de informação sobre as mesmas. Em função da quantidade de informações disponíveis, foi adotada uma distribuição de probabilidades para cada uma delas. Em seguida foi determinado os parâmetros estatísticos necessários para o cálculo da incerteza de medição da profundidade do furo.

Incerteza padrão associada à variabilidade das leituras

Para determinação da incerteza padrão associada à variabilidade das leituras é utilizada a distribuição normal, conforme apresentado na Equação 3.5.

$$u(x) = \sqrt{\frac{s^2}{n}} \quad (3.5)$$

Onde 's' é o desvio padrão experimental e 'n' é o número de elementos da amostra.

O ISO TAG 4WG-3 (2008) recomenda o uso desta distribuição quando há informações suficientes sobre a variável em questão, tais como, um conjunto de valores ou amostra.

Incerteza padrão relativa à resolução do sistema de medição

A incerteza em relação à resolução do sistema de medição, após a calibração com blocos padrões, é de 0,5 % do valor medido. O sistema foi calibrado com blocos padrões que tem certificado de calibração N. 1505/11 (Anexo III).

Incerteza padrão relativa ao desvio de linearidade do sensor de deslocamento

Inductive Standard Displacement Transducers (2013) indica que o valor do desvio de linearidade do sensor de deslocamento utilizado é de 0,2 % do valor medido.

Incerteza padrão relativa ao desvio de linearidade do amplificador

Segundo Industrial Amplifier (2013), o valor do desvio de linearidade para o amplificador utilizado é de 0,05 % do valor medido.

Incerteza padrão relativa ao desvio de linearidade do conversor analógico/digital

O valor do desvio de linearidade para do conversor analógico/digital utilizado é de 0,3 % do valor medido (NATIONAL INSTRUMENTS, 2012).

Incerteza padrão relativa ao programa computacional

Durante a aquisição de dados, foi utilizados uma frequencia de 500 pontos por segundos (NATIONAL INSTRUMENTS, 2012) e coletados leituras com 8 casas decimais, dessa forma, os erros de arredondamentos foram desprezíveis.

Afastamento da temperatura em relação a 20°C e variação da temperatura durante a medição

Durante as medições, tanto a expansão diferencial quanto a dilatação sofrida pelo material do sensor de deslocamento e pelo material da peça, apresentaram valores em torno de 0,1 µm, ou seja, bem abaixo da resolução do sistema de medição.

Aplicando as considerações citadas acima, tem-se, então, o modelo matemático para a determinação da incerteza de medição da profundidade do furo (Equação 3.6).

$$I_{Pf} = \Delta s_{leit.} + \Delta R_{SM} + \Delta Lin_{SensorDesl} + \Delta Lin_{Amp} + \Delta P_{AD} \quad (3.6)$$

A lei de propagação de incertezas pode ser aplicada na Equação 3.6, assim, a incerteza padrão combinada da profundidade do furo pode ser determinada a partir da Equação 3.7.

$$u_c^2(P_f) = \left(\frac{\partial P_f}{\partial s_{leit.}} \right)^2 u^2(s_{leit.}) + \left(\frac{\partial P_f}{\partial R_{SM}} \right)^2 u^2(R_{SM}) + \left(\frac{\partial P_f}{\partial Lin_{SensorDesl}} \right)^2 u^2(Lin_{SensorDesl}) + \left(\frac{\partial P_f}{\partial Lin_{Amp}} \right)^2 u^2(Lin_{Amp}) + \left(\frac{\partial P_f}{\partial P_{AD}} \right)^2 u^2(P_{AD}) \quad (3.7)$$

3.5.2 – Desgaste da Ferramenta no Torneamento e Fresamento

Os valores do desgaste da ferramenta podem ser influenciados pela variabilidade das leituras, pela resolução do sistema de medição, pela incerteza associada à calibração do microscópio, pelo afastamento da temperatura em relação a 20°C e pela variação da temperatura durante a medição. A Equação 3.8 apresenta a variável de saída do desgaste da ferramenta em função das variáveis de entrada que influenciam na avaliação da incerteza.

$$I_{VB} = f(s_{leit.}; \Delta R_{SM}; \Delta Cr_m; \Delta \delta T; \Delta T) \quad (3.8)$$

onde:

I_{VB} – Incerteza de medição do desgaste de flanco máximo;

s_{leit} – correção relativa às leituras obtidas no microscópio;

ΔR_m – correção relativa à resolução do sistema de medição;

ΔCr_m – correção relativa à calibração do microscópio;

$\Delta \delta T$ – correção relativa à variação de temperatura;

ΔT – correção relativa ao afastamento da temperatura em relação à 20 °C.

A seguir serão determinados os parâmetros estatísticos necessários para o cálculo da incerteza de medição do desgaste de flanco máximo das ferramentas de corte utilizadas nos experimentos.

Incerteza padrão associada à variabilidade das leituras

A determinação desta grandeza foi feita de acordo com a Equação 3.5.

Resolução do microscópio

A medição da resolução do microscópio foi feita de acordo com número de pixels ocupados pelo mesurando (ARENCIBIA et al., 2011). Dessa forma, a incerteza de medição encontrada é de 0,0001 mm.

Incerteza associada à calibração do microscópio

Para a calibração do microscópio foi utilizado uma régua graduada de aço, fabricada pela *Mitutoyo*, que tem certificado de calibração N 02098/13 (Anexo III). O valor da incerteza encontrado é de 0,0058 mm.

Afastamento da temperatura em relação a 20°C e variação da temperatura durante a medição

Não foram considerados os efeitos térmicos relativo ao afastamento da temperatura em relação a 20 °C e as variações da temperatura durante a medição, visto que as medições foram efetuadas em laboratório, onde a temperatura ambiente foi controlada e monitoradas em torno de (20 ± 1) °C (NBR NM-ISO1, 1997). Foi utilizado um termohigrômetro digital HT-260, da marca “*Instrutherm*”, para o monitoramento da temperatura. O certificado de calibração deste aparelho pode ser visto no Anexo III.

Dessa forma, o modelo matemático para o cálculo da incerteza de medição do desgaste da ferramenta pode ser escrito da seguinte forma:

$$VB = \Delta s_{leit.} + \Delta R_{SM} + \Delta Cr_m \quad (3.9)$$

Aplicando a lei de propagação de incertezas na Equação 3.9, tem-se:

$$u_c^2(VB) = \left(\frac{\partial VB}{\partial s_{leit.}} \right)^2 u^2(s_{leit.}) + \left(\frac{\partial VB}{\partial R_{SM}} \right)^2 u^2(R_{SM}) + \left(\frac{\partial VB}{\partial Cr_m} \right)^2 u^2(Cr_m) \quad (3.10)$$

3.5.3 – Torque (Fresamento) e Força de Usinagem (Torneamento)

Tomando como base os esforços durante os processos de usinagem (torneamento e fresamento), pode-se tomar, como variáveis de entrada presentes para esta grandeza, a resolução do indicador do sistema de medição, correção relativa amplificador de carga, correção relativa à caixa de distribuição, correção relativa ao bloco conector, correção relativa ao programa computacional empregado durante a leitura dos esforços e influência do desgaste da ferramenta. A Equação 3.11 apresenta a variável de saída dos esforços de usinagem I_{Eu} em função das variáveis de entrada que influenciam na avaliação da incerteza.

$$I_{EU} = f(s_{leit.}; \Delta R_{SM}; \Delta Lin_{Dinam}; \Delta H_{Dinam}; \Delta A_c; \Delta C_x; \Delta B_c; \Delta P_c; \Delta VB) \quad (3.11)$$

onde:

- I_{EU} – Incerteza de medição dos esforços de usinagem;
- s_{leit} – correção relativa às leituras obtidas no dinamômetro;
- ΔR_{SM} – correção relativa à resolução do sistema de medição;
- ΔLin_{Dinam} – correção relativa à linearidade do dinamômetro;
- ΔH_{Dinam} – correção relativa à histerese do dinamômetro;
- ΔA_c – correção relativa ao desvio de linearidade do amplificador de carga;
- ΔC_x – correção relativa à caixa de distribuição;
- ΔB_c – correção relativa ao bloco conector;
- ΔP_c – correção relativa ao programa computacional;
- ΔVB – correção relativa à influência do desgaste da ferramenta;

Variabilidade das leituras do dinamômetro

Esta grandeza pode ser calculada a partir da Equação 3.5.

Correção relativa à resolução do sistema de medição

A resolução do sistema de medição, obtido após sua calibração, foi de 0,000001 N.m.

Correção relativa à linearidade do dinamômetro

A linearidade dos dinamômetros utilizado no fresamento e no torneamento é de 1 % do valor medido (KISTLER, 2010).

Correção relativa à histerese do dinamômetro

Segundo KISTLER (2010), a histerese do dinamômetro utilizado no fresamento é de 1 %. Já para o dinamômetro utilizado no torneamento, este valor é de 1,2 %.

Correção relativa à caixa de distribuição e bloco conector

Estes conectores são responsáveis apenas pela distribuição e proteção dos sinais recebidos. Dessa forma, sua incerteza de medição é desprezível.

Correção relativa ao desvio de linearidade do amplificador de carga

Segundo KISTLER (2010), o desvio de linearidade para o amplificador de carga utilizado nos experimento é de 0,5 %.

Correção relativa ao programa computacional

O programa utilizado para coletas de dados foi considerado de alta confiabilidade.

Correção relativa à influência do desgaste da ferramenta

O desgaste da ferramenta foi monitorado durante todo o experimento e a ferramenta era trocada toda vez que o desgaste de flanco máximo atingia o valor de 0,1 mm. Dessa forma, a contribuição da variação do desgaste da ferramenta durante a medição nos resultados obtidos foi desprezada.

O modelo matemático para a determinação da incerteza de medição do torque e da força de usinagem pode ser visto na Equação 3.12.

$$E_u = \Delta s_{leit.} + \Delta R_{SM} + \Delta Lin_{Dinam} + \Delta H_{Dinam} + \Delta A_c \quad (3.12)$$

A Equação 3.13 apresenta a incerteza padrão combinada do torque e da força de avanço.

$$u_c^2(E_u) = \left(\frac{\partial E_u}{\partial s_{leit.}} \right)^2 u^2(s_{leit.}) + \left(\frac{\partial E_u}{\partial R_{SM}} \right)^2 u^2(R_{SM}) + \left(\frac{\partial E_u}{\partial Lin_{Dinam}} \right)^2 u^2(Lin_{Dinam}) + \left(\frac{\partial E_u}{\partial H_{Dinam}} \right)^2 u^2(H_{Dinam}) + \left(\frac{\partial E_u}{\partial A_c} \right)^2 u^2(A_c) \quad (3.13)$$

3.5.4 – Rugosidade Superficial no Torneamento e Fresamento

As variáveis de entrada para avaliação da incerteza relativa à medição da rugosidade superficial são: resolução do rugosímetro, incerteza associada à calibração do rugosímetro, desvio de planeza da mesa de desempenho, raio da ponta da agulha do rugosímetro, deformação da peça durante a medição, amplitude das vibrações durante a medição, afastamento da temperatura em relação a 20°C, variação da temperatura durante a medição,

correção relativa ao coeficiente de expansão térmica do material do apalpador, correção relativa ao coeficiente de expansão térmica da peça e correção relativa à deformação da peça durante a medição. A Equação 3.14 apresenta a variável de saída da rugosidade em função das variáveis de entrada que influenciam na avaliação da incerteza.

$$I_{RG} = f(s_{leit.}; \Delta R_{SM}; \Delta Cr_{RG}; \Delta Dd; \Delta Rp; \Delta \delta T; \Delta T; \Delta Def) \quad (3.14)$$

onde:

I_{RG} – Incerteza de medição da rugosidade superficial;

s_{leit} – correção relativa às leituras obtidas no rugosímetro;

ΔR_{SM} – correção relativa à resolução do sistema de medição;

ΔCr_{RG} – correção relativa à calibração do rugosímetro;

ΔDd – correção relativa ao desvio de planeza do regulador de altura do rugosímetro;

ΔRp – correção relativa ao raio da ponta do rugosímetro;

$\Delta \delta T$ – correção relativa à variação de temperatura;

ΔT – correção relativa ao afastamento da temperatura em relação à 20 °C.

ΔDef – correção relativa à deformação da peça durante a medição.

Apartir de definidas as variáveis de influência, procedeu-se, então, à coleta de informação sobre as mesmas. Em função da quantidade de informação disponível foi adotada uma distribuição de probabilidades para cada uma delas. Em seguida foram determinados os parâmetros estatísticos necessários para o cálculo da incerteza de medição da rugosidade.

Variabilidade das leituras

Pode-se calcular a variabilidade das leituras da rugosidade a partir da Equação 3.5.

Incerteza associada à resolução do rugosímetro

A resolução do rugosímetro utilizado nos experimentos é de 0,01 μm (TAYLOR HOBSON, 2012).

Incerteza associada à calibração do rugosímetro

A incerteza padrão ‘u’ associada à calibração foi obtida através do certificado de calibração do rugosímetro (ANEXO III).

Incerteza associada ao desvio de planeza do regulador de altura do rugosímetro

O regulador de altura do rugosímetro foi nivelado tomando como padrão a mesa de desempenho, assim, sua incerteza de medição foi desprezível.

Raio da ponta da agulha

O raio da ponta da agulha do rugosímetro é de 5 µm, sendo, esta, a única informação disponível, desta forma a distribuição adotada foi a retangular.

Neste trabalho considerou-se que a parcela de contribuição desta variável é de 2% do valor do parâmetro de rugosidade avaliado de acordo com Gural et al. (2006). A incerteza padrão foi calculada a partir da Equação 3.15.

$$u = \frac{0,02.R}{\sqrt{3}} \quad (3.15)$$

Onde R representa o valor do parâmetro avaliado.

Afastamento da temperatura em relação a 20°C e variação da temperatura durante a medição

As medições da rugosidade foram realizadas no Laboratório de metrologia Dimensional da Universidade Federal de Uberlândia com temperatura ambiente controlada e mantida em (20 ± 1) °C por um termohigrômetro digital HT-260, da marca “Instrutherm”.

Deformação da peça durante a medição

Para determinação da incerteza padrão associada à deformação (D) da peça foi utilizada uma distribuição retangular. A Equação 3.16 apresenta o calculo da incerteza padrão para a deformação da peça durante a medição da rugosidade superficial.

$$u(Def) = \frac{Def}{\sqrt{3}} \quad (3.16)$$

O valor da deformação experimentada pela peça durante a medição, neste trabalho, foi adotado como sendo 20 nm (LEACH, 2001).

Para o modelo matemático, o cálculo da incerteza de medição da rugosidade superficial, tem-se, então, a Equação 3.17:

$$RG = \Delta s_{leit.} + \Delta R_{SM} + \Delta Cr_{RG} + \Delta Rp + \Delta Def \quad (3.17)$$

Aplicando a lei de propagação de incertezas Equação 3.17, tem-se:

$$\begin{aligned} u_c^2(RG) = & \left(\frac{\partial RG}{\partial s_{leit.}} \right)^2 u^2(s_{leit.}) + \left(\frac{\partial RG}{\partial R_{SM}} \right)^2 u^2(R_{SM}) + \left(\frac{\partial RG}{\partial Cr_{RG}} \right)^2 u^2(Cr_{RG}) + \\ & + \left(\frac{\partial RG}{\partial Rp} \right)^2 u^2(Rp) + \left(\frac{\partial RG}{\partial Def} \right)^2 u^2(Def) \end{aligned} \quad (3.18)$$

CAPÍTULO IV

RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos nos experimentos, na forma de gráficos e tabelas, para, posteriormente, serem analisados e discutidos. Inicialmente serão mostrados os resultados relacionados à profundidade do furo, para os ensaios de usinabilidade realizado com pressão constante durante a operação de furação.

Na sequência, são apresentados os resultados da evolução do desgaste ao longo da quantidade de material removido para as operações de torneamento e fresamento. Em seguida, são mostrados os resultados da força de usinagem e do torque ao longo do volume de material removido, sendo, posteriormente, apresentado os resultados equivalentes à potência de usinagem. E, finalmente, serão abordados os resultados dos ensaios no que diz respeito a rugosidades superficiais (R_a , R_z e R_q).

4.1 – Ensaios de Usinabilidade - Furação com Pressão Constante

A apresentação e análise dos resultados das profundidades dos furos atingidos em cada ensaio de usinabilidade na furação com pressão constante será realizada através de gráficos, tabelas comparativas e análise de significância. Estes resultados serão apresentados a partir do centro da amostra (região do núcleo), passando pela região intermediária e finalizando com a região periférica, para o conjunto de cargas e rotações utilizadas nos experimentos. Cada ponto dos gráficos refere-se a média dos valores de três repetições realizadas (teste, réplica e tréplica, respectivamente), obtidas, separadamente, para cada par de variável. Estes gráficos também apresentam, em forma de linhas tracejadas, a transição entre as regiões das amostras (núcleo → zona intermediária → periferia).

A seguir, serão apresentados estes resultados, abordando, separadamente, o diâmetro de cada bitola circular e, posteriormente, as bitolas retangulares.

4.1.1 – Bitolas com Diâmetro de 53 mm

A Figura 4.1 apresenta os resultados da profundidade do furo a partir do centro da amostra (região do núcleo) para o conjunto de cargas e rotações utilizadas nos experimentos. Cada ponto deste gráfico refere-se à média dos valores de três repetições realizadas (teste, réplica e tréplica, respectivamente), obtidas, separadamente, para cada par de variáveis.

Note, também, que independente dos valores de carga e rotação utilizados, os gráficos apresentaram o mesmo comportamento, ou seja, houve um aumento da média da profundidade do furo à medida que se deslocou do centro da amostra em direção à periferia. Assim, pode-se afirmar que a região do núcleo exerce maior dificuldade à penetração da ferramenta que a região da zona intermediária, para uma mesma condição de corte e força de avanço aplicada. Dessa forma, pode-se concluir que a região do núcleo possui menor usinabilidade que a região da zona intermediária.

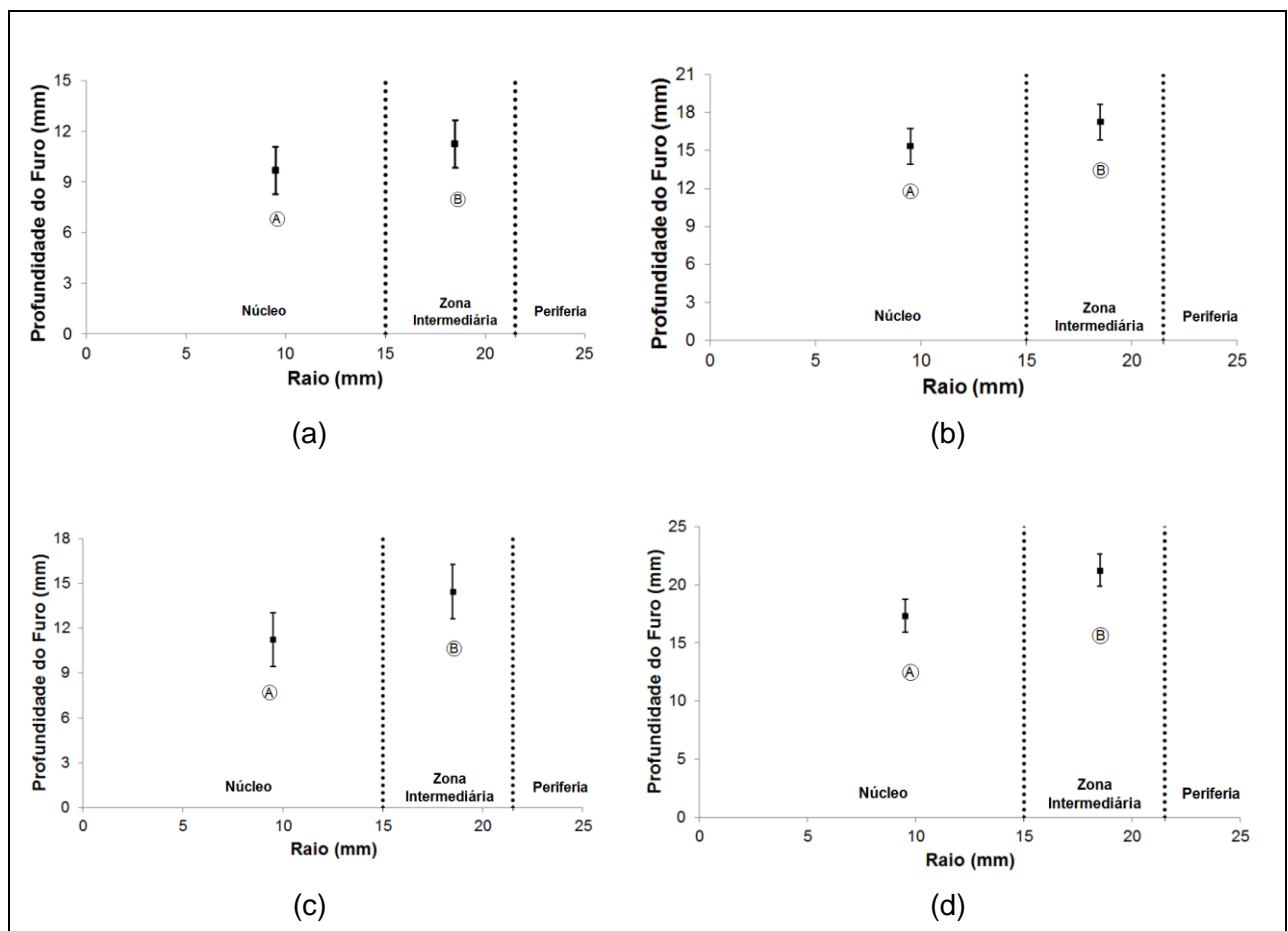


Figura 4.1 – Resultados da profundidade do furo para as amostras com bitola de 53 mm de diâmetro; a) Carga = 10 kgf; Rotação = 944 rpm; b) Carga = 15 kgf; Rotação = 944 rpm; c) Carga = 10 kgf; Rotação = 1416 rpm; d) Carga = 15 kgf; Rotação = 1416 rpm

A Tabela 4.1 mostra a diferença (aumento/redução) percentual média e estatística da profundidade do furo para os pontos dos gráficos apresentados na Figura 4.1. Os valores positivos apresentados nesta tabela indica que houve um aumento da profundidade do furo quando foi comparado o valor médio obtido na região do núcleo com o valor médio obtido na região da zona intermediária. Provavelmente, a região do núcleo (região onde se encontra o ponto 'A' dos gráficos), não foi capaz de apresentar maiores valores de profundidade do furo devido ao maior gradiente de dureza existente nesta região (Tab. 3.1).

Tabela 4.1 – Diferença percentual média e estatística da profundidade do furo ($\Phi = 53$ mm)

Carga (kgf)	Rotação (rpm)	Região	Comparações	Diferença Média Percentual (%)	p-value
10	944	Núcleo → Zona Intermediária	Ponto 'A' → Ponto 'B'	+ 16,45	0,2366
15	944	Núcleo → Zona Intermediária	Ponto 'A' → Ponto 'B'	+ 12,59	0,1666
10	1416	Núcleo → Zona Intermediária	Ponto 'A' → Ponto 'B'	+ 28,55	0,0943
15	1416	Núcleo → Zona Intermediária	Ponto 'A' → Ponto 'B'	+ 22,69	0,0263

Observe, também, que a carga de 10 kgf e a rotação de 1416 rpm proporcionou a maior diferença percentual entre as regiões (aumento de 28,55 %) em relação aos outros parâmetros de usinagem empregados, enquanto que a carga de 15 kgf e a rotação de 944 rpm possibilitou a menor diferença percentual entre as regiões (aumento de 12,59 %).

Nesta tabela, também é possível observar que houve diferença estatística significativa entre as regiões do núcleo e da zona intermediária apenas quando foi empregado a carga de 15 kgf e a rotação de 1416 rpm ($p\text{-value} = 0,0263 < 0,05$), sendo que as outras comparações não apresentaram diferença estatística significativa. Por outro lado, se fosse adotado um nível de confiabilidade de 90%, a comparação entre as regiões obtidas durante a furação com carga de 10 kgf e a rotação de 1416 rpm, também apresentaria diferença estatística significativa ($p\text{-value} = 0,0943 < 0,1$).

A Tabela 4.2 apresenta a avaliação da incerteza de medição da profundidade do furo, além de todas as informações referentes ao cálculo da mesma, localizado na região da zona intermediária quando usinado com carga de 15 kgf e rotação de 1416 rpm.

Nesta Tabela, 'DP' representa a distribuição de probabilidade, 'CS' o coeficiente de sensibilidade e 'GL' indica o número de graus de liberdade associado a cada variável de influência. Ainda, na coluna da distribuição de probabilidades, 'N' representa a distribuição normal e 'R' a retangular. Os valores das incertezas-padrão foram apresentados com um número de algarismo maior que as leituras com o objetivo de diminuir os erros de arredondamento.

Tabela 4.2 – Incerteza de medição da profundidade do furo (Carga 15 kgf; Rotação 1416 rpm)

Grandeza X_i	Estimativa X_i	DP	CS	GL	Incerteza padrão	Contribuição (%)
S_{Leit}	0,617	N	1	2	0,38068900	79,92395773
$\Delta Lin_{SensorDesl}$	0,100	R	1	∞	0,01000000	2,09945540
ΔLin_{Amp}	0,025	R	1	∞	0,00062500	0,13121596
ΔP_{AD}	0,150	R	1	∞	0,00225000	4,72377465
ΔR_{SM}	0,250	R	1	∞	0,06250000	13,12159626
Incerteza padrão combinada (u_c) em (mm)					0,69015506	
Grau de liberdade efetivo (v_{eff})					> 100	
Fator de abrangência (95,45%)					k = 2	
Incerteza expandida (U_p) em (mm)					1,38031011	
P _{furo} = 23,456 ± 1,380 mm; k = 2 e PA = 95,45%						

Observe que a profundidade do furo possui uma incerteza expandida de 1,38031011 mm para $k = 2,0$ e 95,45% de abrangência (última linha da Tab. 4.2). Observe que a correção relativa à exatidão do amplificador foi o que mais contribuiu para o cálculo da incerteza padrão (aproximadamente 79,92 %). A avaliação da incerteza de medição para os demais furos pode ser visto nas Tabelas AIV.1 a AIV.7 do Anexo IV.

4.1.2 – Bitolas com Diâmetro de 156 mm

A Figura 4.2 apresenta o comportamento da profundidade do furo a partir do centro da amostra para o conjunto de cargas e rotações utilizadas nos experimentos para a bitola de 156 mm de diâmetro.

A Tabela 4.3 mostra a diferença (aumento/redução) percentual média e estatística da profundidade do furo para os pontos de transição entre as regiões dos gráficos apresentados na Figura 4.2. Observe que existiu uma tendência do aumento da média da profundidade dos furos quando se deslocou do centro da amostra em direção à periferia (núcleo \rightarrow zona intermediária \rightarrow periferia). Observe que os pontos de transição da região do núcleo para a região da zona intermediária, quando foi utilizado a carga de 15 kgf e a rotação de 944 rpm, apresentou a maior diferença percentual (aumento de 31,71 %), enquanto que os pontos de transição entre a região da zona intermediária e a região do núcleo, quando foi utilizado a carga de 15 kgf e a rotação de 1416 rpm, apresentou a menor diferença percentual (aumento de 12,40 %).

Nesta tabela também é possível observar que houve diferença estatística significativa ($p\text{-value} < 0,05$) apenas para os pontos de transição entre as regiões do núcleo e da zona intermediária, quando foi utilizada a carga de 15 kgf e a rotação de 944 rpm ($p\text{-value} = 0,0141$) e quando foi utilizada a carga de 15 kgf e a rotação de 1416 rpm ($p\text{-value} = 0,0208$) e, também,

entre a região da zona intermediária e a região da periferia, quando foi utilizada a carga de 15 kgf e a rotação de 1416 rpm ($p\text{-value} = 0,0261$). Os resultados completos da diferença percentual e estatística entre todos os pontos apresentados na Figura 4.2 pode ser visto na Tabela AV.1 do Anexo V.

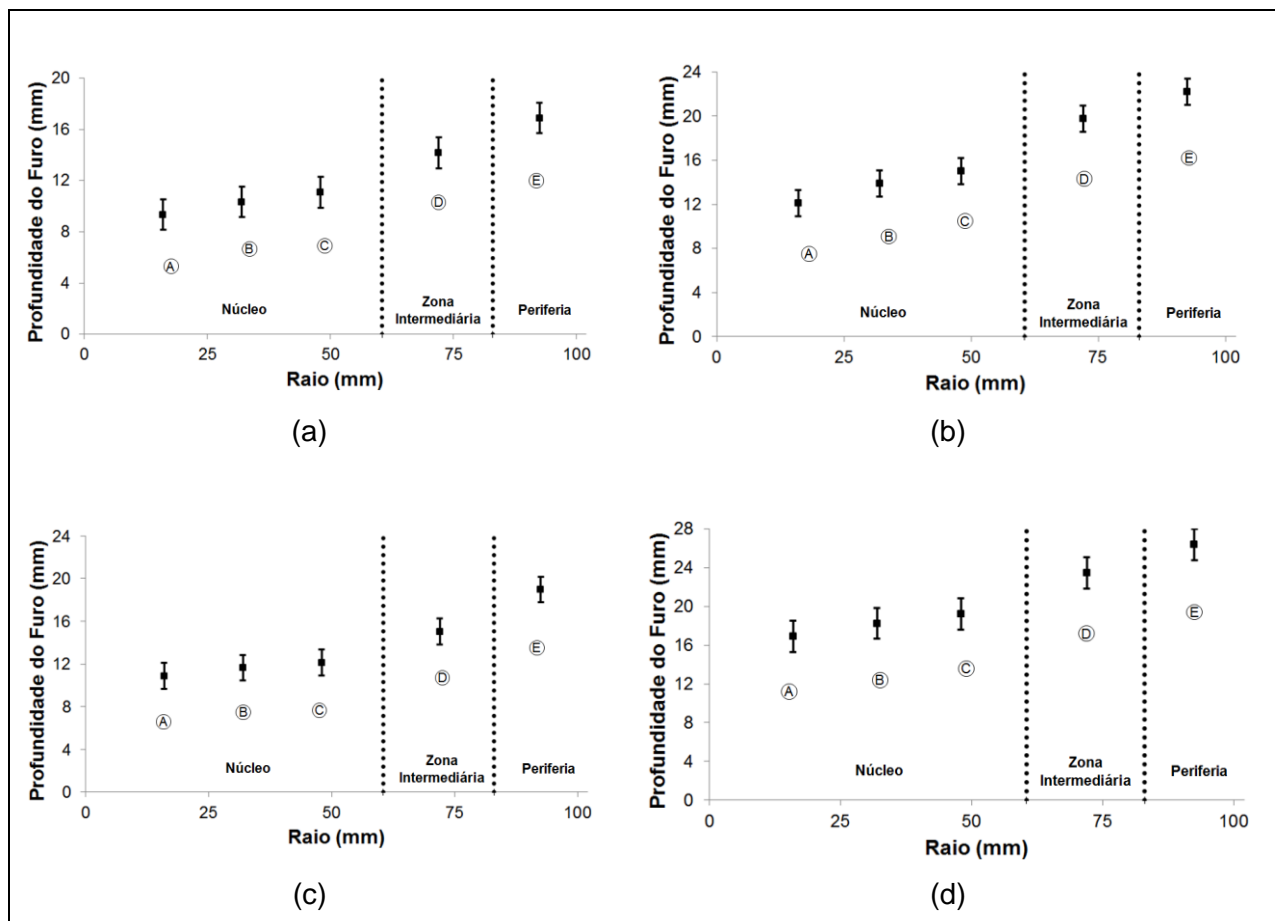


Figura 4.2 – Comportamento da profundidade do furo para as amostras com bitola de 156 mm de diâmetro; a) Carga = 10 kgf; Rotação = 944 rpm; b) Carga = 15 kgf; Rotação = 944 rpm; c) Carga = 10 kgf; Rotação = 1416 rpm; d) Carga = 15 kgf; Rotação = 1416 rpm

A Figura 4.3 apresenta o comportamento dos valores médio de cada região para a profundidade do furo entre os diferentes parâmetros de usinagem utilizados nos experimentos. Observe que, independente dos valores de carga e rotação empregados, a região da periferia sempre apresentou a maior profundidade do furo, o que indica que esta região tem maior usinabilidade que as demais.

A Tabela 4.4 apresenta a comparação dos valores médios de cada região para a profundidade do furo. Observe que os valores médios apresentaram uma tendência do

aumento na profundidade do furo quando se deslocou do centro da amostra (região do núcleo) em direção à periferia.

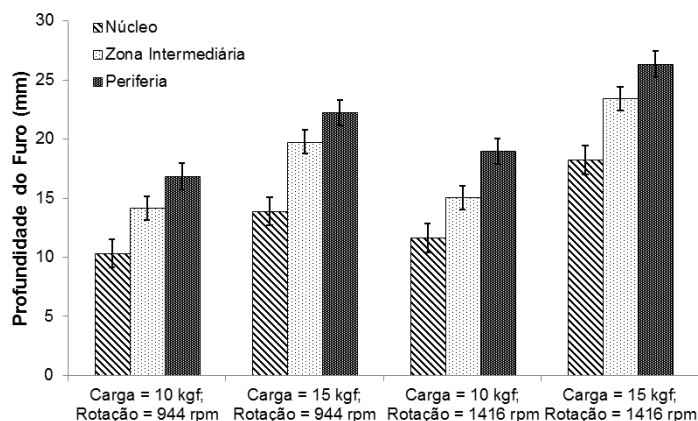


Figura 4.3 – Comportamento médio dos valores da profundidade do furo ($\Phi = 156$ mm)

Todas as comparações realizadas entre as regiões do núcleo e da zona intermediária apresentaram, independente dos parâmetros de carga e rotação utilizados, diferença estatística significativa ($p\text{-value} < 0,05$). Entretanto, se fosse adotado um nível de confiabilidade de 90%, todas as comparações mostradas nesta tabela apresentariam diferença estatística significativa ($p\text{-value} < 0,1$). A avaliação da incerteza de medição da profundidade do furo para a bitola de 156 mm de diâmetro para os diversos parâmetros de usinagem utilizados pode ser vista nas Tabelas AIV.8 a AIV.19 do Anexo IV.

Tabela 4.4 – Diferença percentual média entre regiões para a profundidade do furo ($\Phi = 156$ mm)

Carga (kgf)	Rotação (rpm)	Região	Diferença Média Percentual (%)	p-value
10	944	Núcleo → Zona Intermediária	+ 36,98	<u>0,0137</u>
		Zona Intermediária → Periferia	+ 19,29	0,0753
15	944	Núcleo → Zona Intermediária	+ 42,43	<u>0,0029</u>
		Zona Intermediária → Periferia	+ 12,44	0,0978
10	1416	Núcleo → Zona Intermediária	+ 29,21	<u>0,0202</u>
		Zona Intermediária → Periferia	+ 23,99	0,0636
15	1416	Núcleo → Zona Intermediária	+ 28,63	<u>0,0046</u>
		Zona Intermediária → Periferia	+ 12,40	0,0700

4.1.3 – Bitolas com Diâmetro de 203 mm

A Figura 4.4 apresenta o comportamento da profundidade do furo a partir do centro das amostras com bitola de 203 mm de diâmetro, para o conjunto de pares de cargas e rotações utilizadas nos experimentos.

