

**VANESSA APARECIDA DE OLIVEIRA ROSA**

**INVESTIGAÇÃO DA OPERAÇÃO DE ALARGAMENTO  
DOS FUROS USINADOS EM PISTÕES DE  
FERRO-CARBONO SINTERIZADO**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

**2012**

**VANESSA APARECIDA DE OLIVEIRA ROSA**

**INVESTIGAÇÃO DA OPERAÇÃO DE ALARGAMENTO  
DOS FUROS USINADOS EM PISTÕES DE  
FERRO-CARBONO SINTERIZADO**

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

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva

**UBERLÂNDIA – MG**

**2012**

*“Se buscares a sabedoria como a prata e como a tesouros escondidos a procurares, então, entenderás o temor do Senhor e acharás o conhecimento de Deus. Porque o Senhor dá a sabedoria, e da Sua boca vem a inteligência e o entendimento.”*

*Bíblia Sagrada. Provérbios 2:4-6*

## DEDICATÓRIA

*À minha querida família,  
pelo carinho, compreensão e estímulo.*

## AGRADECIMENTOS

À Deus, por sempre me guiar em todos os caminhos, e ter-me concedido inteligência e perseverança para enfrentar mais este grande desafio.

À Universidade Federal de Uberlândia e à Faculdade de Engenharia Mecânica, pela oportunidade de realizar este curso de pós-graduação.

À FAPEMIG, pelo apoio financeiro.

Ao Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva, pela orientação, pelos valiosos conhecimentos transmitidos e por estar sempre à disposição para que o trabalho fosse realizado com êxito.

À Embraco S/A (Whirlpool – Unidade Compressores), pelo fornecimento do material e das ferramentas, mas principalmente pela oportunidade de desenvolvimento desta pesquisa. Agradeço em especial ao Dr. Eng. Luciano José Arantes, pelo incentivo e prontidão em atender-nos.

Ao Prof. Dr. Álisson Rocha Machado por sempre estar disposto a ajudar, e ao Prof. Dr. Éder Costa, que tanto me auxiliou na realização dos experimentos.

À Prof. Dr<sup>a</sup>. Rosenda Valdés Arencibia, pelo acompanhamento nas medições, auxílio e orientações.

Aos colegas e técnicos do Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem, pelo apoio e contribuição direta no trabalho desenvolvido, especialmente aos colegas Alcione dos Reis, Márcio Aurélio da Silva, Mauro Paipa Suarez, Marcelo do Nascimento Sousa, e aos alunos de iniciação científica Vinícius, Fábio e Vítor.

À minha família maravilhosa, por estar sempre presente em todos os momentos da minha vida e acreditar em mim: ao meu esposo Eudes, pelo carinho, incentivo e apoio; ao meu filho Gustavo, pelo amor e compreensão; aos meus pais, Peron e Aparecida, pelo grande amor incondicional; aos meus irmãos, Rodrigo e Virgílio, pela amizade sempre sincera. Aos meus queridos sobrinhos, Rayron, Livia, Rafael e Miguel, pelos sorrisos tão amáveis de criança.

ROSA, V. A. O. **Investigação da Operação de Alargamento dos Furos Usinados em Pistões de Ferro-Carbono Sinterizado**. 2012. 122 f. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

## Resumo

A operação de alargamento tem uma vasta aplicação na indústria, por produzir furos com alta qualidade aliado a um baixo custo de produção, sendo por isso utilizada nas mais diversas peças, em diferentes tipos de materiais. Este trabalho tem como objetivo investigar a operação de alargamento dos furos usinados em pistões de ferro-carbono sinterizado, utilizados em compressores herméticos de refrigeração doméstica. O planejamento experimental foi elaborado a fim de analisar a influência da profundidade de corte, velocidade de corte e avanço sobre a qualidade dos furos, avaliada pela exatidão do diâmetro, desvio de circularidade e rugosidade  $R_q$ . Também foram considerados o comportamento da força axial e do momento torçor monitorados durante a usinagem. Além disso, foi utilizado o microscópio eletrônico de varredura (MEV) para caracterização da superfície alargada. Os resultados mostraram que a geometria do alargador, associada à configuração do furo alargado, pode causar alteração na qualidade. Imagens obtidas no MEV e o perfil de rugosidade indicaram que os poros superficiais, característicos do material usinado, foram fechados durante a usinagem, nas condições de corte testadas neste trabalho. Também foi verificado que os valores intermediários de profundidade de corte (0,10 e 0,15 mm), velocidade de corte (30 e 35 m/min) e avanço (0,33 e 0,38 mm/rot) produzem furos alargados com melhor qualidade.

---

*Palavras-chave: alargamento, desvios geométricos, ferro-carbono sinterizado, pistão de compressor hermético.*

ROSA, V. A. O. **Investigation of Reaming Operation of Holes Machined in Sintered Iron Carbon Pistons**. 2012. 122 f. M. Sc. Dissertation, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

### **Abstract**

The reaming operation has wide application in industry, for producing holes with high quality allied to low production cost and is therefore used in various parts in different materials. This study aims to investigate the reaming operation of holes machined in sintered iron carbon pistons, used in hermetic compressors for house hold refrigeration. The experimental design was developed to examine the influence of depth of cut, cutting speed and feed rate on the quality of the holes, evaluated through the accuracy of the diameter, roughness  $R_q$  and roundness deviation. It was also considered the behaviour of the axial force and torque acquired during machining. Additionally, images in a scanning electron microscope (SEM) were obtained for characterization of the machined surface. The results showed that the geometry of the reamer associated with the geometry of the hole might affect the quality. SEM images of the surface and roughness profile indicated that the surface pores characteristic of the machined material, were clogged during machining, in the cutting conditions tested in this study. It was also found that intermediate values of depth of cut (0.10 and 0.15 mm), cutting rate (30 and 35 m/ min) and feed rate (0.33 to 0.38 mm/rev) produce holes with better quality.

---

*Keywords: reaming operation, geometric errors, sintered iron carbon, piston of hermetic compressor.*

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – (a) Fotografia do conjunto pistão, biela e pino de articulação; (b) desenho representativo do defeito de usinagem nos furos alargados. ....	2
Figura 2.1 – Sistema básico de refrigeração com controle por tubo capilar (EMBRACO, 2009). 4	
Figura 2.2 – Vista explodida de um compressor recíproco alternativo hermético (EMBRACO, 2012). ....	5
Figura 2.3 – Representação comparativa entre desvios de circularidade. À esquerda, desvio de circularidade baixo; à direita, alto desvio de circularidade, fora da especificação. ....	7
Figura 2.4 – Representação esquemática do comportamento do pino do pistão nos momentos de ponto morto superior e ponto morto inferior. ....	8
Figura 2.5 – Deformação do mecanismo sob efeito de compressão (MUHLMANN, 2009). ....	9
Figura 2.6 – Comparação do consumo de energia e aproveitamento de matéria-prima entre processos concorrentes (GRUPO SETORIAL DE METALURGIA DO PÓ, 2012). ....	10
Figura 2.7 – (a) Produção de ferro e aço para a metalurgia do pó; (b) distribuição da produção de peças por MP no mercado mundial (METAL POWDER INDUSTRIES FEDERATION, 2012). ....	12
Figura 2.8 – Fluxograma das várias etapas do processo de metalurgia do pó (ŠALAK; SELECKÁ; DANNINGER, 2005). ....	13
Figura 2.9 – Conjunto de possíveis formas de partícula e os descritivos qualitativos sugeridos (GERMAN, 1994). ....	14
Figura 2.10 – Representação esquemática de três esferas de sinterização: (a) pontos originais de contato; (b) crescimento do pescoço; (c) e (d) arredondamento dos poros (CHIAVERINI, 1992). ....	17
Figura 2.11 – Formação de pescoço, em consequência da ligação inicial entre as partículas (GERMAN, 1994). ....	17
Figura 2.12 – Ilustração esquemática da usinagem de um material poroso obtido por MP (ŠALAK; SELECKÁ; DANNINGER, 2005). ....	23
Figura 2.13 – Terminologia dos alargadores de acordo com a NBR ISO 5420 (ABNT, 2010)...	26
Figura 2.14 – Alargador manual, de acordo com a terminologia da NBR ISO 5420 (ABNT, 2010). ....	29
Figura 2.15 – Comparação do processo de corte de um alargador de máquina com um alargador manual (STEMMER, 1995). ....	30
Figura 2.16 – Tipos de canais dos alargadores (FERRARESI, 1972). ....	31
Figura 2.17 – Alargadores de corte frontal (TOOL HANDBOOK, 1989). ....	32



Figura 2.18 – Exemplo de distribuição não uniforme das arestas de corte (FERRARESI, 1972). .....	33
Figura 2.19 – Grandezas envolvidas no alargamento (SANTOS, 2004).....	37
Figura 2.20 – Forças atuantes nas arestas principais de corte de uma broca helicoidal (STEMMER, 1995). .....	42
Figura 2.21 – Seção transversal do cavaco no alargamento (SCHROTER, 1989).....	44
Figura 2.22 – Representação do desvio de circularidade (GODINHO, 2007).....	45
Figura 2.23 – Elementos que compõem uma superfície. L1, L2 – diferentes comprimentos de amostragem (AGOSTINHO; RODRIGUES; LIRANI, 1977).....	47
Figura 2.24 – Exemplo de um perfil de rugosidade (NBR ISO 4287 (ABNT, 2002)).....	48
Figura 2.25 – Inclinação da curva de distribuição de amplitude em função do perfil avaliado (SMITH, 2002). .....	50
Figura 2.26 – Achatamento da curva de distribuição de amplitude em função do perfil avaliado (SMITH, 2002). .....	51
Figura 3.1 – Micrografia do material, atacado com nital 2%. .....	55
Figura 3.2 – Fotografia e desenho esquemático do pistão. ....	55
Figura 3.3 – Sistema de fixação da peça. ....	57
Figura 3.4 – Torquímetro de precisão utilizado nos ensaios. ....	58
Figura 3.5 – Seções de medição do desvio de cilindridade do pistão. ....	58
Figura 3.6 – Gabarito para alinhamento dos furos transversais. ....	59
Figura 3.7 – Pistão gabaritado no sistema de fixação. ....	60
Figura 3.8 – Ferramentas usadas nos testes. Na sequência, da esquerda para a direita: broca de centrar; broca helicoidal; alargador de desbaste; alargador de acabamento.....	60
Figura 3.9 – Desenho esquemático: (a) broca de centrar, para usinagem do furo de centro e escareamento; (b) broca helicoidal, utilizada para o pré-furo. ....	61
Figura 3.10 – Desenho esquemático do alargador de desbaste de 7,30 mm de diâmetro. ....	62
Figura 3.11 – Desenho esquemático do alargador de acabamento de 7,50 mm de diâmetro. ..	63
Figura 3.12 – Máquina-ferramenta utilizada para realização dos ensaios. ....	64
Figura 3.13 – Pinça e mandril hidromecânico utilizados nos ensaios.....	65
Figura 3.14 – Medição do batimento radial do alargador de acabamento usando relógio comparador. ....	65
Figura 3.15 – Montagem do sistema de aquisição de sinais. ....	66
Figura 3.16 – Painel frontal do software LabVIEW <sup>®</sup> utilizado para medição das forças de corte, momento torçor e emissão acústica.....	68
Figura 3.17 – Dispositivo de fixação do pistão na castanha da máquina de medir desvios de forma. ....	69
Figura 3.18 – Seções transversais de medição dos desvios de circularidade (EMBRACO, 2011). .....	70
Figura 3.19 – Máquina de Medir a Três Coordenadas, utilizada na medição do diâmetro dos furos, e sistema de fixação da peça na mesa da máquina.....	71

Figura 3.20 – Montagem experimental para medição das peças com o rugosímetro portátil Surtronic 3+, do fabricante Taylor Hobson.....	72
Figura 3.21 – MEV de bancada modelo TM 3000, utilizado na aquisição de imagens da microestrutura das amostras.....	72
Figura 3.22 – Fixação da amostra dentro da câmara do MEV. ....	73
Figura 4.1 – Fotos obtidas no MEV da superfície do segundo furo ( $a_p = 0,10$ mm; $v_c = 30$ m/min; $f = 0,33$ mm/rot). ....	77
Figura 4.2 – Gráfico comparativo da rugosidade das peças nas duas condições de corte.....	78
Figura 4.3 – Detalhe “B” (alívio) do alargador de acabamento. ....	78
Figura 4.4 – Usinagem dos furos em diferentes profundidades de deslocamento no eixo Z ( $a_p = 0,10$ mm; $v_c = 30$ m/min; $f = 0,33$ mm/rot). ....	79
Figura 4.5 – Comportamento dos sinais adquiridos na usinagem do primeiro furo até o início do segundo. Ensaio 10: $a_p = 0,20$ mm; $v_c = 30$ m/min; $f = 0,33$ mm/rot. ....	81
Figura 4.6 – Comportamento dos sinais adquiridos na usinagem do segundo furo até o retorno da ferramenta. Ensaio 10: $a_p = 0,20$ mm; $v_c = 30$ m/min; $f = 0,33$ mm/rot.....	83
Figura 4.7 – Gráfico de Fz plotado utilizando o software Matlab 7.8®.....	84
Figura 4.8 – Porosidade presente na microestrutura do material. Amostra embutida e polida. .	88
Figura 4.9 – Perfil de rugosidade da superfície polida da amostra embutida. ....	88
Figura 4.10 – Imagens no MEV de uma superfície alargada. Ensaio 9: $a_p = 0,05$ mm; $v_c = 30$ m/min; $f = 0,33$ mm/rot. ....	89
Figura 4.11 – Imagens obtidas no MEV de rebarbas observadas em um plano perpendicular ao da superfície alargada ( $a_p = 0,05$ mm; $v_c = 30$ m/min; $f = 0,33$ mm/rot). ....	90
Figura 4.12 – Perfil de rugosidade da superfície alargada de uma amostra. Ensaio 1: $a_p = 0,10$ mm; $v_c = 30$ m/min; $f = 0,33$ mm/rot. ....	91
Figura 4.13 – Imagem obtida no MEV apontando a diferença entre a superfície escareada e a alargada. Ensaio 9: $a_p = 0,05$ mm; $v_c = 30$ m/min; $f = 0,33$ mm/rot. ....	92
Figura 4.14 – Efeito da profundidade de corte na força axial ( $v_c = 30$ m/min; $f = 0,33$ mm/rot)..	96
Figura 4.15 – Efeito da profundidade de corte no momento torçor ( $v_c = 30$ m/min; $f = 0,33$ mm/rot). ....	97
Figura 4.16 – Efeito da profundidade de corte na exatidão do diâmetro ( $v_c = 30$ m/min; $f = 0,33$ mm/rot). ....	98
Figura 4.17 – Efeito da profundidade de corte no desvio de circularidade ( $v_c = 30$ m/min; $f = 0,33$ mm/rot). ....	98
Figura 4.18 – Efeito da profundidade de corte na rugosidade ( $v_c = 30$ m/min; $f = 0,33$ mm/rot). ....	99
Figura 4.19 – Imagens obtidas no MEV: (a) ensaio 9 (1º furo): $a_p = 0,05$ mm; (b) ensaio 2 (1º furo): $a_p = 0,15$ mm. Para ambos os ensaios: $v_c = 30$ m/min; $f = 0,33$ mm/rot. ....	100
Figura 4.20 – Perfis de rugosidade: (a) ensaio 9 (1º furo): $a_p = 0,05$ mm; (b) ensaio 2 (1º furo): $a_p = 0,15$ mm. Para ambos os ensaios: $v_c = 30$ m/min; $f = 0,33$ mm/rot.....	101
Figura 4.21 – Efeito da velocidade de corte na força axial ( $a_p = 0,10$ mm; $f = 0,33$ mm/rot). ...	102
Figura 4.22 – Efeito da velocidade de corte no momento torçor ( $a_p = 0,10$ mm; $f = 0,33$ mm/rot). ....	102

Figura 4.23 – Efeito da velocidade de corte na exatidão do diâmetro ( $a_p = 0,10$ mm; $f = 0,33$ mm/rot). .....	103
Figura 4.24 – Efeito da velocidade de corte no desvio de circularidade ( $a_p = 0,10$ mm; $f = 0,33$ mm/rot). .....	104
Figura 4.25 – Efeito da velocidade de corte na rugosidade ( $a_p = 0,10$ mm; $f = 0,33$ mm/rot)... ..	104
Figura 4.26 – Imagens obtidas no MEV: (a) ensaio 11 (1º furo): $v_c = 25$ m/min; (b) ensaio 12 (1º furo): $v_c = 40$ m/min. Para ambos os ensaios: $a_p = 0,10$ mm; $f = 0,33$ mm/rot. ....	105
Figura 4.27 – Perfis de rugosidade: (a) ensaio 11 (1º furo): $v_c = 25$ m/min; (b) ensaio 12 (1º furo): $v_c = 40$ m/min. Para ambos os ensaios: $a_p = 0,10$ mm; $f = 0,33$ mm/rot.....	106
Figura 4.28 – Efeito do avanço na força axial ( $a_p = 0,10$ mm; $v_c = 30$ m/min).....	107
Figura 4.29 – Efeito do avanço no momento torçor.....	107
Figura 4.30 – Efeito do avanço na exatidão do diâmetro ( $a_p = 0,10$ mm; $v_c = 30$ m/min).....	108
Figura 4.31 – Efeito do avanço no desvio de circularidade ( $a_p = 0,10$ mm; $v_c = 30$ m/min).....	109
Figura 4.32 – Efeito do avanço na rugosidade ( $a_p = 0,10$ mm; $v_c = 30$ m/min). ....	109
Figura 4.33 – Imagens obtidas no MEV: (a) ensaio 13 (1º furo): $f = 0,28$ mm/rot; (b) ensaio 14 (1º furo): $f = 0,43$ mm/rot. Para ambos os ensaios: $a_p = 0,10$ mm; $v_c = 30$ m/min. ....	109
Figura 4.34 – Perfis de rugosidade: (a) ensaio 13 (1º furo): $f = 0,28$ mm/rot; (b) ensaio 14 (1º furo): $f = 0,43$ mm/rot. Para ambos os ensaios: $a_p = 0,10$ mm; $v_c = 30$ m/min.....	110

## LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Profundidade de corte recomendada para alargamento de material da MP (METALS HANDBOOK, 1984).....	39
Tabela 2.2 – Avanço recomendado para alargamento de material da MP (METALS HANDBOOK, 1984).....	40
Tabela 3.1 – Fatores e níveis do planejamento fatorial $2^3$ .....	53
Tabela 3.2 – Matriz do planejamento fatorial $2^3$ .....	53
Tabela 3.3 – Ensaios da segunda etapa do planejamento experimental.....	54
Tabela 3.4 – Valores de dureza Brinell (aparente) do material.....	55
Tabela 3.5 – Valores de $a_p$ do alargador de acabamento em função do diâmetro do alargador de desbaste.....	56
Tabela 3.6 – Condições de corte utilizadas nas operações que precedem o alargamento final.....	56
Tabela 3.7 – Desvios de cilindridade do pistão antes e após aplicação do torque.....	59
Tabela 4.1 – Valores médios dos sinais de $M_z$ e $F_z$ obtidos nas fases indicadas nos gráficos.....	82
Tabela 4.2 – Valores médios dos sinais de $M_z$ e $F_z$ obtidos nas fases indicadas nos gráficos.....	84
Tabela 4.3 – Valores de diâmetro do segundo furo da réplica do ensaio 4.....	85
Tabela 4.4 – Avaliação da incerteza para o diâmetro, em que: (TI) tipo de incerteza; (DP) desvio padrão; (GL) grau de liberdade; (CS) coeficiente de sensibilidade.....	85
Tabela 4.5 – Valores de desvio de circularidade do primeiro furo do ensaio 4.....	86
Tabela 4.6 – Avaliação da incerteza para o desvio de circularidade.....	86
Tabela 4.7 – Valores de rugosidade do segundo furo da réplica do ensaio 8.....	87
Tabela 4.8 – Avaliação da incerteza para a rugosidade.....	87
Tabela 4.9 – Resultados dos ensaios do planejamento fatorial para o primeiro furo.....	92
Tabela 4.10 – Resultados dos ensaios do planejamento fatorial para o segundo furo.....	93
Tabela 4.11 – ANOVA de $F_z$ .....	93
Tabela 4.12 – ANOVA de $M_z$ .....	94
Tabela 4.13 – ANOVA do diâmetro.....	94
Tabela 4.14 – ANOVA do desvio de circularidade.....	94
Tabela 4.15 – ANOVA do parâmetro $R_q$ de rugosidade.....	95
Tabela 4.16 – Resultados obtidos dos parâmetros de qualidade para o primeiro furo.....	111
Tabela 4.17 – Resultados obtidos dos parâmetros de qualidade para o segundo furo.....	111

Tabela 4.18 – Condições de corte sugeridas para cada parâmetro de qualidade assumido individualmente (primeiro furo).....	112
Tabela 4.19 – Condições de corte sugeridas para cada parâmetro de qualidade assumido individualmente (segundo furo).....	112

## LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

ANOVA – Análise de Variância  
APC – Aresta postiça de corte  
CS – Coeficiente de sensibilidade  
DP – Desvio padrão  
EA – Emissão acústica  
GL – Grau de liberdade  
LEPU – Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem  
MEV – Microscópio Eletrônico de Varredura  
MMC – Máquina de Medir a Três Coordenadas  
MMDF – Máquina de Medir Desvios de Forma  
MP – Metalurgia do pó  
PCBN – Nitreto de boro cúbico policristalino  
PCD – Diamante policristalino  
TI – Tipo de incerteza  
TiAlN – Nitreto de alumínio titânio  
TiC – Carbonitreto de titânio  
TiN – Nitreto de titânio

## LISTA DE SÍMBOLOS

- $\alpha_{\text{MMDF}}$  – Coeficiente de expansão térmica linear do material das escalas da MMDF [ $^{\circ}\text{C}^{-1}$ ]  
 $\alpha_{\text{MMC}}$  – Coeficiente de expansão térmica linear do material das escalas da MMC [ $^{\circ}\text{C}^{-1}$ ]  
 $\alpha_{\text{Pe}}$  – Coeficiente de expansão térmica linear do material da peça [ $^{\circ}\text{C}^{-1}$ ]  
 $\alpha_{\text{Ru}}$  – Coeficiente de expansão térmica linear do material do apalpador do rugosímetro [ $^{\circ}\text{C}^{-1}$ ]  
 $\Delta D_{\text{EXC}}$  – Correção associada ao desvio de excentricidade da mesa da MMDF [ $\mu\text{m}$ ]  
 $\Delta E_{\text{A}}$  – Correção associada ao erro de apalpamento da MMC [mm]  
 $\Delta I_{\text{CMMDF}}$  – Correção associada à incerteza padrão associada à calibração da MMDF [ $\mu\text{m}$ ]  
 $\Delta I_{\text{CMC}}$  – Correção associada à incerteza padrão da calibração da MMC nos eixos x, y e z [mm]  
 $\Delta I_{\text{CRu}}$  – Correção associada à incerteza padrão associada à calibração do padrão de rugosidade [ $\mu\text{m}$ ]  
 $\Delta I_{\text{Dvib}}$  – Correção associada à incerteza padrão associada ao deslocamento devido às amplitudes das vibrações [ $\mu\text{m}$ ]  
 $\Delta R_{\text{MMDF}}$  – Correção associada à resolução da MMDF [ $\mu\text{m}$ ]  
 $\Delta R_{\text{MMC}}$  – Correção associada à resolução da MMC [mm]  
 $\Delta R_{\text{Ru}}$  – Correção associada à resolução do rugosímetro [ $\mu\text{m}$ ]  
 $\Delta s(L_{\text{MMDF}})$  – Correção associada à variabilidade das leituras da MMDF [ $\mu\text{m}$ ]  
 $\Delta s(L_{\text{MMC}})$  – Correção associada à variabilidade das leituras da MMC [mm]  
 $\Delta s(L_{\text{Ru}})$  – Correção associada à variabilidade das leituras do rugosímetro [ $\mu\text{m}$ ]  
 $\Delta T$  – Afastamento da temperatura ambiente em relação à de referência (20  $^{\circ}\text{C}$ ) [ $^{\circ}\text{C}$ ]  
 $\delta T$  – Variação da temperatura durante as medições [ $^{\circ}\text{C}$ ]  
 $\chi$  – Ângulo do chanfro de entrada  
 $\chi_r$  – Ângulo de direção da aresta  
A – Seção transversal de corte  
a – Sobremedida de usinagem (diferença entre os diâmetros)  
 $a_p$  – Profundidade de corte [mm]  
b – Largura de corte

D – Diâmetro do alargador [mm]  
d – Diâmetro do pré-furo [mm]  
f – Avanço [mm/rot]  
 $F_c$  – Força de corte  
 $F_f$  – Força de avanço  
 $F_p$  – Força passiva  
 $F_U$  – Força de usinagem  
 $F_x$  – Força de corte na direção do eixo x  
 $F_y$  – Força de corte na direção do eixo y  
 $F_z$  – Força axial [N]  
 $f_z$  – Avanço por aresta de corte  
h – Espessura de corte  
HB – Dureza Brinell [HB]  
HSS – Aço rápido (High Speed Steel)  
k – Fator de Abrangência  
 $K_s$  – Pressão específica de corte  
 $L_0$  – Valor do mensurando  
 $L_n$  – Comprimento de medição [mm]  
 $l_r$  – Comprimento de amostragem [mm]  
 $M_z$  – Momento torçor [N.m]  
p – Probabilidade de significância  
R – Maior raio  
r – Menor raio  
 $R_a$  – Desvio aritmético médio [ $\mu\text{m}$ ]  
 $R_{ku}$  – Fator de achatamento do perfil – kurtosis  
 $R_q$  – Desvio médio quadrático [ $\mu\text{m}$ ]  
 $R_{sk}$  – Fator de assimetria do perfil – skewness  
U – Incerteza expandida [mm] ou [ $\mu\text{m}$ ]  
 $u_c$  – Incerteza padrão combinada [mm] ou [ $\mu\text{m}$ ]  
 $V_{Bb}$  – Desgaste de flanco médio [mm]  
 $v_c$  – Velocidade de corte [m/min]  
 $v_f$  – Velocidade de avanço  
 $Z(x)$  – Valores absolutos das ordenadas



$Z_{p_n}$  – Valor de ordenada dos picos

$Z_{v_n}$  – Valor de ordenada dos vales

$v_{eff}$  – Grau de liberdade efetivo

## SUMÁRIO

<b>RESUMO</b> .....	<b>V</b>
<b>ABSTRACT</b> .....	<b>VI</b>
<b>LISTA DE FIGURAS</b> .....	<b>VII</b>
<b>LISTA DE TABELAS</b> .....	<b>XI</b>
<b>LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS</b> .....	<b>XIII</b>
<b>LISTA DE SÍMBOLOS</b> .....	<b>XIV</b>
<b>SUMÁRIO</b> .....	<b>XVII</b>
<b>CAPITULO I – INTRODUÇÃO</b> .....	<b>1</b>
<b>CAPITULO II – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b> .....	<b>3</b>
2.1 PRINCÍPIO DE FUNCIONAMENTO DE UM SISTEMA DE REFRIGERAÇÃO.....	3
2.1.1 Compressores para refrigeração.....	4
2.1.2 Princípio de funcionamento do compressor recíproco alternativo hermético.....	6
2.1.3 Relevância da qualidade dos furos laterais radiais do pistão .....	6
2.2 METALURGIA DO PÓ.....	9
2.2.1 Processamento e manufatura .....	12
2.2.2 Tratamento térmico a vapor .....	19
2.2.3 Usinagem de peças da MP.....	20
2.2.3.1 Usinabilidade de peças da MP.....	21
2.3 OPERAÇÃO DE ALARGAMENTO .....	25
2.3.1 Alargadores .....	25
2.3.2 Materiais para alargadores .....	36
2.3.3 Condições de corte no alargamento.....	37
2.3.4 Fluidos de corte .....	41
2.3.5 Força de usinagem e torque no alargamento.....	42

2.4 AVALIAÇÃO DA QUALIDADE DE FUROS .....	45
2.4.1 <i>Desvio de circularidade</i> .....	45
2.4.2 <i>Rugosidade</i> .....	46
<b>CAPITULO III – PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL .....</b>	<b>52</b>
3.1 PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL .....	52
3.2 CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL E DA PEÇA .....	54
3.3 ENSAIOS DE USINAGEM.....	56
3.3.1 <i>Sistema de fixação e alinhamento do pistão</i> .....	57
3.3.2 <i>Ferramentas de corte</i> .....	60
3.3.3 <i>Máquina-ferramenta e método de fixação das ferramentas de corte</i> .....	63
3.4 AQUISIÇÃO DE SINAIS .....	66
3.5 ANÁLISE DA QUALIDADE DOS FUROS .....	68
3.5.1 <i>Desvio de circularidade</i> .....	69
3.5.2 <i>Diâmetro</i> .....	70
3.5.3 <i>Rugosidade</i> .....	71
3.6 ANÁLISE DA SUPERFÍCIE USINADA.....	72
3.7 AVALIAÇÃO DA INCERTEZA DE MEDIÇÃO .....	73
3.7.1 <i>Incerteza associada à medição do diâmetro</i> .....	74
3.7.2 <i>Incerteza associada à medição do desvio de circularidade</i> .....	74
3.7.3 <i>Incerteza associada à medição da rugosidade</i> .....	75
<b>CAPITULO IV – RESULTADOS E DISCUSSÕES .....</b>	<b>76</b>
4.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS .....	76
4.2 INVESTIGAÇÃO DO DEFEITO DE USINAGEM.....	76
4.2.1 <i>Análise dos sinais adquiridos durante a operação de alargamento de acabamento</i> ..	80
4.3 CÁLCULO DA INCERTEZA DE MEDIÇÃO .....	84
4.3.1 <i>Incerteza associada à medição do diâmetro</i> .....	84
4.3.2 <i>Incerteza associada à medição do desvio de circularidade</i> .....	86
4.3.3 <i>Incerteza associada à medição da rugosidade</i> .....	87
4.4 CARACTERIZAÇÃO DA SUPERFÍCIE ALARGADA QUANTO À POROSIDADE.....	88
4.5 ANÁLISE DE VARIÂNCIA DOS EFEITOS DO PLANEJAMENTO FATORIAL.....	92

4.6 EFEITO DAS CONDIÇÕES DE CORTE .....	96
4.6.1 <i>Efeito da profundidade de corte</i> .....	96
4.6.2 <i>Efeito da velocidade de corte</i> .....	101
4.6.3 <i>Efeito do avanço</i> .....	106
4.6.4 <i>Síntese dos resultados dos parâmetros de qualidade</i> .....	111
<b>CAPITULO V – CONCLUSÕES .....</b>	<b>113</b>
<b>CAPITULO VI – SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....</b>	<b>115</b>
<b>CAPITULO VII – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>116</b>

# CAPITULO I

## INTRODUÇÃO

A maioria dos sistemas de refrigeração se baseia no princípio de compressão e expansão de fluido com mudança de fase. Dentro desses sistemas o compressor tem papel destacado, por ser o elemento ativo que força a circulação do fluido (STOECKER; SAIZ JABARDO, 2002). No entanto, para se obter melhor desempenho do compressor é importante que, mecanicamente, as peças com movimento relativo apresentem um perfeito ajuste de geometrias, evitando vazamentos, desgastes e minimizando atritos, que conduzem a uma perda de eficiência.

Neste sentido, o conjunto formado por pistão, biela e pino de articulação presente nos compressores recíprocos alternativos merece destaque, uma vez que é responsável por comprimir o fluido refrigerante, e falhas neste sistema podem comprometer o funcionamento do compressor, podendo até ocasionar o travamento do mesmo. Tal conjunto requer elevada exatidão dimensional e geométrica dos componentes, e quando não são alcançadas resultam muitas vezes em dificuldades de montagem, além do aparecimento de esforços desgastantes.

Dentre outros processos envolvidos na fabricação dos componentes deste conjunto, há a usinagem dos furos laterais radiais do pistão, onde é encaixado o pino de articulação da biela, como mostrado na Fig. 1.1 (a). A Embraco S/A (Whirlpool – Unidade Compressores) usa estes furos em um modelo de pistão, utilizado em determinada série de compressores herméticos para refrigeração doméstica. Uma peculiaridade deste pistão é que nele há dois furos transversais, onde serão inseridos os pinos elásticos, que tem a finalidade de travar perpendicularmente o pino de articulação. Assim, durante o processo de fabricação dos furos, que consiste das operações de furação, alargamento de desbaste e de acabamento, o corte é descontinuado pela presença desta interrupção.

Nos testes realizados pela Embraco para ajuste das condições de corte a serem empregadas na usinagem, observou-se uma região da superfície alargada, adjacente ao furo transversal, em que riscos apareciam, como mostrado esquematicamente na Fig. 1.1 (b), resultando em baixa qualidade superficial. Neste contexto, originou-se a proposta do presente estudo.

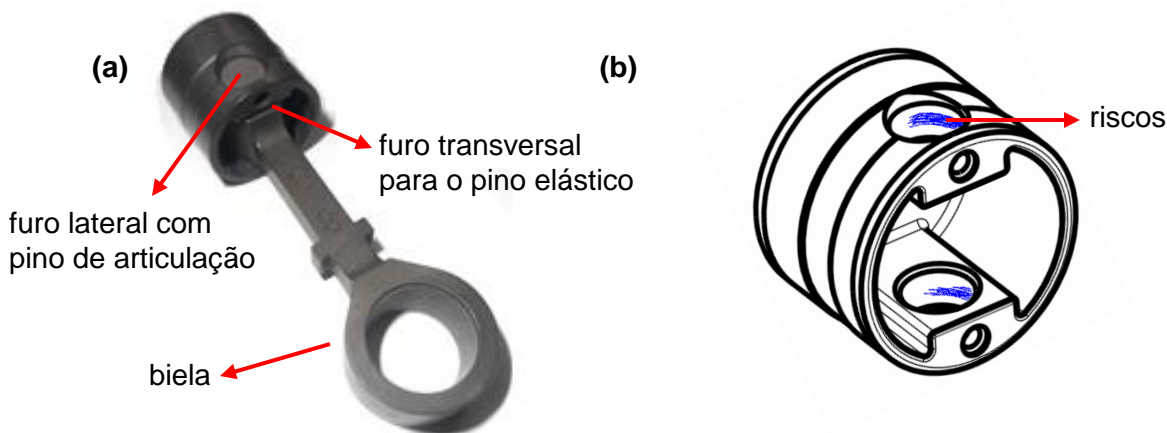


Figura 1.1 – (a) Fotografia do conjunto pistão, biela e pino de articulação; (b) desenho representativo do defeito de usinagem nos furos alargados.

Embora o problema tenha sido solucionado pela empresa antes do início da produção do compressor, o objetivo inicial deste trabalho é verificar a causa deste defeito, bem como analisar a influência da interrupção do corte pelos furos transversais, na qualidade superficial dos furos alargados em laboratório. É ainda objetivo entender o efeito da operação de alargamento na porosidade superficial da camada usinada, através de imagens obtidas no microscópio eletrônico de varredura (MEV) e do perfil de rugosidade. Objetiva-se também investigar o efeito das condições de corte – profundidade de corte ( $a_p$ ), velocidade de corte ( $v_c$ ) e avanço ( $f$ ) – na operação de alargamento de acabamento, sobre o comportamento da força axial ( $F_z$ ), do momento torçor ( $M_z$ ) e dos parâmetros de qualidade adotados (exatidão do diâmetro, desvio de circularidade e rugosidade  $R_q$ ).

O trabalho está dividido em sete capítulos, incluindo este, que se refere à introdução. No capítulo II é apresentada uma revisão bibliográfica sobre o tema. No capítulo III é descrito o procedimento experimental e todas as ferramentas e equipamentos utilizados. No capítulo IV estão apresentados os resultados e as discussões pertinentes. Nos capítulos V e VI, estão as conclusões e sugestões para trabalhos futuros, respectivamente. Por fim, no capítulo VII, são listadas as referências bibliográficas utilizadas neste trabalho.

## **CAPITULO II**

### **REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

#### **2.1 Princípio de funcionamento de um sistema de refrigeração**

Os quatro componentes principais de um sistema de refrigeração são: o compressor, o condensador, o elemento de controle e o evaporador. Estes componentes estão contidos em qualquer circuito de refrigeração, independente do seu tamanho (EMBRACO, 1987).

Um circuito de refrigeração trabalha da seguinte maneira: o compressor succiona fluido refrigerante do evaporador, na forma gasosa e sob baixa pressão. O fluido é então comprimido pelo compressor e segue para o condensador, ainda em forma de gás, mas sob uma pressão bem mais elevada. No condensador, o fluido refrigerante é condensado, liberando o calor absorvido no evaporador e o calor da compressão para o ambiente, tornando-se líquido. O refrigerante líquido passa então pelo elemento de controle, que pode ser um tubo capilar ou válvula de expansão, cuja função é reduzir a pressão do refrigerante líquido que foi formado no condensador. O elemento de controle oferece certa resistência à circulação do refrigerante, separando o lado de alta pressão (condensador) do lado de baixa pressão (evaporador). Esta redução de pressão permite a evaporação do refrigerante, que volta ao estado gasoso ao passar pelo evaporador. Como a mudança de estado líquido para gasoso necessita de calor, o fluido refrigerante retira o calor de dentro do sistema de refrigeração através do evaporador. O sistema de refrigeração usa ainda um filtro secador com dessecante para reter, caso houver, umidade residual existente no sistema. Em certos circuitos, monta-se depois do evaporador um acumulador, que evapora eventuais restos de refrigerante líquido não evaporado, evitando seu retorno pela linha de sucção (EMBRACO, 2009). Na Fig. 2.1 está representado um sistema de refrigeração com controle por tubo capilar.

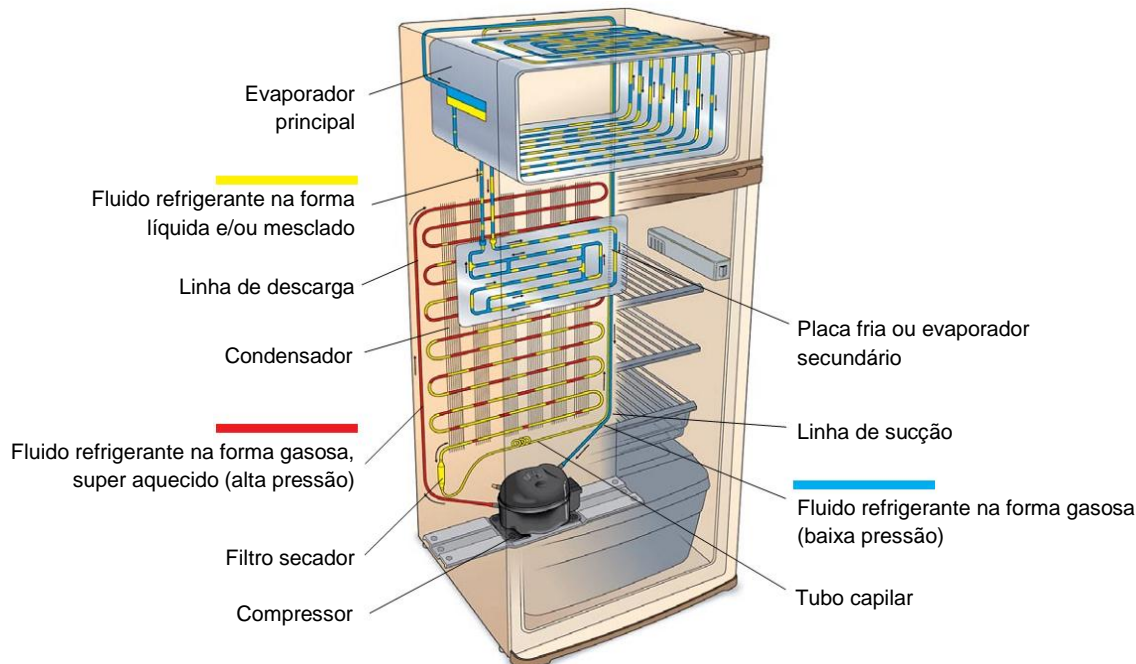


Figura 2.1 – Sistema básico de refrigeração com controle por tubo capilar (EMBRACO, 2009).

### 2.1.1 Compressores para refrigeração

No sistema de refrigeração, a função do compressor é transferir energia externa (no caso, energia elétrica) para o fluxo de gás que circula em seu interior, fazendo com que o refrigerante percorra o circuito de refrigeração, vencendo as perdas de carga e realizando as trocas de calor. Os compressores podem ser apresentados em diferentes configurações: recíprocos alternativos, rotativos de parafuso e de palhetas, e centrífugos. Desses, os tipos mais comuns em instalações de capacidade até 1.000 kW são os recíprocos alternativos e os rotativos de parafuso. Os compressores podem ainda serem construídos em distintas concepções, destacando-se entre elas os tipos aberto, semi-hermético e hermético (STOECKER; SAIZ JABARDO, 2002).

Os compressores recíprocos alternativos comprimem o fluido refrigerante através dos movimentos alternados de pistões e bielas que trabalham reciprocamente. No tipo aberto, o eixo de acionamento atravessa a carcaça, sendo, portanto, acionado por um motor exterior; no semi-hermético, a carcaça exterior aloja tanto o compressor propriamente dito quanto o motor de acionamento, sendo possível a remoção do cabeçote para acesso às válvulas e pistões. Já nos compressores recíprocos alternativos herméticos, a carcaça só apresenta os acessos de entrada e saída do refrigerante e para as conexões elétricas do motor; o motor e a unidade



compressora são montados em um mesmo eixo, os quais são instalados dentro de um corpo de aço, cuja tampa é soldada hermeticamente (selada) após a montagem do conjunto (STOECKER; SAIZ JABARDO, 2002; EMBRACO, 1987). A Fig. 2.2 apresenta uma vista explodida das diversas peças que compõem um modelo específico deste tipo de compressor.

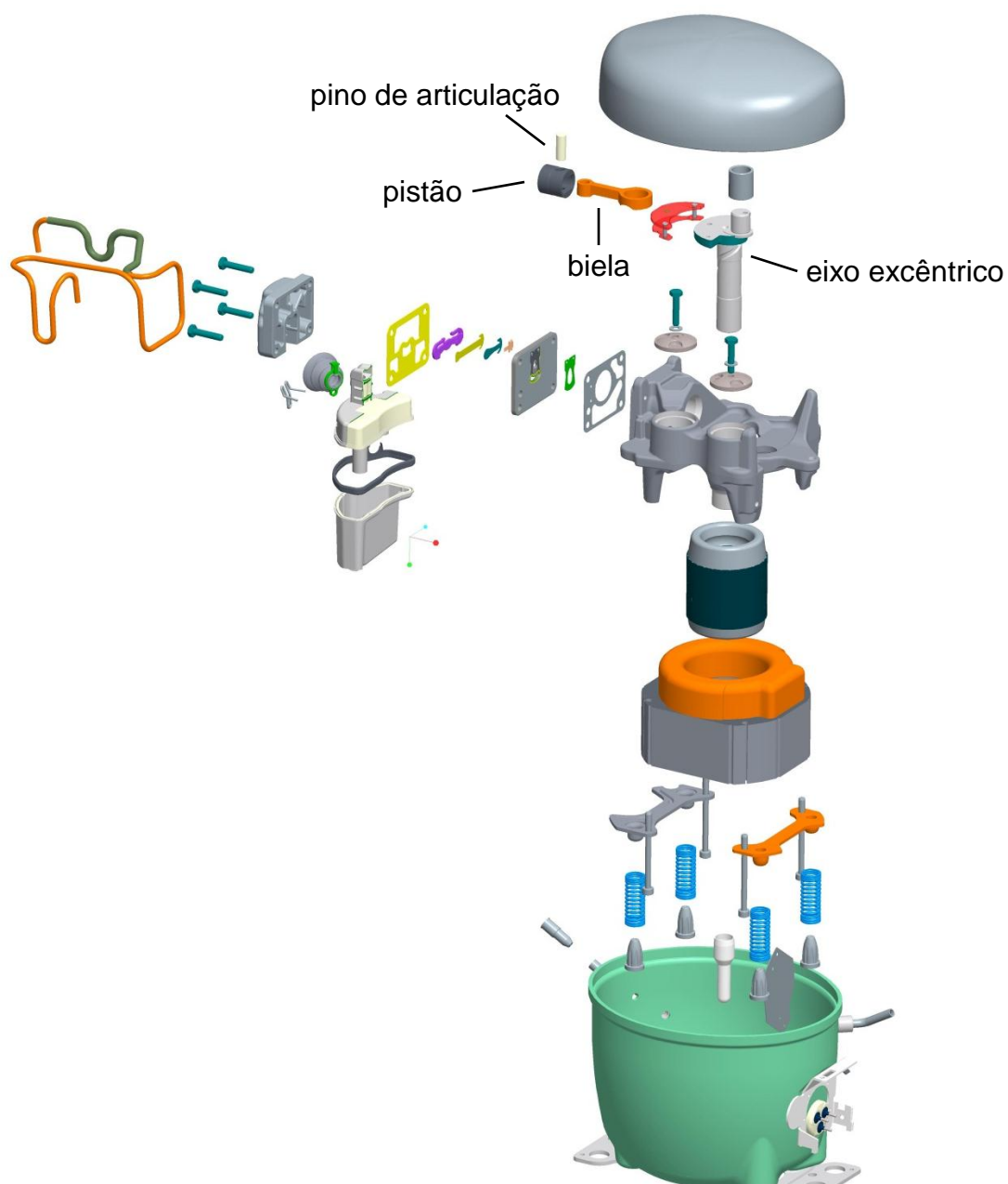


Figura 2.2 – Vista explodida de um compressor recíproco alternativo hermético (EMBRACO, 2012).

### *2.1.2 Princípio de funcionamento do compressor recíproco alternativo hermético*

A energia elétrica fornecida ao motor do compressor faz com que esse entre em funcionamento, gerando movimento circular sobre seu eixo. O movimento rotativo do eixo excêntrico é transformado, através do conjunto biela-manivela, em movimento linear do pistão. Com o auxílio das válvulas de sucção e descarga, o pistão, nos seus movimentos descendentes e ascendentes, provoca a transferência de fluido do lado de baixa pressão para o de alta pressão (EMBRACO, 1990).

