

ILDEU LÚCIO SIQUEIRA

ESTUDO DA USINAGEM DE SEDES DE VÁLVULAS
DE ADMISSÃO DE MOTORES DE COMBUSTÃO
INTERNA



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2009

ILDEU LÚCIO SIQUEIRA

**ESTUDO DA USINAGEM DE SEDES DE VÁLVULAS DE ADMISSÃO
DE MOTORES DE COMBUSTÃO INTERNA**

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

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Helder Barbieri Lacerda

UBERLÂNDIA – MG

2009

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)

S618e Siqueira, Ildeu Lúcio, 1966-
Estudo da usinagem de sedes de válvulas de admissão de
motores de combustão interna / Ildeu Lúcio Siqueira. -2009.
169 p. : il.

Orientador: Helder Barbieri Lacerda.
Tese(doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia,
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.

Inclui bibliografia.
1. Usinagem - Teses. 2. Vibração - Teses. I. Lacerda, Helder
Barbieri, 1965-. II. Universidade Federal de Uberlândia. Programa
de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

CDU: 621.9



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
Av. João Naves de Ávila, 2121 - 38400-902 Fone: 0XX(34)32394149 Ramal 42
FAX: 0XX(34)32394282 - Campus Santa Mônica - Uberlândia MG

FEMEC

ALUNO: Ildeu Lúcio Siqueira

NÚMERO DE MATRÍCULA: 5052920

ÁREA DE CONCENTRAÇÃO: Materiais e Processos de Fabricação

PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA: NÍVEL DOUTORADO

TÍTULO DA TESE:

“Estudo da Usinagem de Sedes de Válvulas de Admissão de Motores de Combustão Interna”

ORIENTADOR: Prof. Dr. Helder Barbieri Lacerda

A Tese foi **APROVADA** em reunião pública, realizada na Sala 206 do Bloco 1M, Campus Santa Mônica, em 18 de dezembro de 2009, às 14:00 horas, com a seguinte Banca Examinadora:

NOME	ASSINATURA
Prof. Dr. Helder Barbieri (Orientador)	UFU
Prof. Dr. Álisson Rocha Machado	UFU
Prof. Dr. Rosemar Batista da Silva	UFU
Prof. Reginaldo Teixeira Coelho	EESC/USP
Prof. Dr. Wisley Falco Sales	UESC

Uberlândia, 18 de dezembro de 2009

A Deus

Aos meus pais João (em memória) e Luzilei

Aos meus Irmãos e Irmã

À minha esposa Vilma

Aos meus filhos Jonathan, Marcus e Izabella

AGRADECIMENTOS

A Deus pela vida que tenho e por todas as oportunidades que tem me concedido, dentre tantas, indispensáveis para esta realização.

À Direção do Instituto Federal de Goiás (IFG) pelos incentivos, apoio e dispensa das minhas atividades.

À Universidade Federal de Uberlândia e ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Faculdade de Engenharia Mecânica pelo suporte infra-estrutural e pela oportunidade de realizar este trabalho.

De modo especial, ao professor e orientador Helder Barbieri Lacerda, pela amizade, pelos ensinamentos, apoio, confiança e, acima de tudo, pela valiosa orientação.

Aos professores Álisson Rocha, Eder Costa, Marcio Bacci e Rosemar Batista pelo apoio e incentivo durante a realização deste trabalho.

Aos demais professores que, ao longo da minha vida, com preciosos ensinamentos e com seus exemplos, me orientaram na construção do conhecimento, em especial ao professor Ivan Simões, pelas importantes sugestões sobre a revisão gramatical deste trabalho.

À secretária da SECPOSMEC, Kelly, pela competência e pela atenção dispensada ao meu atendimento como aluno.

À equipe do Laboratório de Tribologia e Materiais (LTM), em especial à técnica Ângela e ao professor MSc. Rafael Ariza, pela ajuda técnica, apoio, incentivo e amizade.

Aos colegas do Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU), André Beloni, Déborah Oliveira, Márcio Aurélio, Luciano Tadeu, Vitor Tomaz, Rhander Viana e Ulisses Borges, pelas importantes discussões e sugestões sobre os resultados desta pesquisa.

Ao amigo Sebastião Gonçalves pela amizade, companhia, apoio moral e ajuda técnica. E à família do meu amigo Vicente pelo apoio familiar em Uberlândia.

Aos meus pais, à minha esposa Vilma e aos meus filhos Jonathan, Marcus Vinícius e Izabella pela credibilidade, incentivos, apoio e abdicação da minha presença nos momentos de estudos.

Aos amigos Adriano Cunha, Walter Szerwinsk pelo apoio, incentivo e amizade.

À Dona Tereza, ao seu esposo Antônio e aos seus filhos pelo apoio moral e moradia.

Aos Amigos do Núcleo de Pesquisa em Fabricação do IFG, e a todos os demais Professores da Coordenação de Mecânica e Eletromecânica, em especial, aos professores: Aldemi Coelho, José Edmundo, Luiz Carlos e Paulo Rosa pela confiança, incentivo e apoio.

Aos alunos de iniciação científica da UFU Weliton Luiz, Leandro Zague e Edson Alves, e do IFG Daniela Garcia e Tiago Fernandes pela colaboração nas atividades experimentais.

Aos colegas Flávio José e Marcelo C. S. Macedo da Universidade Federal do Espírito Santo (UFES) pelo ajuda na análise química das amostras de aço sinterizado.

Ao Centro de Caracterização e Desenvolvimento de Materiais (CCDM) da Universidade Federal de São Carlos e a Universidade Estadual de São Paulo (UFSCar/ UNESP) pela ajuda na análise da composição química de carbono das amostras.

À Mapal do Brasil Ferramentas de Precisão Ltda pelo fornecimento e afiação das ferramentas utilizadas no trabalho, em especial aos Srs. Antônio Maria e Flávio Oliveira.

À Fiat Powertrain Technologies (FPT) pela doação dos materiais dos corpos de prova, informações técnicas e apoio dos funcionários, em especial aos Srs. Willian de Melo, Roberto Piacesi, Paulo Sérgio Martins e Walter Seppe.

Ao IFG, a CAPES, ao CNPq, ao Instituto Fábrica do Milênio (IFM) e a FAPEMIG pelo apoio financeiro.

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

SIQUEIRA, I. L., **Estudo da usinagem de sedes de válvulas de admissão de motores de combustão interna**, 2009. 163 p. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

Resumo

As vibrações excessivas são frequentes na operação de rebaixamento de sedes de válvulas e levam o operador a reduzir a velocidade de corte ou o avanço, com prejuízo da produtividade. O objetivo deste trabalho foi estudar a usinagem das sedes de válvulas de admissão de um motor de combustão interna. As sedes são usinadas com ferramentas de PCBN a partir de anéis de aço sinterizado com dureza de 370 a 410 HB. Este trabalho foi desenvolvido em parceria com duas empresas: Fiat Powertrain Technologies e Mapal Ferramentas. A justificativa para realizá-lo é que existia a necessidade de conhecer melhor a influência da velocidade de corte, avanço e geometria da lâmina de PCBN nas vibrações e no desvio de circularidade resultante da usinagem das sedes de válvulas. Com isso, modificações foram propostas para obter um corte estável, com maior produtividade e menor custo, além de garantir maior estanqueidade dos cilindros, reduzindo a emissão de gases do motor. As análises realizadas mostraram que a vibração e o desvio de circularidade tendem a reduzir quando se utiliza velocidade de corte entre 80 e 100 m/min, avanço entre 0,04 e 0,08 mm/volta, com lâminas de PCBN com arredondamento fino da aresta de corte do chanfro-T em torno de 60 μm .

Palavras Chave: rebaixamento, aço sinterizado, sede de válvula, lâmina de PCBN, vibração.

SIQUEIRA, I. L., **Study of the Machining of Intake Valve Seats of Internal Combustion Engines**, 2009. 169 p., Doctoral Thesis, Federal University of Uberlandia, MG, Brazil.

Abstract

The excessive vibrations are common during the chamfering of valve seats and induce operator to reduce cutting speed and feed rate, causing reduction of the productivity. The objective of this work was to study the chamfering of the intake valve seats of the cylinder head of an internal combustion engine. The valve seats are machined with PCBN blades from sintered steel rings with 370-410 HB hardness. This work was developed in a partnership with the companies Fiat Powertrain Technologies and Mapal Tools. The justification to do this work is that there was a need to know better the influence of cutting speed, feed rate and PCBN blade geometry in the vibrations and roundness deviations resulting from the machining of the valve seats. With this knowledge, modifications were proposed in order to obtain a stable cut, higher productivity, lower cost and a better sealing of the combustion chamber, resulting in smaller emission of gases from the engine. The analysis carried out showed that the vibrations and roundness deviations tend to reduce when applying cutting speed between 80 and 100 m/min, feed rate between 0.04 and 0.08 mm/rev, using PCBN blades with T-chamfer cutting edge honing around 60 μm .

Keywords: chamfering, sintered steel, valve seat, PCBN blade, chatter.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Detalhe de duas operações de rebaxamento guiado, a) escareamento cônico e b) faceamento na entrada de um furo (FERRARESI, 2006)	06
Figura 2.2 - Ilustração de um esquema de uma sede de válvula montada em um motor de combustão interna (adaptado de VOLVO, 2006)	10
Figura 2.3 - Ilustração esquemática de um processo de rebaxamento com lâminas múltiplas e sequência de operações das lâminas (adaptado de LI <i>et al.</i> , 2000)	12
Figura 2.4 - Imagem de regiões de um cabeçote de motor de combustão interna em uma operação de recondicionamento de uma sede de válvula, a) trinca superficial gerada por interferência excessiva, b) superfície ideal como resultado ótimo da montagem de uma sede de válvula nova (SOUZA, 2008)	13
Figura 2.5 - Imagem ilustrando uma operação de usinagem de uma sede de válvula em um cabeçote (JESUS FILHO, 2006)	14
Figura 2.6 - Máquina de <i>pre-set</i> , a) <i>pre-setting</i> de um alargador, b) dispositivos de ajuste horizontal (SANTOS, 2004)	14
Figura 2.7 - Ferramenta Mapa [®] para rebaxar a sede e alargar a guia de válvula simultaneamente (adaptado de SHARMA, 2007)	15
Figura 2.8 - Barras de rebaxar utilizadas na usinagem de um cabeçote de motor, a) alojamento de guia e sede, b) acabamento de guia e sede de válvula (HANNA, 2003)	16
Figura 2.9 - Aresta de corte de uma pastilha de CBN, a) vista frontal, b) vista lateral da ferramenta e c) detalhe da preparação da aresta (ISCAR, 2009b)	19
Figura 2.10 - Formas de cunha cortante de ferramentas de PCBN (adaptado de ÖZEL <i>et al.</i> , 2005)	20
Figura 2.11 - Ilustração da força de usinagem agindo sobre a cunha cortante e sua decomposição em diversas direções (MACHADO <i>et al.</i> , 2009)	22
Figura 2.12 - Força de usinagem e seus componentes para o processo de fresamento (MACHADO; SILVA, 2004)	23
Figura 2.13 - Exemplo de um desvio de circularidade obtido em um dos testes, de usinagem do anel, deste trabalho	25

Figura 2.14 - Trepidação no processo de fresamento (adaptado de ALTINTAS, 2000)	27
Figura 2.15 - Representação gráfica de um PCC para dois fatores (Adaptado de MONTGOMERY; RUNGER, 2003)	30
Figura 2.16 - Representação gráfica de um PCC para três fatores (BARROS NETO <i>et al.</i> , 2007)	30
Figura 3.1 - Aspecto geral dos cavacos obtidos durante a usinagem de uma liga de aço sinterizado, a) desenvolvida e b) comercial (JESUS FILHO, 2006)	32
Figura 3.2 - Esquema um corte intermitente em um torneamento cilíndrico externo de um material obtido pela metalurgia do pó (GERMAN, 1984 <i>apud</i> JESUS FILHO, 2006)	33
Figura 3.3 - Desenho da sede de válvula usada no trabalho de Rocha <i>et al.</i> (2004)	33
Figura 3.4 - Ferramentas desgastadas na condição intermediária de desempenho: $f = 0,061$ mm/volta, $v_c = 192,92$ m/min, $a_p = 0,2$ mm (ROCHA <i>et al.</i> , 2004)	34
Figura 3.5 - Ilustração da remoção de material de uma sede de válvula por: a) rebaixamento e b) torneamento interno (adaptado de Deshpande <i>et al.</i> , 2008)	35
Figura 3.6 - Ensaios de usinabilidade de anéis de sedes de válvulas com ferramentas de metal duro e CBN	36
Figura 3.7 - Valores de desgaste de flanco médio das ferramentas em função do tempo de corte, a) PCBN e b) metal duro (SARAIVA <i>et al.</i> , 2002)	37
Figura 3.8 - Comportamento da potência efetiva de corte em função da vida das ferramentas de corte para diferentes sistemas lubri-refrigerantes na furação de aços microligados (COSTA, 2004)	38
Figura 3.9 - Espessura do cavaco em função do ângulo de posição da ferramenta (CÂMARA, 2008)	39
Figura 3.10 - Predição de forças de corte (F_x , F_y e F_z) em cada lâmina, na a) primeira, b) segunda, c) terceira e d) quarta fase de corte (adaptado de LI <i>et al.</i> , 2000)	40
Figura 4.1 - Fluxograma da metodologia adotada neste trabalho, em que: H = hipótese; A, B, C, D = metodologias	45
Figura 4.2 - Variáveis de entrada e de saída do PCC utilizadas neste trabalho	48
Figura 4.3 - Centro de usinagem vertical ROMI®, modelo Discovery 760	50
Figura 4.4 - Barra de rebaixar fabricada pela Mapal®: a) foto; b) principais dimensões e detalhes construtivos (valores em mm)	51
Figura 4.5 - Lâminas de PCBN empregadas na operação de desbaste das sedes de válvulas	52

Figura 4.6 - Ferramenta com sistema de ajuste de correção de batimento axial e radial do eixo-árvore da máquina-ferramenta (adaptado HANNA, 2003) ...	53
Figura 4.7 - Verificação do batimento radial das ferramentas de corte utilizadas na avaliação das forças e vibrações na usinagem das sedes de válvulas ...	53
Figura 4.8 - Materiais utilizados nos testes com as principais dimensões (valores em mm): a) anel da sede de válvula; b) guia de válvula	54
Figura 4.9 - Anel de aço sinterizado: a) antes da usinagem; b) detalhe da geometria da sede de válvula após a usinagem (valores em mm)	55
Figura 4.10 - Cabeçote de alumínio do motor Fire 1.4 da Fiat® ilustrando as principais regiões, onde são montados os anéis das sedes de válvulas de admissão e de escape	56
Figura 4.11 - Torno universal eletrônico (CN), Deb'Maq®, modelo Revolution RV220, usado no torneamento cilíndrico interno dos anéis: a) uma foto do torno; b) detalhes dessa operação	56
Figura 4.12 - Barra de torneamento interno e pastilha utilizada na operação de torneamento cilíndrico interno dos anéis (sedes de válvula)	57
Figura 4.13 - Dispositivo de fixação do anel e guia de válvula: a) vista parcial, b) desenho esquemático em corte	58
Figura 4.14 - Dispositivo de fixação do anel e guia de válvula: a) desmontado; b) montado	59
Figura 4.15 - Fixação do anel (sede de válvula) com um torquímetro	59
Figura 4.16 - Equipamento utilizado na medição de desvio de circularidade, circularímetro, marca Taylor Robson®, modelo Talyrond 131	60
Figura 4.17 - Ilustração esquemática dos equipamentos e instrumentos de medição utilizados nos testes	61
Figura 4.18 - Dispositivo de fixação do anel e guia de válvula e sistema de medição de força e aceleração: a) detalhes da montagem; b) vista ampliada do acelerômetro montado no dinamômetro	63
Figura 4.19 - Painel frontal do instrumento virtual utilizado para medições de forças de corte, torque e vibração	64
Figura 4.20 - Diagrama de blocos do instrumento virtual usado nas medições de torque, forças de corte e amplitude de aceleração	65
Figura 4.21 - Refratômetro para medição da concentração do fluido de corte	66
Figura 5.1 - Micrografias dos anéis de aços sinterizados (sem ataque químico)	68

Figura 5.2 -	Imagens adquiridas na microanálise por energia dispersiva: a) fotomicrografia feita em MEV apresentando os três pontos (regiões) analisados; e os espectros das análises químicas nos pontos 1 (b), 2 (c) e 3 (d)	69
Figura 5.3 -	Medições de identações Brinell: a) escala padrão de 1 mm com resolução de 0,01 mm; b) vista ampliada da medição	71
Figura 5.4 -	Montagem do sistema de verificação de rigidez do eixo-árvore: a) medição da rigidez; b) vista superior e c) lateral do relógio comparador	72
Figura 5.5 -	Flexão do eixo-árvore com a aplicação de carga	73
Figura 5.6 -	Detalhes da geometria da cunha cortante e chanfro-T do jogo de lâminas de PCBN utilizadas nos testes de usinagem das sedes de válvulas; (a), (c), (e) e (g) vista superior; (b), (d), (f) e (h) vista de topo das respectivas lâminas	75
Figura 5.7 -	Acabamento superficial das sedes de válvulas após a usinagem com lâminas de PCBN novas em várias condições de corte	77
Figura 5.8 -	Imagens de fraturas (lascamentos, quebras) de lâminas de PCBN ocorridas durante a usinagem das sedes de válvulas. Vista superior e lateral da lâmina com ângulo de posição de: a) e b) 15°; c) e d) 45°	78
Figura 5.9 -	Cavacos resultantes do rebaixamento do anel em forma de: a) lascas e pedaços, predominante do processo de usinagem e b) arcos conectados, encontrada em determinadas condições de corte	79
Figura 5.10 -	Forças de corte (RMS) na direção X após usinagem na condição de desbaste: a) todas as lâminas e de b) a d) com “retirada” de lâminas da barra de rebaixar	80
Figura 5.11 -	Força axial (RMS) após usinagem na condição de desbaste: a) todas as lâminas e de b) a d) com “retirada” de lâminas da barra de rebaixar	81
Figura 5.12 -	Amplitude de vibração (RMS) com retiradas de lâminas da barra de rebaixar, após a operação de usinagem na condição de desbaste, a) todas as lâminas; e vibração com lâminas de: b) 15°, 30° e 90°; c) 15°; d) 30°; e) 45° e f) 90°	83
Figura 5.13 -	Tipos de arestas de corte: a) nova; b) “usada”; c) arredondada	85
Figura 5.14 -	RMS médio das forças de corte com lâmina de 15°: nova, “usada” e arredondada; a) F_x ; b) F_z	86
Figura 5.15 -	Forças de corte (RMS) durante a usinagem dos anéis com lâmina de PCBN de 15°: a) nova; b) “usada” e c) arredondada	88

Figura 5.16 -	RMS médio da amplitude de vibração com lâmina de 15°: nova, usada e arredondada	88
Figura 5.17 -	Amplitude RMS da vibração (aceleração) e imagens da superfície usinada, com lâmina de 15°: a) nova; b) “usada” e c) arredondada ..	89
Figura 5.18 -	Imagens da análise metalográfica da lâmina “usada” de 15° após os ensaios de usinagem: a) geometria da lâmina (vista de topo); b) dimensão da vista superior da ponta da lâmina	90
Figura 5.19 -	Ilustração esquemática da cunha de corte da lâmina de 15°: a) vista de topo da lâmina; b) detalhe do arredondamento fino da aresta de corte do chanfro-T	91
Figura 5.20 -	Imagens metalográficas de regiões de desgaste (arredondamento fino) da aresta de corte do chanfro-T da lâmina de 15° “usada”: a) ponta; b) parte central e c) final da lâmina de PCBN	92
Figura 5.21 -	Imagem metalográfica do detalhe do desgaste (arredondamento fino da aresta de corte do chanfro-T) da lâmina de 15° “usada”, raio obtido com uso de uma massa de moldagem dentária	92
Figura 5.22 -	Geometria da cunha cortante de uma lâmina de PCBN de 15°: a) desenho com as principais dimensões; b) aresta chanfrada, e c) arredondamento da aresta de corte do chanfro-T	93
Figura 5.23 -	RMS médio das forças de corte com lâminas novas e arredondadas: a) na direção X (F_x) e Y (F_y); b) força axial (F_z)	95
Figura 5.24 -	RMS médio do torque (M_z) com jogos de lâminas novas e arredondadas	95
Figura 5.25 -	RMS médio da vibração e valor médio do desvio de circularidade com jogo de lâminas novas e arredondadas	96
Figura 5.26 -	Amplitude RMS da vibração com jogos de lâminas, a) novas (0 μ m) e arredondadas com: b) 10, c) 30, d) 60, e) 90 e f) 110 μ m. Condições de corte: velocidade de corte de 80m/min e avanço de 0,10mm/volta	97
Figura 5.27 -	RMS médios das forças de corte com jogo de lâminas, a) novas (0 μ m) e arredondadas com: b) 10, c) 30, d) 60, e) 90 e f) 110 μ m. Condições de corte: velocidade de corte de 80m/min e avanço de 0,10mm/volta	98
Figura 5.28 -	Gráfico de Pareto ilustrando os efeitos dos fatores na resposta de vibração	102