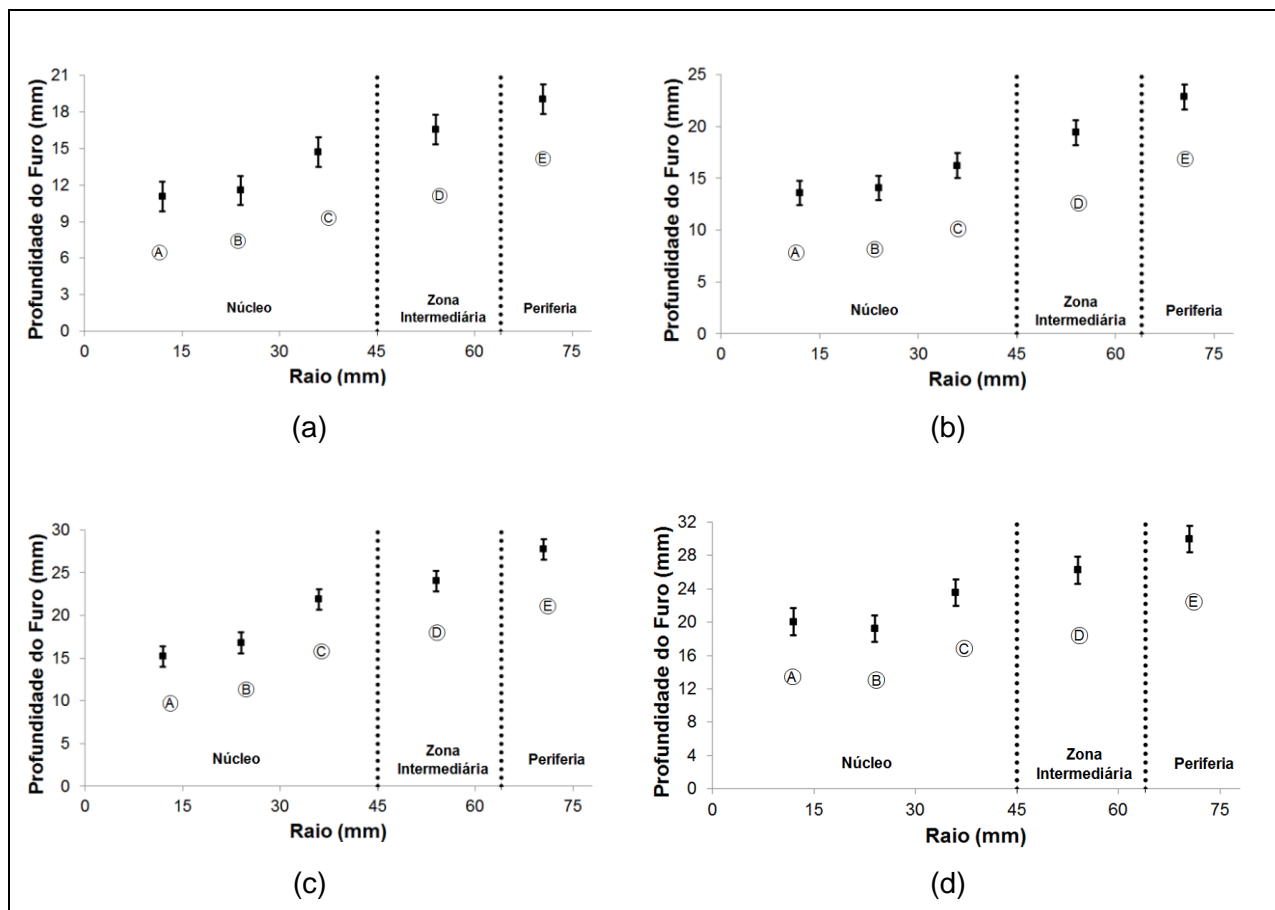


Figura 4.4 – Comportamento da profundidade do furo para as amostras com bitola de 203 mm de diâmetro; a) Carga = 10 kgf; Rotação = 944 rpm; b) Carga = 15 kgf; Rotação = 944 rpm; c) Carga = 10 kgf; Rotação = 1416 rpm; d) Carga = 15 kgf; Rotação = 1416 rpm

Note que, independente dos valores de carga e rotação, os gráficos apresentaram uma tendência do aumento da profundidade do furo quando se deslocou do centro da amostra em direção à periferia. Esse comportamento foi semelhante aos resultados obtidos com as amostras com bitola de 156 mm de diâmetro (Fig. 4.2).

A Tabela 4.5 mostra a diferença (aumento/redução) percentual média e estatística da profundidade do furo para os pontos de transição entre as regiões dos gráficos apresentados na Figura 4.4. Observe que, assim como ocorreu nas amostras com bitola de 156 mm de diâmetro, este gráfico também apresentou uma tendência do aumento da profundidade do furo

quando se deslocou do centro da amostra (região do núcleo) em direção à periferia (núcleo → zona intermediária → periferia). Note, também, que a transição da região do núcleo para a região da zona intermediária, quando foi utilizado a carga de 15 kgf e a rotação de 944 rpm, apresentou a maior diferença percentual (aumento de 19,74 %). Por outro lado, a transição entre essas mesmas regiões, quando utilizado a carga de 10 kgf e a rotação de 1416 rpm, apresentou a menor diferença percentual (aumento de 9,82 %).

Tabela 4.5 – Diferença percentual média e estatística da profundidade do furo ($\Phi = 203$ mm)

Carga (kgf)	Rotação (rpm)	Região	Comparações	Diferença Média Percentual (%)	p-value
10	944	Núcleo → Zona Intermediária	Ponto 'C' → Ponto 'D'	+ 12,73	0,1772
		Zona Intermediária → Periferia	Ponto 'D' → Ponto 'E'	+ 14,98	0,0959
15	944	Núcleo → Zona Intermediária	Ponto 'C' → Ponto 'D'	+ 19,74	0,0488
		Zona Intermediária → Periferia	Ponto 'D' → Ponto 'E'	+ 17,62	0,0403
10	1416	Núcleo → Zona Intermediária	Ponto 'C' → Ponto 'D'	+ 9,82	0,1332
		Zona Intermediária → Periferia	Ponto 'D' → Ponto 'E'	+ 15,52	0,0310
15	1416	Núcleo → Zona Intermediária	Ponto 'C' → Ponto 'D'	+ 11,47	0,0775
		Zona Intermediária → Periferia	Ponto 'D' → Ponto 'E'	+ 14,29	0,0305

Nesta tabela pode ser observado que houve diferença estatística significativa ($p\text{-value} < 0,05$) para os pontos de transição entre a região do núcleo e a região da zona intermediária e, também, entre os pontos de transição da região da zona intermediária e a periferia, quando foi utilizada a carga de 15 kgf e rotação de 944 rpm ($p\text{-value} = 0,0488$ e $p\text{-value} = 0,0403$, respectivamente). O emprego da rotação de 1416 rpm também possibilitou diferença estatística significativa entre as regiões da zona intermediária e da periferia ($p\text{-value} = 0,0310$, para a carga de 10 kgf e $p\text{-value} = 0,0305$, para a carga de 15 kgf, respectivamente). As demais comparações não apresentaram diferença estatística significativa.

Por outro lado, se fosse adotado um nível de confiabilidade de 90%, os pontos de transição entre a zona intermediária e a região da periferia, quando foi utilizada a carga de 10 kgf e rotação de 944 rpm ($p\text{-value} = 0,0959 < 0,1$), e os pontos de transição entre as regiões do núcleo e da zona intermediária, quando foi utilizada a carga de 15 kgf e rotação de 1416 rpm ($p\text{-value} = 0,0775 < 0,1$), também apresentariam diferença estatística significativa ($p\text{-value} < 0,1$). Os resultados completos da diferença percentual e estatística entre todos os pontos apresentados na Figura 4.6 pode ser visto na Tabela AV.2 do Anexo V.

A Figura 4.5 apresenta o comportamento dos valores médios dos pontos obtidos em cada região para a profundidade do furo entre os diferentes parâmetros utilizados nos experimentos quando usando as amostras com 203 mm de diâmetro.

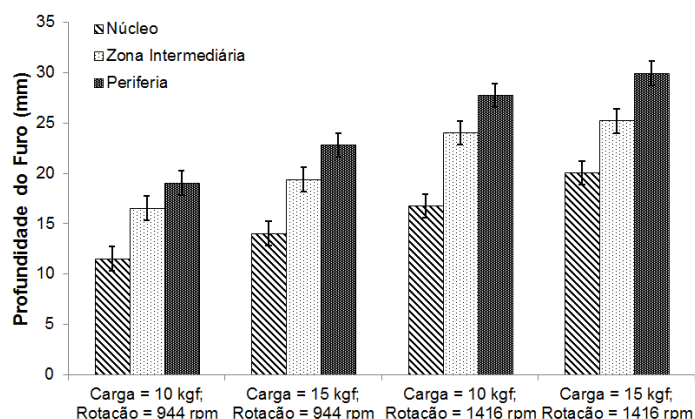


Figura 4.5 – Comportamento médio dos pontos obtidos em cada região para a profundidade do furo ($\Phi = 203$ mm)

A Tabela 4.6 apresenta a comparação da profundidade do furo entre os valores médios apresentados em cada região das amostras. Observe que sempre houve uma tendência de aumento da profundidade do furo quando se deslocou do centro da amostra em direção a periferia. A maioria das comparações apresentou diferença estatística significativa (p -value < 0,05), com exceção, apenas, para os pontos de transição entre as regiões da zona intermediária e da periferia, quando usinado com carga de 10 kgf e rotação de 944 rpm. Entretanto, se fosse adotado um nível de confiabilidade de 90%, todas as comparações mostradas nesta tabela apresentariam diferença estatística significativa (p -value < 0,1).

Tabela 4.6 – Diferença percentual média entre regiões para a profundidade do furo ($\Phi = 203$ mm)

Carga (kgf)	Rotação (rpm)	Região	Diferença Média Percentual (%)	p-value
10	944	Núcleo → Zona Intermediária	+ 43,29	0,0070
		Zona Intermediária → Periferia	+ 14,98	0,0959
15	944	Núcleo → Zona Intermediária	+ 38,14	0,0054
		Zona Intermediária → Periferia	+ 17,62	0,0403
10	1416	Núcleo → Zona Intermediária	+ 43,21	0,0018
		Zona Intermediária → Periferia	+ 15,52	0,0310
15	1416	Núcleo → Zona Intermediária	+ 25,83	0,0061
		Zona Intermediária → Periferia	+ 14,29	0,0305

A avaliação da incerteza de medição da profundidade do furo para a bitola de 203 mm de diâmetro em diversos parâmetros de usinagem pode ser vista nas Tabelas AIV.20 a AIV.31 do Anexo IV.

4.1.4 – Bitolas com Diâmetro de 421 mm

A Figura 4.6 apresenta o comportamento da profundidade do furo a partir do centro das amostras com bitola de 421 mm de diâmetro, para o conjunto de pares de cargas e rotações utilizadas durante os ensaios de furação com pressão constante.

Observe que todos os gráficos apresentaram uma tendência de aumento da profundidade do furo quando se deslocou do centro da amostra em direção à periferia, porém, nota-se certa aleatoriedade no interior de uma mesma região (região da zona intermediária quando usinadas com carga de carga = 15 kgf e rotação = 1416 rpm – Fig. 4.6-d, por exemplo). A Tabela AV.3, do Anexo V, apresenta a diferença percentual e estatística entre todos os pontos apresentados na Figura 4.6.

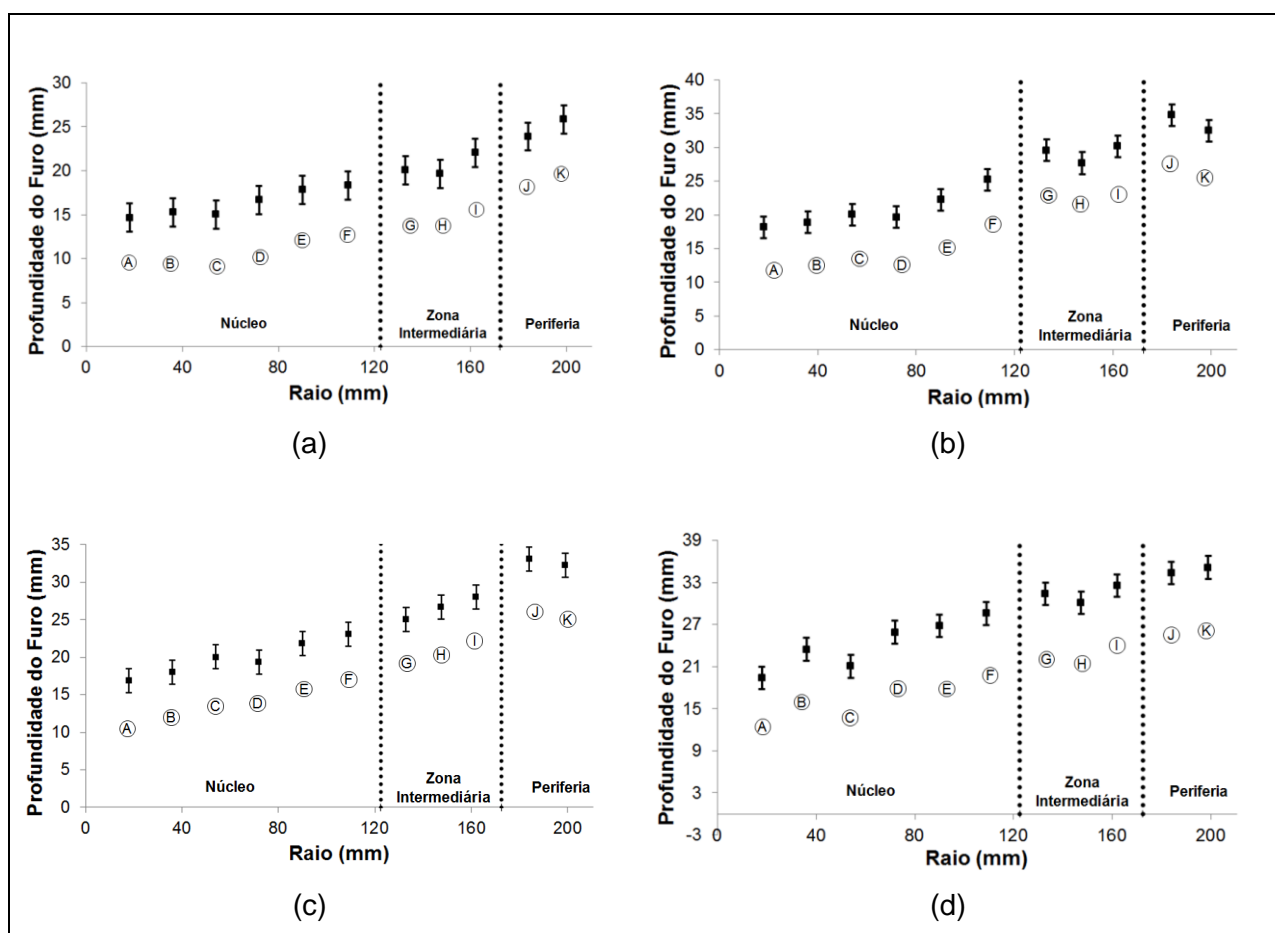


Figura 4.6 – Comportamento da profundidade do furo para as amostras com bitola de 421 mm de diâmetro; a) Carga = 10 kgf; Rotação = 944 rpm; b) Carga = 15 kgf; Rotação = 944 rpm; c) Carga = 10 kgf; Rotação = 1416 rpm; d) Carga = 15 kgf; Rotação = 1416 rpm

A Figura 4.7 apresenta o comportamento dos valores médios da profundidade do furo entre as regiões para os diferentes parâmetros de carga e rotação utilizados nos experimentos.

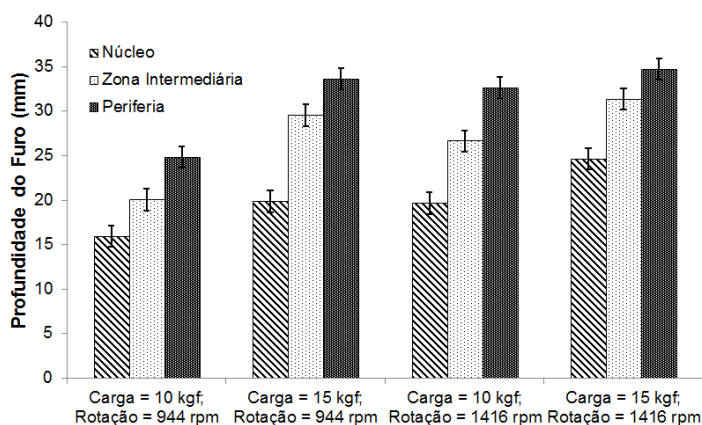


Figura 4.7 – Comportamento médio da profundidade do furo entre as regiões ($\Phi = 421$ mm)

A Tabela 4.7 apresenta a comparação da profundidade do furo entre os valores médios apresentados em cada região das amostras com bitola de 203 mm de diâmetro.

Tabela 4.7 – Diferença percentual média entre regiões para a profundidade do furo ($\Phi = 421$ mm)

Carga (kgf)	Rotação (rpm)	Região	Diferença Média Percentual (%)	p-value
10	944	Núcleo → Zona Intermediária	+ 25,61	<u>0,0140</u>
		Zona Intermediária → Periferia	+ 23,93	<u>0,0081</u>
15	944	Núcleo → Zona Intermediária	+ 48,87	<u>0,0006</u>
		Zona Intermediária → Periferia	+ 13,77	<u>0,0142</u>
10	1416	Núcleo → Zona Intermediária	+ 35,54	<u>0,0020</u>
		Zona Intermediária → Periferia	+ 22,39	<u>0,0037</u>
15	1416	Núcleo → Zona Intermediária	+ 27,08	<u>0,0024</u>
		Zona Intermediária → Periferia	+ 10,75	<u>0,0263</u>

Observe que houve sempre um aumento da profundidade do furo quando se deslocou da região do núcleo da amostra em direção a periferia. Note que todas as comparações mostradas nesta tabela apresentaram diferença estatística significativa ($p\text{-value} < 0,05$).

A avaliação da incerteza de medição da força de avanço para esta bitola pode ser vista nas Tabelas AIV.32 a AIV.43 do Anexo IV.

4.1.5 – Bitolas Retangulares

A Figura 4.8 apresenta o comportamento da profundidade do furo, a partir do núcleo em direção à periferia, tomando como referencia os pontos verticais das amostras retangulares, para o conjunto de pares de cargas e rotações utilizadas nos experimentos. A Tabela AV.4 do

Anexo V apresenta a diferença percentual e estatística entre todos os pontos apresentados na Figura 4.8.

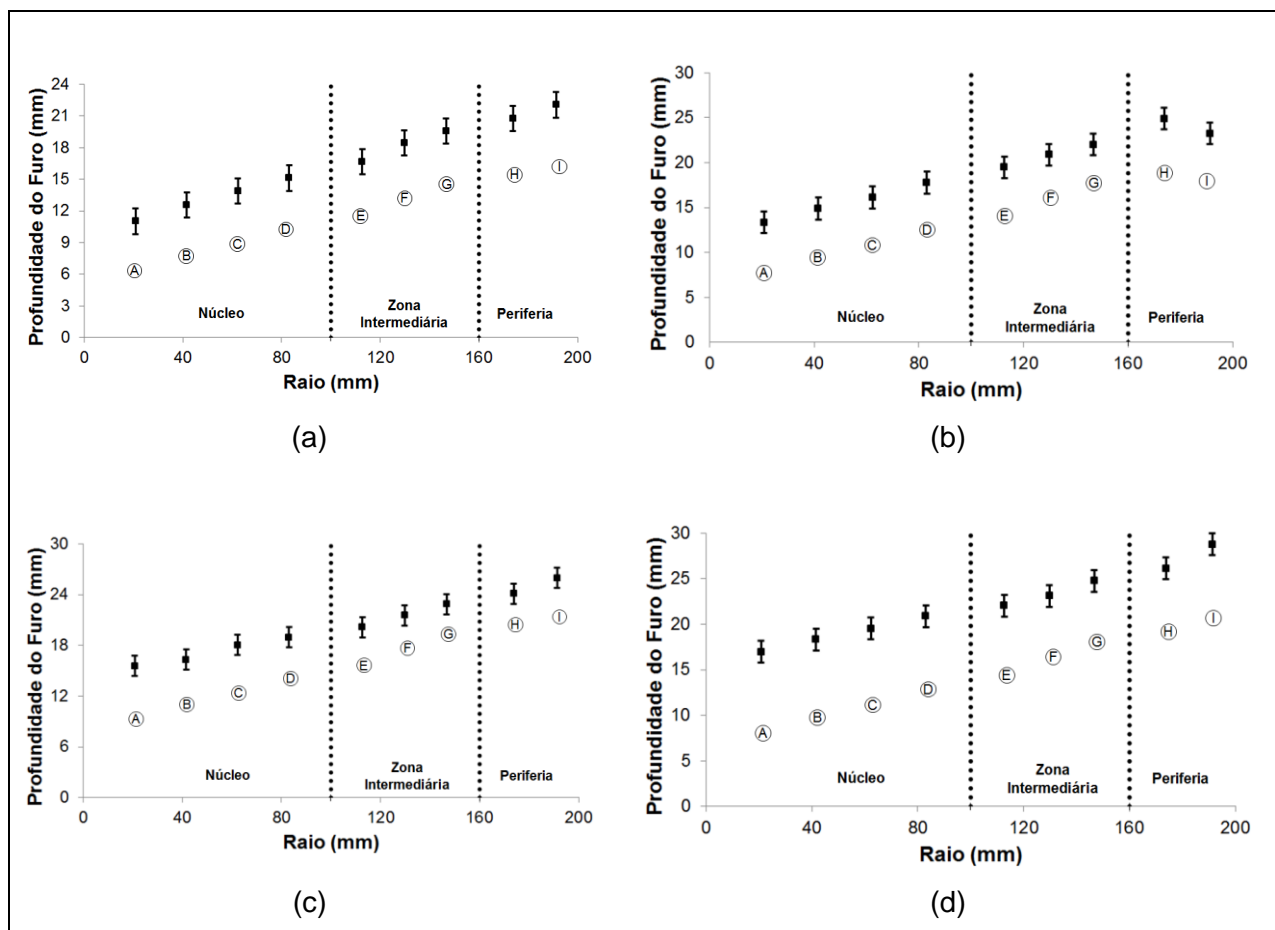


Figura 4.8 – Comportamento da profundidade do furo para as amostras retangulares – Análise dos pontos verticais; a) Carga = 10 kgf; Rotação = 944 rpm; b) Carga = 15 kgf; Rotação = 944 rpm; c) Carga = 10 kgf; Rotação = 1416 rpm; d) Carga = 15 kgf; Rotação = 1416 rpm

A Figura 4.9 apresenta o comportamento dos valores médios (teste, réplica e tréplica, respectivamente) da profundidade do furo, a partir do centro das amostras em direção à periferia ao longo do deslocamento vertical, das amostras retangulares, para o conjunto de cargas e rotações empregadas durante a usinagem. Note que, durante os ensaios de furação, foi possível obter maior profundidade do furo quando usinou a região da periferia, sendo acompanhado pela região da zona intermediária e, finalmente, pela a região do núcleo.

A Tabela 4.8 apresenta a comparação da profundidade do furo para os valores médios apresentados em cada região das amostras (núcleo, zona intermediária e periferia). Observe que houve sempre um aumento da profundidade do furo quando deslocou do centro da amostra em direção à periferia.

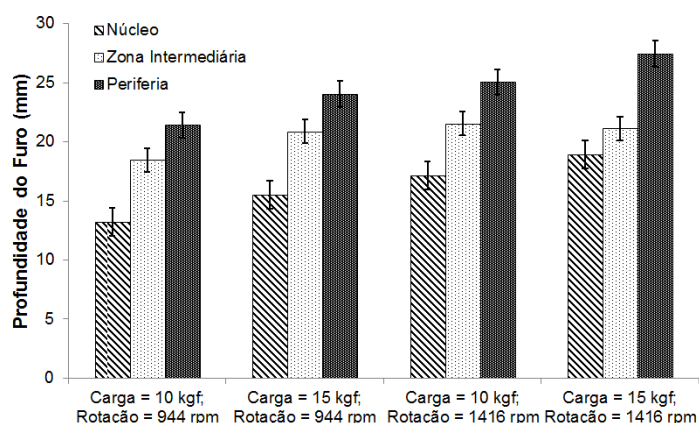


Figura 4.9 – Comportamento da profundidade do furo para os pontos médios das regiões das amostras retangulares – Análise dos pontos verticais

A maioria das comparações apresentou diferença estatística significativa ($p\text{-value} < 0,05$), com exceção, apenas, para a comparação entre o núcleo com a região da zona intermediária, quando usinado com carga de 15 kgf e rotação de 1164 rpm.

Tabela 4.8 – Diferença percentual média entre regiões para a profundidade do furo

Carga (kgf)	Rotação (rpm)	Região	Diferença Média Percentual (%)	p-value
10	944	Núcleo → Zona Intermediária	+ 39,56	<u>0,0059</u>
		Zona Intermediária → Periferia	+ 16,04	<u>0,0391</u>
15	944	Núcleo → Zona Intermediária	+ 34,71	<u>0,0054</u>
		Zona Intermediária → Periferia	+ 15,18	<u>0,0318</u>
10	1416	Núcleo → Zona Intermediária	+ 25,51	<u>0,0111</u>
		Zona Intermediária → Periferia	+ 16,19	<u>0,0235</u>
15	1416	Núcleo → Zona Intermediária	+ 11,68	0,0871
		Zona Intermediária → Periferia	+ 29,91	<u>0,0030</u>

A avaliação da incerteza de medição do comprimento de furação para os furos realizados na linha vertical das amostras retangulares pode ser vista nas Tabelas AIV.44 a AIV.55 do Anexo IV.

A Figura 4.10 apresenta o comportamento da profundidade do furo a partir do núcleo, tomando como referencia os pontos horizontais das amostras retangulares. A Tabela AV.5, do Anexo V, apresenta a diferença percentual e estatística entre todos os pontos apresentados na Figura 4.10.

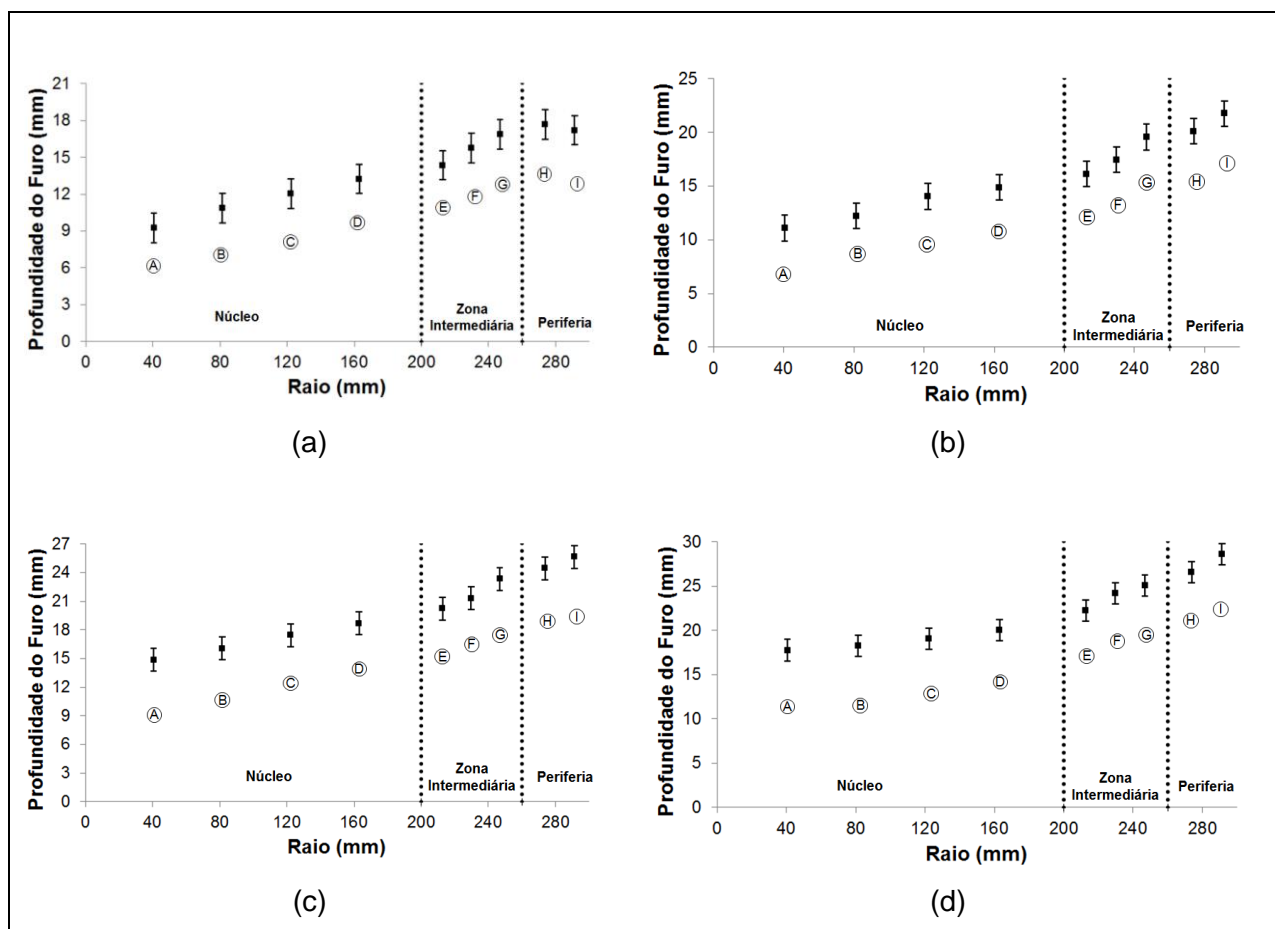


Figura 4.10 – Comportamento da profundidade do furo nas amostras retangulares – Análise dos pontos horizontais; a) Carga = 10 kgf; Rotação = 944 rpm; b) Carga = 15 kgf; Rotação = 944 rpm; c) Carga = 10 kgf; Rotação = 1416 rpm; d) Carga = 15 kgf; Rotação = 1416 rpm

A Figura 4.11 apresenta o comportamento dos valores médios da profundidade do furo para os pontos das regiões analisadas, considerando, também, os testes, réplica e tréplica para cada ponto, para os diferentes parâmetros utilizados nos experimentos quando usando as amostras retangulares. Os pontos deste gráfico referem-se à análise dos pontos horizontais.

A Tabela 4.9 apresenta a comparação da profundidade do furo para os valores médios apresentados em cada região das amostras (Figura 4.11). Observe que houve sempre um aumento da profundidade do furo quando deslocou do centro da amostra em direção à região da periferia. A maioria das comparações apresentou diferença estatística significativa ($p\text{-value} < 0,05$), com exceção, apenas, a comparação entre a região da zona intermediária e a região da periferia, quando usado com carga de 10 kgf e a rotação de 944 rpm.

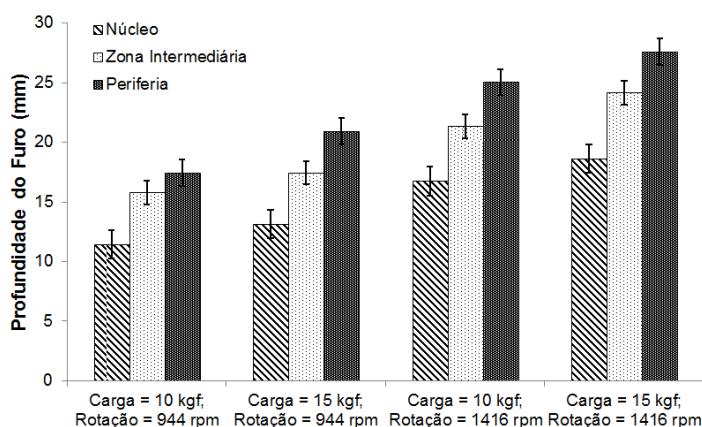


Figura 4.11 – Comportamento da profundidade do furo para os pontos médios das regiões das amostras retangulares – Análise dos pontos horizontais

A avaliação da incerteza de medição do comprimento de furação para os furos realizados na linha horizontal das amostras retangulares pode ser visto nas Tabelas AIV.56 a AIV.67, do Anexo IV.

Tabela 4.9 – Diferença percentual média entre regiões para a profundidade do furo

Carga (kgf)	Rotação (rpm)	Região	Diferença Média Percentual (%)	p-value
10	944	Núcleo → Zona Intermediária	+ 37,97	<u>0,0114</u>
		Zona Intermediária → Periferia	+ 10,52	0,1665
15	944	Núcleo → Zona Intermediária	+ 32,90	<u>0,0116</u>
		Zona Intermediária → Periferia	+ 19,94	<u>0,0238</u>
10	1416	Núcleo → Zona Intermediária	+ 27,34	<u>0,0095</u>
		Zona Intermediária → Periferia	+ 17,39	<u>0,0193</u>
15	1416	Núcleo → Zona Intermediária	+ 29,49	<u>0,0049</u>
		Zona Intermediária → Periferia	+ 14,36	<u>0,0240</u>

A Figura 4.12 apresenta o comportamento da profundidade do furo a partir do núcleo em direção à periferia, tomando, como referência, os pontos diagonais das amostras retangulares, para o conjunto de pares de cargas e rotações utilizadas nos experimentos. A Tabela AV.6 do Anexo V apresenta a diferença percentual e estatística entre todos os pontos apresentados na Figura 4.12.

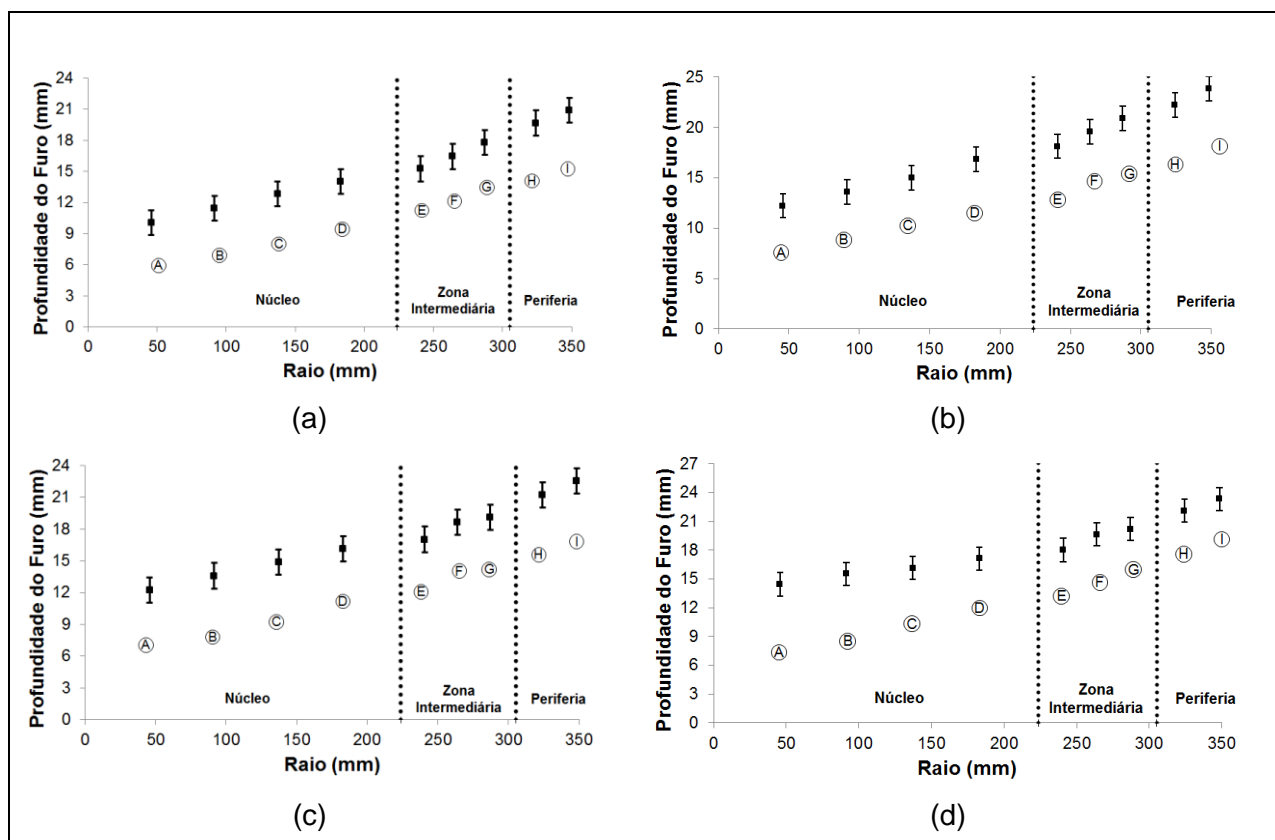


Figura 4.12 – Comportamento da profundidade do furo das amostras retangulares – Análise dos pontos diagonais; a) Carga = 10 kgf; Rotação = 944 rpm; b) Carga = 15 kgf; Rotação = 944 rpm; c) Carga = 10 kgf; Rotação = 1416 rpm; d) Carga = 15 kgf; Rotação = 1416 rpm

A Figura 4.13 apresenta o comportamento da profundidade do furo, a partir do centro das amostras em direção à periferia ao longo do deslocamento diagonal, das amostras retangulares, para o conjunto de cargas e rotações empregadas durante a usinagem.