O movimento do pistão possui dois limites físicos, o ponto morto superior e o ponto morto inferior. O período em que o pistão está no sentido ponto morto superior para ponto morto inferior é chamado de etapa de expansão, uma vez que o fluido no interior do cilindro sofre um processo de expansão em função do aumento de volume. Quando a pressão no interior do cilindro torna-se menor que na região de sucção, a válvula de sucção se abre permitindo a entrada de refrigerante. Durante toda a etapa a pressão interna é menor do que a pressão de descarga. Assim, a válvula de descarga permanece fechada, impedindo a saída do refrigerante do cilindro. Essas válvulas são comandadas unicamente pela diferença de pressão. Quando o ponto morto inferior é atingido, o pistão movimenta-se no outro sentido (ponto morto inferior para ponto morto superior), sendo que o fluido vai sendo comprimido e a pressão interna do cilindro aumentando, constituindo a etapa de compressão. Nesta etapa, pelo fato da pressão interna ser maior que a de sucção, a válvula de sucção permanece fechada e, quando a pressão interna atinge um ponto em que é maior que a pressão de descarga, a válvula de descarga se abre, permitindo que o fluido seja direcionado, sob alta pressão, para o resto do sistema. Quando o pistão atingir o ponto morto superior, um novo ciclo é iniciado (KOERICH, 2004 *apud* HENKLEIN, 2006).

### *2.1.3 Relevância da qualidade dos furos laterais radiais do pistão*

O conjunto formado por pistão, biela e pino de articulação, presente nos compressores recíprocos alternativos, requer elevada exatidão dimensional e geométrica dos componentes, e quando não são alcançadas resultam muitas vezes em dificuldades de montagem, além de contribuir para o aparecimento de esforços desgastantes, problemas de ruído e riscos de trancamento do pistão.

Na usinagem dos furos laterais radiais do pistão, onde é encaixado o pino de articulação da biela, são duas as condições críticas que podem ocorrer: desvio de circularidade acima do especificado e diâmetro do furo fora da tolerância. Na primeira condição, alto desvio de circularidade pode diminuir a área de contato do furo com o pino de articulação do pistão, como representado na Fig. 2.3, podendo gerar torques elevados, capazes de cisalhar o pino elástico que fixa o pino de articulação ao pistão.

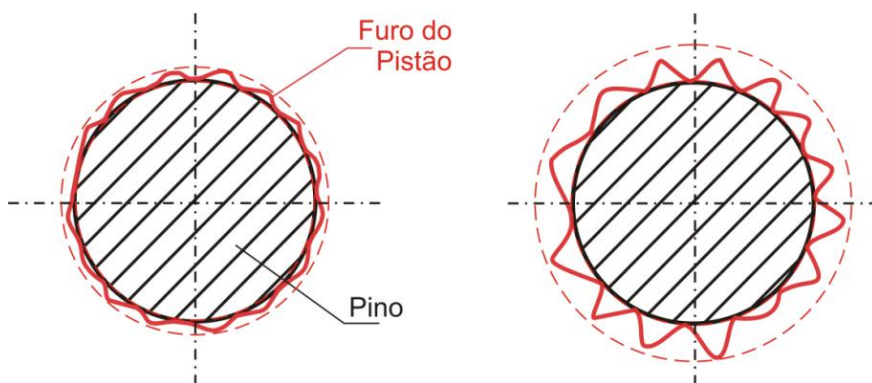


Figura 2.3 – Representação comparativa entre desvios de circularidade. À esquerda, desvio de circularidade baixo; à direita, alto desvio de circularidade, fora da especificação.

A segunda condição, onde o diâmetro do furo não atende a tolerância, é representada na Fig. 2.4. Nos momentos em que o pistão encontra-se no sentido ponto morto superior ou ponto morto inferior, forças elevadas são aplicadas na parede do furo, podendo romper o filme de óleo que impede o contato da mesma com o pino de articulação, o que pode levar a desgaste prematuro do furo, aumentando progressivamente a folga e gerando o aumento do ruído do compressor, o que é extremamente indesejável (MANKE, 1991). A evolução desta situação pode levar a uma falha catastrófica, provocando a quebra do pino elástico ou até mesmo a quebra do próprio pino de articulação.

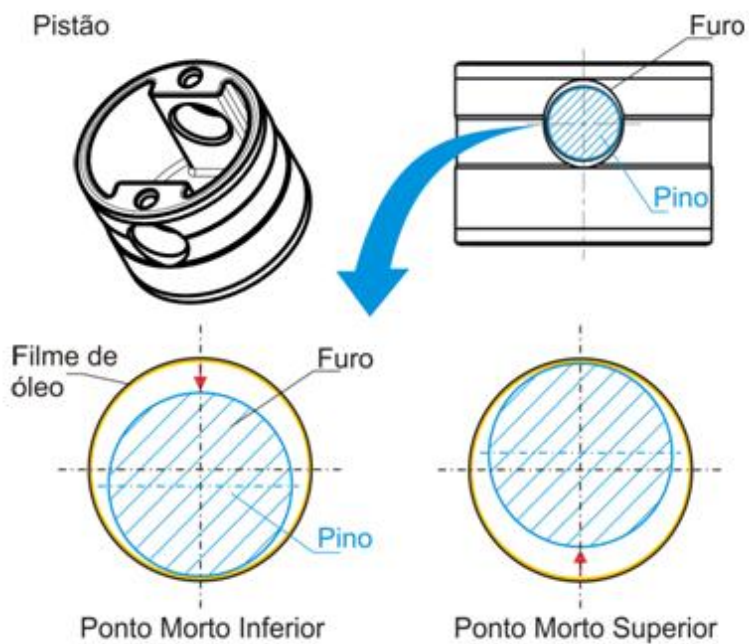


Figura 2.4 – Representação esquemática do comportamento do pino do pistão nos momentos de ponto morto superior e ponto morto inferior.

Muhlmann (2009), ressalta ainda que durante o movimento de compressão, pelo princípio de ação/reação, a biela exerce um esforço sobre o pino de articulação na direção do topo do pistão, sendo que esta força pode ser decomposta em duas direções: uma componente na direção radial e outra na direção axial do pino. Com uma componente atuando na direção axial, tem-se uma força atuando no sentido de extrair o pino de articulação do furo. Esta suposição pode ser visualizada na Fig. 2.5. Caso o desvio de circularidade seja muito grande, a área efetiva de contato entre o pino de articulação e o furo é reduzida, diminuindo a ancoragem do pino e aumentando a possibilidade de quebra do pino elástico, resultando em extração do pino de articulação. O mesmo pode ocorrer quando as folgas são excessivas.

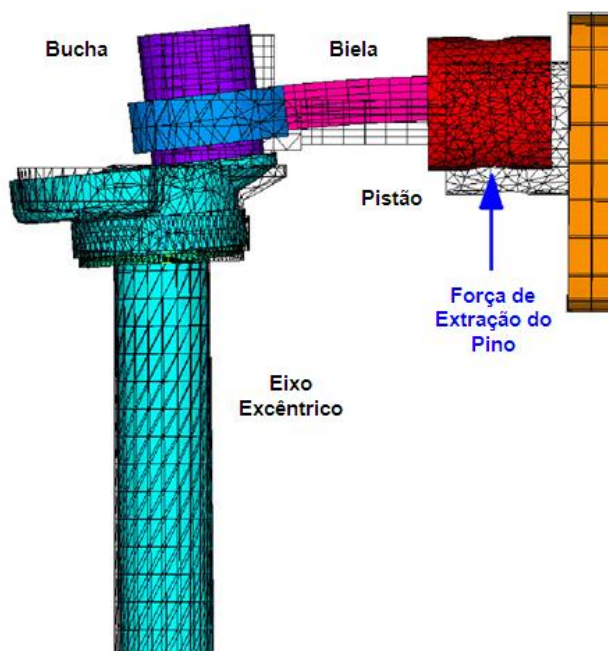


Figura 2.5 – Deformação do mecanismo sob efeito de compressão (MUHLMANN, 2009).

Este trabalho investiga a usinagem dos furos laterais do pistão, que normalmente é uma peça fabricada pela metalurgia do pó. Assim, a seguir, serão abordados temas relativos ao processo de fabricação do pistão e aos processos de usinagem utilizados.

## 2.2 Metalurgia do pó

A principal característica que diferencia a prática da metalurgia do pó (MP) das outras técnicas metalúrgicas é a utilização de pós metálicos e não-metálicos como matérias-primas (CHIAVERINI, 1992), sendo que o material sinterizado se distingue pela presença de poros, de maneira que a quantidade e o tamanho dos mesmos possui uma grande influência sobre suas propriedades.

O processo de compactação e de sinterização dos pós é conhecido pelo homem há milhares de anos. Efetivamente, foram descobertos objetos metálicos produzidos pelos Incas, por processos tecnológicos rudimentares de pulverometalurgia, que datam da Antiguidade, tais como peças de joalheria compostas por pós de ouro e de platina sinterizada; e peças constituídas por pós metálicos e cerâmica, encontradas no Egito (3000 a.C.), na Índia (300 d.C.) e também nas civilizações árabes (FERREIRA, 2002).

Atualmente, o estudo da tecnologia de fabricação de componentes pela metalurgia do pó vem apresentando um acentuado aumento, devido ao seu elevado potencial estratégico de fabricação de peças de pequeno porte. Este crescente interesse é também função de sua produção econômica em série, e a vantagem de obter peças acabadas, muitas vezes sem a necessidade de operações posteriores (CONSONI et al., 2007). Em uma usinagem tradicional, os cavacos gerados podem representar até 50% da massa original da peça bruta; já uma peça sinterizada, mesmo quando há necessidade de operações posteriores de usinagem, normalmente mantém cerca de 97% de sua massa original (GUIMARÃES, 2008).

Além disso, com o desenvolvimento tecnológico do processo, é possível produzir peças com formatos complexos a um custo inferior ao dos processos convencionais de produção, devido ao seu baixo consumo de energia e alto aproveitamento de material. A Fig. 2.6 apresenta o consumo de energia necessário para produzir um quilograma do produto acabado e o aproveitamento de matéria-prima, entre diversos tipos de processos.



Figura 2.6 – Comparação do consumo de energia e aproveitamento de matéria-prima entre processos concorrentes (GRUPO SETORIAL DE METALURGIA DO PÓ, 2012).

Para Chiaverini (1992), comparando o processo de metalurgia do pó com os processos de produção convencionais, este primeiro tem as seguintes vantagens:

- produção de peças com formas definitivas ou praticamente definitivas, dentro de tolerâncias muito estreitas, geralmente sem necessidade de operações de usinagem posteriores ou de qualquer outro tipo de acabamento;

- no produto final podem ser alcançadas propriedades mecânicas comparáveis às dos materiais fundidos, conformados mecanicamente ou usinados, ao mesmo tempo que as operações de tratamento térmico e superficial podem ser aplicadas com êxito e relativa facilidade;
- obtenção de peças em grandes séries, tornando o processo altamente competitivo em relação aos processos convencionais;
- produção e conformação de metais impossíveis ou muito difíceis de serem obtidos pelos processos metalúrgicos convencionais, como metais refratários (tungstênio, molibdênio, tântalo) e metal duro (carbonetos sinterizados de tungstênio, tântalo, titânio e outros);
- obtenção de características estruturais especiais, como porosidade controlada, aplicada por exemplo na fabricação de mancais auto-lubrificantes, onde a porosidade existente pode ser preenchida com óleo para garantir uma lubrificação permanente entre o eixo e o mancal;
- obtenção de materiais caracterizados pela associação de metais com materiais não-metálicos, como por exemplo, a combinação de materiais metálicos com materiais cerâmicos;
- possibilidade de ser exercido rigoroso controle do produto acabado, devido à capacidade de partir-se de metais extremamente puros;
- eliminação prática de rebarbas ou de qualquer excesso de material na forma de rebarbas.

Devido a estas vantagens, componentes de materiais ferrosos produzidos pela metalurgia do pó, com ou sem tratamentos superficiais, são frequentemente usados em circunstâncias onde as superfícies estão sujeitas ao contato por deslizamento, tais como mancais de deslizamento, engrenagens, eixos excêntricos, etc. (BOZZI; DE MELLO, 2006). Aços produzidos pela metalurgia do pó encontram principalmente aplicações na indústria automobilística, em sistemas de transmissão e motores, principalmente para componentes sujeitos ao desgaste (WANG; DANNINGER, 1998). A Fig. 2.7 (a) e (b) apresenta, respectivamente, a produção dos últimos anos de ferro e aço para a metalurgia do pó, e a distribuição mundial de componentes fabricados por este processo.

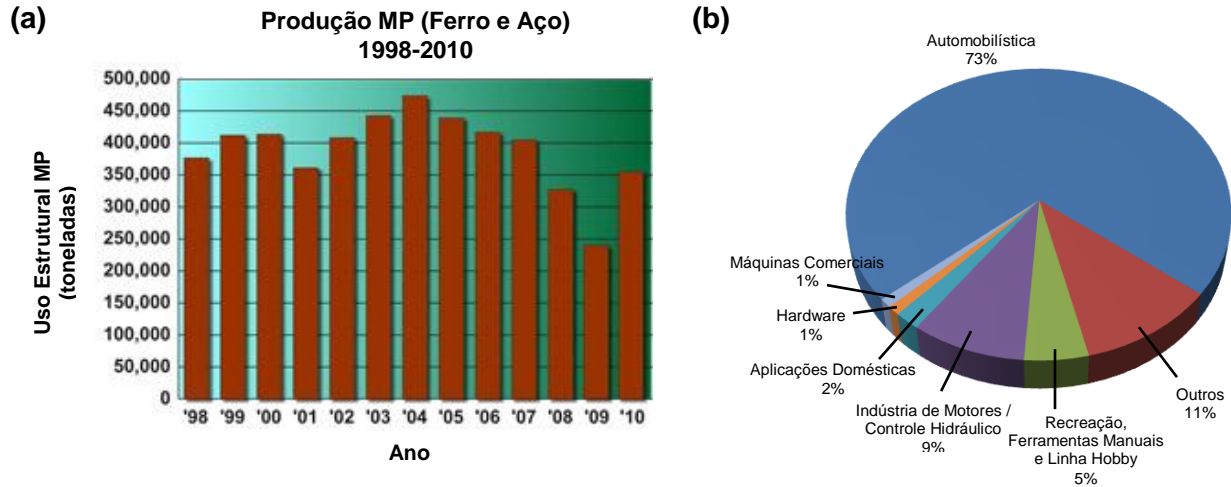


Figura 2.7 – (a) Produção de ferro e aço para a metalurgia do pó; (b) distribuição da produção de peças por MP no mercado mundial (METAL POWDER INDUSTRIES FEDERATION, 2012).

Porém, dentre as limitações da técnica, Chiaverini (1992) destaca:

- altos custos iniciais de equipamentos e ferramental;
- produção de um grande lote de peças, para compensar o investimento inicial;
- à medida que as dimensões das peças aumentam, torna-se necessário o emprego de prensas de compactação cada vez maiores, resultando em equipamentos que oferecem maiores dificuldades técnicas e custo elevado, podendo tornar o processo não viável economicamente.

### 2.2.1 Processamento e manufatura

Basicamente, o processo de metalurgia do pó pode ser dividido em quatro etapas, sendo elas: produção do pó metálico, mistura, compactação e sinterização. Em torno destas quatro etapas fundamentais, podem ser agregadas uma série de outras operações adicionais de fabricação e/ou acabamento, como por exemplo o forjamento, recozimento, calibração, tratamentos térmicos e usinagem. Estas operações tem a finalidade de melhorar as propriedades do produto, ou ainda impor características particulares para aplicações específicas (CHIAVERINI, 1992). A Fig. 2.8 mostra, em forma de fluxograma, as várias etapas do processo de metalurgia do pó, desde a produção do pó metálico até o produto acabado.



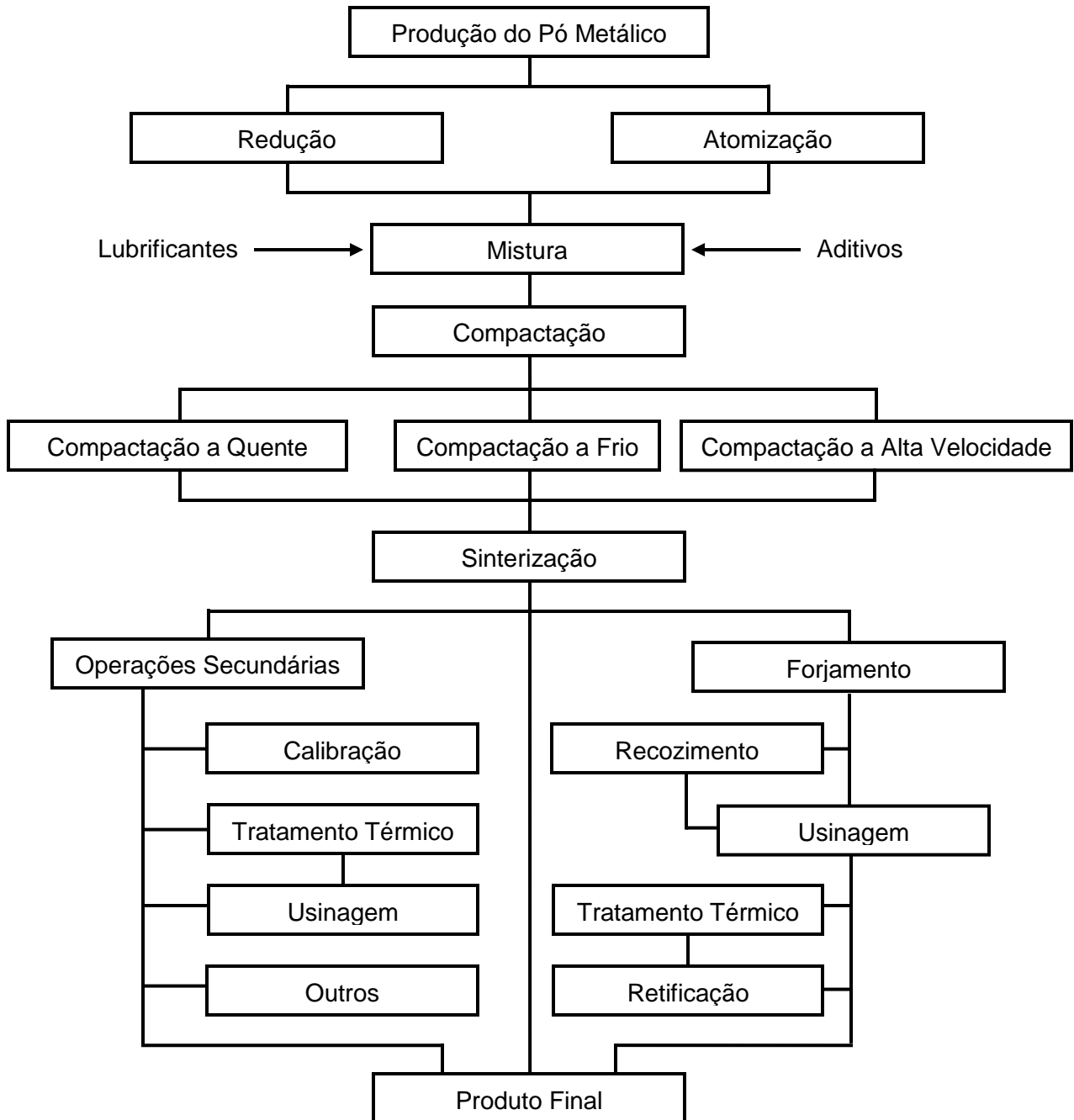


Figura 2.8 – Fluxograma das várias etapas do processo de metalurgia do pó (ŠALAK; SELECKÁ; DANNINGER, 2005).

Na metalurgia do pó, a matéria-prima, ou seja, o pó metálico, constitui um fator básico, principalmente no que se refere à uniformidade, mais do que na maioria dos processos

metalúrgicos convencionais. Por esse motivo, é imprescindível um rigoroso controle, o que significa que todas as suas características devem ser conhecidas, determinadas e controladas. Dentre estas, destacam-se pureza e composição química; microestrutura, forma, tamanho e porosidade da partícula; densidade aparente; velocidade de escoamento; compressibilidade e resistência verde (CHIAVERINI, 1992).

A forma e o tamanho das partículas estão fortemente relacionadas e são as características mais importantes nos pós metálicos, uma vez que influenciarão no processo de compactação e sinterização, bem como nas propriedades do produto final (GERMAN, 1994; CHIAVERINI, 1992). Por ser de difícil definição, descritivos qualitativos, como mostrados na Fig. 2.9, são utilizados frequentemente para tentar descrever a forma das partículas.

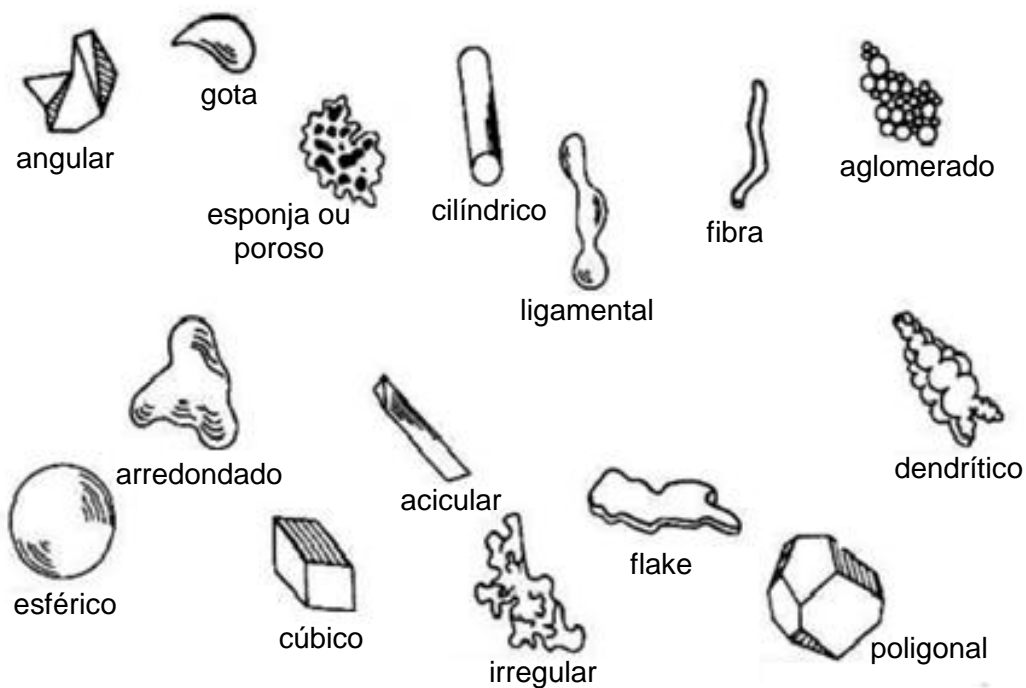


Figura 2.9 – Conjunto de possíveis formas de partícula e os descritivos qualitativos sugeridos (GERMAN, 1994).

Na etapa de produção do pó metálico, a atomização é o método de obtenção considerado mais importante, principalmente porque é grandemente empregado na produção de pó de ferro, que é o metal de maior consumo na metalurgia do pó. Além disso, esse processo permite a fabricação de pó de praticamente qualquer metal ou liga metálica (CHIAVERINI, 1992).

De modo sucinto, o processo consiste em pulverizar um líquido metálico em partículas finas, geralmente de tamanho inferior a 150  $\mu\text{m}$ . Essa pulverização é feita forçando-se a passagem de uma corrente de metal líquido através de um pequeno orifício, na saída do qual a corrente metálica líquida é desintegrada por um jato de água, ar ou gás. O metal solidifica imediatamente pela ação combinada do jato e do resfriamento natural, causado pela expansão do metal ao deixar o orifício. Mediante um sistema de sucção, o pó é recolhido numa câmara. O processo de atomização pode ainda ser classificado a água ou a gás, como função do meio utilizado para desintegrar a corrente de metal (CHIAVERINI, 1992).

O processo de mistura dos pós metálicos consiste em produzir a liga desejada e promover a homogeneização da matéria-prima. Essas operações aumentam o contato entre as partículas. Na homogeneização, procura-se assegurar um pó uniforme, mais adequado para compactação, ou seja, com tamanho e forma de partículas bem distribuídas, evitando-se segregação. Nesta etapa, a utilização de lubrificantes tem por objetivo reduzir o atrito entre o compacto e os componentes do ferramental empregado na operação posterior de compactação (CHIAVERINI, 1992).

Ainda no processo de mistura, assim como nos materiais fundidos, elementos de liga podem ser adicionados para se adquirir propriedades físicas e mecânicas desejadas. Dentre as ligas ferrosas, as mais simples são aquelas a base de Fe-C, com carbono variando de 0,3% até cerca de 1,0%. As ligas com adição de cobre e níquel são as que apresentam maior facilidade em atingir elevadas densidades, e por isto são as mais utilizadas para a fabricação de peças estruturais. Principalmente a presença do cobre, quer introduzido como mistura ou por impregnação, reduz consideravelmente a porosidade do material. O níquel, por possuir uma alta taxa de difusão no ferro, pode ser adicionado na mistura para posterior formação da liga durante o processo de sinterização. O molibdênio aumenta a dureza e a resistência ao desgaste abrasivo, por ser um formador de carbonetos. Para melhorar a usinabilidade, elementos como fósforo e enxofre podem ser adicionados (CHIAVERINI, 1990).

Na compactação ou moldagem, as cavidades da matriz correspondem normalmente à forma e dimensão do produto final. Certa quantidade de pó é colocada dentro de uma matriz montada em uma prensa de compressão. Os punções se movimentam fazendo as partículas de pó se unirem umas as outras, até que a densidade do material chegue ao ponto desejado. Esse pó prensado é chamado de compacto verde. A compactação tem por objetivo conformar o pó na forma projetada; conferir as dimensões finais especificadas, considerando as possíveis alterações dimensionais que possam ocorrer durante a sinterização; proporcionar a adequada

densidade verde ao compacto; conferir resistência mecânica necessária para o manuseio posterior; e por fim criar o contato necessário entre as partículas de pó, para que a operação de sinterização seja efetuada de modo mais eficiente (GERMAN, 1994; CHIAVERINI, 1992).

Já na etapa de sinterização ou aquecimento, obtém-se a ligação final entre as partículas de pó, aplicando-se uma temperatura abaixo da temperatura de fusão do metal base ou liga metálica considerada, sob condições controladas de temperatura, tempo e atmosfera. Como resultado, as partículas que constituem o compacto verde ligam-se entre si, e o material adquire as características desejadas de densidade, dureza e resistência mecânica. Esta operação afeta grandemente as propriedades dos materiais. Dentre os fatores que influenciam na sinterização, destaca-se o tamanho, forma, estrutura e composição da partícula; densidade verde; temperatura e tempo (METALS HANDBOOK, 1984; CHIAVERINI, 1992).

A sinterização é feita normalmente em fornos contínuos com três zonas de atuação: aquecimento, manutenção da temperatura e resfriamento. Esta operação deve ser realizada em ambiente adequado para evitar que aconteçam fenômenos indesejáveis durante o processo. Para isso, empregam-se as chamadas atmosferas protetoras, cujos objetivos são evitar e/ou minimizar qualquer reação química entre o compacto verde com o meio ambiente, como por exemplo a oxidação; remover impurezas presentes, principalmente películas de óxidos existentes não só na superfície como igualmente no interior do compacto, devido sua porosidade intrínseca; fornecer, eventualmente, elementos químicos para se ligarem com o metal do compacto. Exemplos de atmosferas a serem utilizadas em processos de sinterização são: vácuo, hidrogênio, nitrogênio, amônia dissociada, argônio e hélio (CHIAVERINI, 1992).

De acordo com Chiaverini (1992), no processo de sinterização ocorrem os seguintes estágios, representados esquematicamente no exemplo da Fig. 2.10:

- ligação inicial entre as partículas e formação de um pescoço;
- crescimento do pescoço;
- fechamento dos canais que interligam os poros;
- arredondamento dos poros;
- contração dos poros ou densificação;
- crescimento eventual dos poros.

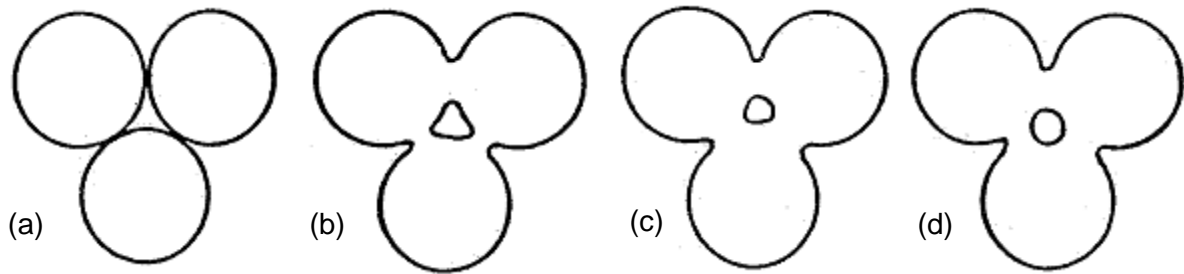


Figura 2.10 – Representação esquemática de três esferas de sinterização: (a) pontos originais de contato; (b) crescimento do pescoço; (c) e (d) arredondamento dos poros (CHIAVERINI, 1992).

A ligação inicial entre as partículas tem lugar na primeira fase do processo, quando o material é aquecido, em consequência da difusão de átomos, levando ao desenvolvimento de contornos de grãos. Essa difusão ocorre nas posições em que há um contato efetivo entre as partículas adjacentes. A ligação inicial não causa qualquer alteração dimensional do compacto, mas já lhe confere um elevado grau de coesão. Quanto maior a densidade verde do compacto, mais eficiente é essa ligação, devido à maior área de contato presente. Em consequência desse processo formam-se pescoços, como mostrado na Fig. 2.11.

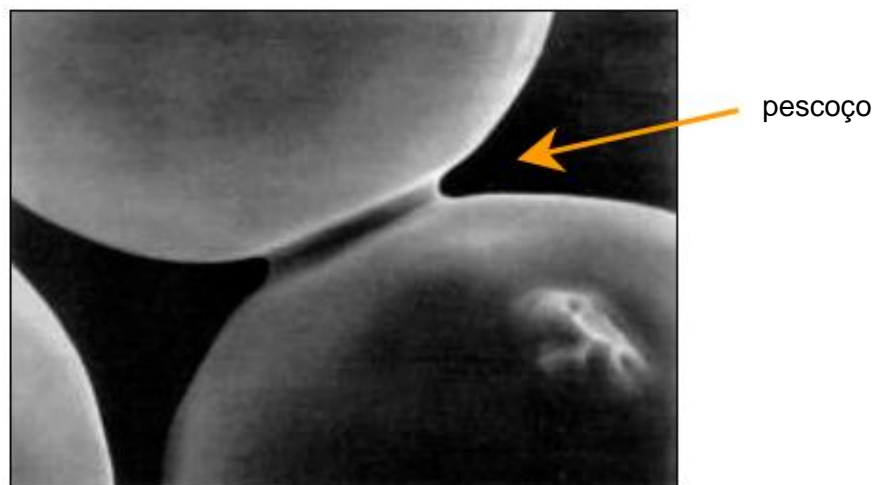


Figura 2.11 – Formação de pescoço, em consequência da ligação inicial entre as partículas (GERMAN, 1994).

À medida que este pescoço cresce, há um maior grau de ligação no interior da massa sob sinterização. Embora esse crescimento exija o transporte de material, não ocorre qualquer

decrécimo na quantidade de poros, ou seja, não se verifica qualquer contração do material. Com o prosseguimento da sinterização, novos pescoços se formam e se sobrepõem nos estágios seguintes. Este crescimento resulta igualmente no crescimento do contorno de grão inicial associado com o primeiro estágio.

O terceiro estágio corresponde ao fechamento dos canais que interligam os poros, de forma que poros isolados são formados. Isto significa uma mudança apreciável na natureza da porosidade da massa sinterizada, sendo que uma das causas desse fechamento é o crescimento do pescoço, e também a contração dos poros.

O estágio de arredondamento dos poros pode ser considerado uma consequência natural de crescimento do pescoço. Isto porque, ao material ser transportado das regiões do pescoço a partir das superfícies dos poros, estes tendem a ficar mais arredondados. Este arredondamento é promovido por temperaturas de sinterização elevadas, e é um estágio particularmente importante no que diz respeito à influência da porosidade nas propriedades mecânicas dos materiais sinterizados.

A contração dos poros ou densificação é frequentemente considerado o estágio mais importante da sinterização, pois provoca um decréscimo em volume da massa sinterizada, envolvendo nesse caso movimento do sólido em direção à porosidade, e movimento de qualquer gás da porosidade em direção às superfícies externas.

Finalmente, o estágio de crescimento dos poros, quando ocorre, consiste da contração e eliminação de poros pequenos e isolados e no crescimento de poros maiores. Ou seja, há um decréscimo do número de poros e os restantes apresentam um tamanho maior, o que significa que a quantidade total de porosidade permanece a mesma. Desse modo, não se pode associar qualquer densificação do material com este estágio.

De acordo com Metals Handbook (1984), as propriedades mecânicas de um material estrutural da MP dependem da composição química, densidade e tratamento térmico do material, sendo que a densidade é o fator de maior influência. Por sua vez, a densidade de um material da MP é diferenciada em densidade aparente ( $\text{g/cm}^3$ ) e densidade teórica (%), sendo esta última a razão entre a densidade do material da MP e a densidade do material forjado. Peças da MP com densidade teórica menor que 75% são consideradas de baixa densidade; aquelas acima de 90% são de alta densidade, e os valores intermediários são classificados como de média densidade. Geralmente, peças estruturais tem densidade na faixa de 80 a 95%; mancais auto lubrificantes tem densidade de aproximadamente 75%, enquanto que a densidade de filtros sinterizados pode ser menor que 50%.

As ligas mais simples só podem ser empregadas na produção de componentes mecânicos sujeitos a cargas mais leves, como certas engrenagens e buchas de ferro auto-lubrificantes. Peças fabricadas pela metalurgia do pó podem sofrer tratamento de carbonitreção, para serem utilizadas em componentes com resistência ao desgaste, como pequenos cames e alavancas. À medida que se caminha para teores de carbono mais altos e para ligas contendo cobre ou níquel, permite-se o seu uso em componentes sujeitos a cargas moderadas, sobretudo porque essas ligas podem ser tratadas termicamente. Peças sinterizadas de aço inoxidável também podem ser produzidas para ambientes corrosivos, com propriedades mecânicas razoáveis (CHIAVERINI, 1990).

### *2.2.2 Tratamento térmico a vapor*

Dentre os tratamentos térmicos de peças sinterizadas, os mais usuais incluem a têmpera, cementação, carbonitreção, nitreção e tratamento a vapor. O tratamento a vapor é um dos processos disponíveis para o tratamento superficial de peças produzidas pela metalurgia do pó. É um processo de recobrimento termoquímico pertencente à categoria dos recobrimentos de conversão química. Este processo de deposição é uma técnica mista, no qual recobrimentos não metálicos são produzidos pela transformação das camadas atômicas exteriores da superfície de um metal em óxidos do mesmo, com propriedades diferentes da superfície original. Isto é efetuado através de uma reação induzida em um ambiente artificial por meio do qual o metal original forma um dos elementos do composto com os outros elementos sendo fornecidos pelo ambiente. Assim, são obtidos recobrimentos com uma interface sem descontinuidade e, devido a isso, apresentam uma boa adesão ao substrato (BHUSHAN; GUPTA, 1991).

Os recobrimentos óxidos decorrentes de conversão química de ligas ferrosas podem produzir significativos aumentos de desempenho tribológico em componentes. Esses recobrimentos são frequentemente empregados em aplicações que necessitam de resistência ao desgaste moderado, além de também serem aplicados onde se necessita de resistência à corrosão (BHUSHAN; GUPTA, 1991).

A quantidade de poros presentes no material sinterizado e o tamanho dos mesmos possui uma grande influência sobre suas propriedades. Componentes sinterizados são normalmente mais susceptíveis ao desgaste, corrosão e fadiga do que os materiais fabricados por fundição, conformação ou usinagem. A presença de porosidade provoca a redução

intrínseca da resistência, em consequência, da capacidade de carga. Essa porosidade pode ainda afetar os mecanismos de desgaste atuantes na superfície das peças sinterizadas. Quando a espessura da camada de óxido no interior da rede de poros interconectados aumenta, os diâmetros dos poros diminuem até que alguns poros sejam completamente preenchidos com óxidos. Isso causa o fechamento dessa rede de poros e torna o componente impermeável aos líquidos e gases (GERMAN, 1994).

Em peças ferrosas sinterizadas, o objetivo do processo de tratamento a vapor é criar uma camada de magnetita ( $\text{Fe}_3\text{O}_4$ ) na superfície e na rede de poros comunicantes. Gallo; Vitiello; Prisco (2003) investigaram a influência do tratamento a vapor nas propriedades do ferro sinterizado, tendo verificado um grande aumento da dureza, redução de porosidade e melhoria das forças de tração em qualquer direção. Verificou-se também aumento no módulo de Young, o que foi atribuído à presença da camada de óxido e ao aumento relativo da densidade.

Guimarães (2008) estudou o efeito da oxidação a vapor antes e após a usinagem na resistência ao desgaste de ferro sinterizado. Foi verificado que o tratamento a vapor produziu uma camada com boa uniformidade e com dureza 130% superior a do substrato, além de melhoramento acentuado das propriedades de desgaste, que foi comprovado por meio de ensaios de perfis de desgaste, de circularidade e de microdesgaste. Verificou-se também que o processo de oxidação a vapor em peças usinadas, que foram anteriormente submetidas ao mesmo processo, não modifica as suas características dimensionais originais. O item a seguir discute mais detalhes da usinagem de peças fabricadas pela metalurgia do pó.

### *2.2.3 Usinagem de peças da MP*

Uma das muitas vantagens da metalurgia do pó frente a outros processos, é que este permite eliminar ou reduzir grandemente as operações de usinagem. Contudo, muitas peças exigem estreitas tolerâncias ou tem forma muito específica, que requerem usinagem na etapa final de produção. Características como furos na direção perpendicular ao eixo de compressão, como por exemplo em um pistão de compressor, rebaixo e rosqueamento, necessitam do uso de operações de usinagem (CHIAVERINI, 1990).

De acordo com Metals Handbook (1984), peças feitas pela técnica da MP geralmente requerem métodos de usinagem diferentes daqueles usados para peças fundidas ou forjadas de composição química similar, isto devido à porosidade intrínseca do material. Poros podem ser fechados durante a operação de usinagem, e em peças onde a porosidade deva ser



preservada, como por exemplo em mancais auto lubrificantes, mínima usinagem é preferível para que a lubrificação seja eficiente. Para minimizar este efeito de fechamento dos poros, recomenda-se leves profundidades de corte, nunca maior que 0,38 mm, sendo que o valor deverá ser determinado de acordo com a operação de usinagem a ser empregada.

Sobre o uso de fluidos de corte, se um lubrificante é impregnado na peça antes da usinagem, esta poderá ser contaminada pelo fluido. Se a impregnação será feita após, os poros poderão absorver o fluido de corte e esta será comprometida. Além disso, o uso de fluidos também pode causar prejuízos em operações como retificação e polimento de peças da MP, uma vez que podem entrar nos poros, carregando consigo partículas abrasivas que ficam ali depositadas (METALS HANDBOOK, 1984).

### *2.2.3.1 Usinabilidade de peças da MP*

Em termos gerais, usinabilidade pode ser definida como sendo uma grandeza que indica a facilidade ou a dificuldade de se usinar um material. Dentre as variáveis que podem ser consideradas na medida de usinabilidade, pode-se citar: força de corte, vida da ferramenta, taxa de desgaste, acabamento superficial, temperatura de corte, disposição do cavaco, etc. (MACHADO et al., 2009).

Segundo Šalák; Selecká; Danninger (2005), geralmente aços obtidos por MP são mais difíceis de serem usinados que os aços convencionais. Além das características específicas deste material, como fabricação e processamento, com destaque para a porosidade, os aços da MP comumente não usam os mesmos elementos ligantes que aços estruturais forjados. Estes primeiros são ligados principalmente com cobre, níquel, fósforo e molibdênio, e também em quantidade muito maior comparado com os aços convencionais. Assim, mesmo se o fator porosidade é excluído, a comparação na usinabilidade de ambos materiais não é adequada, mesmo se estes possuírem composição química e/ou propriedades mecânicas semelhantes.

Em trabalhos de Hamiuddin e Murtaza (2001), foi investigado o efeito do P, C, Ni e Cu na microestrutura e usinabilidade de ligas de ferro e aço sinterizados, ambos tratados termicamente. O método utilizado nos testes foi o tempo de usinagem de uma broca de HSS até que ela se quebrasse. Os resultados mostraram que os menores teores de Cu testados tiveram efeito considerável na usinabilidade, enquanto que o Ni, mesmo em baixo teor, dificultava a usinabilidade. O aumento no teor de Cu, Ni, P e C, e também o tratamento térmico,

tiveram influência negativa nas características de usinabilidade das ligas de ferro e aço sinterizados.

No entanto, assim como para os materiais convencionais, a usinagem de peças provenientes da MP deve considerar, além das propriedades específicas do material sinterizado, a influência dos parâmetros de usinagem, definidos pela ferramenta de corte (material e geometria), condições de corte ( $a_p$ ,  $v_c$  e  $f$ ) e máquina-ferramenta. Porém, entre todos estes fatores, muito frequentemente não é possível escolher aquele que tem o efeito decisivo na usinabilidade (ŠALAK; SELECKÁ; DANNINGER, 2005). Ainda de acordo com estes autores, a usinabilidade de peças fabricadas pela MP é afetada principalmente por dois fatores:

- técnica de processamento e manufatura, incluindo compactação, condições e atmosfera de sinterização;
- características do material: composição química, microestrutura e porosidade.

Para Blais; L'Espérance; Bourgeois (2001), a usinabilidade inferior é usualmente atribuída em um ou mais destes três fatores: corte interrompido, menor condutividade térmica e presença de partículas duras, sendo os dois primeiros devido à presença intrínseca da porosidade.

Šalak; Selecká; Danninger (2005) apresentam duas teorias para explicar o efeito direto da porosidade no mecanismo do processo de corte de peças sinterizadas. A primeira baseia-se no princípio de que a porosidade causa constante corte interrompido em um corpo poroso e, por isso, prejudica a usinabilidade, como ocorre no corte macro-interrompido de materiais forjados. Este processo de corte causa um regime desestabilizado na aresta de corte da ferramenta, de modo que quando esta encontra um poro na microestrutura, um pequeno segmento da aresta é aliviado elasticamente, e logo em seguida sofre o impacto novamente quando entra em contato com o material no outro lado do poro. Assim, à medida que a ferramenta passa pelos poros e penetra novamente no material ao longo da interface cavaco-ferramenta, a porosidade gera choques microscópicos na aresta de corte, resultando em microfadigas térmicas e mecânicas, causando *chatter* e vibração, que aceleram o desgaste da ferramenta e levam rapidamente ao lascamento, prejudicando a qualidade da peça. A Fig. 2.12 ilustra a ação de corte interrompido usando uma ferramenta de tornear.

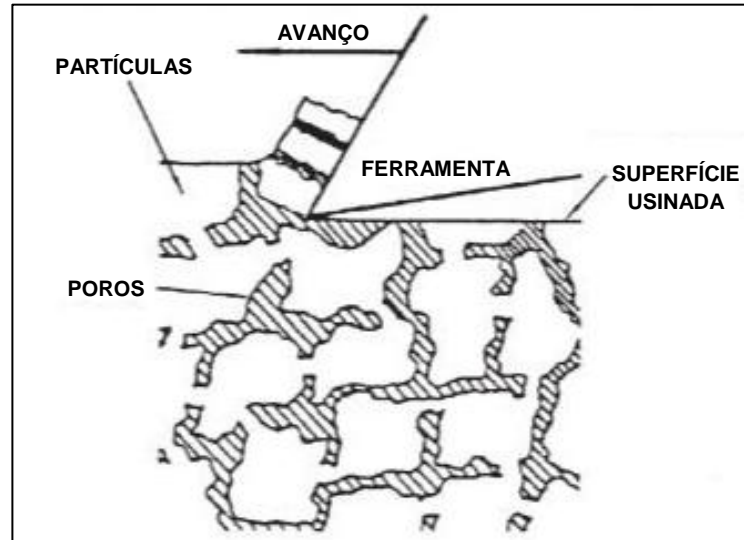


Figura 2.12 – Ilustração esquemática da usinagem de um material poroso obtido por MP (ŠALAK; SELECKÁ; DANNINGER, 2005).

Assim, de acordo com a teoria do corte interrompido, a usinabilidade de aços sinterizados é melhorada quanto maior for a densidade. Porém, estes autores salientam que a área de contato da aresta de corte, quando usinando material da MP, é consideravelmente maior que o tamanho médio dos poros, que geralmente varia de 1 a 10  $\mu\text{m}$ . Portanto, o contato da ferramenta com o material é muito maior que o tamanho do poro individualmente, o que segundo os autores mostra que o corte interrompido não explica adequadamente as características dinâmicas do sistema ferramenta-peça. Além disso, se o processo de corte fosse caracterizado como interrompido, o cavaco seria extremamente pequeno, da ordem de tamanho da partícula de pó.

A segunda teoria é chamada pelos autores de teoria da deformação. No processo de corte, a camada superficial usinada é formada pelo efeito termo-mecânico da aresta de corte no material da peça. A alta deformação plástica sofrida por esta camada causa um significativo aumento na densidade de discordâncias, o que pode resultar em encruamento e maior microdureza perto da superfície usinada. Na usinagem de peças sinterizadas, testes experimentais mostraram a presença de uma camada sob a superfície recém-formada, que contém pequena ou nenhuma porosidade, o que foi atribuído à ação da ferramenta de corte comprimindo o material suficientemente para tapar os poros.