Figura 5.29 - Gráficos do PCC de ajuste de modelo: a) valores preditos <i>versus</i> observados; b) resíduos na resposta de aceleração no processo de usinagem	103
Figura 5.30 - Gráficos de probabilidade normal dos efeitos principais sobre: a) aceleração; b) desvio de circularidade	106
Figura 5.31 - Amplitude de vibração (aceleração) e desvio de circularidade em função da velocidade de corte, avanço e arredondamento da aresta de corte	107
Figura 5.32 - Sinal de torque do teste 1 no rebaixamento com ferramenta de desbaste	108
Figura 5.33 - Torque (M_z) e força axial (F_z) em função da velocidade de corte (v_c), avanço (f) e arredondamento da aresta do chanfro-T (R_n)	110
Figura 5.34 - Superfície de resposta da amplitude de aceleração <i>versus</i> raio de aresta do chanfro-T em função: a) do avanço; b) da velocidade de corte	111
Figura 5.35 - Figura 5.35 – Disposição das lâminas. Ferramenta de desbaste: atual (a) e a proposta de alteração (b). Ferramenta de acabamento: atual (c) e a proposta de modificação (d)	112
Figura 5.36 - Aresta de corte do chanfro-T das lâminas de PCBN: a) atual; e b) proposta de modificação, R_n de aproximadamente 60 μm	112

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 - Possíveis falhas no motor relacionadas com a válvula (PERKINS, 2004)	11
Tabela 2.2 - Tipos de chanfros de aresta de corte mais utilizados em lâminas de PCBN (adaptado de HANNA, 2003)	18
Tabela 2.3 - Recomendações para preparação de cunha cortante de ferramentas superabráveis (adaptado de BEZERRA, 2003)	21
Tabela 2.4 - Definição do número de experimentos para rotacionalidade e ortogonalidade (adaptado de MONTGOMERY; RUNGER, 2003)	29
Tabela 4.1 - Variáveis utilizadas na primeira etapa do planejamento estatístico	47
Tabela 4.2 - Planejamento experimental dos ensaios de usinagem definitivos	49
Tabela 4.3 - Características do centro de usinagem vertical ROMI® Discovery 760 ...	50
Tabela 4.4 - Descrição da ferramenta de corte utilizada nos testes	52
Tabela 4.5 - Características principais do material utilizado nos testes	55
Tabela 4.6 - Parâmetros ajustados no amplificador de carga Kistler® 5070A	62
Tabela 4.7- Parâmetros ajustados no amplificador de carga Kistler® 5019B	62
Tabela 4.8 - Parâmetros ajustados no condicionador do acelerômetro	63
Tabela 4.9 - Características típicas do fluido emulsionável (INGRAX, 2007)	65
Tabela 5.1 - Resultados das análises da composição química do material do anel	70
Tabela 5.2 - Resultados das medições de flexão do eixo-árvore com a ferramenta	73
Tabela 5.3 - Resultados dos valores RMS das forças de corte com retirada de lâminas	82
Tabela 5.4 - Resultados dos valores RMS da amplitude de aceleração dos ensaios de usinagem do anel com retirada de lâminas da barra de rebaixar	84
Tabela 5.5 - Resultados dos testes com lâminas: nova, “usada” e arredondada	86
Tabela 5.6 - Resultados dos testes com jogos de lâminas novas e arredondadas	94
Tabela 5.7 - Resultados dos ensaios de usinagem das sedes de válvulas com aplicação do planejamento composto central	100
Tabela 5.8 - Resultado da análise de variância completa da vibração (aceleração)	101
Tabela 5.9 - Resultado da análise de variância reduzida para a vibração	104

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

Letras Latinas

A_{cel}	Amplitude de aceleração (vibração)
a_p	Profundidade de usinagem
a_{plim}	Profundidade limite de usinagem
c	Amortecimento
Circ	Desvio de circularidade
d	Diâmetro
d_e	Diâmetro externo
d_i	Diâmetro interno
d_1	Diâmetro do furo do inserto
f	Avanço de corte
f_z	Avanço por dente
F	Números de experimentos do planejamento composto central
F_c	Força de corte
F_f	Força de avanço
F_N	Força de compressão
F_{NZ}	Força que exerce esforço de compressão no plano de cisalhamento primário
F_p	Força passiva ou de profundidade
F_r	Força radial
F_t	Força tangencial
F_T	Força de atrito
F_x	Força de corte na direção X
F_y	Força de corte na direção Y
F_u	Força de usinagem ou resultante
F_z	Força de corte na direção Z
h	Espessura de corte
h_j	Espessura em um ponto determinado do corte
j	Índice correspondente a um determinado dente da fresa
k	Número de variáveis ou fatores do planejamento fatorial

K	Rigidez
l	Comprimento
L/D	Relação comprimento diâmetro do furo
M_z	Torque
n_{ax}	Números de pontos axiais do planejamento composto central
n_{cen}	Números de pontos centrais do planejamento composto central
n_{ax}	Números de pontos axiais do planejamento composto central
p	Significância do planejamento composto central
q	Números de frações de um planejamento fatorial
r	Raio menor do círculo concêntrico do desvio de circularidade
r_E	Raio de ponta da ferramenta
R	Raio maior do círculo concêntrico do desvio de circularidade
Rn	Raio de aresta ou arredondamento fino da aresta de corte (<i>honing</i>)
s	Espessura do inserto
T	Circularidade definida entre dois círculos concêntricos que contém o perfil adquirido
VB	Desgaste de flanco
v_c	Velocidade de corte
v_j	Transformação de coordenadas para deslocamentos dinâmicos dos dentes da fresa
x_i	Ponto qualquer do planejamento composto central
X	Direção do eixo X
Y	Direção do eixo Y
Z	Direção do eixo Z

Letras Gregas

α	Ângulo de folga da ferramenta
α_1	Pontos axiais do planejamento composto central
β	Ângulo de cunha da ferramenta
ϕ	Ângulo de cisalhamento
ϕ_j	Posição angular no corte de um determinado dente (fresamento)
γ	Ângulo de saída da ferramenta
Ω	Velocidade angular

Abreviaturas

ANOVA	Análise de Variância (<i>Analysis of Variance</i>)
APC	Aresta Postiça de Corte
CN	Comando Numérico
CNC	Comando Numérico Computadorizado
DMZ	Zona de Metal Morta
EDS	Espectroscopia de Energia Dispersiva
CBN	Nitreto Cúbico de Boro Sintético Monocristalino
FPT	Fiat Powertrain Technologies
GE	Empresa General Electric
HB	Dureza Brinell
HRC	Dureza Rockwell C
HV	Dureza Vickers
PCBN	Nitreto Cúbico de Boro Sintético Policristalino
PCC	Planejamento Composto Central
PCD	Diamante Policristalino
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
MQF	Mínima Quantidade de Fluido de corte
RBC	Rede Brasileira de Calibração
RMS	Valor quadrático médio ou média quadrática (<i>Root Mean Square</i>)
RSM	Ferramenta estatística de planejamento de experimentos e superfícies de resposta (<i>Response Surface Methodology</i>)
SC	Fator de escala do amplificador de carga do dinamômetro

SUMÁRIO

Resumo	xi
Abstract	xii
Lista de Figuras	xiii
Lista de Tabelas	xix
Lista de Símbolos e Abreviaturas	xxi
CAPÍTULO I – Introdução	01
CAPÍTULO II – Fundamentação Teórica	05
2.1 Usinagem	05
2.2 Aços Sinterizados	07
2.3 Sedes e Guias de Válvulas	08
2.4 Usinagem de Sedes de Válvulas	11
2.4.1 Troca de sedes de válvulas	12
2.4.2 Usinagem dos ângulos dos anéis das sedes de válvulas	14
2.5 Ferramentas de Corte	16
2.5.1 Cunha cortante de ferramentas de PCBN	19
2.6 Forças de Corte na Usinagem	21
2.7 Fluidos de Corte	24
2.8 Desvio de Circularidade	24
2.9 Vibrações no Processo de Fresamento	26
2.10 Planejamento Experimental Composto Central	28
CAPÍTULO III – Revisão da Literatura	31
3.1 Usinagem de Ligas Sinterizadas Usadas em Sedes de Válvulas	31
3.2 Usinagem de Materiais Duros com Ferramentas de PCBN	35
3.3 Forças de Corte na Usinagem de Sedes de Válvulas	38

3.4 Busca de Patentes e Comentários Finais	41
CAPÍTULO IV – Metodologia	43
4.1 Hipóteses Investigadas para Descobrir as Causas das Vibrações Excessivas	44
4.2 Procedimento Experimental	46
4.2.1 Planejamento experimental	46
4.3 Máquina-Ferramenta	50
4.4 Ferramenta de Corte Utilizada nos Testes	51
4.4.1 Ajuste do batimento radial da ferramenta de corte	52
4.5. Anéis de Aço Sinterizado	54
4.5.1 Torneamento interno do anel	56
4.6 Dispositivo de Fixação das Sedes e Guias de Válvulas	57
4.7. Medição do Desvio de Circularidade	59
4.8. Sistema de Aquisição de Dados	60
4.8.1 Medição das forças de corte e torque	61
4.8.2 Medição da vibração	63
4.8.3 Programa Utilizado na Aquisição de Dados	64
4.9 Fluido de Corte Utilizado nos Testes	65
CAPÍTULO V – Resultados e Discussões	67
5.1 Análise das Propriedades Químicas e Mecânicas do Material do Anel	67
5.1.1 Microanálise por energia dispersiva (EDS) dos anéis de aço sinterizado	68
5.1.2 Medição da dureza no perímetro do anel	70
5.2 Verificação da Rigidez Estática da Máquina-Ferramenta	72
5.3 Verificação da Classe de PCBN	74
5.4 Usinagem de Sedes de Válvulas com Lâminas de Arestas de Cortes Chanfradas	74
5.4.1 Análise das forças de corte com alterações no número de lâminas na barra de rebaixar	79
5.4.2 Análise da vibração com alterações no número de lâminas na barra de rebaixar	82
5.5 Análise da Usinagem com Lâmina de PCBN de 15° com Aresta de Corte Modificada	84

5.5.1 Forças de corte com lâmina de PCBN de 15° com aresta de corte modificada	85
5.5.2 Vibração com lâmina de PCBN de 15° com aresta de corte modificada	88
5.5.3 Medição da micro-geometria da aresta de corte do chanfro-T da lâmina de 15°	90
5.6 Influência do Arredondamento Fino do Chanfro-T das Lâminas de PCBN Utilizadas na Usinagem das Sedes de Válvulas de Admissão	92
5.7 Análise Estatística dos Resultados da Usinagem das Sedes de Válvula	99
5.8 Proposta de Modificações na Operação de Rebaixamento das Sedes de Válvulas	111
CAPÍTULO VI – Conclusões	113
CAPÍTULO VII – Sugestões para Trabalhos Futuros	115
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	117
APÊNDICES	129
Apêndice A1 – Programa CNC	129
Apêndice A2 – Calibração do Dinamômetro Kistler® para Medição de Forças de Corte (F_x, F_y) e Torque	131
Apêndice A3 – Calibração do Dinamômetro Kistler® para Medição de Força Axial	147
Apêndice A4 – Dispositivo de Fixação da Sede de Válvula	157
ANEXOS	
Anexo A1 – Análise da Porcentagem de Carbono	167

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

As válvulas dos motores de combustão interna dos automóveis têm a função de controlar o fluxo da mistura ar-combustível (válvulas de admissão ou aspiração) e dos gases queimados (válvulas de descarga), durante o ciclo de funcionamento do motor (GIACOSA, 1980). Elas se encaixam em suas sedes para obter a vedação. As sedes de válvulas podem ser fabricadas a partir de um anel de aço sinterizado. Segundo a Associação Nacional dos Fabricantes de Veículos Automotores (ANFAVEA - 2009), a produção anual de autoveículos no Brasil gira em torno de 3,12 milhões de unidades. Os motores têm em média 8 válvulas, portanto, a operação de rebaixamento de sedes de válvulas é realizada cerca de 25 milhões de vezes por ano, apenas em nosso país. As ferramentas possuem um elevado custo e assim, pequenos ganhos em redução de tempo de usinagem, ou um aumento na vida das lâminas poderão representar uma grande economia para as indústrias.

Na indústria automobilística é cada vez mais extensivo o uso da metalurgia do pó para fabricação de peças mecânicas, simplificando os trabalhos de processamento pela redução das operações de usinagem nas montadoras. As peças se tornaram mais leves e eficientes para as novas funções que vêm sendo incorporadas a cada novo modelo de automóvel (NÓBREGA *et al.*, 2004).

As maiores montadoras nacionais apontam uma tendência de adoção do alumínio na fabricação de motores mais compactos, leves, eficientes e econômicos. Além disso, os investimentos no setor estão aumentando em nosso país, com isto a produção de veículos deverá aumentar (BLANCO, 2008). As sedes e as guias de válvulas da linha automotiva moderna são montadas por interferência em um cabeçote de alumínio. Dentro deste contexto, há uma perspectiva de aumentar ainda mais a produção de cabeçotes e, como consequência, o número de sedes de válvulas usinadas deverá aumentar nos próximos anos.

Este trabalho resultou de uma parceria entre a Faculdade de Engenharia Mecânica (FEMEC) da Universidade Federal de Uberlândia com as empresas: FA Powertrain Technologies (divisão do grupo Fiat® responsável pela produção de motores na montadora) e Mapal Ferramentas, que forneceram os anéis de aço sinterizado e as lâminas para os ensaios de usinagem das sedes de válvulas, que são usinadas a partir de anéis de aço sinterizado com dureza de 370 a 410 HB. As sedes e suas válvulas são montadas no cabeçote de alumínio do motor FIRE 1.4 da Fiat®.

A usinagem das sedes de válvulas dos motores de combustão interna deve ser realizada com parâmetros de corte adequados para assegurar o compromisso ideal entre vida útil da ferramenta, produtividade e baixo nível de vibrações, proporcionando rugosidade superficial e desvio de circularidade mínimos, resultando em um assentamento correto das válvulas nas suas sedes. Isto é importante para garantir a correta vedação (estanqueidade) dos cilindros, evitando que o nível máximo de emissões de gases do motor seja ultrapassado. O desvio de circularidade e a qualidade superficial da sede de válvula sofrem influência do material e da classe da ferramenta de corte, material do anel, rigidez da máquina-ferramenta, condições de corte e vibrações. As vibrações excessivas são frequentes nesse tipo de operação e levam o operador a reduzir a velocidade de corte ou o avanço, com prejuízo para a produtividade. Este problema motivou este trabalho, pois existe a necessidade de conhecer melhor a influência da velocidade de corte, avanço e geometria da aresta de corte das lâminas de Nitreto Cúbico de Boro Sintético Policristalino (PCBN) nas vibrações e no desvio de circularidade resultante da usinagem das sedes de válvulas. Com isso, modificações no projeto da ferramenta e na geometria das lâminas podem ser propostas, para obter um corte estável, com maior produtividade e menor custo, além de garantir maior estanqueidade dos cilindros do motor

Este trabalho tem o objetivo geral de estudar a usinagem de sedes de válvulas de admissão de motores de combustão interna, utilizando lâminas de PCBN. Além disso, os objetivos específicos são:

- 1) Descobrir as causas da vibração excessiva durante a operação;
- 2) Identificar as condições de corte ótimas, obtendo um corte estável, com melhor qualidade superficial da sede de válvula;
- 3) Analisar as propriedades químicas e mecânicas do material do anel de aço sinterizado;
- 4) Propor alterações no projeto da ferramenta (barra de rebaixar);
- 5) Propor alterações na geometria da aresta de corte das lâminas de PCBN;

As principais contribuições deste trabalho são:

- 1) A identificação das causas do problema de vibração excessiva durante a operação de rebaixamento das sedes de válvulas;
- 2) A proposta de modificações no projeto da barra de rebaixar que eliminam a principal causa das vibrações excessivas;
- 3) A proposta de modificação na geometria das lâminas de PCBN, que minimiza vibrações e melhora a qualidade superficial da sede de válvula;
- 4) A eliminação de várias dúvidas quanto ao material dos anéis, citadas no item 4.1;
- 5) A implementação das modificações propostas neste trabalho certamente produzirá uma melhora na vedação da câmara de combustão (estanqueidade) e com isto, as emissões de gases do motor para a atmosfera serão reduzidas, favorecendo o meio ambiente.

O trabalho está dividido da seguinte forma: no capítulo 2 é apresentada a fundamentação teórica, onde são abordadas as informações teóricas necessárias ao seu bom entendimento. No capítulo 3, apresenta-se a revisão da literatura, onde foram considerados os seguintes assuntos: usinagem de ligas sinterizadas e de materiais duros, forças de corte na usinagem de sedes de válvulas, busca de patentes, dentre outros.

No capítulo 4 é descrita a metodologia adotada para testar as hipóteses levantadas para identificar a influência dos vários fatores no problema de vibração excessiva, observado durante o rebaixamento das sedes de válvulas. Além disso, são descritos os procedimentos adotados para a realização dos experimentos, bem como os equipamentos e materiais utilizados.

O capítulo 5 traz a apresentação e a discussão dos resultados obtidos nos experimentos, e o capítulo 6 apresenta as conclusões desse trabalho. O capítulo 7 contém as sugestões para trabalhos futuros. E por último, são apresentadas as referências bibliográficas que contribuíram para o entendimento do assunto, os apêndices e o anexo.

CAPÍTULO II

FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

O principal objetivo deste trabalho é estudar e entender a usinagem das sedes de válvulas de motores de combustão interna, utilizando lâminas de nitreto cúbico de boro sintético policristalino (PCBN). Esta usinagem, geralmente, é dividida em duas operações: desbaste e acabamento. O que motivou este trabalho foram as vibrações excessivas que são frequentes na operação de desbaste, que devem ser evitadas ou reduzidas.

Neste capítulo é apresentada uma fundamentação teórica relacionada com este assunto, sobre: usinagem, aços sinterizados, sedes e guias de válvulas, ferramentas de corte, forças de corte na usinagem, desvio de circularidade, vibrações no processo de fresamento, planejamento experimental composto central, dentre outros que, de alguma forma, contribuem para o entendimento do assunto proposto.

2.1 Usinagem

Usinagem, por definição, “é um processo de fabricação que, ao conferir à peça, a forma, ou as dimensões ou o acabamento, ou ainda uma combinação qualquer destes três itens, produz cavaco” (FERRARESI, 2006). Esse cavaco, que é uma porção do material removido da peça por uma ferramenta de corte, ao ser formado desliza sobre a superfície de saída, expondo a ferramenta a altas tensões normais e de cisalhamento e elevadas taxas de atrito (TRENT; WRIGHT, 2000).

A pesquisa em usinagem tem importância fundamental frente aos demais processos de fabricação, pois esta operação representa a classe mais largamente utilizada na fabricação de produtos, transformando em cavacos algo em torno de 10% de toda produção de metais, empregando dezenas de milhões de pessoas em todo mundo (TRENT; WRIGHT, 2000). Desta maneira, qualquer aumento de produtividade nesta área, certamente, causará

um significativo impacto econômico.

A competitividade industrial força o setor produtivo a se renovar constantemente, melhorando os produtos já disponíveis ou até mesmo criando novos projetos. Na usinagem isso não é diferente. Diversos fabricantes de máquinas e ferramentas buscam soluções para a melhoria da sua linha de produção e de produtos, pesquisando ou acompanhando os clientes no chão-de-fábrica. O estudo detalhado dos processos de usinagem, como rebaixamento, fresamento, dentre outros, realizados principalmente em condições reais de corte, busca investigar as influências dos diferentes parâmetros de usinagem (velocidade de corte (v_c), avanço (f), profundidade de corte (a_p), material da peça e da ferramenta, geometria da ferramenta, condição de lubrificação, entre outros) sobre o desempenho no corte dos metais. É necessário, pois, contribuir para o entendimento do processo, que segundo Shaw (1984), o entendimento é o passo mais próximo da capacidade de prever.

Dentre os processos de usinagem, o rebaixamento “é um processo mecânico de usinagem destinado à obtenção de uma forma qualquer da extremidade de um furo. Para tanto, a ferramenta ou peça giram e a ferramenta ou peça se deslocam segundo uma trajetória retilínea, coincidente ou paralela ao eixo de rotação da ferramenta” (FERRARESI, 2006), como mostrado na Fig. 2.1.

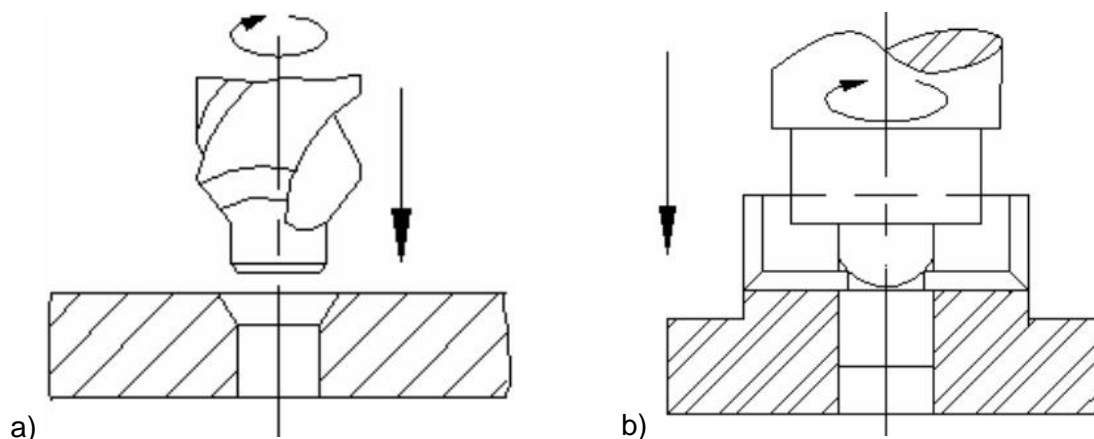


Figura 2.1 – Detalhe de duas operações de rebaixamento guiado, a) escareamento cônico e b) faceamento na entrada de um furo (FERRARESI, 2006)

Esse processo de fabricação, rebaixamento, é usado pela indústria automotiva para fabricar as sedes de válvulas e recebe várias denominações, dependendo da indústria ou do fabricante de ferramentas e também dos trabalhos de pesquisa consultados, como: alargamento, chanframento, fresamento em mergulho, mandrilamento e rebaixamento. Por uma questão de uniformização, o termo rebaixamento foi adotado neste trabalho.