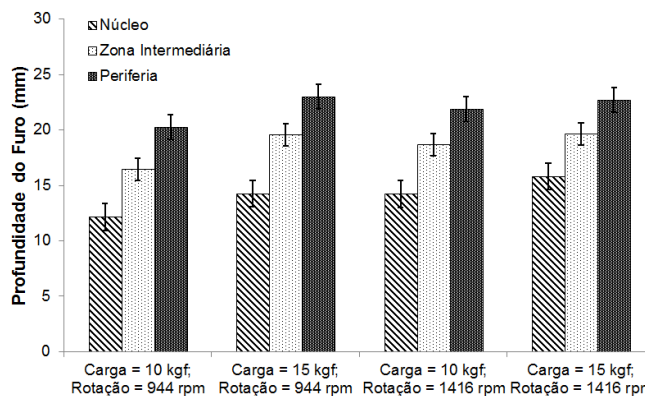


Figura 4.13 – Comportamento da profundidade do furo para os pontos médios das regiões das amostras retangulares – Análise dos pontos diagonais

A Tabela 4.10 apresenta a comparação da profundidade do furo entre os valores médios apresentados em cada região das amostras. Observe que há sempre um aumento da profundidade do furo quando se desloca do centro da amostra em direção a periferia. Todas as comparações apresentaram diferenças estatísticas significativas ($p\text{-value} < 0,05$).

A avaliação da incerteza de medição do comprimento de furação para os furos realizados na linha diagonal das amostras retangulares pode ser visto nas Tabelas AIV.68 a AIV.79 do Anexo IV.

Tabela 4.10 – Diferença percentual média entre regiões para a profundidade do furo

Carga (kgf)	Rotação (rpm)	Região	Diferença Média Percentual (%)	p-value
10	944	Núcleo → Zona Intermediária	+ 35,31	<u>0,0119</u>
		Zona Intermediária → Periferia	+ 23,29	<u>0,0174</u>
15	944	Núcleo → Zona Intermediária	+ 36,90	<u>0,0058</u>
		Zona Intermediária → Periferia	+ 17,80	<u>0,0238</u>
10	1416	Núcleo → Zona Intermediária	+ 31,22	<u>0,0106</u>
		Zona Intermediária → Periferia	+ 17,25	<u>0,0303</u>
15	1416	Núcleo → Zona Intermediária	+ 24,19	<u>0,0174</u>
		Zona Intermediária → Periferia	+ 15,61	<u>0,0351</u>

Em geral, a região do núcleo apresentou, em todas as amostras analisadas neste trabalho, menor profundidade dos furos em relação às regiões da zona intermediária e da periferia, devido a microestrutura ferrítica/perlítica com maior percentual de perlita. Isso foi verificado independente dos parâmetro de usinagem empregados.

4.2 – Análise do Desgaste

4.2.1 – Bitolas com Diâmetro de 53 mm

Ao analisar o comportamento evolutivo do desgaste das ferramentas nos ensaios de torneamento para os diversos parâmetros de usinagem utilizados, pode-se observar à boa repetitividade do comportamento das curvas de desgaste ao longo da quantidade de material removido para cada região analisada (Fig. 4.14), embora com alguma dispersão dos seus valores. Dessa forma, comprova-se que a metodologia utilizada proporciona resultados válidos para o monitoramento dos desgastes de flanco máximo (VB_{Bmax}) ao longo das regiões observadas.

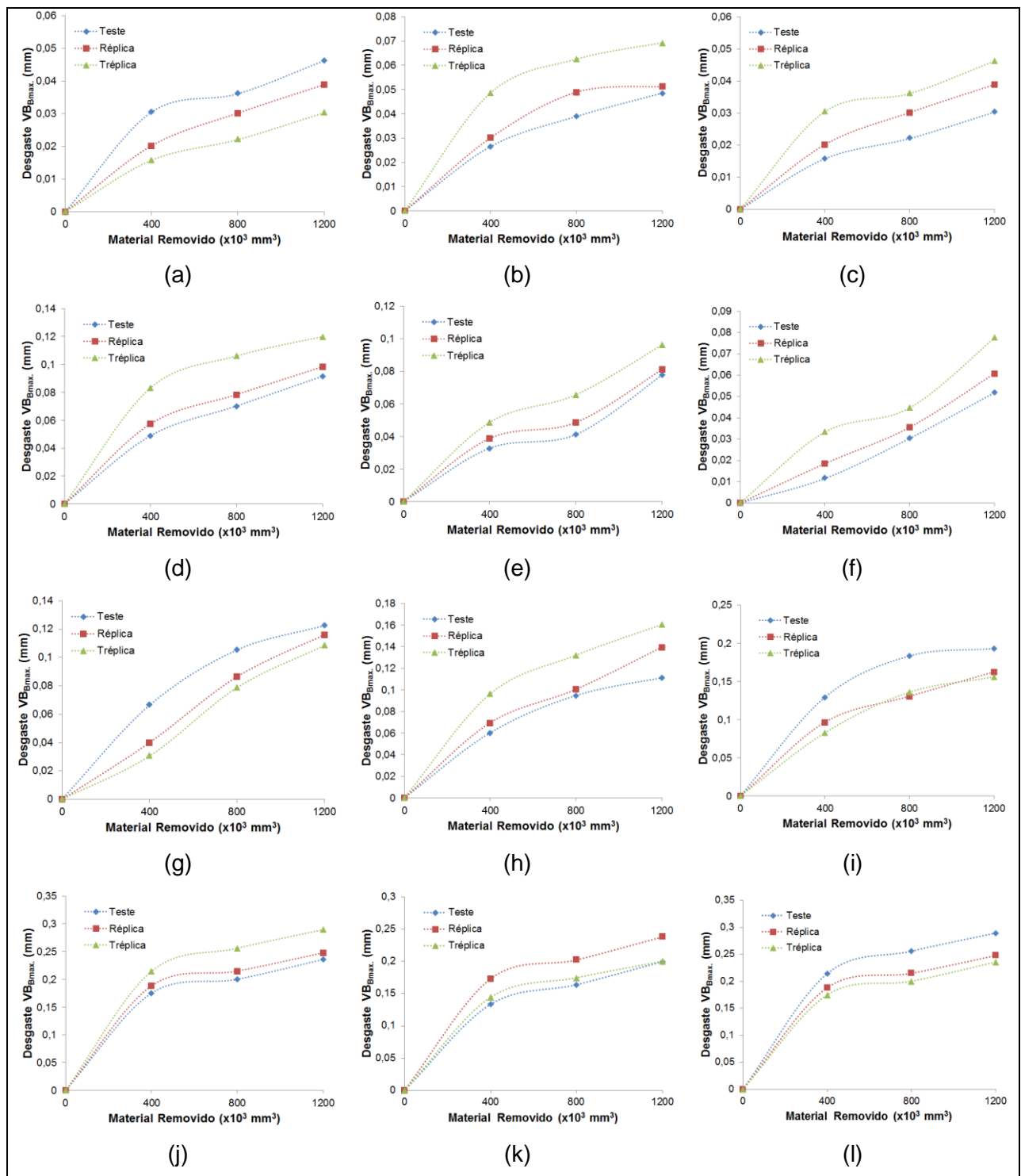


Figura 4.14 – Repetitividade dos resultados do desgaste ao longo da quantidade de material removido das amostras com bitola de diâmetro de 53 mm; Condição: $V_c = 150$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta: a) Núcleo; b) Zona intermediária; c) Periferia; Condição: $V_c = 150$ m/min; $f = 0,2$ mm/volta: d) Núcleo; e) Zona intermediária; f) Periferia; Condição: $V_c = 250$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta: g) Núcleo; h) Zona intermediária; i) Periferia; Condição: $V_c = 250$ m/min; $f = 0,2$ mm/volta: j) Núcleo; k) Zona intermediária; l) Periferia;

A Figura 4.15 apresenta o comportamento do desgaste ao longo das regiões das amostras com diâmetro de 53 mm. Os pontos deste gráfico referem-se aos valores médios de desgaste encontrados nos três experimentos (teste, réplica e tréplica) apresentados na Figura 4.14.

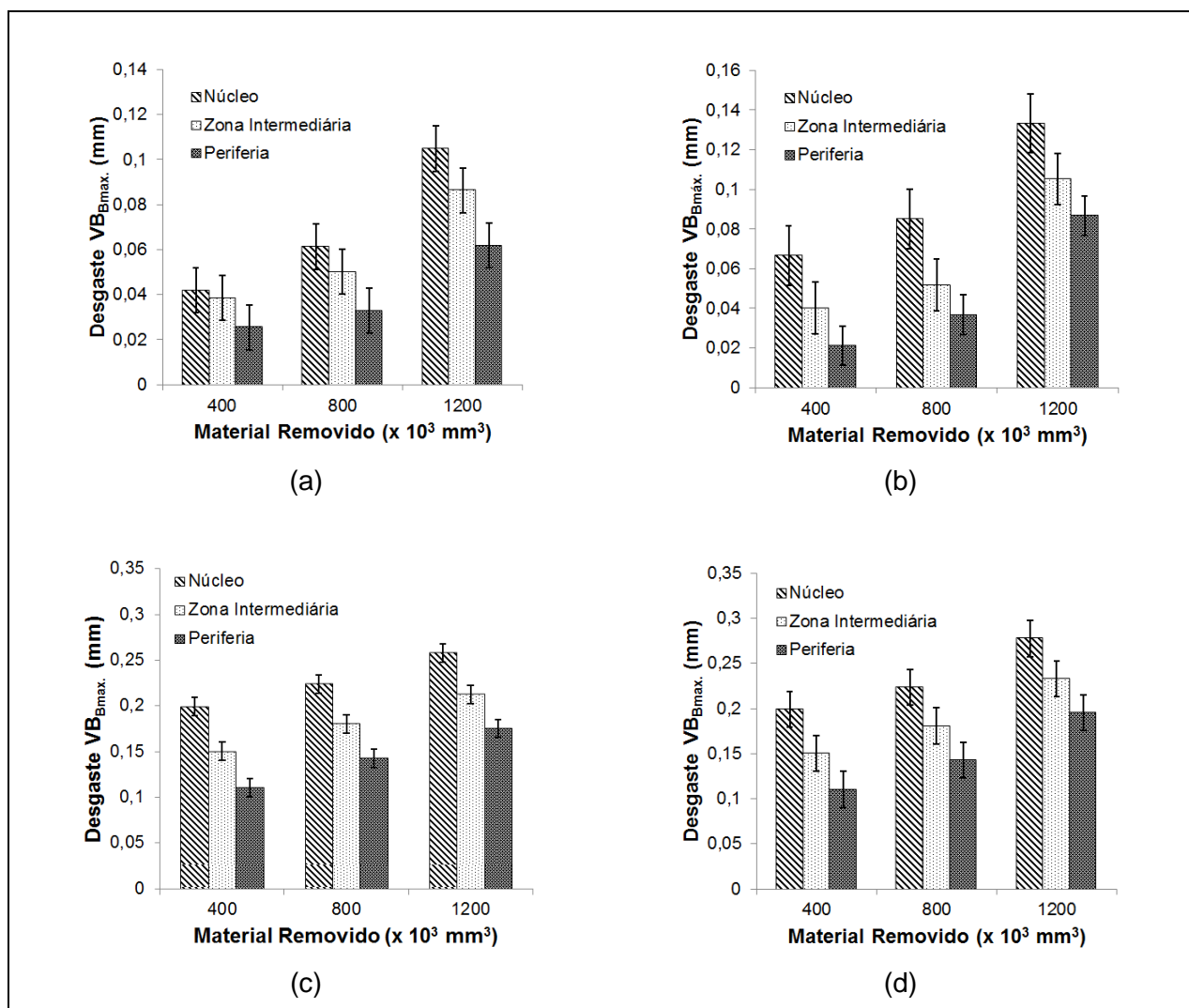


Figura 4.15 – Comparação dos valores médios dos desgastes ao longo das regiões das amostras com bitola de diâmetro de 53 mm; a) $V_c = 150 \text{ m/min}$; $f = 0,1 \text{ mm/volta}$; b) $V_c = 150 \text{ m/min}$; $f = 0,2 \text{ mm/volta}$; c) $V_c = 250 \text{ m/min}$; $f = 0,1 \text{ mm/volta}$; d) $V_c = 250 \text{ m/min}$; $f = 0,2 \text{ mm/volta}$

A Tabela 4.11 apresenta a diferença (aumento/redução) percentual média e estatística do desgaste de flanco máximo (VB_{Bmax}), entre os pontos das regiões da amostras, para o volume de 1200000 mm^3 de material removido (volume máximo de material removido estipulado para cada bitola), para os diversos parâmetros de usinagem utilizados.

Pode-se observar, quando utilizado a velocidade de corte de 150 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/volta, que a comparação do desgaste da ferramenta entre as regiões do núcleo e da periferia foi a que apresentou a maior diferença percentual (redução de 41,03 %). Por outro lado, a comparação do desgaste da ferramenta entre as regiões do núcleo e da zona intermediária foi a que apresentou a menor diferença percentual (redução de 17,65 %).

Tabela 4.11 – Diferença percentual média e estatística do desgaste de flanco máximo ($VB_{Bmax.}$) ao longo da quantidade de material removido durante o torneamento para as amostras com diâmetro de 53 mm para 1200×10^3 de volume de material removido

Velocidade de Corte (m/min)	Avanço (mm/volta)	Comparações	Diferença Média Percentual (%)	p-value
150	0,1	Núcleo → Zona Intermediária	- 17,65	0,0861
		Núcleo → Periferia	- 41,03	<u>0,0062</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 28,38	<u>0,0399</u>
150	0,2	Núcleo → Zona Intermediária	- 21,15	0,0827
		Núcleo → Periferia	- 34,95	<u>0,0190</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 17,50	0,2074
250	0,1	Núcleo → Zona Intermediária	- 17,42	<u>0,0358</u>
		Núcleo → Periferia	- 31,89	<u>0,0031</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 17,52	<u>0,0231</u>
250	0,2	Núcleo → Zona Intermediária	- 16,16	0,0514
		Núcleo → Periferia	- 29,60	<u>0,0073</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 16,02	0,0844

Quando foi utilizado a velocidade de corte de 150 m/min e avanço de corte de 0,2 mm/volta, as ferramentas que usinaram a região do núcleo apresentaram, também, maiores níveis de desgaste em relação à zona intermediária e à região da periferia (em média 33,27 % e 53,39 %, respectivamente, números calculados considerando as comparações ao longo de toda a vida da ferramenta, isto é, com 400000, 800000 e 1200000 mm³ de material removido, entretanto, se for comparado apenas no fim de vida, o aumento percentual médio foi de 21,15 % e 34,95 %, respectivamente).

O emprego da velocidade de corte de 250 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/volta também possibilitaram maiores níveis de desgaste das ferramentas que usinaram a região do núcleo em relação à zona intermediária e à região da periferia (em média 20,40 % e 37,41 %, respectivamente, números calculados considerando as comparações ao longo de toda a vida da ferramenta, isto é, com 400000, 800000 e 1200000 mm³ de material removido, entretanto,

se for comparado apenas no fim de vida, o aumento percentual médio foi de 17,42 % e 31,89 %, respectivamente, como mostrado na Tab. 4.11).

E, finalmente, quando foi adotado a velocidade de corte de 250 m/min e avanço de corte de 0,2 mm/volta, para o volume de 1200000 mm³ de material removido (volume máximo de material removido), pode-se observar que a comparação do desgaste da ferramenta entre a região do núcleo e a região da periferia foi a que apresentou maior diferença percentual (redução de 29,60 %). A comparação do desgaste da ferramenta entre a região do núcleo e a zona intermediária e desta para a região da periferia são bem semelhantes (redução de 16,16 % e 16,02 %, respectivamente). Esses resultados são muito próximos aos encontrados quando essas barras foram usinadas velocidade de corte de 250 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/volta. Todos os resultados obtidos durante os intervalos pré-determinados de volume de material removido podem ser observados nas Tabelas AVI.1 a AVI.4 do Anexo VI.

Provavelmente, esse comportamento de maior desgaste das ferramentas, quando usinando o núcleo, seja proveniente da maior média de dureza desta região em relação às demais regiões. Já a periferia apresentou menores níveis de desgaste entre as regiões. As propriedades são sempre um reflexo da microestrutura (Figs. 3.6 a 3.10). Para este material, a variação da relação perlita/ferrita explica a variação de dureza, já que a perlita tem uma dureza consideravelmente maior que a ferrita.

A Tabela 4.11 também apresenta a comparação entre as regiões para o volume de 1200000 mm³ de material removido (volume máximo de material removido), utilizando a metodologia estatística de comparação de 2 tratamentos, com confiabilidade de 95% para o desgaste de flanco máximo ($VB_{Bmax.}$). Os valores de *p-value* < 0,05 mostram que os resultados obtidos diferem estatisticamente.

As Figuras 4.16 e 4.17 apresentam imagens obtidas no MEV da ferramenta que usinou a região do núcleo (esta ferramenta apresentou maior nível de desgaste) para os diversos parâmetros de usinagem empregados. Na análise das figuras, foi possível identificar uma grande quantidade de material aderido na aresta de corte da ferramenta. Segundo Trent e Wright (2000), elevados níveis de desgaste favorecem a adesão de material na aresta de corte da ferramenta. Esta aderência de material da peça nas superfícies da ferramenta promovem desgastes por *attrition* (adesivo), à medida que este material flui na direção do escorregamento do cavaco, na superfície da saída e na direção do corte, quando a peça passa pela superfície de folga da ferramenta. Neste processo, grãos da ferramenta são arrancados frequentemente, promovendo o desgaste (*attrition*). Estes grãos podem ainda promover abrasão a três corpos, quando espremidos no fluxo de material pressionados contra a superfície da ferramenta.

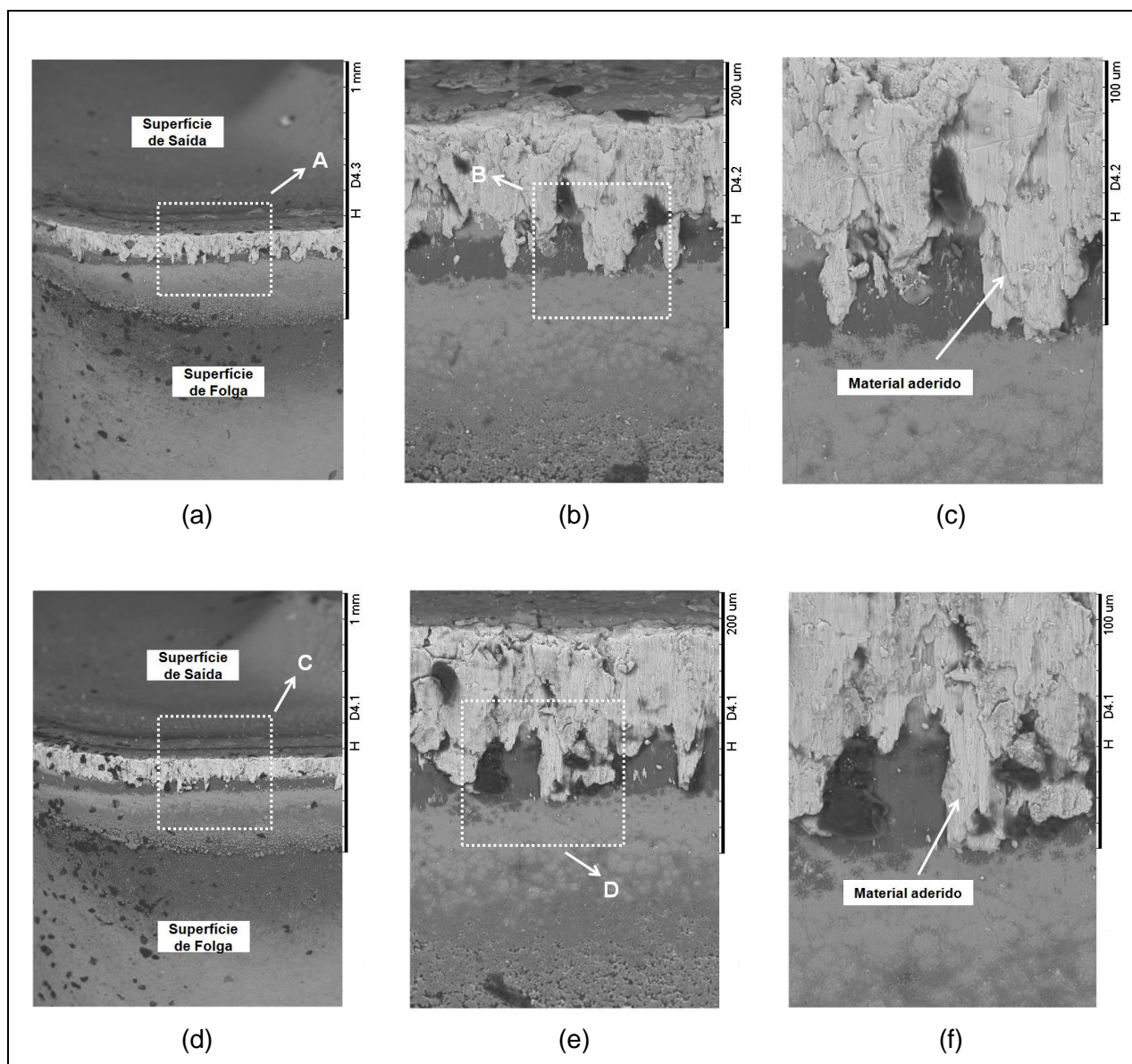


Figura 4.16 – Vista geral do desgaste, superfície de folga e de saída quando usinando as amostras com bitola de diâmetro de 53 mm; a) $V_c = 150$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; b) Detalhe 'A'; c) Detalhe 'B'; d) $V_c = 150$ m/min; $f = 0,2$ mm/volta; e) Detalhe 'C'; f) Detalhe 'D'

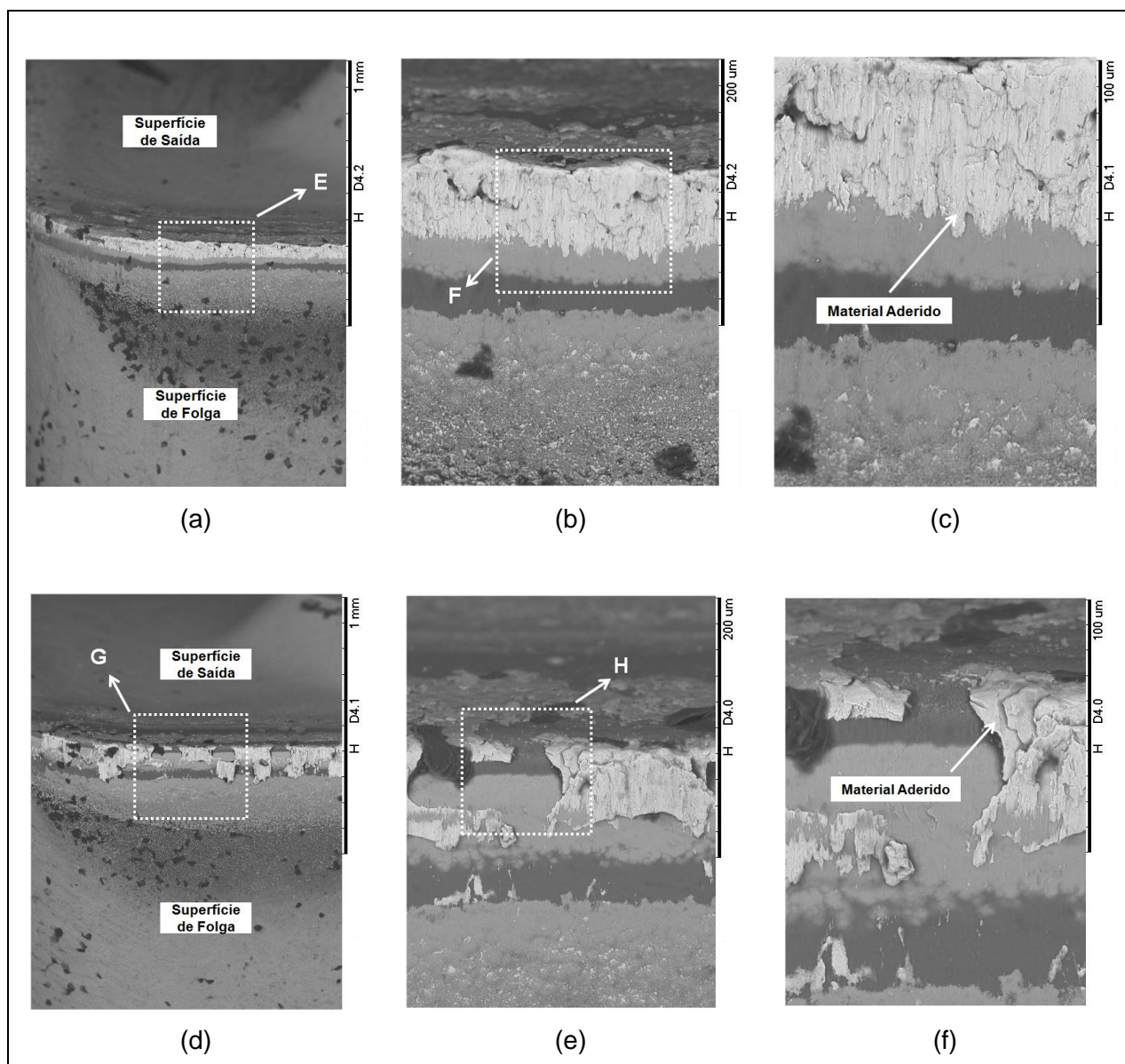


Figura 4.17 – Vista geral do desgaste, superfície de folga e de saída quando usinando as amostras com bitola de diâmetro de 53 mm; a) $V_c = 250$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; b) Detalhe 'E'; c) Detalhe 'F'; d) $V_c = 250$ m/min; $f = 0,2$ mm/volta; e) Detalhe 'G'; f) Detalhe 'H';

A Tabela 4.12 apresenta a avaliação da incerteza de medição do desgaste de flanco máximo, além de todas as informações referentes ao cálculo da mesma, para a ferramenta que usinou a região do núcleo com velocidade de corte de 150 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/volta, para o volume de 1200000 mm^3 de material removido (volume máximo de material removido). Observe que, neste caso, o desgaste de flanco máximo possui uma incerteza expandida de 0,0589 mm para $k = 4,52655076$ e 95,45% de abrangência.

Tabela 4.12 – Incerteza de medição do desgaste de flanco máximo ($V_c = 150 \text{ m/min}$; $f = 0,1 \text{ mm/volta}$)

Grandeza X_i	Estimativa X_i	DP	CS	GL	Incerteza padrão	Contribuição (%)
s_{Leit}	0,0161	N	1	2	0,00016133	95,04359438
ΔR_m	0,0001	R	1	∞	0,00000001	0,00196371
ΔCr_m	0,0058	R	1	∞	0,00000841	4,95444191
Incerteza padrão combinada (u_c) em (mm)					0,01302869	
Grau de liberdade efetivo (v_{eff})					2,21403403	
Fator de abrangência (95,45%)					k = 4,52655076	
Incerteza expandida (Up) em (mm)					0,05897501	
VB _{Bmax} = 0,1048 ± 0,0589 mm; k = 2 e PA = 95,45%						

Nesta tabela pode-se notar que a correção relativa às leituras obtidas no microscópio foi a que mais contribuiu para o cálculo da incerteza padrão (aproximadamente 96,60 %). A avaliação da incerteza de medição do desgaste de flanco máximo para as ferramentas que usinaram as amostras com bitolas de diâmetro de 53 mm, para o volume de 1200000 mm^3 de material removido (volume máximo de material removido), nos diversos parâmetros de usinagem utilizados, pode ser vista nas Tabelas AIV.80 a AIV.91 do Anexo IV.

4.2.2 – Bitolas com Diâmetro de 156 mm

A Figura 4.18 apresenta o comportamento evolutivo do desgaste das ferramentas, onde pode-se observar a boa repetitividade do comportamento das curvas de desgaste ao longo da quantidade de material removido para cada região analisada, embora com pequena dispersão dos seus valores. Assim, comprova-se que a metodologia utilizada proporciona resultados válidos para o monitoramento dos desgastes de flanco máximo (VB_{Bmax}) ao longo das regiões observadas.

A Figura 4.19 apresenta o comportamento dos valores médios dos desgastes (teste, réplica e tréplica) ao longo das regiões das amostras com diâmetro de 156 mm para os diversos parâmetros de usinagem utilizados.

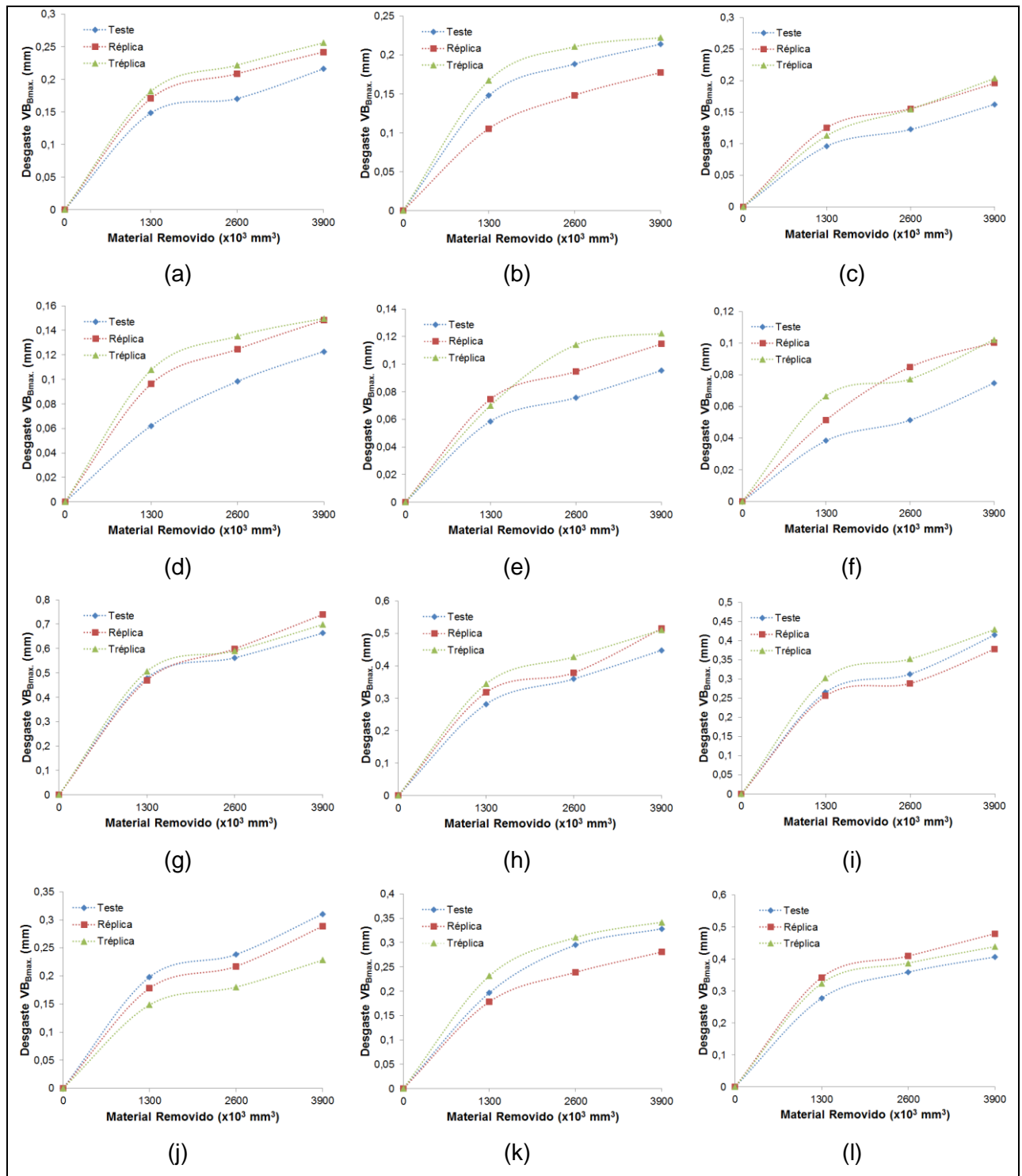


Figura 4.18 – Repetitividade dos resultados do desgaste ao longo da quantidade de material removido das amostras com bitola de diâmetro de 156 mm; Condição: $V_c = 150 \text{ m/min}$ e $f = 0,1 \text{ mm/volta}$: a) Núcleo; b) Zona intermediária; c) Periferia; Condição: $V_c = 150 \text{ m/min}$ e $f = 0,2 \text{ mm/volta}$: d) Núcleo; e) Zona intermediária; f) Periferia; Condição: $V_c = 250 \text{ m/min}$ e $f = 0,1 \text{ mm/volta}$: g) Núcleo; h) Zona intermediária; i) Periferia; Condição: $V_c = 250 \text{ m/min}$ e $f = 0,2 \text{ mm/volta}$: j) Núcleo; k) Zona intermediária; l) Periferia;

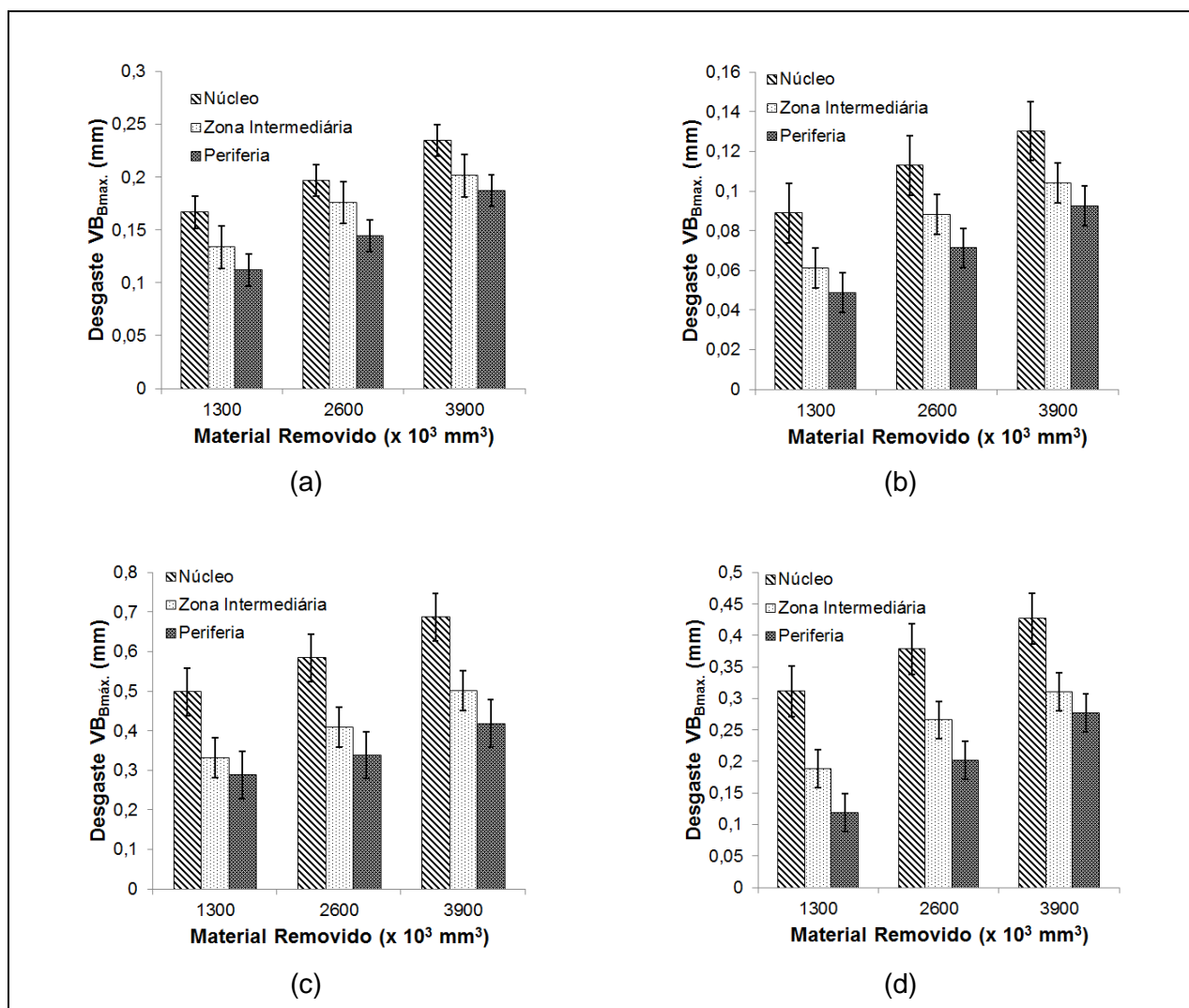


Figura 4.19 – Comparação dos valores médios dos desgastes ao longo das regiões das amostras com bitola de diâmetro de 156 mm; a) $V_c = 150$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; b) $V_c = 150$ m/min; $f = 0,2$ mm/volta; c) $V_c = 250$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; d) $V_c = 250$ m/min; $f = 0,2$ mm/volta

A Tabela 4.13 apresenta a diferença (aumento/redução) percentual média do desgaste de flanco máximo ($VB_{B_{max}}$), entre os pontos das regiões da amostras, para o volume de 3900000 mm^3 de material removido (volume máximo de material removido estipulado para cada bitola), para os diversos parâmetros de usinagem empregados neste trabalho.