Em materiais com alta porosidade, durante a usinagem o material é simplesmente deslocado para dentro dos poros, o que faz com que a deformação resultante seja reduzida,

umentando a vida da ferramenta. Neste caso, as forças de corte são baixas porque o encruamento excessivo, devido à densificação, induz trincas no material e o torna quebradiço. À medida que material é deslocado para dentro dos poros, a densidade aumenta e o material torna-se mais resistente, além do que a extensão da camada encruada é reduzida. Com isso, menos trincas são geradas, e a força requerida para o corte do material aumenta, devido à resistência intrínseca do material.

Assim, se a densificação é resultado de uma maior quantidade de material empurrado para dentro dos poros, combinado com menor encruamento, como em materiais altamente porosos, a usinabilidade é melhorada. Partindo deste princípio, a eliminação da porosidade à frente da ferramenta significa que a aresta de corte nunca entra em contato com os poros, e por isso não sofre corte interrompido. Porém, Šalák; Selecká; Danninger (2005) destacam que, em relação a esta teoria, deve ser considerado que a extensão da zona deformada é grandemente influenciada e modificada pela composição química do material e pela heterogeneidade da microestrutura.

No entanto, mesmo em face dessas duas teorias, a análise detalhada do efeito da porosidade no processo de corte de materiais da metalurgia do pó é faltosa na literatura.

Para Blais; L'Espérance e Bourgeois (2001), embora grande quantidade de trabalhos tenham sido feitos para investigar o efeito de elementos de liga e modificações no processo para melhorar a usinabilidade do material da MP, poucos estudos tem sido feitos para otimizar os meios de caracterização da usinabilidade deste tipo específico de material. Para eles, as características de usinabilidade estão relacionadas ao processo de usinagem usado, e não há um método universal para caracterizar a usinabilidade quantitativamente. E como foi o caso há 100 anos, com a usinagem de aços forjados, a indústria da MP terá que construir seus próprios critérios de usinabilidade para diferentes parâmetros, tais como operação de usinagem, química do pó, condições de sinterização, densidade da peça, material da ferramenta, condições de corte, etc.

Em suas pesquisas, os autores citados acima realizaram uma avaliação qualitativa da usinabilidade de aços sinterizados durante a operação de furação. Usando uma bancada de teste, foi mostrado experimentalmente que a evolução do desgaste de flanco foi proporcional à taxa de variação da força de corte, medida durante o processo de furação. Os resultados mostraram que a quantidade de material removido é o critério mais preciso para caracterizar a usinabilidade de peças da MP, ao invés da força média de corte, como é frequentemente sugerido na literatura.

## 2.3 Operação de alargamento

A obtenção de furos através do uso de brocas é o meio mais largamente utilizado na indústria, devido à sua versatilidade, baixo custo e também a simplicidade da operação. Porém, por ser uma operação de desbaste, a furação produz furos com altas tolerâncias dimensionais, que geralmente variam entre a qualidade ISO IT 11 a IT 14 (FERRARESI, 1972; STEMMER, 1995). Assim, quando as especificações de projeto exigem estreitos valores de tolerâncias dimensionais, geométricas e de rugosidade, deve-se empregar uma operação de acabamento no furo originado pela furação com broca helicoidal.

Dentre estas operações tem-se o alargamento, que é uma operação de usinagem na qual as arestas de corte de uma ferramenta rotativa removem uma pequena quantidade de material, enquanto que suas guias cilíndricas alisam a superfície usinada, de forma a maximizar a exatidão dimensional, e minimizar os desvios geométricos e a rugosidade do furo. Metals Handbook (1989) define o alargamento como sendo uma “operação de usinagem na qual uma ferramenta rotativa faz um leve corte para melhorar a precisão e reduzir a rugosidade do furo”. Já para Ferraresi (1977), este é um “processo mecânico de usinagem destinado ao desbaste ou ao acabamento de furos cilíndricos ou cônicos, com auxílio de uma ferramenta geralmente multicortante. Para tanto, a ferramenta ou a peça giram e se deslocam segundo uma trajetória retilínea, coincidente ou paralela ao eixo de rotação da ferramenta”. Ainda para Stemmer (1995), o objetivo do alargamento é calibrar o furo e melhorar o acabamento da superfície originada pela furação com broca helicoidal.

Os alargadores são as ferramentas utilizadas na operação de alargamento, e de acordo com sua aplicação, podem assumir diferentes aspectos construtivos e geometrias. Através dos movimentos de corte e avanço dentro do furo, removem pequeno volume de material, deixando-o com dimensões mais precisas (FERRARESI, 1972; STEMMER, 1995). O fabricante de ferramentas Dormer (2007) recomenda o uso de alargadores quando se deseja furos com tolerâncias ISO IT 05 a IT 12.

### 2.3.1 Alargadores

Os termos geométricos relativos aos alargadores, e empregados neste trabalho, estão de acordo com a NBR ISO 5420 (ABNT, 2010), e são indicados na Fig. 2.13.

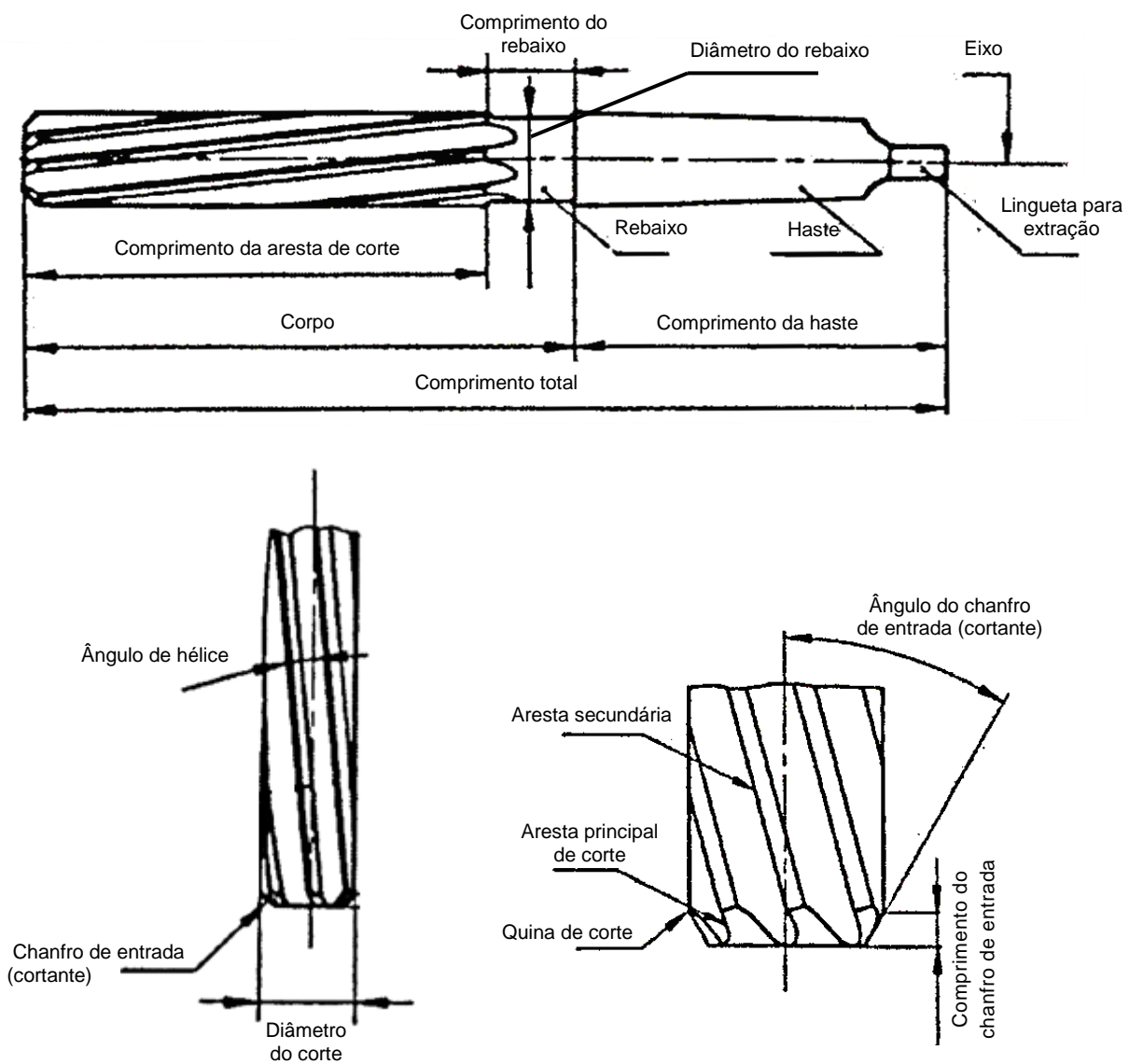


Figura 2.13 – Terminologia dos alargadores de acordo com a NBR ISO 5420 (ABNT, 2010).

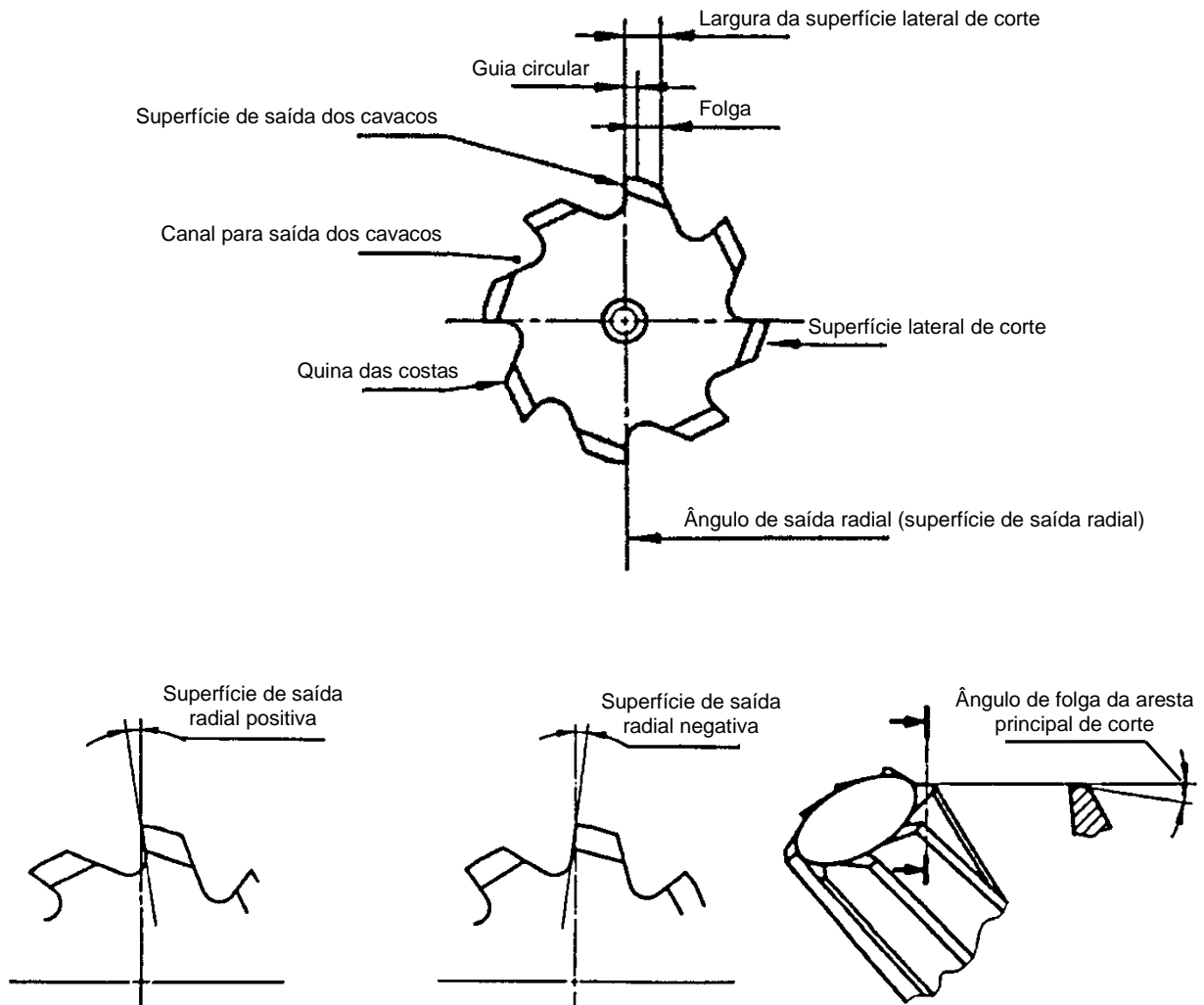


Figura 2.13 (continuação) – Terminologia dos alargadores de acordo com a NBR ISO 5420 (ABNT, 2010).

Os alargadores podem ser fabricados em uma peça única, ou ainda terem o corpo de um material e lâminas de corte e/ou guias de outro. As lâminas, por sua vez, podem ser fixas ou móveis. Neste aspecto, Tool Handbook (1989) classifica os alargadores em:

- **Alargadores sólidos:** aqueles feitos de somente uma peça, ou seja, inteiriços.
- **Alargadores sólidos de pastilha:** aqueles que têm o corpo de um material com pastilhas de corte de outro material, como por exemplo, corpo de metal duro e pastilhas de PCD, sendo que estas não são substituíveis.

- **Alargadores com lâminas inseridas:** estes possuem lâminas retidas mecanicamente, que são substituíveis.
- **Alargadores com lâminas ajustáveis:** aqueles cujo diâmetro pode ser mudado por deslizamento, ou outro movimento, sendo que as lâminas se aproximam ou afastam do eixo do alargador.
- **Alargadores de expansão:** podem ser ajustados de forma que compensem o desgaste da ferramenta, não devendo ser utilizados com a finalidade de variar o diâmetro da mesma.

Existem também vários tipos de alargadores especiais, que podem ser utilizados nos mais diversos tipos de operações. Entre eles, pode-se citar: alargador ferramenteiro, alargador escareador, alargador cônico, alargador de ponte, alargador de tubo, conjugado broca-alargador e alargador de diâmetro múltiplo.

Quanto ao tipo de aplicação, os alargadores podem ser construídos para emprego manual ou em máquina (GABOR, 1982; TOOL HANDBOOK, 1989). Os alargadores manuais são usados para calibração final do furo, e as arestas de corte são retificadas com certa conicidade, para facilitar a entrada da ferramenta. O quadrado na extremidade da haste é adequado para prender a ferramenta em um desandador de macho (*tap wrench*). Para Stemmer (1995), os alargadores manuais distinguem-se dos alargadores de máquina pelo chanfro, uma vez que no alargamento toda a usinagem é executada nos chanfros do alargador. O chanfro de 45° nos alargadores manuais não corta, servindo apenas como guia. A aresta principal de corte é mais comprida, abrangendo cerca de um quarto de comprimento do alargador. A Fig. 2.14 apresenta um alargador manual, de acordo com a terminologia da NBR ISO 5420 (ABNT, 2010).



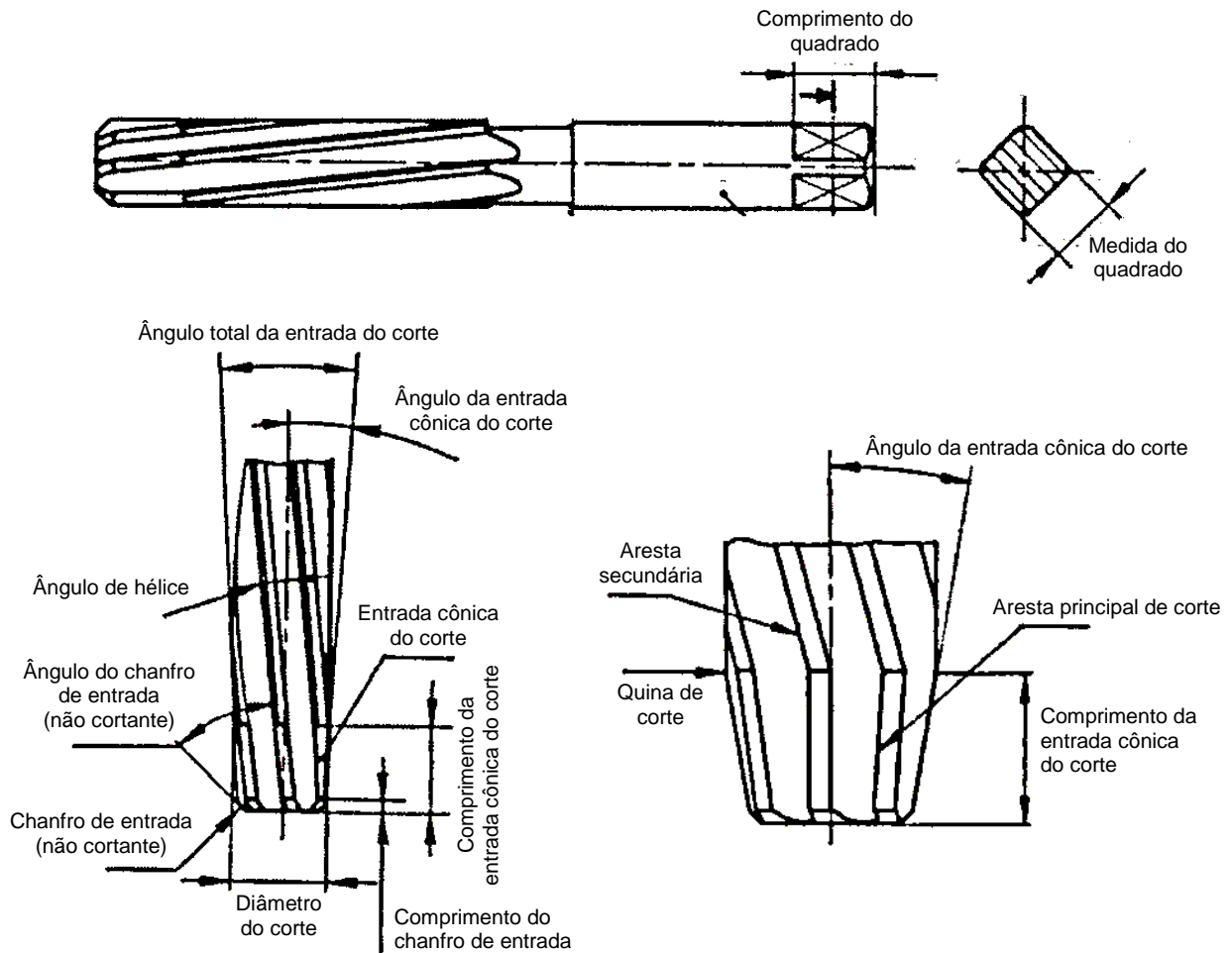


Figura 2.14 – Alargador manual, de acordo com a terminologia da NBR ISO 5420 (ABNT, 2010).

Já os alargadores para máquina são específicos para uso em máquinas, sendo sua haste apropriada para se montar em mandril. A haste, que pode ser cilíndrica ou cônica, permite ser fixada em mandril de parafusos laterais (tipo *Weldon*), em mandris hidromecânicos, hidráulicos ou por interferência térmica, ou ainda diretamente em adaptadores (SANTOS, 2004). Os chanfros geralmente são afiados em  $45^\circ$ , e são disponibilizados pelos fabricantes com grande variedade de modelos e versões.

A Figura 2.15 compara o processo de corte de um alargador de máquina com um alargador manual.

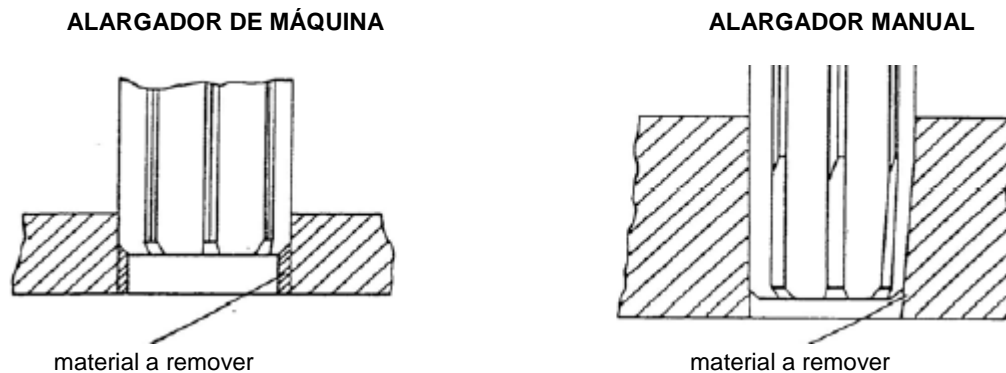


Figura 2.15 – Comparação do processo de corte de um alargador de máquina com um alargador manual (STEMMER, 1995).

A NBR ISO 5420 (ABNT, 2010) relaciona os tipos específicos de alargadores em: alargador manual; alargador para máquinas com haste cone Morse e canais longos; alargador para máquinas com haste cilíndrica; alargador manual para pinos cônicos; alargador para máquinas com haste cone Morse e para furos cônicos; alargador para máquinas com haste cilíndrica para furos cônicos; alargador de furos para rebites; alargador de acabamento da conicidade para cones Morse e métricos com haste cilíndrica; alargador de acabamento da conicidade para cones Morse e métricos com haste cone Morse; alargador desbastador para cones Morse e métricos com haste cone Morse; alargador sem haste com furo cônico.

Quanto ao tipo de canal, os alargadores podem ser fabricados de canais helicoidais ou retos, sendo que a escolha dependerá da operação que será realizada. De acordo com Metals Handbook (1989), as arestas de corte helicoidais proporcionam uma entrada suave nas irregularidades, minimizando vibrações e conferindo à peça melhor acabamento superficial e exatidão dimensional, diminuindo também o desgaste do alargador. Alargadores de canais helicoidais são utilizados para alargar furos com interrupções na parede, tais como rasgos de chaveta, furos, fenda (STEMMER, 1995). Para Gabor (1982), estes alargadores também são recomendados para usinagem de furos profundos, geralmente passantes (exceto em casos onde os materiais produzem cavacos curtos) e podem ser utilizados a altas velocidades de corte e elevadas taxas de avanço, já que a remoção de cavacos é 1,5 vez maior do que com alargadores de canais retos.

Stemmer (1995) diferencia ainda o sentido da hélice. A hélice é à direita quando, olhando-se o alargador de cima, normalmente ao eixo, a hélice se desenvolve para a direita. Alargadores de hélice à direita são recomendados apenas para o alargamento de furos cegos,

onde os cavacos não encontram lugar para se alojar, e por isto devem ser jogados para fora do furo. Já os alargadores de hélice à esquerda são mais usados na usinagem de furos passantes com corte interrompido.

Os alargadores de canal reto têm suas arestas de corte em planos paralelos ao eixo do alargador. Comumente são usados para usinagem de furos passantes e sem interrupção, sendo os mais utilizados e preferidos para alargamento de acabamento (STEMMER, 1995). Normalmente são afiados com um chanfro de  $45^\circ$ , e são adequados para o alargamento de quase todos os tipos de metais (METALS HANDBOOK, 1989).

Na Figura 2.16 são mostrados os tipos de canais e sentido da hélice dos alargadores.

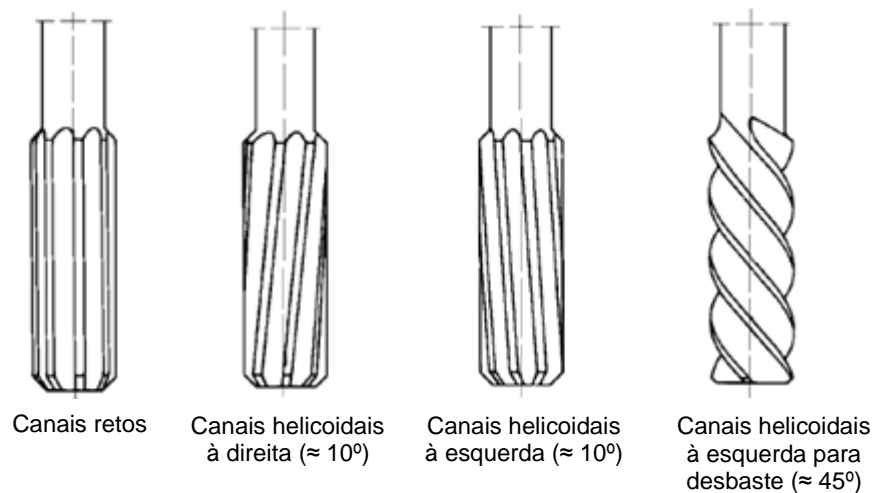


Figura 2.16 – Tipos de canais dos alargadores (FERRARESI, 1972).

Quanto ao sentido de corte dos alargadores, diz-se que o corte é à direita quando a aresta inferior corta da esquerda para a direita, ou seja, no sentido anti-horário. Em geral, os alargadores são de corte à direita, sendo que o sentido da hélice deve ser oposto. Isto porque, quando se usa um alargador de hélice à esquerda com corte à direita, o cavaco é empurrado para a frente, evitando que a superfície já usinada seja danificada. Além disso, ocorre um empuxo axial que fixa melhor a ferramenta no mandril, ajudando a eliminar eventuais folgas da máquina. Já um alargador de hélice à direita com corte à direita faz com que o cavaco seja puxado para cima, podendo provocar arranhões na superfície do furo, caso penetre entre as paredes do furo e as guias do alargador. Neste caso, o empuxo é no sentido de arrancar o alargador do mandril. Assim, sempre que possível, deve-se evitar ferramenta com corte e hélice para o mesmo lado (STEMMER, 1995).

Um tipo especial de ferramenta é o alargador de corte frontal. Este pode ter canais retos ou helicoidais, e não tem chanfro. Suas extremidades possuem arestas de corte e ângulos retos em relação ao eixo do alargador, o que faz com que estes alargadores assemelhem-se a fresas de topo, como exemplificado na Fig. 2.17.

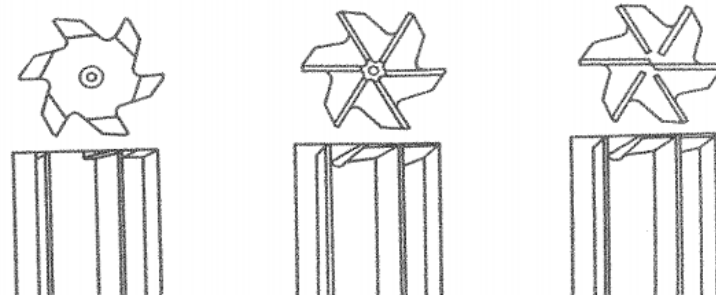


Figura 2.17 – Alargadores de corte frontal (TOOL HANDBOOK, 1989).

Este tipo de alargador é usado para acabamento de furos cegos que devem ter pequeno ou nenhum raio na base. Porém, sua aplicação mais importante é a correção dos desvios de paralelismo em furos passantes, e quando guiado por uma bucha-guia, podem corrigir este desvio na casa dos centésimos de milímetros. A principal desvantagem deste alargador é que ele produz uma maior rugosidade superficial quando comparado aos que possuem chanfro. Quando precisam ser usados (para corrigir desvios do furo), estes alargadores são usualmente empregados como de desbaste, e um alargador convencional é usado para acabamento (METALS HANDBOOK, 1989).

Os alargadores também podem ser fabricados com apenas uma ou múltiplas arestas de corte, sendo classificados neste aspecto em monocortantes ou multicortantes. A usinagem no alargamento é subdividida em duas operações: corte nas arestas principais e alisamento nas guias cilíndricas laterais, sendo que esta última influencia mais fortemente no resultado final. Estas operações são diferenciadas nos alargadores multicortantes e monocortantes.

As ferramentas de alargar com múltiplas arestas de corte compreendem um único conjunto de arestas e guias cilíndricas em contato com a peça durante a usinagem. Estas últimas são responsáveis pelo alisamento do furo, apoiando-se contra a parede do mesmo. As arestas secundárias devem conter duas particularidades: serem afiadas com um maior ângulo de folga, e terem uma superfície larga para guiar o alargador. Esta relação pode restringir e reduzir as velocidades de corte dos alargadores com várias arestas de corte (WEINERT et al., 1998).

Os alargadores com maior número de arestas de corte geram acabamentos superficiais melhores, pois os esforços de corte por aresta são diminuídos. Porém, a quantidade de arestas depende do material da peça, diâmetro e tipo de alargador, pois o escoamento de cavaco pelos canais de saída pode ser prejudicado, já que o aumento do número de arestas conduz à redução do tamanho dos canais de saída do cavaco (METALS HANDBOOK, 1989). Bezerra et al. (2001) mostraram que com o aumento do número de arestas de corte, a exatidão do diâmetro e o acabamento superficial do furo melhoraram, pois há a redução do avanço por aresta de corte (para a mesma velocidade de avanço) e o aumento da quantidade de guias, o que aumenta o efeito de alisamento na parede dos furos. Este efeito neutraliza o aumento de vibrações gerados pelas múltiplas arestas de corte, mesmo não sendo simétricas.

Resultados mostrados em Metals Handbook (1989) indicaram que alterando-se o número de canais do alargador de seis para dez, e mantendo as mesmas condições de corte para ambas as ferramentas ( $v_c$  de 30 m/min; avanço de 0,74 mm/volta), a vida da ferramenta com dez canais foi aumentada em aproximadamente 35%.

Nos alargadores multicortantes, para evitar o aparecimento de vibrações durante o corte, que podem danificar a superfície usinada, emprega-se uma distribuição angular desigual entre as arestas de corte. A ocorrência de uma eventual vibração periódica teria dependência do número de arestas e da rotação, e conduziria ao aparecimento de marcas de trepidação na parede interna do furo. No caso de ferramentas de passo variado é necessário que as arestas sejam, duas a duas, diametralmente opostas, de forma a permitir a medição do diâmetro em qualquer posição (STEMMER, 1995). A Fig. 2.18 mostra a divisão não uniforme de um alargador de seis arestas.



Figura 2.18 – Exemplo de distribuição não uniforme das arestas de corte (FERRARESI, 1972).

Nos alargadores monocortantes, é possível a separação das funções de corte e guia em elementos de trabalho diferentes. Durante o corte, as forças passivas que foram geradas na aresta de corte são transferidas para o corpo da ferramenta através das guias cilíndricas, de tal forma que a ferramenta é guiada no furo usinado e a superfície é alisada (LIMA JR, 2009).

Este tipo de alargador normalmente apresenta lâminas ou insertos intercambiáveis, além de permitir a aplicação de diferentes pares de materiais, como aresta em cermet e guia de PCD. É possível ainda o ajuste das lâminas se o limite de tolerância for excedido devido ao desgaste, ou ainda para compensar outras variações inerentes ao processo, como flutuações no sistema de sujeição ou quando se troca de máquina. Em algumas ferramentas as lâminas também podem ser reguladas para trabalhar com diferentes conicidades (HANNA, 2003).

A presença de apenas uma aresta mantém os valores de avanço (por rotação) baixos. Entretanto, a produtividade é compensada pelo aumento da velocidade de corte (WEINERT et al., 1998). Porém, existe a dificuldade em regular as ferramentas de aresta única de corte, além da manutenção dos componentes de fixação e regulagem. O diâmetro do furo gerado pode ser maior que o valor de regulagem da ferramenta, pois o diâmetro formado pelas guias pode não coincidir com o diâmetro do alargador, gerando desvio de excentricidade (SANTOS, 2004).

Ainda, segundo Weinert et al. (1998), se há uma grande distância entre a lâmina em relação às guias, podem aparecer oscilações durante a usinagem, pois as guias não entram em contato continuamente com a parede do furo, não guiando e alisando o mesmo. Kress (2001), observou que as guias cilíndricas tendem a apoiar a ferramenta com única aresta de corte durante a usinagem, devido à sustentação oposta à força radial exercida durante o corte, evitando os desvios de diâmetros ou conicidade do furo alargado.

Como se pode notar, independe se monocortante ou multicortante, as guias cilíndricas têm como função alisar a parede do furo e guiar o alargador durante a operação. Logo, uma perfeita condição da guia minimiza os desvios geométricos de circularidade e cilindridade, além de proporcionar um bom acabamento superficial.

Assim, a variação do tamanho das guias tem importante efeito sobre a qualidade dos furos. Segundo Gabor (1982), ao se aumentar a largura da guia até certo valor e diminuir o ângulo de folga, dependendo do material a ser usinado, menores desvios de circularidade poderão ser obtidos. Por outro lado, Metals Handbook (1989) recomenda a utilização de guias cilíndricas mais estreitas quanto possível, a fim de minimizar o atrito entre a peça e a ferramenta, o que foi observado por Almeida (2008), ao alargar ferro fundido cinzento e vermicular com alargador de 8 arestas de corte. Foi encontrado que guias cilíndricas mais finas

(0,10 mm) se mostraram melhores e proporcionaram furos com melhores parâmetros de qualidade. Bezerra et al. (2001) também relatam que, em alargadores multicortantes com guias menores (0,2 mm), a rugosidade e o desvio de cilíndricidade dos furos são reduzidos, quando alargando uma liga de alumínio-silício. As guias mais largas pioram a qualidade do furo devido as maiores forças de atrito.

Por fim, os alargadores podem ser classificados como de desbaste ou de acabamento. Uma das soluções para minimizar os desvios geométricos na operação de alargamento é fazer com que o alargador esteja concêntrico com o furo pré-usinado (SANDVIK, 2012). Assim, em determinados casos pode ser necessário uma operação de pré-alargamento antes do alargamento final, também chamada de alargamento de desbaste, para se conseguir as tolerâncias requeridas no projeto (SCHROETER, 1989).

Os alargadores de desbaste são helicoidais, possuem três ou quatro canais, com as respectivas arestas de corte e guias. A sua forma é semelhante à das brocas helicoidais, mas sem a presença da aresta transversal; além disso, nas brocas usuais há apenas duas guias na periferia, que não garantem a necessária orientação da broca no furo. De acordo com Stemmer (1995), o alargamento de desbaste tem por objetivo aumentar o diâmetro de furos em bruto, como os obtidos por fundição ou forjamento, ou ainda melhorar as tolerâncias dimensionais e de forma. No entanto, é importante ressaltar que o alargamento não deve ser esperado para correção de quaisquer desvios de forma e de posição do furo pré-usinado (SANDVIK, 2012), sendo então necessário que os furos iniciais produzidos por brocas ou outros processos de furação tenham desvios regulares de posicionamento, circularidade, retitude e de acabamento superficial.

Se o alargamento de desbaste é a última operação, o diâmetro do alargador deve ser igual ao do furo desejado. Porém, se é necessária a usinagem final com alargador de acabamento, os alargadores de desbaste devem ser usados como sub-medida, sendo o seu diâmetro definido de acordo com o sobremetal estipulado para se remover na operação de acabamento (STEMMER, 1995).

Já os alargadores de acabamento têm por objetivo conferir grande exatidão de medida e de forma no furo, e também bom acabamento superficial. São frequentemente usados na produção em série, já que com um alargador se pode acabar um grande número de furos. São geralmente de canais retos, e possuem um número maior de arestas de corte, geralmente par, que varia de acordo com o diâmetro, o tipo do alargador e o material a ser alargado.

Logo, sobre os alargadores, é de suma importância destacar que para a escolha correta da ferramenta, as características da peça e do furo que será alargado (configuração, diâmetro e comprimento) devem ser consideradas, uma vez que estas influenciarão no desempenho da ferramenta e conseqüentemente na qualidade final do furo.

### *2.3.2 Materiais para alargadores*

Na operação de alargamento, a carga imposta na ferramenta geralmente é menor que na furação; por isso, os alargadores requerem menor tenacidade que as brocas. Porém, alta dureza (acima de 65 HRC) é exigida para que se tenha melhor acabamento superficial e maior vida da ferramenta (METALS HANDBOOK, 1989). Além disso, como os alargadores trabalham com pequenas espessuras de usinagem, o material da ferramenta deve ter grande resistência ao desgaste, pois as solicitações térmicas e mecânicas se situam em uma pequena área da aresta de corte, devido ao seu pequeno raio de arredondamento na cunha de corte (ECKHARDT, 1993).

Os materiais mais utilizados na fabricação dos alargadores são: metal duro, para todos os tipos de ligas fundidas e materiais não ferrosos; cermet, para ferro fundido e aço; nitreto de boro cúbico policristalino (PCBN) para aços temperados e ferro fundido; e o diamante policristalino (PCD), para materiais não-ferrosos (HANNA, 2003). No caso dos três últimos materiais, normalmente a ferramenta é feita de metal duro e somente nas lâminas de corte emprega-se os materiais mencionados.

Porém, a maioria dos alargadores é fabricada em metal duro integral (METALS HANDBOOK, 1989), podendo ser revestidos. Alargadores com revestimento de nitreto de titânio (TiN) são empregados na usinagem de aços e ferros fundidos; revestimento de nitreto de alumínio titânio (TiAlN) na usinagem de ferro fundido nodular e aços inoxidáveis; e revestimento de carbonitreto de titânio (TiC) na usinagem de aços e ligas de alumínio. Estes revestimentos aumentam a dureza e reduzem o coeficiente de atrito na superfície da ferramenta, possibilitando a utilização de maiores velocidades de corte e evitando a formação de aresta postiça de corte (HANNA, 2003).

A classe K de metal duro é uma das mais utilizadas nos alargadores. Devido à maior dureza, o uso da classe K10 para fabricação de arestas de corte é a mais empregada. Para fabricação de lâminas ou guias nas ferramentas monocortantes, pode também ser necessário a utilização de metal duro das classes K01 ou K05 (ECKHARDT, 1993; HANNA, 2003). No



entanto, para que o uso de metal duro seja eficiente, deve-se ter máxima rigidez no conjunto máquina-ferramenta-peça, para que não ocorram lascamentos devido à mais baixa tenacidade desse material. O comprimento do furo a ser usinado também deve ser considerado, pois mesmo utilizando-se um sistema rígido, se o comprimento não guiado e não sustentado do alargador é mais que seis vezes o seu diâmetro, o uso de metal duro torna-se questionável, uma vez que as vibrações geradas devido ao balanço do alargador podem comprometer a vida útil da ferramenta. Neste caso, alargadores de aço-rápido são os mais indicados, devido à sua maior tenacidade (METALS HANDBOOK, 1989).

### 2.3.3 Condições de corte no alargamento

A qualidade do furo na operação de alargamento é fortemente influenciada pelos parâmetros de usinagem envolvidos no processo. Dentre estes, as condições de corte tem importante efeito nos resultados. De acordo com Machado et al. (2009), as condições de corte impostas para uma ferramenta são velocidade de corte, avanço e profundidade de corte. A Fig. 2.19 apresenta estas grandezas no processo de alargamento.

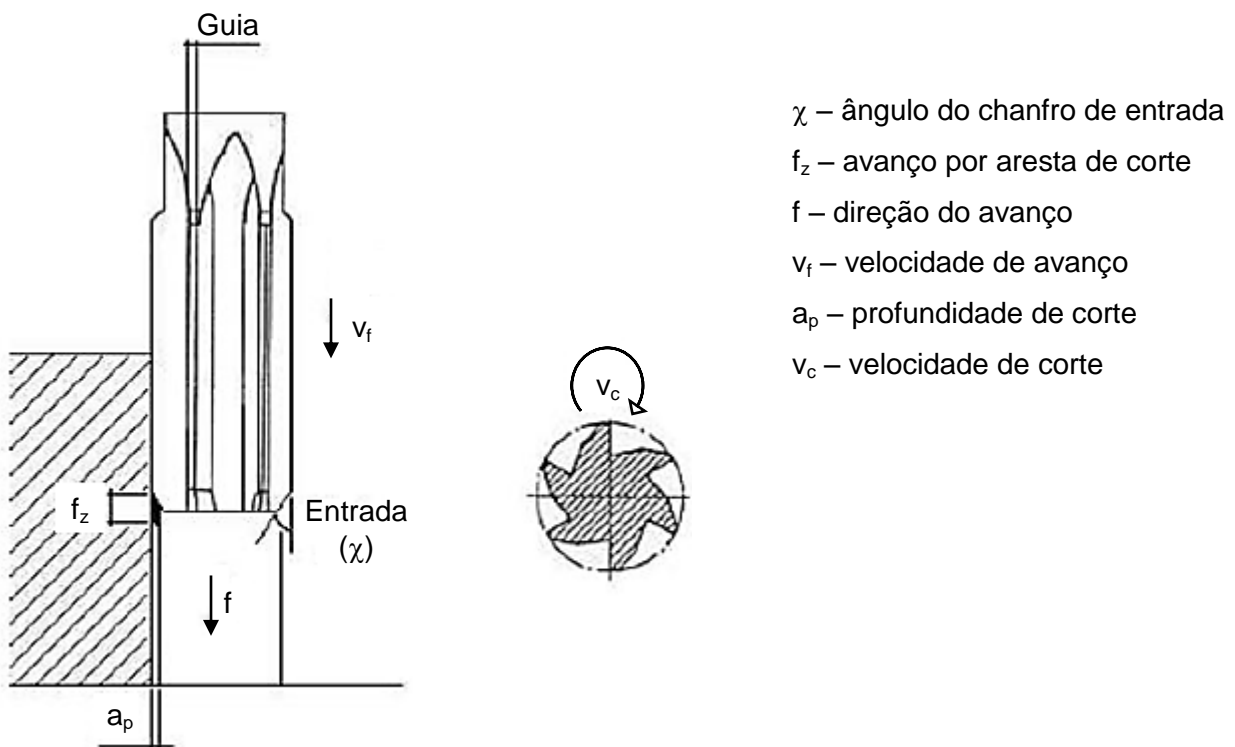


Figura 2.19 – Grandezas envolvidas no alargamento (SANTOS, 2004).

Hanna (2003) ressalta que todas as informações a respeito de velocidade de corte, avanço e profundidade de corte para ferramentas de corte são de caráter orientativo. Isto quer dizer que os dados indicados por alguns autores ou em catálogos de fabricantes são valores médios, sujeitos a variações para cada aplicação específica. As condições de corte ótimas para uma operação de usinagem dependem de inúmeras variáveis, podendo-se citar: material e geometria da peça e da ferramenta; máquina-ferramenta; tipo, pressão e vazão do fluido de corte; qualidade superficial desejada; rigidez do conjunto máquina-ferramenta-peça. Assim, cada aplicação trabalhará com condições particulares, e os dados de tabelas devem ser considerados como um ponto de partida.

Quanto à profundidade de corte, o objetivo das operações de alargamento não é de remover uma grande quantidade de material; porém, como o alargamento é uma operação de corte, deve haver a formação do cavaco para uma eficiente operação. Se uma quantidade muito pequena de material deve ser removida, o alargador irá apenas atritar-se na peça ao invés de cortá-la, o que aumentará o desgaste da ferramenta e ocasionará danos à superfície usinada (METALS HANDBOOK, 1989). Com valores maiores de profundidade de corte, ocorre o aumento dos esforços de corte, gerando vibrações, o que pode piorar a rugosidade (BEZERRA et al., 2001; SCHROETER, 1989; ECKHARDT, 1993).

Bezerra et al. (2001), variando a profundidade de corte entre 0,1 e 0,8 mm, constataram que valores menores de profundidade de corte (0,2 e 0,3 mm) apresentaram melhores resultados em termos de exatidão dimensional, rugosidade, desvios de circularidade e cilindricidade dos furos, que foram alargados em uma liga de alumínio-silício.

Almeida (2008), ao alargar ferro fundido cinzento e vermicular variando a profundidade de corte em 0,10 e 0,25 mm, observou a tendência de diminuição dos desvios de circularidade e cilindricidade para a maior profundidade de corte, ou seja, quando se retirou mais material, esses desvios foram menores.

A Tabela 2.1 apresenta a profundidade de corte recomendada para alargamento de material sinterizado, nos casos em que a porosidade deva ser mantida.

Tabela 2.1 – Profundidade de corte recomendada para alargamento de material da MP (METALS HANDBOOK, 1984).

<b><i>Diâmetro do furo (mm)</i></b>	<b><i>Profundidade de corte (mm)</i></b>
Até 6,4	0,05
6,4 – 12,8	0,05 – 0,10
12,8 – 25,4	0,10 – 0,15

No que se refere à velocidade de corte, a maioria dos alargadores são mais facilmente danificados que as brocas, devido à sua geometria. Portanto, é prática usual alargar um furo em cerca de 2/3 da velocidade em que foi furado (METALS HANDBOOK, 1989). Porém, a velocidade de corte depende principalmente da dureza do material a ser alargado e do material da ferramenta. Para alargamento sob condições similares, a velocidade recomendada para alargadores de metal duro são três ou quatro vezes aquelas para alargadores de aço-rápido (METALS HANDBOOK, 1989).

Velocidades de corte baixas podem gerar aresta postiça de corte (APC), prejudicando o acabamento superficial. Porém, altas velocidades podem ocasionar vibração, também resultando em danos à superfície usinada. Nos resultados de Bezerra et al. (2001), o aumento da velocidade de corte resultou no aumento da rugosidade, do diâmetro e do desvio de cilíndricidade, o que foi atribuído ao aumento da vibração causado pelo acréscimo da velocidade de corte.

Da Silva (2001), utilizando alargador de metal duro da classe K10 para usinar ferro fundido nodular, utilizou as velocidades de 16, 26, 30 e 36 m/min. O melhor acabamento foi obtido com 16 m/min, sendo isto atribuído ao fato de que, ao aumentar a velocidade de corte, além de se induzir vibrações inerentes ao sistema peça-ferramenta, aparece material aderido nas arestas de corte, que prejudicam o acabamento superficial.

Porém, as baixas velocidades de corte diminuem a produtividade, elevando o custo de usinagem, ao passo que altas velocidades aumentam a produtividade, mas acarretam problemas de vibração, que influenciam na qualidade final do produto, além de acelerar o processo de desgaste da ferramenta (MACHADO et al., 2009). Portanto, é recomendado utilizar valores de velocidades considerados intermediários.

Metals Handbook (1984) recomenda, para o alargamento de materiais sinterizados, uma faixa de velocidade de corte de 7,6 a 12,2 m/min, nos casos em que a porosidade deva ser mantida.

Enfim, quanto ao avanço, para Metals Handbook (1989), ao executar um alargamento sem conhecimento prévio é conveniente ser conservador quanto à primeira combinação de velocidade de corte e avanço, sendo que estes parâmetros podem ter seus valores aumentados até o primeiro sinal de vibração. Quando este ponto for determinado, é conveniente manter a velocidade e diminuir o avanço, para um acabamento melhor e maior vida da ferramenta.