A usinagem da sede de válvula merece atenção especial, pois normalmente é uma

das últimas operações realizadas, no cabeçote do motor, sobre as sedes de válvulas que estão sendo fabricadas, e que, portanto, já possuem um alto valor agregado. Assim, qualquer problema durante este processo pode resultar em refugo e/ou retrabalho, o que implica em grande perda de tempo, e consequentemente, de dinheiro para a empresa (SIQUEIRA *et al.*, 2006).

Na sequência, serão apresentados e discutidos os principais aspectos relacionados a usinagem da sede de válvula e aos aços sinterizados, pela sua aplicação neste trabalho.

2.2 Aços Sinterizados

A fabricação de peças sinterizadas para a linha automotiva vem, cada vez mais, ganhando mercado pela sua competitividade e facilidades que oferece em relação a custos, alta produtividade, qualidade dos produtos, dentre outras. Empresas de pequeno, médio ou de grande porte que fornecem componentes para montadoras, na luta para manterem-se no mercado, estão procurando processos alternativos e competitivos com o objetivo, principalmente, de reduzir custos do produto final. A metalurgia do pó, em relação aos processos comuns de fabricação, tem como características principais, além da alta produtividade, o baixo custo e a reprodutibilidade das propriedades mecânicas e dimensionais. E na maioria dos casos, proporciona produtos com tolerâncias estreitas, que geralmente não necessitam de acabamento posterior (DIAS, 2006).

As sedes de válvulas são fabricadas a partir de anéis de aço sinterizado obtidos por meio da metalurgia do pó. Essa tecnologia tem se destacado nas últimas décadas por ser um processo altamente competitivo, cuja evolução tem sido constante, proporcionando numerosas soluções criativas para muitos problemas na área de fabricação. Além do processo convencional de compactação e sinterização, outros processos foram criados para atender necessidades específicas de competitividade e mercado. Como exemplos, podem-se citar: o processo de conformação de materiais sinterizados (para componentes que necessitam de melhores propriedades mecânicas), processos de obtenção de ligas ("*mechanical alloying*", solidificação rápida, etc.), processos especiais de sinterização (ativada, fase líquida, etc.). Todos estes novos desenvolvimentos estão tornando o processo de metalurgia do pó quase que insuperável na arte de confecção de peças para uma grande variedade de aplicações (DIAS, 2005).

O processo da metalurgia do pó convencional se caracteriza por produzir peças com um certo nível de porosidade que normalmente varia entre 5 a 25%, isto é, 95 a 75% da densidade teórica, respectivamente. Estes valores estão diretamente relacionados com a

pressão exercida sobre o pó metálico na compactação. Baixa porosidade requer pressões elevadas, o que pode não ser economicamente aceitável, além de provocar um desgaste excessivo nas ferramentas (DIAS, 2007).

Os anéis para fabricação de sedes de válvulas podem ser produzidos por processo de fundição centrífuga ou por sinterização. O método mais usado é o da fundição por centrifugação, um processo especial no qual o aço em fusão é derramado num molde de fundição, que gira em torno de seu eixo central. Devido à força centrífuga, o metal é jogado contra as paredes externas do molde. Quando ele solidifica, toma a forma do molde e forma um fundido oco com o perfil interno do molde de fundição. No processo da metalurgia do pó, a mistura de pós é compactada de modo a se ter uma coesão mínima de suas partículas. O material compactado, chamado de “peça verde”, recebe então a densificação final e ganha resistência e dureza por meio de um processo de sinterização, abaixo de seu ponto de fusão. Dependendo da demanda e da aplicação no motor, utilizam-se materiais com pós diversos no processo de sinterização. A escolha da mistura de pós depende, por exemplo, da temperatura de trabalho do motor e da necessária resistência ao desgaste. Isto faz com que seja possível obter anéis com propriedades desejadas de projeto, para seu posterior uso no motor (SOUZA, 2008).

A usinagem de um aço sinterizado é diferente daquela de um aço comum. A porosidade presente, nesse tipo de material, limita a quantidade de calor que a peça pode absorver. Como resultado, muito do calor gerado é transmitido para ferramenta de corte. Mas os materiais metálicos porosos não geram cavacos capazes de remover o calor da zona de corte. Essas ferramentas de corte utilizadas na usinagem de peças produzidas pela metalurgia do pó, sofrem frequentemente desgaste abrasivo e lascamento. Além disso, as sedes de válvulas sinterizadas utilizadas na linha automotiva, contêm grandes quantidades de partículas de carboneto livre. Devido a isso, é necessário utilizar baixas velocidades de corte e reduzir o avanço de trabalho. Essa é provavelmente a pior condição, sobretudo a baixa velocidade de avanço combinado com a abrasividade da maioria das peças sinterizadas faz com que o processo de desgaste da ferramenta seja acelerado. Por este motivo, utilizam-se ferramentas de corte de alto desempenho, como cermets e PCBN (KENNEDY, 2006).

2.3 Sedes e Guias de Válvulas

Segundo Medina (2002) e Jesus Filho (2006), as sedes de válvulas tradicionalmente eram fundidas a partir de diversos materiais, desde bronze-alumínio até ferros fundidos e aços de alta liga e depois usinadas. Processo esse trabalhoso e grande consumidor de energia, por causa dos fornos a altas temperaturas e dos reagentes químicos para o resfriamento das peças. Além disso, era necessário controlar o tempo de execução com precisão, pois havia um intervalo muito pequeno para se trabalhar a montagem das guias das válvulas antes de introduzi-las no cabeçote. Atualmente, as sedes são preparadas por metalurgia do pó. Essa mudança foi introduzida em função das vantagens econômicas e simplificação da montagem de motores.

O anel para sede de válvulas surgiu, inicialmente, como uma alternativa para reparo de motores de automóveis e tratores. Em 1926, Theodore Purnis, engenheiro mecânico, foi nomeado co-inventor de anel para sede de válvulas (LEE, 2008). Mais tarde e ainda hoje, o anel para sede de válvulas tornou-se um componente indispensável nos motores de combustão interna, principalmente pela necessidade de redução de peso dos veículos, que fez com que os cabeçotes dos motores passassem a ser produzidos com materiais mais leves, como as ligas de alumínio (JESUS FILHO, 2006).

As sedes de válvulas, quando feitas de ferro fundido ligado, apresentam boa resistência ao desgaste e boa dureza a altas temperaturas. Anéis feitos de ligas de aço com elevado teor de cromo, distinguem-se por sua resistência apropriada ao desgaste e ao impacto, além de terem boa estabilidade térmica e dimensional a altas temperaturas. Ligas de metal sinterizado apresentam excelente resistência ao desgaste contra abrasão e impacto e, por isso, são usadas, principalmente, em motores modernos aspirados e turbinados, movidos a gasolina, álcool, diesel ou gás (SOUZA, 2008).

Um fabricante de componentes de motores afirma que os anéis têm de executar uma tarefa muito especial no motor e sob cargas correspondentemente elevadas. Junto com as válvulas, eles devem vedar a câmara de combustão e ao mesmo tempo evitar o impacto das válvulas no cabeçote. Eles absorvem o calor da combustão e transferem ao cabeçote. Devido às diferentes propriedades dos materiais, alumínio e ligas de aço sinterizado, os anéis da sede de válvulas são praticamente indispensáveis no caso de cabeçotes de motor em alumínio, para garantir vedação adequada das câmaras de combustão (SOUZA, 2008).

As guias de válvulas são fabricadas geralmente a partir de buchas de aço sinterizado ou latão de alta resistência extrudado na forma de tubos. A Fig. 2.2 mostra um esquema de uma válvula montada em um motor de combustão interna. As guias de válvulas são prensadas nos alojamentos previamente usinados no cabeçote e finalmente passam pelo

processo de usinagem por alargamento para a obtenção de furos com estreitas tolerâncias dimensionais e de forma, como também para garantir um perfil de rugosidade adequado ao seu funcionamento (SANTOS, 2004). Para a montagem das sedes de válvulas no cabeçote, elas, primeiro, são resfriadas com nitrogênio líquido e em seguida montadas por interferência no mesmo. Por último, elas são rebaixadas, para garantir o assentamento perfeito entre a sede e a válvula.

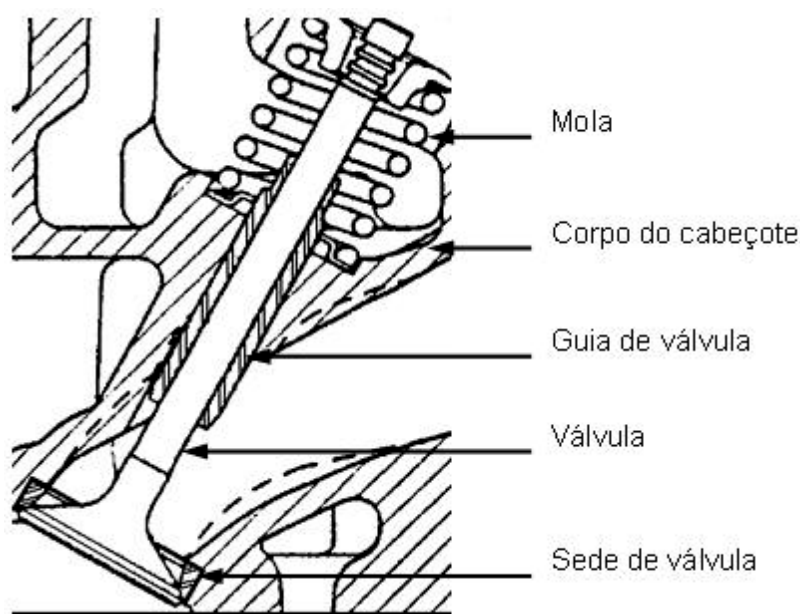


Figura 2.2 – Ilustração de um esquema de uma sede de válvula montada em um motor de combustão interna (adaptado de VOLVO, 2006)

O motor pode apresentar uma série de falhas, como consumo excessivo de óleo, emissão de fumaça, ruídos e vibrações, perda de eficiência, dentre outras, isto ocorre quando a válvula e sua sede trabalham sobre certas condições indesejadas como, por exemplo: folga incorreta das válvulas, válvulas presas, assentamento irregular das válvulas (PERKINS, 2004). Há diagnósticos que podem prever a causa provável da falha relacionada com a válvula, como mostrado na Tab. 2.1. Válvulas em mau estado ou com problemas de assentamento causarão perda de compressão. Esses problemas podem ser detectados pelos ruídos característicos nos coletores de admissão e escapamento. As válvulas podem danificar-se devido a vários fatores como, por exemplo, por falta de regulagem, sede solta, mola quebrada, choque contra o pistão ou até mesmo carvão na câmara de combustão.

Tabela 2.1 – Possíveis falhas no motor relacionadas com a válvula (PERKINS, 2004)

Problemas no motor Causa provável	Motor falha	Paradas constantes	Consumo excessivo de combustível	Consumo excessivo de óleo	Batidas internas	Pressão excessiva no cárter	Superaquecimento	Fumaça azul	Fumaça preta	Vibração	Falta de potência	Motor não liga
Folga incorreta das válvulas	X	X	X		X						X	
Válvulas presas	X	X	X	X	X		x	X		X	X	X
Assentamento irregular das válvulas	X	X	X		X	X		X			X	X
Guia das válvulas gastas				X	X	X			X			
Retentores das hastes das válvulas					X		X		X			
Molas das válvulas quebradas	X	X	X	X	X		X	X		X	X	

2.4. Usinagem de Sedes de Válvulas

Inicialmente, as sedes de válvulas eram usinadas diretamente no corpo do cabeçote. Aos poucos as sedes de válvula foram sendo substituídas por anéis fundidos de material mais nobre, devido à necessidade de aumentar o rendimento dos motores mediante o aumento na taxa de compressão e um melhor controle da mistura de combustão. Como consequência, provocava um aumento de temperatura dos gases gerados após a queima da mistura. Daí, a necessidade de usar anéis de aço sinterizado, cada vez mais duros, para manter a resistência mecânica e suportar o aumento significativo de temperatura na câmara de combustão.

A operação de rebaixamento de sedes de válvulas envolve o uso de uma ferramenta rotativa com um número moderado de insertos de corte, ou lâminas, situados em diferentes ângulos e localizações axiais no corpo da ferramenta (LI *et al.*, 2000), como mostrado na Fig. 2.3.

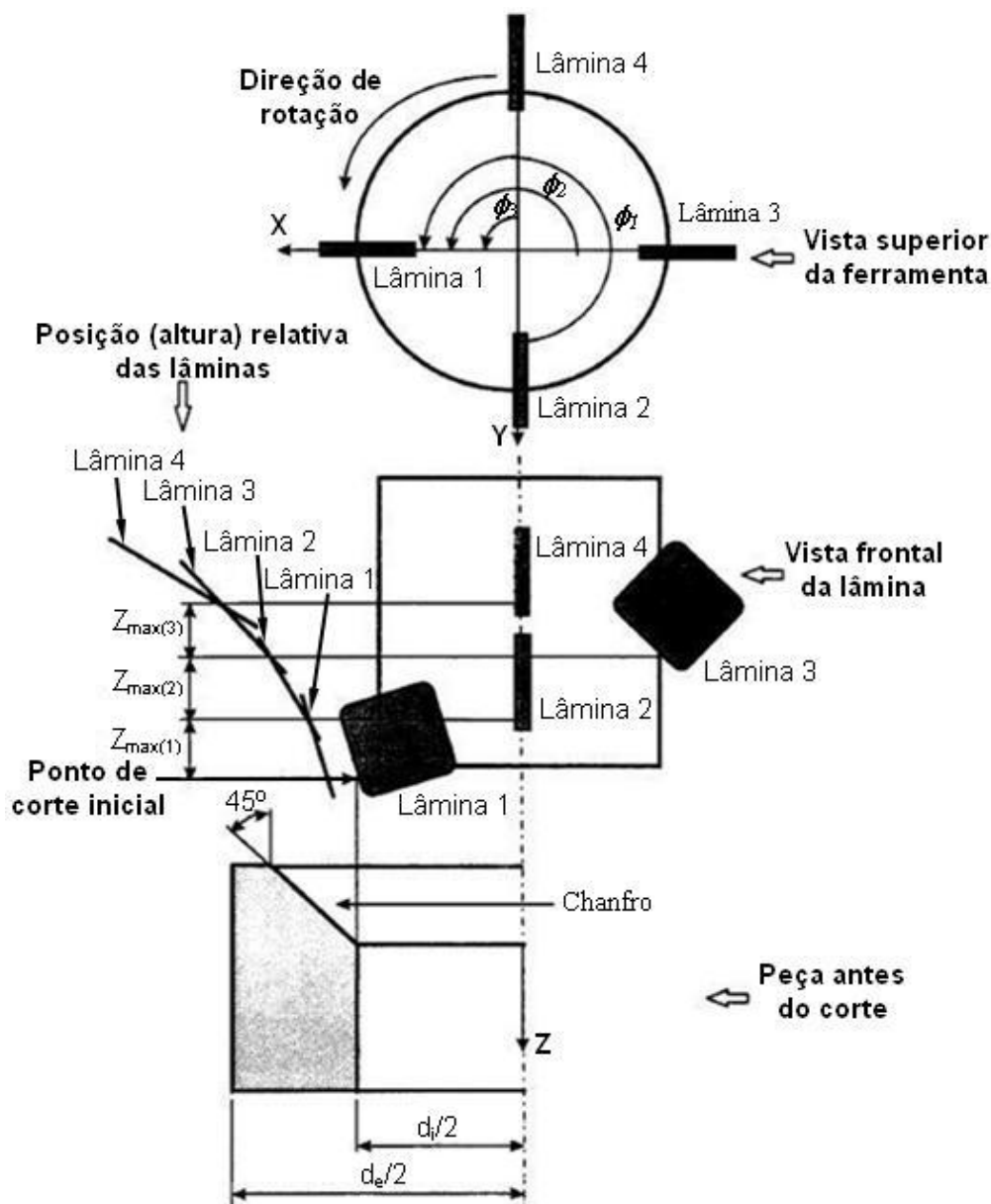


Figura 2.3 – Ilustração esquemática de um processo de rebaxamento com lâminas múltiplas e sequência de operações das lâminas (adaptado de LI *et al.*, 2000)

A usinagem das sedes de válvulas pode ser realizada na linha de montagem da indústria automotiva de motores, ou podem ser trocadas (retrabalho ou recondicionamento) em função de alguma falha no sistema.

2.4.1 Troca de sedes de válvulas

A substituição de válvulas de admissão e de escape é uma tarefa que as retíficas de motores, ou fábrica, têm de enfrentar quando os cabeçotes necessitam de recondicionamento ou os motores precisam de uma revisão geral ou, ainda, quando há

necessidade de retrabalho em função da falta de vedação (estanqueidade) na câmara de combustão. Souza (2008) afirma que existem diversos métodos para a montagem de anéis para sedes de válvulas no cabeçote como, por exemplo, pressiona-se o anel para dentro do alojamento do cabeçote à temperatura ambiente; o anel permanece na temperatura ambiente e é pressionado para dentro do cabeçote pré-aquecido; o anel é esfriado em nitrogênio líquido e então é pressionado no cabeçote que está à temperatura ambiente e o cabeçote é aquecido e o anel é resfriado. Esse último método é o melhor, pois praticamente não se usa força.

Para fixar o anel da sede de válvula do cabeçote, deve existir a correta interferência entre o anel e seu alojamento no cabeçote. Se a interferência for elevada, a relativa capacidade de deformação do alumínio, provocada pelo pressionamento do anel, pode levar a deformações plásticas no cabeçote, com a possível consequência da fixação inadequada do anel. Além disso, uma forte interferência pode levar a formação de trinca, especialmente na área estreita entre as paredes do cabeçote (Fig. 2.4a). Depois de sua montagem, os anéis necessitam ser usinados, que é uma das últimas etapas do recondicionamento de cabeçotes de motores. Isso se deve ao fato de que as superfícies de contato com a válvula precisam ter exatamente o mesmo ângulo de inclinação (Fig. 2.4b), visando uma eficiente vedação (estanqueidade) da câmara de combustão.

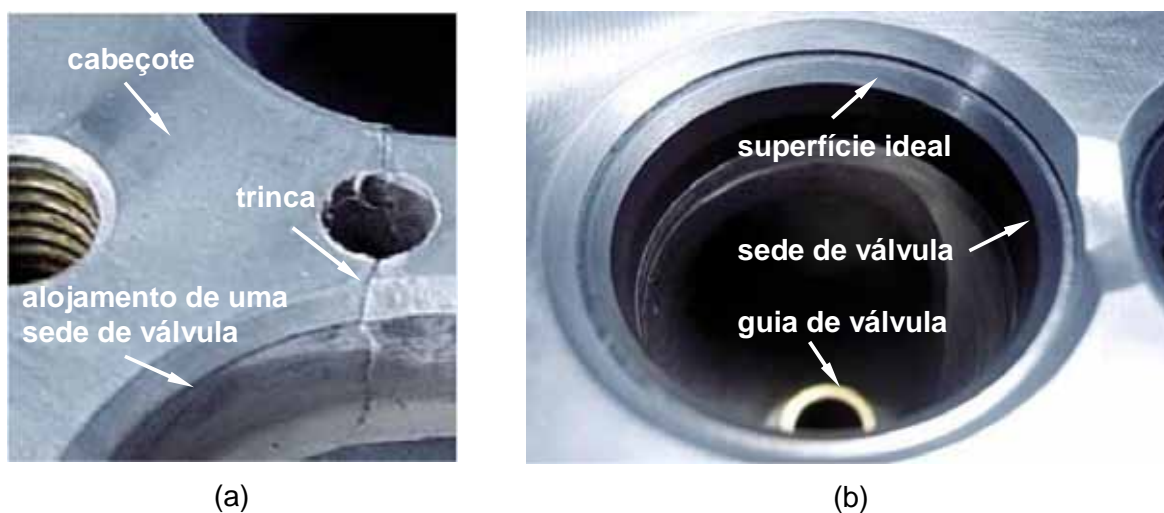


Figura 2.4 – Imagem de regiões de um cabeçote de motor de combustão interna em uma operação de recondicionamento de uma sede de válvula, a) trinca superficial gerada por interferência excessiva, b) superfície ideal como resultado ótimo da montagem de uma sede de válvula nova (SOUZA, 2008)

2.4.2 Usinagem dos ângulos dos anéis das sedes de válvulas

Apesar da metalurgia do pó produzir peças próximas da forma final, não isenta completamente a necessidade de operações complementares como, por exemplo, a usinagem para o acabamento da peça. Este é o caso do anel para sede de válvula, que devido à natureza e responsabilidade de sua operação, bem como à geometria particular de sua sede (superfície de vedação), que precisa de um perfeito alinhamento e assentamento com sua respectiva válvula, também necessita de usinagem após sua montagem no cabeçote do motor (Fig. 2.5).

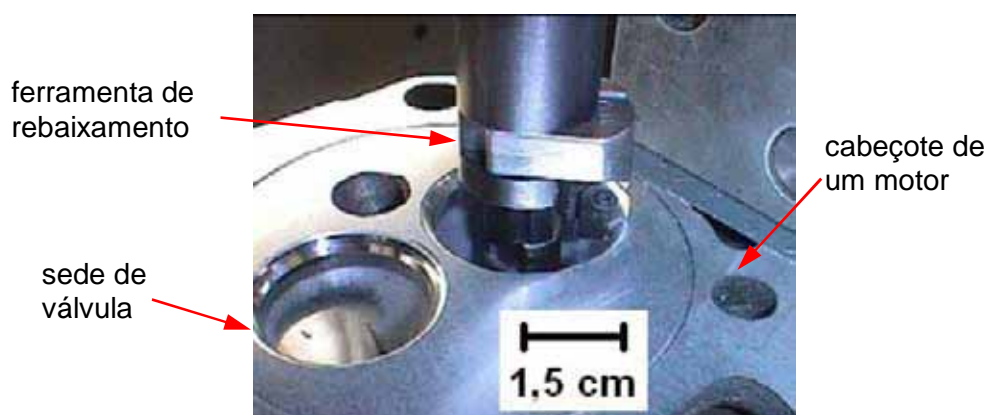


Figura 2.5 – Imagem ilustrando uma operação de usinagem de uma sede de válvula em um cabeçote (JESUS FILHO, 2006)

As lâminas e o alargador podem ser ajustados longitudinalmente ou radialmente por intermédio de uma máquina de preparação e ajuste (*pre-set*), como mostrado na Fig. 2.6. Além disso, a barra de rebaixar deve ser balanceada.