Pode-se observar que ao longo da quantidade de material removido, quando utilizados a velocidade de corte de 150 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/volta, as ferramentas que usinaram a região do núcleo apresentaram maiores níveis de desgaste em relação à zona intermediária e à região da periferia (em média 14,93 % e 26,53 %, respectivamente, números calculados considerando as comparações ao longo de toda a vida da ferramenta, isto é, com

1300000, 2600000 e 3900000 mm³ de material removido, entretanto, se for comparado apenas no fim de vida, o aumento percentual médio foi de 14,20 % e 20,09 %, respectivamente).

Tabela 4.13 – Diferença percentual média e estatística do desgaste de flanco máximo ($VB_{Bmax.}$) ao longo da quantidade de material removido durante o torneamento para as amostras com diâmetro de 156 mm para 3900 x 10³ de volume de material removido

Velocidade de Corte (m/min)	Avanço (mm/volta)	Comparações	Diferença Média Percentual (%)	p-value
150	0,1	Núcleo → Zona Intermediária	- 14,20	0,0530
		Núcleo → Periferia	- 20,09	<u>0,0184</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 6,86	0,3229
150	0,2	Núcleo → Zona Intermediária	- 20,10	0,0992
		Núcleo → Periferia	- 29,08	<u>0,0364</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 11,23	0,3935
250	0,1	Núcleo → Zona Intermediária	- 27,07	<u>0,0192</u>
		Núcleo → Periferia	- 39,21	<u>0,0053</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 16,64	0,1639
250	0,2	Núcleo → Zona Intermediária	- 27,16	<u>0,0238</u>
		Núcleo → Periferia	- 35,09	<u>0,0102</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 10,87	0,3592

Já quando foi empregado a velocidade de corte de 150 m/min e avanço de corte de 0,2 mm/volta, a comparação do desgaste da ferramenta entre a região do núcleo e a região da periferia apresentou a maior diferença percentual (redução de 29,08 %). Por outro lado, a comparação do desgaste da ferramenta entre a região da zona intermediária com a região da periferia apresentou a menor diferença percentual (redução de 11,23 %). Por outro lado, considerando a análise ao longo dos intervalos pré-determinados de material removidos, as ferramentas que usinaram a região do núcleo também apresentaram maiores níveis de desgaste em relação à zona intermediária e à região da periferia (em média 24,33 % e 37,00 %, respectivamente, números calculados considerando as comparações ao longo de toda a vida da ferramenta, isto é, com 1300000, 2600000 e 3900000 mm³ de material removido, respectivamente).

A utilização da velocidade de corte de 250 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/volta também possibilitaram maiores desgastes da ferramenta entre a região do núcleo e a região da periferia foi a que apresentou maior diferença percentual (redução de 39,21 %). Por outro lado, a comparação do desgaste da ferramenta entre a região da zona intermediária com a região da periferia foi a que apresentou menor diferença percentual (redução de 16,64 %). Esse

comportamento também ocorreu quando foi utilizado a velocidade de corte de 250 m/min e avanço de corte de 0,2 mm/volta através da comparação do desgaste da ferramenta entre a região do núcleo e a região da periferia foi a que apresentou maior diferença percentual (redução de 35,09 %). Por outro lado, a comparação do desgaste da ferramenta entre a região da zona intermediária com a região da periferia foi a que apresentou menor diferença percentual (redução de 10,87 %).

A Tabela 4.13 também apresenta a comparação entre as regiões para o volume de 3900000 mm³ de material removido (volume máximo de material removido), utilizando a metodologia estatística de comparação de 2 tratamentos, com confiabilidade de 95% para o desgaste de flanco máximo (VB_{Bmax}). Os valores de *p-value* < 0,05 mostram que os resultados obtidos diferem estatisticamente. Todos os resultados obtidos durante os intervalos pré-determinados de volume de material removido podem ser observados nas Tabelas AVI.5 a AVI.8 do Anexo VI.

A Figura 4.20 apresenta imagens obtidas no MEV da ferramenta que usinou a região do núcleo (ferramenta de maior nível de desgaste), para os diversos parâmetros de usinagem empregados. Na análise desta figura, foi possível identificar muito material da peça aderido na aresta de corte da ferramenta. Esta adesão, como já comentado, é um forte indicativo da predominância dos mecanismos de desgaste por *attrition* (adesivo), que pode promover o mecanismo de desgaste abrasivo. Observe que a ferramenta que foi utilizado velocidade de corte de 250 m/min e avanço de corte de 0,2 mm/volta não apresentou material aderido nas superfícies de folga e de saída, expondo o substrato da ferramenta, que já perdeu a camada de revestimento. Processos de destacamento dessas camadas tendem a acelerar o mecanismo de desgaste adesivo.

A avaliação da incerteza de medição do desgaste de flanco máximo para as ferramentas que usinaram as amostras com bitolas de diâmetro de 156 mm, para o volume de 3900000 mm³ de material removido (volume máximo de material removido), nos diversos parâmetros de usinagem utilizados, pode ser vista nas Tabelas AIV.92 a AIV.103 do Anexo IV.

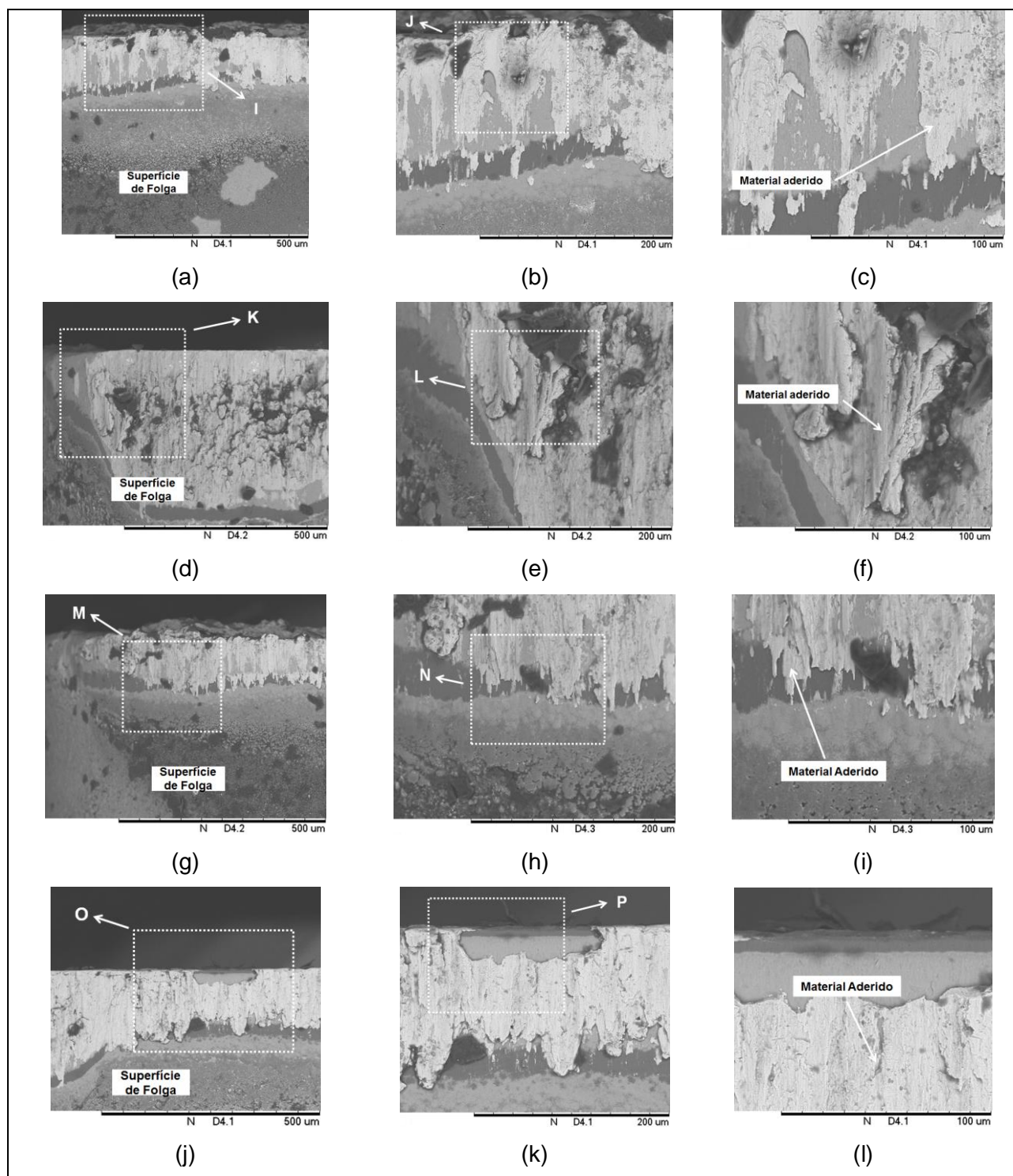


Figura 4.20 – Vista geral do desgaste na superfície de folga quando usinando as amostras com bitola de diâmetro de 156 mm; a) $V_c = 150$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; b) Detalhe 'I'; c) Detalhe 'J'; d) $V_c = 150$ m/min; $f = 0,2$ mm/volta; e) Detalhe 'K'; f) Detalhe 'L'; g) $V_c = 250$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; h) Detalhe 'M'; i) Detalhe 'N'; g) $V_c = 250$ m/min; $f = 0,2$ mm/volta; h) Detalhe 'O'; i) Detalhe 'P'

4.2.3 – Bitolas com Diâmetro de 203 mm

A Figura 4.21 apresenta o comportamento evolutivo do desgaste das ferramentas empregadas na usinagem das barras de ferros fundido nodulares produzidos por fundição contínua com bitola de 203 mm de diâmetro para esta condição de corte. Pode-se observar a boa repetitividade do comportamento das curvas de desgaste ao longo da quantidade de material removido.

A Figura 4.22 apresenta o comportamento dos valores médios de desgaste (teste, réplica e tréplica) das regiões das amostras com diâmetro de 203 mm ao longo da quantidade de material removido para os diversos parâmetros de usinagem utilizados.

A Tabela 4.14 apresenta a diferença (aumento/redução) percentual média do desgaste de flanco máximo ($VB_{B_{max.}}$), entre os pontos das regiões da amostras, para o volume de 4500000 mm³ de material removido (volume máximo de material removido estipulado para esta bitola), em diversos parâmetros de usinagem.

Observe que quando foi utilizado velocidade de corte de 150 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/volta, a comparação do desgaste da ferramenta entre a região do núcleo e a região da periferia foi a que apresentou maior diferença percentual (redução de 22,62 %). Por outro lado, a comparação do desgaste da ferramenta entre a região do núcleo e a região da zona intermediária foi a que apresentou menor diferença percentual (redução de 11,43 %). Note, também, que ao longo da quantidade de material removido, a ferramenta que usinou a região do núcleo apresentou maiores níveis de desgaste em relação à zona intermediária e à região da periferia (em média 14,01 % e 24,31 %, respectivamente, números calculados considerando as comparações ao longo de toda a vida das brocas, isto é, com 1500000, 3000000 e 4500000 mm³ de material removido). Estes valores podem ser comprovados observando a Tabela AVI.9 do Anexo VI.

Quando foi utilizado a velocidade de corte de 150 m/min e avanço de corte de 0,2 mm/volta, a comparação do desgaste da ferramenta entre as regiões do núcleo e zona intermediária e entre núcleo e periferia apresentaram redução (19,98 % e 13,09 %, respectivamente). Por outro lado, a comparação entre as regiões da zona intermediária e periferia apresentou aumento de 8,61 %. Entretanto, ao longo da quantidade de material removido, a ferramenta que usinou a região do núcleo apresentou maiores níveis de desgaste em relação à zona intermediária e à região da periferia (em média 15,44 % e 20,83 %, respectivamente, números calculados considerando as comparações ao longo de toda a vida das brocas, isto é, com 1500000, 3000000 e 4500000 mm³ de material removido).

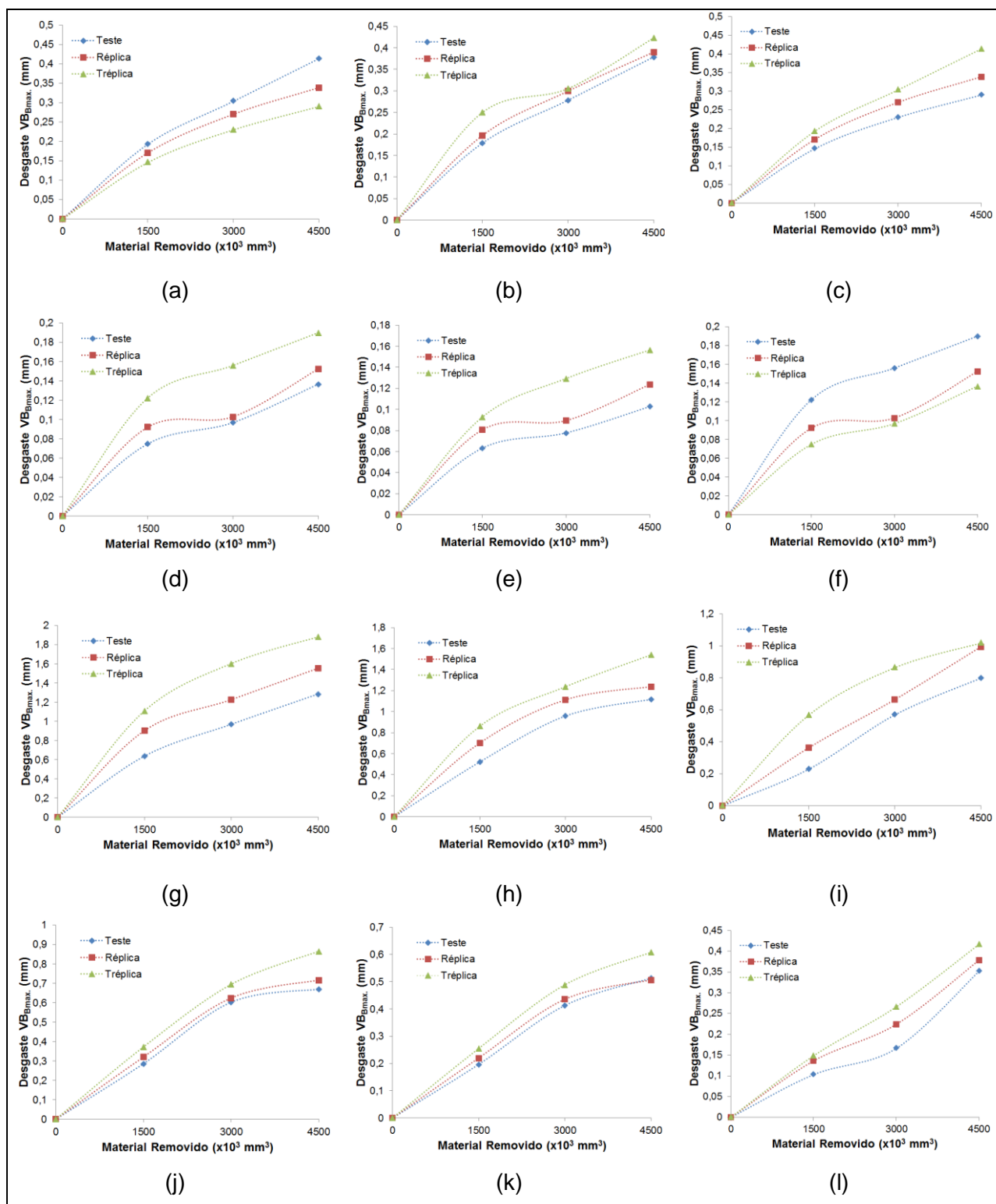


Figura 4.21 – Repetitividade dos resultados do desgaste ao longo da quantidade de material removido das amostras com bitola de diâmetro de 203 mm; Condição: $V_c = 150$ m/min e $f = 0,1$ mm/volta: a) Núcleo; b) Zona intermediária; c) Periferia; Condição: $V_c = 150$ m/min e $f = 0,2$ mm/volta: d) Núcleo; e) Zona intermediária; f) Periferia; Condição: $V_c = 250$ m/min e $f = 0,1$ mm/volta: g) Núcleo; h) Zona intermediária; i) Periferia; Condição: $V_c = 250$ m/min e $f = 0,2$ mm/volta: j) Núcleo; k) Zona intermediária; l) Periferia;

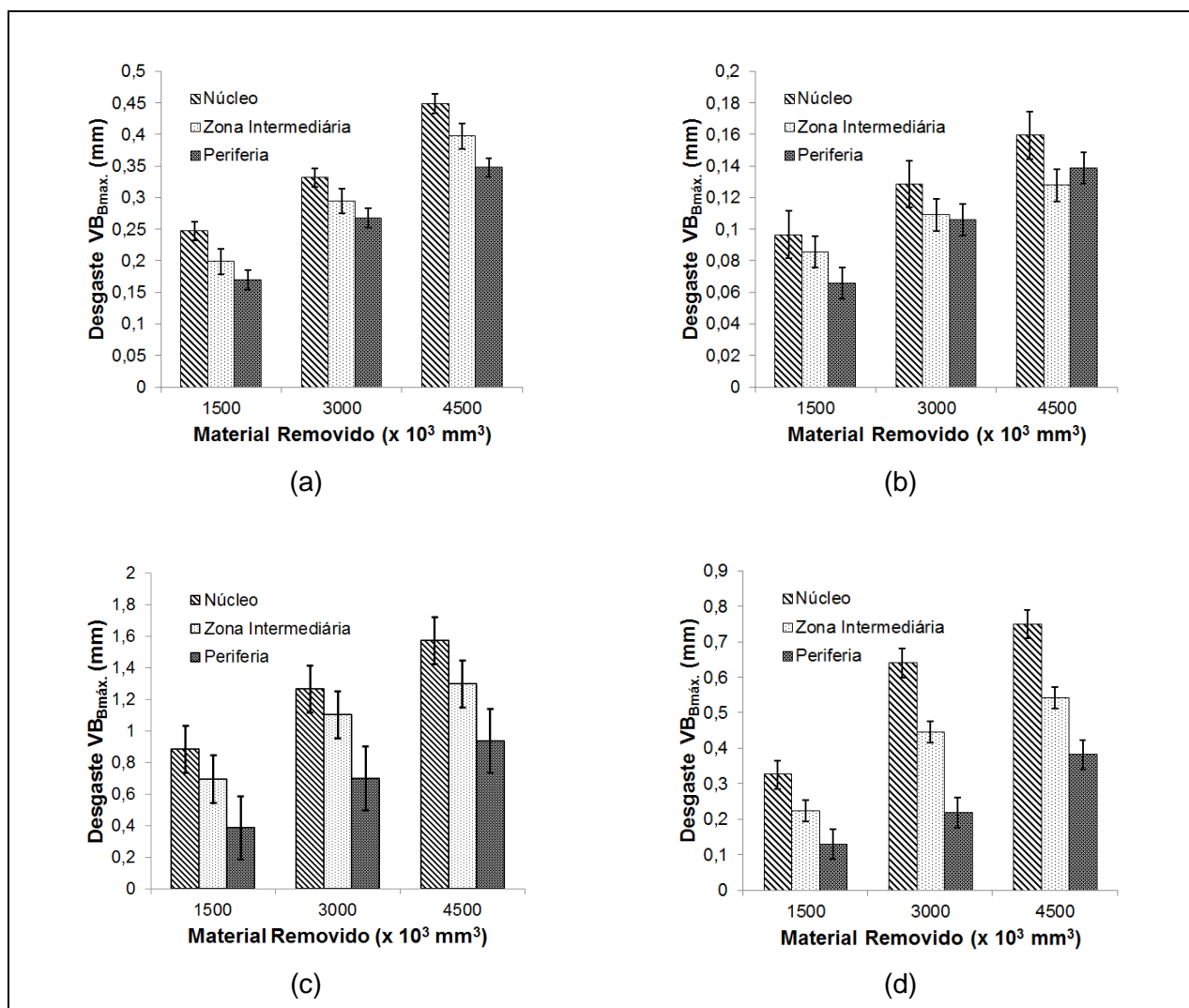


Figura 4.22 – Comparação dos valores médios dos desgastes ao longo das regiões das amostras com bitola de diâmetro de 203 mm; a) Vc = 150 m/min; f = 0,1 mm/volta; b) Vc = 150 m/min; f = 0,2 mm/volta; c) Vc = 250 m/min; f = 0,1 mm/volta; d) Vc = 250 m/min; f = 0,2 mm/volta

O emprego da velocidade de corte de 250 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/volta apresentaram maiores desgastes das ferramentas que usinaram a região do núcleo, apresentando, em comparação com a região da periferia, a maior diferença percentual (redução de 40,45 %). Por outro lado, a comparação do desgaste da ferramenta entre a região do núcleo e a região da zona intermediária foi a que apresentou a menor diferença percentual (redução de 17,42 %). Esse comportamento também foi observado ao longo da quantidade de material removido, onde a ferramenta que usinou a região do núcleo sempre apresentou maiores níveis de desgaste em relação à zona intermediária e à região da periferia (em média 17,16 % e 47,18 %, respectivamente, números calculados considerando as comparações ao

longo de toda a vida das brocas, isto é, com 1500000, 3000000 e 4500000 mm³ de material removido).

Quando comparados o desgaste em relação a taxa de avanço (mantendo a velocidade de corte constante), percebe-se que as maiores taxas de avanço de corte produziram menores desgaste. Possivelmente esse comportamento é devido a ferramenta passar maior tempo em contato com o material da peça, o que pode ocasionar aumento na temperatura de usinagem e, consequentemente, redução da resistência mecânica da ferramenta (ALBRECHT, 1960; BALLOU et al., 2007; FERRARESI, 1995; HAMADE et al., 2006; MACHADO et al., 2009; MERCHANT, 1945; STOETERAU, 2012; TRENT e WRIGHT, 2000).

A Tabela 4.14 também apresenta a comparação entre as regiões para o volume de 4500000 mm³ de material removido (volume máximo de material removido), utilizando a metodologia estatística de comparação de 2 tratamentos, com confiabilidade de 95% para o desgaste de flanco máximo (VB_{Bmax.}).

Tabela 4.14 – Diferença percentual média e estatística do desgaste de flanco máximo (VB_{Bmax.}) ao longo da quantidade de material removido durante o torneamento para as amostras com diâmetro de 203 mm para 3900 x 10³ de volume de material removido

Velocidade de Corte (m/min)	Avanço (mm/volta)	Comparações	Diferença Média Percentual (%)	p-value
150	0,1	Núcleo → Zona Intermediária	- 11,43	<u>0,0237</u>
		Núcleo → Periferia	- 22,62	<u>0,0034</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 12,63	<u>0,0254</u>
150	0,2	Núcleo → Zona Intermediária	- 19,98	<u>0,0174</u>
		Núcleo → Periferia	- 13,09	0,1151
		Zona Intermediária → Periferia	+ 8,61	0,3502
250	0,1	Núcleo → Zona Intermediária	- 17,42	0,4444
		Núcleo → Periferia	- 40,45	0,2074
		Zona Intermediária → Periferia	- 27,88	0,5483
250	0,2	Núcleo → Zona Intermediária	- 27,67	0,1305
		Núcleo → Periferia	- 49,06	<u>0,0116</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 29,56	<u>0,0417</u>

A Figura 4.23 apresenta imagens obtidas no MEV da ferramenta que usinou a região do núcleo (ferramenta de maior nível de desgaste), para os diversos parâmetros de usinagem empregados.

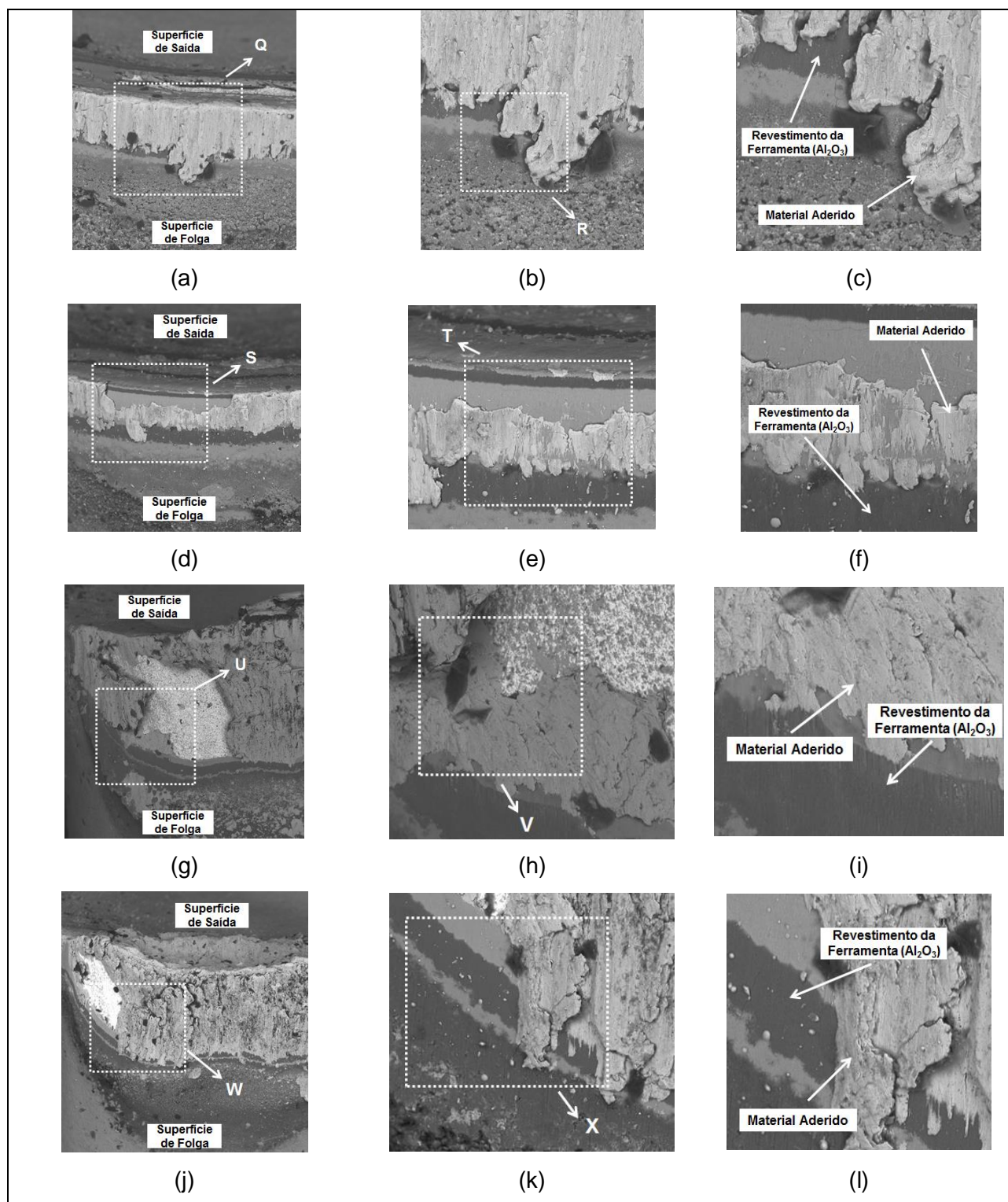


Figura 4.23 – Vista geral do desgaste na superfície de folga e de saída quando usando as amostras com bitola de diâmetro de 203 mm; a) $V_c = 150$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; b) Detalhe 'Q'; c) Detalhe 'R'; d) $V_c = 150$ m/min; $f = 0,2$ mm/volta; e) Detalhe 'S'; f) Detalhe 'T'; g) $V_c = 250$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta; h) Detalhe 'U'; i) Detalhe 'V'; g) $V_c = 250$ m/min; $f = 0,2$ mm/volta; h) Detalhe 'W'; i) Detalhe 'X'

Quando foi utilizado a velocidade de corte de 250 m/min e avanço de corte de 0,2 mm/volta, as ferramentas que usinaram a região do núcleo também apresentaram maiores níveis de desgaste. Observe que sempre houve uma redução do desgaste quando comparou a ferramenta que usinou a região do núcleo e a ferramenta que usinou a região da zona intermediária e, também, entre as ferramentas que usinou a região do núcleo e as ferramentas que usinou a região da periferia (redução de 27,67 % e 49,06 %, respectivamente). Todos os resultados obtidos durante os intervalos pré-determinados de volume de material removido podem ser observados nas Tabelas AVI.9 a AVI.12 do Anexo VI.

A fim de realizar a caracterização do desgaste das ferramentas empregadas na operação de torneamento, foi realizada EDS (Espectroscopia de Energia Dispersiva). As análises foram realizadas na ferramenta que apresentou maiores níveis de desgaste no final de vida da ferramenta, ou seja, 4500000 mm³ de material removido (Figura 4.53). Essa ferramenta usinou a região do núcleo.

A Figura 4.24 apresenta os pontos onde foram realizados o EDS (Figura 4.23-a) na ferramenta que usinou a região do núcleo, para a velocidade de corte de 150 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/volta. Esta figura também apresenta o espectro do ponto '1' (Figura 4.23-b), onde podem ser observados a presença de elementos que compõe o ferro fundido nodular (Fe, Si e C, por exemplo). Dessa forma, pôde-se comprovar a aderência do material usinado sobre a aresta e superfície da ferramenta de corte. A Figura AVII.1, do Anexo VII, apresenta os espectros dos demais pontos. Nesses espectros pode-se observar a presença de elementos que compõem o revestimento (com presença de oxigênio e titânio) da ferramenta, o que indica que a ferramenta atingiu elevados níveis de desgaste. Isso explica a presença dos picos de titânio nos espectros adjacentes.

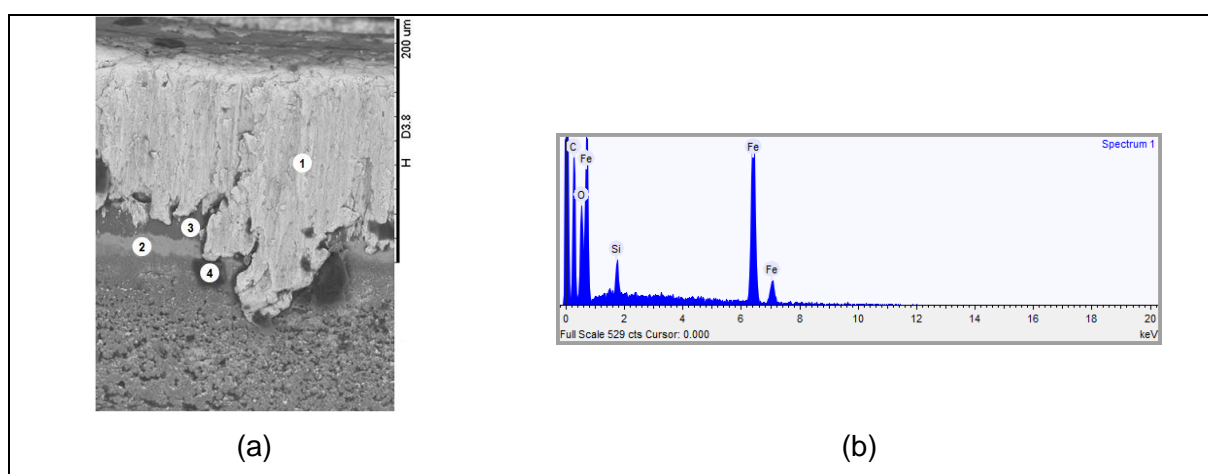


Figura 4.24 – Regiões de análise EDS da ferramenta de maior desgaste usinadas com $V_c = 150$ m/min e $f = 0,1$ mm/volta; a) Regiões analisada; b) Espectro do ponto '1'

Para uma completa caracterização dos elementos químicos presentes sobre a superfície da ferramenta, além de informações qualitativas, foi necessário obter informações quantitativas. A Tabela 4.15 apresenta os resultados médios percentuais dos elementos químicos presentes sobre os pontos mostrados na Figura 4.24-a, lembrando que esta técnica não é a mais indicada para se obter análises quantitativas de elementos químicos nos materiais, por não ser precisa o suficiente para a maioria das necessidades.

Tabela 4.15 – Média percentual dos elementos químicos presentes sobre a superfície da ferramenta quando usinados as amostras com diâmetro de 203 mm obtidas pela análises EDS (Vc = 150 m/min; f = 0,1 mm/volta)

Ponto	%C	%Al	%Si	%Fe	%O	%Mg	%Ti
1	11,034	0,405	0,989	44,066	43,503	-	-
2	14,380	23,146	-	-	60,319	1,550	0,605
3	2,423	0,307	-	-	42,987	0,385	53,898
4	13,784	0,280	0,295	36,520	48,311	-	0,810

A Figura 4.25 apresenta os pontos onde foi realizado o EDS (Figura 4.25-a) na ferramenta que usinou a região do núcleo (ferramenta de maior desgaste), para a velocidade de corte de 150 m/min e avanço de corte de 0,2 mm/volta. Por outro lado, a Figura 4.25-b apresenta o espectro do ponto '1', onde também foi observado a presença de elementos que compõe o ferro fundido nodular (Fe, Si e C, por exemplo). A Figura AVII.2, do Anexo VII, apresenta os espectros completos dos pontos observados da Figura 4.25-a.