Geralmente, o avanço é um parâmetro mais influente que a velocidade de corte em termos de acabamento. Ohgo et al. (1979), ao usinarem o ferro fundido cinzento com alargadores de metal duro utilizando fluido de corte, verificaram que ao aumentar a velocidade de corte de 8 m/min para 40 m/min, a rugosidade da superfície praticamente não foi alterada, mas ao diminuir o avanço de 0,25 mm/rot para 0,065 mm/rot, obteve-se um melhor acabamento. Ainda segundo Stemmer (1995), geralmente obtém-se um melhor acabamento superficial com menores taxas de avanço.

A Tab. 2.2 apresenta o avanço recomendado para alargamento de material sinterizado, nos casos em que a porosidade deva ser mantida.

Tabela 2.2 – Avanço recomendado para alargamento de material da MP (METALS HANDBOOK, 1984).

<b><i>Diâmetro do furo (mm)</i></b>	<b><i>Avanço (mm/rot)</i></b>
Até 6,4	0,13
6,4 – 12,8	0,18
12,8 – 25,4	0,25

O avanço depende principalmente da geometria do alargador, profundidade de corte e acabamento superficial requerido. É recomendada a redução do avanço com o aumento da profundidade de corte. Um avanço muito alto geralmente diminui a qualidade da superfície do furo, e um avanço muito baixo pode gerar uma superfície deformada devido ao esmagamento e não corte da aresta durante a usinagem (WEINGAERTNER; SCHROTER, 2000; ECKHARDT, 1993).

Para Bezerra et al. (2001) e Schroeter (1989), maiores avanços melhoram a exatidão do diâmetro, pois avanços pequenos aumentam o tempo de contato da ferramenta com as paredes do furo, o que geralmente tende a abri-los. Porém, Bezerra et al. (2001) verificaram a piora da rugosidade e da cilindridade com o aumento das velocidades de avanço. Eckhardt (1993) também constatou o aumento da rugosidade com o aumento do avanço da ferramenta.

Da Silva (2001), em seus testes de alargamento cônico em ferro fundido nodular, variou o avanço em 0,20 e 0,25 mm/rot, e encontrou que o menor valor de avanço resultou em menor rugosidade. Quanto ao desvio de circularidade, em velocidade acima de 30 m/min, o maior valor de avanço produziu furos com menores desvios.

#### *2.3.4 Fluidos de corte*

As principais funções dos fluidos de corte na usinagem são refrigeração e lubrificação. A refrigeração é usual em altas velocidades de corte, enquanto a lubrificação apresenta maior significado em baixas velocidades de corte e usinagens mais severas. Com altas velocidades de corte não há tempo para o fluido penetrar na interface cavaco-ferramenta; e a baixas velocidades de corte a refrigeração é menos importante (SHAW, 1986).

Outras funções associadas aos fluidos de corte são descritas por Machado et al. (2009): retirada de cavaco da região de corte; proteção da peça e máquina-ferramenta contra corrosão; redução do ângulo de recalque do cavaco (menor deformação do cavaco); diminuição dos esforços de corte (reduzindo as vibrações); redução da formação da aresta postiça de corte; redução na temperatura da peça (maior exatidão dimensional).

Para Metals Handbook (1989), o fluido de corte usado na operação de alargamento tem os mesmos objetivos que em outras operações de usinagem. No alargamento, ocorre geração de calor pelo atrito da ferramenta com a peça. Assim, quanto maior a velocidade de corte, maior a necessidade de um fluido para reduzir a temperatura da peça, evitando-se problemas de dilatação e, conseqüentemente, alterações dimensionais e geométricas. Entretanto, acredita-se que o fluido de corte, na operação de alargamento, possui a função maior de lubrificar do que de refrigerar. A ação lubrificante minimizaria o atrito entre as guias cilíndricas e a parede do furo (DA SILVA, 2001).

Além disso, o fluido de corte pode auxiliar na remoção dos cavacos que eventualmente poderiam prejudicar o acabamento da superfície da peça; pode também melhorar a ação de corte pela minimização da aderência do material da peça sobre a superfície da ferramenta, evitando a danificação das arestas de corte. Esta aderência é característica do alargamento de metais macios e dúcteis, tais como o alumínio e os ferros fundidos nodulares e maleáveis (METALS HANDBOOK, 1989).

Com alargadores de metal duro, emulsões de óleo solúvel e água são os fluidos de corte mais frequentemente utilizados (METALS HANDBOOK, 1989). Porém, embora os fluidos de

corte sejam benéficos na maioria das operações de alargamento, algumas aplicações não o requerem. O ferro fundido normalmente é alargado a seco, por produzir cavacos descontínuos.

### 2.3.5 Força de usinagem e torque no alargamento

A medição dos esforços de corte presentes nos processos de usinagem são de grande importância na avaliação das condições de corte. Além disso, permitem também um melhor entendimento dos fenômenos de formação de cavaco e dos mecanismos de desgaste envolvidos no processo de usinagem. As forças que atuam sobre uma broca helicoidal durante o corte, e de forma análoga sobre os alargadores, geram esforços de torção (devido à rotação da broca) e esforços de compressão (devido ao avanço do alargador). Assim, pode-se estimar os esforços de corte nestes processos através do momento torçor e da força de avanço (FERRARESI, 1977).

A força de usinagem ( $F_U$ ), que atua na aresta principal de corte durante a furação com brocas helicoidais, pode ser dividida em três componentes, sendo eles: força de corte ( $F_c$ ), força de avanço ( $F_f$ ) e força passiva ( $F_p$ ) (STEMMER, 1995). A Fig. 2.20 mostra a representação destes componentes.

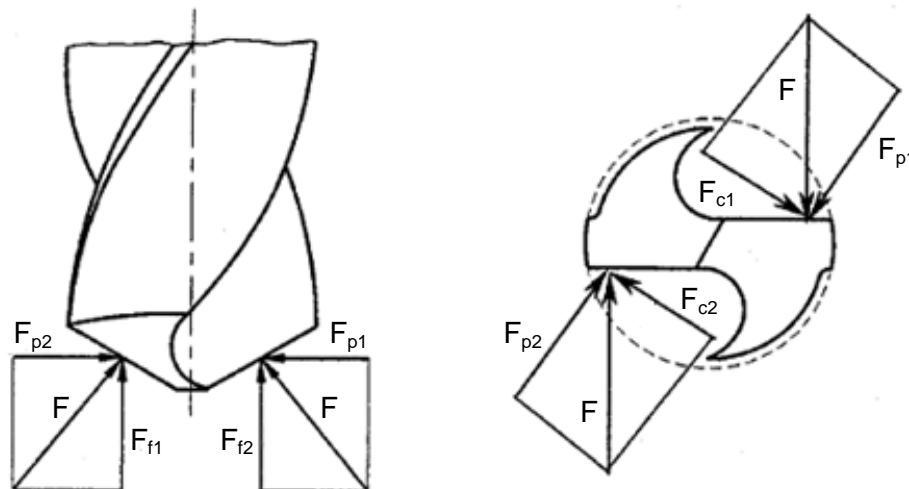


Figura 2.20 – Forças atuantes nas arestas principais de corte de uma broca helicoidal (STEMMER, 1995).

A força de corte ( $F_c$ ) está relacionada diretamente à resistência do material usinado ao corte. Esta força não é medida diretamente, sendo calculada a partir do momento torçor da

broca na furação. A força de avanço ( $F_f$ ) é decorrente da atuação da aresta transversal de corte e da resistência ao corte (penetração do material usinado). Por fim, a força passiva ( $F_p$ ) atuante em uma aresta principal tem o sentido oposto à força passiva atuante na outra. Presumindo-se que a geometria da ponta da broca tenha sido corretamente construída, a resultante é nula (WEINGAERTNER; SCHROTER, 2000).

A força de usinagem é alterada sob as diferentes condições da interface cavaco-ferramenta, sendo esta dependente de dois fatores principais: áreas dos planos de cisalhamento primário e secundário, e da resistência ao cisalhamento do material da peça nestes planos. Assim, todos os fatores que contribuem para facilitar a movimentação do cavaco sobre a superfície de saída, atuam no sentido de diminuir a força de usinagem ( $F_U$ ) e vice-versa. Com isto, as principais variáveis que produzirão efeito sobre estes dois fatores são: velocidade de corte; avanço; profundidade de corte; material da peça; material, geometria e estado de afiação da ferramenta; uso de fluido de corte (MACHADO et al., 2009).

Da relação linear entre força de corte e área da seção de corte, é proposta a Eq. 2.1 para a determinação teórica da força de corte:

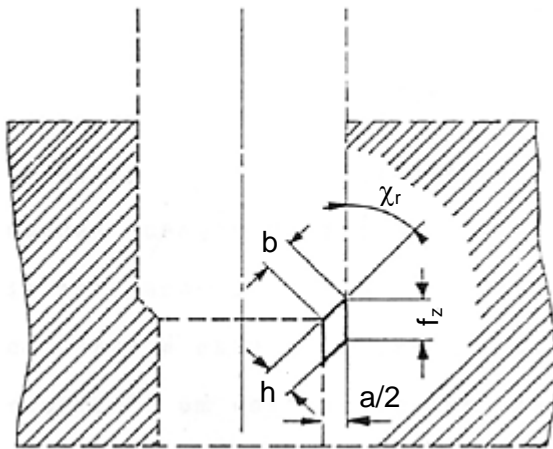
$$F_c = K_S \cdot A \quad (2.1)$$

Onde:

$K_S$  = pressão específica de corte (força necessária para a remoção de uma área de corte equivalente a 1 mm<sup>2</sup>)

$A$  = área da seção de corte

A seção transversal de corte ( $A$ ), que é a área calculada da seção transversal de um cavaco a ser retirado, medida no plano normal à direção de corte, pode ser obtida multiplicando-se a largura de corte ( $b$ ) pela espessura de corte ( $h$ ). A Fig. 2.21 apresenta a seção transversal de corte na operação de alargamento.



$a$  – sobremedida de usinagem (diferença entre os diâmetros)

$h$  – espessura de corte

$b$  – largura de corte

$f_z$  – avanço por aresta de corte

$\chi_r$  – ângulo de direção da aresta

Figura 2.21 – Seção transversal do cavaco no alargamento (SCHROTER, 1989).

Assim, a pressão específica de corte pode ser calculada de acordo com a Eq. 2.2 (SCHROTER, 1989).

$$K_s = \frac{F_c}{b \cdot h} = \frac{2 \cdot F_c}{a \cdot f_z} \quad 2.2$$

O resultado das forças atuantes nas arestas principais da ferramenta é responsável pelo momento torçor, que pode ser calculado através da Eq. 2.3 (STEMMER, 1995).

$$M_t = F_c \frac{(D + d)}{2000} = k_s \frac{f (D^2 - d^2)}{8000} \quad 2.3$$

Onde:

$M_t$  = Momento torçor

$F_c$  = Força de corte

$K_s$  = Pressão específica de corte

$f$  = Avanço

$D$  = Diâmetro do alargador

$d$  = Diâmetro do pré-furo



## 2.4 Avaliação da qualidade de furos

Os sistemas de fabricação modernos são baseados no conceito de intercambiabilidade e funcionalidade, o que requer que cada peça ou conjunto de um produto final seja feito de acordo com as especificações definidas quanto à dimensão, forma e acabamento da superfície (AGOSTINHO; RODRIGUES; LIRANI, 1977).

Porém, vários fatores influenciam o processo produtivo e, por conseguinte, a qualidade da superfície usinada, como a composição química, microestrutura e dureza da peça; efeitos metalúrgicos; material, geometria e desgaste da ferramenta; condições de corte; efeito das forças de corte; fixação da peça; estado da máquina operatriz; entre outros (SMITH, 2002).

No caso da avaliação da qualidade de furos usinados, além da exatidão do diâmetro, os critérios mais comumente usados são os desvios de forma de circularidade e cilindridade, e a rugosidade superficial.

### 2.4.1 Desvio de circularidade

De acordo com a NBR 6409 (ABNT, 1997), a circularidade é definida como a distância “T” entre dois círculos concêntricos que contém o perfil adquirido, sendo a diferença entre o maior raio (R) e o menor raio (r), como mostrado na Fig. 2.22.

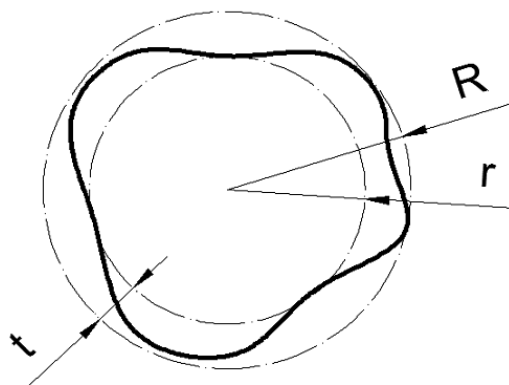


Figura 2.22 – Representação do desvio de circularidade (GODINHO, 2007).

### 2.4.2 Rugosidade

A rugosidade pode ser definida como sendo um conjunto de desvios microgeométricos, caracterizado pelas pequenas saliências e reentrâncias presentes em uma superfície (PIRATELLI FILHO, 2011; AGOSTINHO; RODRIGUES; LIRANI, 1977). Nas operações de usinagem, a rugosidade é resultante da ação da ferramenta de corte e depende, principalmente, da geometria e desgaste da ferramenta, das condições de corte (destacando-se o avanço), da presença da aresta postiça de corte, etc. Os valores das tolerâncias limites de rugosidade são especificados de acordo com a aplicação da superfície usinada (MACHADO et al., 2009).

A importância do estudo do acabamento superficial aumenta na medida em que cresce a precisão de ajuste entre peças a serem acopladas, onde somente as tolerâncias dimensionais, de forma e de posição não são suficientes para garantir a funcionalidade do par acoplado. Assim, a especificação do acabamento das superfícies através da rugosidade superficial é fundamental para peças onde houver atrito, desgaste, corrosão, tensões cíclicas que causam fadiga, transmissão de calor, propriedades óticas, escoamento de fluidos, superfícies de medição – como mesas de desempenos, superfícies de medição de paquímetro, micrômetros, blocos padrão – etc (AGOSTINHO; RODRIGUES; LIRANI, 1977). Um bom acabamento superficial é essencial em diversas aplicações, dentre elas: superfícies de mancais, superfícies que requerem pintura ou cujo visual exige brilho, e também naquelas que devem refletir raios e luzes. Superfícies que trabalham sob lubrificação, como as paredes dos cilindros de combustão interna, devem ter uma rugosidade que favoreça esta condição (MACHADO et al., 2009).

Na análise dos desvios da superfície real em relação à superfície geométrica (ideal, prescrita em projeto) distinguem-se os desvios de forma, ondulações e rugosidade, como mostrado na Fig. 2.23 (AGOSTINHO; RODRIGUES; LIRANI, 1977).

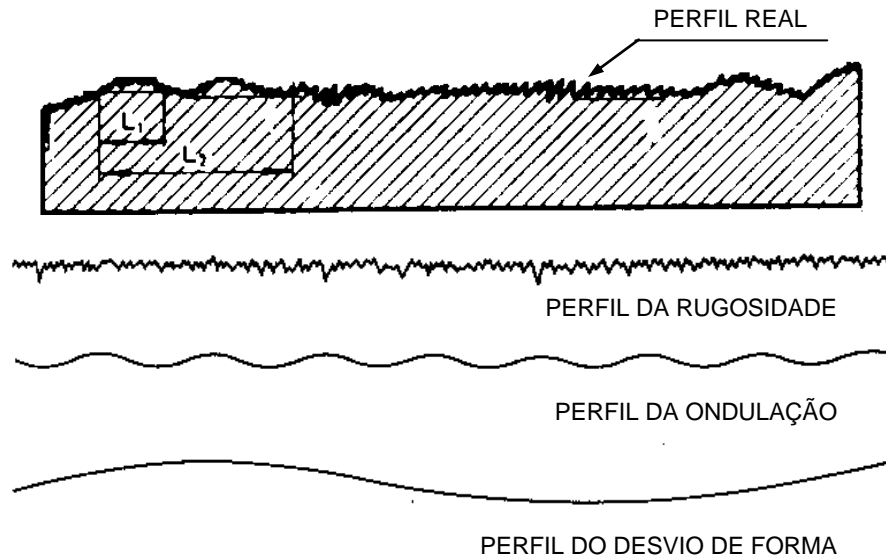


Figura 2.23 – Elementos que compõem uma superfície. L1, L2 – diferentes comprimentos de amostragem (AGOSTINHO; RODRIGUES; LIRANI, 1977).

O perfil de rugosidade é obtido após separação do desvio de forma e da ondulação do perfil efetivo, através do uso de filtros (PIRATELLI FILHO, 2011). Nos instrumentos de medição, o sinal da rugosidade apresenta altas frequências (pequenos comprimentos de onda), enquanto que as ondulações e desvios de forma apresentam sinais com baixas frequências (elevados comprimentos de onda). Assim, os rugosímetros utilizam filtros que deixam passar os sinais de alta frequência, e eliminam aqueles de baixa frequência, sendo estes filtros denominados passa-alta (SMITH, 2002).

Esta frequência pré-determinada é chamada de *cut-off*, ou comprimento de amostragem ( $l_r$ ), de acordo com a NBR ISO 4287 (ABNT, 2002). Nos instrumentos, os valores de *cut-off* são escolhidos conforme recomendação da NBR ISO 4288 (ABNT, 2008), e são especificados como sendo aproximadamente igual ao avanço, em superfícies com perfis de rugosidade periódicos, ou em função da rugosidade esperada, para superfícies com perfis de rugosidade não periódicos.

Existem dois sistemas básicos de medição da rugosidade, sendo eles o sistema da linha média (M) e o sistema da envolvente (E). O sistema M é o mais utilizado, sendo que no Brasil a norma NBR ISO 4287 (2002) adota o seu uso. Assim, todas as grandezas de medição da rugosidade são definidas a partir do conceito de linha média: linha paralela à direção geral do perfil, no comprimento de amostragem, de tal modo que a soma das áreas superiores,

compreendidas entre ela e o perfil efetivo, seja igual à soma das áreas inferiores, no comprimento de amostragem (AGOSTINHO; RODRIGUES; LIRANI, 1977).

Na Fig. 2.24 encontra-se exemplificado um perfil de rugosidade, em que  $Zp_n$  indica o valor de ordenada dos picos, e  $Zv_n$  o valor de ordenada dos vales.

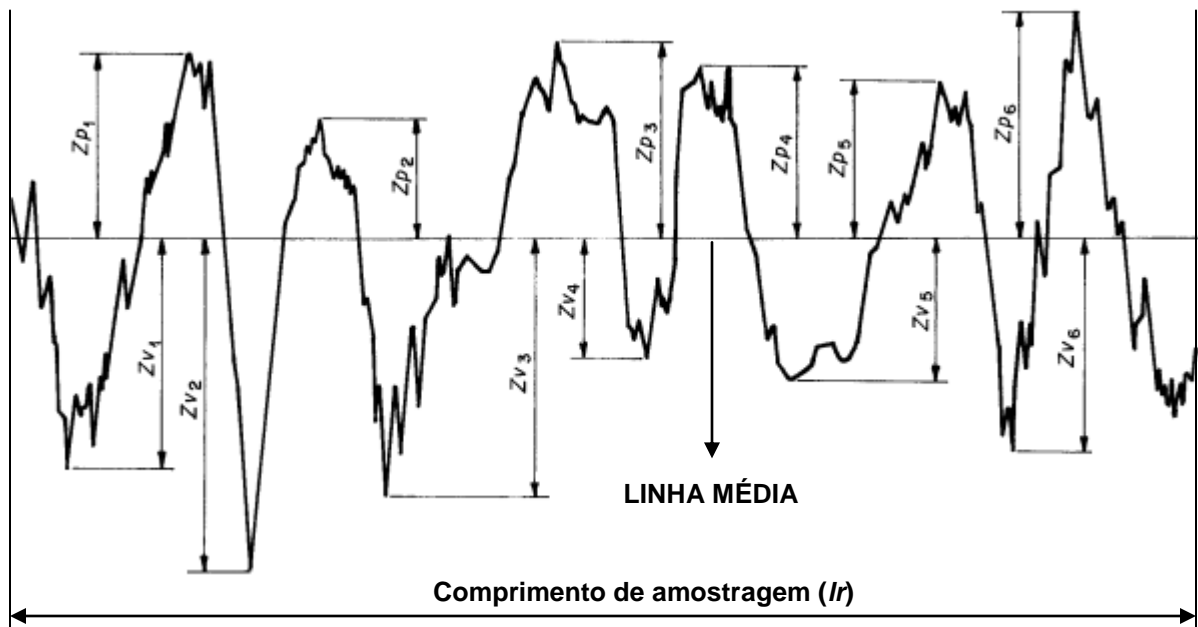


Figura 2.24 – Exemplo de um perfil de rugosidade (NBR ISO 4287 (ABNT, 2002)).

O perfil de rugosidade e seus parâmetros são utilizados para caracterização da rugosidade superficial, sendo normatizados pela NBR ISO 4287 (ABNT, 2002). Os parâmetros de rugosidade podem ser classificados em parâmetros de amplitude, de espaçamento e híbridos, sendo que alguns são avaliados no comprimento de amostragem, enquanto que para outros considera-se o comprimento de medição ( $L_n$ ), geralmente formado por cinco comprimentos de amostragem.

Os parâmetros de amplitude são determinados por alturas dos picos, profundidades dos vales ou os dois, em relação à linha média. Por sua vez, estes podem ser subdivididos em parâmetros de pico e vale: altura máxima do pico do perfil ( $R_p$ ), profundidade máxima do vale do perfil ( $R_v$ ), altura máxima do perfil ( $R_z$ ), altura média dos elementos do perfil ( $R_c$ ), altura total do perfil ( $R_t$ ); e parâmetros de média das ordenadas: desvio aritmético médio ( $R_a$ ), desvio médio quadrático ( $R_q$ ), fator de assimetria do perfil – skewness ( $R_{sk}$ ), fator de achatamento do perfil – kurtosis ( $R_{ku}$ ).

O desvio aritmético médio (Ra) é definido como a média aritmética dos valores absolutos das ordenadas  $Z(x)$  no comprimento de amostragem ( $l_r$ ), sendo expresso matematicamente pela Eq. 2.4.

$$Ra = \frac{1}{l_r} \int_0^{l_r} |Z(x)| dx \quad 2.4$$

O parâmetro Ra é o mais utilizado pela indústria no controle de processo. Como refere-se a um valor médio, ele constitui um parâmetro estável e por isso não influenciado por efeitos ocasionais. Porém, não é suficiente para identificar eventuais características importantes da superfície, pois superfícies geometricamente bastante diferentes podem apresentar Ra bem próximos, mas desempenhos em serviço bastante distintos (MACHADO et al., 2009).

O desvio médio quadrático (Rq) é definido como a raiz quadrada da média dos valores das ordenadas,  $Z(x)$ , no comprimento de amostragem ( $l_r$ ), sendo expresso matematicamente pela Eq. 2.5.

$$Rq = \sqrt{\frac{1}{l_r} \int_0^{l_r} Z^2(x) dx} \quad 2.5$$

O parâmetro Rq tem o efeito de ampliar os valores dos picos e vales isolados ou esporádicos, evidenciando-os mais que o Ra, pois eleva ao quadrado estas irregularidades, acentuando-as.

Por sua vez, o fator de assimetria (Rsk) – *skewness* – é definido como o quociente entre o valor médio dos valores das ordenadas  $Z(x)$  e Rq ao cubo, respectivamente, no comprimento de amostragem ( $l_r$ ), sendo expresso matematicamente pela Eq. 2.6.

$$Rsk = \frac{1}{Rq^3} \left[ \frac{1}{l_r} \int_0^{l_r} Z^3(x) dx \right] \quad 2.6$$

O parâmetro Rsk é indicador da assimetria da função densidade de probabilidade dos valores das ordenadas. É um parâmetro adimensional, e de maneira simplificada, indica se as irregularidades da superfície são, na maioria, picos ou vales, como ilustra a Fig. 2.25.

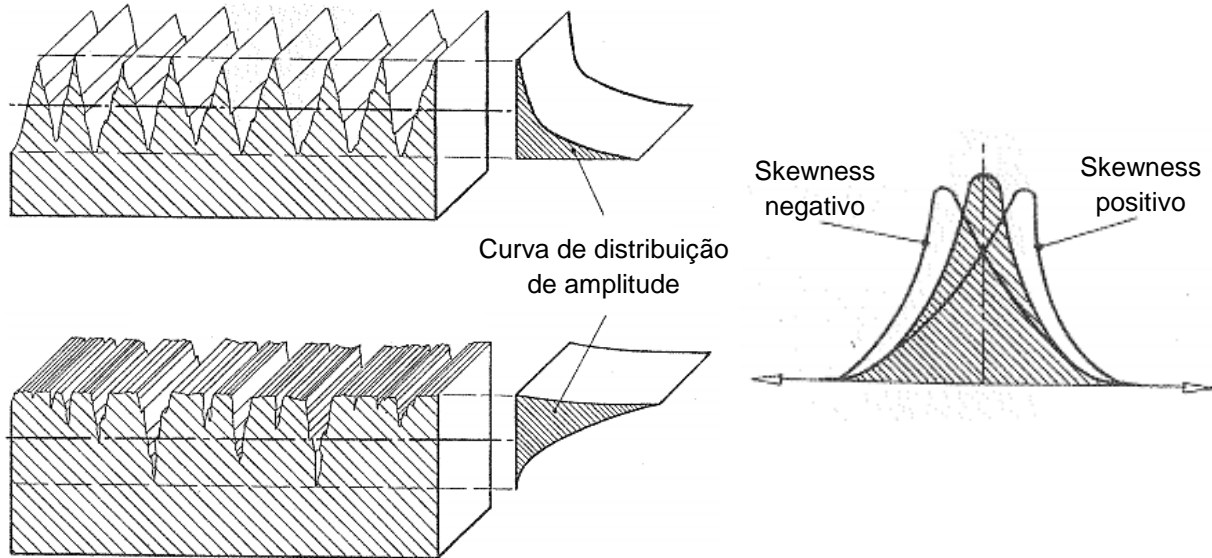


Figura 2.25 – Inclinação da curva de distribuição de amplitude em função do perfil avaliado (SMITH, 2002).

O valor de  $R_{sk}$  igual ou próximo a zero, indica uma superfície com picos e vales distribuídos simetricamente ao longo do comprimento de amostragem. Quando o  $R_{sk}$  for positivo, indica a predominância de picos, e quando for negativo, a presença de maiores amplitudes de vales. As superfícies porosas são caracterizadas por um elevado valor negativo de  $R_{sk}$ , como por exemplo as superfícies de mancais, onde os poros atuam como reservas de lubrificante. Porém, cabe ressaltar que esse parâmetro não pode distinguir se as extremidades do perfil estão uniformemente distribuídas acima ou abaixo da linha média, o que faz com que seu valor seja fortemente influenciado por picos ou vales isolados (SMITH, 2002).

Finalmente, o fator de achatamento ( $R_{ku}$ ) – *kurtosis* – é definido como o quociente entre o valor médio dos valores das ordenadas  $Z(x)$  e  $R_q$  à quarta potência, respectivamente, no comprimento de amostragem ( $l_r$ ), sendo expresso matematicamente pela Eq. 2.7.

$$R_{ku} = \frac{1}{R_q^4} \left[ \frac{1}{l_r} \int_0^{l_r} Z^4(x) dx \right] \quad 2.7$$

O parâmetro  $R_{ku}$  é indicador do achatamento da função densidade de probabilidade dos valores das ordenadas. Assim como o  $R_{sk}$ , também é adimensional. Em outras palavras, este parâmetro mede a forma da curva de distribuição de amplitude, ou seja, seu afinamento ou achatamento, como mostrado na Fig. 2.26.

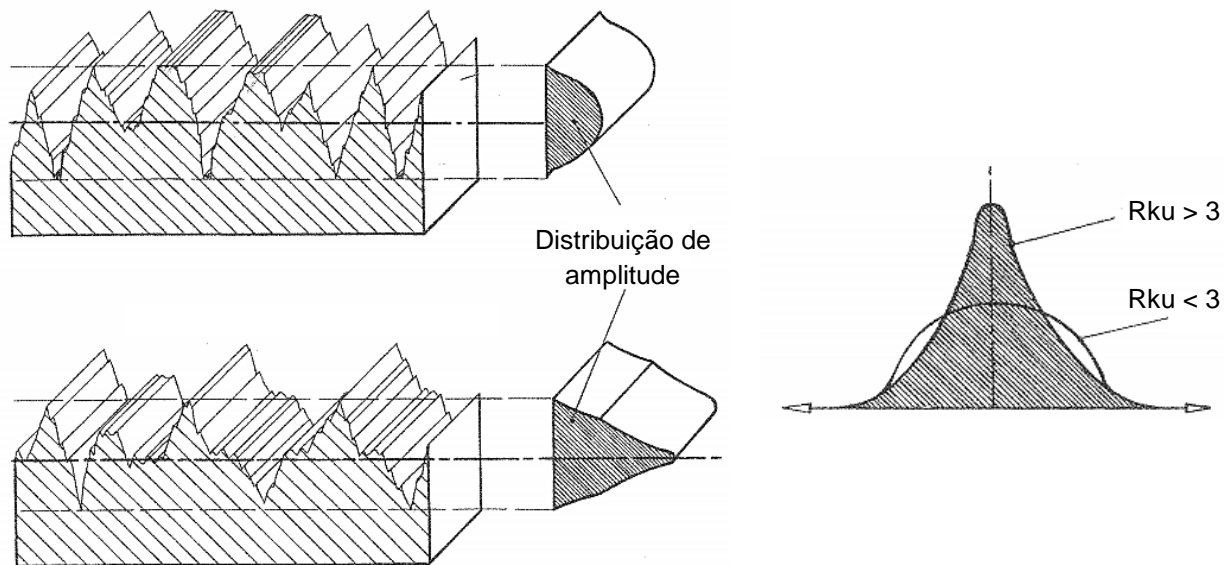


Figura 2.26 – Achatamento da curva de distribuição de amplitude em função do perfil avaliado (SMITH, 2002).

Valor de  $Rku$  superior a 3 indica que as extremidades das reentrâncias e saliências tem o formato “afunilado”, ou “espetado”, ou seja, no perfil avaliado há relativamente muitos picos altos e muitos vales profundos; valor menor que 3 indica que estas são mais acidentadas, o que significa que há relativamente poucos picos altos e poucos vales profundos. Se a distribuição de amplitude tiver uma forma gaussiana balanceada, o valor de  $Rku$  será próximo de 3 (SMITH, 2002; SEDLAČEK et al., 2012). É válido destacar que este parâmetro não pode diferenciar picos e vales, indicando apenas se no perfil avaliado predominam picos e vales mais pontiagudos ou picos e vales mais acidentados (SMITH, 2002). A predominância de picos ou vales será indicada pelo valor de  $Rsk$ .

Leach (2001) reporta que a aplicação do parâmetro  $Rku$  é complementar ao de assimetria ( $Rsk$ ), principalmente para análise de atrito e de retenção de lubrificação nas superfícies usinadas. Sedlaček et al. (2012) encontraram que os parâmetros  $Rku$  e  $Rsk$  apresentaram uma boa correlação nas propriedades tribológicas de superfícies de contato.

Portanto, conclui-se que quando a forma das irregularidades é importante na aplicação da superfície usinada, os parâmetros de amplitude não devem ser tomados de forma isolada e, normalmente, devem ser interpretados conjuntamente com outros parâmetros do perfil avaliado (SMITH, 2002).

# CAPITULO III

## PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Este capítulo descreve a metodologia utilizada para a realização dos ensaios de usinagem dos furos de um modelo de pistão de compressor hermético. O processo de fabricação dos mesmos consiste das operações de furação, alargamento de desbaste e alargamento de acabamento, sendo que apenas para esta última é estudado o efeito da profundidade de corte ( $a_p$ ), velocidade de corte ( $v_c$ ) e avanço ( $f$ ) sobre a qualidade dos furos, sendo esta analisada através dos valores adquiridos na medição do diâmetro, do desvio de circularidade e da rugosidade  $R_q$ . O comportamento da força axial ( $F_z$ ) e do momento torçor ( $M_z$ ) também é avaliado, sendo estes dados adquiridos durante a operação. Além disso, o perfil de rugosidade e imagens no microscópio eletrônico de varredura (MEV) foram obtidos, para caracterização da superfície alargada.

### 3.1 Planejamento experimental

Os testes foram divididos em duas etapas. Na primeira, foi organizado um planejamento fatorial  $2^3$ , sendo esta uma técnica de planejamento de experimento que consiste em selecionar os fatores (variáveis independentes do sistema) e escolher os níveis (valores assumidos pelas variáveis) que serão estudados. A determinação da quantidade de experimentos é feita de acordo com a quantidade de variáveis estudadas e com os níveis estipulados para essas variáveis. Logo, o planejamento  $2^3$  indica que dois níveis foram escolhidos para três variáveis em estudo, e que oito experimentos foram realizados. Para cada teste foi feita uma réplica, em função da disponibilidade de corpos de prova e ferramentas.



As variáveis independentes investigadas foram profundidade de corte ( $a_p$ ), velocidade de corte ( $v_c$ ) e avanço ( $f$ ), sendo que a escolha dos níveis (codificados -1 (mínimo) e +1 (máximo)) teve como referência aqueles adotados na linha de produção da empresa que produz esta peça, e estão apresentados na Tab. 3.1. Desta forma, a matriz do planejamento fatorial  $2^3$  é a proposta na Tab. 3.2.

Tabela 3.1 – Fatores e níveis do planejamento fatorial  $2^3$ .

Níveis	Fatores		
	$a_p$ (mm)	$v_c$ (m/min)	$f$ (mm/rot)
-1	0,10	30	0,33
+1	0,15	35	0,38

Tabela 3.2 – Matriz do planejamento fatorial  $2^3$ .

Ensaio	Matriz genérica			$a_p$ (mm)	$v_c$ (m/min)	$f$ (mm/rot)
	$a_p$	$v_c$	$f$			
1	-1	-1	-1	0,10	30	0,33
2	1	-1	-1	0,15	30	0,33
3	-1	1	-1	0,10	35	0,33
4	1	1	-1	0,15	35	0,33
5	-1	-1	1	0,10	30	0,38
6	1	-1	1	0,15	30	0,38
7	-1	1	1	0,10	35	0,38
8	1	1	1	0,15	35	0,38

A posterior análise dos resultados foi feita utilizando-se a técnica estatística de Análise de Variância, também conhecida como ANOVA, por meio do *software* Statistica 7.0<sup>®</sup>. O objetivo desta técnica é demonstrar quais são os fatores que produzem efeitos significativos nas variáveis de resposta, sendo que ela também permite um estudo da relação existente entre uma variável dependente e uma ou mais variáveis independentes.

A segunda etapa dos testes do planejamento experimental teve por objetivo investigar o efeito individual das condições de corte nas variáveis de resposta, sendo que estas condições foram variadas em quatro valores, incluindo aqueles empregados nos níveis do planejamento fatorial, de forma que estes ensaios não precisaram ser refeitos. A Tab. 3.3 apresenta todos os ensaios desta segunda etapa, sendo que o efeito da profundidade de corte é analisado nos

ensaios 9, 1, 2 e 10; da velocidade de corte nos ensaios 11, 1, 3 e 12; e do avanço nos ensaios 13, 1, 5 e 14. Também nesta etapa cada teste foi replicado uma vez.

Tabela 3.3 – Ensaios da segunda etapa do planejamento experimental.

<b>Ensaio</b>	<b><math>a_p</math> (mm)</b>	<b><math>v_c</math> (m/min)</b>	<b><math>f</math> (mm/rot)</b>
<b>9</b>	0,05	30	0,33
<b>1</b>	0,10	30	0,33
<b>2</b>	0,15	30	0,33
<b>10</b>	0,20	30	0,33
<b>11</b>	0,10	25	0,33
<b>1</b>	0,10	30	0,33
<b>3</b>	0,10	35	0,33
<b>12</b>	0,10	40	0,33
<b>13</b>	0,10	30	0,28
<b>1</b>	0,10	30	0,33
<b>5</b>	0,10	30	0,38
<b>14</b>	0,10	30	0,43

### 3.2 Caracterização do material e da peça

Os ensaios de usinagem foram realizados em pistões de ferro-carbono, com teor de carbono menor que 1%, fabricados pela metalurgia do pó e tratados superficialmente pelo processo de oxidação a vapor. Por ser sinterizado, este material apresenta poros em sua microestrutura e classifica-se como de baixa densidade (< 75%), de acordo com a definição de Metals Handbook (1984). A micrografia do mesmo é apresentada na Fig. 3.1, e refere-se a uma amostra lixada com lixas 400, 600 e 1200, e posteriormente polida com óxido de cromo de 2,5  $\mu\text{m}$ . O reagente utilizado no ataque foi o nital 2%.

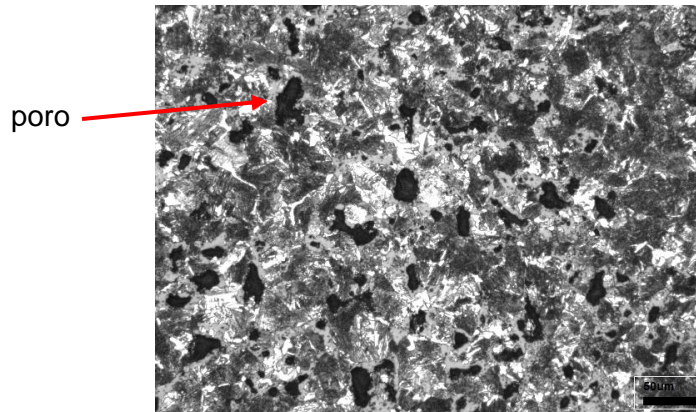


Figura 3.1 – Micrografia do material, atacado com nital 2%.

A medição da dureza aparente foi realizada na amostra previamente lixada, polida e atacada. A dureza Brinell foi medida utilizando o durômetro universal da marca Wolpert, locado no Laboratório de Tribologia e Materiais, da Universidade Federal de Uberlândia. O penetrador utilizado nos ensaios foi uma esfera de diâmetro 2,5 mm, e a carga empregada de 187,5 kg, durante 60 segundos. A medição de dureza Brinell foi feita em cinco pontos da amostra. A Tab. 3.4 apresenta os valores obtidos.

Tabela 3.4 – Valores de dureza Brinell (aparente) do material.

	198	207	202	207	207
<b>Dureza Brinell (HB)</b>	Média				204
	Desvio padrão				4

Na Figura 3.2 é mostrado um pistão e suas principais dimensões, dadas em milímetro.

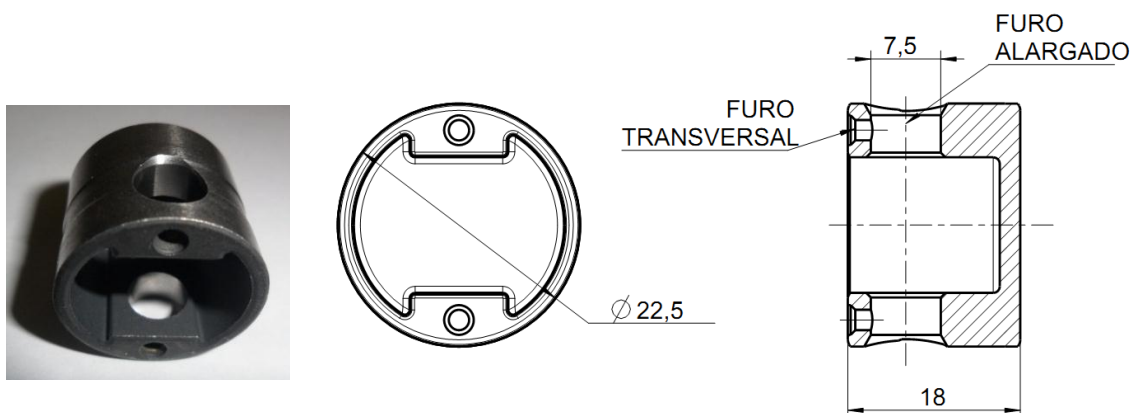


Figura 3.2 – Fotografia e desenho esquemático do pistão.

### 3.3 Ensaio de usinagem

Os dois furos passantes, de igual diâmetro, são usinados no pistão, de modo que a ferramenta usina o primeiro furo, avança em vazio, usina o segundo e faz o retorno, sendo que o corte de ambos é interrompido por um furo transversal pré-existente, obtido no processo de sinterização da peça. A usinagem dos dois furos em um mesmo processo permite garantir a coaxialidade entre eles, bem como ganho na produtividade.

O processo de fabricação dos furos consiste das operações de furação, alargamento de desbaste e alargamento de acabamento, sendo o diâmetro final do furo de 7,50 mm. Inicialmente, na superfície convexa onde será usinado o primeiro furo, é feito um furo de centro e escareamento com broca de centrar. Esta operação faz com que o centro da broca subsequente toque a peça em primeiro lugar, fornecendo um torque normal (SANDVIK, 2012). Gabor (1982) destaca ainda que a operação de escareamento não deve ser eliminada quando são exigidos furos com alinhamento exato, pois o alargador não pode compensar diferenças de alinhamento. A operação seguinte é a furação do pré-furo, feita com broca de 7,00 mm de diâmetro, seguida pelo alargamento de desbaste. Nesta operação, são utilizados alargadores com diferentes diâmetros, 7,10, 7,20, 7,30 ou 7,40 mm, conforme o valor da profundidade de corte estabelecida para o alargamento de acabamento, como apresentado na Tab. 3.5. As condições de corte ( $v_c$  e  $f$ ) adotadas nestas etapas preliminares são constantes, e estão mostradas na Tab. 3.6.

Tabela 3.5 – Valores de  $a_p$  do alargador de acabamento em função do diâmetro do alargador de desbaste.

<b><i>Diâmetro do alargador de desbaste (mm)</i></b>	7,10	7,20	7,30	7,40
<b><i>Profundidade de corte do alargador de acabamento (mm)</i></b>	0,20	0,15	0,10	0,05

Tabela 3.6 – Condições de corte utilizadas nas operações que precedem o alargamento final.

<b><i>Ferramenta</i></b>	<b><i><math>v_c</math> (m/min)</i></b>	<b><i><math>f</math> (mm/rot)</i></b>
Broca de centrar	42	0,05
Broca 7,00 mm	75	0,16
Alargador de desbaste	68	0,26

A última operação é o alargamento de acabamento, realizado com alargador de diâmetro fixo de 7,50 mm. As condições de corte aqui empregadas estão especificadas na seção 3.1.

Todas as operações foram realizadas utilizando-se fluido de corte semi-sintético, na condição de jato abundante direcionado à região de corte.

### 3.3.1 Sistema de fixação e alinhamento do pistão

Inicialmente, dois fatores limitavam os ensaios de usinagem, sendo eles a fixação da peça, visto que sua forma circular dificultava prendê-la, e também o alinhamento entre os dois furos transversais, uma vez que o eixo destes e dos furos a serem usinados deviam ser perpendiculares entre si.

Assim, para a fixação do pistão, foram fabricados dois prismas em V, de forma que o mesmo fosse encaixado entre eles. Por sua vez, este conjunto foi preso por uma morsa de precisão, fixada sobre o dinamômetro, como mostrado na Fig. 3.3. Além da fixação, estes prismas permitiram minimizar a deformação sofrida pelo pistão, decorrente da aplicação do torque para prendê-lo.

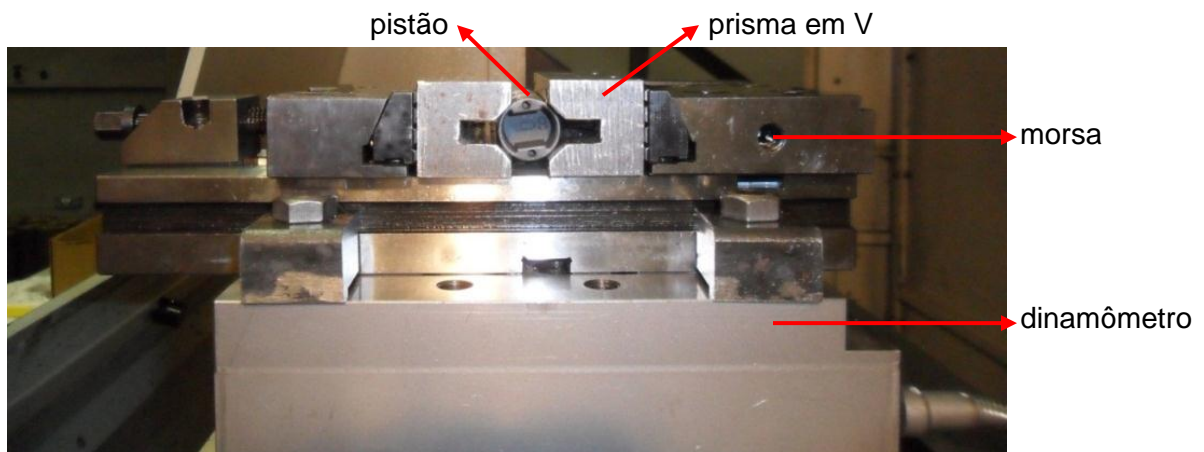


Figura 3.3 – Sistema de fixação da peça.

Primeiramente, um torque de 25 N.m foi aplicado, utilizando um torquímetro ajustável de estalo, com faixa nominal de 25 a 135 N.m. Porém, ao medir e comparar o desvio de circularidade do pistão antes e após a aplicação do torque, foi verificado que este passou de 3,66  $\mu\text{m}$  para 25,6  $\mu\text{m}$ . Ou seja, esta deformação poderia influenciar nos resultados dos ensaios. Assim, foi preciso encontrar e padronizar um valor intermediário de torque, de forma que o pistão não sofresse esta deformação, mas que também fosse suficiente para garantir a rigidez do sistema. Com esta finalidade, o torquímetro de precisão mostrado na Fig. 3.4 foi

utilizado, sendo este do fabricante CDI Torque Products, modelo 752LDIN, e faixa nominal 0 a 9 N.m.



Figura 3.4 – Torquímetro de precisão utilizado nos ensaios.