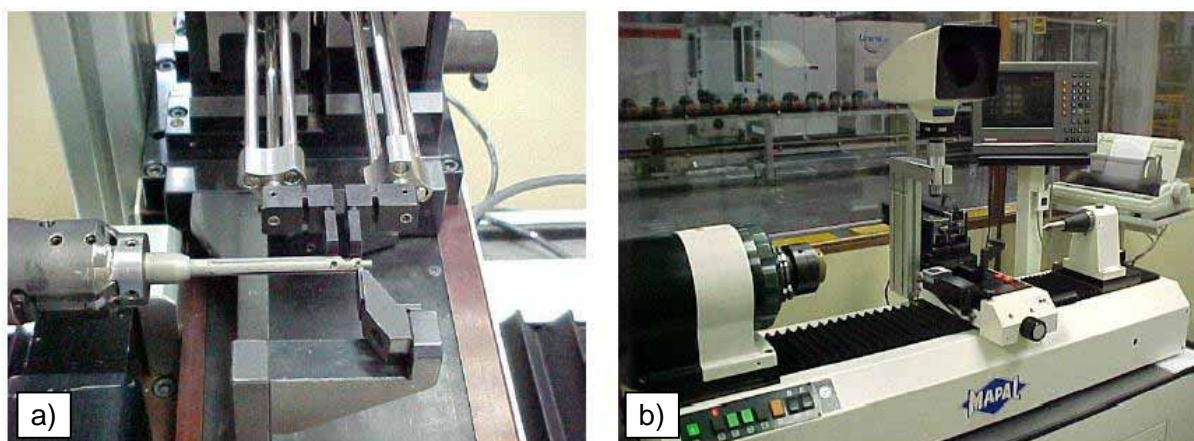


Figura 2.6 – Máquina de *pre-set*, a) *pre-setting* de um alargador, b) dispositivos de ajuste horizontal (SANTOS, 2004)

A usinagem dos ângulos que formam o perfil inclinado da sede de válvula e a guia de válvula, geralmente, é feita simultaneamente por uma ferramenta de corte especial (Fig. 2.7). A ferramenta de rebaixar vem com lâminas de PCBN que aumentam a vida da aresta de corte da ferramenta. A usinagem da guia da válvula é realizada por meio de um injetor na própria barra de rebaixar, que faz com que o alargador avance após a usinagem da sede de válvula. A concentricidade exigida entre a sede e a guia de válvula é menor que 0,02 mm. O alargador é guiado em um mancal rotativo durante a usinagem do anel da sede de válvula. A ferramenta que usina o anel da sede de válvula é uma ferramenta com duas ou quatro lâminas de corte, onde cada uma corresponde a um ângulo do corpo da sede de válvula, que produz em uma única passada o perfil do contorno da sede de válvula (SHARMA, 2007).

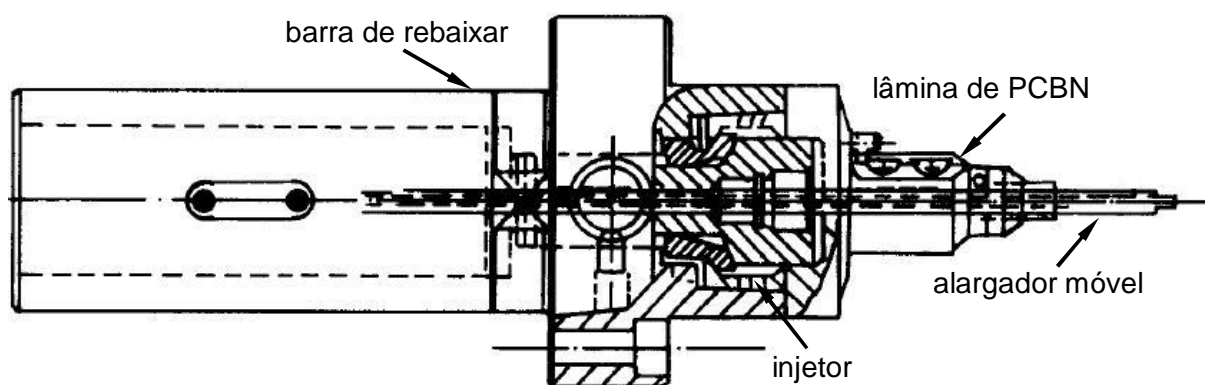


Figura 2.7 – Ferramenta Mapal® para rebaixar a sede e alargar a guia de válvula simultaneamente (adaptado de SHARMA, 2007)

As lâminas de PCBN podem ser usadas em alargadores e em barras de rebaixamento (Fig. 2.8), reguladas tanto para produzir um determinado diâmetro como para trabalhar com diferentes conicidades. Esse aspecto é importante, pois a conicidade da lâmina está relacionada com a rugosidade e a tolerância geométrica obtida em furos alargados (HANNA, 2003). As lâminas são usadas para uma grande gama de operações, entre elas a usinagem dos alojamentos de guia e sede na operação de acabamento em cabeçotes de alumínio, que consiste em usinar os furos onde serão instaladas as sedes de válvula e as guias de válvula, garantindo tolerância e concentricidade. Pode ser feito o acabamento de guia e sede após a sua colocação. Assim, a ferramenta de rebaixar realiza a operação de acabamento do diâmetro interno da guia e da sede de válvula na mesma operação, garantindo a concentricidade necessária de projeto.

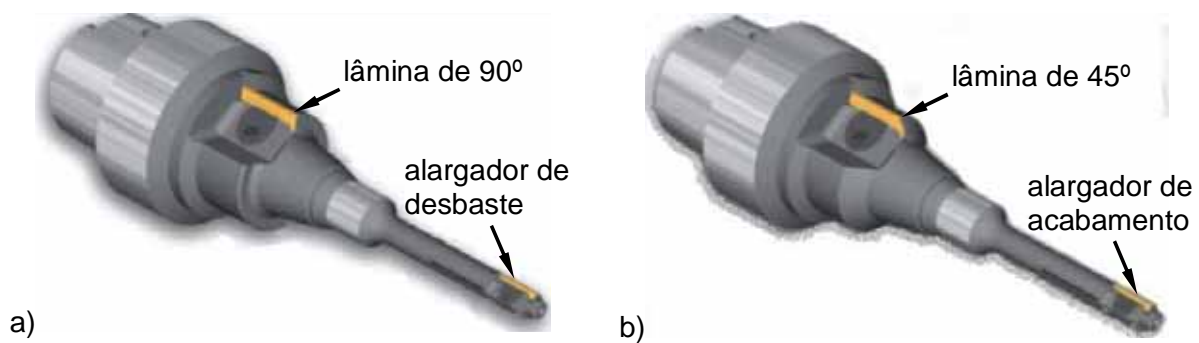


Figura 2.8 – Barras de rebaixar utilizadas na usinagem de um cabeçote de motor, a) alojamento de guia e sede, b) acabamento de guia e sede de válvula (HANNA, 2003)

Os requisitos essenciais para um perfeito assentamento da válvula em sua sede são: mínimos desvios de circularidade, baixa rugosidade superficial e pequenos desvios de perpendicularismo entre a válvula e sua sede. Com isso, pode se garantir a estanqueidade da câmara de combustão, otimizando a queima do combustível e reduzindo a emissão de gases do motor. Desse modo, várias variáveis podem interferir no processo de usinagem como: ferramenta de corte, geometria das lâminas, forças de corte, vibração, dentre outras.

2.5 Ferramentas de Corte

As ferramentas de corte podem ser inteiriças ou com pastilhas intercambiáveis montadas em suportes apropriados. Há diversas possibilidades na escolha de ferramentas para usinagem de materiais superduros. Dentre elas, o metal duro é a mais comum. O metal duro é um material sinterizado composto de cobalto, como aglomerante, e com partículas duras de carbonetos de tungstênio (WC) em combinação com outros, tais como: carbonetos de titânio (TiC), carbonetos de tântalo (TaC) ou carbonetos de nióbio (NbC). A composição destas partículas forma um corpo de alta dureza e resistência à compressão. O metal duro tem elevada dureza, mas, apresenta-se com valores menores comparados com outros materiais avançados ou superabrasivos, como o nitreto cúbico de boro (CBN) e os cerâmicos, como à base de alumina (Al_2O_3) e nitreto de silício (Si_3N_4). Outros materiais utilizados em ferramentas de corte são os cermets e o diamante policristalino (PCD). Os cerâmicos podem ser empregados na usinagem de acabamento de aços endurecidos ou ferros fundidos, principalmente, onde são exigidos ótimos acabamentos superficiais. Os cermets são utilizados na usinagem de aços moles e ferros fundidos. O CBN é uma lâmina sinterizada de pequena espessura, geralmente é ligada à pastilha de metal duro por meio de brasagem. O PCD é empregado, na maioria dos casos, na usinagem de ligas de alumínio e

de não-ferrosos em geral. As ferramentas mais duras e resistentes ao desgaste, tais como: as de CBN e as cerâmicas não são comumente utilizadas para o fresamento do aço endurecido devido à excessiva fragilidade, mas as ferramentas de CBN em determinadas aplicações, quando o mecanismo predominante de desgaste é a abrasão e corte interrompido, têm sido muito eficientes (DINIZ *et al.*, 2006).

Os dois tipos de materiais mais comuns usados em ferramentas de corte destinadas às operações tradicionais de usinagem são: o metal duro e o aço rápido (HSS, do inglês *high-speed steel*), que juntos somam 90% das aplicações na indústria moderna. Outros materiais mais avançados, tais como: CBN, cerâmica e diamantes, detêm os 10% restantes das aplicações (KOELSCH, 2000).

Hayden (2000) afirma que o CBN não é encontrado na natureza, e que cientistas da General Electric (GE) desenvolveram em laboratório esse material em 1957, quando estavam fazendo experiências para produzir um produto mais duro que o diamante. Os cientistas substituíram o grafite por nitreto de boro hexagonal, cuja disposição dos átomos é semelhante ao grafite e depois usaram um catalisador de metais alcalinos e nitritos de lítio, cálcio e magnésio no processo de fabricação de diamante de alta pressão e alta temperatura. Os cristais de CBN que foram criados não eram mais duros do que os de diamante e, de fato, não eram tão bons como o diamante para cortar carboneto de tungstênio sinterizado. Entretanto, outras aplicações estavam reservadas para este material.

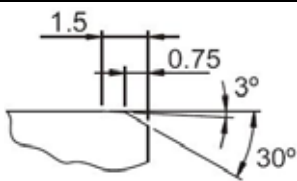
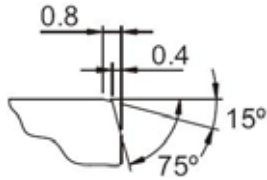
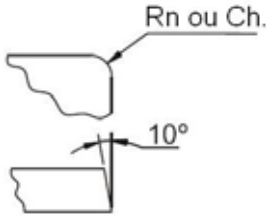
O CBN foi introduzido comercialmente pela empresa GE em 1969. A terceira família de superabrasivos, produtos policristalinos de diamante (PCD) e de PCBN foi introduzida em 1970 para a aplicação como ferramentas de corte de usinagem de materiais não ferrosos e não metálicos, especialmente, para usinagem de materiais duros e abrasivos. Este é o caso dos aços sinterizados usados em sedes de válvulas. Duas das mais importantes propriedades destes materiais são um fio de corte de longa duração e a resistência à abrasão. As pastilhas de ferramentas policristalinas são fabricadas pela sinterização e a ligação integral de partículas de diamante ou de CBN num substrato de carboneto de tungstênio utilizando um processo de alta temperatura e elevada pressão (HAYDEN, 2000).

As pastilhas para ferramentas de nitreto cúbico de boro policristalino, que foram introduzidas comercialmente em 1975, consistem de uma camada de CBN policristalino sinterizado com um substrato de carboneto de tungstênio para formar uma única pastilha. Estas podem ser soldadas (brasagem) diretamente no porta-ferramentas ou serem usadas como pastilhas intercambiáveis para usinar ligas resistentes a altas temperaturas e materiais ferrosos de elevada dureza. Em 1991 foi introduzido um novo produto, no qual foram adicionados grânulos de cerâmica durante a etapa de sinterização. Esse produto oferece uma alta estabilidade química, enquanto que o PCBN oferece dureza e resistência à

abrasão e ao lascamento. Esse produto mantém tolerâncias mais estreitas do que as ferramentas cerâmicas, e maior resistência à reação química que causava desgaste por crateramento em outras ferramentas de PCBN. Essas novas pastilhas com mistura de CBN e cerâmica permitem utilizar altas velocidades de corte e proporcionam taxas de remoção de material de 4 a 10 vezes superiores à retificação convencional com rebolos abrasivos a base de Al_2O_3 e SiC (HAYDEN, 2000).

A escolha do melhor tipo de lâmina de CBN ou PCD para uma determinada tarefa está relacionada com muitos aspectos: tipo de material da peça a ser usinada; sobremetal a ser removido; qualidade superficial necessária; tipo de máquina utilizada (ferramentas rotativas ou estacionárias); tipo de fluido de corte utilizado; tempo de ciclo desejado. As características mais importantes da lâmina são: tipo de chanfro (Tab. 2.2); classe de material da lâmina; classe de cobertura; ângulo de ataque. Além disso, a escolha da lâmina ideal para determinada operação de usinagem também depende de alguns fatores como: experiência do operador ou da equipe, análise das informações sobre o processo, dentre outros (HANNA, 2003).

Tabela 2.2 – Tipos de chanfros de aresta de corte mais utilizados em lâminas de PCBN (adaptado de HANNA, 2003)

Tipo	Geometria	Aplicação
1		Para todos os tipos de materiais
2		Para ligas fundidas e injetadas
3		Para todos os tipos de materiais

A produção de pastilhas sinterizadas de PCBN é feita pelo processo de compactação de pós de CBN sob alta pressão (>5,5 GPa) e altas temperaturas (acima de 1600°C) em períodos que variam de 5 a 30 minutos. O pó de CBN é misturado a um ligante, e submetido

aos parâmetros do processo de sinterização, no interior de uma matriz especial, denominada dispositivo de alta pressão (VALPASSOS *et al.*, 2007; BOBROVNITCHII *et al.*, 2007a).

Segundo Bobrovnitchii *et al.* (2007a), para a usinagem de metais e ligas de elevada dureza como, por exemplo, ferro fundido branco, ligas de alta resistência térmica à base de níquel, aços sinterizados, dentre outros, são utilizadas ferramentas com pastilhas de materiais superduros ou superabrasivos como policristalinos à base de diamante e CBN. Na indústria, o PCBN é o segundo material superduro comercialmente utilizado na fabricação de peças. Seu principal uso está relacionado a remoção de cavaco com altas velocidades em materiais ferrosos, de difícil usinagem, tais como: aços de elevada dureza (acima de 50HRC) e ferros fundidos não maleáveis, atuando num campo onde as ferramentas diamantadas não atuam, já que acima de 736°C existe grande afinidade química com o PCD (diamante). Além disso, o CBN permite obter superfície de peças com alta qualidade superficial a um nível que possibilita eliminar operações posteriores de retificação (BOBROVNITCHII; FILGUEIRA, 2006). As arestas das ferramentas de CBN possuem uma pequena fase negativa com comprimento de aproximadamente 0,1 mm e um ângulo de inclinação negativo de 20° (Fig. 2.9) para reforço da aresta de corte (ISCAR, 2009a).

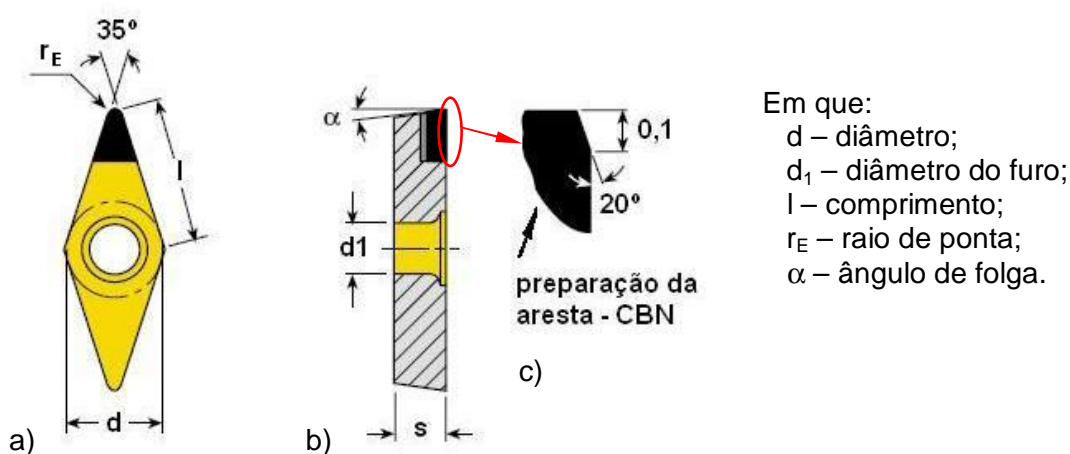


Figura 2.9 – Aresta de corte de uma pastilha de CBN, a) vista frontal, b) vista lateral da ferramenta e c) detalhe da preparação da aresta (ISCAR, 2009b)

2.5.1 Cunha cortante de ferramentas de PCBN

A geometria da cunha de corte e sua influência no desempenho da usinagem tem sido um tópico de investigação no corte de metais ao longo dos tempos. As técnicas de usinagem emergentes, como torneamento e fresamento de metais duros, micro-usinagem, onde a espessura do cavaco não deformado e as dimensões da aresta da ferramenta estão

na mesma ordem de grandeza, exigem uma cunha de corte que possam suportar elevadas tensões mecânicas e térmicas, conseqüentemente, menor taxa de desgaste, além de serem capazes de usinarem por um prolongado tempo (KARPAT; ÖZEL, 2007). Sabe-se, ainda, que deve-se evitar construir arestas pontiagudas nas ferramentas (Fig. 2.10a), devido ao pequeno ângulo da ponta formado, que implica em menor resistência ao impacto e conseqüentemente pode levar a quebra da mesma. Portanto, os fabricantes de ferramentas de corte introduziram diferentes formas de preparação da cunha cortante, como: chanfrada, arredondada, ou a combinação de raio e chanfro (MACHADO *et al.*, 2009; KARPAT; ÖZEL, 2007; ÖZEL *et al.*, 2005; HANNA, 2003; BEZERRA, 2003). A Figura 2.10 apresenta alguns tipos de cunha cortante e algumas formas de preparação mais utilizadas em ferramentas de PCBN.

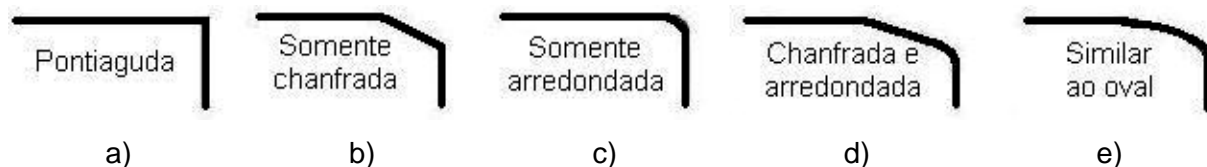




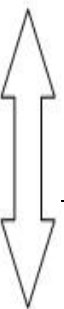






Figura 2.10 – Formas de cunha cortante de ferramentas de PCBN (adaptado de ÖZEL *et al.*, 2005)

As ferramentas chanfradas (Fig. 2.10b) são geralmente usadas no torneamento de desbaste e corte interrompido. O material estável preso (zona de metal morta - DMZ) na frente da aresta de corte chanfrada aumenta a resistência da ponta da ferramenta, mas em contrapartida elevam as forças de corte. As ferramentas com arestas de corte arredondadas (Fig. 2.10c) são empregadas em operações de torneamento de acabamento, uma vez que a arredondamento da ponta da ferramenta aumenta a resistência da aresta o suficiente para esta operação. As geometrias com combinação de raio e chanfro (Fig. 2.10d) facilitam o fluxo de material da peça (cavaco) na frente da ferramenta. A geometria da aresta na forma de arredondamento similar à oval (Fig. 2.10e) combina as características das ferramentas arredondadas e chanfradas, tais como: o aumento da resistência ao impacto da ponta da ferramenta e do ângulo de saída da ferramenta. Sua geometria na forma similar ao oval facilita o fluxo de material da peça na frente da ferramenta. A seleção apropriada da geometria da aresta (raio da aresta, ângulo do chanfro e altura) pode ser possível, uma vez que o comportamento do fluxo de material em torno da aresta de corte é bem compreendido. O efeito da geometria da aresta no mecanismo de corte tem sido investigado por vários pesquisadores, usando diferentes métodos, tais como: os analíticos, os computacionais (elementos finitos) e os experimentais (KARPAT; ÖZEL, 2007). A Tab. 2.3

apresenta algumas recomendações sobre a preparação da aresta de corte de ferramentas superabrasivas.