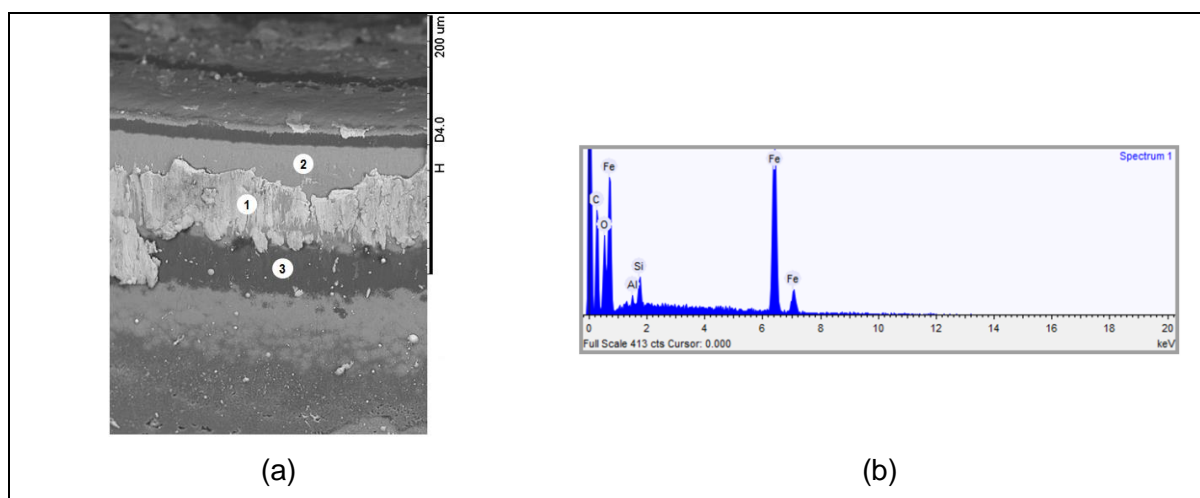


Figura 4.25 – Regiões de análise EDS da ferramenta de maior desgaste usinadas com Vc = 150 m/min e f = 0,2 mm/volta; a) Regiões analisada; b) Espectro do ponto '1'

Para uma completa caracterização dos elementos químicos presentes sobre a superfície da ferramenta, além de informações qualitativas, foi necessário obter informações quantitativas. A Tabela 4.16 apresenta os resultados médios percentuais dos elementos químicos presentes sobre as regiões analisadas da Figura 4.24-a.

Tabela 4.16 – Média percentual dos elementos químicos presentes sobre a superfície da ferramenta quando usinados as amostras com diâmetro de 203 mm ($V_c = 150$ m/min; $f = 0,2$ mm/volta)

Ponto	%C	%Al	%Si	%Fe	%O	%Ti
1	15,712	0,253	0,856	31,188	51,992	
2	12,095	-	0,215	0,848	54,389	32,453
3	15,139	0,350	-	5,202	57,021	22,288

Para a caracterização do desgaste das ferramentas empregadas na operação de torneamento, foi realizada EDS (Espectroscopia de Energia Dispersiva) sobre alguns pontos sobre a superfície da ferramenta (Figura 4.26-a) da ferramenta que usinou a região do núcleo (ferramenta de maior desgaste), para a velocidade de corte de 250 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/volta.

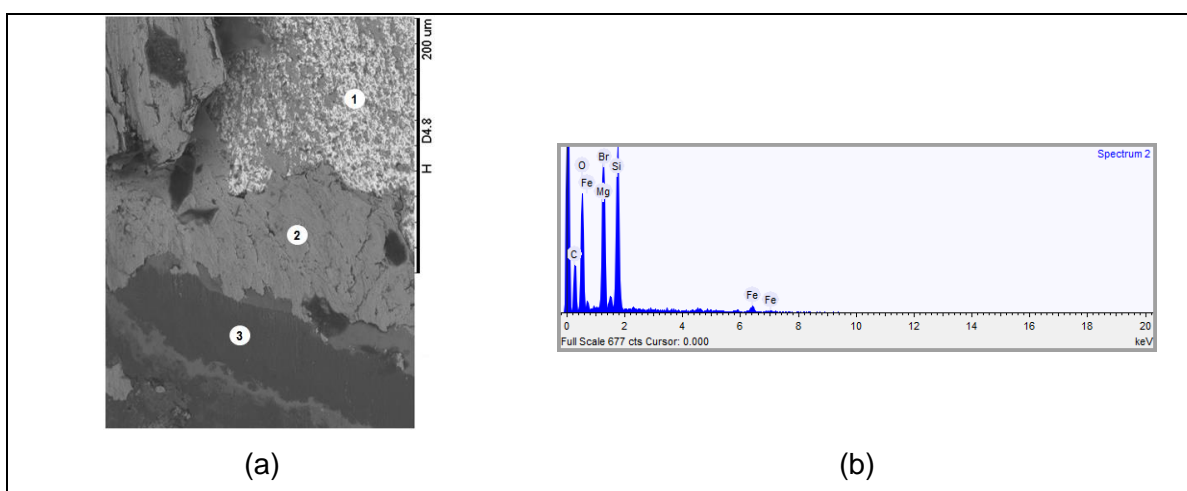


Figura 4.26 – Regiões de análise EDS da ferramenta de maior desgaste usinadas com $V_c = 250$ m/min e $f = 0,1$ mm/volta; a) Regiões analisada; b) Espectro do ponto '2'

A Figura 4.26-b apresenta o espectro do ponto '2'. Pode-se observar a presença de alguns elementos que estão presentes no ferro fundido nodular. A Figura AVII.3, do Anexo VII, apresenta os espectros completos dos pontos da Figura 4.26-a.

A Tabela 4.17 apresenta os resultados médios percentuais dos elementos químicos presentes sobre as regiões analisadas da Figura 4.50-a.

Tabela 4.17 – Média percentual dos elementos químicos presentes sobre a superfície da ferramenta quando usinados as amostras com diâmetro de 203 mm ($V_c = 250$ m/min; $f = 0,1$ mm/volta)

Ponto	%C	%Al	%Si	%Fe	%O	%Mg	%W	%Br
1	16,269	-	0,639	26,055	52,882	0,661	3,495	-
2	18,083	0,292	0,623	24,288	56,345	0,369	-	-
3	17,571	-	8,566	1,833	62,497	8,208	-	1,324

A Figura 4.27 apresenta os pontos onde foi realizado a análise de EDS (Figura 4.27-a) na ferramenta que usinou a região do núcleo (ferramenta de maior desgaste) na ferramenta que usinou com velocidade de corte de 250 m/min e avanço de corte de 0,2 mm/volta. Por outro lado, a Figura 4.27-b apresenta o espectro do ponto '1', onde também foi observado a presença de elementos que compõe o ferro fundido nodular (Fe, Si e C, por exemplo). A Figura AVII.4, do Anexo VII, apresenta os espectros completos dos pontos observados da Figura 4.27-a.

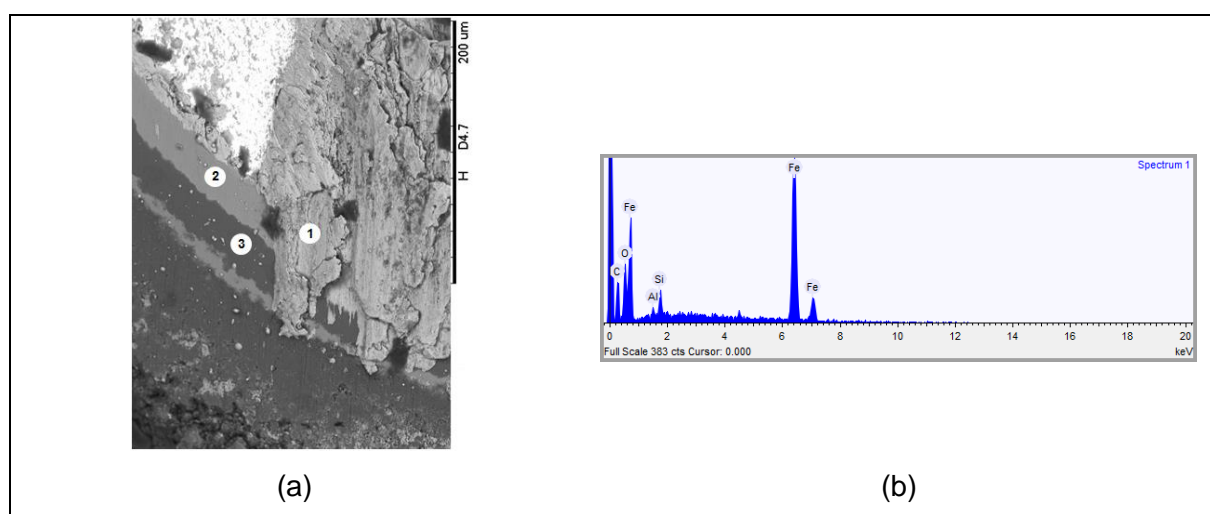


Figura 4.27 – Regiões de análise EDS da ferramenta de maior desgaste usinadas com $V_c = 150$ m/min e $f = 0,2$ mm/volta; a) Regiões analisada; b) Espectro do ponto '1'

A Tabela 4.18 apresenta a média percentual dos elementos químicos encontrados sobre a superfície da ferramenta da Figura 27-a.

Tabela 4.18 – Média percentual dos elementos químicos presentes sobre a superfície da ferramenta quando usinados as amostras com diâmetro de 203 mm ($V_c = 250$ m/min; $f = 0,2$ mm/volta)

Ponto	%C	%Al	%Si	%Fe	%O	%Mg	%Ti
1	11,034	0,405	0,989	44,066	43,506	-	-
2	2,423	0,307	-	-	42,987	0,385	53,898
3	14,380	23,146	-	-	60,319	1,550	0,605

4.2.4 – Bitolas Retangulares

Ao ser analisado o comportamento evolutivo do desgaste das ferramentas que foram utilizadas para a usinagem das regiões das amostras retangulares (Figura 4.28), pode-se notar a boa repetitividade do comportamento das curvas de desgaste ao longo da quantidade de material removido para cada região analisada para os diversos parâmetros de usinagem utilizados. Dessa forma, comprova-se que a metodologia utilizada proporciona resultados válidos para o monitoramento dos desgastes de flanco máximo ($VB_{B_{\max}}$). Cada ponto destes gráficos representa o valor do maior desgaste em uma das arestas do conjunto de ferramentas empregado para cada região da amostra.

A Figura 4.29 apresenta o comportamento dos valores médios de desgaste (teste, réplica e tréplica) de cada região das amostras retangulares ao longo da quantidade de material removido. Os pontos deste gráfico referem-se aos valores de maior desgaste entre os pares de ferramentas empregados em cada experimento. Os desgastes observados são de flanco máximo ($VB_{B_{\max}}$).

A Tabela 4.19 apresenta a diferença (aumento/redução) percentual média e estatística do desgaste de flanco máximo ($VB_{B_{\max}}$), entre os pontos das regiões das amostras, para o volume de 600000 mm^3 de material removido (volume máximo de material removido) nas amostras retangulares.

Pode-se observar, quando utilizado a velocidade de corte de 255 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/dente, que a comparação do desgaste da ferramenta entre as regiões do núcleo e da zona intermediária foi a que apresentou a maior diferença percentual (redução de 17,00 %). Por outro lado, a comparação do desgaste da ferramenta entre as regiões da zona intermediária e da periferia foi a que apresentou a menor diferença percentual (aumento de 9,02 %).

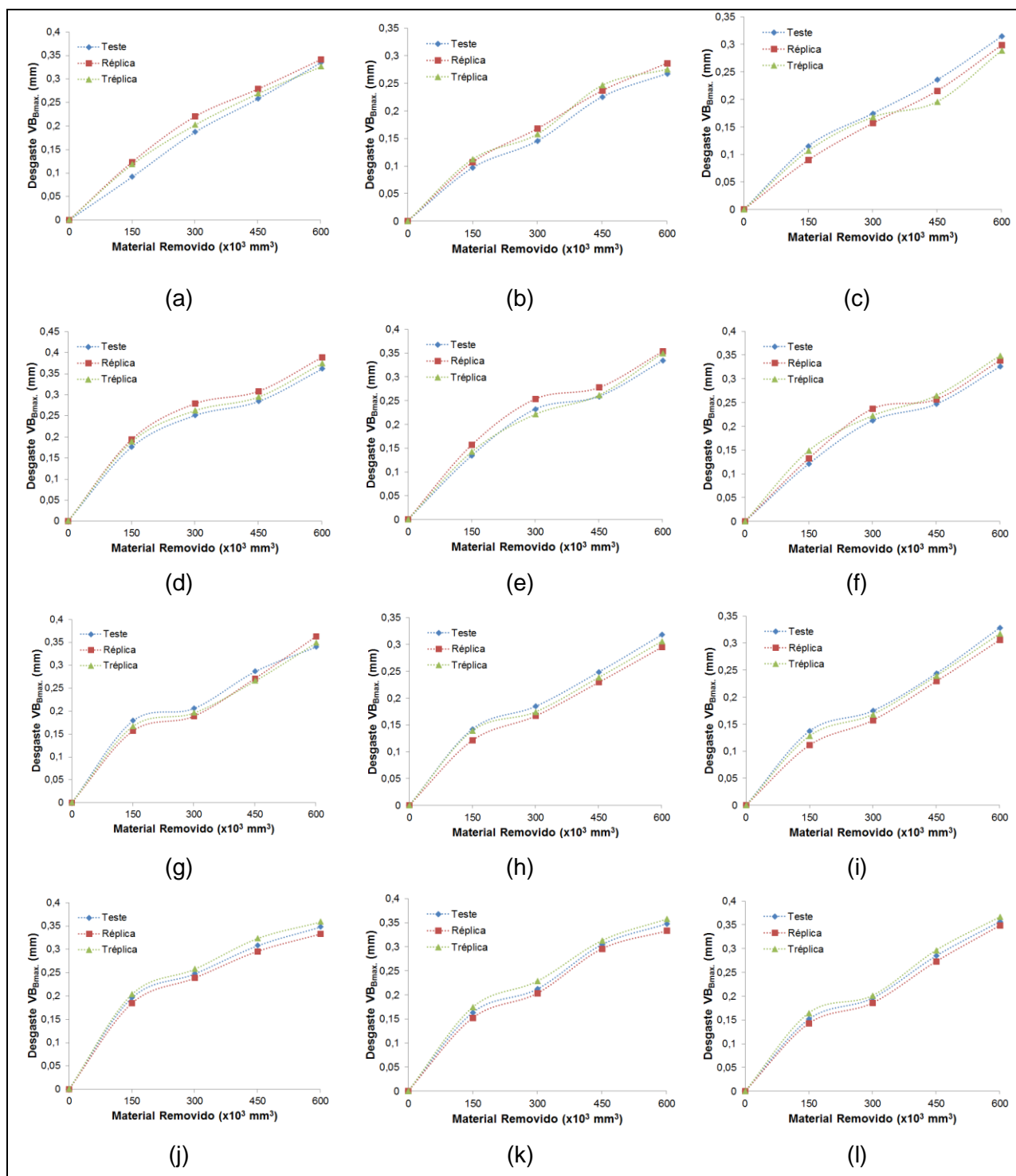


Figura 4.28 – Repetitividade dos resultados do desgaste ao longo da quantidade de material removido das amostras retangulares; Condição: $V_c = 255$ m/min e $f = 0,1$ mm/dente: a) Núcleo; b) Zona intermediária; c) Periferia; Condição: $V_c = 255$ m/min e $f = 0,2$ mm/dente: d) Núcleo; e) Zona intermediária; f) Periferia; Condição: $V_c = 350$ m/min e $f = 0,1$ mm/dente: g) Núcleo; h) Zona intermediária; i) Periferia; Condição: $V_c = 350$ m/min e $f = 0,2$ mm/dente: j) Núcleo; k) Zona intermediária; l) Periferia;

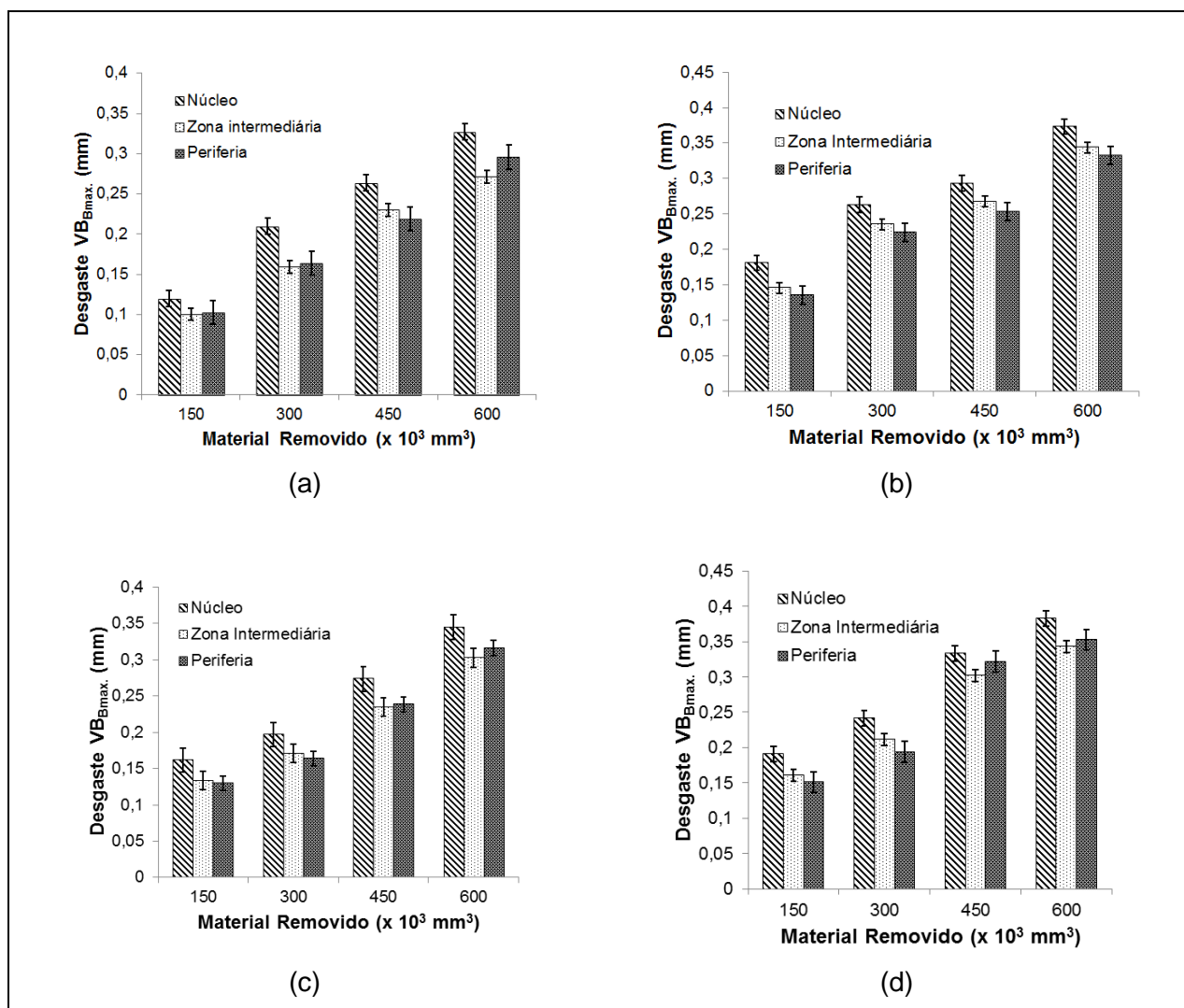


Figura 4.29 – Comparação dos valores médios dos desgastes ao longo das regiões das amostras com bitola de diâmetro de 203 mm; a) $V_c = 255$ m/min; $f = 0,1$ mm/dente; b) $V_c = 255$ m/min; $f = 0,2$ mm/dente; c) $V_c = 350$ m/min; $f = 0,1$ mm/dente; d) $V_c = 350$ m/min; $f = 0,2$ mm/dente

Nestes parâmetros de usinagem (velocidade de corte de 255 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/dente), observe que as ferramentas que usinaram a região do núcleo também apresentaram maiores níveis de desgaste em relação à zona intermediária e à região da periferia (em média 17,54 % e 15,52 %, respectivamente, números calculados considerando as comparações ao longo de toda a vida das brocas, isto é, com 150000, 300000, 450000 e 600000 mm³ de material removido, entretanto, se for comparado apenas o fim de vida, o aumento percentual médio foi de 17,00 % e 9,53 %, respectivamente). Provavelmente, esse comportamento seja devido a região do núcleo apresentar maior média de dureza em relação às outras regiões. Maiores durezas nos materiais possibilitam maiores taxa de desgastes nas

ferramentas (GHADERI et al., 2003; MACHADO et al., 2009; PELEGRINO et al., 2005; TRENT e WRIGHT, 2000; XIN et al., 2007). Já a região da periferia apresentou comportamento bastante semelhante à região da zona intermediária, não apresentando diferença significativa no fim de vida.

Tabela 4.19 – Diferença percentual média e estatística do desgaste de flanco máximo ($VB_{Bmax.}$) ao longo da quantidade de material removido durante o fresamento das amostras retangulares para 600×10^3 de volume de material removido

Velocidade de Corte (m/min)	Avanço (mm/dente)	Comparações	Diferença Média Percentual (%)	p-value
255	0,1	Núcleo → Zona Intermediária	- 17,00	<u>0,0023</u>
		Núcleo → Periferia	- 9,53	<u>0,0376</u>
		Zona Intermediária → Periferia	+ 9,02	0,0684
255	0,2	Núcleo → Zona Intermediária	- 7,97	<u>0,0050</u>
		Núcleo → Periferia	- 11,04	<u>0,0085</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 3,34	0,2364
350	0,1	Núcleo → Zona Intermediária	- 12,26	<u>0,0044</u>
		Núcleo → Periferia	- 8,41	0,0771
		Zona Intermediária → Periferia	+ 4,39	0,3875
350	0,2	Núcleo → Zona Intermediária	- 10,48	<u>0,0213</u>
		Núcleo → Periferia	- 7,89	0,0670
		Zona Intermediária → Periferia	+ 2,88	0,4118

Para a velocidade de corte de 255 m/min e avanço de corte de 0,2 mm/dente, nota-se que a comparação do desgaste da ferramenta entre as regiões do núcleo e da periferia foi a que apresentou maior diferença percentual (redução de 11,04 %). Por outro lado, a comparação do desgaste da ferramenta entre as regiões da zona intermediária e da periferia foi a que apresentou menor diferença percentual (redução de 3,34 %). As ferramentas que usinaram a região do núcleo também apresentou os maiores níveis de desgaste médio em relação à zona intermediária e a periferia (em média 11,66 % e 16,17 %, respectivamente, números calculados considerando as comparações ao longo de toda a vida das brocas, isto é, com 150000, 300000, 450000 e 600000 mm³ de material removido, entretanto, se forem comparado apenas o fim de vida, o aumento percentual médio foi de apenas 7,97 % e 11,04 %, respectivamente).

Já para a velocidade de corte de 350 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/dente, a comparação do desgaste da ferramenta entre as regiões do núcleo e da zona intermediária foi a que apresentou maior diferença percentual (redução de 12,26 %). Por outro lado, a

comparação do desgaste da ferramenta entre as regiões da zona intermediária e da periferia foi a que apresentou menor diferença percentual (aumento de 4,39 %). Note que, também nesses parâmetros de usinagem empregados, as ferramentas que usinaram a região do núcleo apresentaram os maiores níveis de desgaste em relação à zona intermediária e a região da periferia (em média 13,94 % e 14,41 %, respectivamente, números calculados considerando as comparações ao longo de toda a vida das brocas, isto é, com 150000, 300000, 450000 e 600000 mm³ de material removido, entretanto, se forem comparado apenas o fim de vida, o aumento percentual médio foi de 12,26 % e 8,41 %, respectivamente).

E, finalmente, para a velocidade de corte de 350 m/min e avanço de corte de 0,2 mm/dente, a comparação do desgaste da ferramenta entre as regiões do núcleo e da zona intermediária foi a que apresentou maior diferença percentual (redução de 10,48 %). Por outro lado, a comparação do desgaste da ferramenta entre as regiões da zona intermediária e da periferia foi a que apresentou menor diferença percentual (aumento de 2,88 %). Nota-se, também, que as ferramentas que usinaram a região do núcleo apresentaram, de forma geral, maiores níveis de desgaste em relação à zona intermediária e à região da periferia (em média 11,99 % e 13,00 %, respectivamente, números calculados considerando as comparações ao longo de toda a vida das brocas, isto é, com 150000, 300000, 450000 e 600000 mm³ de material removido, entretanto, se for comparado apenas o fim de vida, o aumento percentual médio foi de 10,48 % e 7,89 %, respectivamente). Todos os resultados obtidos durante os intervalos pré-determinados de volume de material removido para as amostras retangulares submetidas ao processo de fresamento podem ser observados nas Tabelas AVI.13 a AVI.16 do Anexo VI.

A Tabela 4.19 também apresenta a comparação entre as regiões para o volume de 600000 mm³ de material removido (volume máximo de material removido), utilizando a metodologia estatística de comparação de 2 tratamentos, com confiabilidade de 95% para o desgaste de flanco máximo ($VB_{Bmax.}$). Os valores de *p-value* < 0,05 mostram que os resultados obtidos diferem estatisticamente. Entretanto, vale ressaltar que valores de *p-value* bem próximos de 0,05 (*p-value* = 0,0501, por exemplo), também podem ser levados em consideração quando o grau de confiabilidade do experimento é diminuído, ou seja, neste caso, se fosse adotado um nível de confiabilidade superior a 95 %, alguns resultados das comparações poderiam apresentar diferenças significativas.

Para estudar o desgaste das ferramentas, foi realizada uma análise no MEV (Microscópio Eletrônico de Varredura). Foram tiradas fotos das ferramentas no final de suas vidas da ferramenta, ou seja, após 600000 mm³ de material removido. A Figura 4.30 apresenta imagens obtidas no MEV da aresta de corte que apresentou maiores níveis de desgaste quando usinando a região do núcleo em diversas condições de usinagem.

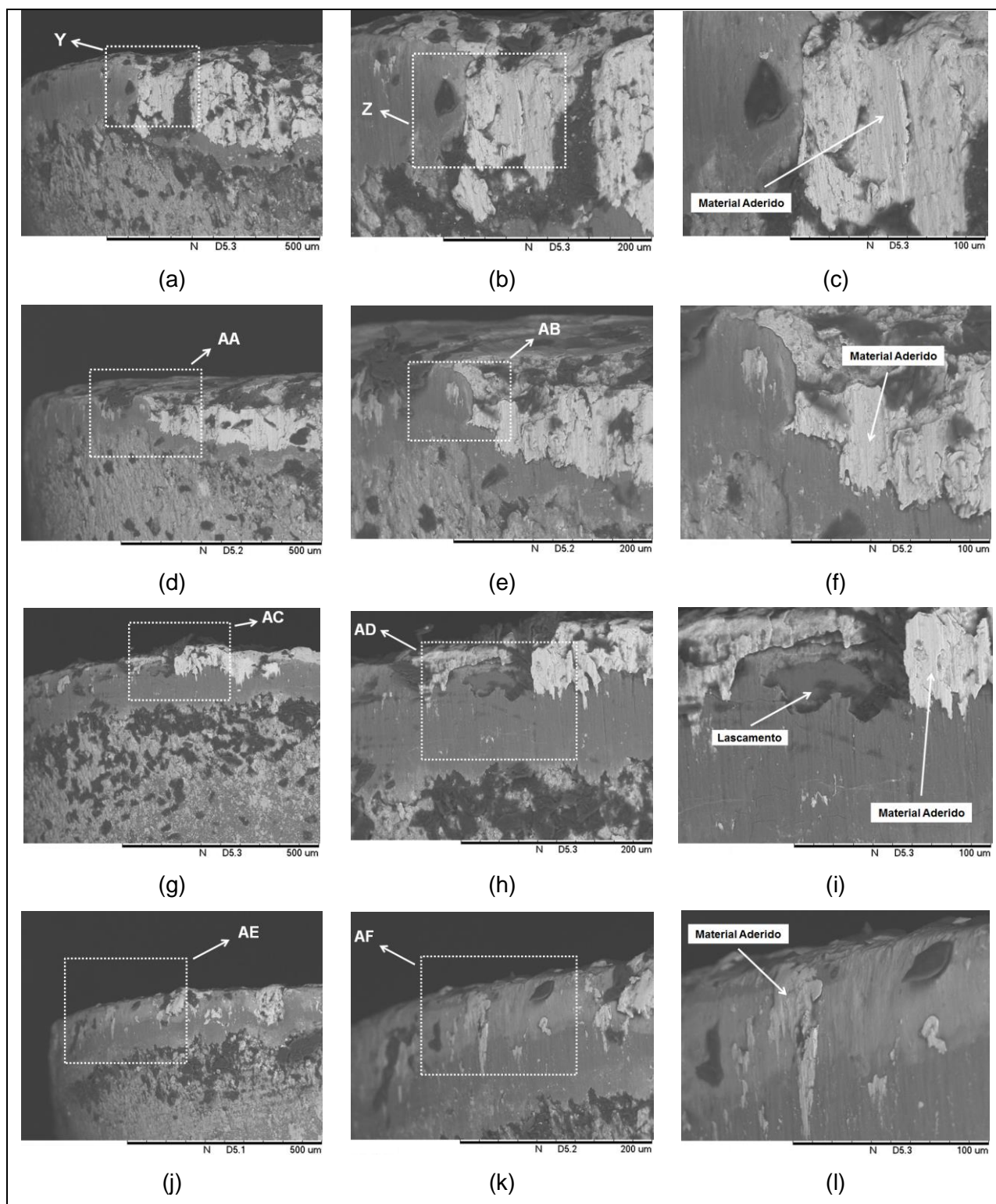


Figura 4.30 – Vista geral do desgaste na superfície de folga quando usinando as amostras retangulares; a) $V_c = 255$ m/min e $f = 0,1$ mm/dente; b) Detalhe 'Y'; c) Detalhe 'Z'; d) $V_c = 255$ m/min e $f = 0,2$ mm/dente; e) Detalhe 'AA'; f) Detalhe 'AB'; g) $V_c = 350$ m/min e $f = 0,1$ mm/dente; h) Detalhe 'AC'; i) Detalhe 'AD'; g) $V_c = 350$ m/min e $f = 0,1$ mm/dente; h) Detalhe 'AE'; i) Detalhe 'AF'

4.3 – Esforços de Usinagem

Em cada uma das condições testadas, foi realizada uma análise comparativa da força de usinagem (torneamento) e do torque (fresamento) entre as condições testadas durante a usinagem das regiões das amostras ao longo da quantidade de material removido. Para o torneamento, as análises foram realizadas nas bitolas circulares, enquanto que no fresamento, os testes foram realizados nas barras retangulares.

4.3.1 – Bitolas com Diâmetro de 53 mm

Para minimizar as influências do desgaste das ferramentas sobre os resultados dos esforços de usinagem, foram realizadas duas repetições (réplica e tréplica, respectivamente) para cada condição de parâmetros de forma totalmente aleatória. A aleatorização permite proteger os resultados de fatores perturbadores que possam ter um efeito sobre os mesmos (BOX e HUNTER, 1978). O desgaste de flanco foi monitorado e toda vez que VB_B (desgaste de flanco médio) ultrapassava o valor de 0,1 mm a aresta de corte era substituída por uma nova (AVILA e DORNFELD, 2004; WANIGARATHNE et al., 2005).

A Figura 4.31 apresenta os valores de força de usinagem quando usinando as regiões das amostras com bitola de 53 mm de diâmetro. Os valores apresentados são referentes a média de três repetições da medição efetiva da grandeza analisada. Essas medições foram coletadas em 5 segundos.

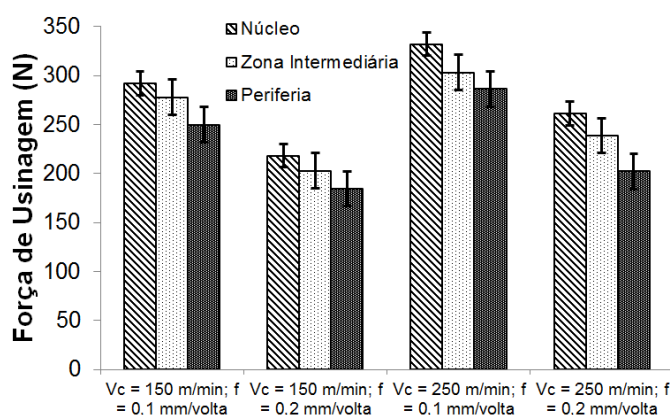


Figura 4.31 – Comportamento da força de usinagem ao longo das regiões das amostras ($\Phi = 53$ mm)

Pode-se observar que, independente dos parâmetros de velocidade de corte e avanço adotados, há sempre redução na força de usinagem quando se deslocou do núcleo em direção

a região da periferia. Possivelmente, esse comportamento possa ser explicado pela maior dureza da região do núcleo em relação à zona intermediária e a região da periferia. Segundo Diniz et al. (2006), Kudla (2011) e Micheletti (1980), regiões de maiores resistência mecânica podem contribuir para um maior valor das forças de usinagem. Isto pode ser claramente observado através da análise dos gráficos de desgaste para as regiões das amostras.

A Tabela 4.21 apresenta a diferença (aumento/redução) percentual média e estatística da força de usinagem entre as regiões das amostras para os diversos parâmetros de usinagem empregados nos experimentos. Pode-se observar que a comparação realizada entre a região do núcleo e a região da periferia, quando usinado com velocidade de corte de 250 m/min e avanço de corte de 0,2 mm/dente, foi a que apresentou maior diferença percentual (redução de 22,47 %). Por outro lado, a comparação da força de usinagem entre as regiões do núcleo e da zona intermediária, quando usinado com velocidade de corte de 150 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/dente, foi a que apresentou menor diferença percentual (redução de 4,96 %).

Tabela 4.21 – Diferença percentual média e estatística da força de usinagem para as amostras com bitola de diâmetro de 53 mm

Vc (m/min)	f (mm/volta)	Comparações	Diferença Média Percentual (%)	p-value
150	0,1	Núcleo → Zona Intermediária	- 4,96	0,3818
		Núcleo → Periferia	- 14,53	<u>0,0453</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 10,06	0,1316
150	0,2	Núcleo → Zona Intermediária	- 7,04	0,3566
		Núcleo → Periferia	- 15,52	0,0834
		Zona Intermediária → Periferia	- 9,12	0,2783
250	0,1	Núcleo → Zona Intermediária	- 8,68	0,1228
		Núcleo → Periferia	- 13,75	<u>0,0366</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 5,54	0,3184
250	0,2	Núcleo → Zona Intermediária	- 8,56	0,2047
		Núcleo → Periferia	- 22,47	<u>0,0165</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 15,21	0,0699

Esta tabela também apresenta a comparação entre as regiões para a força de usinagem, utilizando a metodologia estatística de comparação de 2 tratamentos, com confiabilidade de 95%. Os valores de $p\text{-value} < 0,05$ mostram que os resultados obtidos diferem estatisticamente. Desta forma, pode-se observar que todas as comparações entre a região do núcleo e a região da periferia apresentaram diferença estatística significativa,

4.3.2 – Bitolas com Diâmetro de 156 mm

A Figura 4.32 apresenta os valores de força de usinagem quando usinando as regiões das amostras com bitola de 156 mm de diâmetro. Os valores apresentados são referentes a média de três repetições da medição efetiva da grandeza analisada.

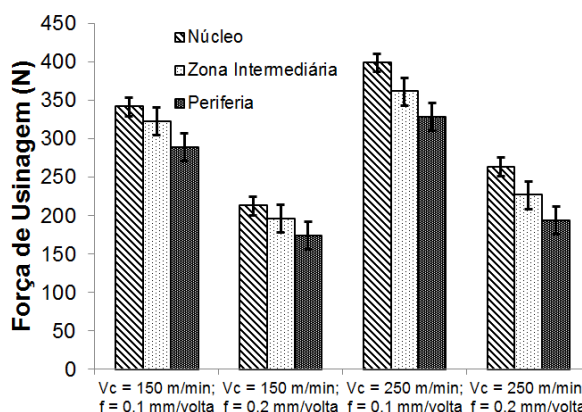


Figura 4.32 – Comportamento da força de usinagem ao longo das regiões das amostras ($\Phi = 156$ mm)

Observa-se que, assim como ocorreu para as amostras com bitola de 53 mm de diâmetro, também houve redução na força de usinagem quando se deslocou do núcleo em direção a região da periferia independente dos parâmetros de usinagem utilizados.

A Tabela 4.23 apresenta a diferença (aumento/redução) percentual média e estatística da força de usinagem entre as regiões das amostras com bitolas de 156 mm de diâmetro para os pares de velocidade de corte e avanço empregados no processo de torneamento. Note que a comparação realizada entre a região do núcleo e a região da periferia, quando usinado com velocidade de corte de 250 m/min e avanço de corte de 0,2 mm/dente, foi a que apresentou maior diferença percentual (redução de 26,43 %). Por outro lado, a comparação da força de usinagem entre as regiões do núcleo e da zona intermediária, quando usinado com velocidade de corte de 150 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/dente, foi a que apresentou menor diferença percentual (redução de 5,59 %).