Para tanto, foram medidos os desvios de cilindridade de nove amostras antes da aplicação do torque, considerando três seções transversais da peça, como mostradas na Fig. 3.5. Após o torque, que foi variado em 5, 7 e 9 N.m, a peça era solta e novamente medida. Para este trabalho, foi estabelecido que o desvio de cilindridade não deveria ser superior a 4  $\mu\text{m}$ . Os resultados encontrados são apresentados na Tab. 3.7.

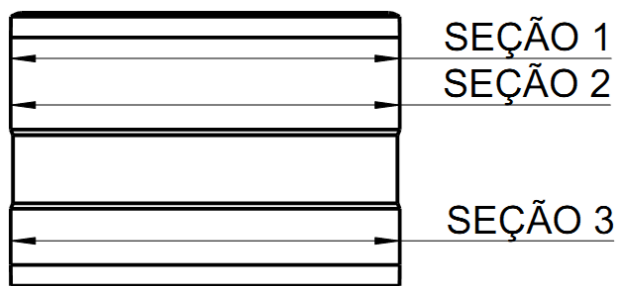


Figura 3.5 – Seções de medição do desvio de cilindridade do pistão.

Tabela 3.7 – Desvios de cilindridade do pistão antes e após aplicação do torque.

<i>Amostra</i>	<i>Torque (N.m)</i>	<i>Desvio de cilindridade (<math>\mu\text{m}</math>)</i>			
		<i>Antes</i>		<i>Depois</i>	
		<i>Média</i>	<i>DP</i>	<i>Média</i>	<i>DP</i>
1	5	3,85	0,01041	3,82	0,01500
2	7	2,68	0,00764	3,12	0,01732
3	9	3,29	0,02000	3,60	0,02000
4	5	3,74	0,01607	3,70	0,00866
5	7	3,15	0,02082	3,47	0,01443
6	9	2,98	0,00764	3,24	0,01258
7	5	2,75	0,00500	2,83	0,00764
8	7	3,57	0,00289	3,92	0,01528
9	9	3,52	0,01756	3,80	0,00764

Como se pode observar, para todas as amostras o desvio de cilindridade após a aplicação do torque esteve dentro da especificação estabelecida. Todavia, para verificar qual deles era suficiente para também garantir a rigidez do sistema, pistões foram usinados aplicando-se os diferentes torques na sua fixação. Marcas de vibração foram observadas na superfície usinada quando aplicando torque de 5 e 7 N.m, sendo por este motivo padronizado o torque em 9 N.m.

Quanto ao segundo fator limitante dos ensaios, para garantir o alinhamento entre os dois furos transversais, foi fabricado um gabarito em forma de cruz, com dois pinos alinhados para serem encaixados nestes furos, como mostrado na Fig. 3.6.

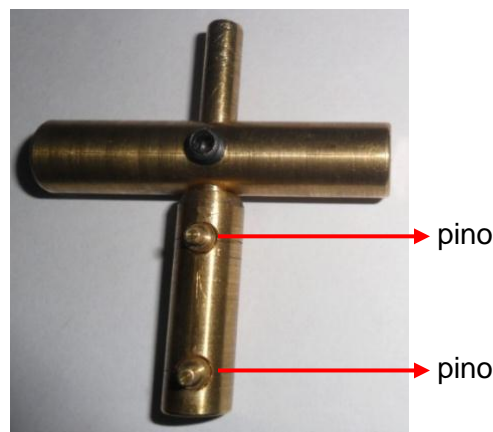


Figura 3.6 – Gabarito para alinhamento dos furos transversais.

O pistão gabaritado era posicionado entre os prismas em V, de maneira que o centro do furo a ser usinado fosse o mais próximo possível do centro da placa de aquisição do dinamômetro. O “braço” do gabarito se apoiava na face superior dos prismas e, para garantir o fechamento e aperto uniforme ao longo dos mesmos, um pistão de apoio era colocado em cada uma das extremidades. Em seguida, com a morsa previamente ajustada, aplicava-se o torque de 9 N.m e, com o pistão já preso, o gabarito era retirado. A Fig. 3.7 apresenta o pistão gabaritado no sistema de fixação, pronto para ser usinado.

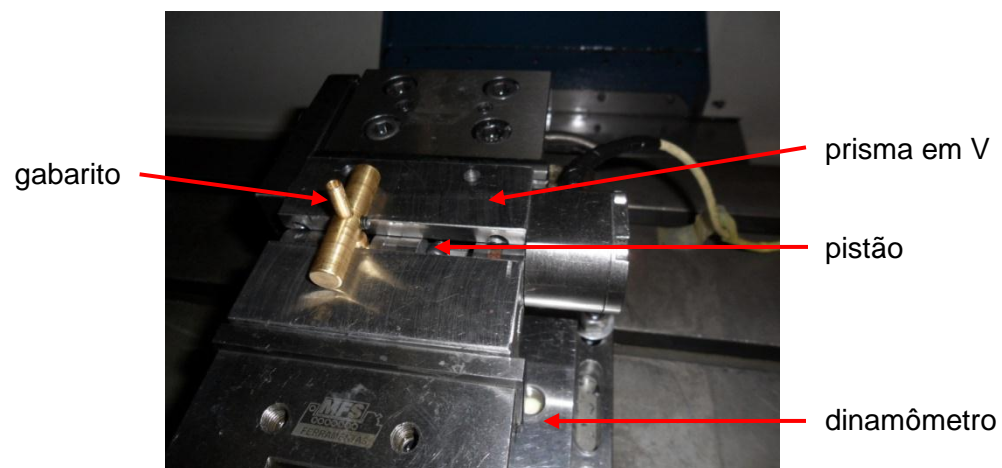


Figura 3.7 – Pistão gabaritado no sistema de fixação.

### 3.3.2 Ferramentas de corte

Todas as ferramentas usadas nos testes foram fabricadas e fornecidas pela Embraco, e estão mostradas na Fig. 3.8.



Figura 3.8 – Ferramentas usadas nos testes. Na sequência, da esquerda para a direita: broca de centrar; broca helicoidal; alargador de desbaste; alargador de acabamento.



Para a usinagem do furo de centro foi utilizada uma broca de centro escalonada, que permite o escareamento do furo na mesma operação, enquanto que na furação do pré-furo de 7 mm foi utilizada uma broca helicoidal. Ambas as brocas foram fabricadas em aço-rápido (HSS) e revestidas com nitreto de titânio (TiN). As geometrias destas ferramentas são apresentadas na Fig. 3.9.

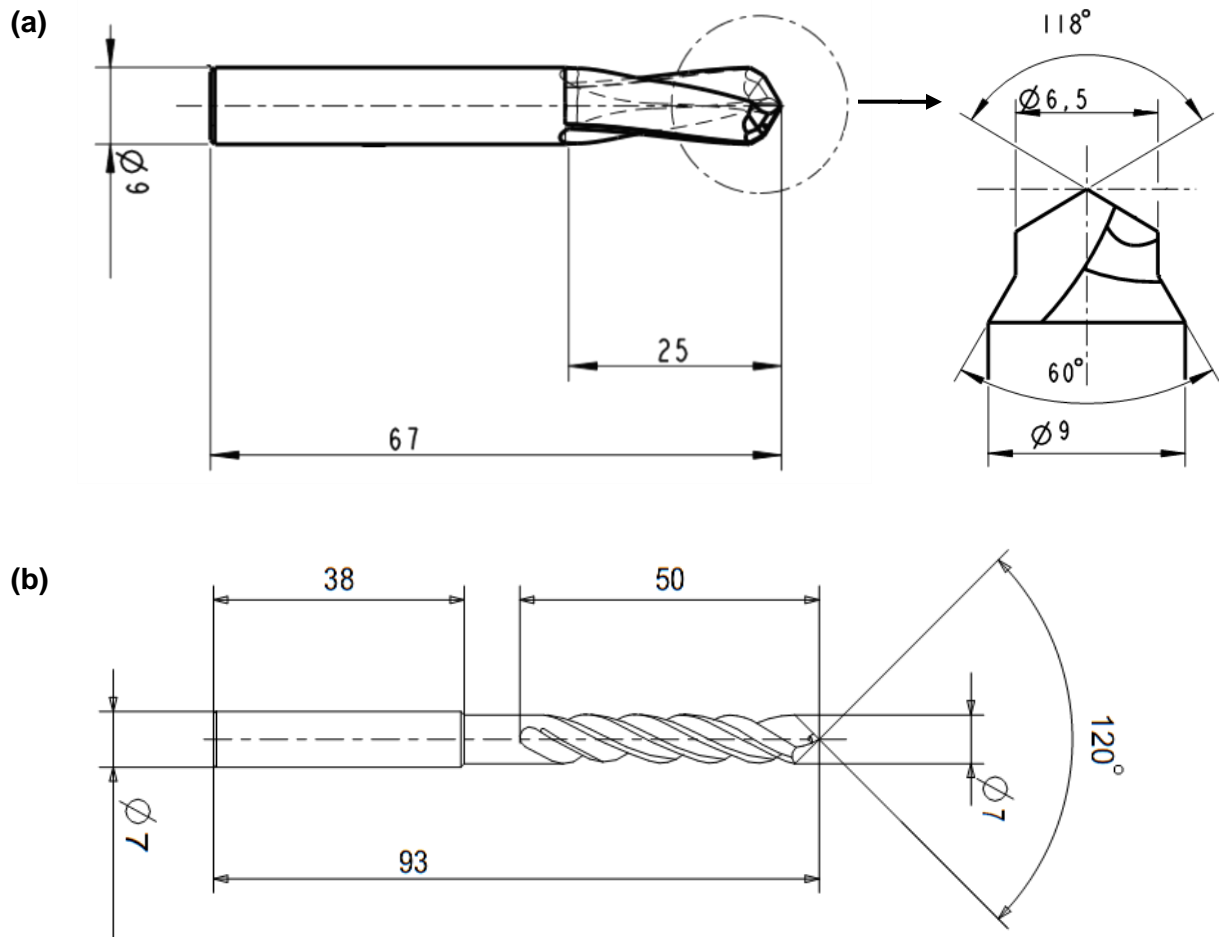


Figura 3.9 – Desenho esquemático: (a) broca de centrar, para usinagem do furo de centro e escareamento; (b) broca helicoidal, utilizada para o pré-furo.

No alargamento de desbaste foram utilizados alargadores de metal duro, classe K10, revestidos com TiN, de corte e hélice à direita e com três arestas cortantes, com diâmetro variando em 7,10 a 7,40 mm, conforme mostrado na Tab. 3.5. Os detalhes construtivos desta ferramenta são apresentados na Fig. 3.10.

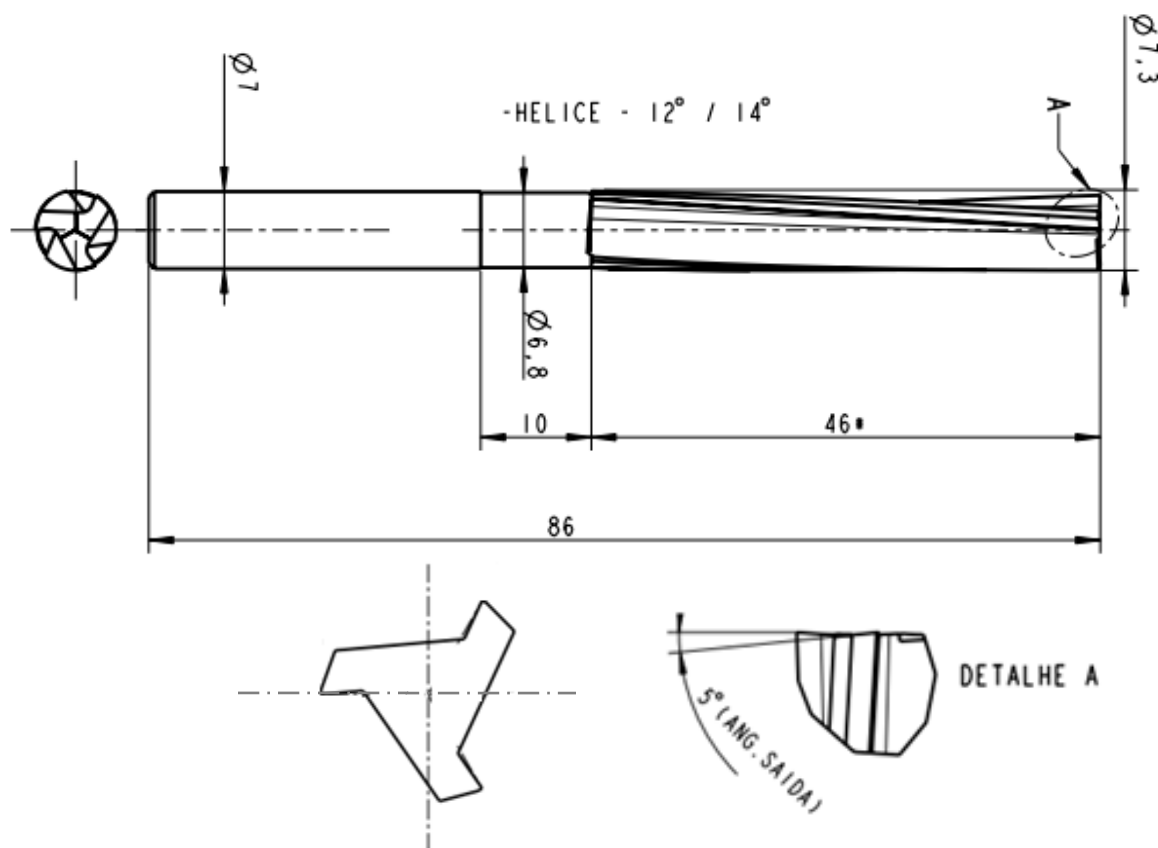


Figura 3.10 – Desenho esquemático do alargador de desbaste de 7,30 mm de diâmetro.

Para a operação final foi usado um alargador de acabamento de metal duro, classe K01, sem revestimento, de corte à direita e hélice à esquerda, com seis arestas cortantes, de diâmetro 7,50 mm. A Fig. 3.11 apresenta a geometria desta ferramenta, que é um desenvolvimento próprio da empresa fabricante do compressor onde é utilizado o pistão objeto deste estudo.

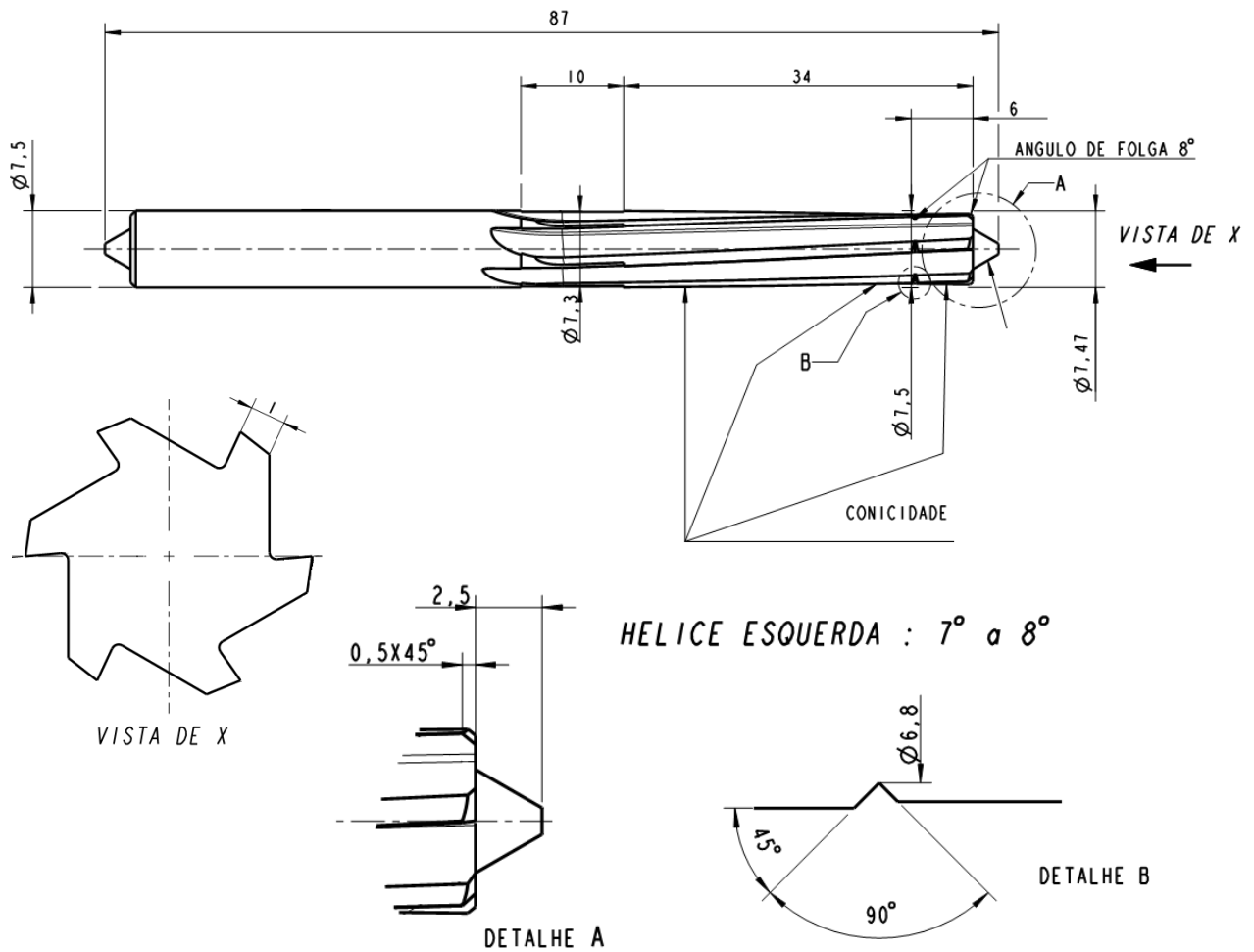


Figura 3.11 – Desenho esquemático do alargador de acabamento de 7,50 mm de diâmetro.

O critério de fim de vida, tanto dos alargadores de desbaste quanto de acabamento, foi o desgaste de flanco médio ( $V_{Bb}$ ), que foi monitorado em um microscópio óptico Olympus SZ61, com câmera CCD, Evoluton LC Color, e um *software* analisador de imagens. Como critério de fim de vida, foi estabelecido que quando as ferramentas atingissem  $V_{Bb} \geq 0,1$  mm, estas seriam substituídas.

### 3.3.3 Máquina-ferramenta e método de fixação das ferramentas de corte

Os ensaios foram realizados no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU), da Universidade Federal de Uberlândia, em um centro de usinagem ROMI Discovery 760, 11 kW, rotação de 10 a 10.000 rpm, mostrado na Fig. 3.12. Embora o processo de produção fabril

seja realizado em uma máquina especial multi-estação, a utilização do centro de usinagem reproduz satisfatoriamente as condições reais de operação.



Figura 3.12 – Máquina-ferramenta utilizada para realização dos ensaios.

As brocas e o alargador de desbaste foram fixados por pinças convencionais, em mandris mecânicos. Já para o alargador de acabamento, foi utilizado um mandril hidromecânico Corogrip<sup>®</sup>, de alta precisão, fabricado pela Sandvik Coromant<sup>®</sup>, apresentado na Fig. 3.13. Como o alargamento é uma operação de precisão, este tipo de mandril é adequado, pois garante melhor fixação da ferramenta, evitando o batimento excessivo da mesma. Lima Júnior (2009), alargando guias de válvulas automotivas sinterizadas, comparou o desempenho do método de fixação da ferramenta, alargando com barra de mandrilar e com mandril hidromecânico. Os menores desvios de forma foram encontrados quando usinando com este último, sendo que os desvios de circularidade e cilindricidade produzidos pela barra de mandrilar foram cerca de 48% e 30%, respectivamente, superiores aos obtidos com o mandril hidromecânico.



Figura 3.13 – Pinça e mandril hidromecânico utilizados nos ensaios.

O comprimento em balanço da broca de centrar, da broca helicoidal e do alargador de desbaste foram fixados em 20, 56 e 53 mm, respectivamente. Para medir o batimento radial do alargador de acabamento, fixou-se um comprimento em balanço de 46 mm, e mediu-se a diferença na posição radial das pontas de corte. Para tanto, foi utilizado um relógio comparador analógico do fabricante Mitutoyo, com resolução de 0,001 mm e faixa nominal de 1 mm, acoplado em uma base magnética, como mostrado na Fig. 3.14. O batimento máximo encontrado foi de 6  $\mu\text{m}$ .

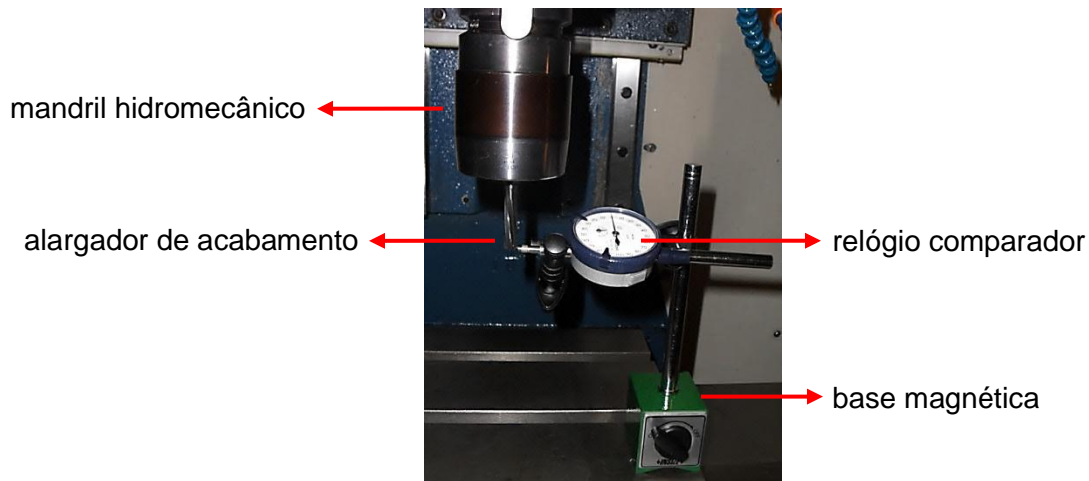


Figura 3.14 – Medição do batimento radial do alargador de acabamento usando relógio comparador.

### 3.4 Aquisição de sinais

Para medição das forças de corte e momento torçor, foi utilizado um dinamômetro estacionário Kistler® 9265B, com faixa de medição nos eixos X ( $F_x$ ) e Y ( $F_y$ ) de  $\pm 15$  kN, e no eixo Z ( $F_z$ ) de -10 a 30 kN. Este equipamento foi montado sobre a mesa da máquina-ferramenta, e sobre ele a morsa com o sistema de fixação do pistão. Junto a esta montagem, foi adicionado um dispositivo para monitoramento do sinal de emissão acústica. Os resultados deste sinal, no entanto, só serão analisados em um teste específico. A taxa de aquisição foi de trinta mil pontos por segundo, adquirida durante dez segundos. Os equipamentos e instrumentos utilizados na conexão do sistema de aquisição de sinais são apresentados na Fig. 3.15.



- |  |  |
|--|--|
| (1) Dispositivo de fixação do pistão     | (6) Bloco conector BNC-2110                                |
| (2) Dinamômetro Kistler® 9265B           | (7) Sensor para monitoramento do sinal de emissão acústica |
| (3) Caixa de distribuição Kistler® 5407A | (8) Condicionador de sinais Sensis DM 42                   |
| (4) Amplificador de carga Kistler® 5070A | (9) Computador com placa de aquisição                      |
| (5) Amplificador de carga Kistler® 5019B |  |

Figura 3.15 – Montagem do sistema de aquisição de sinais.

Foram feitas as medições dos sinais de força de corte na direção dos eixos X (Fx), Y (Fy) e Z (Fz), originados durante a operação de alargamento de acabamento, em todos os testes. Os sinais gerados pelo dinamômetro são inseridos numa caixa de distribuição, responsável por separar os sinais das forças de corte ( $F_{x1+2}$ ,  $F_{x3+4}$ ,  $F_{y1+4}$ ,  $F_{y2+3}$ ,  $F_{z1}$ ,  $F_{z2}$ ,  $F_{z3}$  e  $F_{z4}$ ). Após a decomposição, os sinais são enviados aos dois amplificadores de carga. O primeiro amplificador, modelo 5070A, foi utilizado na obtenção das forças Fx e Fy, para a determinação do momento torçor. O segundo, modelo 5019B, foi empregado para aquisição da força axial (Fz). Por sua vez, estes sinais são enviados a um bloco de conectores BNC-2110, e a seguir para uma placa de aquisição. As forças de corte Fx, Fy, Fz e o momento torçor (Mz) foram calculados através das seguintes equações:

$$F_x = F_{x1+2} + F_{x3+4} \quad (3.1)$$

$$F_y = F_{y1+4} + F_{y2+3} \quad (3.2)$$

$$F_z = F_{z1} + F_{z2} + F_{z3} + F_{z4} \quad (3.3)$$

$$M_z = b * (-F_{x1+2} + F_{x3+4}) + a * (F_{y1+4} + F_{y2+3}) \quad (3.4)$$

Em que  $a$  e  $b$  são constante do dinamômetro Kistler® para a determinação do momento torçor, com valores 0,0305 e 0,0585, respectivamente. Estes dados são fornecidos pelo manual do dinamômetro.

A aquisição do sinal de emissão acústica (EA) foi realizada a partir de um sensor conectado à peça, e um condicionador de sinais Sensis DM 42. Os sinais de EA são amplificados pelo pré-amplificador que fica embutido no sensor, e ao serem adquiridos também são enviados ao bloco de conectores BNC-2110, e a seguir para a placa de aquisição.

O gerenciamento da placa de aquisição e gravação das informações foi realizado por meio do *software* LabVIEW® (Fig. 3.16). Para o posterior tratamento dos dados provenientes da aquisição de sinais, foram utilizados os *softwares* Matlab 7.8® e Excel 2010®.

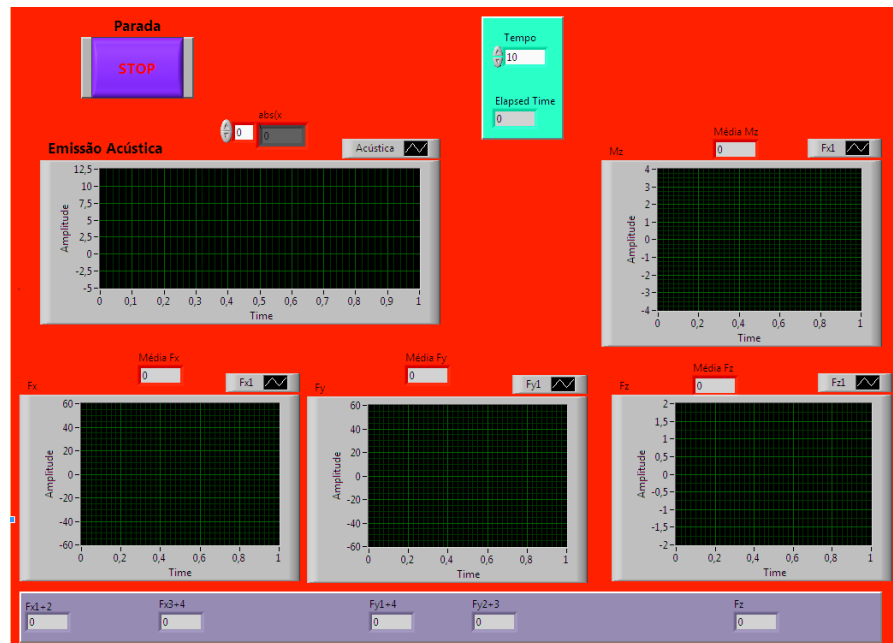


Figura 3.16 – Painel frontal do software LabVIEW® utilizado para medição das forças de corte, momento torçor e emissão acústica.

### 3.5 Análise da qualidade dos furos

As medições do diâmetro, do desvio de circularidade e da rugosidade dos furos foram efetuadas a temperatura ambiente de  $(20 \pm 1) ^\circ\text{C}$ , conforme recomendado pela NBR NM-ISO 1 (ABNT, 1997), sendo monitorada durante as medições utilizando-se um termômetro digital, com resolução de  $0,1 ^\circ\text{C}$  e faixa nominal de  $(-20 \text{ a } 60) ^\circ\text{C}$ . Tanto as peças quanto os dispositivos e sistemas de medição, foram deixados doze horas à temperatura padrão para atingirem o equilíbrio térmico.

Foram feitas três medições para cada parâmetro adotado, uma vez que este número de leituras permite detectar erros grosseiros, efetuar a análise estatística dos dados e a avaliação da incerteza de medição.

Visando a obtenção de resultados rastreáveis, os sistemas de medição discriminados a seguir foram previamente calibrados, conforme recomendado pela NBR ISO IEC 17025 (ABNT, 2005). Todas as medições foram realizadas no Laboratório de Metrologia Dimensional da Universidade Federal de Uberlândia.



### 3.5.1 Desvio de circularidade

As medições do desvio de circularidade foram realizadas em uma Máquina de Medir Desvios de Forma (MMDF), do fabricante Taylor Hobson, modelo Talyrond 131. O apalpador é de ponta única, com esfera de rubi de 2 mm de diâmetro. A resolução deste equipamento é de  $0,01 \mu\text{m}$ , e a faixa de medição no eixo vertical de 250 mm e no eixo horizontal de 180 mm. O desvio de excentricidade da mesa da máquina é de  $0,035 \mu\text{m}$ , e a incerteza padrão da calibração da MMDF é de  $0,005 \mu\text{m}$ , sendo estes valores obtidos no certificado de calibração da mesma.

Para fixação, centralização e nivelamento das peças, esta máquina possui um dispositivo tipo castanha, e um programa computacional dedicado com recursos específicos para este fim. Entretanto, a geometria do pistão não permitiu a sua fixação de forma direta, sendo necessário o projeto e fabricação de um dispositivo para fixá-lo na castanha. Neste dispositivo, um dos furos era encaixado em um pino torneado no centro de uma base cilíndrica, e então o pistão era preso para que não se deslocasse. Desta forma, foi possível garantir que o eixo do furo usinado fosse coaxial com o eixo da mesa da máquina. Este dispositivo é mostrado na Fig. 3.17.

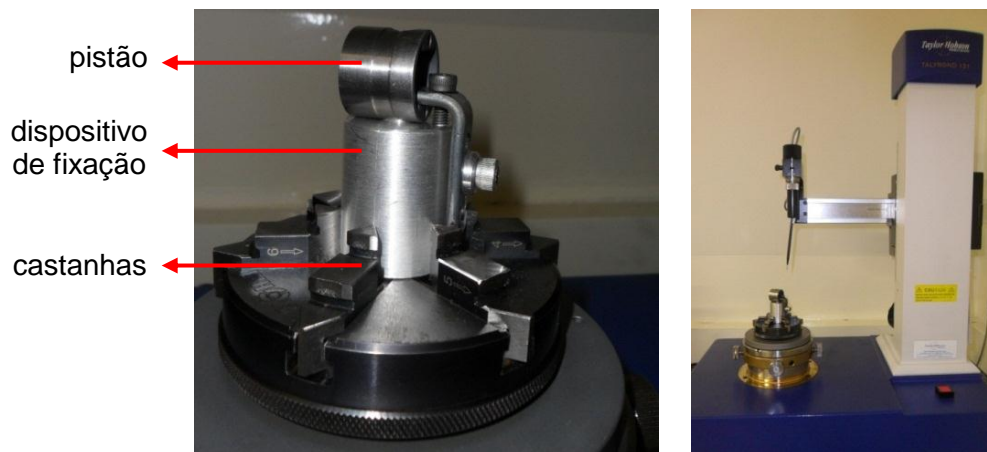


Figura 3.17 – Dispositivo de fixação do pistão na castanha da máquina de medir desvios de forma.

As medições do desvio de circularidade foram realizadas em uma seção transversal dos furos, conforme especificado na NBR 6409 (ABNT, 1997). A altura da seção transversal foi definida segundo o padrão técnico da empresa, e é mostrada na Fig. 3.18.

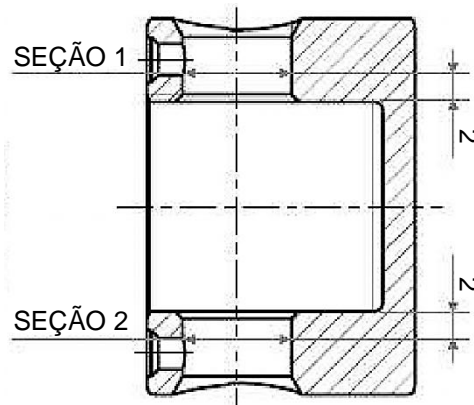


Figura 3.18 – Seções transversais de medição dos desvios de circularidade (EMBRACO, 2011).

Esta máquina possui um *software* dedicado, chamado Ultra<sup>®</sup>, que fornece, além do valor numérico do desvio de circularidade, um gráfico do perfil da superfície efetiva da peça. Suas excelentes propriedades metrológicas e elevado poder de diagnóstico tornam este equipamento muito utilizado em pesquisas, em áreas nas quais a avaliação geométrica da peça deve ser considerada, e não apenas o valor numérico dos desvios.

### 3.5.2 Diâmetro

As medições do diâmetro dos furos foram realizadas em uma Máquina de Medir a Três Coordenadas (MM3C), do fabricante Mitutoyo, modelo BR-M443, tipo ponte móvel, resolução de 0,001 mm e volume de trabalho de 400 x 400 x 300 mm<sup>3</sup>, para os eixos x, y e z, respectivamente. Segundo o certificado de calibração da máquina, o erro de apalpamento da mesma é de 0,0029 mm, e a incerteza linear associada ao eixo x é de  $1,2 + l/1300 \mu\text{m}$ , para o eixo y é de  $1,1 + l/1300 \mu\text{m}$ , enquanto que para o eixo z é de  $1,0 + l/1300 \mu\text{m}$ , onde *l* representa o valor da coordenada correspondente.

O *software* dedicado à máquina é o MCosmos 3.0<sup>®</sup>. Para as medições, foi utilizada uma ponta única de esfera de rubi de 2 mm de diâmetro. Foram apalpados 9 pontos em uma seção transversal da parede do furo, distribuídos de forma a obter uma amostra representativa dos infinitos pontos da mesma. A seção de medição e o suporte para fixação da peça foram os mesmos empregados na medição do desvio de circularidade. A Fig. 3.19 apresenta a máquina utilizada para as medições e o sistema de fixação da peça na mesa da máquina.

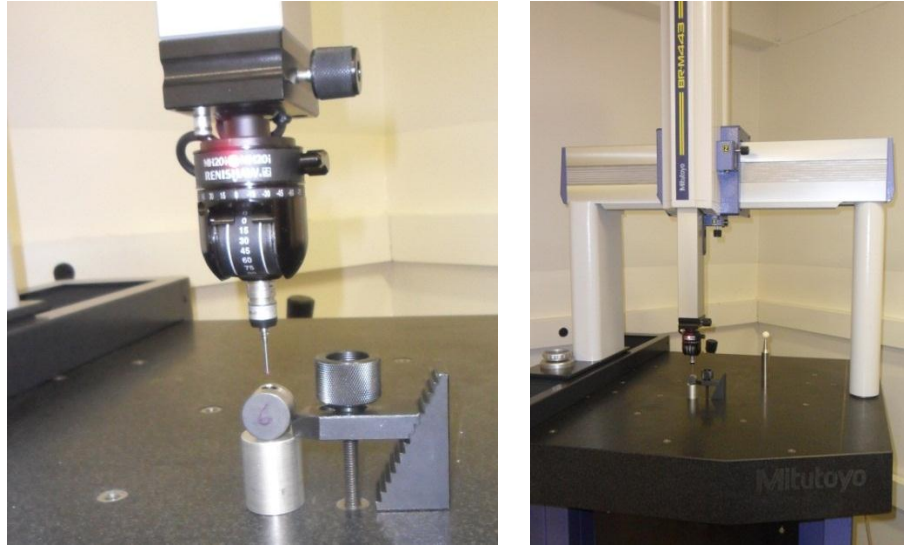


Figura 3.19 – Máquina de Medir a Três Coordenadas, utilizada na medição do diâmetro dos furos, e sistema de fixação da peça na mesa da máquina.

### 3.5.3 Rugosidade

Para a medição da rugosidade, foi usado um rugosímetro portátil Surtronic 3+, do fabricante Taylor Hobson, modelo 112/1590, com resolução de  $0,01 \mu\text{m}$  e agulha do apalpador de diamante com raio de ponta de  $5 \mu\text{m}$ . A incerteza padrão associada ao deslocamento devido à amplitude das vibrações é de  $0,0045 \mu\text{m}$ , e a incerteza padrão da calibração do rugosímetro é de  $0,0233 \mu\text{m}$ , sendo este valor obtido no certificado de calibração do mesmo. O *cut-off* ( $L_c$ ) adotado foi de  $0,25 \text{ mm}$ , comprimento de medição ( $L_n$ ) de  $1,25 \text{ mm}$  e filtro Gaussiano, conforme NBR ISO 4288 (ABNT, 2008).

Para minimizar o efeito de vibrações, que interferem nas medições de rugosidade, as medições foram realizadas sobre uma mesa de desempenho. O rugosímetro era conectado a um computador, e a aquisição do perfil e dos parâmetros pré-selecionados de rugosidade  $R_a$ ,  $R_q$ ,  $R_{sk}$  e  $R_{ku}$ , eram feitas utilizando-se o *software* TalyProfile Gold 4.0<sup>®</sup>. A montagem experimental para medição da rugosidade é mostrada na Fig. 3.20. Em ambos os furos, a rugosidade foi medida na posição adjacente ao furo transversal.

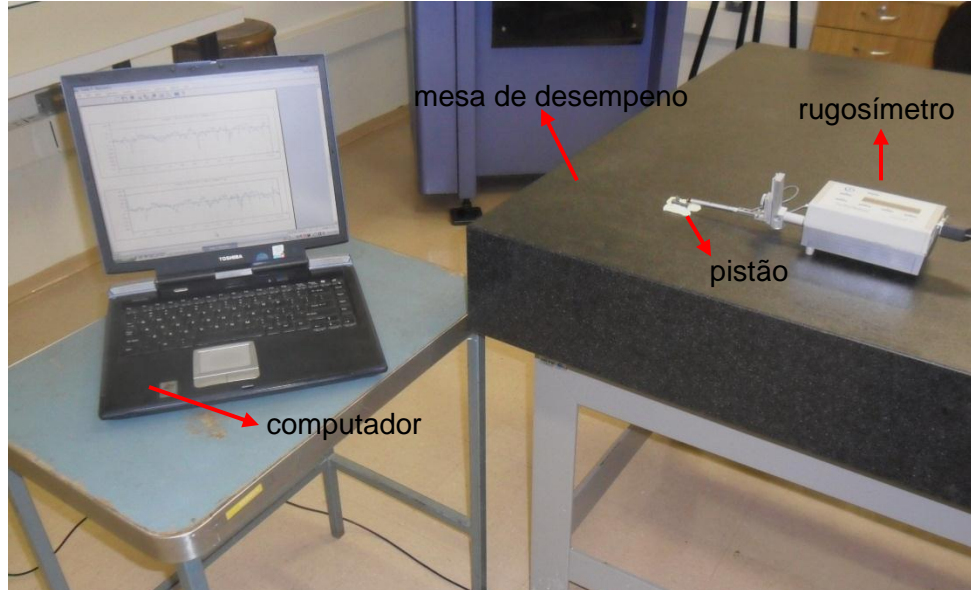


Figura 3.20 – Montagem experimental para medição das peças com o rugosímetro portátil Surtronic 3+, do fabricante Taylor Hobson.

### 3.6 Análise da superfície usinada

Imagens da superfície alargada foram obtidas em um Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV), marca Hitachi, modelo TM 3000, mostrado na Fig. 3.21. Este equipamento possibilita análise microscópica com aumento de até 30.000 vezes, com feixes de 5 e 15 keV. Por se tratar de um material metálico, o feixe de 15 keV foi utilizado.



Figura 3.21 – MEV de bancada modelo TM 3000, utilizado na aquisição de imagens da microestrutura das amostras.

A fim de que coubesse na câmara do MEV, um quarto da parede do furo foi destacada, sendo esta a região adjacente ao furo transversal. A Fig. 3.22 apresenta a amostra fixada no suporte, dentro da câmara aberta.

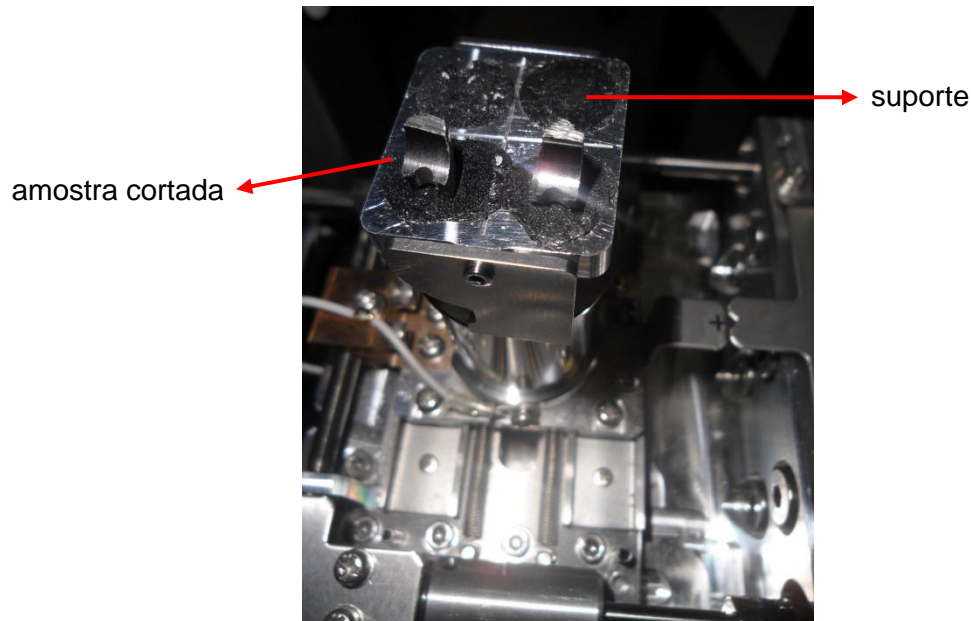


Figura 3.22 – Fixação da amostra dentro da câmara do MEV.

### 3.7 Avaliação da incerteza de medição

A incerteza de medição consiste em um parâmetro, não negativo, associado ao resultado de uma medição, que caracteriza a dispersão dos valores que podem ser atribuídos ao mensurando (INMETRO, 2012). Portanto, para se ter rastreabilidade de um resultado de medição estabelecida, é imprescindível que a sua incerteza seja estimada. Com este objetivo, neste trabalho foi aplicada a metodologia proposta no “Guia Para a Expressão da Incerteza de Medição” (INMETRO, 2003).

Para os parâmetros: diâmetro, desvio de circularidade e parâmetro  $R_q$  de rugosidade, a incerteza foi calculada para a amostra que apresentou o maior desvio padrão entre as três leituras, independente se do primeiro ou segundo furo, ou se do teste ou da réplica. Para a avaliação da incerteza, foram utilizadas as planilhas desenvolvidas por MORAES (2011).

### 3.7.1 Incerteza associada à medição do diâmetro

Para o cálculo da incerteza de medição, foi considerado o modelo matemático expresso conforme a Eq. 3.5 (SOUZA et al., 2011):

$$D = \Delta s(L_{MMC}) + \Delta R_{MMC} + \Delta I_{CMMC} + \Delta E_A + L_0 \cdot \Delta T \cdot (\alpha_{Pe} + \alpha_{MMC}) + L_0 \cdot \delta T \cdot (\alpha_{Pe} + \alpha_{MMC}) \quad (3.5)$$

Em que as variáveis de entrada são:

- $\Delta s(L_{MMC})$ : correção associada à variabilidade das leituras (desvio padrão) da MMC;
- $\Delta R_{MMC}$ : correção associada à resolução da MMC;
- $\Delta I_{CMMC}$ : correção associada à incerteza padrão da calibração da MMC nos eixos x, y e z;
- $\Delta E_A$ : correção associada ao erro de apalpamento da MMC;
- $L_0$ : valor do mensurando;
- $\Delta T$ : afastamento da temperatura ambiente em relação à de referência (20 °C);
- $\alpha_{Pe}$ : coeficiente de expansão térmica linear do material da peça;
- $\alpha_{MMC}$ : coeficiente de expansão térmica linear do material das escalas da MMC;
- $\delta T$ : variação da temperatura durante as medições.

Como todas as medições foram realizadas a  $(20 \pm 1)$  °C, as variáveis afastamento da temperatura em relação a 20 °C ( $\Delta T$ ), variação da temperatura ( $\delta T$ ) e coeficientes de expansão térmica linear ( $\alpha_{Pe}$  e  $\alpha_{MMC}$ ) não foram aqui consideradas, bem como para os demais parâmetros de qualidade medidos.

### 3.7.2 Incerteza associada à medição do desvio de circularidade

Para o cálculo da incerteza de medição, foi considerado o modelo matemático expresso conforme a Eq. 3.6 (SOUZA et al., 2011):

$$C = \Delta s(L_{MMDf}) + \Delta R_{MMDf} + \Delta I_{CMMDf} + \Delta D_{EXC} + L_0 \cdot \Delta T \cdot (\alpha_{Pe} + \alpha_{MMDf}) + L_0 \cdot \delta T \cdot (\alpha_{Pe} + \alpha_{MMDf}) \quad (3.6)$$

Em que as variáveis de entrada são:

- $\Delta s(L_{MMDF})$ : correção associada à variabilidade das leituras (desvio padrão) da MMDF;
- $\Delta R_{MMDF}$ : correção associada à resolução da MMDF;
- $\Delta I_{CMMDF}$ : correção associada à incerteza padrão associada à calibração da MMDF;
- $\Delta D_{EXC}$ : correção associada ao desvio de excentricidade da mesa da MMDF;
- $L_0$ : valor do mensurando;
- $\Delta T$ : afastamento da temperatura ambiente em relação à de referência (20 °C);
- $\alpha_{Pe}$ : coeficiente de expansão térmica linear do material da peça;
- $\alpha_{MMDF}$ : coeficiente de expansão térmica linear do material das escalas da MMDF;
- $\delta T$ : variação da temperatura durante as medições.