Tabela 2.3 – Recomendações para preparação de cunha cortante de ferramentas superabrasivas (adaptado de BEZERRA, 2003)

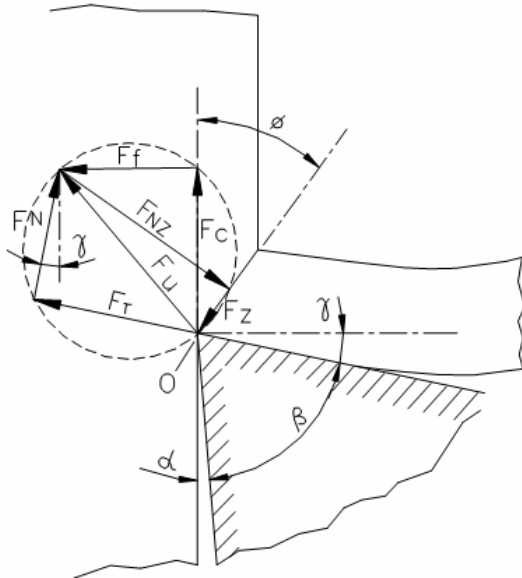
Forma (ISO)	Preparação recomendada	Resistência da aresta	Força de corte	Aplicação	PCBN	PCD		
	ponta pontiaguda			material macio, corte contínuo				
	arredondada							
	Chanfro-T							
	Chanfro-T com arredondamento fino			grande			grande	material duro, corte interrompido

2.6 Forças de Corte na Usinagem

O monitoramento em tempo real da força de corte em usinagem é muito usual nas pesquisas realizadas atualmente, uma vez que este sinal carrega muita informação sobre o que está ocorrendo instantaneamente no processo de corte. Dessa forma, a realização de predições quantitativas das componentes de forças de corte em operações de usinagem é essencial para a determinação da potência requerida, erros e desvios geométricos durante a usinagem, ocorrência de trepidações (*chatter*), além do esforço a que estarão submetidas as ferramentas de corte e estruturas de fixação da máquina (BUDAK *et al.*, 1996).

Embora a maioria das operações de usinagem sejam tridimensionais, o corte ortogonal (bidimensional) pode ser usado para explicar o mecanismo geral de remoção de material em usinagem (MACHADO; SILVA, 2004). O corte ortogonal assemelha-se a um processo de cisalhamento com uma ferramenta reta, onde a aresta de corte é perpendicular à velocidade

de corte (v_c), este sistema é mais bem representado pelo círculo de Merchant, mostrado na Fig. 2.11.



Em que:

F_c = força de corte;

F_f = força de avanço;

F_u = força resultante;

F_T = força de atrito;

F_N = força normal, que é perpendicular a F_T ;

F_z = força de cisalhamento, no plano de cisalhamento primário, responsável pela energia consumida para cisalhar o material naquele plano;

F_{Nz} = força que exerce esforço de compressão no plano de cisalhamento primário, e é perpendicular a F_z .

Figura 2.11 – Ilustração da força de usinagem agindo sobre a cunha cortante e sua decomposição em diversas direções (MACHADO *et al.*, 2009)

O círculo de Merchant é obtido pela translação da força resultante (F_u) para a ponta da ferramenta de corte, fazendo o seu módulo igual ao diâmetro do círculo. Tal artifício permite que a relação entre as diversas componentes da força F_u sejam geometricamente evidentes. Dessa forma, as componentes F_c (força de corte) e F_f (força de avanço) podem ser facilmente determinadas, pois as mesmas agem em direções conhecidas. Conhecendo-se F_c e F_f , todas as outras componentes de força podem ser determinadas em função do ângulo de saída da ferramenta γ , e do ângulo de cisalhamento ϕ , estabelecendo as Eq. 2.1 a 2.4:

$$F_T = F_c \cdot \sin \gamma + F_f \cdot \cos \gamma \quad (2.1)$$

$$F_N = F_c \cdot \cos \gamma - F_f \cdot \sin \gamma \quad (2.2)$$

$$F_z = F_c \cdot \cos \phi - F_f \cdot \sin \phi \quad (2.3)$$

$$F_{Nz} = F_c \cdot \sin \phi - F_f \cdot \cos \phi \quad (2.4)$$

O conhecimento das forças que agem na cunha de corte e os estudos de seus comportamentos são de grande importância, não somente porque a força de corte e a

potência requerida para executar o corte pode ser avaliada, mas também porque elas devem ser consideradas no projeto das máquinas e seus componentes, acessórios e ferramentas de corte (MACHADO; SILVA, 2004).

As forças de usinagem no processo de fresamento podem ser representadas de maneira similar à representação no corte ortogonal, com a diferença de que agora uma terceira componente de força F_u estará presente, de tal forma que a análise seja feita no espaço (tridimensional) ao invés de ser feita no plano (bidimensional). Como resultado aparece a força passiva (F_p) na Fig. 2.12 (MACHADO; SILVA, 2004).

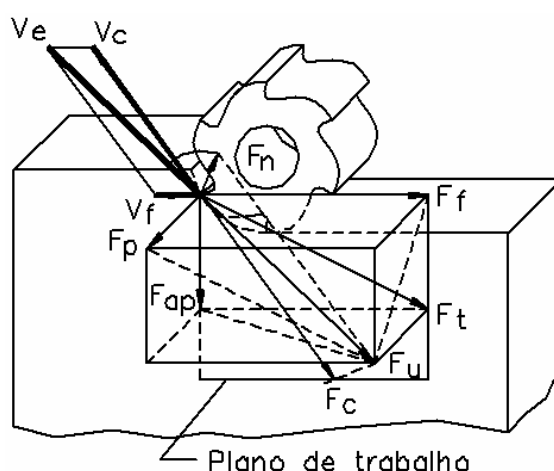


Figura 2.12 – Força de usinagem e seus componentes para o processo de fresamento (MACHADO; SILVA, 2004)

As forças de usinagem variam em função das condições de corte, da geometria da ferramenta e do desgaste da ferramenta. Algumas considerações devem ser feitas (SCHROETER *et al.*, 2004):

- 1) A geometria da cunha de corte influencia as forças de corte;
- 2) Pastilhas com ângulo de saída negativo geram um aumento nas forças de corte;
- 3) Arestas de corte da ferramenta danificadas geram um aumento nas forças;
- 4) Aumento da lubrificação da zona de corte reduz o atrito e o consumo de energia, diminui o grau de recalque e consequentemente as forças de usinagem;
- 5) Aumentos no avanço são limitados na máquina-ferramenta, em função da peça, requisitos de qualidade superficial e *set-up*, para suportar as forças de corte.

A medição das forças de usinagem geralmente é feita por meio de um dinamômetro, especialmente aqueles à base de cristais piezoelétricos ou extensômetros elétricos. A potência de usinagem pode ser medida usando sensores montados no motor principal da máquina.

2.7 Fluidos de Corte

Há uns vinte anos atrás, pensar em usinagem sem fluido de corte em determinados materiais e/ou processos, era algo inaceitável. A maioria dos usuários, fabricantes de óleos lubrificantes e de ferramentas de corte defendiam a utilização de fluidos de corte, destacando seus benefícios junto ao setor produtivo da indústria metal-mecânica. As justificativas se baseavam na melhoria do acabamento superficial das peças, na expulsão dos cavacos da região de corte, no melhor controle dimensional, no aumento da vida das ferramentas, e na redução das forças e vibrações, dentre outras.

No entanto, os fluidos de corte vêm encontrando nos últimos anos restrições com relação ao seu uso nos principais processos de usinagem, devido a fatores relacionados com os altos custos operacionais, às questões ecológicas, às exigências legais para preservação do meio ambiente e a saúde do ser humano (OLIVEIRA, 2003; COSTA *et al.*, 2005). Desta forma iniciou-se, nos últimos anos, uma busca por novas técnicas que permitissem a redução da quantidade de fluido de corte ou até mesmo a extinção de seu emprego nos processos de usinagem.

O fluido de corte, em geral, diminui a taxa de desgaste da ferramenta e o atrito entre ela e a peça ou cavaco. Tudo isto melhora o acabamento superficial. O fluido atuando como refrigerante, entretanto, pode aumentar a força de usinagem e a rugosidade da peça. Um revestimento aplicado sobre uma ferramenta para atuar como lubrificante, ou diminuir a afinidade química entre o material da peça e ferramenta, pode também contribuir para melhorar o acabamento superficial (MACHADO; SILVA, 2004).

2.8 Desvio de Circularidade

A circularidade é um desvio de forma, e é definido como a distância “T” entre dois círculos concêntricos que contém o perfil adquirido, sendo a diferença entre o maior raio “R” e o menor “r”, (NBR 6409, 1997; AGOSTINHO *et al.*, 1977), conforme mostrado na Fig. 2.13.

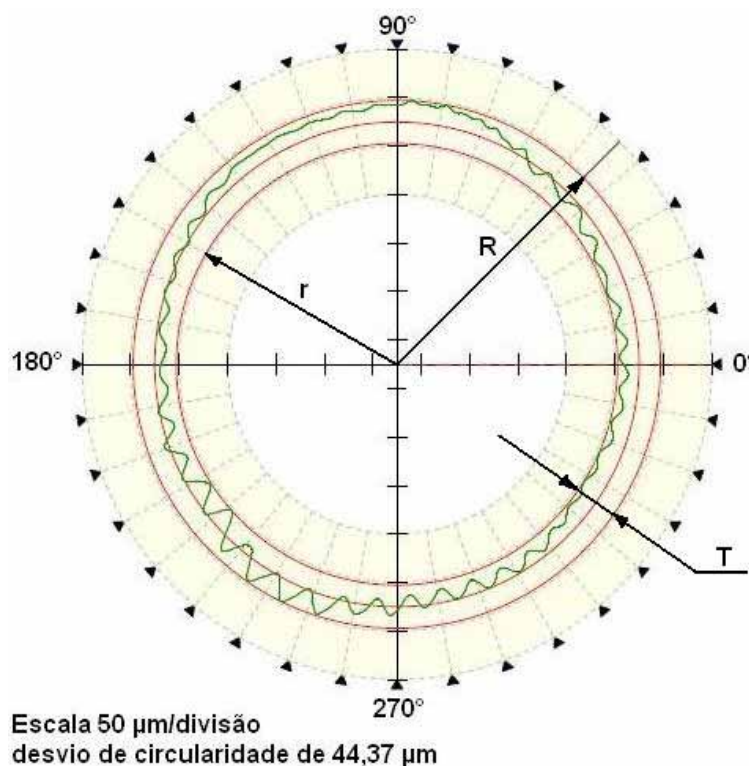


Figura 2.13 – Exemplo de um desvio de circularidade obtido em um dos testes, de usinagem do anel, deste trabalho

Agostinho *et al.* (1977) afirma que raramente é necessário especificar tolerância de circularidade, visto que os erros de forma, estando dentro das tolerâncias dimensionais, são suficientemente pequenos a fim de possibilitar a montagem e o funcionamento adequados da peça. Existem casos, no entanto, que os erros permissíveis, devido a razões funcionais, são tão pequenos que a exatidão necessária não pode ser garantida somente pela tolerância dimensional. Nesses casos, será necessário especificar tolerâncias de circularidade. É o caso típico de cilindros de motores a combustão interna, onde a tolerância dimensional pode ser aberta (H11), porém a tolerância da circularidade tem que ser necessariamente estreita, para evitar vazamentos.

As superfícies geradas nos processos de fabricação não são perfeitas, existem detalhes que só podem ser observados quando estas são ampliadas várias vezes, em relação ao seu tamanho original. Quando são observadas com recursos apropriados estas superfícies apresentam irregularidades que dependem do tipo de processo que deu origem à superfície (OLIVEIRA *et al.*, 2007). Daí, a importância de medir o desvio de circularidade para determinar se a superfície resultante da usinagem está dentro de um intervalo de tolerância desejado. Nas sedes de válvulas em estudo, o maior desvio de circularidade

admissível é de 50 μm . Segundo Lima Jr. (2009), o maior erro de circularidade admissível das guias de válvulas deste trabalho é de 9 μm .

2.9 Vibrações no Processo de Fresamento

As vibrações que ocorrem no sistema máquina-ferramenta-peça podem atingir níveis insatisfatórios que originam marcas visíveis de vibração na superfície das peças. Para que haja vibração é necessário que o corpo seja capaz de armazenar energia cinética, tenha certa elasticidade e sofra uma excitação externa. Como todos os corpos apresentam estas características, é praticamente impossível evitar a ocorrência de vibrações (MAIA *et al.*, 2008). Esse problema é agravado mais, ainda, pela diminuição do diâmetro e pelo aumento da relação comprimento/diâmetro (l/d) da ferramenta. Para contornar tal problema, costuma-se reduzir a taxa de remoção de material, abdicando-se da elevada rotação disponível no eixo-árvore da máquina-ferramenta (POLLI, 2005).

A trepidação (*chatter*) em máquinas-ferramenta é devida a um mecanismo de auto-excitação que ocorre durante a formação do cavaco nas operações de usinagem. No fresamento, um dos modos estruturais do sistema máquina-ferramenta-peça é excitado, inicialmente, por forças de corte. Uma superfície final ondulada deixada pela passagem de um dente, é posteriormente removida pela passagem do dente seguinte, o qual também deixa suas marcas (ondulações) na superfície da peça, como pode ser observado na Fig.2.14.

Como a espessura do cavaco também apresenta esta natureza ondulatória, isto leva também a que as forças de corte se tornem oscilatórias, com magnitude dependente da espessura dinâmica instantânea do cavaco. Caso as forças de corte sejam crescentes na região de contato ferramenta-peça, o sistema então torna-se instável, e a trepidação cresce até que a ferramenta se afaste da posição correta de corte, ou quebra-se devido às excessivas forças de corte envolvidas. Dessa forma, a trepidação continua a ser ainda um fator limitante para se alcançar maiores taxas de remoção de material em máquinas-ferramenta (ALTINTAS, 2000).

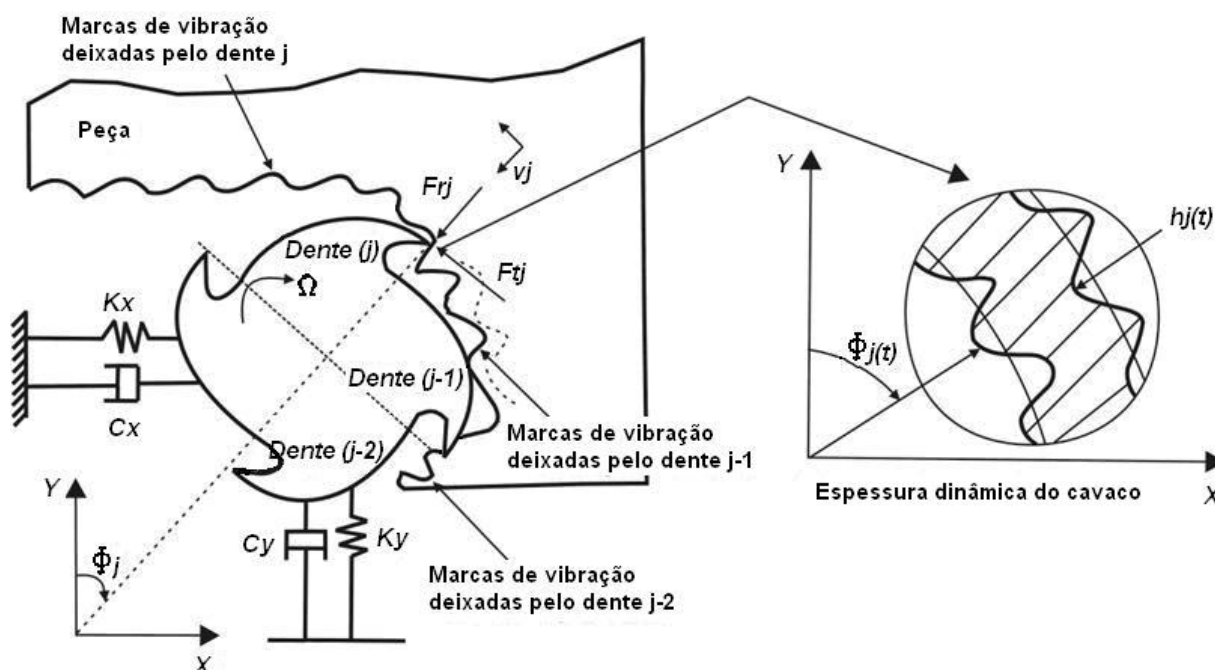


Figura 2.14 – Trepidação no processo de fresamento (adaptado de ALTINTAS, 2000)

A trepidação pode ser causada por dois mecanismos, sendo o primeiro chamado “acoplamento de modos” e o segundo, “regeneração da espessura do cavaco”. O acoplamento de modos ocorre quando as vibrações estão presentes em duas direções ortogonais no plano de corte. Já o mecanismo de regeneração da espessura do cavaco ocorre pela diferença de fase entre as ondulações vibratórias deixadas em ambos os lados do cavaco, como pode ser visto na Fig. 2.14 (ALTINTAS; BUDAK, 1995, KOENIGSBERGER; TLUSTY, 1967). Na maioria das operações de usinagem, o mecanismo de regeneração da espessura do cavaco ocorre antes do acoplamento de modos, sendo então considerado como fator mais importante no estudo deste tipo de vibração (ALTINTAS, 2000).

O parâmetro de corte mais significativo e que é decisivo para geração da trepidação em operações de usinagem, é a profundidade de corte (SMITH; TLUSTY, 1990). Para pequenas profundidades de corte, o corte é estável, ou seja, livre de trepidações. Aumentando-se a profundidade de corte, a trepidação certamente aparecerá acima de um determinado valor, que é chamado de profundidade de corte limite (a_{plim}), acima do qual a trepidação tende a crescer continuamente (ALTINTAS, 2000).

Mas existem alguns tipos de vibrações que não podem ser evitadas, principalmente no fresamento (MAIA *et al.*, 2008). Uma das causas dessas vibrações é a excentricidade, que pode ser atribuída a alguma falha de fixação das pastilhas, ou de projeto da ferramenta, que pode gerar uma diferença de raio na fresa. Este é o caso da ferramenta (barra de rebaixar)

utilizada neste trabalho. A excentricidade das lâminas altera as forças médias e os picos máximos e mínimos do perfil instantâneo de forças de diversas maneiras, dependendo das condições de corte, da geometria da cunha cortante e da natureza e intensidade da excentricidade, como foi descrito no trabalho de Schroeter *et al.* (2001). Na usinagem, as vibrações são consequências das variações cíclicas nos componentes dinâmicos das forças de corte (ALTINTAS, 2000; DIMLA; LISTER, 2000). Normalmente, estas vibrações começam como pequenos batimentos autoexcitados, responsáveis pelo aspecto ondulado na superfície usinada e também por irregularidades na espessura do cavaco e, posteriormente, progride para a vibração propriamente dita (SOUTO, 2007), o que compromete o resultado final da usinagem. Daí, a importância de estudar o assunto, para tentar minimizar esses efeitos indesejáveis no processo de usinagem das sedes de válvulas.

2.10 Planejamento Experimental Composto Central

A ferramenta estatística de planejamento de experimentos e superfícies de resposta, RSM (do inglês: *Response Surface Methodology*), não é nova, e foi proposta por Box e Wilson em 1951. Ela apresenta as mais diversas possibilidades de aplicações, como por exemplo, a redução do teor de oxigênio dissolvido em cervejas e otimização de processos de fermentação (MONTGOMERY; RUNGER, 2003), estudo da minimização do custo de usinagem por torneamento (MENDES *et al.*, 2007), dentre outras.

Uma das vantagens dos planejamentos compostos centrais (PCC) é que, por serem formados com três partes distintas, pode-se construí-los sequencialmente, conforme a necessidade. Se a análise estiver acontecendo em uma região da superfície de resposta em que a curvatura não é importante, então não se precisa de um modelo quadrático, e pode-se ter uma análise significativa com apenas a parte fatorial do planejamento, com a qual pode-se ajustar um modelo linear e em seguida, deslocar-se para a região de interesse da superfície de resposta (MONTGOMERY; RUNGER, 2003).

O planejamento composto central consiste de um planejamento fatorial 2^k , ou fatorial fracionado 2^{k-q} mais 2^k pontos axiais e n_{cen} pontos centrais. Os pontos adicionais permitem a estimativa dos coeficientes de uma superfície de 2^a ordem. Os 2^k pontos axiais estão localizados em $(\pm\alpha_1, 0, 0, \dots, 0)$, $(0, \pm\alpha_1, 0, \dots, 0)$, $(0, 0, \pm\alpha_1, \dots, 0)$, $(0, 0, 0, \dots, \pm\alpha_1)$, sendo que α_1 é dado por $\alpha_1 = (2^k)^{1/4}$. Os pontos axiais (α) garantem que o experimento seja rotacional (BOX *et al.*, 1978).

O número de experimentos (F) depende do tipo de análise estatística que se deseja fazer, no caso do PCC, o mesmo pode ser rotacional e/ou ortogonal. Um experimento é

rotacional (rotacionalidade) se a variância da resposta estimada, para algum ponto x_i , é em função da distância do ponto ao centro e não em função da direção (MONTGOMERY; RUNGER, 2003). Em outras palavras, a exatidão da resposta é a mesma em todos os pontos situados na hiper-esfera do planejamento:

$$\alpha_1 = (F)^{1/4} \quad (2.5)$$

Esse mesmo experimento é ortogonal, supondo que as respostas do bloco axial contenham um erro sistemático em relação às respostas obtidas no primeiro bloco, dentro de certas condições, esse erro não afetará as estimativas dos coeficientes do modelo. Daí, o efeito de bloco não se confundirá com os efeitos de outros fatores. Para que essa condição ocorra, a blocagem do planejamento deve ser ortogonal, que depende do valor de α_1 . A Tab. 2.4 mostra a definição do número de experimentos (F) para rotacionalidade e ortogonalidade. Segundo Montgomery e Runger (2003), a blocagem será ortogonal se:

$$\alpha_1 = \frac{n_{fat} (n_{ax} + n_{cen, ax})}{2(n_{fat} + n_{cen, fat})} \quad (2.6)$$

Tabela 2.4 – Definição do número de experimentos para rotacionalidade e ortogonalidade (adaptado de MONTGOMERY; RUNGER, 2003)

k	2	3	4	5	5 ½ rep.	6	6 ½ rep.	7 ½ rep.	8 ½ rep.
F	4	8	16	32	16	64	32	64	128
n_{ax}	4	6	8	10	10	12	12	14	16
n_{cen} (sup.)	5	6	7	10	6	15	9	14	20
n_{cen} (ortog.)	8	9	12	17	10	24	15	22	33
F (sup.)	13	20	31	52	32	91	53	92	164
F (ortog.)	16	23	36	59	36	100	59	100	177
α_1	1,414	1,682	2,000	2,378	2,000	2,828	2,378	2,828	3,364

A Figura 2.15 representa graficamente um planejamento composto central para 2 (dois) fatores, composto por um fatorial completo 2^2 , com ponto central mais 4 (quatro) pontos axiais.