Nesta tabela pode ser observado que a comparação dos valores obtidos entre a região do núcleo e a região da periferia, quando usinado velocidade de corte de 150 m/min e avanço de corte de 0,2 mm/dente e velocidade de corte de 250 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/dente, além de todas as comparações realizadas com velocidade de corte de 250 m/min e avanço de corte de 0,2 mm/dente apresentaram diferenças estatísticas significativas.

Tabela 4.23 – Diferença percentual média e estatística da força de usinagem para as amostras com bitola de diâmetro de 156 mm

Vc (m/min)	f (mm/volta)	Comparações	Diferença Média Percentual (%)	p-value
150	0,1	Núcleo → Zona Intermediária	- 5,59	0,3314
		Núcleo → Periferia	- 15,51	0,0577
		Zona Intermediária → Periferia	- 10,51	0,1999
150	0,2	Núcleo → Zona Intermediária	- 7,68	0,0654
		Núcleo → Periferia	- 18,34	0,0091
		Zona Intermediária → Periferia	- 11,55	0,0911
250	0,1	Núcleo → Zona Intermediária	- 9,34	0,0676
		Núcleo → Periferia	- 17,56	0,0092
		Zona Intermediária → Periferia	- 9,06	0,0902
250	0,2	Núcleo → Zona Intermediária	- 13,95	0,0452
		Núcleo → Periferia	- 26,43	0,0016
		Zona Intermediária → Periferia	- 14,49	0,0091

Entretanto, se fosse adotado um nível de confiabilidade de 90%, todas as comparações mostradas nesta tabela apresentaria diferenças estatísticas, excetuando, apenas as comparações entre a região do núcleo e da zona intermediária e a comparação entre a zona intermediária e a periferia, quando usinados com velocidade de corte de 150 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/dente. A avaliação da incerteza de medição da força de usinagem, para a bitola com diâmetro de 156 mm, em diversos parâmetros de usinagem, pode ser visto nas Tabelas AIV.140 a AIV.151, do Anexo IV.

4.3.3 – Bitolas com Diâmetro de 203 mm

A Figura 4.33 apresenta os valores de força de usinagem quando usinando as regiões das amostras com bitola de 203 mm de diâmetro.

A Tabela 4.24 apresenta a diferença (aumento/redução) percentual média e estatística da força de usinagem entre as regiões para as amostras com bitola de 203 mm de diâmetro.

Note que a comparação entre a região do núcleo e a região da periferia, quando usinado com velocidade de corte de 150 m/min e avanço de corte de 0,2 mm/dente, foi a que apresentou maior diferença percentual (redução de 26,75 %). Por outro lado, a comparação da força de usinagem entre as regiões da zona intermediária e da periferia, quando usinado com velocidade de corte de 250 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/dente, foi a que apresentou menor diferença percentual (redução de 6,05 %). Esta tabela também mostra que a maioria das comparações apresentou diferença estatística significativa ($p\text{-value} < 0,05$).

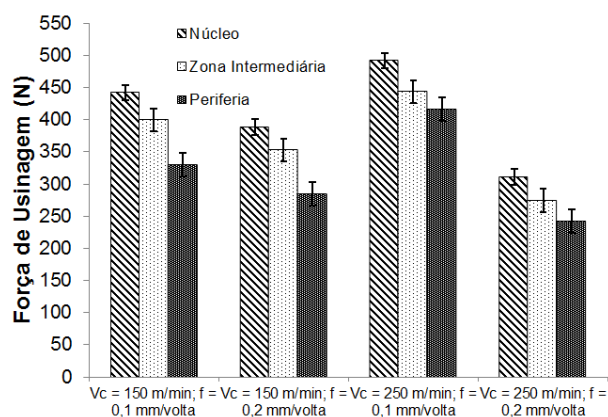


Figura 4.33 – Comportamento da força de usinagem ao longo das regiões das amostras ($\Phi = 203 \text{ mm}$)

A avaliação da incerteza de medição da força de usinagem para as bitola com diâmetro de 203 mm, em diversos parâmetros de usinagem, pode ser visto nas Tabelas AIV.152 a AIV.163, do Anexo IV.

Tabela 4.24 – Diferença percentual média e estatística da força de usinagem para as amostras com bitola de diâmetro de 203 mm

Vc (m/min)	f (mm/volta)	Comparações	Diferença Média Percentual (%)	p-value
150	0,1	Núcleo → Zona Intermediária	- 9,61	<u>0,0452</u>
		Núcleo → Periferia	- 25,43	<u>0,0016</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 17,50	<u>0,0091</u>
150	0,2	Núcleo → Zona Intermediária	- 9,11	0,0748
		Núcleo → Periferia	- 26,75	<u>0,0022</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 19,41	<u>0,0098</u>
250	0,1	Núcleo → Zona Intermediária	- 9,92	<u>0,0298</u>
		Núcleo → Periferia	- 15,37	<u>0,0069</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 6,05	0,1437
250	0,2	Núcleo → Zona Intermediária	- 11,68	0,0696
		Núcleo → Periferia	- 22,07	<u>0,0097</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 11,76	0,0941

4.3.4 – Bitolas Retangulares

As tendências dos resultados de momento torçor, que foi utilizado como grandeza para medição dos esforços durante a usinagem das amostras retangulares, manteve o mesmo padrão mostrado para as amostras circulares no torneamento. Durante a coleta de dados, foi observado um aumento significativo dos esforços quando se deslocou da região do núcleo para a periferia.

A Figura 4.34 apresenta o comportamento das regiões das amostras retangulares para os diferentes parâmetros de velocidade de corte e avanço empregados durante os experimentos. Esses resultados são referentes à média de três repetições da medição efetiva da grandeza analisada.

Em todos os pares de parâmetros adotados, a região do núcleo sempre apresentou maiores valores de momento torçor. Esse comportamento pode ser explicado pela maior dureza e resistência a tração da região da periferia em relação à zona intermediária e a região do núcleo.

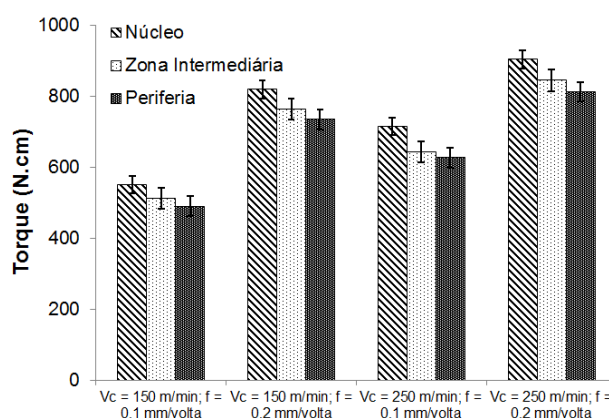


Figura 4.34 – Comportamento do torque ao longo das regiões das amostras retangulares

A Tabela 4.25 apresenta a diferença (aumento/redução) percentual média e estatística do torque entre as regiões das amostras retangulares para os diversos parâmetros de usinagem empregados nos experimentos. Note que a comparação realizada entre a região do núcleo e a região da periferia, quando usinado com velocidade de corte de 250 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/dente, foi a que apresentou maior diferença percentual (redução de 12,39 %). Por outro lado, a comparação da força de usinagem entre as regiões da zona intermediária e da periferia, quando usinado com os mesmos parâmetros de usinagem, foi a que apresentou menor diferença percentual (redução de 2,61 %).

Tabela 4.25 – Diferença percentual média e estatística do momento torçor para as amostras retangulares

Vc (m/min)	f (mm/volta)	Comparações	Diferença Média Percentual (%)	p-value
150	0,1	Núcleo → Zona Intermediária	- 6,99	0,1498
		Núcleo → Periferia	- 10,98	<u>0,0491</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 4,29	0,3677
150	0,2	Núcleo → Zona Intermediária	- 6,76	0,0627
		Núcleo → Periferia	- 10,25	<u>0,0179</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 3,73	0,2578
250	0,1	Núcleo → Zona Intermediária	- 10,04	<u>0,0294</u>
		Núcleo → Periferia	- 12,39	<u>0,0149</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 2,61	0,4801
250	0,2	Núcleo → Zona Intermediária	- 6,46	0,0542
		Núcleo → Periferia	- 10,04	<u>0,0138</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 3,82	0,2098

Esta tabela também apresenta a comparação entre as regiões para o torque, utilizando a metodologia estatística de comparação de 2 tratamentos, com confiabilidade de 95%. Os valores de $p\text{-value} < 0,05$ mostram que os resultados obtidos diferem estatisticamente. A comparação do momento torçor do núcleo com a periferia mostrou diferença estatística significativa em todas as condições de corte usadas (com valores de p-value de 0,0491; 0,0179; 0,0149 e 0,0138, respectivamente). A comparação da região do núcleo para a zona intermediária, para a velocidade de corte de 250 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/dente também apresentou diferença estatística significativa (p-value = 0,0294). Por outro lado, se fosse adotado um nível de confiabilidade de 90 %, dois outros resultados das comparações apresentariam diferenças significativas (comparação do núcleo com a zona intermediária, para a velocidade de corte de 150 m/min e avanço de corte de 0,2 mm/dente, onde p-value = 0,0627, e a comparação do núcleo com a zona intermediária, para a velocidade de corte de 250 m/min e avanço de corte de 0,2 mm/dente, onde p-value = 0,0542).

A Tabela 4.26 apresenta a avaliação da incerteza de medição do momento torçor, além de todas as informações referentes ao cálculo da mesma, durante o torneamento da região do núcleo, quando usinado com velocidade de corte de 250 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/dente.

A avaliação da incerteza mostrou que o momento torçor possui uma incerteza expandida de 9,399920 N.cm para $k = 2,0$ e 95,45% de abrangência. A correção relativa à linearidade e a histerese do dinamômetro foi os que mais contribuíram para o cálculo da

incerteza padrão (aproximadamente 99,96 %). A avaliação da incerteza de medição para as demais condições de usinagem pode ser vista nas Tabelas AIV.164 a AIV.175, do Anexo IV.

Tabela 4.26 – Incerteza de medição do momento torçor ($V_c = 250$ m/min; $f = 0,1$ mm/dente; Região: Núcleo)

Grandeza X_i	Estimativa X_i	DP	CS	GL	Incerteza padrão	Contribuição (%)
S_{Leit}	8,138956	N	1	∞	22,08086826	99,96035092
ΔLin_{Dinam}	0,100000	R	0,02	∞	0,00333333	0,01509004
ΔH_{Dinam}	0,120000	R	0,02	∞	0,00480000	0,02172966
ΔA_C	0,050000	R	1	∞	0,00062500	0,00282938
ΔR_{SM}	0,000001	R	1	∞	0,00000001	0,00000001
Incerteza padrão combinada (u_c) em (N.cm)					4,69996028	
Grau de liberdade efetivo (v_{eff})					> 100	
Fator de abrangência (95,45%)					k = 2	
Incerteza expandida (Up) em (N.cm)					9,39992055	
F _u = 238,804442 ± (8,138956 + 9,399920) N.cm; k = 2 e PA = 95,45%						

De forma geral, pode-se concluir desta etapa que a região da periferia apresentou menores esforços de usinagem, em comparação às regiões da zona intermediária e do núcleo. As menores resistência mecânica e dureza desta região, proporcionadas pela matriz ferrítica garantiram estes resultados, embora com maior ductilidade.

4.4 – Potência

A potência de usinagem foi medida por meio da medição da corrente e de tensão elétrica com utilização de sensores de efeito *Hall*. Os valores das medidas de potência de usinagem saíram pela subtração da potência medida durante a usinagem pela potência medida com a máquina rodando em vazio, para cada condição de corte. Ela foi medida no processo de torneamento e fresamento, cujos os resultados são apresentados a seguir.

4.4.1 – Bitolas com Diâmetro de 53 mm

A Figura 4.35 apresenta os valores da potência de usinagem quando usinando as regiões das amostras com bitola de 53 mm de diâmetro. Os valores apresentados são referentes a média de três repetições da medição efetiva da grandeza analisada.

Nesta figura observa-se que o comportamento da potência de corte seguiu o mesmo padrão da força de usinagem, ou seja, a região do núcleo apresentou, independente dos

parâmetros de usinagem utilizados, maior potência de corte que as demais regiões. Por outro lado, a região da periferia sempre apresentou menor potência de corte.

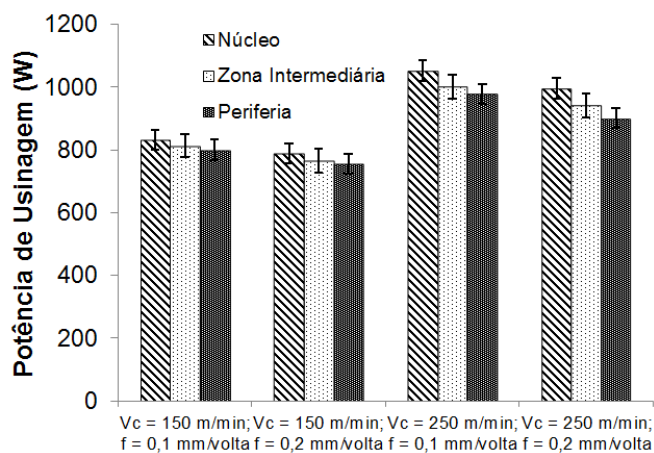


Figura 4.35 – Comportamento da potência de usinagem ao longo das regiões das amostras ($\Phi = 53$ mm)

A Tabela 4.27 apresenta a diferença (aumento/redução) percentual média e estatística da potência de usinagem entre as regiões das amostras para os diversos parâmetros de usinagem empregados nos experimentos.

Tabela 4.27 – Diferença percentual média e estatística da potência de usinagem para as amostras com bitola de diâmetro de 53 mm

Vc (m/min)	f (mm/volta)	Comparações	Diferença Média Percentual (%)	p-value
150	0,1	Núcleo → Zona Intermediária	- 2,28	0,5741
		Núcleo → Periferia	- 3,91	0,3547
		Zona Intermediária → Periferia	- 1,66	0,6862
150	0,2	Núcleo → Zona Intermediária	- 2,81	0,5147
		Núcleo → Periferia	- 4,18	0,3481
		Zona Intermediária → Periferia	- 1,41	0,7455
250	0,1	Núcleo → Zona Intermediária	- 4,89	0,1728
		Núcleo → Periferia	- 7,05	0,0753
		Zona Intermediária → Periferia	- 2,27	0,5054
250	0,2	Núcleo → Zona Intermediária	- 5,39	0,1594
		Núcleo → Periferia	- 9,63	0,0368
		Zona Intermediária → Periferia	- 4,48	0,2461

Pode-se observar que a comparação realizada entre a região do núcleo e a região da periferia, quando usinado com velocidade de corte de 250 m/min e avanço de corte de 0,2 mm/dente, foi a que apresentou maior diferença percentual (redução de 9,63 %). Por outro lado, a comparação da potência de usinagem entre as regiões da zona intermediária e da periferia, quando usinado com velocidade de corte de 150 m/min e avanço de corte de 0,2 mm/dente, foi a que apresentou menor diferença percentual (redução de 1,41 %).

Esta tabela também apresenta a comparação entre as regiões para a potência de usinagem, utilizando a metodologia estatística de comparação de 2 tratamentos, com confiabilidade de 95%. Os valores de $p\text{-value} < 0,05$ mostram que os resultados obtidos diferem estatisticamente de forma significativa. Desta forma, pode-se observar que apenas a comparação entre a região do núcleo e a região da periferia, quando foi utilizado velocidade de corte de 250 m/min e avanço de corte de 0,2 mm/dente, apresentou diferença estatística significativa.

Entretanto, se for tomado um nível de confiabilidade de 90 %, a comparação entre a região do núcleo e da periferia, quando usinado com velocidade de corte de 250 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/dente ($p\text{-value} = 0,0753$) também apresentaria diferença estatística significativa.

4.4.2 – Bitolas com Diâmetro de 156 mm

A Figura 4.36 apresenta os valores de potência de usinagem quando usinando as regiões das amostras com bitola de 156 mm de diâmetro.

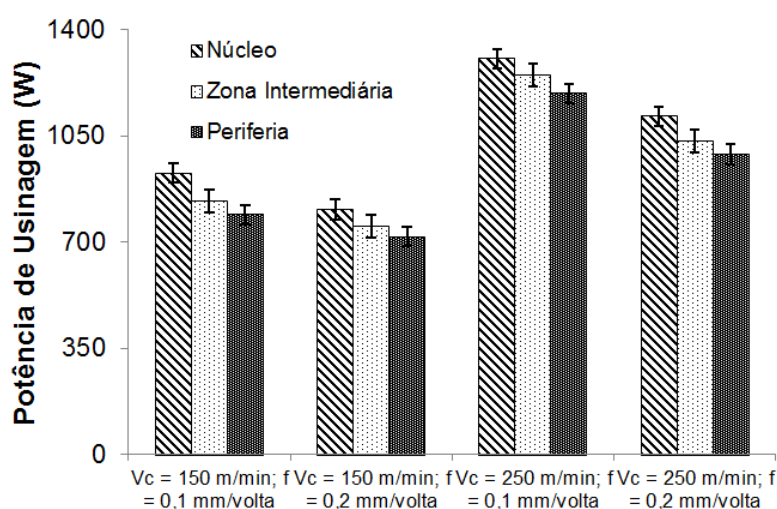


Figura 4.36 – Comportamento da potência de usinagem ao longo das regiões ($\Phi = 156 \text{ mm}$)

A Tabela 4.28 apresenta a diferença (aumento/redução) percentual média e estatística da potência de usinagem entre as regiões das amostras com bitolas de 156 mm de diâmetro. Note que a comparação realizada entre a região do núcleo e a região da periferia, quando usinado com velocidade de corte de 150 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/dente, foi a que apresentou maior diferença percentual (redução de 14,73 %). Por outro lado, a comparação da força de usinagem entre as regiões do núcleo e da zona intermediária, quando usinado com velocidade de corte de 250 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/dente, foi a que apresentou menor diferença percentual (redução de 4,23 %).

Tabela 4.28 – Diferença percentual média e estatística da potência de usinagem ($\Phi = 156$ mm)

Vc (m/min)	f (mm/volta)	Comparações	Diferença Média Percentual (%)	p-value
150	0,1	Núcleo → Zona Intermediária	- 9,91	<u>0,0417</u>
		Núcleo → Periferia	- 14,73	<u>0,0118</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 5,34	0,2249
150	0,2	Núcleo → Zona Intermediária	- 6,88	0,1481
		Núcleo → Periferia	- 11,02	<u>0,0458</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 4,44	0,3429
250	0,1	Núcleo → Zona Intermediária	- 4,23	0,1506
		Núcleo → Periferia	- 8,76	<u>0,0213</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 4,73	0,1299
250	0,2	Núcleo → Zona Intermediária	- 7,26	0,0597
		Núcleo → Periferia	- 11,28	<u>0,0155</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 4,33	0,2227

Nesta tabela pode ser observado que todas as comparações entre as regiões do núcleo e da periferia, além da comparação da região do núcleo com a região da zona intermediária, quando usinado velocidade de corte de 150 m/min e avanço de corte de 0,2 mm/dente, apresentaram diferença estatística significativa (com confiabilidade de 95 %). Se fosse adotado um nível de confiabilidade de 90%, a comparação entre as regiões do núcleo e da zona intermediária, quando usinado velocidade de corte de 250 m/min e avanço de corte de 0,2 mm/dente, também apresentaria diferença estatística significativa ($p\text{-value} = 0,0597 < 0,1$).

4.4.3 – Bitolas com Diâmetro de 203 mm

A Figura 4.37 apresenta os valores de potência de usinagem quando usinando as regiões das amostras com bitola de 203 mm de diâmetro. Os valores apresentados são referentes a média de três repetições da medição efetiva da grandeza analisada.

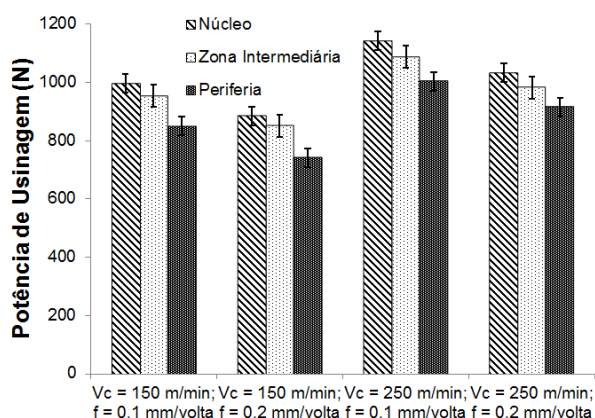


Figura 4.37 – Comportamento da potência de usinagem ao longo das regiões das amostras ($\Phi = 203 \text{ mm}$)

A Tabela 4.29 apresenta a diferença (aumento/redução) percentual média e estatística da potência de usinagem entre as regiões para as amostras analisadas.

Tabela 4.29 – Diferença percentual média e estatística da potência de usinagem para a bitola de 203 mm de diâmetro

Vc (m/min)	f (mm/volta)	Comparações	Diferença Média Percentual (%)	p-value
150	0,1	Núcleo → Zona Intermediária	- 4,25	0,2448
		Núcleo → Periferia	- 14,70	0,0093
		Zona Intermediária → Periferia	- 10,91	0,2448
150	0,2	Núcleo → Zona Intermediária	- 3,85	0,3344
		Núcleo → Periferia	- 16,21	0,0099
		Zona Intermediária → Periferia	- 12,85	0,0245
250	0,1	Núcleo → Zona Intermediária	- 4,83	0,1505
		Núcleo → Periferia	- 12,11	0,0113
		Zona Intermediária → Periferia	- 7,64	0,0559
250	0,2	Núcleo → Zona Intermediária	- 4,81	0,1857
		Núcleo → Periferia	- 11,43	0,0192
		Zona Intermediária → Periferia	- 6,95	0,0930

Pode-se notar que a comparação entre a região do núcleo e a região da periferia, quando usinado com velocidade de corte de 150 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/dente, foi a que apresentou maior diferença percentual (redução de 14,70 %). Por outro lado, a comparação da força de usinagem entre as regiões do núcleo e da zona intermediária, quando

usinado com velocidade de corte de 150 m/min e avanço de corte de 0,2 mm/dente, foi a que apresentou menor diferença percentual (redução de 3,85 %).

4.4.4 – Bitolas Retangulares

A potência de usinagem adquirida durante a operação de fresamento foi obtido ao longo do volume de material removido. A Figura 4.38 apresenta o comportamento da potência de corte para cada região das amostras retangulares ao longo da quantidade de material removido em diferentes parâmetros de usinagem.

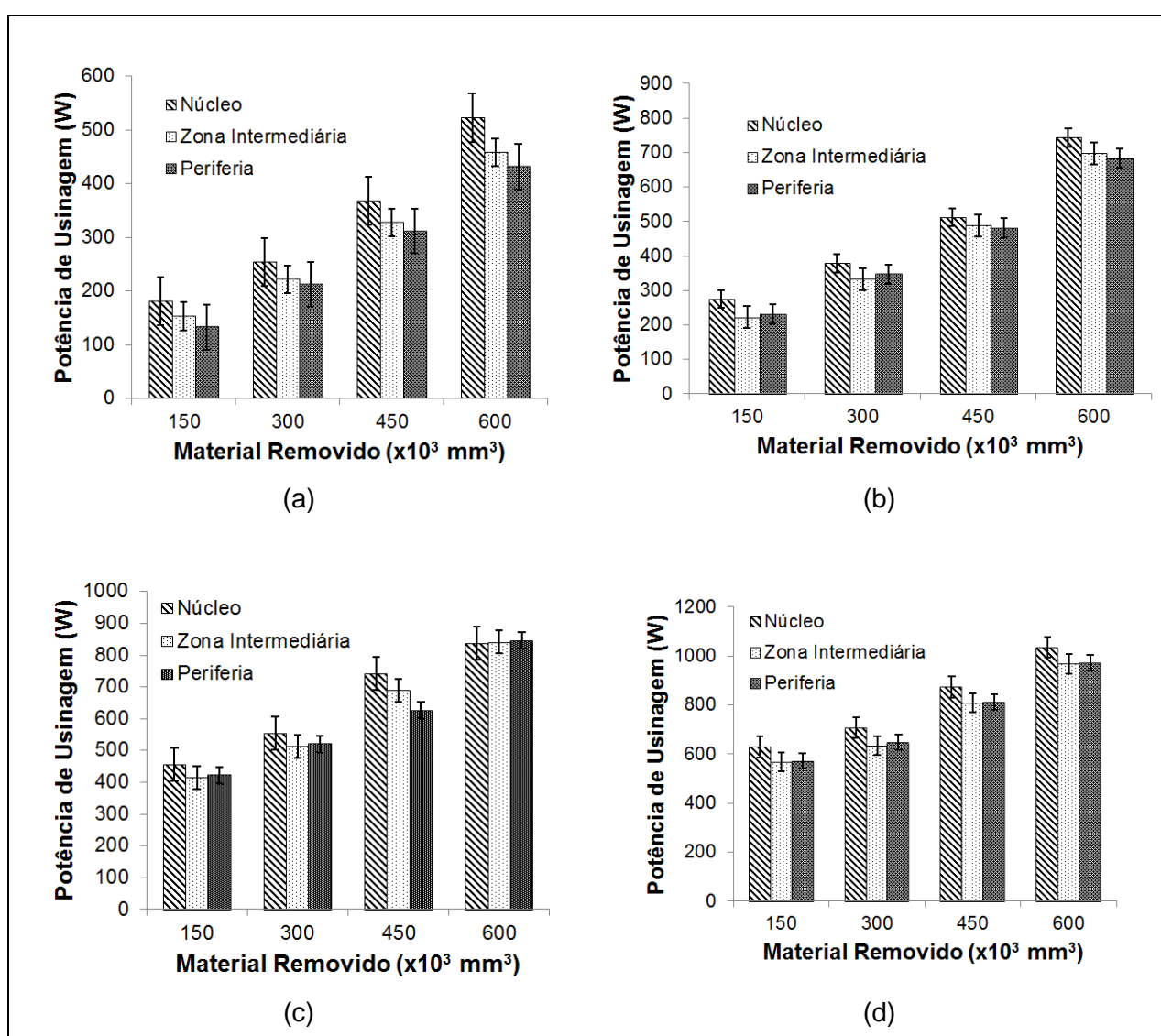


Figura 4.38 – Comportamento da potência de usinagem para as amostras retangulares; a) $V_c = 255 \text{ m/min}$; $f = 0,1 \text{ mm/dente}$; b) $V_c = 255 \text{ m/min}$; $f = 0,2 \text{ mm/dente}$; c) $V_c = 350 \text{ m/min}$; $f = 0,1 \text{ mm/dente}$; d) $V_c = 350 \text{ m/min}$; $f = 0,2 \text{ mm/dente}$

Note que a região do núcleo sempre apresentou maiores valores de potência de usinagem. Por outro lado, as regiões da zona intermediária e da periferia apresentaram comportamentos bastante semelhantes.

A Tabela 4.30 mostra a diferença (aumento/redução) percentual média e estatística da potência de usinagem para $60 \times 10^3 \text{ mm}^3$ de volume de material removido.

Tabela 4.30 – Diferença percentual média e estatística entre as regiões da amostra retangular para a potência de corte ao longo da quantidade de material removido para $60 \times 10^3 \text{ mm}^3$

Vc (m/min)	f (mm/dente)	Comparações	Diferença Média Percentual (%)	p-value
255	0,1	Núcleo → Zona Intermediária	- 12,42	0,1381
		Núcleo → Periferia	- 17,41	0,1003
		Zona Intermediária → Periferia	- 5,67	0,5537
255	0,2	Núcleo → Zona Intermediária	- 6,07	0,2240
		Núcleo → Periferia	- 8,07	0,0834
		Zona Intermediária → Periferia	- 2,14	0,6654
350	0,1	Núcleo → Zona Intermediária	+ 0,35	0,9357
		Núcleo → Periferia	+ 0,95	0,8675
		Zona Intermediária → Periferia	+ 0,59	0,9238
350	0,2	Núcleo → Zona Intermediária	- 6,56	0,1298
		Núcleo → Periferia	- 6,17	0,1743
		Zona Intermediária → Periferia	+ 0,41	0,9344

Nesta tabela, os valores acompanhados com valores positivos indicam que houve um aumento da potência de corte, enquanto que os valores negativos indicam que houve uma redução. Note que a comparação realizada entre a região do núcleo e da periferia, quando usinado com velocidade de corte 255 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/dente, apresentou maior diferença percentual (redução de 17,41 %).

Por outro lado, a comparações entre as regiões, quando usinado com velocidade de corte 350 m/min e avanço de corte de 0,1, apresentou diferença percentual abaixo de 1 %. Também pode ser observado que as comparações estatísticas mostradas nesta tabela não apresentaram diferença estatística ($p\text{-value} > 0,05$). Os resultados completos da diferença percentual entre todos os pontos apresentados na Figura 4.87 podem ser visto nas tabelas do Anexo VIII.

4.5 – Rugosidade Superficial da Peça

As medições de rugosidade foram realizadas nas amostras usinadas por torneamento e fresamento em diversos parâmetros de usinagem pré-estabelecidos durante os pré-testes. As análises foram realizadas nos mesmos intervalos de medição do desgaste da ferramenta. A seguir, são apresentados estes resultados.

4.5.1 – Bitolas com Diâmetro de 53 mm

A Figura 4.39 apresenta os resultados das rugosidades R_a , R_z e R_q para as regiões das amostras (núcleo, zona intermediária e periferia) com bitola de 53 mm de diâmetro e usinadas com velocidade de corte de 150 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/dente.

Analizando os gráficos apresentados nesta figura, percebe-se que a rugosidade superficial apresenta comportamento diretamente proporcional ao aumento do volume de material removido. O aumento na quantidade de volume de material removido pode colaborar, em alguns casos, para evolução do desgaste da ferramenta, contribuindo, assim, para um aumento da rugosidade superficial (MACHADO *et al.*, 2009; WANG, 1997).

Nota-se, também, que para a maioria das comparações existiu uma tendência de redução da rugosidade superficial quando se deslocou da região do núcleo para a periferia. Porém, os valores de dispersão não permite a observação de grandes diferenças. Esse comportamento está diretamente ligado com alto valor de dureza e resistência à tração da região do núcleo.

As Tabelas 4.34 e 4.35 apresentam, respectivamente, a diferença (aumento/redução) percentual média e estatística das rugosidades R_a , R_z e R_q para $1200 \times 10^3 \text{ mm}^3$ de volume de material removido para cada região da amostra usinada com velocidade de corte de 150 m/min e 250 m/min.

Note que a comparação da rugosidade R_a entre as regiões do núcleo e da periferia foi a que apresentou maior diferença percentual (redução de 28,06 %). Por outro lado, para esta mesma grandeza, a comparação entre as regiões do núcleo e da zona intermediária foi a que apresentou menor diferença percentual (redução de 12,02 %).

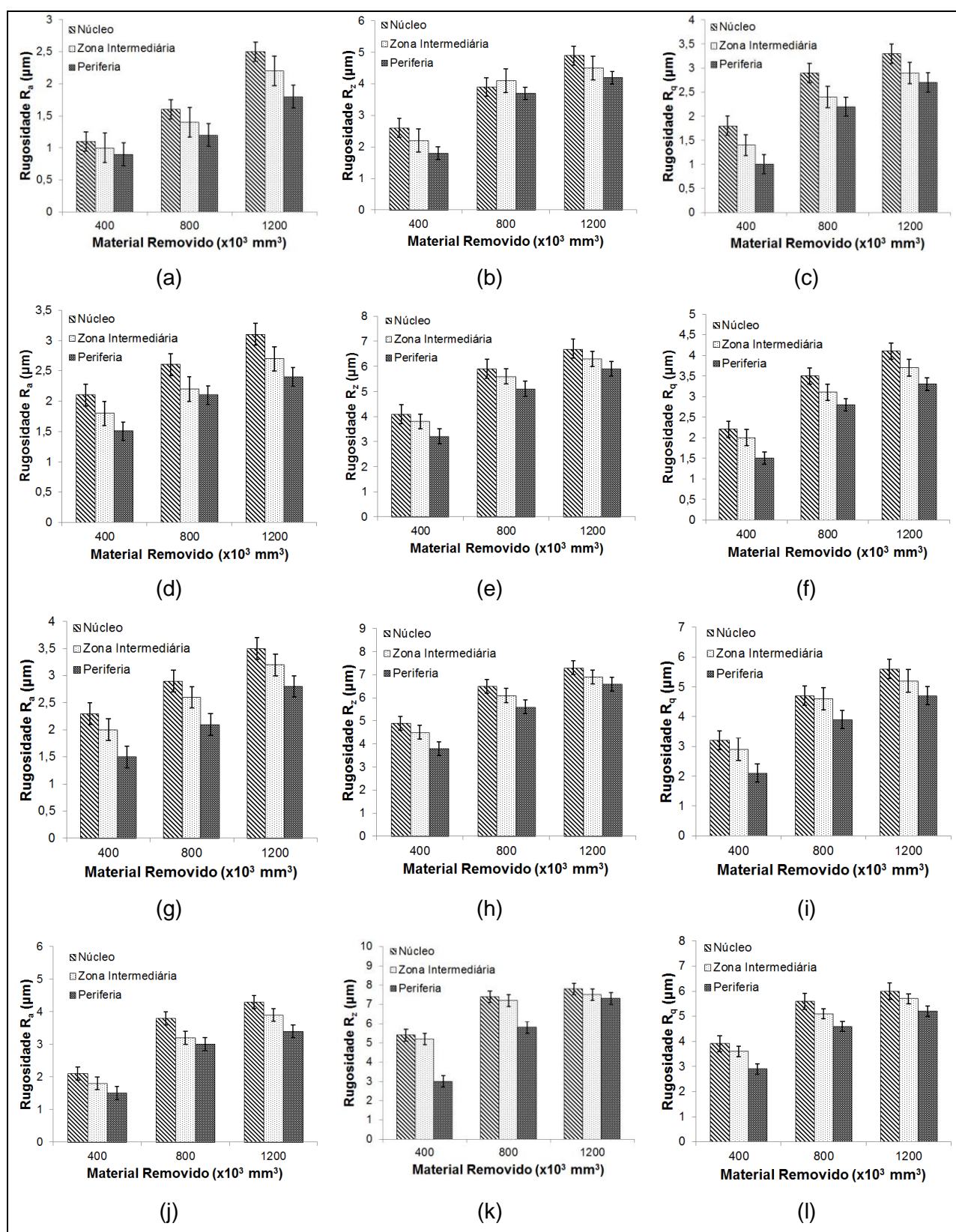


Figura 4.39 – Comportamento da rugosidade superficial para as amostras com bitola de 53 mm de diâmetro; Condição: $V_c = 150 \text{ m/min}$; $f = 0,1 \text{ mm/volta}$; a) R_a ; b) R_z ; c) R_q ; Condição: $V_c = 150 \text{ m/min}$; $f = 0,2 \text{ mm/volta}$; d) R_a ; e) R_z ; f) R_q ; Condição: $V_c = 250 \text{ m/min}$; $f = 0,1 \text{ mm/volta}$; g) R_a ; h) R_z ; i) R_q ; Condição: $V_c = 250 \text{ m/min}$; $f = 0,2 \text{ mm/volta}$; j) R_a ; k) R_z ; l) R_q

Tabela 4.34 – Diferença percentual média e estatística entre regiões da rugosidade superficial ao longo da quantidade de material removido para $1200 \times 10^3 \text{ mm}^3$ para $V_c = 150 \text{ m/min}$

Avanço de Corte (mm/volta)	Rugosidade	Comparações	Diferença Média Percentual (%)	p-value
0,1	Ra	Núcleo → Zona Intermediária	- 12,02	0,1401
		Núcleo → Periferia	- 28,06	<u>0,0128</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 18,18	0,0705
	Rz	Núcleo → Zona Intermediária	- 8,16	0,0705
		Núcleo → Periferia	- 14,28	<u>0,0121</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 6,66	0,1401
	Rq	Núcleo → Zona Intermediária	- 12,12	0,0702
		Núcleo → Periferia	- 18,18	<u>0,0213</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 6,89	0,2879
0,2	Ra	Núcleo → Zona Intermediária	- 22,58	0,0704
		Núcleo → Periferia	- 22,51	<u>0,0128</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 11,11	0,1401
	Rz	Núcleo → Zona Intermediária	- 5,97	0,2342
		Núcleo → Periferia	- 11,94	<u>0,0488</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 6,34	0,2342
	Rq	Núcleo → Zona Intermediária	- 9,75	0,0705
		Núcleo → Periferia	- 19,51	<u>0,0080</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 10,81	0,0705

Na Tabela 4.34 pode ser observado que todas as comparações da rugosidade superficial entre a região do núcleo e a região da periferia, para o volume de 1200000 mm^3 de material removido (volume máximo de material removido), apresentou diferenças estatísticas ($p\text{-value} < 0,05$) para a velocidade de corte de 150 m/min.