### 3.7.3 Incerteza associada à medição da rugosidade

Para o cálculo da incerteza de medição da rugosidade, foi considerado o modelo matemático expresso conforme a Eq. 3.7 (MORAES; VALDÉS; LACERDA, 2011):

$$R = \Delta s(L_{Ru}) + \Delta R_{Ru} + \Delta I_{CRu} + \Delta I_{Dvib} + L_0 \cdot \Delta T \cdot (\alpha_{Pe} + \alpha_{Ru}) + L_0 \cdot \delta T \cdot (\alpha_{Pe} + \alpha_{Ru}) \quad (3.7)$$

- $\Delta s(L_{Ru})$ : correção associada à variabilidade das leituras (desvio padrão) do rugosímetro;
- $\Delta R_{Ru}$ : correção associada à resolução do rugosímetro;
- $\Delta I_{CRu}$ : correção associada à incerteza padrão associada à calibração do padrão de rugosidade;
- $\Delta I_{Dvib}$ : correção associada à incerteza padrão associada ao deslocamento devido às amplitudes das vibrações;
- $L_0$ : valor do mensurando;
- $\Delta T$ : afastamento da temperatura ambiente em relação à de referência (20 °C);
- $\alpha_{Pe}$ : coeficiente de expansão térmica linear do material da peça;
- $\alpha_{Ru}$ : coeficiente de expansão térmica linear do material do apalpador do rugosímetro;
- $\delta T$ : variação da temperatura durante a medição.

# CAPITULO IV

## RESULTADOS E DISCUSSÕES

### 4.1 Considerações iniciais

O primeiro objetivo proposto para este trabalho foi verificar a causa do defeito de usinagem nos furos de um determinado modelo de pistão da Embraco, que ocorreu na fase de ajuste das condições de corte, antecessora à fase de implantação e certificação do processo. Para tanto, testes preliminares foram feitos, a fim de verificar se este defeito também estaria presente nas amostras usinadas no LEPU. A partir destes resultados, foram feitas as análises e discussões desta primeira etapa.

Partindo-se para os testes do planejamento experimental, estes tiveram por objetivo investigar o efeito das condições de corte ( $a_p$ ,  $v_c$  e  $f$ ), sobre a qualidade dos furos alargados, analisada particularmente tanto para o primeiro quanto para o segundo furo. Nas medições do diâmetro, desvio de circularidade e rugosidade, foram efetuadas três leituras em cada furo das amostras. Como para todos os ensaios foi feita uma réplica, os resultados apresentados neste capítulo referem-se à média, inclusive para os valores de força axial ( $F_z$ ) e momento torçor ( $M_z$ ), sendo o desvio padrão indicado nos gráficos dos resultados pela barra de erros.

### 4.2 Investigação do defeito de usinagem

Nesta primeira etapa, foi usinada uma amostra para cada condição de teste estabelecida no planejamento experimental. Verificou-se que a região da parede adjacente ao furo transversal, de todos os pistões usinados, apresentava vários riscos, semelhante ao problema



descrito pela empresa. Entretanto, estes eram mais intensos no segundo furo, sendo que no primeiro apenas algumas peças apresentaram o defeito. Além dos riscos na direção do avanço, no segundo furo também foram observadas marcas de alguns riscos inclinados à esquerda, como mostrado na Fig. 4.1.

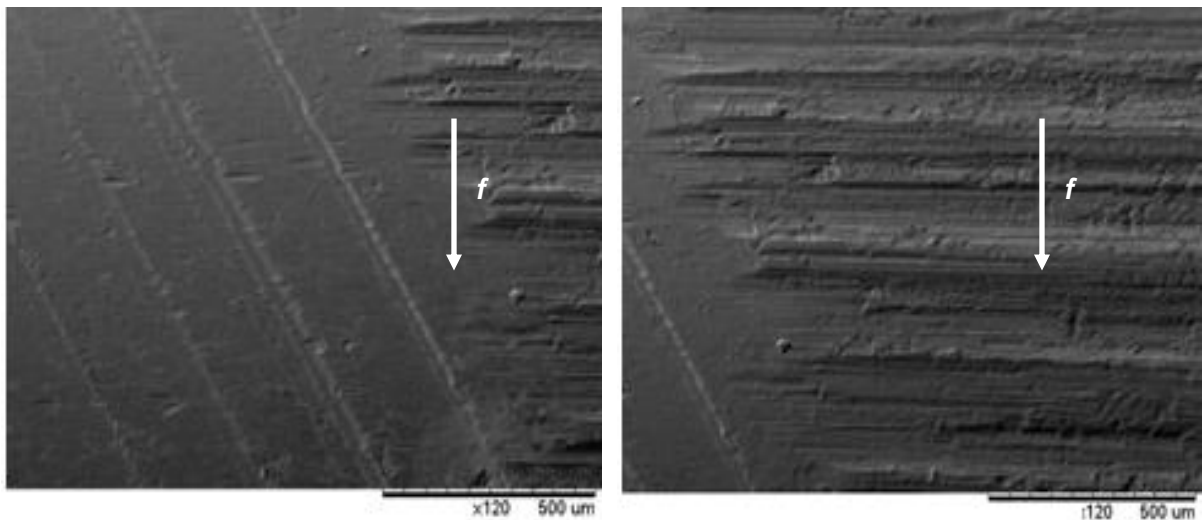


Figura 4.1 – Fotos obtidas no MEV da superfície do segundo furo ( $a_p = 0,10$  mm;  $v_c = 30$  m/min;  $f = 0,33$  mm/rot).

Na operação de alargamento, devem-se considerar as características da peça e do furo que será alargado, e associá-las à geometria da ferramenta, uma vez que o desempenho deste conjunto influenciará na qualidade final da superfície alargada (GABOR, 1982). Ponderando-se as características do furo, o processo pode ser considerado um corte interrompido, pois a usinagem deste é descontinuada pelo furo transversal. Assim, a fim de analisar a influência desta interrupção na qualidade dos furos, amostras foram usinadas sem que as ferramentas passassem pela descontinuidade, sendo que os resultados mostraram que nesta condição o defeito não apareceu. A rugosidade de uma peça foi medida, e comparada com aquela de uma amostra que apresentava o defeito, estando os valores de  $R_q$  apresentados na Fig. 4.2.

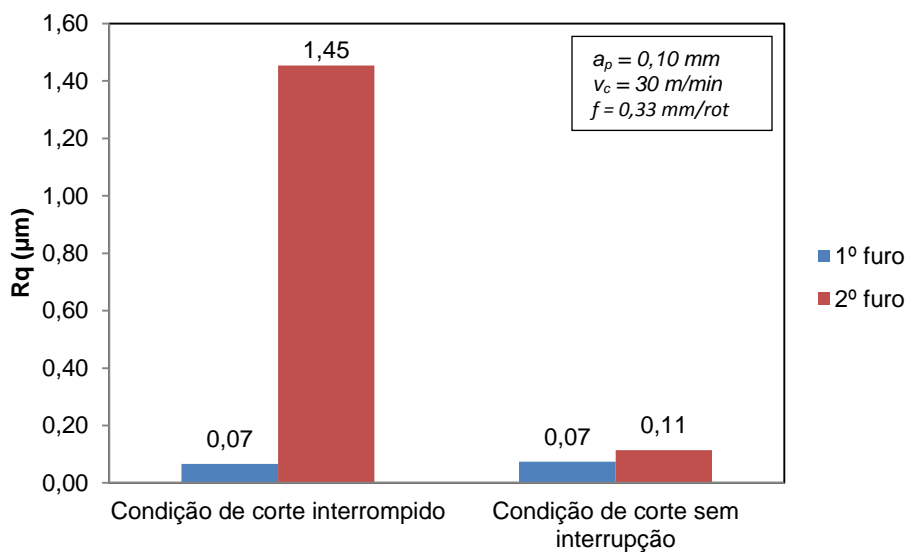


Figura 4.2 – Gráfico comparativo da rugosidade das peças nas duas condições de corte.

Partindo-se para a análise da geometria do alargador de acabamento, constatou-se que o detalhe “B” da ferramenta, associado à interrupção, poderia estar originando o defeito na usinagem. Este alívio, mostrado na Fig. 4.3 (Fig. 3.11), separa a guia com diâmetro de 7,47 mm, do corpo com diâmetro de 7,50 mm, sendo este último o diâmetro nominal dos furos.

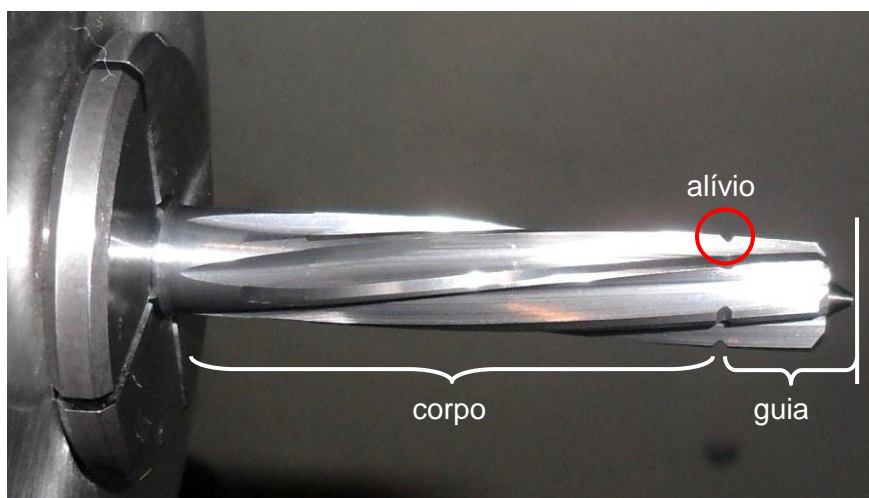


Figura 4.3 – Detalhe “B” (alívio) do alargador de acabamento.

Para analisar a influência deste alívio, associado à presença da interrupção, foram usinadas amostras com a ferramenta deslocando-se em três diferentes profundidades no eixo Z, como mostrado na Fig. 4.4, sendo que na condição (a) a ferramenta usina o segundo furo, porém o alívio não passa pelo mesmo; na condição (b), a região do alívio permanece dentro do furo usinado até o momento que antecede o retorno da ferramenta; por fim, na condição (c), a ferramenta se desloca o suficiente para que o alívio passe pelo furo e fique fora da peça.

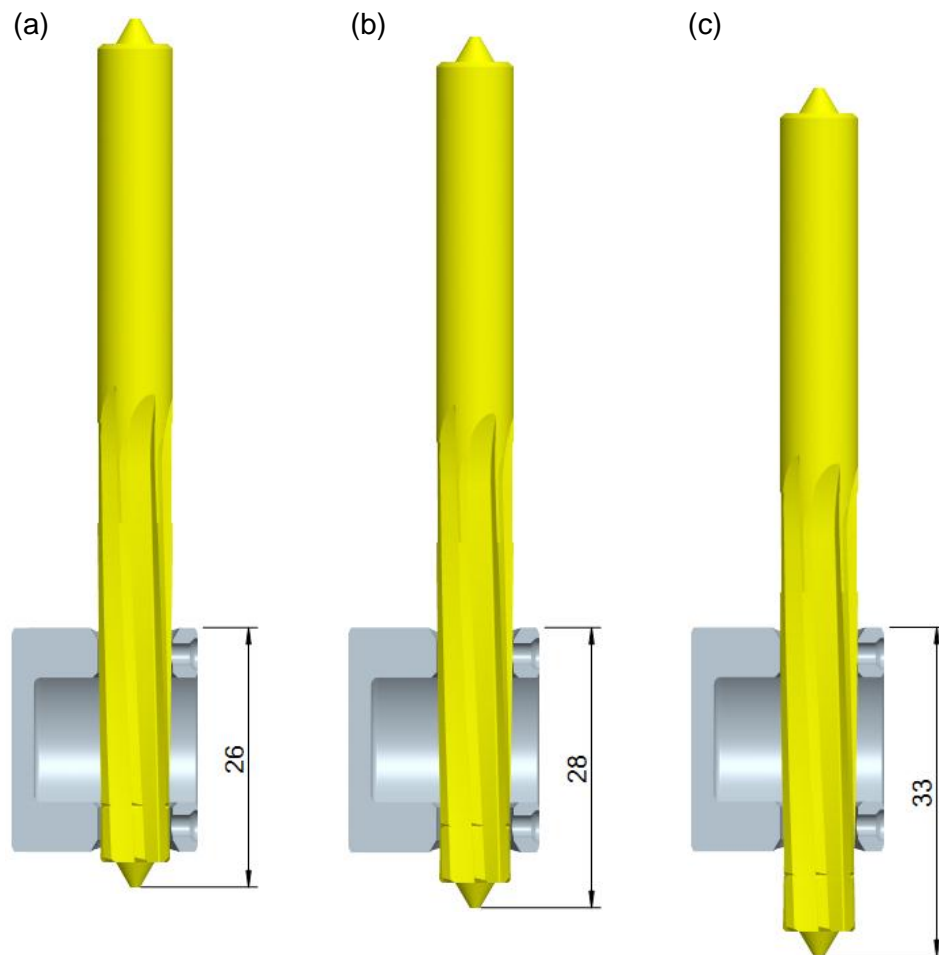


Figura 4.4 – Usinagem dos furos em diferentes profundidades de deslocamento no eixo Z ( $a_p = 0,10$  mm;  $v_c = 30$  m/min;  $f = 0,33$  mm/rot).

Na primeira condição (a) não houve riscos na superfície usinada, porém, o diâmetro do furo era subdimensionado, devido ao menor diâmetro na ponta da ferramenta. Na condição (b) o defeito apareceu, assim como nos ensaios da primeira etapa. Já na última condição (c), também não foram encontrados riscos, ou seja, o defeito não aconteceu.

Em face destes resultados, ficou constatado que de fato a geometria do alargador, associada à presença da interrupção, causava a alteração na qualidade dos furos usinados em laboratório. Na usinagem do segundo furo na condição (b), acredita-se que nos momentos em que o detalhe “B” da ferramenta passava pela interrupção, as arestas do alívio, originadas na sua retificação, entravam no furo transversal, e devido às elevadas forças de corte, ao saírem riscavam a superfície usinada. Para o primeiro furo o defeito era corrigido, pois quando o alívio saía completamente deste, o alargador continuava avançando, de modo que as guias cilíndricas alisavam a sua superfície. De maneira análoga, esta situação também ocorreu para ambos os furos quando usinando na condição (c), fazendo com que o defeito desaparecesse também no segundo furo. Esta última condição foi aquela empregada nos ensaios do planejamento experimental.

A seguir, é mostrado o comportamento dos sinais de emissão acústica, momento torçor e força axial monitorados durante o processo, podendo-se por meio deles identificar o instante em que o alívio da ferramenta passa pela interrupção.

#### *4.2.1 Análise dos sinais adquiridos durante a operação de alargamento de acabamento*

Na Figura 4.5, pode-se observar o comportamento dos sinais de emissão acústica (EA), momento torçor (Mz) e força axial (Fz), desde o início do alargamento do primeiro furo até o início do segundo. Os dados foram trabalhados utilizando-se os *softwares* Matlab 7.8<sup>®</sup> e Excel 2010<sup>®</sup>. Nos gráficos estão apresentadas as médias móveis dos intervalos analisados.

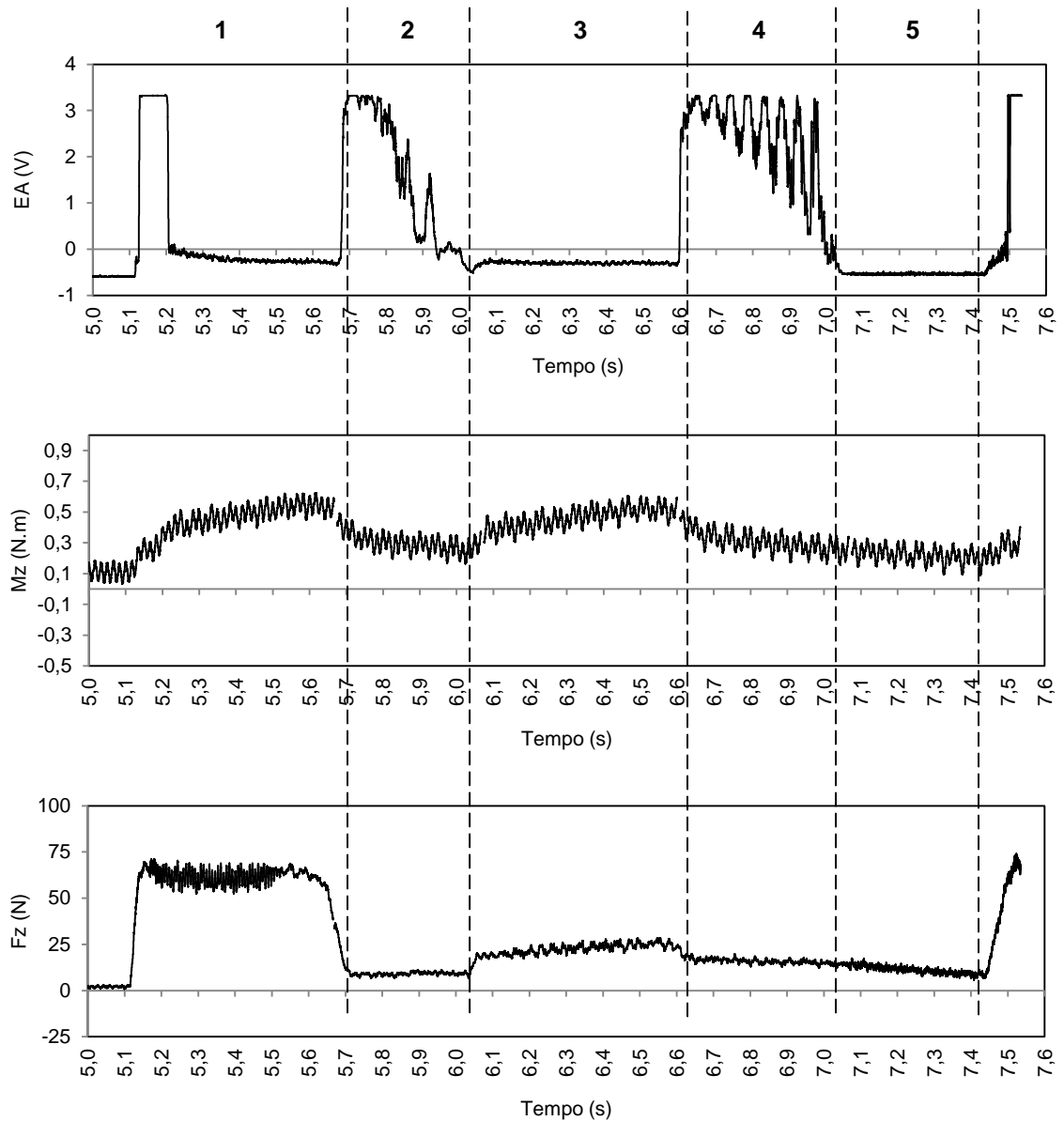


Figura 4.5 – Comportamento dos sinais adquiridos na usinagem do primeiro furo até o início do segundo. Ensaio 10:  $a_p = 0,20$  mm;  $v_c = 30$  m/min;  $f = 0,33$  mm/rot.

Nos gráficos, os sinais estão divididos em fases. A fase 1 é o período de usinagem do primeiro diâmetro do alargador, ou seja, quando somente a parte abaixo do alívio da ferramenta está usinando. O pico apresentado no sinal de emissão acústica refere-se à entrada da ferramenta na peça. A fase 2 é o intervalo entre a saída das arestas de corte principais da ferramenta de dentro do furo, causando queda nos sinais de  $M_z$  e  $F_z$ , e a entrada do segundo diâmetro, sendo este o momento em que o alívio da ferramenta adentra no furo, resultando em

picos no gráfico de emissão acústica. A fase 3 é o período de usinagem do segundo diâmetro, com o alívio passando pela interrupção, implicando em pequeno acréscimo no sinal de Mz e Fz. A fase 4 representa a saída do alívio da ferramenta do furo transversal e logo em seguida do furo usinado, atenuando novamente os sinais de Mz e Fz, e outra vez resultando em perturbação dos sinais de emissão acústica. Finalmente, a fase 5 é o tempo em que a ferramenta avança em vazio, até o início da usinagem do segundo furo.

A Tabela 4.1 apresenta os valores médios dos sinais de Mz e Fz obtidos em cada fase, desconsiderando o pico gerado no momento da entrada da ferramenta na peça, que resulta em Mz máximo de 1 N.m e Fz de 153 N.

Tabela 4.1 – Valores médios dos sinais de Mz e Fz obtidos nas fases indicadas nos gráficos.

<b>Sinal</b>	<b>Fase</b>				
	<b>1</b>	<b>2</b>	<b>3</b>	<b>4</b>	<b>5</b>
<b>Mz (N.m)</b>	0,5	0,3	0,5	0,3	0,2
<b>Fz (N)</b>	62	11	23	16	11

O comportamento dos sinais na usinagem do segundo furo é mostrado na Fig. 4.6, sendo este similar ao do primeiro, porém a fase 5 indicando o início do retorno da ferramenta.

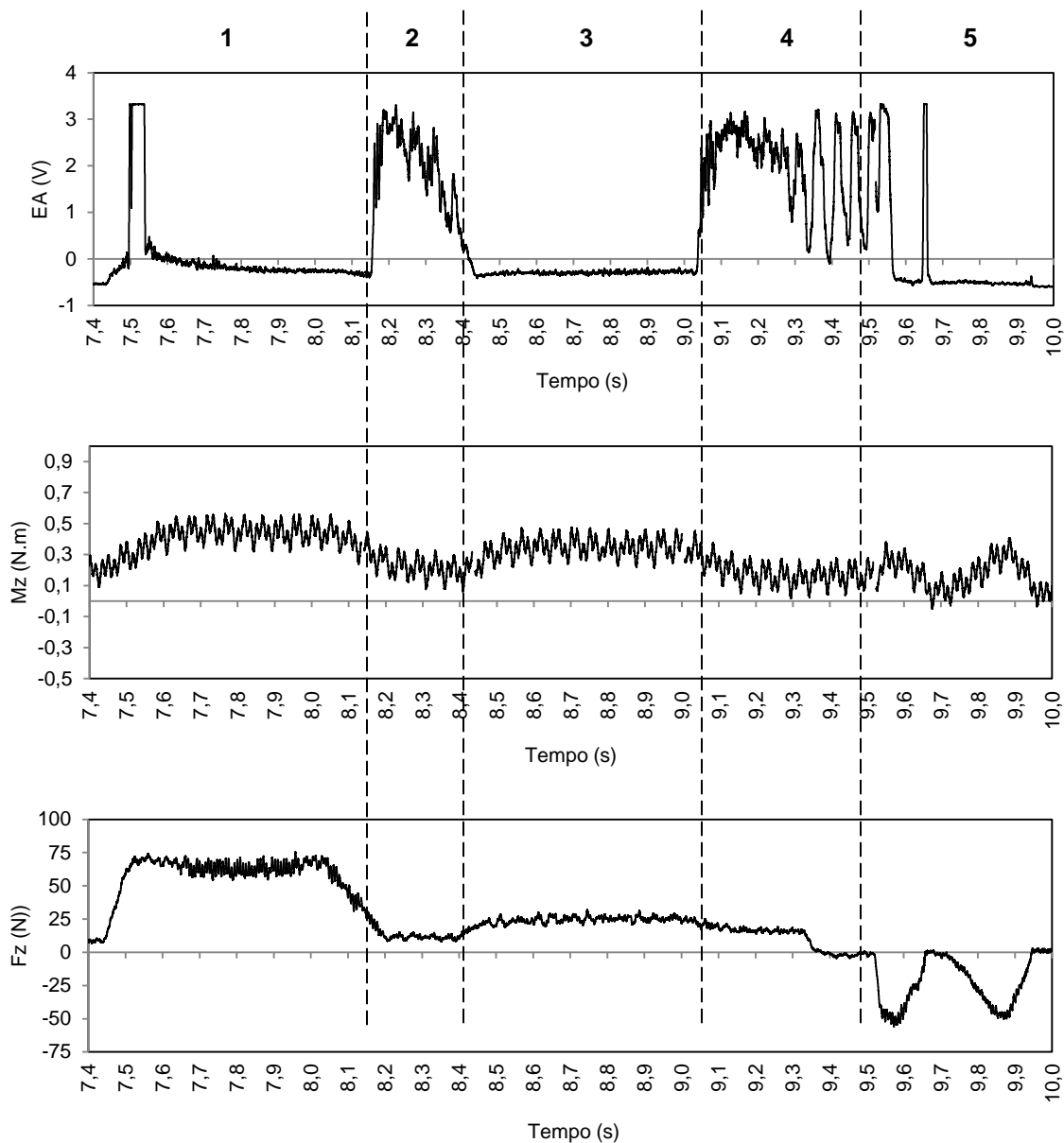


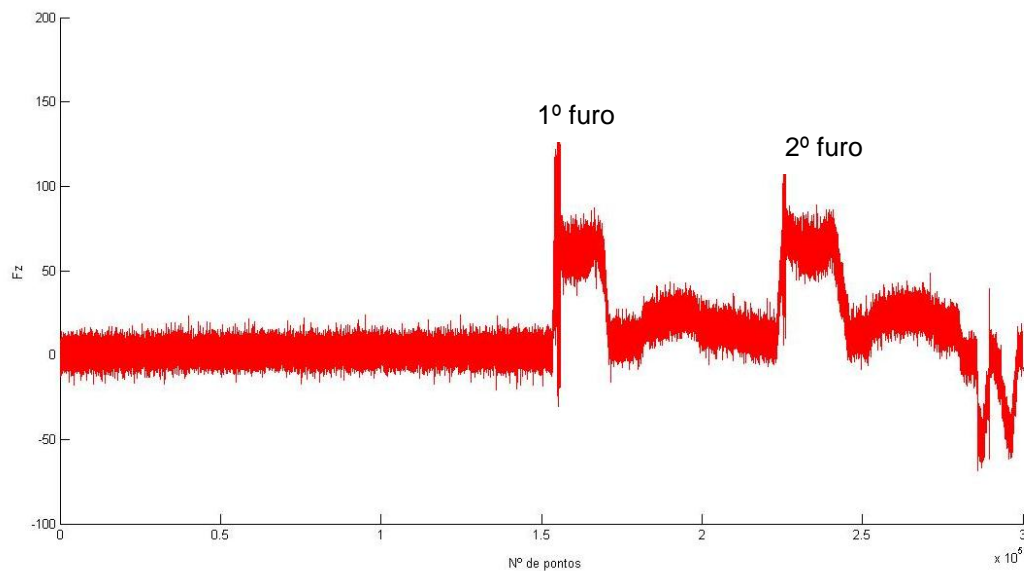
Figura 4.6 – Comportamento dos sinais adquiridos na usinagem do segundo furo até o retorno da ferramenta. Ensaio 10:  $a_p = 0,20$  mm;  $v_c = 30$  m/min;  $f = 0,33$  mm/rot.

A Tabela 4.2 apresenta os valores médios dos sinais de momento torçor e força axial obtidos em cada fase, desconsiderando o pico gerado quando da entrada da ferramenta na peça, que resulta em Mz máximo de 1 N.m e Fz de 133 N.

Tabela 4.2 – Valores médios dos sinais de Mz e Fz obtidos nas fases indicadas nos gráficos.

<b>Sinal</b>	<b>Fase</b>				
	<b>1</b>	<b>2</b>	<b>3</b>	<b>4</b>	<b>5</b>
<b>Mz (N.m)</b>	0,4	0,2	0,3	0,2	0,2
<b>Fz (N)</b>	62	14	24	12	-23

Na Fig. 4.7 é mostrado um gráfico plotado no Matlab 7.8<sup>®</sup>, em que é possível visualizar o comportamento de Fz durante toda a operação, sendo os picos gerados nos momentos em que o alargador começa a penetrar no material, iniciando a usinagem dos furos.

Figura 4.7 – Gráfico de Fz plotado utilizando o software Matlab 7.8<sup>®</sup>.

### 4.3 Cálculo da incerteza de medição

#### 4.3.1 Incerteza associada à medição do diâmetro

Na Tabela 4.3 são mostrados os valores de diâmetro obtidos na máquina de medir por coordenadas, para o segundo furo da réplica do ensaio 4, que foi o que apresentou o maior desvio padrão e conseqüentemente a maior incerteza de medição. A Tab. 4.4 apresenta os dados referentes à avaliação da incerteza. Cabe ressaltar que foram adicionados três algarismos em todos os resultados dos cálculos intermediários para minimizar os erros devido ao arredondamento.



Tabela 4.3 – Valores de diâmetro do segundo furo da réplica do ensaio 4.

<b>Diâmetro (mm)</b>				
<b>Leituras (mm)</b>			<b>Média (mm)</b>	<b>Desvio padrão (mm)</b>
<b>L1</b>	<b>L2</b>	<b>L3</b>		
7,503	7,503	7,505	7,504	0,001155

Tabela 4.4 – Avaliação da incerteza para o diâmetro, em que: (TI) tipo de incerteza; (DP) desvio padrão; (GL) grau de liberdade; (CS) coeficiente de sensibilidade.

<b>Componentes de Incerteza</b>						
<b>Grandeza</b>	<b>Estimativa (mm)</b>	<b>TI</b>	<b>DP</b>	<b>GL</b>	<b>CS</b>	<b>Incerteza padrão (mm)</b>
$\Delta S(L_{MMC})$	0,001	A	Normal	2	1	0,000667
$\Delta R_{MMC}$	0,001	B	Retangular	$\infty$	1	0,000289
$\Delta E_A$	0,0029	B	Triangular	$\infty$	1	0,001184
$\Delta I_{CMMC}$	0,00164	B	Normal	3,97	1	0,001636
<b>Incerteza padrão combinada (<math>u_c</math>) em mm</b>						0,002146
<b>Grau de liberdade efetivo (<math>\nu_{eff}</math>)</b>						8,60
<b>Fator de abrangência (<math>k</math>)</b>						2,31
<b>Incerteza expandida (<math>U</math>) em mm</b>						0,005

Portanto, o resultado da medição do diâmetro para este furo é  $(7,504 \pm 0,005)$  mm, para  $k=2,31$  e 95,45% de probabilidade de abrangência. Este valor de incerteza pode ser considerado adequado para o nível de exatidão da medição e será estendido a todos os diâmetros medidos.

Os coeficientes de sensibilidade indicam quantitativamente o grau de contribuição de cada fonte de incerteza na incerteza final. Para concluir qual a grandeza que mais contribui na incerteza final, multiplica-se o coeficiente de sensibilidade pela incerteza padrão da mesma. Assim, analisando a Tab. 4.4, tem-se que a componente que mais contribuiu para a incerteza final foi a incerteza associada à calibração da máquina. Isto pode ser justificado porque, para a medição de um diâmetro, o apalpador se movimenta na direção de dois eixos ( $x$  e  $y$ ). Neste caso, foram consideradas as incertezas associadas a ambos.

#### 4.3.2 Incerteza associada à medição do desvio de circularidade

Na Tabela 4.5 são mostrados os valores de desvio de circularidade obtidos na máquina de medir desvios de forma, para o primeiro furo do ensaio 4, que foi o que apresentou o maior desvio padrão e conseqüentemente a maior incerteza. A Tab. 4.6 apresenta os dados referentes à avaliação da incerteza para o desvio de circularidade.

Tabela 4.5 – Valores de desvio de circularidade do primeiro furo do ensaio 4.

<b>Desvio de circularidade (<math>\mu\text{m}</math>)</b>				
<b>Leituras</b>			<b>Média (<math>\mu\text{m}</math>)</b>	<b>Desvio padrão (<math>\mu\text{m}</math>)</b>
<b>L1</b>	<b>L2</b>	<b>L3</b>		
5,41	5,34	5,30	5,35	0,05568

Tabela 4.6 – Avaliação da incerteza para o desvio de circularidade.

<b>Componentes de incerteza</b>						
<b>Grandeza</b>	<b>Estimativa (<math>\mu\text{m}</math>)</b>	<b>TI</b>	<b>DP</b>	<b>GL</b>	<b>CS</b>	<b>Incerteza padrão (<math>\mu\text{m}</math>)</b>
$\Delta s(L_{\text{MMDF}})$	0,06	A	Normal	2	1	0,03215
$\Delta R_{\text{MMDF}}$	0,01	B	Retangular	$\infty$	1	0,00289
$\Delta D_{\text{exc}}$	0,035	B	Triangular	$\infty$	1	0,01429
$\Delta l_{\text{CMMDF}}$	0,005	B	Normal	8	1	0,00500
<b>Incerteza padrão combinada (<math>u_c</math>) em <math>\mu\text{m}</math></b>						0,03560
<b>Grau de liberdade efetivo (<math>\nu_{\text{eff}}</math>)</b>						3,03
<b>Fator de abrangência (<math>k</math>)</b>						3,18
<b>Incerteza expandida (<math>U</math>) em <math>\mu\text{m}</math></b>						0,11

Portanto, o resultado da medição do desvio de circularidade para este furo é  $(5,35 \pm 0,11)$   $\mu\text{m}$ , para  $k = 3,18$  e 95,45% de probabilidade de abrangência. Este valor de incerteza pode ser considerado para todos os valores de desvio de circularidade medidos.

A componente que mais contribuiu para a incerteza final foi a incerteza associada à variabilidade das leituras. Para minimizar este efeito, pode-se aumentar o número de leituras.

#### 4.3.3 Incerteza associada à medição da rugosidade

Na Tabela 4.7 são mostrados os valores de rugosidade obtidos no rugosímetro, para o segundo furo da réplica do ensaio 8, que foi o que apresentou o maior desvio padrão e conseqüentemente a maior incerteza. A Tab. 4.8 apresenta os dados referentes à avaliação da incerteza para a rugosidade.

Tabela 4.7 – Valores de rugosidade do segundo furo da réplica do ensaio 8.

<b>Rugosidade Rq (<math>\mu\text{m}</math>)</b>				
<b>Leituras</b>			<b>Média (<math>\mu\text{m}</math>)</b>	<b>Desvio padrão (<math>\mu\text{m}</math>)</b>
<b>L1</b>	<b>L2</b>	<b>L3</b>		
0,15	0,13	0,14	0,14	0,00777

Tabela 4.8 – Avaliação da incerteza para a rugosidade.

<b>Componentes de Incerteza</b>						
<b>Grandeza</b>	<b>Estimativa (<math>\mu\text{m}</math>)</b>	<b>TI</b>	<b>DP</b>	<b>GL</b>	<b>CS</b>	<b>Incerteza padrão (<math>\mu\text{m}</math>)</b>
$\Delta s(L_{Ru})$	0,01	A	Normal	2	1	0,00577
$\Delta R_{Ru}$	0,01	B	Retangular	$\infty$	1	0,00289
$\Delta I_{DVib}$	0,0045	A	Normal	2	1	0,0045
$\Delta I_{CRu}$	0,0233463	B	Normal	5,67	1	0,02335
<b>Incerteza padrão combinada (<math>u_c</math>) em <math>\mu\text{m}</math></b>						0,02460
<b>Grau de liberdade efetivo (<math>\nu_{eff}</math>)</b>						6,94
<b>Fator de abrangência (<math>k</math>)</b>						2,45
<b>Incerteza expandida (<math>U</math>) em <math>\mu\text{m}</math></b>						0,06

Assim, o resultado da medição do parâmetro Rq de rugosidade para este furo é  $(0,14 \pm 0,06) \mu\text{m}$ , para  $k = 2,45$  e 95,45% de probabilidade de abrangência. Este valor de incerteza pode ser considerado para todos os valores de rugosidade medidos.

A componente que mais contribuiu para a incerteza final foi a incerteza associada à calibração do rugosímetro.

#### 4.4 Caracterização da superfície alargada quanto à porosidade

Para entendimento do efeito da operação de alargamento na porosidade superficial da camada usinada, a superfície de uma amostra, perpendicular àquela usinada, foi embutida em baquelite, lixada e polida, e posteriormente observada no MEV. A Fig. 4.8 mostra a porosidade presente em sua microestrutura, e a Fig. 4.9 seu respectivo gráfico do perfil de rugosidade. Combinando os parâmetros de rugosidade, obtém-se uma superfície lisa, porém com profundos vales, que são decorrentes da presença dos poros do material. Cabe ressaltar que os elevados valores de Rsk de -23,6 e de Rku de 366 foram fortemente influenciados pelo maior vale isolado.

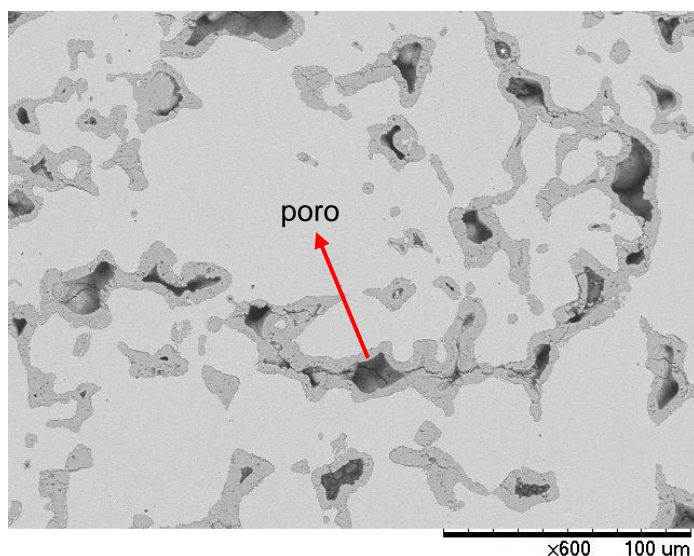


Figura 4.8 – Porosidade presente na microestrutura do material. Amostra embutida e polida.

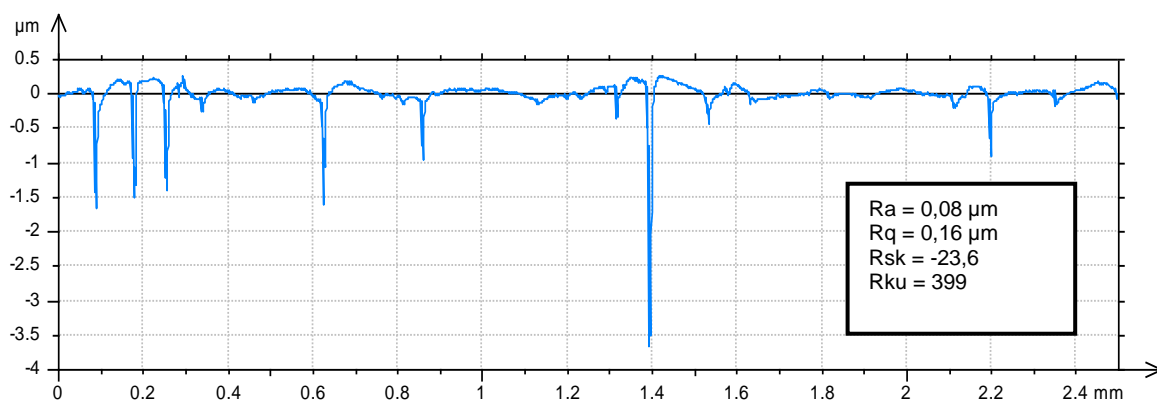


Figura 4.9 – Perfil de rugosidade da superfície polida da amostra embutida.

Imagens obtidas no MEV da superfície alargada estão mostradas na Fig. 4.10. As regiões mais claras correspondem a alteração sub-superficial de deformação plástica na superfície do componente, que foi alisada pelas guias cilíndricas da ferramenta, e as regiões mais escuras a áreas onde o fluxo de deformação foi descontinuado (Fig. 4.10 (a)). Em contraste com a superfície apresentada na Fig. 4.8, naquela que foi alargada os poros são quase inexistentes. Nas operações de alargamento isto ocorre porque o ferro (Fe), por ser muito dúctil, sofre deformação plástica suficiente a ponto de deslocar-se por sobre os poros, fechando-os superficialmente. Porém, estes agem como uma irregularidade, fazendo com que o fluxo de deformação seja interrompido e assim ocorra a ruptura do cavaco nestas regiões, resultando em rebarbas deformadas plasticamente, como indicado na Fig. 4.10 (b), que podem influenciar no acabamento superficial.

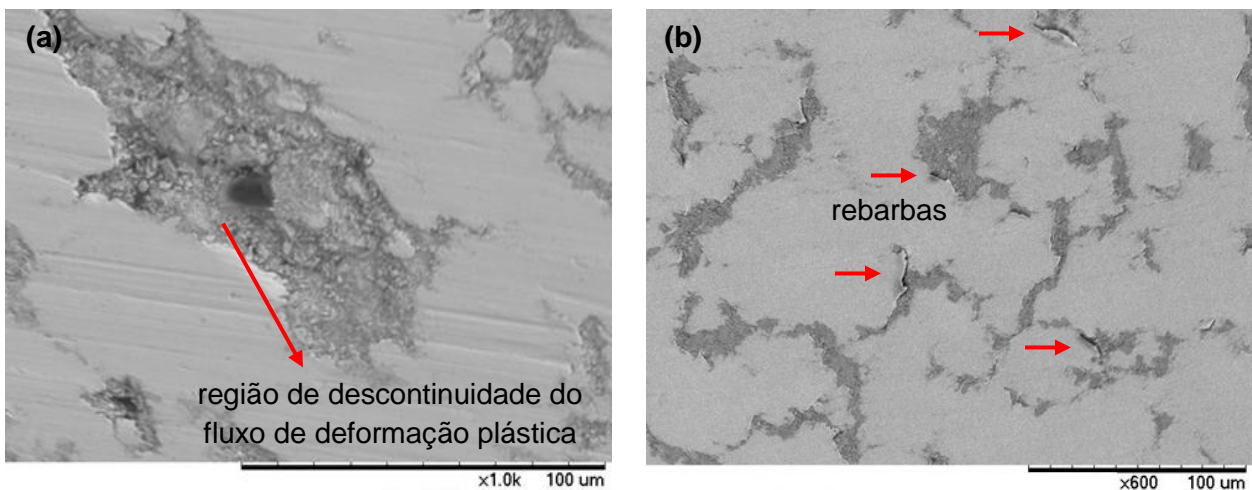


Figura 4.10 – Imagens no MEV de uma superfície alargada. Ensaio 9:  $a_p = 0,05$  mm;  $v_c = 30$  m/min;  $f = 0,33$  mm/rot.

A Figura 4.11 (a) até (h) mostra as rebarbas observadas em um plano perpendicular ao da superfície alargada, na amostra que foi embutida. É claramente notada a ruptura do cavaco e a formação de rebarbas nas regiões onde o fluxo de deformação foi descontinuado por uma irregularidade, possivelmente um poro ali presente.

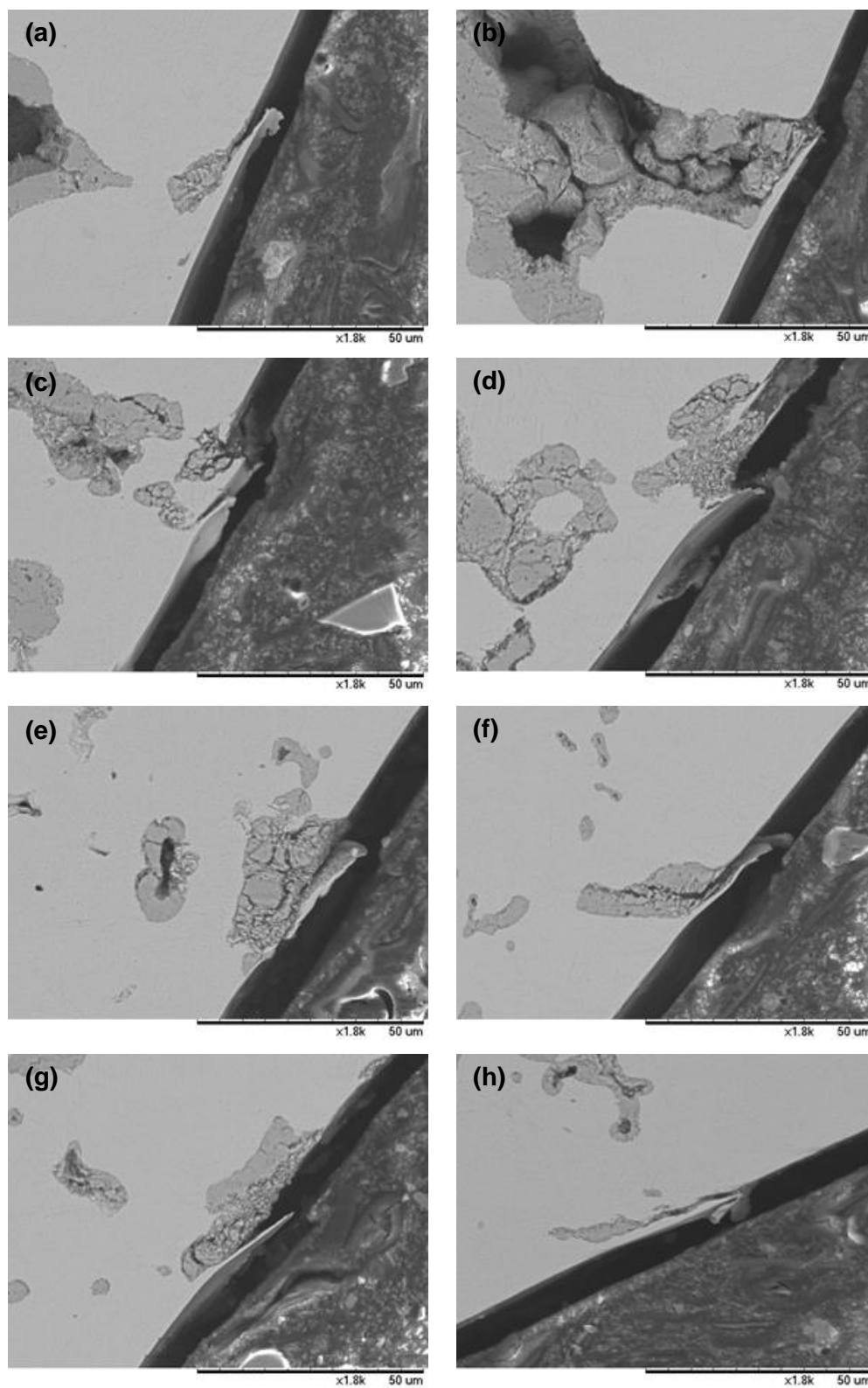


Figura 4.11 – Imagens obtidas no MEV de rebarbas observadas em um plano perpendicular ao da superfície alargada ( $a_p = 0,05 \text{ mm}$ ;  $v_c = 30 \text{ m/min}$ ;  $f = 0,33 \text{ mm/rot}$ ).