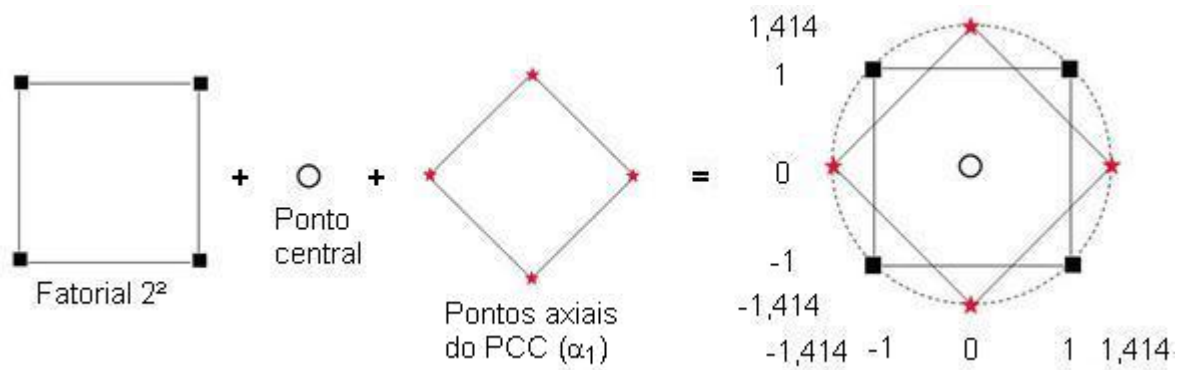


Figura 2.15 – Representação gráfica de um PCC para dois fatores (Adaptado de MONTGOMERY; RUNGER, 2003)

A representação gráfica de um planejamento composto central para 3 (três) variáveis pode ser visto na Fig. 2.16.

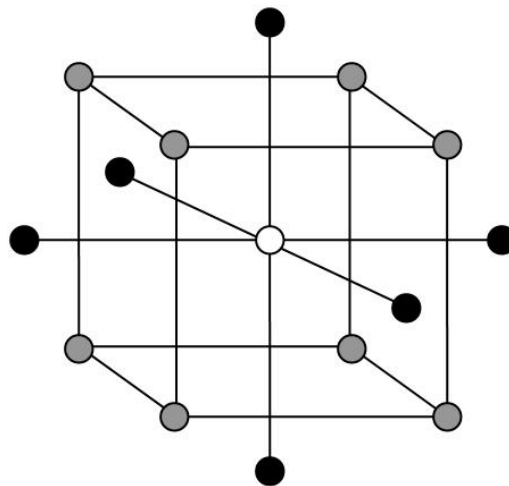


Figura 2.16 – Representação gráfica de um PCC para três fatores (BARROS NETO *et al.*, 2007)

CAPÍTULO III

REVISÃO DA LITERATURA

Neste Capítulo é apresentada uma revisão de trabalhos relacionados à usinagem de aços sinterizados, sede e guia de válvula, forças de corte na usinagem e vibrações no processo de fresamento, que contribuem para situar o estado atual do conhecimento relacionado ao assunto proposto.

3.1 Usinagem de Ligas Sinterizadas Usadas em Sedes de Válvulas

O estudo realizado por Jesus Filho *et al.* (2006) apresenta os resultados de testes efetuados com uma liga sinterizada desenvolvida para aplicação em sedes de válvulas de motores de combustão interna de veículos a gasolina. O material foi produzido a partir da mistura de pós de aço rápido AISI M3/2 e pó de ferro. O material sinterizado, após tratamento térmico, teve seu desempenho em usinagem e resistência ao desgaste comparado ao de uma liga comercial à base de Fe-Co sinterizada. Os resultados mostraram desempenho superior da liga desenvolvida, indicando que a mesma possui excelente potencial comercial.

Jesus Filho *et al.* (2006) afirma, ainda, que com uma simples alteração dos parâmetros de usinagem da sede de válvula ou da geometria da ferramenta, pode-se obter resultados completamente diferentes e até inversos; da mesma forma como a natureza microestrutural mais ou menos homogênea de um material ou suas propriedades mecânicas, físicas e químicas mais ou menos otimizadas, também o farão. A Figura 3.1 exemplifica melhor tal observação. Esses autores esperavam obter na usinagem da liga desenvolvida cavacos de aspecto mais quebradiço, na forma de lascas e pedaços, típicos daqueles obtidos durante a usinagem de materiais mais duros e frágeis, mas, ao contrário

observaram cavacos mais alongados que o primeiro, típicos de materiais com características mais dúcteis. Eles concluíram que provavelmente o sulfeto de manganês (MnS), por sua característica lubrificante, tenha proporcionado um melhor escorregamento dos cavacos sobre a superfície de saída da ferramenta, favorecendo a formação de cavacos mais alongados durante a usinagem da liga desenvolvida e promovendo uma melhor e mais suave condição de cisalhamento dos mesmos (Fig. 3.1a). Além disso, a morfologia dos cavacos foi decorrente da forma de obtenção do material (metalurgia do pó), devido à presença de poros que funcionaram como quebra cavacos durante a usinagem.

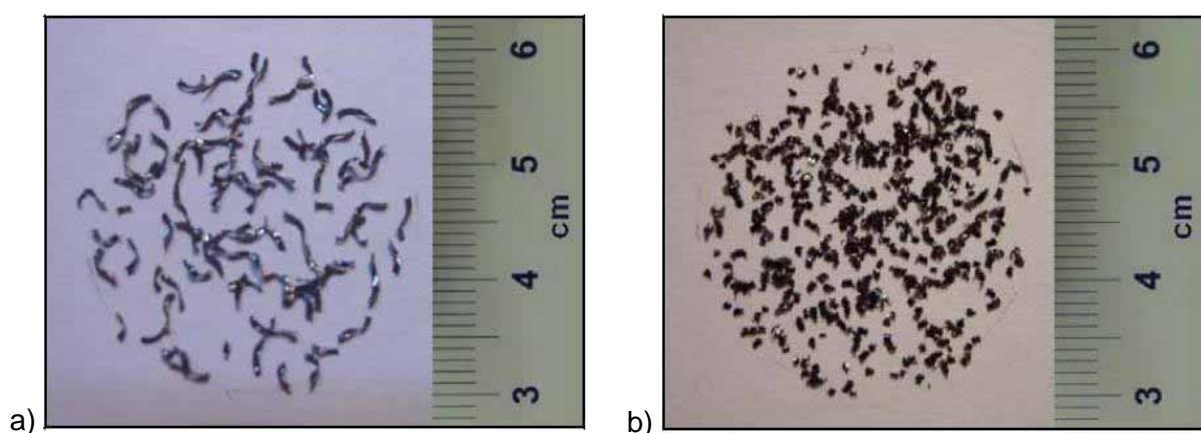


Figura 3.1 – Aspecto geral dos cavacos obtidos durante a usinagem de uma liga de aço sinterizado, a) desenvolvida e b) comercial (JESUS FILHO, 2006)

As características do material (tipo de processamento, microestrutura, propriedades mecânicas, existência de inclusões metálicas ou não, composição química, dentre outras) exercem forte influência na usinagem. Um material obtido pela metalurgia do pó possui porosidades internas, que podem configurar no processo de usinagem uma condição conhecida como “corte intermitente ou interrompido”, pois produzem um estado cíclico de tensão e deflexão na ferramenta (Fig. 3.2). Esta condição pode ser altamente agressiva à ferramenta de usinagem e tende a abreviar a sua vida (CHANG *et al.*, 2001; GERMAN, 1984 *apud* JESUS FILHO, 2006).

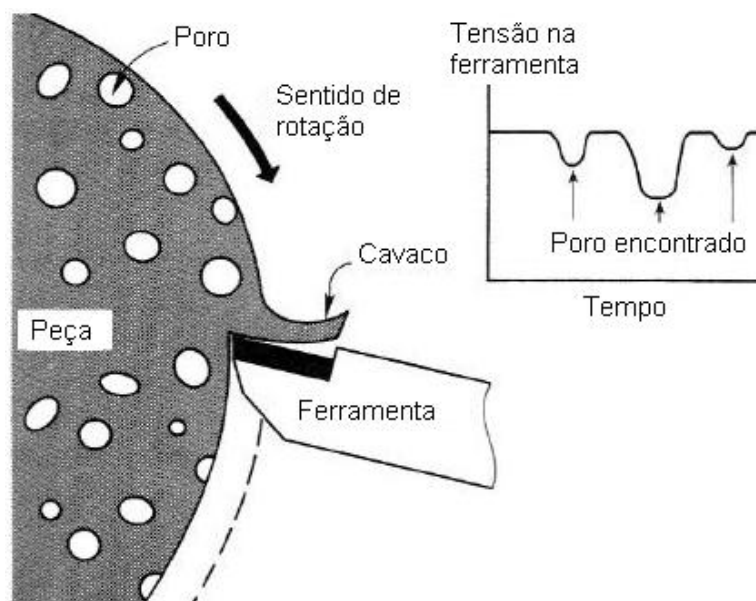


Figura 3.2 – Esquema um corte intermitente em um torneamento cilíndrico externo de um material obtido pela metalurgia do pó (GERMAN, 1984 apud JESUS FILHO, 2006)

Rocha (2000) e Rocha *et al.* (2004) estudaram a influência da velocidade, profundidade de corte e avanço na usinagem das sedes de válvulas dos cabeçotes dos motores de combustão interna, utilizando ferramentas de nitreto cúbico de boro sintético policristalino (PCBN). Os anéis das sedes de válvulas de aço sinterizado (Fig. 3.3) avaliados apresentavam dureza entre 220 e 320 HB. Eles concluíram que o aumento do avanço e a redução da velocidade de corte promoveram o aumento do desgaste das ferramentas. E que as formas de desgastes predominantes foram de flanco e de cratera, enquanto os mecanismos de microlascamentos e desgaste por aderência e arrastamento (*attrition*) predominaram em baixas velocidades de corte e microlascamentos e difusão em elevadas velocidades de corte, como mostrado na Fig. 3.4. Os autores informaram que a instabilidade dinâmica da máquina foi decisiva, pois promoveu um fluxo descontínuo do cavaco e o mecanismo de *attrition*, comprometendo o desempenho das ferramentas de corte.

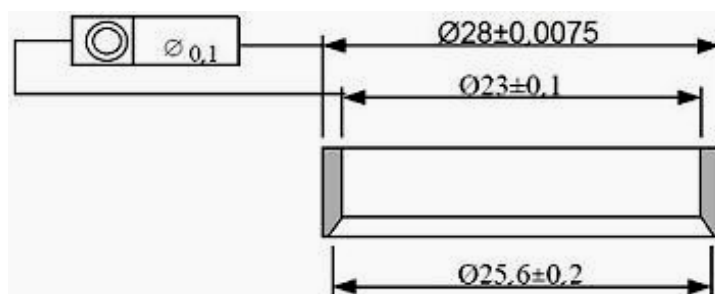


Figura 3.3 - Desenho da sede de válvula usada no trabalho de Rocha *et al.* (2004)

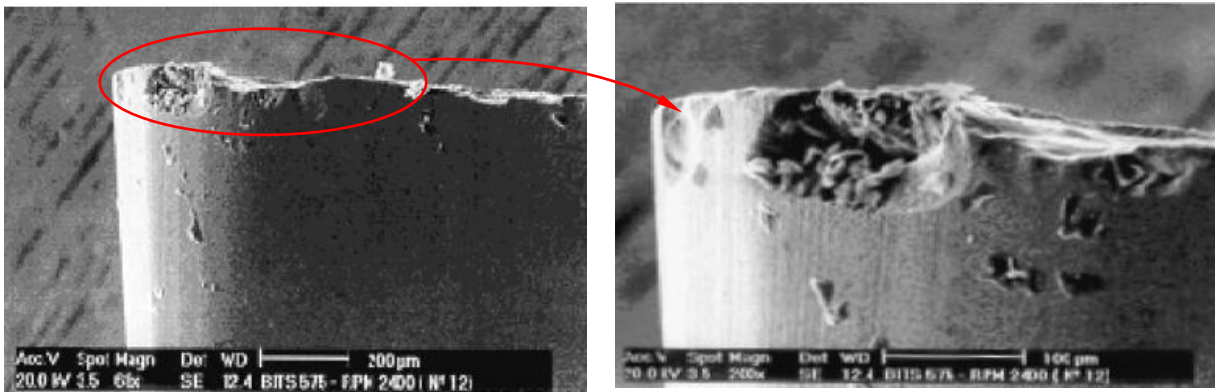


Figura 3.4 - Ferramentas desgastadas na condição intermediária de desempenho: $f = 0,061$ mm/volta, $v_c = 192,92$ m/min , $a_p = 0,2$ mm (ROCHA *et al.*, 2004)

Deshpande *et al.* (2008) estudaram o problema da baixa vida da ferramenta de corte na operação de acabamento de sedes de válvulas de aço sinterizado automotivas com ferramentas de PCBN. Esse estudo foi focado nos efeitos da geometria da aresta de corte, no desgaste da ferramenta e em duas operações diferentes, rebaixamento e torneamento interno (Fig. 3.5). Os parâmetros da geometria da ferramenta considerados foram: ângulo do chanfro (10 a 30°), raio de aresta (10 a 35 μ m) e raio de ponta (0,3 a 0,8 mm). Um modelo de otimização baseado em desempenho foi desenvolvido para prever a geometria da ferramenta ótima para aumentar a vida da mesma. Conclui-se que a preparação das arestas de corte das ferramentas PCBN foi decisiva para o aumento da vida da ferramenta. O arredondamento fino da aresta de corte e o ângulo de chanfro foram as duas preparações mais importantes, afetando a vida da ferramenta. Um aumento no arredondamento da aresta e no ângulo de chanfro aumentou a vida dessas ferramentas. A razão para esta tendência é o reforço da aresta de corte com o aumento do ângulo de chanfro e arredondamento da aresta. A largura do chanfro não desempenhou um papel importante no aumento da vida da ferramenta. Por outro lado, quanto menor o valor desse chanfro melhor o desempenho do processo. No entanto, é recomendável uma largura de chanfro maior que área de contato ferramenta-cavaco na superfície de saída da ferramenta.

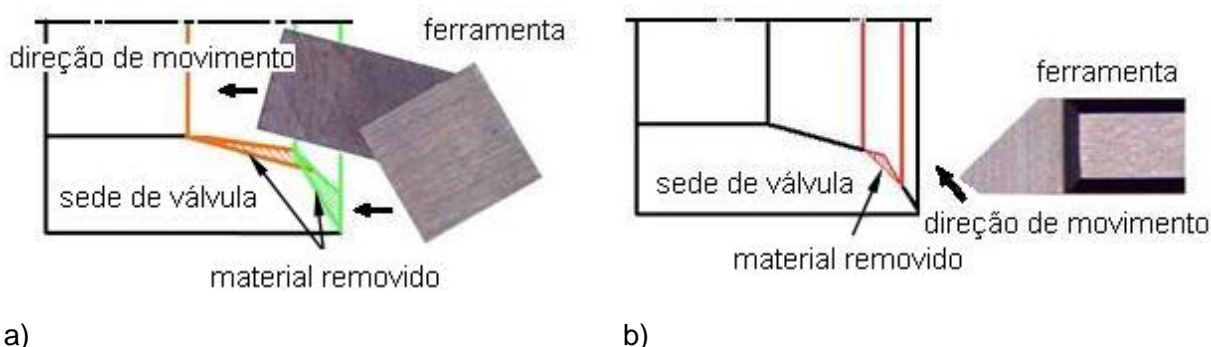


Figura 3.5 – Ilustração da remoção de material de uma sede de válvula por: a) rebaixamento e b) torneamento interno (adaptado de Deshpande *et al.*, 2008)

3.2 Usinagem de Materiais Duros com Ferramentas de PCBN

Bobrovnitchii *et al.* (2007b) executaram testes para comparar ferramentas para usinagem com pastilhas feitas à base de materiais superduros. As pastilhas utilizadas em suas experiências têm a forma de discos e cilindros com 4 mm de diâmetro e de 3,8 a 4,0mm de altura, feitos de diamante e nitreto cúbico de boro sinterizados (CBN). Para testá-los, foi desenvolvida uma ferramenta que permitiu fixá-los mecanicamente em um suporte de aço. A principal particularidade desta construção é baseada na instalação da pastilha dentro de um assento, e fixação pelo grampo com a ajuda de um parafuso. A segurança do funcionamento da ferramenta é garantida pela instalação de um disco de metal duro (WC + 25% Co) com diâmetro menor que o da pastilha, e altura de $2^{±0,1}$ mm entre a pastilha e o suporte. Esta solução permitiu aumentar a vida útil da pastilha diamantada em 35%, e da pastilha à base de CBN em 25%, na usinagem de uma liga de alumínio-silício (Al-SiC) e do aço 4140 com dureza 56-58 HRC.

Existem, atualmente, no mercado várias classes de PCBN com tenacidade e dureza diferentes (MAPAL, 2007). A efetividade de utilização dos compósitos de CBN depende, em geral, da tenacidade da pastilha. Para aumentar a tenacidade e a eficiência de uso, Bobrovnitchii e Filgueira (2006) realizaram um tratamento térmico complementar em condições de vácuo sob temperaturas de até 1000 °C e tempo de 1 h. As pastilhas de PCBN foram sinterizadas na pressão de 7,7 GPa e temperatura de 1600 °C. A composição da pastilha utilizada foi de 65% peso de CBN e 35% de ligante. Para determinação do nível de desgaste durante a usinagem foi utilizado aço 4140 com dureza de 56-58 HRC. Estes autores concluíram que o tratamento térmico complementar das pastilhas de PCBN aumentou a vida da ferramenta em até 40%.

Saraiva *et al.* (2002) fizeram uma análise comparativa entre ferramentas de PCBN e ferramentas de metal duro, K15, na usinagem de material de sedes de válvulas de aço obtidas pelo processo de sinterização (Fig. 3.6). Os ensaios foram realizados em operação de torneamento cilíndrico externo sem o uso de refrigeração, com profundidade de corte (ap) de 0,5 mm e avanço (f) de 0,12 mm/volta constantes e 3 (três) velocidades de corte de 132, 190 e 265 m/min. As variáveis de saída monitoradas foram: o desgaste de flanco (VB) das ferramentas e a rugosidade da superfície (Ra) das peças. A análise das curvas de Taylor das duas ferramentas indicou que a vida da ferramenta de PCBN foi sempre superior (de 7 a 25 vezes) à vida da ferramenta de metal duro para o intervalo de velocidades estudado. A diferença se tornou mais significativa para velocidades mais elevadas, onde o desempenho da ferramenta de PCBN foi muito superior à de metal duro. A taxa de crescimento de desgaste é muito maior para a ferramenta de metal duro. Na Fig. 3.7 são mostrados os valores de desgastes em função de tempo para ferramentas de PCBN e metal duro, para as condições de corte informadas anteriormente.

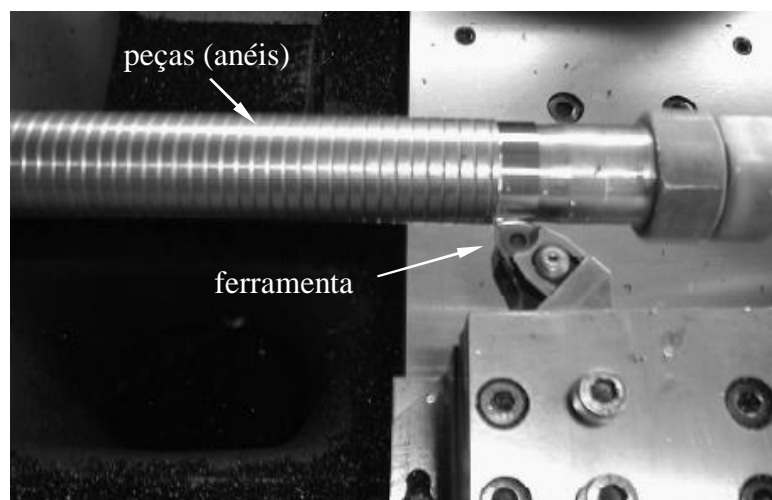


Figura 3.6 – Imagem da operação de torneamento cilíndrico externo para determinação da usinabilidade de materiais de anéis de sedes de válvulas com ferramentas de metal duro e PCBN (SARAIVA *et al.*, 2002)

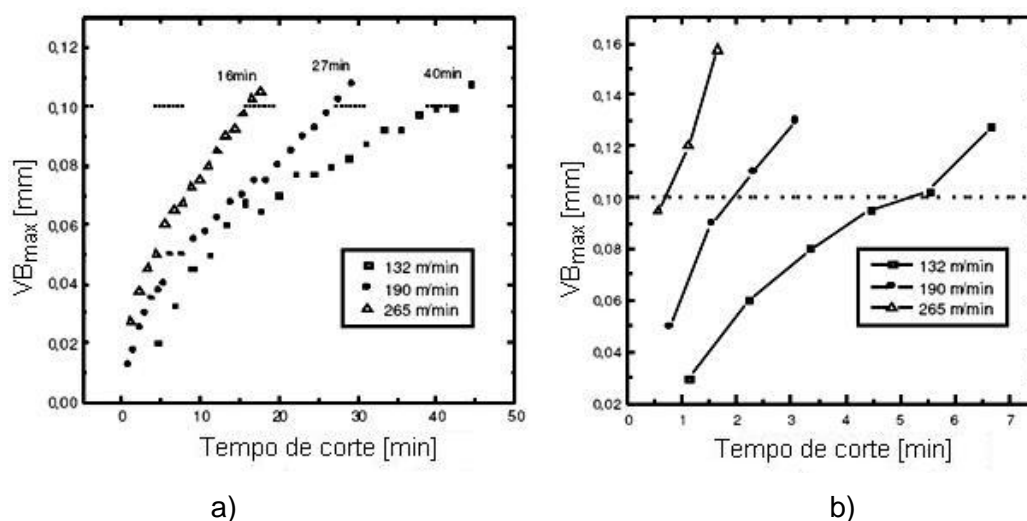


Figura 3.7 – Valores de desgaste de flanco médio das ferramentas em função do tempo de corte, a) PCBN e b) metal duro (SARAIVA *et al.*, 2002)

Qualquer alteração na cunha cortante da lâmina de PCBN pode alterar o comportamento das forças de corte, vida da ferramenta e vibração (POWALKA, 2008; RECH *et al.*, 2005; SUBBIAH, MELKOTE, 2008; ÖZEL, 2009). Estudos de Zhou *et al.* (2003) mostraram que o ângulo do chanfro das lâminas de PCBN tem grande influência sobre as forças de corte e a vida da ferramenta. Eles observaram que todas as três componentes de forças aumentaram com o aumento do ângulo do chanfro. Um aumento no ângulo do chanfro aumenta a resistência da cunha de corte da ferramenta de PCBN, porém foi constatado que a vida não seguiu essa mesma tendência. Por outro lado, Chen *et al.* (2006) investigaram o desempenho de ferramentas de corte de PCBN com arestas de corte chanfradas e arredondadas para torneamento de aço AISI 52100. Eles concluíram que a seleção ótima da geometria da cunha cortante depende dos parâmetros de usinagem. Assim, a geometria ideal da cunha cortante de uma ferramenta de PCBN para usinar uma peça depende de vários fatores, como, por exemplo, dureza, propriedades mecânicas do material a ser usinado e dos parâmetros de corte.