Observe que para a Tabela 4.35, para o avanço de corte de 0,1 mm/volta, assim como ocorreu a em todos os resultados da Tabela 4.34, apenas a comparação entre as regiões do núcleo e da periferia apresentaram diferenças estatísticas, para o volume de 1200000 mm^3 de material removido (volume máximo de material removido). Já para o avanço de corte de 0,2 mm/volta, a comparação entre as regiões do núcleo e da periferia ($p\text{-value} = 0,0053$) e entre as regiões da zona intermediária e da periferia ($p\text{-value} = 0,0376$), para a rugosidade Ra, além da comparação regiões do núcleo e da periferia ($p\text{-value} = 0,0309$), para a rugosidade Rq, apresentaram diferença estatística significativa.

Tabela 4.35 – Diferença percentual média e estatística entre regiões da rugosidade superficial ao longo da quantidade de material removido para $1200 \times 10^3 \text{ mm}^3$ para $V_c = 250 \text{ m/min}$

Avanço de Corte (mm/volta)	Rugosidade	Comparações	Diferença Média Percentual (%)	p-value
0,1	Ra	Núcleo → Zona Intermediária	- 8,57	0,1401
		Núcleo → Periferia	- 20,00	<u>0,0128</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 12,50	0,0705
	Rz	Núcleo → Zona Intermediária	- 5,47	0,1778
		Núcleo → Periferia	- 9,58	<u>0,0460</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 4,34	0,2879
	Rq	Núcleo → Zona Intermediária	- 7,14	0,1778
		Núcleo → Periferia	- 16,07	<u>0,0213</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 9,61	0,1108
0,2	Ra	Núcleo → Zona Intermediária	- 9,31	0,0705
		Núcleo → Periferia	- 20,93	<u>0,0053</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 12,82	<u>0,0376</u>
	Rz	Núcleo → Zona Intermediária	- 3,84	0,2879
		Núcleo → Periferia	- 6,41	0,1108
		Zona Intermediária → Periferia	- 2,66	0,4601
	Rq	Núcleo → Zona Intermediária	- 5,00	0,2879
		Núcleo → Periferia	- 13,33	<u>0,0309</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 8,77	0,1108

Os resultados completos das comparações entre todas as regiões ao longo da quantidade de material removido para as amostras com bitola de 53 mm de diâmetro e usinadas para os diversos parâmetros de usinagem ser visto nas Tabelas AIX.1 a AIX.12 do Anexo IX.

A Tabela 4.36 apresenta a avaliação da incerteza de medição da rugosidade Ra, além de todas as informações referentes ao cálculo da mesma, durante o torneamento da região da periferia quando usinado com velocidade de corte de 150 m/min e avanço de corte de 0,2 mm/volta.

A avaliação da incerteza mostrou que a rugosidade Ra possui uma incerteza expandida de $0,308 \mu\text{m}$ para $k = 2,86931517$ e 95,45% de abrangência. A correção relativa às leituras obtidas no rugosímetro foi o que mais contribuiu para o cálculo da incerteza padrão (aproximadamente 68,35 %). A avaliação da incerteza de medição para os demais parâmetros de rugosidade, quando usinado $1200 \times 10^3 \text{ mm}^3$ de volume de material removido, pode ser visto nas Tabelas AIV.176 a AIV.211, do Anexo IV.

Tabela 4.36 – Incerteza de medição da rugosidade R_a ($V_c = 150$ m/min; $f = 0,2$ mm/volta; Região: Periferia)

Grandeza X_i	Estimativa X_i	DP	CS	GL	Incerteza padrão	Contribuição (%)
s_{Leit}	0,154	N	1	2	0,00790533	68,35800711
ΔR_{RG}	0,01	R	1	∞	0,00000833	0,07205896
ΔCr_{RG}	0,005	N	1	∞	0,00018427	1,59340864
ΔR_p	0,025	R	1	∞	0,00333333	28,82358202
ΔD_{ef}	0,00015259	R	1	∞	0,00013333	1,15294328
Incerteza padrão combinada (u_c) em (μm)					0,10753885	
Grau de liberdade efetivo (v_{eff})					4,28007333	
Fator de abrangência (95,45%)					k = 2,86931517	
Incerteza expandida (U_p) em (μm)					0,30856286	
$R_a = 2,378 \pm (0,154 + 0,308) \mu\text{m}; k = 2$ e PA = 95,45%						

4.5.2 – Bitolas com Diâmetro de 156 mm

A Figura 4.59 apresenta os resultados das rugosidades R_a , R_z e R_q para as regiões das amostras (núcleo, zona intermediária e periferia) com bitola de 156 mm de diâmetro para os diversos parâmetros de usinagem empregados no trabalho.

As Tabelas 4.37 e 4.38 apresentam, respectivamente, a diferença (aumento/redução) percentual média e estatística das rugosidades R_a , R_z e R_q para $3900 \times 10^3 \text{ mm}^3$ de volume de material removido para cada região da amostra usinada com velocidade de corte de 150 m/min e 250 m/min.

Observando a Tabela 4.37, para o avanço de corte de 0,1 mm/volta, pode-se notar que a comparação da rugosidade R_a entre as regiões do núcleo e da periferia foi a que apresentou maior diferença percentual (redução de 20,00 %). Por outro lado, para este mesmo parâmetro de rugosidade (rugosidade R_a), a comparação às regiões do núcleo e da zona intermediária foi a que apresentou menor diferença percentual (redução de 7,50 %). A comparação entre as regiões do núcleo e da periferia ($p\text{-value} = 0,0080$) e entre as regiões da zona intermediária e da periferia ($p\text{-value} = 0,0376$), para a rugosidade R_a , além da comparação regiões do núcleo e da periferia ($p\text{-value} = 0,0083$), para a rugosidade R_q , apresentaram diferenças estatísticas significativas. Quando adotado o avanço de corte de 0,2 mm/volta, observe que apenas a comparação entre as regiões do núcleo e da periferia ($p\text{-value} = 0,0087$), para o volume de 3900000 mm^3 de material removido (volume máximo de material removido), apresentou diferença estatística significativa.

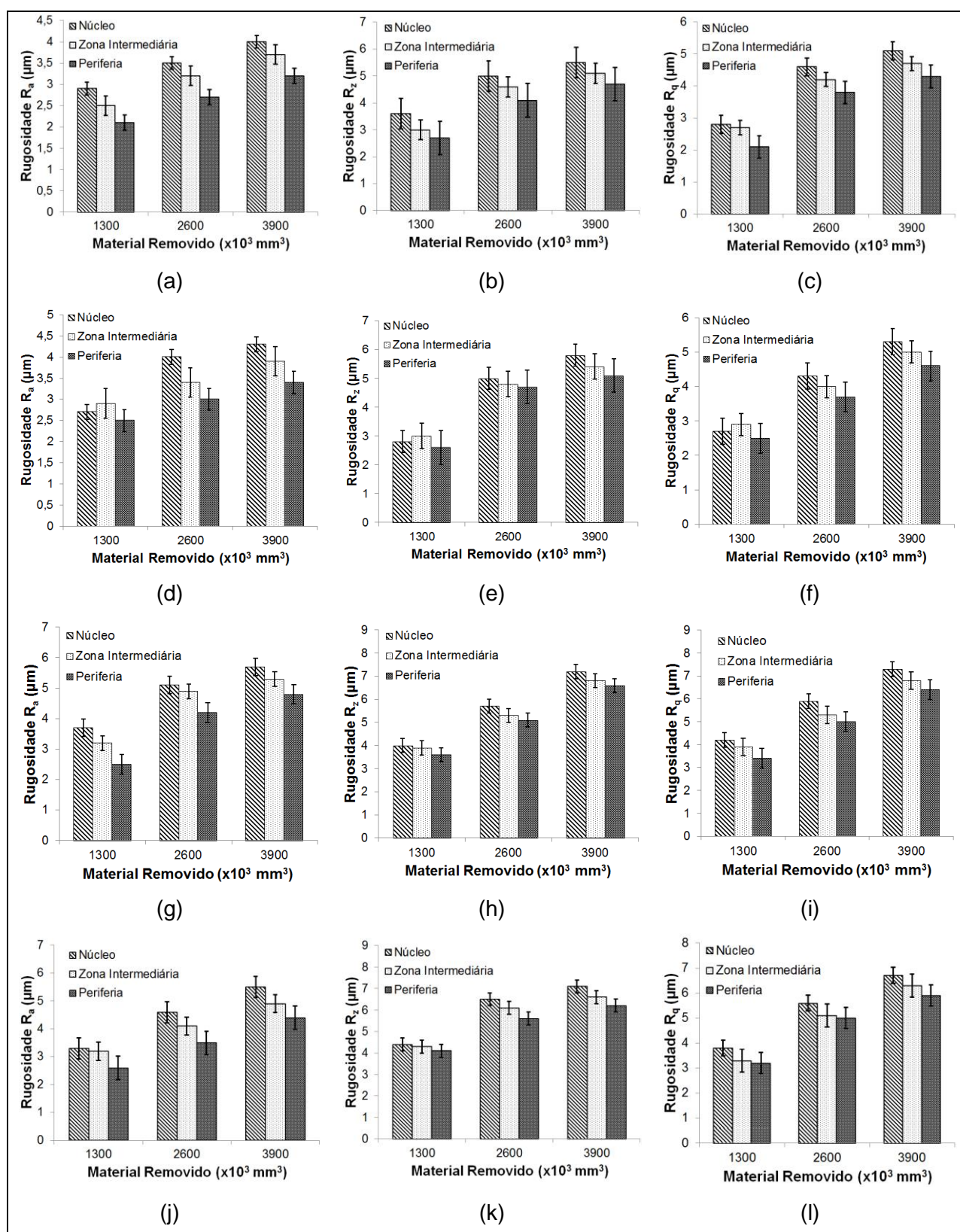


Figura 4.59 – Comportamento da rugosidade superficial para as amostras com bitola de 156 mm de diâmetro; Condição: $V_c = 150 \text{ m/min}$; $f = 0,1 \text{ mm/volta}$; a) R_a ; b) R_z ; c) R_q ; Condição: $V_c = 150 \text{ m/min}$; $f = 0,2 \text{ mm/volta}$; d) R_a ; e) R_z ; f) R_q ; Condição: $V_c = 250 \text{ m/min}$; $f = 0,1 \text{ mm/volta}$; g) R_a ; h) R_z ; i) R_q ; Condição: $V_c = 250 \text{ m/min}$; $f = 0,2 \text{ mm/volta}$; j) R_a ; k) R_z ; l) R_q

Tabela 4.37 – Diferença percentual média e estatística entre regiões da rugosidade superficial ao longo da quantidade de material removido para $3900 \times 10^3 \text{ mm}^3$ para $V_c = 150 \text{ m/min}$

Avanço de Corte (mm/volta)	Rugosidade	Comparações	Diferença Média Percentual (%)	p-value
0,1	Ra	Núcleo → Zona Intermediária	- 7,50	0,1401
		Núcleo → Periferia	- 20,00	0,0080
		Zona Intermediária → Periferia	- 13,51	0,0376
	Rz	Núcleo → Zona Intermediária	- 7,27	0,2879
		Núcleo → Periferia	- 14,54	0,0705
		Zona Intermediária → Periferia	- 7,84	0,2879
	Rq	Núcleo → Zona Intermediária	- 7,84	0,0712
		Núcleo → Periferia	- 15,68	0,0083
		Zona Intermediária → Periferia	- 8,51	0,0701
0,2	Ra	Núcleo → Zona Intermediária	- 9,31	0,1001
		Núcleo → Periferia	- 20,93	0,0087
		Zona Intermediária → Periferia	- 12,82	0,0587
	Rz	Núcleo → Zona Intermediária	- 6,89	0,3082
		Núcleo → Periferia	- 12,06	0,1108
		Zona Intermediária → Periferia	- 5,55	0,4311
	Rq	Núcleo → Zona Intermediária	- 5,66	0,3114
		Núcleo → Periferia	- 13,21	0,0553
		Zona Intermediária → Periferia	- 8,00	0,2005

A Tabela 4.38 apresenta, para o avanço de corte de 0,1 mm/volta, que apenas a comparação entre as regiões do núcleo e da periferia, para a rugosidade Ra ($p\text{-value} = 0,0103$) e Rq ($p\text{-value} = 0,0388$), apresentaram diferença estatística significativa. Porém, valores próximos de 0,05 também podem ser levados em consideração quando o grau de confiabilidade do experimento é reduzido. Já para o avanço de corte de 0,2 mm/volta observe que todas as comparações de rugosidade entre as regiões do núcleo e da periferia, para $3900 \times 10^3 \text{ mm}^3$ de volume de material removido, apresentaram diferença estatística. Os resultados completos das comparações entre todas as regiões ao longo da quantidade de material removido para as amostras com bitola de 53 mm de diâmetro e usinadas para os diversos parâmetros de usinagem ser visto nas Tabelas AIX.13 a AIX.24 do Anexo IX.

A avaliação da incerteza de medição para os demais parâmetros de rugosidade, quando usinado $3900 \times 10^3 \text{ mm}^3$ de volume de material removido, pode ser visto nas Tabelas AIV.212 a AIV.247, do Anexo IV.

Tabela 4.38 – Diferença percentual média e estatística entre regiões da rugosidade superficial ao longo da quantidade de material removido para $3900 \times 10^3 \text{ mm}^3$ para $V_c = 250 \text{ m/min}$

Avanço de Corte (mm/volta)	Rugosidade	Comparações	Diferença Média Percentual (%)	p-value
0,1	Ra	Núcleo → Zona Intermediária	- 7,01	0,1108
		Núcleo → Periferia	- 15,78	<u>0,0103</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 9,43	0,0632
	Rz	Núcleo → Zona Intermediária	- 5,55	0,1551
		Núcleo → Periferia	- 8,33	0,0585
		Zona Intermediária → Periferia	- 2,94	0,4311
	Rq	Núcleo → Zona Intermediária	- 6,84	0,1642
		Núcleo → Periferia	- 12,32	<u>0,0388</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 5,88	0,2452
0,2	Ra	Núcleo → Zona Intermediária	- 10,91	0,0803
		Núcleo → Periferia	- 20,00	<u>0,0122</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 10,20	0,1282
	Rz	Núcleo → Zona Intermediária	- 7,04	0,1189
		Núcleo → Periferia	- 12,67	<u>0,0241</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 6,06	0,1892
	Rq	Núcleo → Zona Intermediária	- 5,97	0,1892
		Núcleo → Periferia	- 11,94	<u>0,0342</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 6,34	0,1897

4.5.3 – Bitolas com Diâmetro de 203 mm

A Figura 4.60 apresenta os resultados das rugosidades Ra, Rz e Rq para as regiões das amostras (núcleo, zona intermediária e periferia) com bitola de 203 mm de diâmetro para os diversos parâmetros de usinagem empregados no trabalho.

As Tabelas 4.39 e 4.40 apresentam, respectivamente, a diferença (aumento/redução) percentual média e estatística das rugosidades Ra, Rz e Rq para $4500 \times 10^3 \text{ mm}^3$ de volume de material removido para cada região da amostra usinada com velocidade de corte de 150 m/min e 250 m/min.

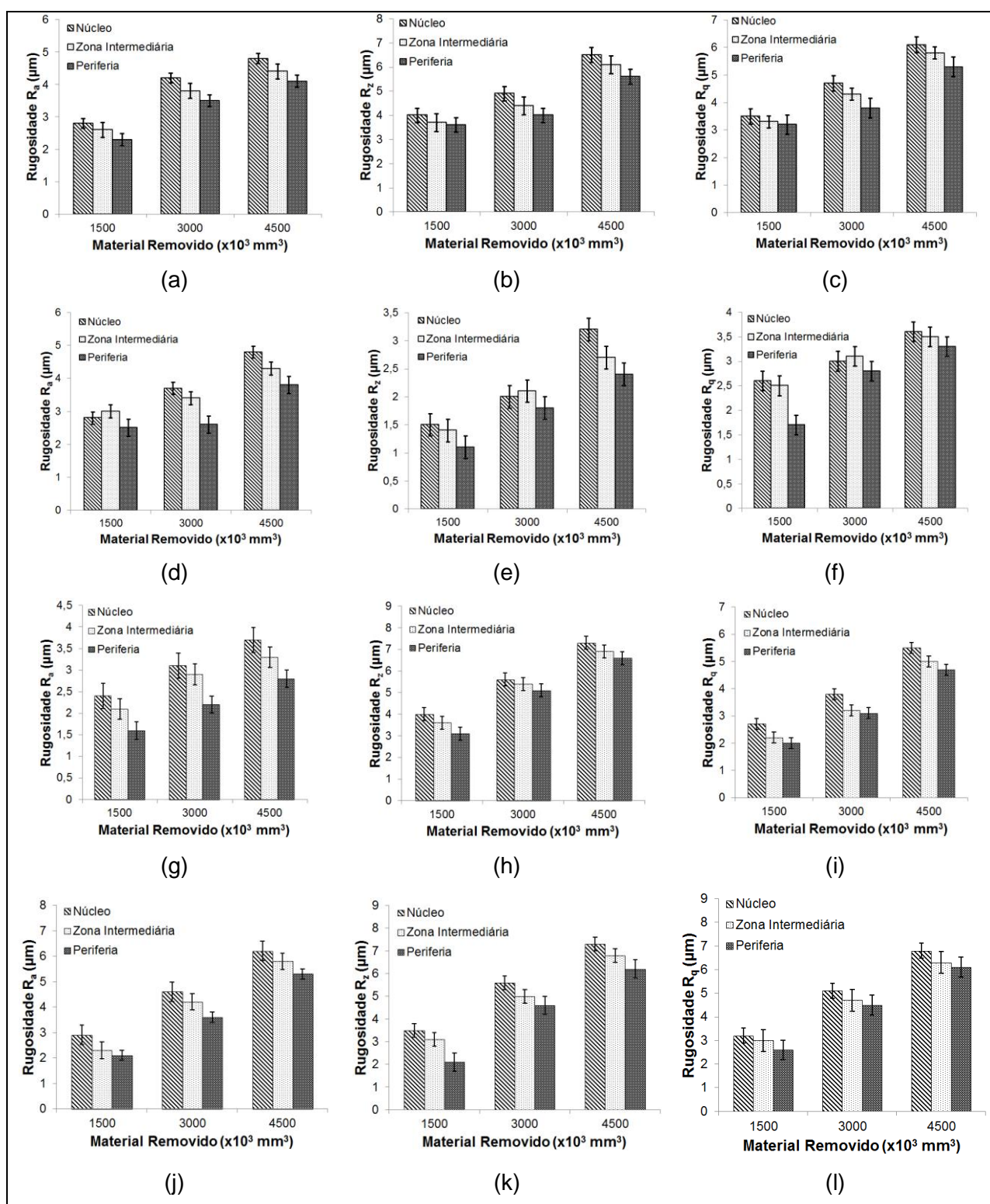


Figura 4.60 – Comportamento da rugosidade superficial para as amostras com bitola de 203 mm de diâmetro; Condição: $V_c = 150 \text{ m/min}$; $f = 0,1 \text{ mm/volta}$; a) R_a ; b) R_z ; c) R_q ; Condição: $V_c = 150 \text{ m/min}$; $f = 0,2 \text{ mm/volta}$; d) R_a ; e) R_z ; f) R_q ; Condição: $V_c = 250 \text{ m/min}$; $f = 0,1 \text{ mm/volta}$; g) R_a ; h) R_z ; i) R_q ; Condição: $V_c = 250 \text{ m/min}$; $f = 0,2 \text{ mm/volta}$; j) R_a ; k) R_z ; l) R_q

Tabela 4.39 – Diferença percentual média e estatística entre regiões da rugosidade superficial ao longo da quantidade de material removido para $4500 \times 10^3 \text{ mm}^3$ para $V_c = 150 \text{ m/min}$

Avanço de Corte (mm/volta)	Rugosidade	Comparações	Diferença Média Percentual (%)	p-value
0,1	Ra	Núcleo → Zona Intermediária	- 8,33	0,0831
		Núcleo → Periferia	- 14,58	<u>0,0137</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 6,81	0,1568
	Rz	Núcleo → Zona Intermediária	- 6,15	0,2231
		Núcleo → Periferia	-13,84	<u>0,0336</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 8,19	0,1461
	Rq	Núcleo → Zona Intermediária	- 4,91	0,2379
		Núcleo → Periferia	- 13,11	<u>0,0209</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 8,62	0,0899
0,2	Ra	Núcleo → Zona Intermediária	- 10,41	<u>0,0465</u>
		Núcleo → Periferia	- 20,83	<u>0,0049</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 11,62	<u>0,0457</u>
	Rz	Núcleo → Zona Intermediária	- 15,62	<u>0,0460</u>
		Núcleo → Periferia	- 25,00	<u>0,0102</u>
		Zona Intermediária → Periferia	- 11,11	0,1627
	Rq	Núcleo → Zona Intermediária	- 2,77	0,5911
		Núcleo → Periferia	- 8,33	0,1584
		Zona Intermediária → Periferia	- 5,71	0,3082

A Tabela 4.39 apresenta, para o avanço de corte de 0,1 mm/volta, que todas as comparações da rugosidade entre as regiões do núcleo e da periferia, para 4500000 mm^3 de material removido (volume máximo de material removido), apresentaram diferença estatística. Porém, valores bem próximos de 0,05 ($p\text{-value} = 0,0501$, por exemplo), também podem ser levados em consideração quando o grau de confiabilidade do experimento é reduzido, ou seja, neste caso, se fosse adotado um nível de confiabilidade inferior a 95 %, alguns resultados das comparações poderiam apresentar diferenças significativas. Para o avanço de corte de 0,2 mm/volta, note que as comparações entre as regiões do núcleo e da zona intermediária e entre as regiões do núcleo e da periferia, para a rugosidade Rz, além de todas as comparações da rugosidade Ra, para o volume de 4500000 mm^3 de material removido (volume máximo de material removido), apresentaram diferenças estatísticas.

A avaliação da incerteza de medição para os demais parâmetros de rugosidade, quando usinado $3900 \times 10^3 \text{ mm}^3$ de volume de material removido, pode ser visto nas Tabelas AIV.248 a AIV.283, do Anexo IV.

Tabela 4.40 – Diferença percentual média e estatística entre regiões da rugosidade superficial ao longo da quantidade de material removido para $4500 \times 10^3 \text{ mm}^3$ para $V_c = 250 \text{ m/min}$

Avanço de Corte (mm/volta)	Rugosidade	Comparações	Diferença Média Percentual (%)	p-value
0,1	Ra	Núcleo → Zona Intermediária	- 10,81	0,1055
		Núcleo → Periferia	- 24,32	0,0094
		Zona Intermediária → Periferia	- 15,15	0,0597
	Rz	Núcleo → Zona Intermediária	- 5,47	0,1780
		Núcleo → Periferia	- 9,58	0,0461
		Zona Intermediária → Periferia	- 4,34	0,2886
	Rq	Núcleo → Zona Intermediária	- 9,09	0,0377
		Núcleo → Periferia	- 14,54	0,0081
		Zona Intermediária → Periferia	- 6,00	0,1404
0,2	Ra	Núcleo → Zona Intermediária	- 6,45	0,1780
		Núcleo → Periferia	- 14,51	0,0213
		Zona Intermediária → Periferia	- 8,62	0,1109
	Rz	Núcleo → Zona Intermediária	- 6,84	0,1109
		Núcleo → Periferia	- 15,06	0,0103
		Zona Intermediária → Periferia	- 8,82	0,0706
	Rq	Núcleo → Zona Intermediária	- 7,84	0,2007
		Núcleo → Periferia	- 10,29	0,0988
		Zona Intermediária → Periferia	- 3,17	0,5735

Para a Tabela 4.40 apresenta, para o avanço de corte de 0,1 mm/volta, percebe-se que todas as comparações da rugosidade entre as regiões do núcleo e da periferia, para 4500000 mm^3 de material removido (volume máximo de material removido), além da comparação entre as regiões do núcleo e da zona intermediária, para a rugosidade Rq, apresentaram diferença estatística. Entretanto, para o avanço de corte de 0,2 mm/volta, a comparação entre as regiões do núcleo e da periferia, para a rugosidade Ra ($p\text{-value} = 0,0213$) e Rz ($p\text{-value} = 0,0103$), apresentaram diferença estatística. Os resultados completos podem ser vistos nas Tabelas AIX.25 a AIX.36 do Anexo IX.

4.5.4 – Bitolas Retangulares

A Figura 4.61 apresenta os resultados das rugosidades Ra, Rz e Rq para as regiões das amostras (núcleo, zona intermediária e periferia) com bitolas retangulares em diversos parâmetros de usinagem utilizados neste trabalho.

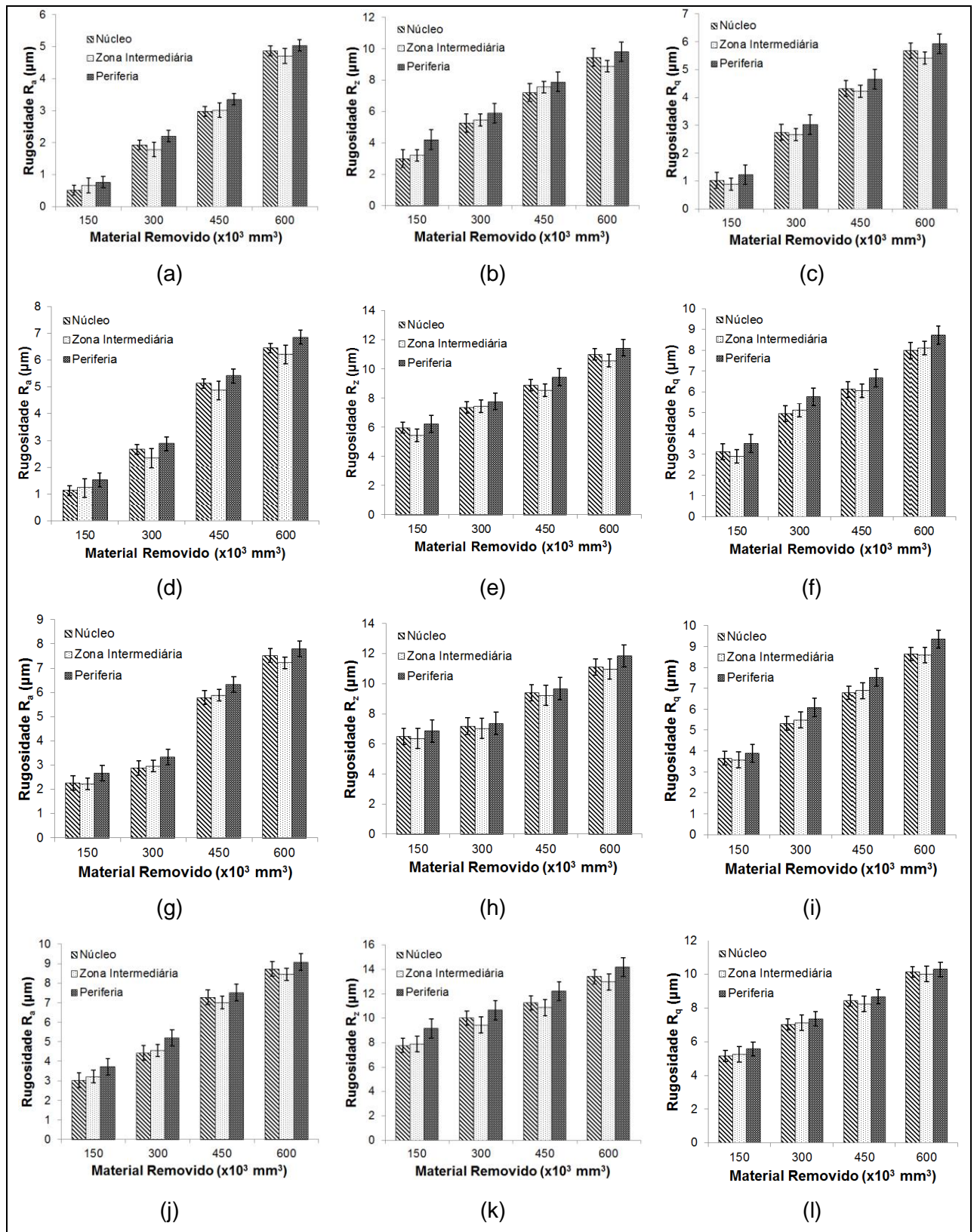


Figura 4.59 – Comportamento da rugosidade superficial para as amostras retangulares; Condição: $V_c = 255$ m/min; $f = 0,1$ mm/dente; a) R_a ; b) R_z ; c) R_q ; Condição: $V_c = 255$ m/min; $f = 0,2$ mm/dente; d) R_a ; e) R_z ; f) R_q ; Condição: $V_c = 350$ m/min; $f = 0,1$ mm/dente; g) R_a ; h) R_z ; i) R_q ; Condição: $V_c = 350$ m/min; $f = 0,2$ mm/dente; j) R_a ; k) R_z ; l) R_q

As Tabelas 4.41 e 4.42 apresentam, respectivamente, a diferença (aumento/redução) percentual média e estatística das rugosidades Ra, Rz e Rq para $600 \times 10^3 \text{ mm}^3$ de volume de material removido para cada região da amostra usinada com velocidade de corte de 255 m/min e 350 m/min. Note que nenhuma das comparações estatísticas apresentadas nestas tabelas apresentam diferenças estatísticas significativas. Os resultados completos pode ser visto nas Tabelas AIX.37 a AIX.48 do Anexo IX.

Tabela 4.41 – Diferença percentual média e estatística entre regiões da rugosidade superficial ao longo da quantidade de material removido para $600 \times 10^3 \text{ mm}^3$ para $V_c = 255 \text{ m/min}$

Avanço de Corte (mm/dente)	Rugosidade	Comparações	Diferença Média Percentual (%)	p-value
0,1	Ra	Núcleo → Zona Intermediária	+ 3,39	0,4918
		Núcleo → Periferia	- 3,37	0,3951
		Zona Intermediária → Periferia	- 6,54	0,1965
	Rz	Núcleo → Zona Intermediária	- 6,53	0,3205
		Núcleo → Periferia	+ 3,57	0,6218
		Zona Intermediária → Periferia	+ 9,48	0,1457
	Rq	Núcleo → Zona Intermediária	+ 4,77	0,3940
		Núcleo → Periferia	- 4,23	0,5084
		Zona Intermediária → Periferia	- 8,60	0,1617
0,2	Ra	Núcleo → Zona Intermediária	+ 4,07	0,4862
		Núcleo → Periferia	- 3,93	0,1551
		Zona Intermediária → Periferia	- 7,69	0,0984
	Rz	Núcleo → Zona Intermediária	+ 3,83	0,4023
		Núcleo → Periferia	- 5,86	0,4366
		Zona Intermediária → Periferia	- 9,34	0,1603
	Rq	Núcleo → Zona Intermediária	- 1,60	0,7567
		Núcleo → Periferia	- 8,48	0,1632
		Zona Intermediária → Periferia	- 6,99	0,1972

A Tabela 4.43 apresenta a avaliação da incerteza de medição da rugosidade Ra, além de todas as informações referentes ao cálculo da mesma, durante o fresamento da região do núcleo quando usinado com velocidade de corte de 255 m/min e avanço de corte de 0,1 mm/dente. A avaliação da incerteza mostrou que a rugosidade Ra possui uma incerteza expandida de 1,177 μm para $k = 4,52655076$ e 95,45% de abrangência. A avaliação da incerteza de medição para os demais parâmetros de rugosidade pode ser visto nas Tabelas AIV.284 a AIV.319, do Anexo IV.

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

5.1 - Conclusões

O elevado número de experimentos realizados neste trabalho produziu um grande número de resultados. Estes resultados foram apresentados, discutidos, e ao final de cada etapa foram feitas conclusões parciais. A incerteza de medição determinada para cada grandeza medida garantiu maior exatidão nos resultados, proporcionando maior confiabilidade nos resultados. Este capítulo sintetiza as principais conclusões obtidas.

5.1.1 *Ensaaios de Usinabilidade - Furação com Pressão Constante*

A região do núcleo apresentou, em todas as bitolas (circulares e retangular), menor usinabilidade (menor profundidade dos furos) em relação às regiões da zona intermediária e da periferia, devido a microestrutura ferrítica/perlítica com maior percentual de perlita. Em consequência desta microestrutura, esta região apresentou maiores valores de dureza e de resistência à tração. Estas propriedades contribuíram para dificultar a penetração da broca e reduzir a profundidade do furo na região do núcleo, embora apresentasse menor ductilidade.

A matriz ferrítica, presente no setor da periferia das amostras utilizadas no trabalho, apresentou menor dureza e resistência ao desgaste, o que garantiu maior profundidade dos furos e, portanto, maior usinabilidade, embora com maior ductilidade.

5.1.2 *Ensaaios de Usinabilidade – Torneamento*

Neste processo foram observados maior vida das ferramentas (menor taxa de desgaste), menores esforços de usinagem e melhores acabamentos da superfície usinada na região da periferia, em comparação às regiões da zona intermediária e do núcleo. As menores resistências mecânica e dureza desta região, proporcionadas pela matriz ferrítica garantiram estes resultados, embora com maior ductilidade.

Estas diferenças de propriedades não foram suficiente para se fazer prevalecer no comportamento da potência de usinagem, onde não se verificou diferenças significativas nas diferentes regiões avaliadas.

Nestes ensaios sempre ocorreu a aderência de material nas superfícies de saída e folga da ferramenta. Análise de desgaste das ferramentas utilizadas neste processo indicaram os mecanismos de adesão e abrasão como principais mecanismos de desgaste atuantes, sendo que em velocidades de corte maiores, a difusão se fez presente.

5.1.3 Ensaio de Usinabilidade – Fresamento

A região do núcleo apresentou maiores taxas de desgaste em relação aos demais setores para todas as amostras retangulares.

Nenhuma comparação da rugosidade superficial da peça entre os setores apresentou diferença estatística. A geometria da fresa contribuiu para estes resultados.

A região da periferia apresentou menores valores de torque que as demais regiões investigadas.

5.2 - Sugestões Para Trabalhos Futuros

Com o propósito de dar continuidade a esta mesma linha de pesquisa, sugerem-se os seguintes temas para investigações experimentais futuras:

I – Estudar os aspectos econômicos resultantes da variação da usinabilidade ao longo da seção transversal dos ferros fundidos nodulares obtidos por fundição contínua.

II – Fazer estudo semelhante aos que foram aqui desenvolvidos, mas utilizando fluidos de corte, aplicados por diversas técnicas (jorro, MQF, alta pressão, etc).

III – Fazer estudo semelhante ao que foi realizado nesta pesquisa utilizando outros materiais de ferramentas de corte, como por exemplo ferramentas cerâmicas, a base de Si_3N_4 e Al_2O_3 ;

IV – Utilizar técnica de *quick-stop* para estudar detalhadamente as raízes dos cavacos e suas variações ao longo da seção transversal de barras de ferro fundido nodular produzido por fundição contínua para melhor compreender os efeitos micro-estruturais envolvidos nos diversos setores das barras fundidas.