O perfil de rugosidade da superfície alargada do pistão do ensaio 1, apresentado na Fig. 4.12, também indica que efetivamente os poros foram preenchidos. Comparando, na mesma escala, este gráfico com aquele já mostrado na Fig. 4.9, nota-se claramente a discrepância entre a profundidade dos vales. Os valores de  $R_{sk}$  passam de  $-23,6$  na superfície polida, com os poros abertos, para  $-1,75$  na superfície alargada, em que estes foram preenchidos, mostrando a predominância dos vales vinculados aos poros; embora o valor de  $R_{ku}$  nesta última situação tenha sido consideravelmente menor, passando de  $366$  para  $8,63$ , este continua maior que  $3$ , indicando a predominância da forma afunilada dos vales desta superfície gerada, porém sendo estes bem menos acentuados. Comparando-se também o parâmetro  $R_q$ , este tem o efeito de acentuar altos valores de picos e vales que aparecem ao acaso, pois eleva ao quadrado essas irregularidades, o que justifica o seu maior valor, de  $0,16 \mu\text{m}$ , na situação de porosidade, enquanto que o valor de  $0,06 \mu\text{m}$  confirma o efeito do fechamento dos poros durante o alargamento.

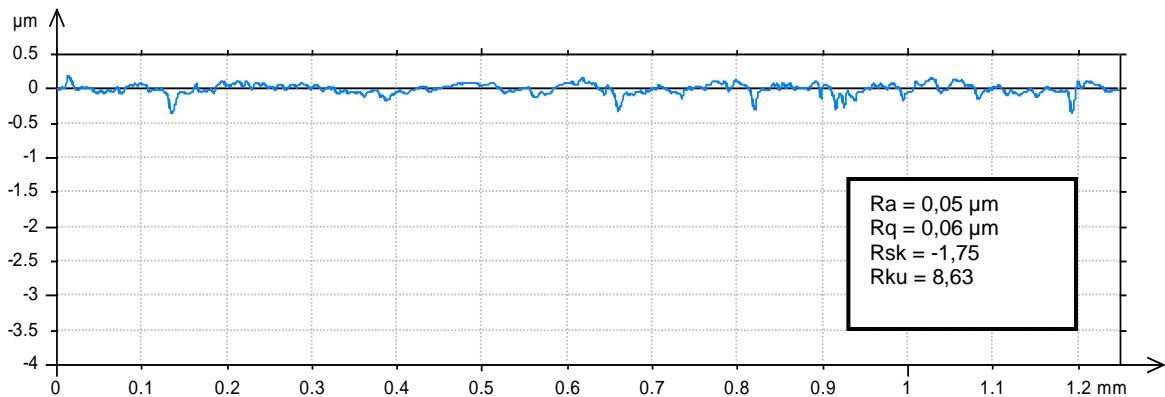


Figura 4.12 – Perfil de rugosidade da superfície alargada de uma amostra. Ensaio 1:  $a_p = 0,10$  mm;  $v_c = 30$  m/min;  $f = 0,33$  mm/rot.

Porém, apesar da usinagem de peças sinterizadas tender a fechar superficialmente os poros, é interessante notar que o processo empregado influenciará na efetividade deste fechamento. A Fig. 4.13 mostra a região de transição entre a superfície escareada e alargada para o ensaio 9, sendo nítida a presença de poros na região escareada, enquanto que na região alargada os mesmos não são observados.

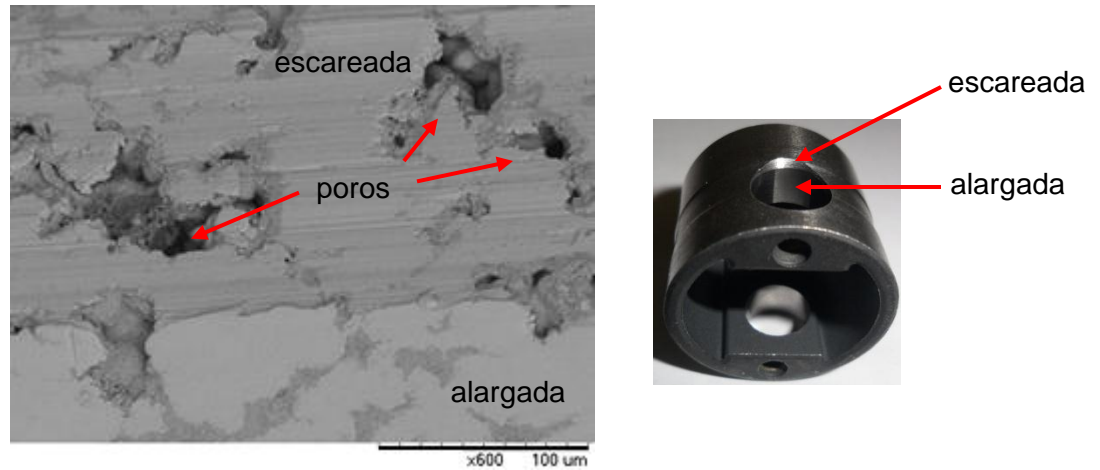


Figura 4.13 – Imagem obtida no MEV apontando a diferença entre a superfície escareada e a alargada. Ensaio 9:  $a_p = 0,05$  mm;  $v_c = 30$  m/min;  $f = 0,33$  mm/rot.

#### 4.5 Análise de Variância dos efeitos do planeamento fatorial

As Tabelas 4.9 e 4.10 apresentam os resultados da média e desvio padrão obtidos nos ensaios do planeamento fatorial  $2^3$ , do primeiro e segundo furo, respectivamente.

Tabela 4.9 – Resultados dos ensaios do planeamento fatorial para o primeiro furo.

Ensaio	$F_z$ (N)		$M_z$ (N.m)		Diâmetro (mm)		Desvio de circularidade ( $\mu\text{m}$ )		$R_q$ ( $\mu\text{m}$ )	
	Média	DP	Média	DP	Média	DP	Média	DP	Média	DP
1	35	1,74105	0,4	0,03182	7,500	0,00075	3,51	0,67569	0,06	0,00754
2	42	1,89946	0,4	0,16897	7,502	0,00041	3,36	0,41313	0,05	0,00238
3	40	0,00812	0,2	0,12458	7,501	0,00082	5,28	0,08509	0,09	0,00217
4	48	10,62611	0,3	0,04130	7,502	0,00063	2,92	0,49537	0,06	0,00342
5	34	6,29062	0,3	0,09115	7,502	0,00084	3,04	0,48441	0,05	0,00653
6	49	2,10111	0,3	0,02871	7,502	0,00055	2,77	0,20302	0,05	0,00799
7	31	8,47172	0,4	0,20699	7,502	0,00041	3,22	0,48968	0,06	0,00669
8	49	4,61198	0,4	0,01981	7,503	0,00052	3,18	0,37499	0,09	0,00318



Tabela 4.10 – Resultados dos ensaios do planejamento fatorial para o segundo furo.

<b>Ensaio</b>	<b>Fz (N)</b>		<b>Mz (N.m)</b>		<b>Diâmetro (mm)</b>		<b>Desvio de circularidade (<math>\mu\text{m}</math>)</b>		<b>Rq (<math>\mu\text{m}</math>)</b>	
	<i>Média</i>	<i>DP</i>	<i>Média</i>	<i>DP</i>	<i>Média</i>	<i>DP</i>	<i>Média</i>	<i>DP</i>	<i>Média</i>	<i>DP</i>
<b>1</b>	40	4,10791	0,4	0,02093	7,506	0,00055	3,15	0,05269	0,06	0,00304
<b>2</b>	46	4,18244	0,4	0,22836	7,505	0,00055	2,99	0,47128	0,06	0,00459
<b>3</b>	46	0,63996	0,4	0,13482	7,505	0,00075	5,07	0,22206	0,06	0,00536
<b>4</b>	51	8,79043	0,2	0,05167	7,504	0,00084	2,45	0,05707	0,07	0,00315
<b>5</b>	40	6,30030	0,5	0,19015	7,505	0,00055	3,27	0,31488	0,07	0,00585
<b>6</b>	53	2,80139	0,3	0,03503	7,505	0,00055	2,11	0,53135	0,05	0,00790
<b>7</b>	35	7,86755	0,4	0,31474	7,504	0,00041	3,39	0,43118	0,08	0,00577
<b>8</b>	50	3,35265	0,3	0,03710	7,505	0,00055	3,47	0,41816	0,14	0,00816

Ignorando-se o efeito da interação das variáveis entre si, os quadros de análise de variância para cada uma das variáveis de resposta são apresentados nas Tab. 4.11 a 4.15. Adotando-se um nível de significância de 5%, o valor da probabilidade de significância ( $p$ ) deve ser menor que 0,05 para que a variável tenha influência.

Tabela 4.11 – ANOVA de Fz.

<b>1º furo</b>	<b>Soma quadrática</b>	<b>Grau de liberdade</b>	<b>Média quadrática</b>	<b>F</b>	<b>p</b>
<b>Profundidade de corte</b>	288,0000	1	288,0000	576,0000	0,026510
<b>Velocidade de Corte</b>	8,0000	1	8,0000	16,0000	0,155958
<b>Avanço</b>	0,5000	1	0,5000	1,0000	0,500000
<b>Erro</b>	0,5000	1	0,5000		
<b>2º furo</b>	<b>Soma quadrática</b>	<b>Grau de liberdade</b>	<b>Média quadrática</b>	<b>F</b>	<b>p</b>
<b>Profundidade de corte</b>	190,1250	1	190,1250	169,0000	0,048875
<b>Velocidade de Corte</b>	1,1250	1	1,1250	1,0000	0,500000
<b>Avanço</b>	3,1250	1	3,1250	2,7778	0,344042
<b>Erro</b>	1,1250	1	1,1250		

Tabela 4.12 – ANOVA de Mz.

<b>1º furo</b>	<b>Soma quadrática</b>	<b>Grau de liberdade</b>	<b>Média quadrática</b>	<b>F</b>	<b>p</b>
<b>Profundidade de corte</b>	0,001250	1	0,001250	1,00000	0,500000
<b>Velocidade de Corte</b>	0,001250	1	0,001250	1,00000	0,500000
<b>Avanço</b>	0,001250	1	0,001250	1,00000	0,500000
<b>Erro</b>	0,001250	1	0,001250		
<b>2º furo</b>	<b>Soma quadrática</b>	<b>Grau de liberdade</b>	<b>Média quadrática</b>	<b>F</b>	<b>p</b>
<b>Profundidade de corte</b>	0,031250	1	0,031250	2,777778	0,344042
<b>Velocidade de Corte</b>	0,011250	1	0,011250	1,000000	0,500000
<b>Avanço</b>	0,001250	1	0,001250	0,111111	0,795167
<b>Erro</b>	0,011250	1	0,011250		

Tabela 4.13 – ANOVA do diâmetro.

<b>1º furo</b>	<b>Soma quadrática</b>	<b>Grau de liberdade</b>	<b>Média quadrática</b>	<b>F</b>	<b>p</b>
<b>Profundidade de corte</b>	0,000002	1	0,000002	4,000000	0,295167
<b>Velocidade de Corte</b>	0,000001	1	0,000001	1,000000	0,500000
<b>Avanço</b>	0,000002	1	0,000002	4,000000	0,295167
<b>Erro</b>	0,000001	1	0,000001		
<b>2º furo</b>	<b>Soma quadrática</b>	<b>Grau de liberdade</b>	<b>Média quadrática</b>	<b>F</b>	<b>p</b>
<b>Profundidade de corte</b>	0,000000	1	0,000000	1,000000	0,500000
<b>Velocidade de Corte</b>	0,000001	1	0,000001	9,000000	0,204833
<b>Avanço</b>	0,000000	1	0,000000	1,000000	0,500000
<b>Erro</b>	0,000000	1	0,000000		

Tabela 4.14 – ANOVA do desvio de circularidade.

<b>1º furo</b>	<b>Soma quadrática</b>	<b>Grau de liberdade</b>	<b>Média quadrática</b>	<b>F</b>	<b>p</b>
<b>Profundidade de corte</b>	0,994050	1	0,994050	1,335730	0,454088
<b>Velocidade de Corte</b>	0,460800	1	0,460800	0,619188	0,575570
<b>Avanço</b>	1,022450	1	1,022450	1,373891	0,449656
<b>Erro</b>	0,744200	1	0,744200		

Tabela 4.14 (continuação) – ANOVA do desvio de circularidade.

<b>2º furo</b>	<b>Soma quadrática</b>	<b>Grau de liberdade</b>	<b>Média quadrática</b>	<b>F</b>	<b>p</b>
<b>Profundidade de corte</b>	1,862450	1	1,862450	1,088356	0,486529
<b>Velocidade de Corte</b>	1,022450	1	1,022450	0,597487	0,581077
<b>Avanço</b>	0,252050	1	0,252050	0,147290	0,766711
<b>Erro</b>	1,711250	1	1,711250		

Tabela 4.15 – ANOVA do parâmetro Rq de rugosidade.

<b>1º furo</b>	<b>Soma quadrática</b>	<b>Grau de liberdade</b>	<b>Média quadrática</b>	<b>F</b>	<b>p</b>
<b>Profundidade de corte</b>	0,000012	1	0,000012	0,040000	0,874334
<b>Velocidade de Corte</b>	0,001012	1	0,001012	3,240000	0,322829
<b>Avanço</b>	0,000012	1	0,000012	0,040000	0,874334
<b>Erro</b>	0,000312	1	0,000312		
<b>2º furo</b>	<b>Soma quadrática</b>	<b>Grau de liberdade</b>	<b>Média quadrática</b>	<b>F</b>	<b>p</b>
<b>Profundidade de corte</b>	0,000313	1	0,000313	0,510204	0,605137
<b>Velocidade de Corte</b>	0,001513	1	0,001513	2,469388	0,360791
<b>Avanço</b>	0,001013	1	0,001013	1,653061	0,420833
<b>Erro</b>	0,000612	1	0,000612		

A análise de variância do planejamento fatorial indicou que os fatores de controle não produziram efeito significativo nas variáveis de resposta, com exceção da profundidade de corte na força axial ( $F_z$ ), que apresentou valor de  $p$  de 0,026510 e 0,048875 para o primeiro e segundo furo, respectivamente. A explicação deste efeito, do ponto de vista da usinagem, é dada na seção 4.6.

Porém, apesar da grande maioria das análises de variância indicarem influências insignificantes, é ainda objetivo do planejamento experimental observar a influência qualitativa de cada fator investigado, isto é, como cada condição de corte sendo variada na operação de usinagem tende a alterar o comportamento das variáveis de resposta. Estes resultados também serão apresentados e discutidos na próxima seção.

## 4.6 Efeito das condições de corte

### 4.6.1 Efeito da profundidade de corte

Na Figura 4.14 é apresentado o comportamento da força axial em função da profundidade de corte, para ambos os furos. Observa-se nitidamente que esta aumenta à medida que se incrementa a profundidade de corte, confirmando assim a influência significativa deste fator na análise de variância de  $F_z$ . Isto ocorre porque, nesta situação, há um aumento nas áreas dos planos de cisalhamento primário e secundário, que causam acréscimo da força de usinagem numa proporção direta, quase que linear (MACHADO et al., 2009).

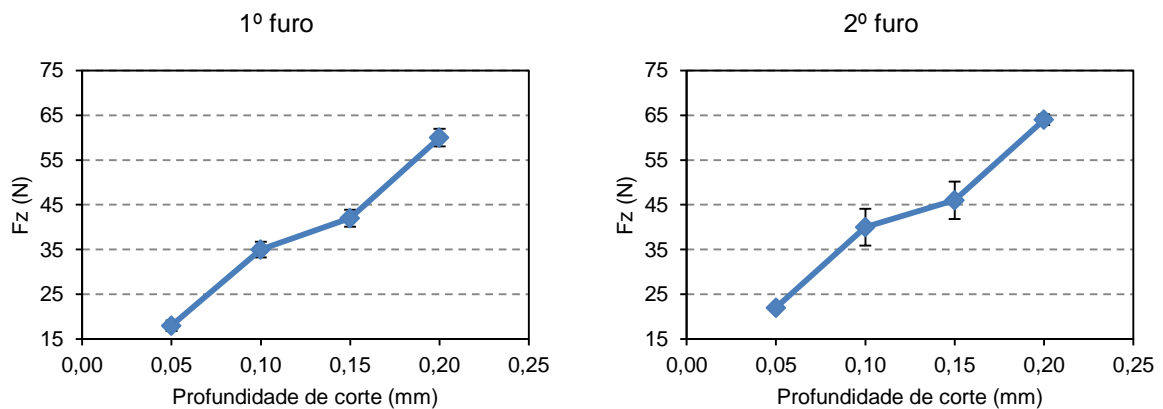


Figura 4.14 – Efeito da profundidade de corte na força axial ( $v_c = 30$  m/min;  $f = 0,33$  mm/rot).

O comportamento do momento torçor em função da profundidade de corte é mostrado na Fig. 4.15. Para ambos os furos, a menor profundidade de corte resultou em menor  $M_z$ . Enquanto que para o segundo furo o torque é sensível apenas na profundidade de 0,05 mm, no primeiro a maior profundidade de corte, de 0,20 mm, resultou em maior  $M_z$ .

Yamada (2010) encontrou resultados similares, quando alargando liga de alumínio aeronáutico com ferramenta de aço-rápido, com seis arestas cortantes e diâmetro de 7,142 mm. As profundidades de corte empregadas nos ensaios foram de 0,07 e 0,263 mm. Em 0,07 mm, obteve valores de  $F_z$  de 14,41 N e  $M_z$  de 0,29 N.m, enquanto que para 0,263 mm,  $F_z$  foi de 68,97 N e  $M_z$  de 0,40 N.m. Segundo o autor, a influência sobre o momento torçor é mais

fortemente sentida quando a profundidade de corte é maior, pois nesta condição é gerado um maior braço de alavanca.

Yang et al. (2002), quando testando um novo modelo dinâmico para o processo de furação e alargamento, alargou ferro fundido a uma profundidade de corte de 0,5 mm, variando a velocidade de corte e o avanço, sendo que foi utilizado um alargador de metal duro, com seis arestas cortantes e diâmetro de 5,5118 mm. Os resultados experimentais apresentaram valores de momento torçor variando de 0,5954 a 0,9411 N.m.

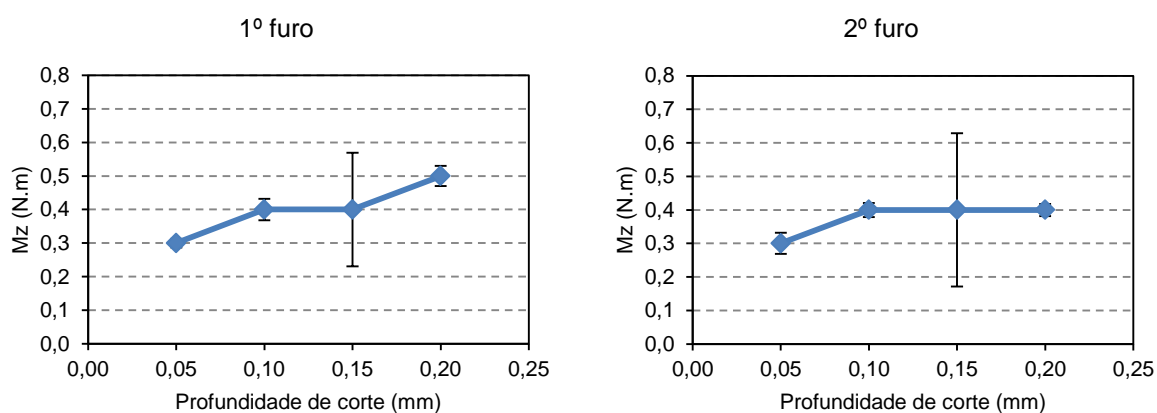


Figura 4.15 – Efeito da profundidade de corte no momento torçor ( $v_c = 30$  m/min;  $f = 0,33$  mm/rot).

O comportamento do diâmetro quando variando a profundidade de corte é mostrado na Fig. 4.16. Para ambos os furos, o diâmetro aumentou quando alargando na maior profundidade de corte, de 0,20 mm. O melhor resultado foi encontrado quando usinando com 0,10 mm e 0,15 mm, para o primeiro e segundo furo, respectivamente.

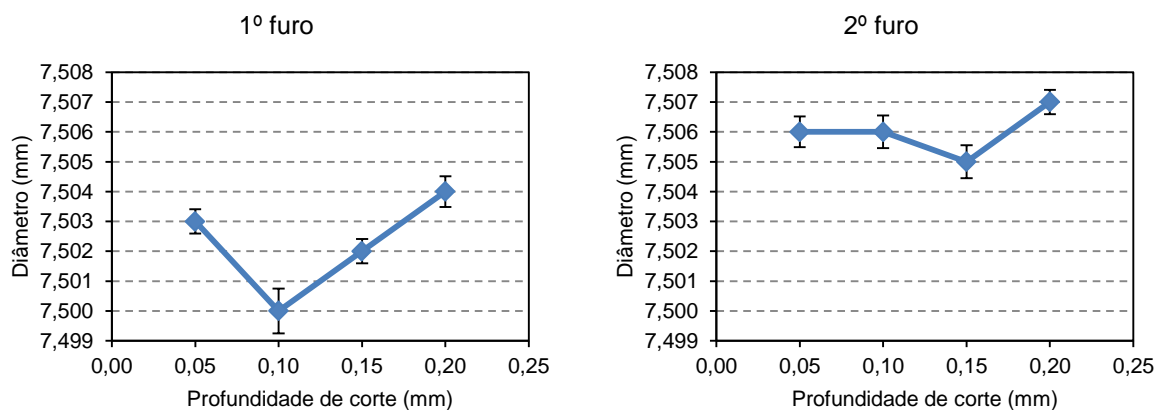


Figura 4.16 – Efeito da profundidade de corte na exatidão do diâmetro ( $v_c = 30$  m/min;  $f = 0,33$  mm/rot).

O diâmetro do segundo furo foi sempre maior que o primeiro em todas as condições, inclusive quando investigando também o efeito da velocidade de corte e do avanço. Acredita-se que isto seja devido ao fato do segundo furo não possuir o escareado, que de acordo com Gabor (1982) tem a finalidade de garantir o alinhamento exato do eixo da ferramenta com aquele do furo sendo usinado, uma vez que o alargador não pode compensar esta diferença. Zheleznov; Krutsilo; Zheleznova (2010) investigaram a influência do desalinhamento do eixo do alargador nos desvios geométricos da superfície usinada, e propôs um modelo para predizê-los, bem como o perfil da seção longitudinal do furo, levando em conta a distância entre o eixo do alargador e do pré-furo. Outro fato observado que pode ser indicativo da ocorrência desse desalinhamento é que a força axial foi sempre maior quando alargando o segundo furo, para todas as condições ensaiadas (ver Fig. 4.14, 4.21 e 4.28).

Nas Figuras 4.17 e 4.18, percebe-se que a variação da profundidade de corte afetou de modo similar o comportamento dos desvios de circularidade e rugosidade, para ambos os furos. Os melhores resultados foram obtidos nas profundidades de corte intermediárias, de 0,10 e 0,15 mm. A menor profundidade de corte, 0,05 mm, resultou em maior desvio de circularidade e rugosidade, enquanto que o maior valor, 0,20 mm, também tendeu para maiores desvios e pior acabamento superficial.

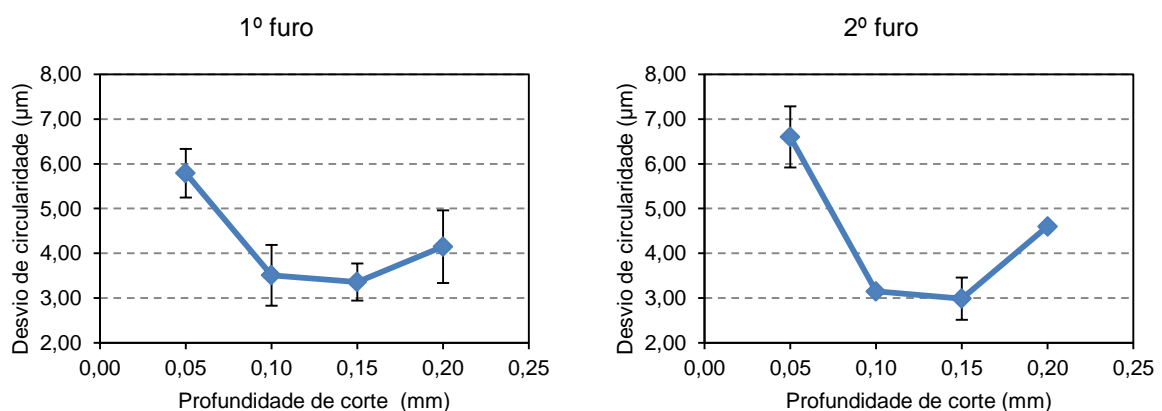


Figura 4.17 – Efeito da profundidade de corte no desvio de circularidade ( $v_c = 30$  m/min;  $f = 0,33$  mm/rot).

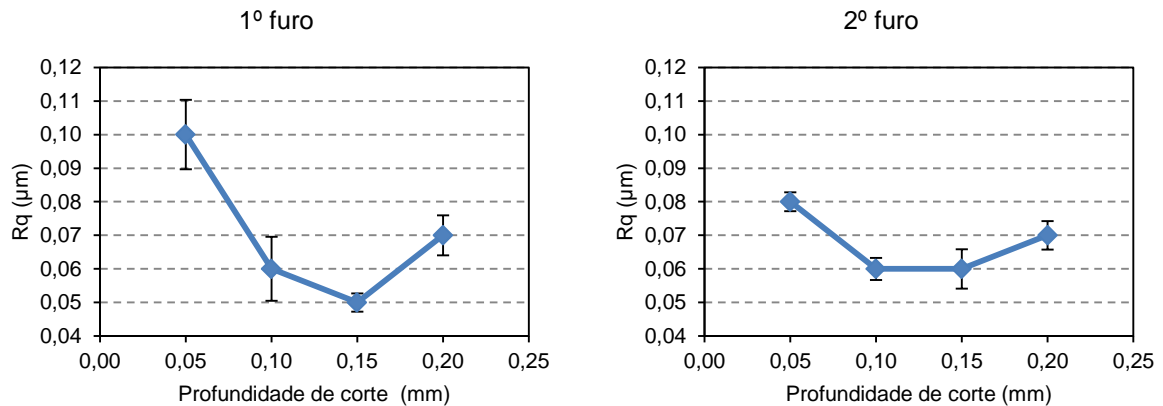


Figura 4.18 – Efeito da profundidade de corte na rugosidade ( $v_c = 30$  m/min;  $f = 0,33$  mm/rot).

Na primeira situação, a pequena quantidade de material removido faz com que o alargador atrite na peça ao invés de cortá-la, um efeito mais de conformação do que de corte propriamente dito. Além disso, as forças de corte não são suficientes para garantir um contato contínuo entre as guias cilíndricas da ferramenta e a parede do furo e, com isso, o alisamento não é eficiente. Em contrapartida, quando alargando na maior profundidade de corte, há o aumento da força. Ambas as situações afetam adversamente a qualidade dos furos produzidos, tanto em termos de desvio de circularidade quanto de rugosidade, sendo que ação de conformação e o fato da ferramenta não ser guiada continuamente no furo já alargado, tende a ser mais prejudicial que o aumento dos esforços de corte. Bezerra et al. (2001), quando alargando uma liga de alumínio-silício, encontraram resultados semelhantes, o que foi atribuído, quando usinando na menor profundidade, à ação de compressão do material, produzindo uma superfície irregular e com maior rugosidade.

Analisando no MEV as superfícies alargadas, quando na profundidade de corte de 0,05 mm, mostrada na Fig. 4.19 (a), nitidamente são notadas regiões que não foram alisadas, ou seja, áreas onde o fluxo de deformação foi descontinuado por alguma irregularidade, que se presume ser um poro. Já na profundidade de corte de 0,15 mm, a maior quantidade de material removido foi suficiente para criar uma camada superficial mais lisa, apesar das rebarbas mais acentuadas, como pode ser visto na Fig. 4.19 (b), sendo estas resultantes da efetiva ação de corte.

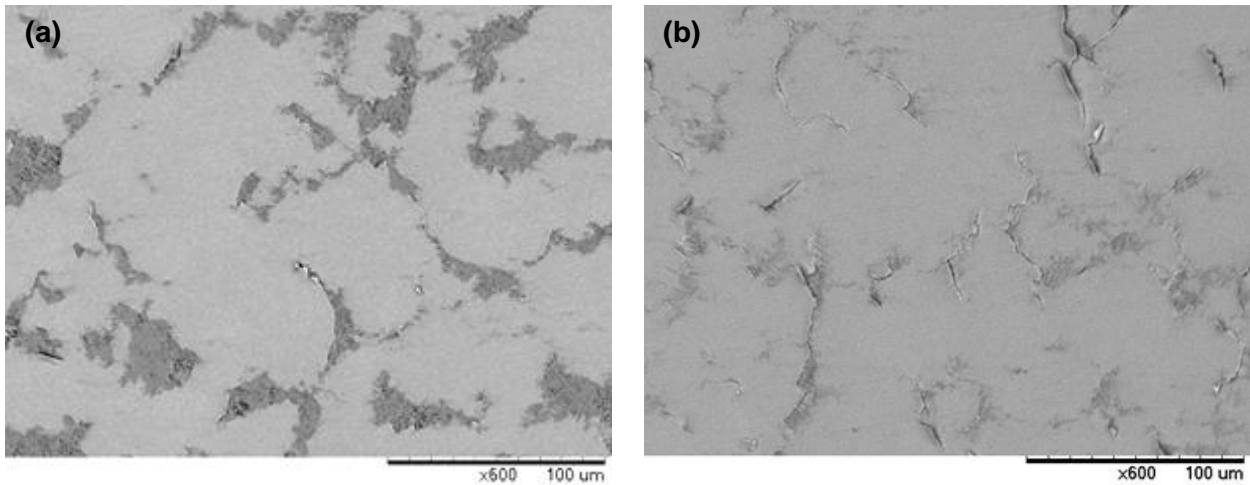


Figura 4.19 – Imagens obtidas no MEV: (a) ensaio 9 (1º furo):  $a_p = 0,05$  mm; (b) ensaio 2 (1º furo):  $a_p = 0,15$  mm. Para ambos os ensaios:  $v_c = 30$  m/min;  $f = 0,33$  mm/rot.

As Figuras 4.20 (a) e (b) mostram o perfil de rugosidade do primeiro furo nas diferentes profundidades de corte. Quando  $a_p$  é igual a 0,05 mm, a predominância de vales é notada graficamente e também indicada pelo valor negativo de  $R_{sk}$ , de -2,10, sendo que o valor de  $R_{ku}$  maior que três sugere a forma afunilada destes vales, ou seja, há relativamente muitos vales profundos. Já quando  $a_p$  0,15 mm, o menor valor de  $R_q$ , associado com  $R_{sk}$  próximo de zero, indica uma superfície mais lisa e suave, com distribuição mais simétrica de picos e vales, resultado do efetivo alisamento da camada superficial formada pelo material deformado plasticamente. Ainda, o valor menor que três de  $R_{ku}$  é decorrente da predominância da forma acidentada dominante dos picos e vales do perfil.



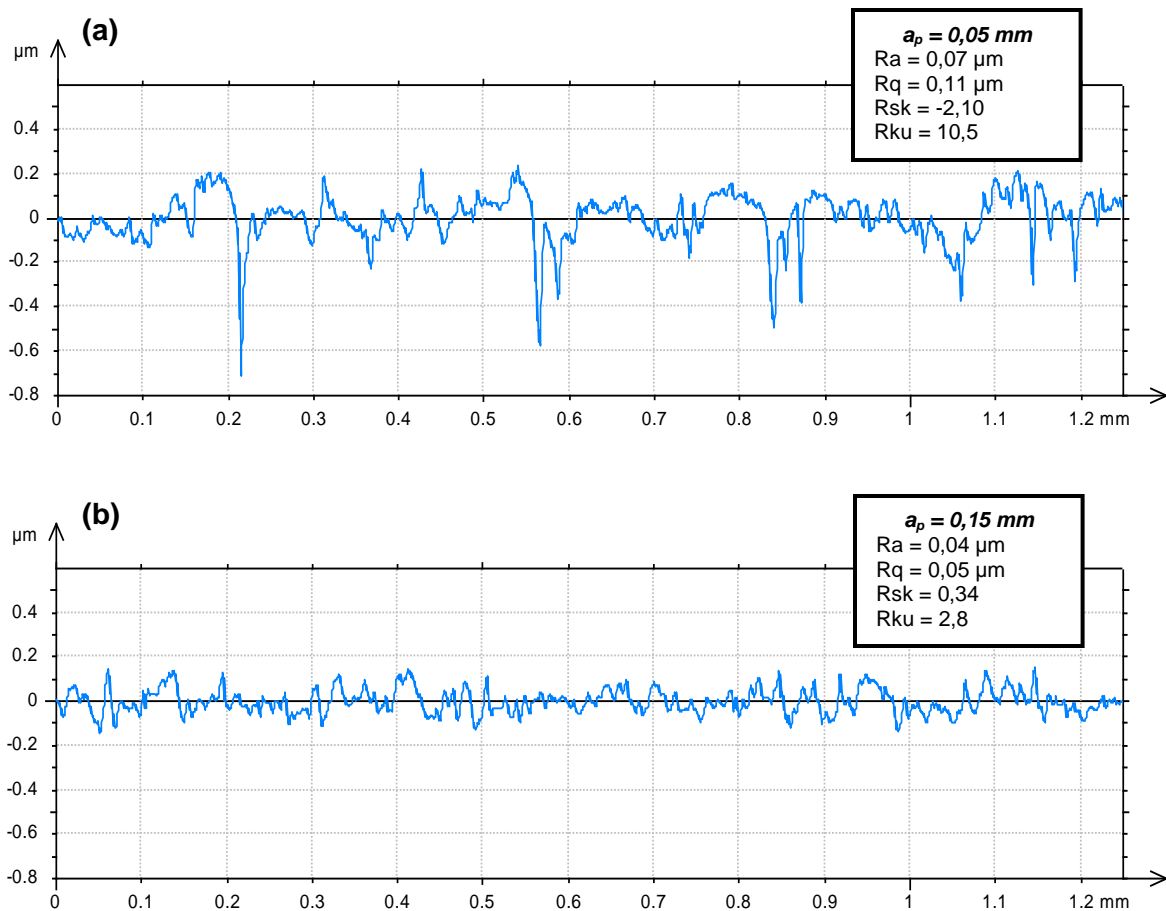


Figura 4.20 – Perfis de rugosidade: (a) ensaio 9 (1<sup>o</sup> furo):  $a_p = 0,05 \text{ mm}$ ; (b) ensaio 2 (1<sup>o</sup> furo):  $a_p = 0,15 \text{ mm}$ . Para ambos os ensaios:  $v_c = 30 \text{ m/min}$ ;  $f = 0,33 \text{ mm/rot}$ .

#### 4.6.2 Efeito da velocidade de corte

O comportamento da força axial quando variando a velocidade de corte é mostrado na Fig. 4.21. Para ambos os furos, o maior valor de  $F_z$  foi encontrado quando usinando na velocidade de 25 m/min. No corte de materiais dúcteis com baixas velocidades de corte, pode acontecer o fenômeno da APC. Na medida em que a velocidade de corte aumenta, as dimensões da APC também aumentam até um valor máximo. Neste ponto, a força de corte atinge um valor mínimo devido ao aumento do ângulo de saída, que atua no sentido de diminuir a área do plano de cisalhamento secundário. O aumento da velocidade de corte além deste ponto faz com que a APC seja reduzida nas suas dimensões e entre no regime instável e, por conseguinte, a força de corte começa a aumentar até o ponto da velocidade crítica, em que a APC não se apresenta mais (MACHADO et al., 2009). À medida que a velocidade de corte

umenta, a força tende a diminuir, pois a maior geração de calor ocasiona a redução da resistência ao cisalhamento do material nas zonas de cisalhamento, e também o decréscimo da área de contato cavaco-ferramenta (TRENT; WRIGHT, 2000).

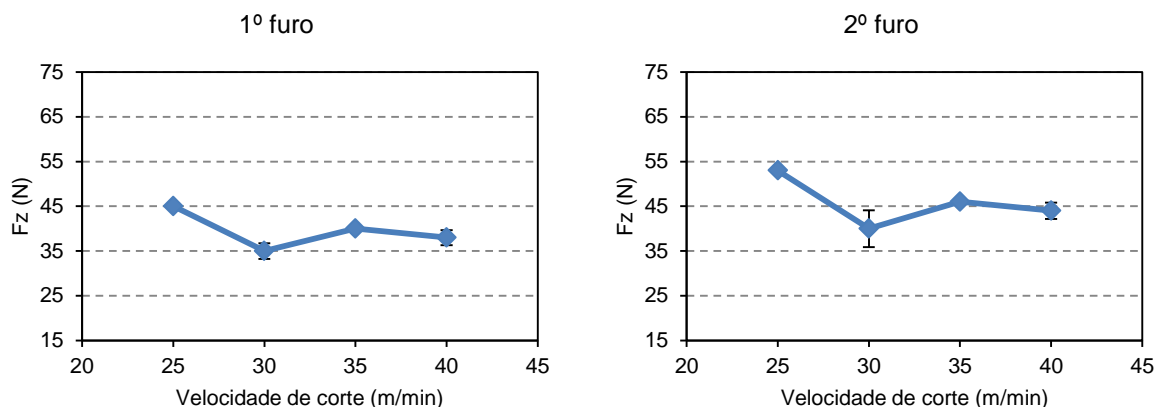


Figura 4.21 – Efeito da velocidade de corte na força axial ( $a_p = 0,10$  mm;  $f = 0,33$  mm/rot).

Quanto ao momento torçor, para o primeiro furo este não teve um comportamento definido, enquanto que para o segundo foi sensível apenas na velocidade de corte de 25 m/min, como mostrado na Fig. 4.22.

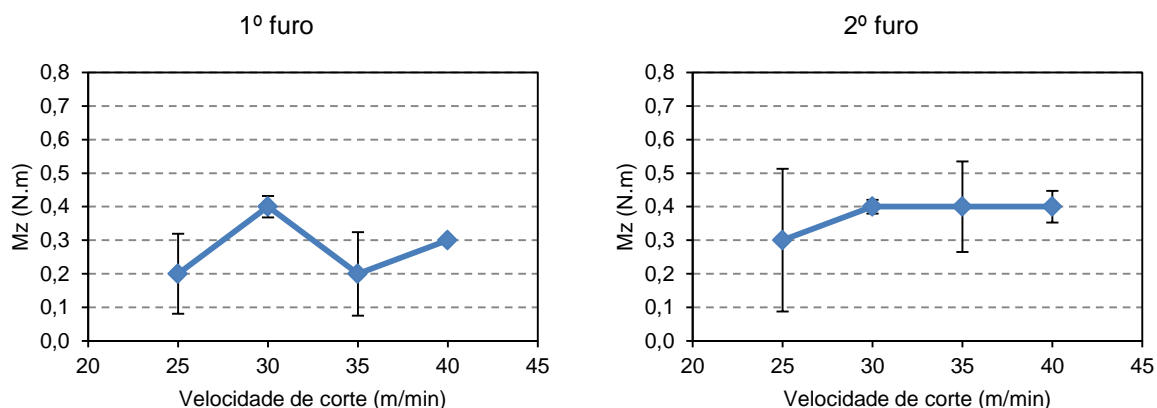


Figura 4.22 – Efeito da velocidade de corte no momento torçor ( $a_p = 0,10$  mm;  $f = 0,33$  mm/rot).

Na Figura 4.23 é apresentado o efeito da velocidade de corte no diâmetro dos furos alargados. Para o primeiro furo, o alargamento na velocidade de 40 m/min resultou no maior diâmetro, o que pode ser atribuído ao possível realce do efeito de batimento da ferramenta

quando usinando nesta velocidade de corte. Pode-se aqui considerar também a influência da menor condutividade térmica dentro da peça usinada, devido à presença dos poros. Na velocidade mais elevada, a maior quantidade de calor gerado na zona de corte é dissipada de forma mais lenta da interface cavaco-ferramenta, por causa da porosidade, de modo que o amolecimento mais acentuado do material, devido as maiores temperaturas, tende a abrir o furo. Para o segundo furo alargado, novamente, a análise do efeito da velocidade de corte não é presumível, uma vez que os resultados são afetados por um possível desalinhamento do eixo do alargador, pelo fato do segundo furo não ter o escareado.

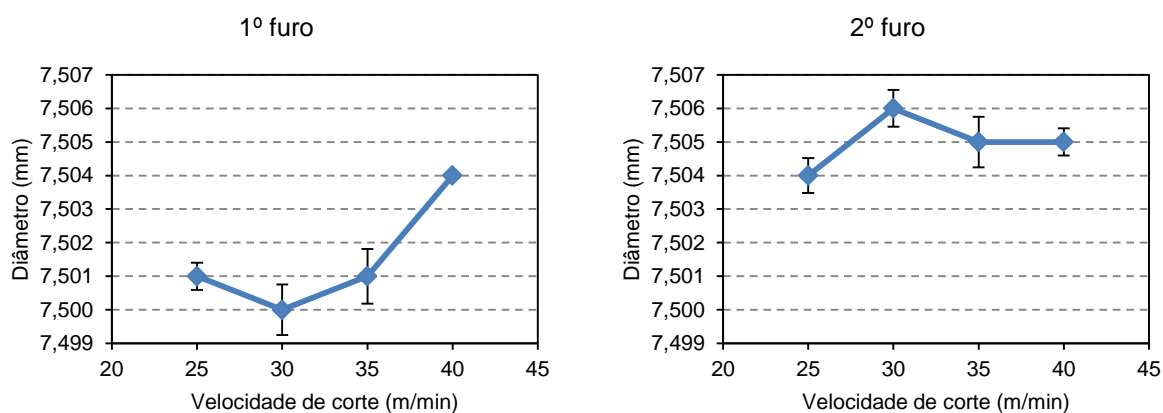


Figura 4.23 – Efeito da velocidade de corte na exatidão do diâmetro ( $a_p = 0,10$  mm;  $f = 0,33$  mm/rot).

O efeito da velocidade de corte em termos de desvio de circularidade é apresentado na Fig. 4.24. Para ambos os furos, alargando na menor velocidade, de 25 m/min, os esforços de corte são maiores (ver Fig. 4.21), de modo que as arestas de corte da ferramenta encontram maior dificuldade para penetrarem no material e formarem o cavaco, fazendo com que este processo não seja uniforme, prejudicando assim a circularidade do furo. Além disso, a possível presença da APC nesta velocidade de corte também pode ter contribuído para o aumento deste desvio. O menor valor foi obtido quando usinando a 30 m/min e, a partir daí, há uma tendência de aumento do desvio de circularidade com o incremento da velocidade de corte, o que pode ser atribuído novamente ao possível realce do efeito de batimento da ferramenta quando usinando em maiores velocidades.

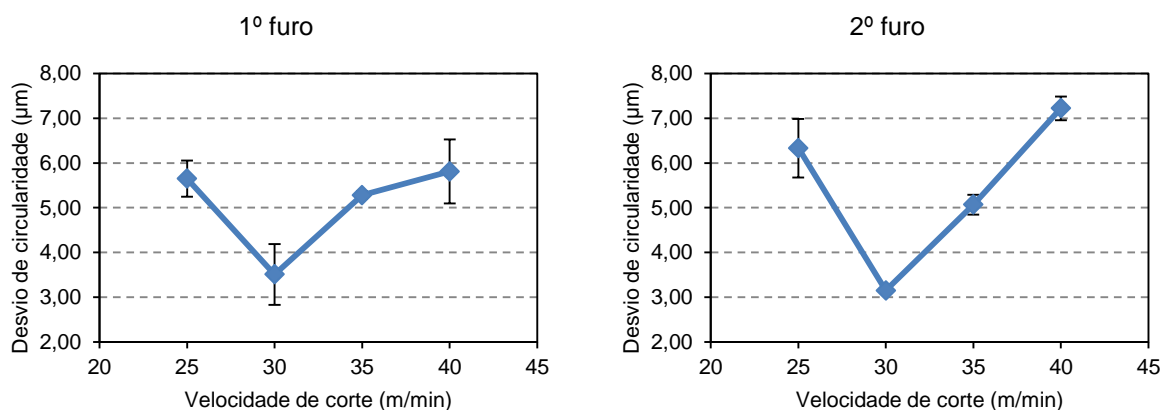


Figura 4.24 – Efeito da velocidade de corte no desvio de circularidade ( $a_p = 0,10$  mm;  $f = 0,33$  mm/rot).

A Figura 4.25 mostra o comportamento do parâmetro de rugosidade  $R_q$ . No primeiro furo, a rugosidade tende a aumentar à medida que a velocidade de corte aumenta. Quando usinando a 40 m/min, o valor de rugosidade foi o dobro que quando usinando nas menores velocidades de corte, o que pode ser atribuído à maior vibração no sistema quando alargando nesta condição. Para o segundo furo, esta velocidade também resultou no valor máximo de rugosidade.