Neste trabalho, várias lâminas de PCBN com aresta de corte modificada e vários parâmetros de corte foram utilizados para identificação das melhores condições de corte para a usinagem das sedes de válvulas.

3.3 Forças de Corte na Usinagem de Sedes de Válvulas

Diversos autores, como Trent e Wright (2000), Ferraresi (2006), entre outros, constataram que a força de corte tende a diminuir com o aumento da velocidade de corte, estabilizando-se com o seu crescimento. Este comportamento deve-se em grande parte ao aquecimento da zona de cisalhamento, que tem sua resistência diminuída, e pela diminuição da espessura do cavaco, que contribui para a redução da área de cisalhamento.

Segundo Costa (2004), em seu trabalho de furação de aços microligados com diversos sistemas lubri-refrigeração: usinagem sem fluido de corte (usinagem a seco), com mínima quantidade de fluido de corte (MQF) e com fluido de corte em abundância (jorro), com fluidos de corte vegetal (Veg.), integral (Int.) e semi-sintético (S.Sint.), afirma que a evolução da potência efetiva em função do desgaste das brocas cresce de forma gradual com o desgaste das ferramentas, sendo que para os últimos furos de vida da broca o crescimento é mais acentuado. Entretanto, para a fase inicial da vida foi observado um decréscimo da potência, como mostrado na Fig. 3.8. O decréscimo inicial da potência está relacionado com o processo de adequação inicial da ferramenta ao corte (amaciamento), abordado em muitos livros de tribologia como o de Hutchings (1992) e no artigo de Blau (2005), onde eles observaram esse fenômeno que em inglês é chamado de *running-in* ou de *breaking-in*. Esse mesmo comportamento foi observado em lâminas de serra novas, como citado por Rulinskas e Rulinskas (2009), onde afirmam que os parâmetros de corte devem ser reduzidos em 50% do ideal para iniciar o processo de amaciamento da serra. Esse amaciamento consiste em fazer com que a serra nova trabalhe por um pequeno período de tempo com a pressão de corte e velocidades reduzidas.

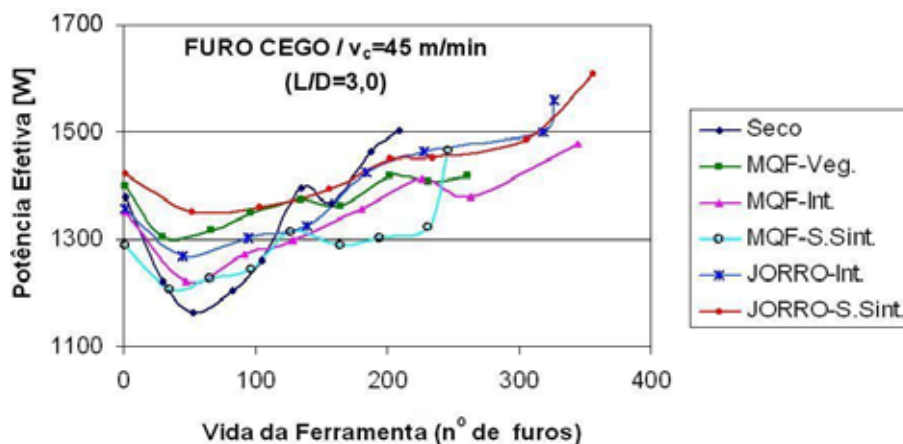


Figura 3.8 – Comportamento da potência efetiva de corte em função da vida das ferramentas de corte para diferentes sistemas lubri-refrigerantes na furação de aços microligados (COSTA, 2004)

Li *et al.* (2000) apresentam o desenvolvimento de um modelo de forças de corte para o processo de rebaixamento de sedes de válvulas. O modelo permite a predição de forças de corte no rebaixamento com lâminas múltiplas de geometrias distintas e complexas. O desenvolvimento é baseado na relação entre a remoção de cavaco e as forças de corte locais em cada lâmina individual para calcular a força resultante via integração das forças ao longo das arestas de corte. Essa análise mostrou que todo o processo de rebaixamento pode ser caracterizado por uma sequência de variações de forças sincronizadas com o movimento vertical da ferramenta.

De acordo com Câmara (2008), para a mesma profundidade de usinagem e avanço por dente, a ferramenta com menor ângulo de posição desenvolve cavacos com menor espessura, conforme mostra a Fig. 3.9, podendo eliminar possíveis vibrações. No engajamento da aresta de corte no material a carga ou impacto será menor, porém gerando maior força axial.

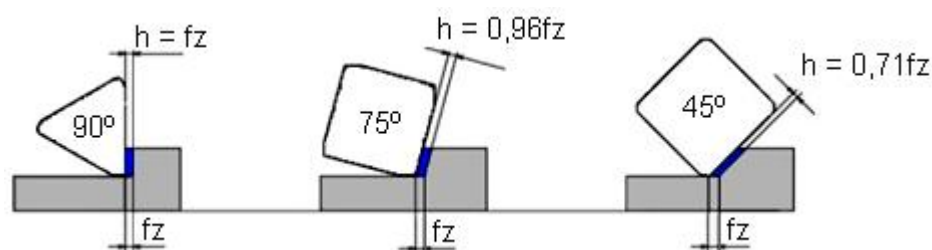


Figura 3.9 - Espessura do cavaco em função do ângulo de posição da ferramenta (CÂMARA, 2008)

A simulação das forças de corte, através do modelo matemático de Li *et al.* (2000), facilitou a otimização do projeto da ferramenta e dos parâmetros de usinagem. Um exemplo mostrado é a redução da força de corte resultante obtida por mudanças na configuração das lâminas da ferramenta, sem afetar a taxa de remoção de material. A predição das forças de corte mostra que o rebaixamento completo pode ser caracterizado por 4 (quatro) fases distintas, como mostrado na Fig. 3.10. Na primeira fase, Fig. 3.10a, só a lâmina 1 está realizando o corte. A lâmina 1 corta por 12 voltas, antes da lâmina 2 começar a cortar. Na segunda fase, a lâmina 1 alcança sua condição de corte estável e corta a peça a ser trabalhada para um volume constante de cavaco. A lâmina 2, Fig. 3.10b, aumenta o volume de cavaco na 6ª volta até que a lâmina 3 comece a cortar. Na terceira fase de corte, as lâminas 1 e 2 entram em regime de corte estável respectivamente, enquanto que a lâmina 3 gera a superfície de 45°, Fig. 3.10c. No início da quarta fase, as lâminas 1, 2 e 3 entram em regime estável de corte, enquanto que a lâmina 4, Fig. 3.10d, começa a cortar a superfície de 60°.

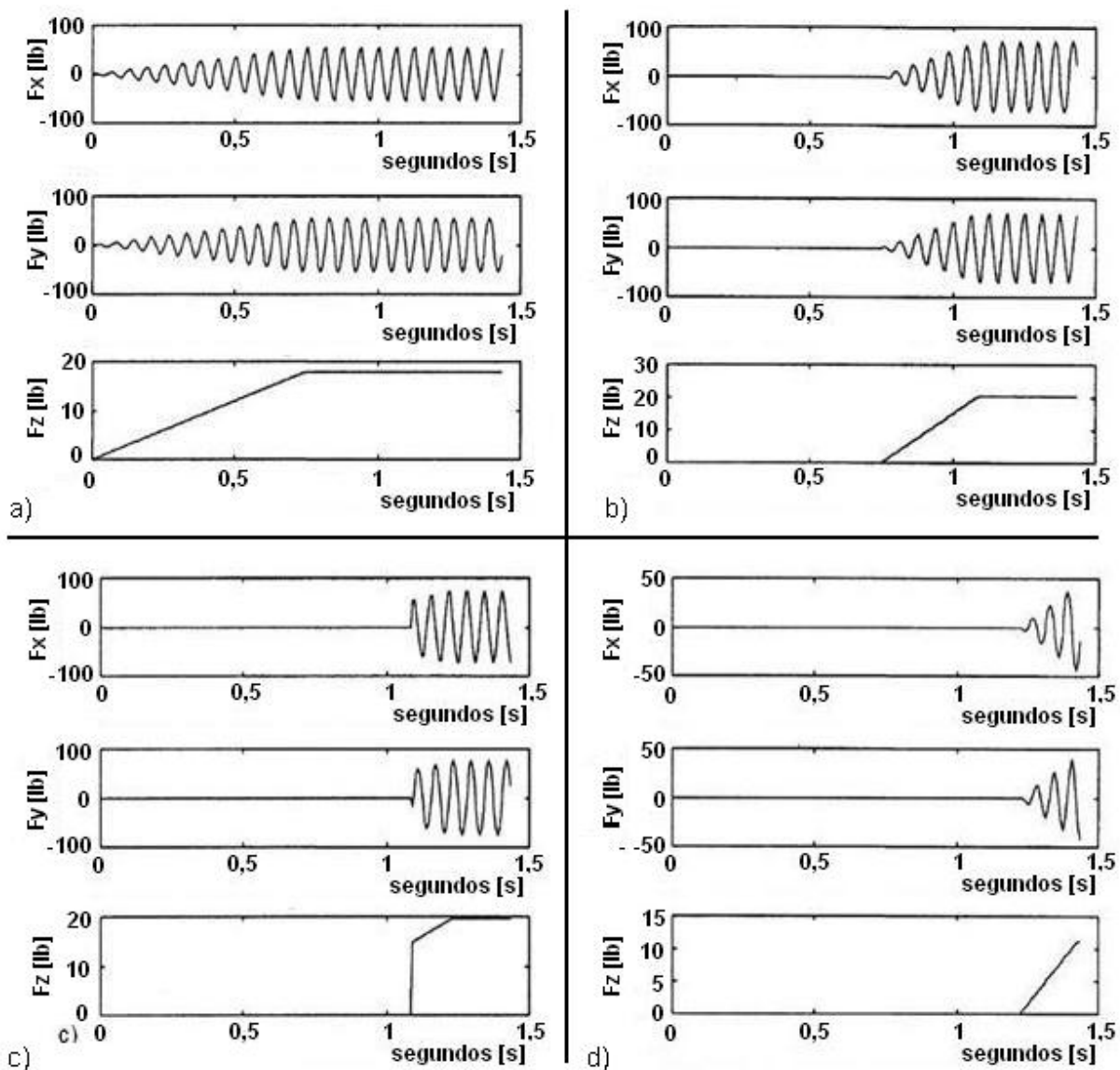


Figura 3.10 - Predição de forças de corte (F_x , F_y e F_z) em cada lâmina, na a) primeira, b) segunda, c) terceira e d) quarta fase de corte (adaptado de LI *et al.*, 2000)

A Figura 3.10c mostra que devido ao efeito do chanfro inicial de 45° , que combina perfeitamente com o ângulo de posição da lâmina 3, assim que a lâmina 3 começa a cortar, imediatamente corta também a superfície de chanfro inteiro, e cria desta forma uma mudança abrupta nas forças de corte. Uma vez que esse não é o caso das lâminas 1, 2 e 4, essas contribuições de forças tendem a aumentar gradualmente de 0 (zero) até o máximo. Além disso, durante a condição de corte transiente de cada lâmina, a força na direção-Z aumenta linearmente com relação à profundidade de avanço, enquanto que as forças nas direções X e Y oscilam com um regime crescente. Uma lâmina entra na sua condição de corte estável, no ponto onde a lâmina seguinte começa a entrar em regime de trabalho.

3.4 Busca de Patentes e Comentários Finais

O desenvolvimento de novos processos e ferramental mais apropriados para usinagem de sedes de válvulas é fundamental para melhoria da operação de rebaixamento. E também para a redução do tempo de parada para troca de ferramental, que implica em custo de usinagem desses componentes automotivos, e assim torna-se uma sensível diferença em relação aos concorrentes de mercado. Nesse sentido, o patenteamento de qualquer processo de fabricação torna-se uma questão estratégica e necessária para garantir a exclusividade de utilização ou a venda de licenças de utilização.

A partir das bases de dados dos escritórios de patentes (europeu, americano e brasileiro) foi realizada uma pesquisa sobre as patentes publicadas em várias partes do mundo focando, essencialmente, a usinagem de sedes de válvulas. A pesquisa bibliográfica de patentes foi feita em duas ocasiões distintas ao longo deste trabalho. A primeira foi efetuada em 2005, na época da proposta de trabalho da tese, sendo que, nessa fase, a pesquisa limitou-se ao processo de usinagem. A segunda, pesquisa foi feita em fevereiro de 2009, com o objetivo de cobrir todo o período de 2005 a 2009 e, também, incluir ferramentas e afiação de arestas de corte das lâminas usadas na usinagem de sedes de válvulas, com a finalidade de comparar com os resultados e investigações feitas neste trabalho. No cômputo geral, o resultado da pesquisa totalizou 36 patentes. Ao acrescentar na pesquisa o termo “CBN” ou “PCBN” o resultado diminuiu para 9 patentes. Essas patentes se limitam a descrever alguns métodos de fabricação, ferramentas, aparatos, dispositivos e máquinas portáteis, dentre outros, usadas no recondicionamento das sedes de válvulas ou na fabricação de cabeçote de motores automotivos. Além disso, outras patentes abordam as matérias-primas como aço sinterizado de alta resistência ao desgaste, utilizadas em sedes de válvulas.

Apesar de existirem artigos e patentes na literatura, que tratam da usinagem ou do recondicionamento de sedes de válvulas, pouco ou nada se encontra no que se refere às pesquisas voltadas para a afiação ideal da geometria da cunha cortante das lâminas de PCBN e, conseqüentemente, da vibração resultante dessa usinagem. As patentes e artigos pesquisados não abordam alterações na geometria da aresta de corte das lâminas de PCBN, com a finalidade de reduzir os níveis de vibração durante a usinagem da sede de válvula. Os dados técnicos aparentam ficar restritos às empresas que fabricam motores ou que prestam serviços de manutenção de cabeçote de motores, as quais desenvolveram técnicas próprias para garantir uma boa estanqueidade na câmara de combustão e não têm interesse em divulgá-las. Além disso, geralmente as pesquisas realizadas são voltadas para determinação de ponto ótimo de parâmetros de corte da ferramenta de rebaixar, ou para o

desenvolvimento (propriedades mecânicas e químicas) de materiais dos anéis usados em sedes de válvulas automotivas.

O levantamento bibliográfico realizado mostrou que, até o momento, não existem trabalhos de pesquisa sobre o rebaixamento de sedes de válvulas de aço sinterizado com lâminas de PCBN dotadas de arestas de corte chanfradas e arredondadas.

CAPÍTULO IV

METODOLOGIA

A usinagem completa da sede de válvula geralmente é dividida em duas operações, que são: desbaste e acabamento. A operação de acabamento é realizada na indústria automotiva com duas lâminas de nitreto cúbico de boro sintético policristalino (PCBN) com ângulo de posição de 45° e 90°. Mas, a vibração é mínima na operação de acabamento e não causa problemas. A operação de desbaste das sedes de válvulas de motores de combustão interna é realizada com um jogo de lâminas de PCBN com ângulos de posição de 15°, 30°, 45° e 90°. Entretanto, as vibrações excessivas são frequentes nessa operação.

O rebaixamento de sedes de válvulas automotivas é uma operação difícil, em função das partículas duras de carbonetos livres em uma matriz com 1,3% de carbono (FIAT, 2005). Além disso, as ferramentas de corte aplicadas às peças produzidas pela metalurgia do pó estão sujeitas, frequentemente, a desgaste abrasivo e lascamento. Devido a isso, é necessário utilizar baixas velocidades de corte e reduzir o avanço de trabalho. Essa é provavelmente a pior condição, sobretudo a baixa velocidade de avanço combinada com a abrasividade da maioria das peças sinterizadas, fazendo com que o processo de desgaste da ferramenta seja acelerado. Daí, a razão de utilizar ferramentas de corte de alto desempenho como estas de PCBN neste tipo de operação (KENNEDY, 2006). Esses fatores associados com a limitada rigidez da máquina-ferramenta e com dureza de 370 a 410 HB do aço sinterizado dos anéis resultam em vibrações excessivas, que prejudicam o resultado final da usinagem, como foi observado também no trabalho de Rocha (2000). Para explicar as causas das vibrações excessivas nessa operação, foram levantadas cinco hipóteses, que serão detalhadas neste capítulo.

4.1 Hipóteses Investigadas para Descobrir as Causas das Vibrações Excessivas

Após as visitas técnicas realizadas na indústria automotiva e na fábrica de ferramentas, cinco hipóteses (H1 a H5) foram levantadas, para explicar as possíveis causas da vibração excessiva durante a operação de rebaixamento das sedes de válvulas, a saber:

H1: A dureza e composição química dos anéis usados nas sedes de válvulas de admissão estão fora das especificações técnicas recomendadas. Além disso, o anel de aço sinterizado pode possuir uma dureza não uniforme ao longo do seu perímetro. Essa variação da dureza pode alterar o comportamento das forças de corte nessa operação.

H2: Há falta de rigidez do dispositivo de fixação do cabeçote de alumínio do motor Fire 1.4, assim como do eixo-árvore horizontal da linha Transfer utilizada na linha de produção da montadora de veículos.

H3: A classe de PCBN utilizada não é a mais adequada para esse anel de difícil usinagem. O que pode explicar as falhas catastróficas (lascamentos, quebras) da aresta de corte das lâminas de PCBN. Existem mais de 75 classes de lâminas de PCBN (MAPAL, 2007), cada uma apresenta dureza, tenacidade e morfologia diferentes.

H4: Os parâmetros de corte são inadequados para o processo de rebaixamento das sedes de válvulas.

H5: A geometria das lâminas de PCBN é inadequada para essa operação.

O problema de vibração excessiva observado durante a fase de desbaste no rebaixamento dos anéis de aço sinterizado, provavelmente, tem mais de uma causa. Para testar estas hipóteses e verificar qual a influência destes fatores no problema observado, foi proposta a seguinte metodologia, esquematizada no fluxograma da Fig. 4.1.

A) Verificação da dureza, porosidade e composição química do aço sinterizado, comparando com as especificações da indústria.

Esta etapa testou a primeira hipótese, eliminando as dúvidas existentes quanto ao material. Maiores detalhes encontram-se na seção 5.1.

B) Verificação da rigidez da máquina-ferramenta e do sistema de fixação do cabeçote de alumínio do motor Fire 1.4.

Esta etapa destinou-se a testar a segunda hipótese. Não foi possível testar uma das máquinas da linha de produção, porque haveria a necessidade de pará-la. Entretanto, testes realizados em uma máquina-ferramenta similar mostraram que a sua rigidez estava aquém da esperada. Além disso, foram efetuados testes de rigidez do Centro de Usinagem Discovery usado nos testes de usinagem das sedes de válvulas, cujos detalhes são apresentados na seção 5.2.

C) Verificação da adequação da classe de PCBN.

Esta etapa destinou-se a testar a terceira hipótese. Por meio de consultas a catálogos e conversas com especialistas em ferramentas de PCBN, uma classe diferente de PCBN poderia aumentar a resistência ao impacto e melhorar o desempenho das lâminas no processo de rebaiamento das sedes de válvulas. Foram feitos testes exploratórios com cinco classes diferentes de PCBN.

D) Realização de testes experimentais de rebaiamento.

Esta etapa destinou-se a testar a quarta e quinta hipóteses citadas. Para isto, foi elaborado um procedimento experimental, descrito na próxima seção.