CAPÍTULO VI

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABBASI H. R., BAZDAR, M., HALVAEE, A., 2007, **“Effect of phosphorus as an alloying element on microstructure and mechanical properties of pearlitic gray cast iron”**, Materials Science and Engineering, v 444, p 314 – 317;

ABELE, R., SAHM, A., SCHULTZ, H., 2002, **“Wear mechanism when machining compacted graphite iron”**, Annals of the CIRP, v 51, p 53 – 56;

AGARWAL, H., GOKHALE, A. M., GRAHAM, S., HORSTEMEYER, M. F., 2003, **“Void growth in 6061-aluminum alloy under triaxial stress state”**, Materials Science and Engineering, v 341, p 35 - 42;

AGUIAR, C. G., 1999, **“Análise da usinabilidade do ferro fundido nodular de fundição contínua ABNT FE-50007”**, Dissertação de Mestrado, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, SC;

AKASAWA, T., SAKURAI, H., NAKAMURAA, M., TANAKA, T., TAKANO, K., 2003, **“Effects of free-cutting additives on the machinability of austenitic stainless steels”**, Journal of Materials Processing Technology, v 143, p 66 – 71;

ALBRECHT, P., 1960, **“New Developments in the Theory of the Metal-Cutting Process - Part I- The Ploughing Process in Metal Cutting”**, Journal of Engineering for Industry, p 348 – 357;

ALMEIDA, M. C., 2005, **“Estudo do efeito dos elementos residuais (Cr, Ni e Cu) na usinabilidade do aço-de-corte-fácil, SAE 12L14”**, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Itajubá, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, p 126, Itajubá, MG;

ANDERSON, D. R., SWEENEY, D. J., WILLIAMS, T. A., 2008, **“Estatística aplicada à administração e economia”**, v 2, p 219;

ANGELO JUNIOR, E. C. A., 2003, **“Caracterização de ferro fundido nodular obtido por fundição contínua”**, Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, PUC, Curitiba, PR;

ANON, H, 2001, **“Machining ductile irons”**, International Nickel Co. Inc., New York;

ANÔNIMO, 2000, **“Classification”**, Polish and European Standard, PN-EN, vol 1563;

ASPINWALL, D. K., CHEN, W., 1988, **“Machining of grey cast iron using advanced ceramic tool materials”**, Proceedings of the 27th Matador Conference, Manchester, p 225 – 230;

AVILA, M. C.; DORNFELD, D. A., 2004, **“The Effect of Kinematical Parameters and Tool geometry on Burr Height in face Milling of Al-Si Alloys”**, LMA. University of California at Berkeley, USA;

BARRETOS, M. S.; BAS, J.; CAPPUCIO, G. V.; EVANGELISTA, N., 1999, **“Aço de corte livre com inclusões metálicas: Uma tecnologia Corfac”**, In: 54º Congresso Anual da ABM, 54, São Paulo, Anais em CD-ROM;

BAS, J., 2001, **“Aços especiais de usinabilidade melhorada”**, Máquinas e Metais. Editora Aranda, Ano XXXVII, v 442;

BAGETTI, J. H., 2009, **“Análise da usinabilidade, deformação e temperatura no fresamento dos ferros fundidos vermicular e cinzento”**, Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, SC;

BANNA, E. M. E., 1999, **“Effect of preheat on welding of ductile cast iron”**, Materials Letters, vol 41, p 20 – 26;

BARBOSA, P. A.; COSTA, E. S.; MACHADO, A. R., 2007, **“Usinabilidade do ferro fundido austemperado e nodular perlítico em furação”**, 17º Simpósio do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia;

BARROZO, M. A., 2007, **“Planejamentos de experimentos”**, Apostila EQ127, Uberlândia, MG, PPG, Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, 260 p.

BJORKEGREN, L. E., HAMBERG, K., JOHANNESSON, B., 1999, **“Propriedades mecânicas e usinabilidade de FoFos nodulares ferríticos endurecidos com silício”**, Revista Giesserei-Praxis, v 1, p 16 – 27;

BOEIRA, A. M. G., 2010, **“Modelagem e simulação das forças na furação com brocas helicoidais a partir de dados obtidos no torneamento de segmentos cilíndricos”**, Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis - SC, 193 p;

BONIFACIO, M. E. R., 1994, **“Correlating tool wear, tool life, surface roughness, and vibration in finish turning with coated carbide tools”**, Wear, v 173, p 137 – 144;

BORRMANN, K., 2000, **“Advanced tooling solution for CGI machining at kennametal hertel”**, In: Compacted Graphite Iron – Machining Workshop, Darmstadt, Germany;

BOX, G. E. P.; HUNTER, W. G. & HUNTER, J. S., 1978, **“Statistics for experimenters: An introduction to design, data analysis and model building”**, New York: John Wiley & Sons;

BROSKEA, T. J., 1987, **“High speed machining of gray cast iron with polycrystalline cubic boron nitride tool”**, in: Proceedings of the Conference on Advances in Tool Materials for Use in High Speed Machining, p 39 – 47;

BUTTON, S. T., 2010, “**Metodologia para planejamentos experimental e análises de resultados**”, Universidade Estadual de Campinas, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 88 p;

BYRNE, G., DORNFELD, D., DENKINA, B., 2003, “**Advancing cutting technology**”, Annals of the CIRP, v 52, p 483 – 507;

CALADO, V.; MONTGOMERY, D. C., 2003, “**Planejamento de experimento usando estatística**”, Rio de Janeiro - RJ: E- papers Serviços Editoriais Ltda, 260 p;

CALLISTER, W. D., 2006, “**Materials science and engineering - an introduction**”, Editora McGrall-Hill., 7ª ed., 832 p;

CAMUSCU, N., 2006, “**Effect of cutting speed on the performance of Al₂O₃ based ceramic tools in turning nodular cast iron**”, International Journal of Iron and Steel Research, v 10, p 997 – 1006;

CAMPOMANES, E., GOLLER, R., 2008, “**The effect of cerain carbide promoting elements on the microstructure of ductile iron**”, Transactions of the American Foundrymen's Society, v 87, p 619 - 626;

CHIAVERINI, V., 2005, “**Aços e ferros fundidos**”, Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais – ABM, 7ª ed.;

CHILDS, T, 2000, “**Metal machining: Theory and applications**”, Editora Arnold, London, Inglaterra, 408 p;

COHEN, P. H., VOIGT, R. C., 2003, “**Influence of section size on machinability of ductile irons**”, Keith Millis Symposium on Ductile Cast Iron;

COURTNEY, T. H., 1990, “**Mechanical behavior of materials**”, New York: McGraw-Hill;

CRANE, F. A. A., CHARLS, J. A., 1984, “**Selection and use of engineering materials**”, London, Butterworth;

CRISTOPHER, J., GRABEL, J., 2003, **“Machining and grinding of iron castings”**, Castings Engineering Handbook;

DA SILVA, L. C., 2011, **“Comportamento da rebarba no fresamento de faceamento do aço inoxidável PH 13 8 Mo”**, Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG;

DAVIS, J. R., 1996, **“ASM Specialty Handbook: Cast Irons”**, Materials Park, OH, v 494;

DAWSON, S., 2002, **“Process control for the production of compacted graphite iron”**, 106th, AFS, Casting Congress Kansas City;

DAWSON, S., SCHROEDER, T., 2004, **“Practical applications for compacted graphite iron”**, AFS Transactions, American Foundry Society, Des Plaines, USA;

DE SOUZA, S. A., 1982, **“Ensaaios mecânicos de materiais metálicos: Fundamentos teóricos e práticos”**, Edgar Blücher, São Paulo, SP;

DEWES, R. C.; NG, E.; CHUA, K. S.; NEWTON, P. G.; ASPINWALL, D. K., 1999, **“Temperature measurement when high speed machining hardened mould/die steel”**, Journal of Materials Processing Technology, v 92, p. 293 - 301;

DIETER, G. E.; BACON, D., 1988, **“Mechanical metallurgy”**, Londres: McGraw-Hill Book Company;

DINIZ, A. E., MARCONDES, F. C., COPPINI, N.L., 2006, **“Tecnologia da usinagem dos materiais”**, Editora Artber;

DORÉ, C., 2007, **“Influência da variação da nodularidade na usinabilidade do ferro fundido vermicular”**, Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, SC;

DORNELLES, R. T., 2010, **“Utilização de dinamômetro de rolo de baixa potência em veículo supereconômico”**, Trabalho de Conclusão do Curso de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, UFRG, Porto Alegre, RG;

DOS SANTOS JUNIOR, M. C., 2012, **“Emprego de ferramentas estatísticas para avaliação da usinabilidade de ligas de alumínio”**, Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG;

DRAPER, N. R.; SMITH, H., 1966, **“Applied regression analysis”**, New York: Wiley, 407 p;

DUARTE, E. S., 2007, **“Curso de planejamento experimental”**, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG, outubro, 131 p.

DUMITRESCU, M., ELBESTAWI, M. A., EL-WARDANY, T. I., CHEN, L., 2005, **“Critical assessment of carbide and PCBN tool performance in high speed milling of dies and moulds”**, International Transactions of the North American Manufacturing Research Institution of SME, North American manufacturing research conference (NAMRC XXVI), Atlanta, Georgia, USA., p 183;

ELLISON, S. L. R., ROSSLEIN, M., WILLIAMS, A., 2002, **“Guia Eurachem/Citac – Determinando a incerteza na medição analítica”**, Segunda Edição, São Paulo, SP;

ERIC, O., SIDJANIN, L., MISKOVIC, Z., 2004, **“Microstructure and toughness of cunimo austempered ductile iron”**, Materials Letters Journal, v 58, p 2707;

EVANGELISTA LUIZ, N., 2007, **“Usinabilidade do aço de corte fácil baixo carbono ao chumbo ABNT 12L14 com diferentes níveis de elementos químicos residuais (cromo, níquel e cobre)”**, Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG, 229 p;

FANG, X. D., 1994, **“Experimental investigation of overall machining performance with overall progressive tool wear at different tool faces”**, Wear, v 173, p 171 – 178;

FENGZHANG, R. E. N., FENGJUN, L. I., WEIMING, L. I. U., ZHANHONG, M. A., BAOHONG, T. I. A., 2009, **“Effect of inoculating addition on machinability of gray cast”**, Journal of Rare Earths, v 27, p 294;

FERRER, J. A. G., 2006, **“Uma contribuição ao fresamento frontal de superfícies irregulares de ferro fundido cinzento”**, Tese de Doutorado, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade de Campinas, Campinas, SP, 208 p;

- FRANCKLIN, A. R., 2009, **“Um breve estudo sobre ferro fundido nodular”**, Trabalho de Conclusão de Curso apresentado ao Curso de Graduação em Tecnologia em Produção Siderúrgica, Centro Universitário da Zona Oeste, Rio de Janeiro, RJ;
- FERES, F., 2011, **“Ferro fundido nodular pode substituir o aço – Tendências e oportunidades”**, O mundo da Usinagem, v 6, p 35 – 36;
- FERREIRA, L. N., MATSUMURA, A. Z., 2001, **“Mecânica Geral”**, São Paulo, Editora Brücher;
- FITZGERALD, A. E., 2003, **“Máquinas Elétricas”**, Editora Artmed, Bookman, 6 edição;
- FUCO, 1998, **“Perfis de fundição contínua”**, Joinville: Indústria de Fundição Tupy, Manual Técnico, Joinville, SC;
- GASTEL, M., 2000, **“Investigation of the wear mechanism of cubic boron nitride tools used for the machining of compacted graphite iron and gray cast iron”**, International Journal of Refractory Metals e Hard Materials, p 287 - 296;
- GHADERI, A. R., NILI AHMADABADI, M., GHASEMI, H. M., 2003, **“Effect of graphite morphologies on the tribological behavior of austempered cast iron”**, Wear, v 255, p 410 – 416;
- GHANI, A. K., CHOUDHURY, I. A., HUSNI, G., 2002, **“Study of tool life, surface roughness and vibration in machining nodular cast iron with ceramic tool”**, Journal of Materials Processing Technology, v 127, p 17 – 22;
- GRZESIK, W., 2008, **“Advanced Machining Processes of Metallic Materials”**, Elsevier, Amsterdam;
- GRZESIK, W., RECH, J., ZAK, K., CLAUDIN, C., 2009, **“Machining performance of pearlitic – ferritic nodular cast iron with coated carbide and silicon nitride ceramic tools”**, International Journal of Machine Tools & Manufacture, v 49, p 125 – 133;

GRZESIK, W., MALECKA, J., 2011, **“Documentation of tool wear progress in the machining of nodular ductile iron with silicon nitride-based ceramic tools”**, International Journal Manufacture Technology, v 60, p 121 – 124;

GUESSER, W. L., 2009, **“Propriedades mecânicas dos ferros fundidos”**, Editora Edgard Blucher, São Paulo – SP, v 1, p 309;

GUM, 2008, **“Guia para a Expressão da Incerteza de Medição”**, Terceira edição brasileira em língua portuguesa - Rio de Janeiro: ABNT, INMETRO, Rio de Janeiro, RJ;

HATATE, M., SHIOTA, T., TAKAHASHI, N., SHIMIZU, K., 2001, **“Influence of graphite shapes on wear characteristics of austempered cast iron”**, Wear, v 251, p 885 – 889;

HECK, M., ORTNER, H. M., FLEGE, S., REUTER, U, ENSINGER, W., 2008, **“Analytical investigations concerning the wear behaviour of cutting tools used for the machining of compacted graphite iron and grey cast iron”**, International Journal of Refractory Metals and Hard Materials, vol 26, p:197 - 206;

HELLAL, F., LACAZE, J., HAZOTTE, A., 1999, **“Initial stage of isothermal decomposition of austenite to ferrite and graphite in spheroidal graphite cast iron”**, Materials Science and Technology, v 15, p 773 – 778;

HOU, Q., HUANG, Z., WANG, J., 2009, **“Application of rietveld refinement to investigate the high chromium white cast iron austempered at different temperatures”**, Journal of Iron and Steel Research, International, vol 16, p 33 – 38;

ISO TAG 4/WG 3, 2008, **“Guide to the expression of uncertainty in measurement”**, Geneva Switzerland, 141 p;

ISO 6507-1, 2008, **“Materiais metálicos - Ensaio de dureza”**, Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, RJ;

JACOBS, M. H., 1999, **“Metallurgical background to alloy selection and specifications for wrought, cast and special applications”**, European Aluminium Association, 16 p;

JIANG, L., CUI, K., HFINNINEN, H., 1996, **“Effects of the composition, shape factor and area fraction of sulfide inclusions on the machinability of re-sulfurized free-machining steel”**, Journal of Materials Processing Technology, v 58, p 160 – 165;

JIAO, Y.; LEI, S.; PEI, Z.J.; LEE, E.S., 2004, **“Fuzzy adaptive networks in machining process modeling: surface roughness prediction for turning operations”**, International Journal of Machine Tools and Manufacture, v 44, p 1643 – 1651;

JINNO, O., TYAGI, M. R., KIMURA, Y., 1996, **“Influence of surface roughness on friction and scuffing behavior of cast iron under sparse lubrication”**, Tribology International, v 29, p 129 – 136;

JIYANG, Z., 2009, **“Colour metallography of cast iron”**, Dalian University of Technology;

KACKER, R.; SOMMER, K.; KESSEL, R., 2007, **“Evolution of modern approaches to express uncertainty in measurement”**, Metrologia, Sevres, v 44, p 513-529;

KATO, H., SHINTANI, K., SUMIYA, H., 2002, **“Cutting performance of a blinder-less sintered cubic boron nitride tool in the high-speed milling of gray cast iron”**, Journal of Materials Processing Technology, v 27, p 217 – 221;

KALHOFER, E., 2000, **“Manufacturing engineering for high volume production of CGI engine blocks – redesign of an existing CI line to CGI”**, Adam Opel AG, International Technical Development Centre, Russelsheim, Germany. In: Proceedings of the machining workshop, Contribution 10;

KALPAKJIAN, S., 2000, **“Manufacturing engineering and technology”**, Prentice Hall, USA;

KAMINSKI, J., ALVELID, B., 2000, **“Temperature reduction in the cutting zone in water-jet assisted turning”**, Journal of Materials Processing Technology, vol 106, p 68 - 73;

KARANDIKAR, D. A., 1991, **“Processing of cast iron scrap from the diesel engine manufacturing industry by powder metallurgy techniques”**, Resour. Conserv. Recycl., v 5, p 61 – 71;

KATAYAMA, S., TODA, M., 1996, “**Machinability of medium carbon graphitic steel**”, Journal of Materials Processing Technology, v 62, p 358 – 362;

KENNAMETAL, 2013, “**Cutting tools**”, Innovations master catalogue, Catálogo;

KIM, K. W., AHN, T. K., 2005, “**Force Prediction and Stress Analysis of a Twist Drill from Tool Geometry and Cutting Conditions**”, International Journal of Precision Engineering and Manufacturing, v 6, p 65-72;

KISHAWY, H. A., DUMITRESCU, M., ELBESTAWI, M. A., 2005, “**Effect of Coolant Strategy on Tool Performance, Chip Morphology and Surface Quality During High-Speed Machining of A356 Aluminum Alloy**”, Int. J. Mach. Tool Manuf., v 45, p 219 - 227;

KLINK, U., FLORES, G. O, 2001, “**Uso da grafita vermicular em cilindros fundidos**”. Revista Máquinas e Metais, p 38;

KLOCKE, F., KLÖPPE, C., LUNG, D., ESSIG, C., 2007, “Fundamental wear mechanisms when machining austempered ductile iron (ADI)”, CIRP vol. 56, p 73-76;

MARWANGA, R. O., VOIGT, R. C., COHEN, P. H., 2001, “Influence of Graphite Morphology and Matrix Structure on Chip Formation During Machining of Gray Irons”. AFS Transactions, v 80, p 595-607;

KLUJSZO, L. A. C.; SOARES, R. B., 2005, “**Elementos que melhoram a usinabilidade dos aços**”, Revista Máquinas e Metais. Aranda Editora, v 471, p 76-99;

KRATOCHVIL, R., 2004, “**Fresamento de acabamento em altas velocidades de corte para eletrodos de grafita industrial**”, Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, SC;

KO, T. J., KIM, H. S., 2001, “**Surface integrity and machinability in intermittent hard turning**”, International Journal Adv Manuf Technol; v 18, p 68 – 75;

KÖNIG, W.; KLOCKE, F., 2002, **“Fertigungsverfahren 1: Drehen, Fräsen, Bohren”**, Editora Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Korrigierte Auflage, Aachen, Alemanha, 471 p;

KOSHY, P., DEWES, R. C., ASPINWALL, D. K., 2002, **“High speed end milling of hardened AISI D2 tool steel (58 HRC) and cast iron”**, J Mater Process Technol, v 127, p 66 – 73;

KRISHNAMURTHY, R., GOKULARATHNAM, C. V., 1994, **“Phase transformation toughened materials for cutting tool applications”**, In: Whitney ED, Editor: Ceramic cutting tools, New Jersey: Noyes Publications, p 82 – 90;

LAEMPIC, M., HENKEL, H., 2000, **“Características do motor BMW V8 diesel feito em ferro fundido vermicular”**, Fundição e Serviços, São Paulo, SP, p 42 - 49;

LAU, K. H., MEI, D., YEUNG, C. F., MAN, H. C., 2000, **“Wear characteristics and mechanisms of a thin edge cutting blade”**, J Mater Process Technol., v 2, p 3 – 7;

LEAL, J. E. S., 2013, **“Avaliação da incerteza em processos complexos de medição utilizando o método de Monte Carlo”**, Trabalho de Conclusão do Curso de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG;

LI, N, XING, S., BAO P., 2013, **“Microstructure and mechanical properties of nodular cast iron produced by melted metal die forging process”**, Journal of Iron and Steel Research, International, vol 6, p 58 – 62;

LOPER, C. R., 1999, **“Inoculation of cast iron – summary of current understanding”**, Transactions of the American Foundrymen’s Society, v 107, p 523 - 528;

LOURENÇO, C. J. A., 1996, **“Usinabilidade do aço inoxidável austenítico ABNT 304”**, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG;

LUIS, N. E., 2001, **“Comparação entre o ensaio de usinabilidade de curta duração e o ensaio de usinabilidade de longa duração”**, Dissertação de Mestrado apresentada a Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Curso de Engenharia Mecânica, Porto Alegre, 86 p;

MACHADO, A. R., ABRÃO, A. M., COELHO, R. T., DA SILVA, M. B., 2009, **“Teoria da usinagem dos materiais”**, Editora Edgar Blucher, São Paulo – SP, 371 p;

MACHINING HANDBOOK, 2010, Sandvik Coromant;

MAMEDOV, A.T., MAMEDOV, V. A., ALIEV, A. G., 2003, **“Reduction annealing for cast iron powder and its effect on sintered antifriction material properties”**, Powder Metall. Met. Ceram., v 42, p 202 – 205;

MARWANGA, R. O., VOIGT, R. C., COHEN, P. H., 2001, **“Influence of graphite morphology and matrix structure on chip formation during machining of gray irons”**, Trans. Am. Foundrymen’s Soc., v 107, p 595 – 607;

McGIBBON, P.; BORDEN, P., 2009, **“Manufacturing technology consumption down in 2009”**, Disp. http://www.amtonline.org/article_display.cfm?article_id=156667§ion_id=100>, Acesso em: 13 out. 2009.

MILAN, J. C. G., 1999, **“Usinabilidade de aços para moldes para plástico”**, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG;

MILLS, B., REDFORD, A. H., 1983, **“Machining of Engineering Materials”**, Applied Science Publications, London and New York;

MILOVIC, E., BRACAMONTE, J. L., WISE, M. L. H., 1983, **“L’usinabilité des aciers a bas carbone”**, 22 èmes Journees des aciers speciaux, p 20 - 24;

MOCELLIN, F., 2002, **“Avaliação da Usinabilidade do Ferro Fundido Vermicular em Ensaios de Furação”**, Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, SC, 112 p;

MODERN CASTING, 2012, **“44th census on world casting production”**, Disponível em: <<http://www.thewfo.com/uploads/file/US Censes Dec 2010.pdf>>, Acesso em novembro de 2012;

MOREIRA, M. R. V., SOUZA, J. V. C., CUNHA, E. A., MARTINS, G. V., RAYMUNDO, E. A., KELLY, C. A., 2004, **“Torneamento do ferro fundido vermicular utilizando pastilhas cerâmicas à base de negro de silício (Si₃N₄)”**, Anais, Congresso de Usinagem, Brasil;

MOURA SANTOS, A. F., 2011, “Caracterização de um sistema de medição de vibrações de baixo custo para aplicações gerais”, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG;

MONTGOMERY, D. C., 2005, “**Design and analysis of experiments**”, 6th Edition, Arizona: John Wiley & Sons, Inc;

MONTGOMERY, C. D., RUNGER, G. C., 2003, “**Estatística aplicada e probabilidade para engenheiros**” 2 Edição, São Paulo: LTC;

MOORE, A., 1973, “**Some factors influence inoculation and inoculant fade in flake and nodular graphite irons**”, Transactions of the American Foundrymen’s Society, v 81, p 268 – 277;

MORAES, M. A. F., 2011, “**Desenvolvimento de planilhas eletrônicas para calcular incerteza de medição**”, Trabalho de Conclusão do Curso de Engenharia Mecatrônica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG, 99 p;

MURPHY, D. W., AYLWARD, P. T., 1971, “**Machinability of steel**”, New York, Gordon and Breach Science Publishers;

MYERS, R. H., MONTGOMERY, D. C., 1995, “**Response surface methodology: process and product optimization using designed experiments**”, Canada, John Wiley and Sons, Inc.

NAKAMURA, S., 1984, “**Progress in the manufacturing technology and quality of free-machining steels**”, ISIJ, Tokyo, p 187;

NASCIMENTO, G., ABRÃO, A. M., 2000, “**Influência da geometria da ferramenta de corte na usinabilidade do aço ABNT 1045**”, Congresso Nacional de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Norte, Natal, RN;

NASCIMENTO, M., 2006, “**Aplicação de modelos estatísticos para verificar a influência dos elementos residuais (Cr, Ni e Cu) na usinabilidade dos aços de corte-fácil**”, Mestrado em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG;

NAVES, V. T. G., 2005, **“Influência dos elementos químicos residuais (Cr, Cu e Mo) e das condições de corte nas componentes das forças de usinagem quando da usinagem de aços de livre corte ao Pb e ao Bi”**, V Encontro Interno de Iniciação Científica, IX Seminário de Iniciação Científica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG;

NAVES, V. T. G., 2009, **“Estudo da usinabilidade dos ferros fundidos cinzentos ligados (CrCuSn e CrCuSnMo) e vermicular classe 350 no fresamento frontal em HSM”**, Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG;

NBR 6152, 2002, **“Materiais metálicos: Ensaio de tração à temperatura ambiente”**, Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, RJ;

NETO, B. B., SCARMINIO, I. S., BRUNS, R. E., 1995, **“Planejamentos e otimização de experimentos”**, Editora da Unicamp, Campinas, SP, v 2, 229 p;

OLIVEIRA, V. V., 2008, **“Influência da geometria NE furação do ferro fundido vermicular”**, Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Curitiba, PR, p 173;

OPLÄNDER, M. L., 2003, **“Parâmetros de Influência na Usinagem do Ferro Fundido com Grafita Vermicular”**, Máquinas e Metais, Aranda, São Paulo, SP, p 72 – 95;

PACE TECHNOLOGIES, 2012, **“Metallographic Preparation”**, Disponível em: <www.metallographic.com/Etchants/>, Acesso em novembro de 2012;

PEREIRA, A. A., 2005, **“Influência do teor de enxofre na microestrutura, nas propriedades mecânicas e na usinabilidade o ferro fundido cinzento FC 25”**, Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, SC;

PEREIRA, A. A., 2010, **“Análise do desgaste da ferramenta à base de β -Si₃N₄ na usinagem do ferro fundido cinzento FC 250 utilizando técnicas avançadas e de alta resolução”**, Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, SC, 208 p;

PETRY, C. C. M., 1999, **“Avaliação das propriedades de impacto e dos mecanismos de fratura de ferros fundidos nodulares ferríticos”**, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre – RS;

PHILLIPS, C. W., 1982, **“Machinability of compacted graphite iron”**, AFS Transactions: American Foundrymen Society Transactions, Detroit, p 47-52;

PIMENTEL, M. F., 2006, **“Influência da composição química e da microestrutura na usinabilidade do aço de corte fácil com adição de chumbo (SAE 12L14)”**, Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Universidade Estadual Paulista. Guaratinguetá, SP, Brasil;

PUTATUNDA, S. K., 2003, **“Influence of austempering temperature on microstructure and fracture toughness of high-carbon, high-silicon and high-manganese cast steel”**, Mater Design, vol 24, p 435;

RAMANUJACHAR, K., SUBRAMANIAN, S. V., 1996, **“Micromechanisms of tool wear in machining free cutting steels”**, Wear, v 197, p 45 – 55;

RAMOS, C. A. D., 2004, **“Usinabilidade de aços inoxidáveis para matrizes ABNT420 e VP80 no fresamento de topo usando superfícies de respostas”**, Tese de Doutorado , Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG, 229 p;

RENEVIER, N. M., 2003, **“Performance and limitation of hybrid PECVD (hard coatings) – PVD magnetron sputtering (MoS₂ / Ti Composite) coated inserts tested for dry high speed milling of steel and grey cast iron”**, Surface and Coatings Technology: Elsevier, v. 163 - 164, p 659 - 667;

REUTER, U., SCHULZ, H., DAWSON, S., HOLLINGER, I., ROBBINS, M., DAETH, J., 2001, **“The effect of metallurgical variables on the machinability of compacted graphite iron”**, Society of Automotive Engineers, Inc Alemanha, p 1-18.;

REZENDE, C. R., 2006, **“Correlação entre modelagem numérica e resultados experimentais na análise de estabilidade dinâmica do torneamento de aços”**, Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, PUC Minas, Belo Horizonte, MG;

RIERA, G., BOERI, R., SIKORA, J., 2002, **“Revealing and characterising solidification structure of ductile cast iron”**, Materials Science and Technology, v 18, p 691 – 697;

ROCHA, G., 2013, **“O bloco de motor”**, Disponível em: <<http://www.infomotor.com.br>>, Acesso em: 13 de abril de 2013;

ROWLANDS, H.; ANTONY, F., 2003, **“Application of design of experiments to a spot welding process”**, Assembly Automation, v. 23, n 3, p 273-279;

ROSSITI, S. M., 2008, **“Processos e Variáveis de Fundição”**, Grupo Metal;

SANDVIK, C., 2007, **“Modern metal cutting-a practical handbook”**, Sandvik Coromant, Sweden;

SAHM, A., ABELE, E., SCHULZ, H., 2002, **“State of the art in CGI machining”**, In: Compacted Graphite Iron Machining Workshop, Darmstadt;

SANTOS, S. C., SALES, W. F., 2007, **“Aspectos tribológicos na usinagem dos materiais”**, Artliber Editora Ltda;

SAOUBI, R. M., OUTEIRO, J. C., CHANGEUX, B., LEBRUN, J. L., DIAS, A. M., 1999, **“Residual stress analysis in orthogonal machining of standard and resulfurised AISI 316L steels”**, J Mater Process Technol, v 96, p 25 – 33;

SCHAEFFER, L.; DE LIMA, D. R. S.; YURGEL, C. C., 2006, **“Study of microstructure and hardness of materials”**, In: Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais, Foz do Iguaçu, PR;

SEAH, K. H. W., SHARMA, S. C., 1994, **“Machinability of alloyed austempered ductile iron”**, Int J Mach Tools Manufact, v 35, n 10, p 1475 - 1479;

SERBINO, E. M., 2005, **“Um estudo dos mecanismos de desgaste em disco de freio automotivo ventilado de ferro fundido cinzento perlítico com grafita lamelar”**, Dissertação de Mestrado, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo;

SCHAEFER, P., 2008, **“Testes de Estanqueidade – Conceitos Básicos”**, São Paulo, SP;

SCHNEIDER, J., RICHTER, G., 2006, **“Eine Keramik fur viele Falle”**, Werkstatt und Betrieb, v 139, p 51 – 55;

SILVA, H. A., 2010, **“Influência do ciclo de furação na usinabilidade do ferro fundido cinzento GH190”**, Dissertação de Mestrado, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG;

SINATORA, S., 1976, **“Efeito da porcentagem de FeSi utilizando como inoculante na estrutura e propriedades do ferro nodular”**, Metalurgia ABM, v 32, p 255 – 263;

SOUSA, M. N., 2006, **“Aplicação de modelos estatísticos para verificar a influência dos elementos residuais (Cr, Ni e Cu) na usinabilidade de aços de corte-fácil”**, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG, 121 p;

SOUZA, J. V. C., NONO, M. C. A., RIBEIRO, M. V., MACHADO, J. P. B., SILVA, O. M. M., 2009, **“Cutting forces in turning of gray cast iron using silicon nitride based cutting tool”**, Materials and Design, v 30, p 2715 – 2720;

SOUZA SANTOS, A. B., BECKERT, E. A., FENILLI, R., PIESKE, A., 1983, **“Processos de nodulização de ferros fundidos”**, Metalurgia ABM, v 39, p 521 - 527;

SPINELLI JUNIOR, A. J., 2004, **“Análise do Processo de Torneamento a quente auxiliado por resistência elétrica de quartzo”**, Dissertação de Mestrado em Engenharia Elétrica, Faculdade Estadual Paulista, Bauru, SP;

STACHOWIAK, G. W., BATCHELOR, A. W., 2001, **“Engineering tribology”**, Mater. Lett, v 1;

SUAREZ, M. P., 2008, **“Fresamento de canais da liga de alumínio aeronáutico 7075-T7”**, Dissertação de Mestrado do Programa de Pós-Graduação em Eng. Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG, 149 p;

TAN, E., ÖGEL, B., 2007, **“Influence of heat treatment on the mechanical properties of aa6066 alloy”**, Turkish, J Eng Env Sci, v 31, p 53 – 60;

TANAKA, R., YAMANE, Y., SEKIYA, K., NARUTAKI, N., SHIRAG, T., 2007, **“Machinability of BN free-machining steel in turning”**, International Journal of Machine Tools and Manufacture, v 47, p 1971 – 1977;

TAYLOR HOBSON, 2012. **“Surtronic duo”**, Manual do Fabricante, p 8;

TOH, C. K., 2004, **“Static and dynamic cutting force analysis when high speed rough milling hardened steel”**, Mater Design; v 25, p 41 – 50;

TONSHOFF, H. K., GEY, C., TONNESSEN, K., SORBY, K., 2000, **“High speed flank milling of Greek Ascoloy: the effect of cooling lubrication on tool wear, cutting forces, and surface integrity”**, In: Second international seminar on improving machine tool performance. France: Nantes-La Baule; p 13;

TORRES, J., 2009, **“Manual de Fundição”**, Hemus, SP;

TRENT, E. M., WRIGTH, P. K., 2000, **“Metal cutting”**, Butterworths, England, v 4, p 446;

TUNGALOY, 2012, **“Cutting tools”**, Kawan Lama, Commercial and Industrial Supply Company;

UNDERWOOD, E. E., BERRY, J.T., 1981, **“Quantitative measurements of cast iron microstructures”**, Transactions of the American Foundrymen’s Society, v 89, p 775 - 766;

VALDÉS R. A., RIBEIRO J. R. S., 2009, **“Incerteza na medição da largura de cordões de solda”**, Revista Soldagem Inspeção, São Paulo, v 14, n 3, p 263 – 269;

VILAS BOAS, J. M., SOUZA SILVA; L., CARVALHO SÁ, J., DE ALMEIDA MARIBONDO GALVÃO, N. K., 2007, **“Uma nova metodologia para o cálculo de durezas”**, In: II Congresso de Pesquisa e Inovação da Rede Norte Nordeste de Educação Tecnológica, João Pessoa, PB;

VIM, 2009, **“Vocabulário internacional de termos básicos e genéricos em metrologia”**, São Paulo, SP;

WANG, J., ZHANG, Q., 2008, **“A study of high-performance plane rake faced twist drills, Part 1: Geometrical analysis and experimental investigation”**, International Journal of Machine Tools e Manufacture, v 48, p 1276 – 1286;

WANIGARATHNE, P. C. KARDEKAR, A. D., DILLON, O. W., POULACHON, G., JAWAHIR, I.S., 2005, **“Progressive tool-wear in machining with coated gooved tools and its correlation with cutting temperature”**, Wear, vol 259, p 1215 - 1224;

WATSON, A.R., 1985, **“Geometry of drill elements”**, International Journal of Machine Tool Design and Research, v 25, n 3, p 209 - 227;

WEI, L. I., 2007, **“Effect of microstructure on impact fatigue resistance and impact wear resistance of medium Cr-Si cast iron”**, Journal of Iron and Steel Research, International, v 14, p 47 – 50;

XIA, Y., LIU, W., XUE, Q., 2002, **“Friction and wear behavior of nodular cast iron modified by a laser micro-precision treatment sliding against steel under the lubrication of liquid paraffin containing various additives”**, Wear, v 253, p 752–758;

XU, C. H., FENG, Y. M., ZHANG, R. B., ZHAO, S. K., XIAO, X., YU, G. T., 2009, **“Wear behavior of Al₂O₃/Ti(CN)/SiC new ceramic tool material when machining tool steel and cast iron”**, Journal of Materials Processing Technology, v 24, p 4633 – 4637;

YIGIT, R., CELIK, E., FINDIK, F., KOKSAL, S., 2008, **“Tool life performance of multilayer hard coatings produced by HTCVD for machining of nodular cast iron”**, International Journal of Refractory Metals and Hard Materials, v 26, p 514 – 524;

ZANDIRA, M., BOUTORABI, S. M. A., 2010, **“Fracture characteristics of austempered spheroidal graphite aluminum cast irons”**, Journal of Iron and Steel Research, International, v 17, p 31 - 35;

ZEILMANN, R. P., 2003, **“Furação da Liga de Titânio TiAl6V4 com Mínimas Quantidades de Fluido de Corte”**, Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, SC, 206 p;

ZIPPERIAN, D. C., 2012, "**Metallographic specimen preparation basics**", Disponível em: <www.metallographic.com/Basics.htm>, Acesso em novembro de 2012.