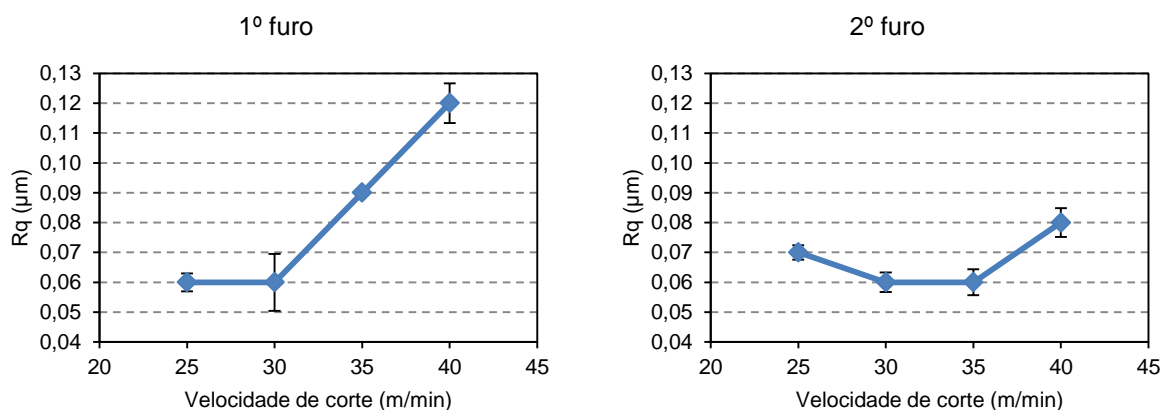


Figura 4.25 – Efeito da velocidade de corte na rugosidade ( $a_p = 0,10$  mm;  $f = 0,33$  mm/rot).

As Figuras 4.26 (a) e (b) apresentam a superfície alargada nas velocidades de corte de 25 e 40 m/min, respectivamente. Além do possível efeito da vibração, quando usinando na velocidade mais alta, o menor tempo de ação das guias cilíndricas, imposta pela maior rotação da ferramenta, resulta em um alisamento menos efetivo da superfície usinada, prejudicando seu acabamento superficial.

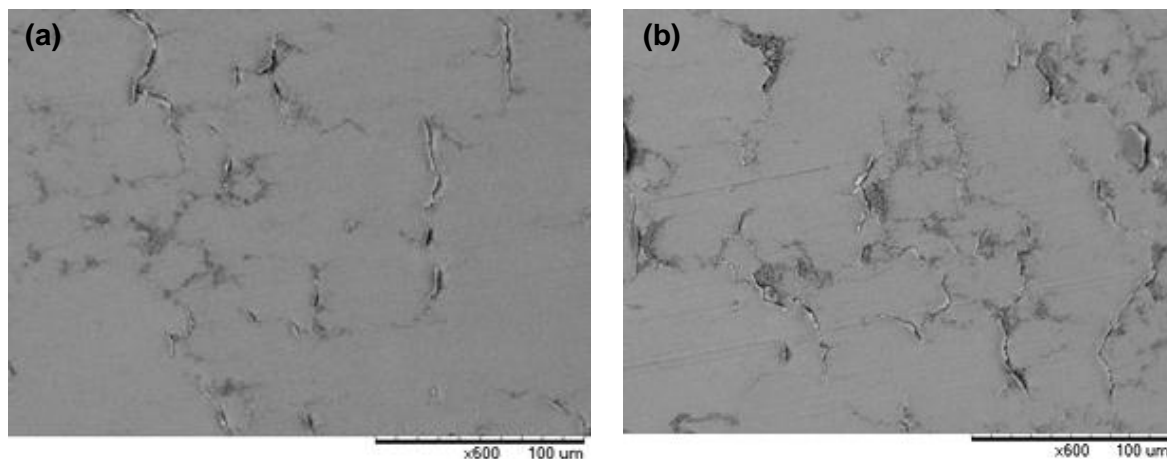


Figura 4.26 – Imagens obtidas no MEV: (a) ensaio 11 (1º furo):  $v_c = 25$  m/min; (b) ensaio 12 (1º furo):  $v_c = 40$  m/min. Para ambos os ensaios:  $a_p = 0,10$  mm;  $f = 0,33$  mm/rot.

Os perfis de rugosidade do primeiro furo para estas velocidades de corte são apresentados na Fig. 4.27 (a) e (b). Associando os parâmetros de rugosidade quando na velocidade de 25 m/min, tem-se uma superfície lisa e suave, sendo que o valor de  $R_{sk}$  próximo de zero indica uma distribuição mais simétrica de picos e vales, porém com alguns destes relativamente mais acentuados ( $R_{ku} > 3$ ). Em contrapartida, para a velocidade de 40 m/min, tem-se uma superfície mais rugosa, com valor de  $R_{sk}$  de -1,51 e de  $R_{ku}$  de 8,86 indicando a predominância de vales mais profundos.

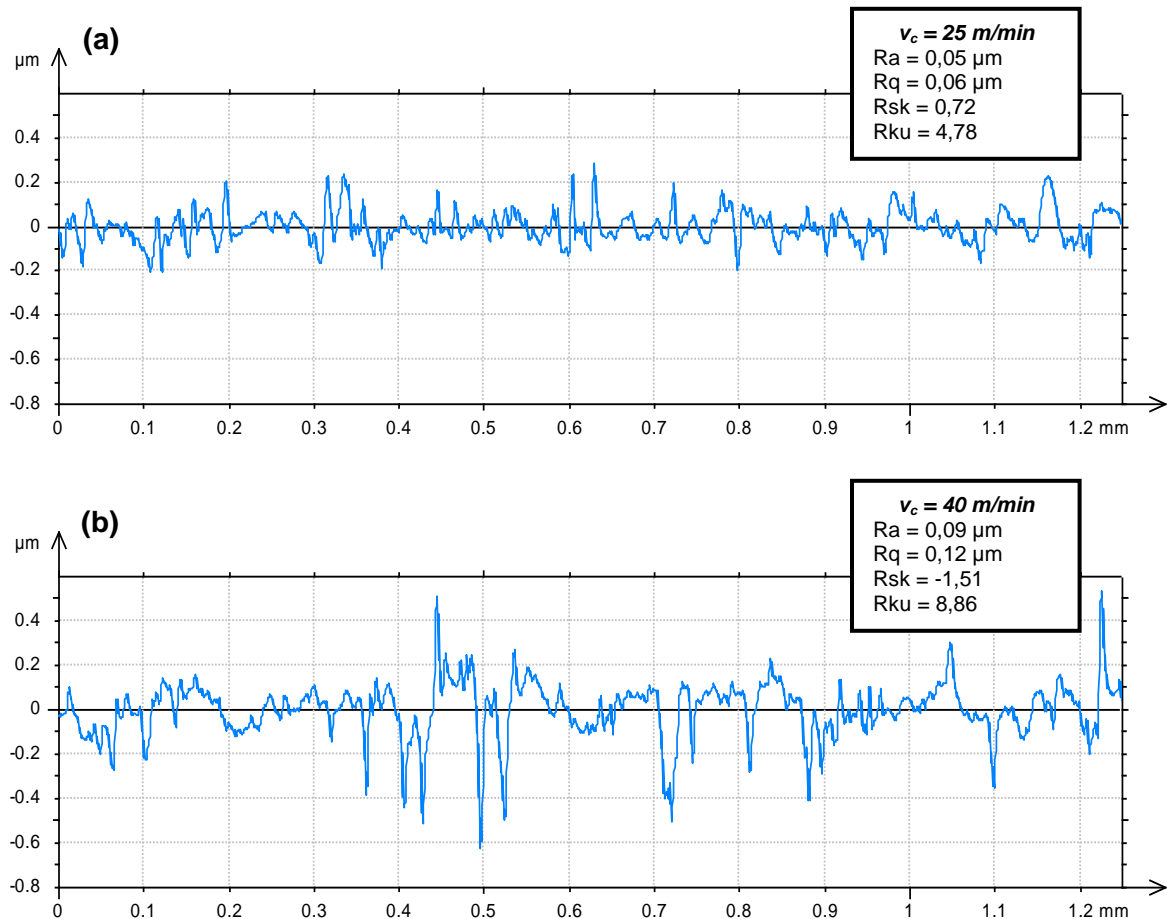


Figura 4.27 – Perfis de rugosidade: (a) ensaio 11 (1º furo):  $v_c = 25 \text{ m/min}$ ; (b) ensaio 12 (1º furo):  $v_c = 40 \text{ m/min}$ . Para ambos os ensaios:  $a_p = 0,10 \text{ mm}$ ;  $f = 0,33 \text{ mm/rot.}$

#### 4.6.3 Efeito do avanço

Nas Figuras 4.28 e 4.29 estão apresentados os comportamentos da força axial e do momento torçor em função do avanço. Para ambos os furos, o maior valor de  $F_z$  ocorreu quando alargando no maior avanço, de  $0,43 \text{ mm/rot.}$  O aumento do avanço, assim como da profundidade de corte, aumenta as áreas dos planos de cisalhamento primário e secundário, causando o aumento da força de usinagem (MACHADO et al., 2009). Quanto ao momento torçor, este novamente não teve um comportamento definido, com uma variação de seus valores relativamente pequena.

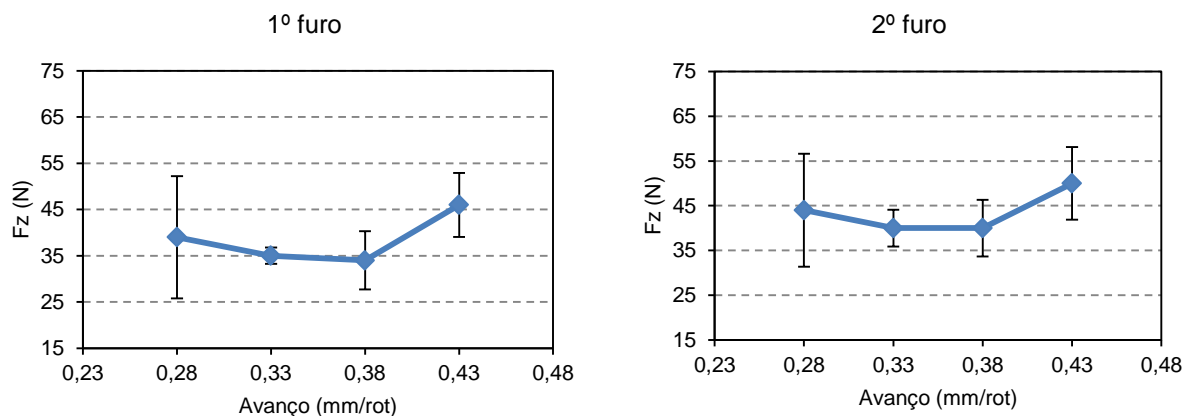


Figura 4.28 – Efeito do avanço na força axial ( $a_p = 0,10$  mm;  $v_c = 30$  m/min).

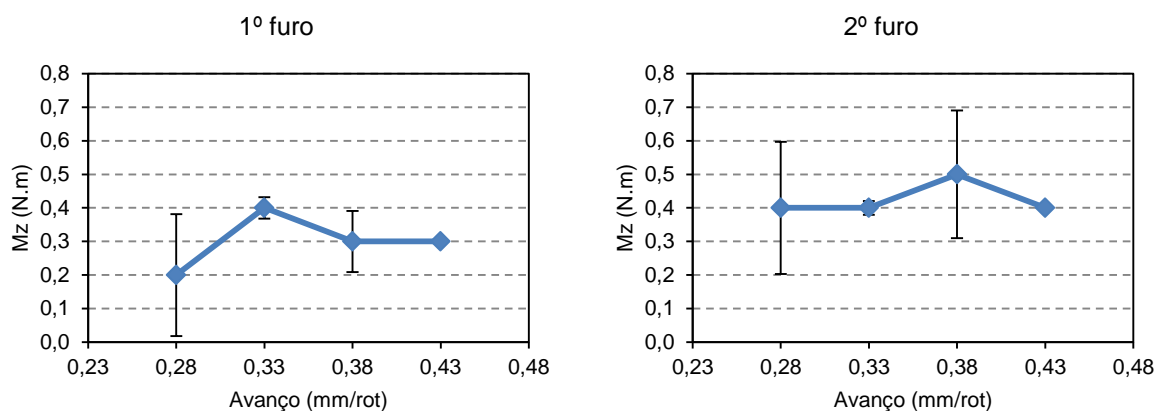


Figura 4.29 – Efeito do avanço no momento torçor.

Na Figura 4.30, é apresentado o comportamento do diâmetro em função do avanço. Para o primeiro furo, o mais exato foi aquele obtido quando no avanço de 0,33 mm/rot, e o máximo valor quando alargando no maior avanço, de 0,43 mm/rot. Eckhardt (1993) também encontrou nos seus ensaios valores de aumento do diâmetro do furo com o aumento do avanço, o que ele atribuiu ao acréscimo dos esforços de corte, o que também pôde ser observado neste trabalho, como já mostrado na Fig. 4.28. Para o segundo furo, o diâmetro obtido foi sempre maior que aquele do primeiro, para todas as condições de avanço; desconsiderando o pico em 0,33 mm/rot, o diâmetro assumiu valor constante de 7,505 mm para os demais avanços.

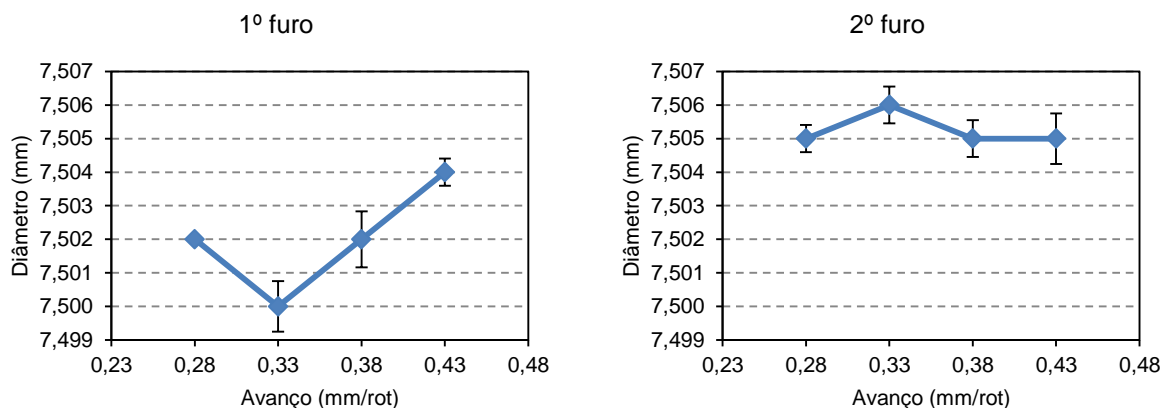


Figura 4.30 – Efeito do avanço na exatidão do diâmetro ( $a_p = 0,10$  mm;  $v_c = 30$  m/min).

As Figuras 4.31 e 4.32 mostram o efeito do avanço no desvio de circularidade e rugosidade, respectivamente. Para ambos os furos, embora o maior desvio de circularidade tenha sido obtido quando alargando no maior avanço, de 0,43 mm/rot, este também foi considerável quando no menor avanço, de 0,28 mm/rot. O alargamento em baixo avanço aumenta o tempo de contato da ferramenta com as paredes do furo, destacando o efeito do batimento radial e conseqüentemente resultando em maiores desvios de circularidade. Porém, em termos de rugosidade, gera uma superfície com mais áreas alisadas, como será mostrado na Fig. 4.33 (a), e assume baixos valores de  $R_q$ . Em contrapartida, maiores avanços resultaram em maiores forças de corte, o que pode ter prejudicado a circularidade do furo, e também piorado o acabamento. Além disso, se o avanço é muito grande, há um menor tempo de contato das guias cilíndricas, e por isso menor ação alisadora, resultando em uma camada superficial com mais áreas onde o fluxo de deformação foi descontinuado por alguma irregularidade (vide Fig. 4.33 (b)).



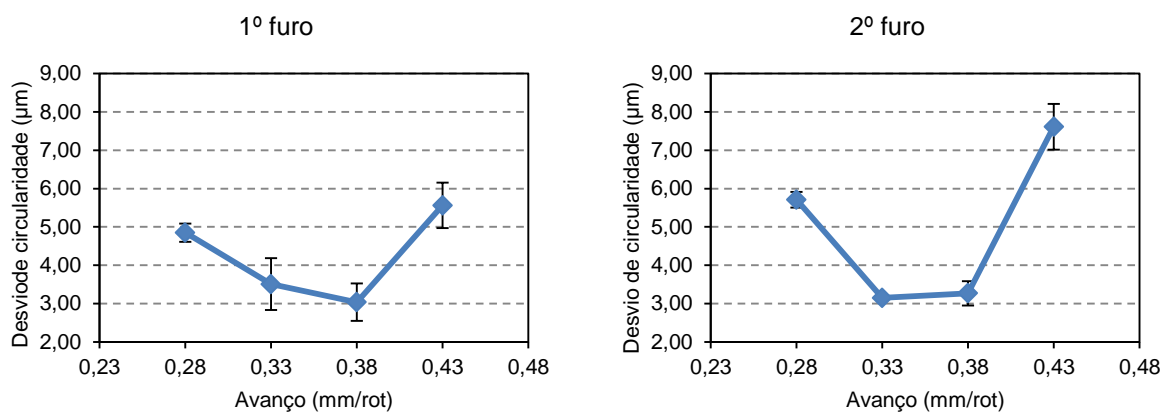


Figura 4.31 – Efeito do avanço no desvio de circularidade ( $a_p = 0,10$  mm;  $v_c = 30$  m/min).

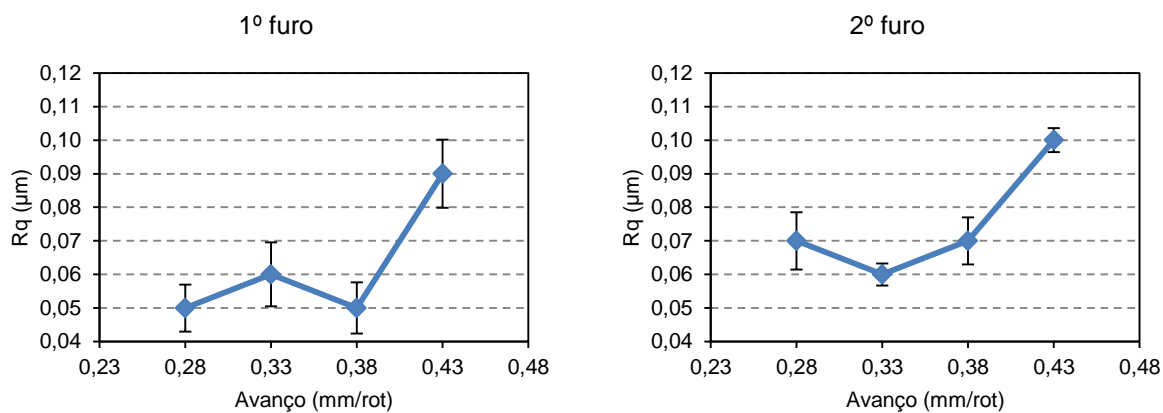


Figura 4.32 – Efeito do avanço na rugosidade ( $a_p = 0,10$  mm;  $v_c = 30$  m/min).

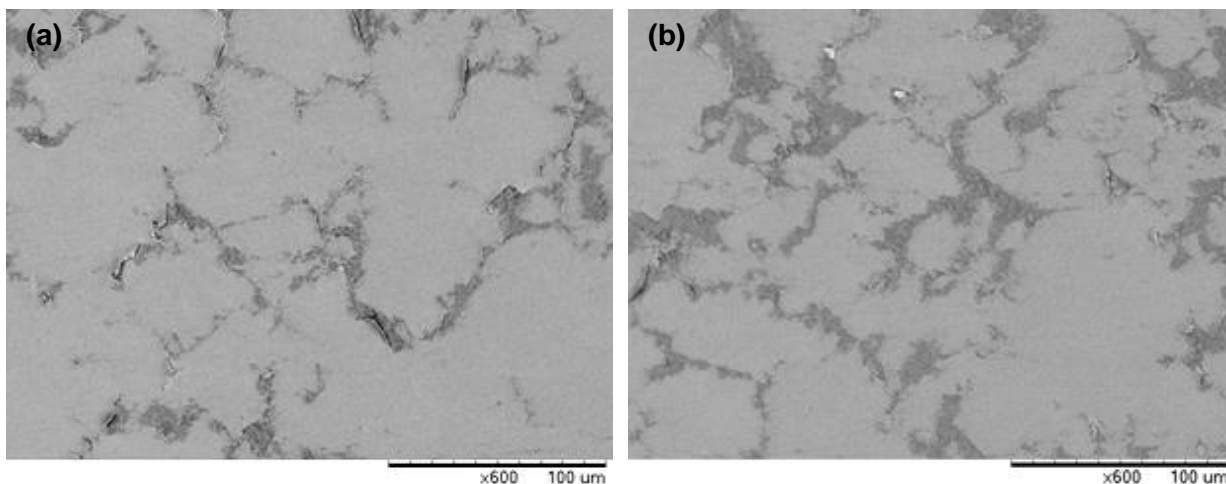


Figura 4.33 – Imagens obtidas no MEV: (a) ensaio 13 (1º furo):  $f = 0,28$  mm/rot; (b) ensaio 14 (1º furo):  $f = 0,43$  mm/rot. Para ambos os ensaios:  $a_p = 0,10$  mm;  $v_c = 30$  m/min.

Os perfis de rugosidade do primeiro furo, quando alargando no avanço de 0,28 e 0,43 mm/rot, são apresentados na Fig. 4.34 (a) e (b). O menor avanço resultou em uma superfície mais lisa e simétrica, com parâmetro Rsk próximo de zero, sendo que o valor de Rku de 4,41 indica a forma pouco acentuada destes picos e vales. Já no avanço de 0,43 mm/rot, a superfície é caracterizada pela predominância de vales, com parâmetro Rsk de -3,5, sendo que o valor de Rku de 23,1 indica que estes são relativamente mais profundos.

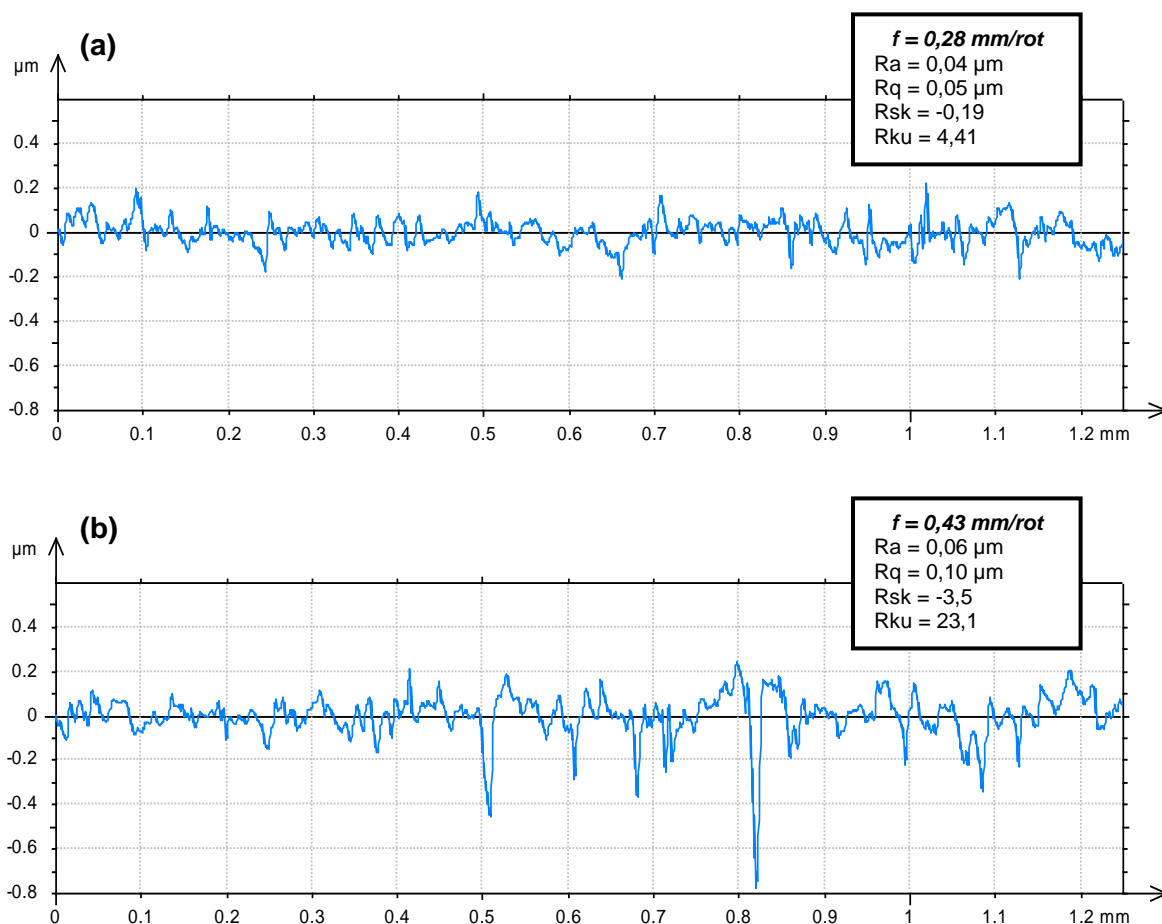


Figura 4.34 – Perfis de rugosidade: (a) ensaio 13 (1º furo):  $f = 0,28 \text{ mm/rot}$ ; (b) ensaio 14 (1º furo):  $f = 0,43 \text{ mm/rot}$ . Para ambos os ensaios:  $a_p = 0,10 \text{ mm}$ ;  $v_c = 30 \text{ m/min}$ .

#### 4.6.4 Síntese dos resultados dos parâmetros de qualidade

As Tabelas 4.16 e 4.17 mostram um resumo dos resultados obtidos na investigação do efeito individual das condições de corte, sendo que os valores destacados correspondem aos melhores resultados alcançados para cada parâmetro avaliado. No caso de resultados iguais, foi considerado o que apresentou menor desvio padrão.

Tabela 4.16 – Resultados obtidos dos parâmetros de qualidade para o primeiro furo.

$a_p$ (mm)	Diam (mm)	Circ ( $\mu\text{m}$ )	Rq ( $\mu\text{m}$ )	$v_c$ (m/min)	Diam (mm)	Circ ( $\mu\text{m}$ )	Rq ( $\mu\text{m}$ )	$f$ (mm/rot)	Diam (mm)	Circ ( $\mu\text{m}$ )	Rq ( $\mu\text{m}$ )
<b>0,05</b>	7,503	5,79	0,10	<b>25</b>	7,501	5,65	0,06	<b>0,28</b>	7,502	4,85	<b>0,05</b>
<b>0,10</b>	<b>7,500</b>	3,51	0,06	<b>30</b>	<b>7,500</b>	<b>3,51</b>	0,06	<b>0,33</b>	<b>7,500</b>	3,51	0,06
<b>0,15</b>	7,502	<b>3,36</b>	<b>0,05</b>	<b>35</b>	7,501	5,28	0,09	<b>0,38</b>	7,502	<b>3,04</b>	0,05
<b>0,20</b>	7,504	4,15	0,07	<b>40</b>	7,501	5,81	0,12	<b>0,43</b>	7,504	5,56	0,09
$v_c = 30$ m/min; $f = 0,33$ mm/rot				$a_p = 0,10$ mm; $f = 0,33$ mm/rot				$a_p = 0,10$ mm; $v_c = 30$ m/min			

Tabela 4.17 – Resultados obtidos dos parâmetros de qualidade para o segundo furo.

$a_p$ (mm)	Diam (mm)	Circ ( $\mu\text{m}$ )	Rq ( $\mu\text{m}$ )	$v_c$ (m/min)	Diam (mm)	Circ ( $\mu\text{m}$ )	Rq ( $\mu\text{m}$ )	$f$ (mm/rot)	Diam (mm)	Circ ( $\mu\text{m}$ )	Rq ( $\mu\text{m}$ )
<b>0,05</b>	7,506	6,60	0,07	<b>25</b>	<b>7,504</b>	6,33	0,07	<b>0,28</b>	<b>7,505</b>	5,71	0,07
<b>0,10</b>	7,506	3,15	0,07	<b>30</b>	7,506	<b>3,15</b>	0,06	<b>0,33</b>	7,506	<b>3,15</b>	<b>0,06</b>
<b>0,15</b>	<b>7,505</b>	<b>2,99</b>	<b>0,07</b>	<b>35</b>	7,505	5,07	<b>0,06</b>	<b>0,38</b>	7,505	3,27	0,07
<b>0,20</b>	7,507	4,60	0,07	<b>40</b>	7,505	7,22	0,08	<b>0,43</b>	7,505	7,61	0,10
$v_c = 30$ m/min; $f = 0,33$ mm/rot				$a_p = 0,10$ mm; $f = 0,33$ mm/rot				$a_p = 0,10$ mm; $v_c = 30$ m/min			

Nas Tabelas 4.18 e 4.19 estão sugeridos os valores das condições de corte que oferecem os melhores resultados individuais em termos de maior exatidão do diâmetro, menor desvio de circularidade e menor rugosidade, com base nos resultados obtidos neste trabalho, e apresentados nas tabelas acima.

Tabela 4.18 – Condições de corte sugeridas para cada parâmetro de qualidade assumido individualmente (primeiro furo).

<b>Parâmetros de qualidade</b>	<b>Condições de corte</b>		
	<b><math>a_p</math> (mm)</b>	<b><math>v_c</math> (m/min)</b>	<b><math>f</math> (mm/rot)</b>
<b>Exatidão do diâmetro</b>	0,10	30	0,33
<b>Desvio de circularidade</b>	0,15	30	0,38
<b>Rugosidade (Rq)</b>	0,15	30	0,28

Tabela 4.19 – Condições de corte sugeridas para cada parâmetro de qualidade assumido individualmente (segundo furo).

<b>Parâmetros de qualidade</b>	<b>Condições de corte</b>		
	<b><math>a_p</math> (mm)</b>	<b><math>v_c</math> (m/min)</b>	<b><math>f</math> (mm/rot)</b>
<b>Exatidão do diâmetro</b>	0,15	25	0,28
<b>Desvio de circularidade</b>	0,15	30	0,33
<b>Rugosidade (Rq)</b>	0,15	35	0,33

Porém, para decidir qual combinação de valores adotar, é necessário um procedimento de otimização destas variáveis ( $a_p$ ,  $v_c$  e  $f$ ), considerando os parâmetros de qualidade adotados, para que se obtenha o ponto ótimo das condições de corte a serem empregadas na usinagem de ambos os furos do pistão. Entretanto, esta otimização foge do escopo deste trabalho, sendo que os resultados aqui obtidos servem como uma referência.

Cabe ressaltar que, por se tratar de uma linha de produção, na otimização não somente os parâmetros de qualidade aqui adotados devem ser considerados, mas todas as outras restrições de processo que a empresa julgar importantes, que podem ser, por exemplo, a vida da ferramenta, as forças de corte e a potência da máquina. Além disso, deve-se considerar também as condições econômicas de corte, uma vez que em uma produção em série é necessário saber quais as condições de usinagem vão gerar um mínimo custo de fabricação com a máxima produção, atendendo ao mesmo tempo as especificações de projeto, inclusive aquelas de qualidade do componente.

## CAPITULO V

### CONCLUSÕES

Na investigação do defeito de usinagem que apareceu na etapa de ajuste das condições de corte empregadas na usinagem do pistão na linha de produção da Embraco, bem como daqueles usinados em laboratório, conclui-se que, de fato, as características da peça e do furo alargado devem ser consideradas na operação de alargamento, pois influenciam diretamente na qualidade do furo. Foi constatado que os riscos que apareciam no furo alargado, na região da parede adjacente ao furo transversal, eram decorrentes do detalhe existente na geometria do alargador, associado à presença da interrupção. A ação das guias cilíndricas influenciou diretamente na qualidade pelo fato de alisar a superfície dos furos. Assim, o projeto da ferramenta deve ser revisto, sendo sugerida a eliminação do detalhe “B” (alívio).

O cálculo da incerteza de medição dos parâmetros de qualidade permite a rastreabilidade dos resultados das medições, sendo que esta foi calculada para a amostra que apresentou o maior desvio padrão entre as três leituras. Considerando a probabilidade de abrangência de 95,45%, a incerteza expandida (U) para o diâmetro foi de 0,005 mm, para  $K = 2,31$ ; para o desvio de circularidade de 0,11  $\mu\text{m}$ , para  $K = 3,18$ ; e para a rugosidade de 0,06  $\mu\text{m}$ , para  $K = 2,45$ .

Sobre o efeito da operação de alargamento na porosidade superficial da camada usinada, verificou-se que este processo de usinagem, nas condições de corte testadas neste trabalho, causa fechamento superficial dos poros.

A análise de variância dos ensaios do planejamento fatorial indicou, para ambos os furos, que os fatores de controle não produziram efeito significativo nas variáveis de resposta, com exceção da profundidade de corte na força axial ( $F_z$ ).

Da análise do efeito individual das condições de corte nas variáveis de resposta, conclui-se que, em geral, tanto para o primeiro quanto para o segundo furo, os melhores resultados foram encontrados quando alargando nas condições de corte com valores intermediários. Estes resultam em uma formação efetiva do cavaco, gerando forças de usinagem que não influenciam negativamente na qualidade dos furos; ainda, os efeitos do batimento radial da ferramenta e das possíveis vibrações do sistema são minimizados, o que também é benéfico. Além disso, a ação específica da velocidade de corte nesta faixa de valores proporciona uma condição de APC estável ou ausente. Por fim, nestas condições, há um efetivo alisamento da superfície pelas guias cilíndricas da ferramenta, que melhora o acabamento superficial dos furos.

## **CAPITULO VI**

### **SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS**

1. Para verificar a influência da geometria da ferramenta na qualidade dos furos, realizar ensaios com o alargador de acabamento sem o detalhe "B".
2. Variar a largura das guias cilíndricas da ferramenta, e analisar o seu efeito sobre o diâmetro, desvio de circularidade e rugosidade.
3. Estudar o efeito do desalinhamento entre o eixo do alargador e do furo sendo alargado, sobre os desvios geométricos da superfície usinada.
4. Como a operação consiste do alargamento de furos consecutivos alinhados, realizar ensaios com alargadores de guia e verificar se há influência na qualidade dos furos.
5. Realizar ensaios de longa duração para levantamento da vida da ferramenta.
6. Elaborar um estudo da qualidade dos furos alargados com diferentes estados de desgaste do alargador de acabamento, para verificar a influência do mesmo em parâmetros como desvio de circularidade e rugosidade.
7. Realizar ensaios empregando diferentes condições de lubrificação, com fluidos em concentrações variadas e mínima quantidade de lubrificante (MQL).
8. Estudar a usinabilidade em materiais sinterizados, variando a densidade do material.
9. Experimentar uma ampla faixa de velocidade de corte e avanço, para o desenvolvimento de um modelo de otimização destas condições de corte.

## CAPITULO VII

### REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AGOSTINHO, O.L.; RODRIGUES, A.C.S.; LIRANI, J. **Tolerâncias, ajustes, desvios e análise de dimensões**, 8. reimp. São Paulo: Edgard Blücher, 1977. 295 p.

ALMEIDA, D.O. **Investigação de Desvios Geométricos no Alargamento de Ferro Fundido com Ferramentas Revestidas**. 2008. 100 f. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, **NBR 6409: Tolerâncias geométricas – Tolerâncias de forma, orientação, posição e batimento – Generalidades, símbolos, definições e indicações em desenho**. Rio de Janeiro, 1997. 19p.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, **NBR ISO 4287: Especificações geométricas do produto (GPS) – Rugosidade: Método do perfil – Termos, definições e parâmetros de rugosidade**. Rio de Janeiro, 2002. 18p.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, **NBR ISO 4288: Especificações geométricas do produto (GPS) – Rugosidade: Método do perfil – Regras e procedimentos para avaliação da rugosidade**. Rio de Janeiro, 2008.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, **NBR ISO 5420: Alargadores – Termos, definições e tipos**. Rio de Janeiro, 2010. 19p.



ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, **NBR ISO/IEC 17025: Requisitos gerais para competência de laboratórios de ensaio e calibração**. Rio de Janeiro, 2005.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, **NBR NM-ISO 1: Temperatura padrão de referência para medições industriais de comprimento**. Rio de Janeiro, 1997. 2p.

BEZERRA, A. A.; MACHADO, A. R.; SOUZA, A. M.; EZUGWU, E. O. Effects of machining parameters when reaming aluminium-silicon (SAE 322) alloy. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 112, p. 185-198, 2001.

BHUSHAN, B.; GUPTA, B.K. **Handbook of Tribology: Materials, Coatings, and Surface Treatments**. N.Y: MC McGraw-Hill, 1991.

BLAIS, C.; L'ESPÉRANCE, G.; BOURGEOIS, I. Characterisation of Machinability of Sintered Steels During Drilling Operations. **Powder Metallurgy**, v. 44, n.1, p. 67-76, 2001.

BOZZI, A.C.; DE MELLO, J.D.B. Avaliação Tribológica de Materiais Ferrosos Sinterizados Oxidados a Vapor. **Ciência e Tecnologia dos Materiais**, vol. 18, n. 1 /2 , 2006.

CHIAVERINI, V. **Aços e Ferros Fundidos**. 6.ed. São Paulo: ABM, 1990.

CHIAVERINI, V. **Metalurgia do Pó: Técnicas e Produtos**. 3.ed. São Paulo: ABM, 1992.

CONSONI, D.R.; BINDER, C.; PAVANATI, H.C.; MELLO, J.D.B.; KLEIN, A.N. Estudo da Porosidade Superficial e do Comportamento Tribológico de Amostras de Ferro Puro Sinterizado por Plasma. **Revista Brasileira de Aplicações de Vácuo**, v. 26, n. 3, p. 117-120, set. 2007.

DA SILVA, R.B. **Alargamento Cônico do Ferro Fundido Nodular GGG40**. 2001. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte.

DORMER. **Catálogo de Produtos**. 2007. 145p.

ECKHARDT, M. **Utilização de alargadores de gume único regulável para a obtenção de furos de precisão**. 1993. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

EMBRACO. **Compressores Herméticos – Aspectos Gerais**. Material de Treinamento. Joinville, 1990.

EMBRACO. **Curso Orientador de Aplicação**. Joinville, 1987. 117p.

EMBRACO. **Manual de Aplicação de Compressores**. v.2. Joinville, 2009. 75p.

EMBRACO. **Padrão Técnico: Requisitos Geométricos para Componentes Móveis do Compressor F/EG/VEG**. v.13. Joinville, 2011. 7p.

FERRARESI, D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais**. v.1. São Paulo: Edgard Blücher, 1977.

FERRARESI, D. E COLABORADORES. **Usinagem dos metais**. 4.ed. São Paulo: ABM, 1972.

FERREIRA, J.M.G.C. **Tecnologia da pulverometalurgia**. Fundação Lacoste Gulbenkian, 2002.

GABOR, H. Como atuam os alargadores. **Revista Máquinas e Metais**. São Paulo: Editora MM Ltda, n. 205, p.16-21, ano XVIII, 1982.

GALLO, S.A.; VITIELLO, A.; PRISCO, U. On Control of Young's Modulus of Iron Sintered Part Through Steam Oxidation Treatment. **Powder Metallurgy**, v. 46, n.1, p. 15-20, apr. 2003.

GERMAN, R.M. **Powder Metallurgy Science**, 2.ed. New Jersey: Princenton, 1994.

GRUPO SETORIAL DE METALURGIA DO PÓ. Disponível em:

<<http://www.metalurgiadopo.com.br/Paginas/detalhes.asp?iType=1&iPic=4>>

Acesso em: 2 abr. 2012.

GODINHO, A.F.E. **Análise do mandrilamento de cilindros de blocos de motores em ferro fundido vermicular com diferentes concepções de ferramentas.** 2007. 129 f. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

GUIMARÃES, R.C. **Efeito da ferro-oxidação a vapor antes e após operação de usinagem na resistência ao desgaste de ferro sinterizado.** 2008. 71 f. Dissertação de Mestrado – Universidade de São Paulo, São Carlos.

HAMIUDDIN, M.; MURTAZA, QASIM. Machinability of phosphorous containing sintered steels. **Materials Chemistry and Physics**, v. 67, p. 78-84, 2001.

HANNA. **Catálogo do Fabricante – Alargadores.** 2003. 36p.

HENKLEIN, P. **Análise de ensaios de desempenho de compressores herméticos durante o transitório.** 2006. 136 f. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

INMETRO. **Guia para a Expressão da Incerteza de Medição.** 3.ed. Rio de Janeiro: ABNT, 2003. 120p.

INMETRO. **Vocabulário Internacional de Metrologia: conceitos fundamentais e gerais de termos associados (VIM 2012).** 1.ed. Luso-Brasileira. Rio de Janeiro: INMETRO, 2012. 94p.

KRESS, D. A Usinagem de materiais endurecidos elimina retificação. **Revista Máquinas e Metais.** São Paulo: Editora MM LTDA, n. 428, p. 18-23, set. 2001.

LEACH, R. **Measurement Good Practice guide: The measurement of surface texture using stylus instrument.** United Kingdom, 2001.

LIMA JR, S.G. **Avaliação do desempenho de ferramentas de metal duro no alargamento de guias de válvulas automotivas.** 2009. 100 f. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

MACHADO, A.R.; ABRÃO, A.M.; COELHO, R.T.; DA SILVA, M.B. **Teoria da Usinagem dos Materiais**, 1. ed. São Paulo: Edgard Blücher, 2009. 371p.

MANKE, L.A. **Uma Metodologia de Cálculo para a Simulação de Mancais Radiais Submetidos a Carregamento Dinâmico**. 1991. 170 f. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

METAL POWDER INDUSTRIES FEDERATION. Disponível em:

<<http://www.mpif.org/IntroPM/usesofpm.asp?linkid=7>> Acesso em: 2 abr. 2012.

**METALS HANDBOOK, VOLUME 7: POWDER METALLURGY**. ASM HANDBOOK. 9.ed. U.S.A: ASM International, 1984. 915p.

**METALS HANDBOOK, VOLUME 16: MACHINING**. ASM HANDBOOK. 9.ed. U.S.A: ASM International, 1989. 944p.

MORAES, M.A.F. **Desenvolvimento de planilhas eletrônicas para calcular incerteza de medição**. 2011. 101 f. Monografia – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

MORAES, M.A.F.; VALDÉS, A. R.; LACERA, H.B. **Estimativa da incerteza da medição de rugosidade e análise da influência das vibrações**. In: TC4 IMEKO XVIII SIMPÓSIO, 2011, Natal.

MUHLMANN, G. **Relatório de Engenharia EMBRACO S/A: Influência da pinagem de processo na deformação do pistão montado**. Joinville, 2009. 21p.

OHGO, K.; SATOH, A.; MIZUNO, T. & ITOH, T. Relation between cutting conditions and precision in the reaming of gray iron castings. **Wear**, v. 52, n. 1, pp. 79-88, 1979.

PIRATELLI FILHO, A. **Rugosidade Superficial**. 3º Seminário de Metrologia, 2011, Uberlândia.

ŠALAK, A.; SELECKA, M.; DANNINGER, H. **Machinability of Powder Metallurgy steels**. Cambridge: Cambridge International Science Publishing, 2005. 536p.

SANDVIK, 2012. Disponível em:

[http://www.sandvik.coromant.com/pt-pt/technical\\_guide/boring/troubleshooting/reaming/pages/default.aspx](http://www.sandvik.coromant.com/pt-pt/technical_guide/boring/troubleshooting/reaming/pages/default.aspx).

Acesso em: 06 fev. 2012.

SANTOS, R.G. **Avaliação do Processo de Alargamento de Guias de Válvulas**. 2004. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal do Paraná, Curitiba.

SCHROETER, R. B. **Alargamento de precisão em alumínio aeronáutico com ferramentas de gume único regulável**. 1989. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

SEDLAČEK, M.; PODGORNIK, B.; VIŽINTIN, J. Correlation between standard roughness parameters skewness and kurtosis and tribological behaviour of contact surfaces. **Tribology International**, v. 48, p. 102-112, 2012.

SHAW, M. C. **Metal cutting principles**. New York: Oxford Science Publications, 1986.

SMITH, G. T. **Industrial metrology: Surfaces and Roundness**. London: Springer, 2002. 352p.

SOUZA, C.C.; VALDÉS, A.R.; COSTA, H.L.; PIRATELLI FILHO, A. **A contribution to the measurement of cylindricity and circularity deviation**. Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, 2011, Natal.

STEMMER, C.E. **Ferramentas de Corte II: brocas, alargadores, ferramentas de roscar, fresas, rebolos, abrasivos**. 2.ed. Florianópolis: Editora da UFSC, 1995. 314p.

STOECKER, W.F.; SAIZ JABARDO, J.M. **Refrigeração Industrial**. 2.ed. São Paulo: Edgard Blücher, 2002. 371p.

**TOOL HANDBOOK, METAL CUTTING.** 7.ed. Published for the United States Cutting Tool Institute. New York: Industrial, 1989, 795p.

TRENT, E.M.; WRIGHT, P.K. **Metal Cutting.** 4.ed. Butterworth-Heinemann. 2000. 446p.

WANG, J.; DANNINGER, H. Dry Sliding Wear Behavior of Molybdenum alloy sintered steels. **Wear**, v. 222, p. 49-56, nov. 1998.

WEINERT, K.; ADAMS F. J.; BIERMANN, D.; THAMKE, D. Alargadores de corte único: corte mais eficiente, além de vantagens econômicas. **Revista Máquinas e Metais.** São Paulo: Editora MM LTDA, n. 392, p. 38-57, jan. 1998.

WEINGAERTNER, W. L.; SCHROETER, R. B. **Processos de usinagem e ferramentas de corte.** Florianópolis: Editora da UFSC, 2000. Apostila.

YAMADA, Y. **Melhoria da produtividade na obtenção de ligas de alumínio aeronáutico com ferramentas de aço rápido.** 2010. Dissertação de Mestrado – Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

YANG, J.A.; JAGANATHAN, V.; DU, R. A New Dynamic Model for Drilling and Reaming Processes. **International Journal of Machine Tools & Manufacture.** v. 42. p. 299-311. 2002.

ZHELEZNOV, G.S.; KRUTSILO, V.G.; ZHELEZNOVA, S.G. Influence of Misalignment of the Reamer Axis on the Geometric Errors of Machined Surfaces. **Russian Engineering Research.** v. 30. n. 8. p. 818-822. 2010.