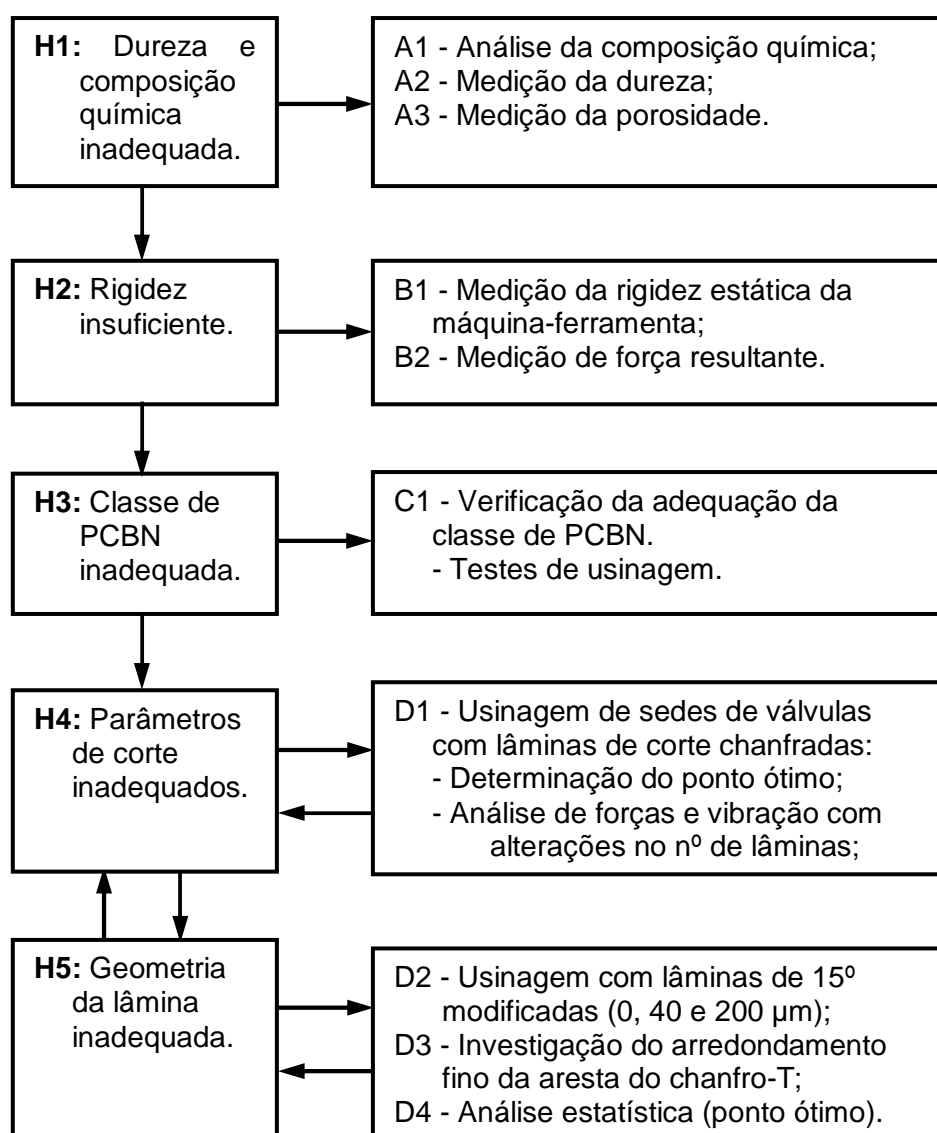


Figura 4.1 – Fluxograma da metodologia adotada neste trabalho, em que: H = hipótese; A, B, C, D = metodologias

4.2 Procedimento Experimental

Inicialmente, foram feitos vários testes exploratórios para definir os parâmetros de usinagem, tais como velocidades de corte e avanço a serem utilizados. Esses testes serviram também para conhecer melhor o processo e testar a correta fixação das sedes e guias de válvulas no dispositivo construído para essa finalidade. Além disso, foram verificados os níveis de vibração, torque e força axial durante a usinagem do material.

Os parâmetros recomendados pelo fabricante da ferramenta para essa operação, são velocidades de corte entre 80 e 100 m/min e avanços de 0,04 a 0,10 mm/volta (MAPAL, 2007). Com o objetivo de explorar o problema, optou-se por utilizar nos testes iniciais: velocidades de corte de 38 a 500 m/min e avanços de 0,005 a 0,35 mm/volta e fluido de corte emulsionável com concentração de 3 a 9%. Nos testes definitivos, foram utilizados os seguintes parâmetros: velocidades de corte de 60 a 160 m/min, avanços de 0,02 a 0,12mm/volta, arredondamento fino da cunha cortante (R_n) das lâminas de PCBN de 10 a 110 μm . Além disso, o fluido de corte foi mantido com vazão constante, do tipo jorro, com concentração de 8% de óleo de corte emulsionável. Esses valores foram selecionados de modo que os parâmetros recomendados pelo fabricante e utilizados pela montadora, situassem-se no ponto médio da faixa recomendada. Após os testes iniciais de exploração e ajustes dos instrumentos de medição, foi feito um planejamento experimental.

4.2.1 Planejamento experimental

O planejamento experimental foi dividido em duas etapas, sendo que na primeira foram realizados os testes preliminares, utilizando um planejamento fatorial completo, a fim de explorar o assunto. Numa segunda etapa, foram realizados os testes definitivos, utilizando um planejamento composto central (PCC) para avaliar as variáveis de entrada e suas interações na resposta do sistema.

Para a primeira etapa foram consideradas três variáveis independentes ou de entrada. As variáveis independentes foram: velocidade de corte, avanço e concentração do fluido de corte (óleo de corte emulsionável). As respostas analisadas foram: força axial, torque e amplitude de aceleração (vibração). Considerou-se como constante: material dos anéis e guias de válvulas, classe das lâminas de PCBN, máquina-ferramenta, pressão de vazão do fluido de corte (tipo jorro) e seu local de aplicação, torque aplicado na porca responsável pela fixação do anel (sede de válvula) e posição do acelerômetro e do dinamômetro na mesa da máquina-ferramenta. Foram variados os valores de velocidade de corte em moderada (60 m/min) e alta (120m/min), o avanço em moderado (0,02 mm/volta) e alto (0,10

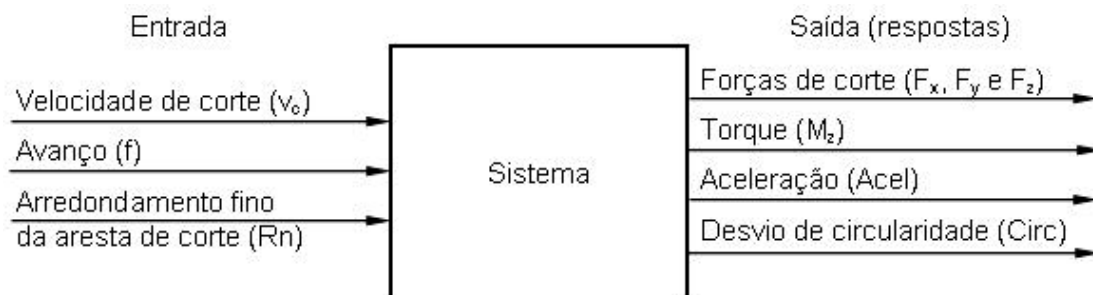
mm/volta) e concentração do fluido em moderada (3% de óleo de corte emulsionável) e alta (9% de óleo de corte emulsionável). Utilizou-se para esse experimento um planejamento fatorial com dois níveis e três fatores (2^k). Dentro desse intervalo de estudo encontram-se as condições utilizadas pela indústria automotiva. Essas condições permitem a avaliação em separado dos efeitos individuais e dos efeitos de interação dos fatores num experimento, no qual todos os fatores variam simultaneamente num padrão de tentativas cuidadosamente organizadas. A Tab. 4.1 apresenta um resumo desse planejamento.

Tabela 4.1 – Variáveis utilizadas na primeira etapa do planejamento estatístico

Variável	Fator (estudado)	Valor codificado (Fatorial 2^3)
Velocidade de corte (v_c) [m/min]	60	-1
	120	1
Avanço (f) [mm/volta]	0,02	-1
	0,10	1
Concentração do fluido de corte (óleo) [%]	3	-1
	9	1

Os resultados desta primeira etapa não serão apresentados neste trabalho, pois eles foram realizados somente com a finalidade de explorar o assunto e definir os valores das variáveis (fatores) do PCC. Além disso, esses testes também foram feitos como propósito de ajustar a máquina-ferramenta e os instrumentos de medição. Por outro lado, os resultados da primeira etapa mostraram que a concentração do fluido de corte não acarretou mudanças significativas na resposta do sistema analisado. Por esse motivo, a variação da concentração do fluido de corte não foi utilizada na segunda etapa.

Na segunda etapa, os testes definitivos foram realizados utilizando um PCC para fazer uma análise da significância de cada parâmetro envolvido, juntamente com a interação entre eles. O objetivo foi estudar o efeito de três fatores na resposta do sistema. As três variáveis controláveis (entradas) foram: velocidade de corte, avanço e arredondamento fino da aresta de corte da lâmina de PCBN. As variáveis de saída (respostas) foram a força de corte, o torque, a vibração (amplitude de aceleração) e o desvio de circularidade, conforme pode ser visto na Fig. 4.2.



Figuras 4.2 – Variáveis de entrada e de saída do PCC utilizadas neste trabalho

O programa empregado na análise estatística foi o Statistica®. Em função da complexidade da operação e da falta de estabilidade do processo, o que compromete muito a repetibilidade, foi adotado um nível de significância de $p < 0,30$, ou seja, confiabilidade de 70%. Foram realizadas quatro repetições, por causa da quantidade limitada de sedes e guias de válvulas disponíveis. Foi usinado um total de 450 anéis (sedes) e guias de válvulas neste trabalho. A Tab. 4.2 foi desenvolvida no programa Statistica® e apresenta os principais testes (combinações de níveis) e seus respectivos fatores de controle. Foram medidos as forças de corte (F_x , F_y , F_z), o torque (M_z), a vibração (amplitude de aceleração) e o desvio de circularidade em cada teste. Portanto, têm-se cinco níveis de velocidade de corte, avanço e arredondamento fino da aresta de corte, os quais resultaram em 23 combinações que foram examinadas.

Esses testes foram executados de forma aleatória, com isso possibilitando em cada um usar anéis em sequência, dias e horários distintos. Como os testes deste trabalho foram baseados em experimentos fatoriais, todas as combinações possíveis dos níveis dos fatores ou variáveis independentes citadas, foram testadas.

Além dessas duas etapas, foram feitos vários testes complementares com o objetivo de entender melhor os principais mecanismos de vibração e desvios de circularidade apresentados nas usinagens das sedes de válvulas (anéis de aços sinterizados), tanto com ferramentas chanfradas (novas) quanto com aresta de corte chanfrada e arredondada, e também com aresta de corte similar ao oval.

Fatores:

	$-\alpha$	-	c	+	$+\alpha$
1: Velocidade de corte, v_c [m/min]	60	80	110	140	160
2: Avanço, f [mm/volta]	0,02	0,04	0,07	0,10	0,12
3: Raio de curvatura, R_n [μm]	10	30	60	90	110

Em que: $-\alpha$ = ponto axial inferior; - = nível inferior; c = ponto central; + = nível superior; $+\alpha$ = ponto axial superior.

Tabela 4.2 – Planejamento experimental dos ensaios de usinagem definitivos

Ensaio	v_c [m/min]	f [mm/volta]	R_n [μm]
01	80	0,04	30
02	80	0,04	90
03	80	0,10	30
04	80	0,10	90
05	140	0,04	30
06	140	0,04	90
07	140	0,10	30
08	140	0,10	90
09	60	0,07	60
10	160	0,07	60
11	110	0,02	60
12	110	0,12	60
13	110	0,07	10
14	110	0,07	110
15(c)	110	0,07	60
16(c)	110	0,07	60
17(c)	110	0,07	60
18(c)	110	0,07	60
19(c)	110	0,07	60
20(c)	110	0,07	60
21(c)	110	0,07	60
22(c)	110	0,07	60
23(c)	110	0,07	60

4.3 Máquina-Ferramenta

Os testes foram realizados em um Centro de Usinagem Vertical CNC ROMI® da linha Discovery, modelo 760, com comando numérico Siemens 810 (Fig. 4.3), cujas características estão descritas na Tab. 4.3. O programa de máquina utilizado para realização dos testes, encontra-se no Apêndice 1.



Figura 4.3 – Centro de usinagem vertical ROMI® utilizado nos ensaios

Tabela 4.3 – Características do centro de usinagem vertical ROMI® Discovery 760

Especificação técnica	Valor
Faixa de velocidades	10 a 10.000 rpm
Avanço rápido dos eixos-X/ Y	25.000 mm/min
Avanço rápido do eixo-Z	20.000 mm/min
Avanço de corte	1 a 5.000 mm/min
Potência do motor principal	9 KW (12,5 CV)
Potência total instalada	15 KVA
Curso longitudinal da mesa (X)	762 mm
Curso transversal da mesa (Y)	406 mm
Curso vertical do cabeçote	508 mm
Comando	Siemens 810

4.4 Ferramenta de Corte Utilizada nos Testes

O rebaixamento das sedes de válvulas envolve o uso de uma ferramenta rotativa com quatro lâminas, dispostas a 90° umas das outras e em posições axiais distintas no corpo da ferramenta de corte, como mostrado na Fig. 4.4. Os ângulos de posição associados com estas lâminas são diferentes (15° , 30° , 45° e 90°). O anel a ser usinado é fixado por um dispositivo que simula a sua fixação no cabeçote do motor de combustão interna. A ferramenta gira e avança verticalmente sobre o anel. As lâminas usinam o anel consecutivamente para criar chanfros com ângulos diferentes no seu diâmetro interno, gerando o perfil da sede de válvula. O avanço da ferramenta tende a diminuir na medida em que a operação de usinagem chega à profundidade especificada, parando no final do corte. A ferramenta continua girando por mais três voltas completas para melhorar o acabamento superficial e reduzir os desvios de circularidade. Esse procedimento é utilizado na linha de produção das fábricas de motores de combustão interna (MAPAL, 2007). A combinação do ângulo de posição de cada lâmina e seu posicionamento axial determina a geometria final da sede de válvula.

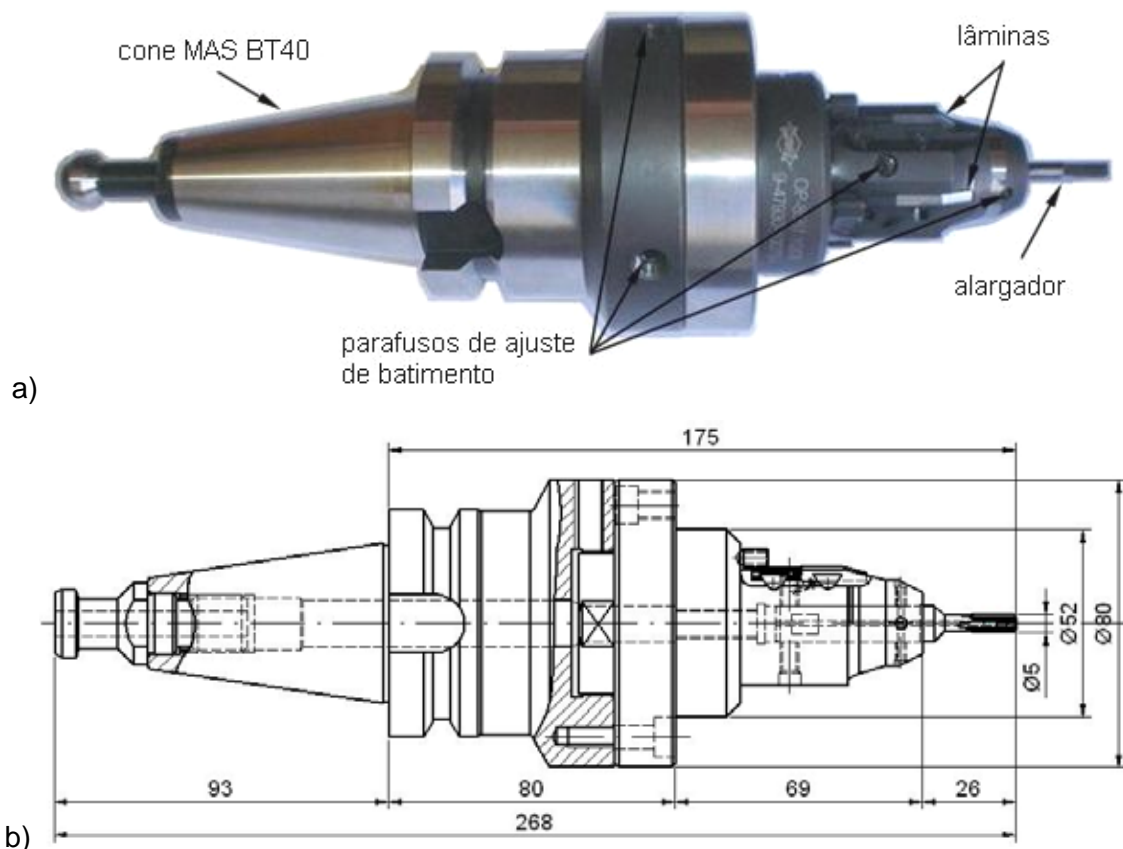


Figura 4.4 – Barra de rebaixar fabricada pela Mapal®: a) foto; b) principais dimensões e detalhes construtivos (valores em mm)

A ferramenta de corte utilizada neste trabalho é idêntica à da linha de produção da Fiat Powertrain Technologies (FPT), para operação de desbaste da sede de válvula do motor Fire 1.4, cuja descrição é apresentada na Tab. 4.4. A barra de rebaixar possui uma geometria específica (fora de catálogo) e é fabricada exclusivamente para atender a montadora. A Fig. 4.5 mostra as lâminas de PCBN utilizadas no desbaste das sedes de válvulas.

Tabela 4.4 – Descrição da ferramenta de corte utilizada nos testes

Ferramenta	Descrição
Porta-lâminas	Barra de rebaixar, fabricante Mapal [®] , cone MAS 403 BT 40
Lâminas de PCBN	Jogo de lâminas de PCBN da classe FT01 com ângulo de posição de 15°, 30°, 45° e 90° para desbaste de sedes de válvulas de admissão do motor Fire 1.4 da Fiat [®] , fabricante Mapal [®]
Alargador	Alargador de desbaste em metal duro, com diâmetro de 5 mm, fabricante Mapal [®]

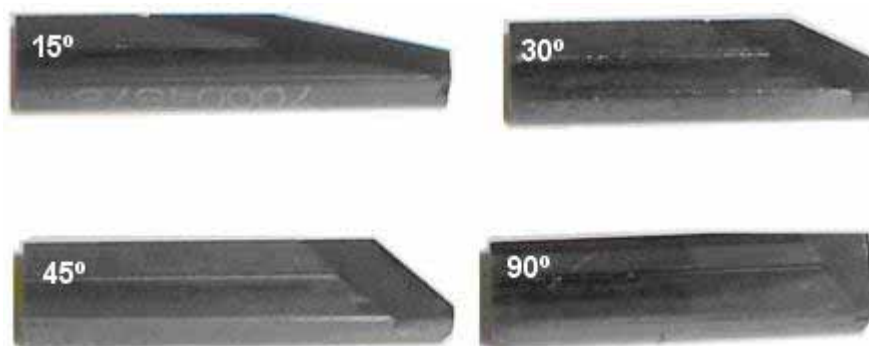


Figura 4.5 – Lâminas de PCBN empregadas na operação de desbaste das sedes de válvulas

4.4.1 Ajuste do batimento radial da ferramenta de corte

A ferramenta (barra de rebaixar) utilizada nos testes permite a correção (ajuste) de batimento axial e radial do eixo-árvore da máquina-ferramenta. O flange de conexão possui uma compensação radial e angular colocada como uma interface entre a máquina e a ferramenta. A Fig. 4.6 apresenta uma ilustração desse tipo de ferramenta (HANNA, 2003). Lima Jr. (2009) e Schroeter (1989) observaram que o resultado da operação de alargamento é fortemente influenciado pelo ajuste radial e angular do porta-ferramenta, o que pode provocar à piora da superfície usinada. Esse ajuste permite tanto a centralização radial

como angular da ponta da ferramenta em relação ao centro geométrico do eixo-árvore da máquina, como mostrado na Fig. 4.7.

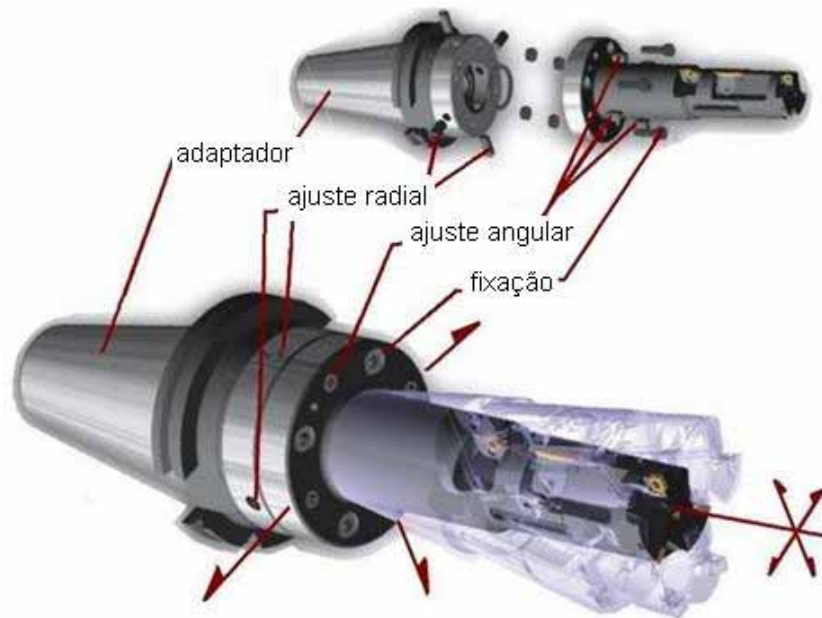


Figura 4.6 – Ferramenta com sistema de ajuste de correção de batimento axial e radial do eixo-árvore da máquina-ferramenta (adaptado HANNA, 2003)

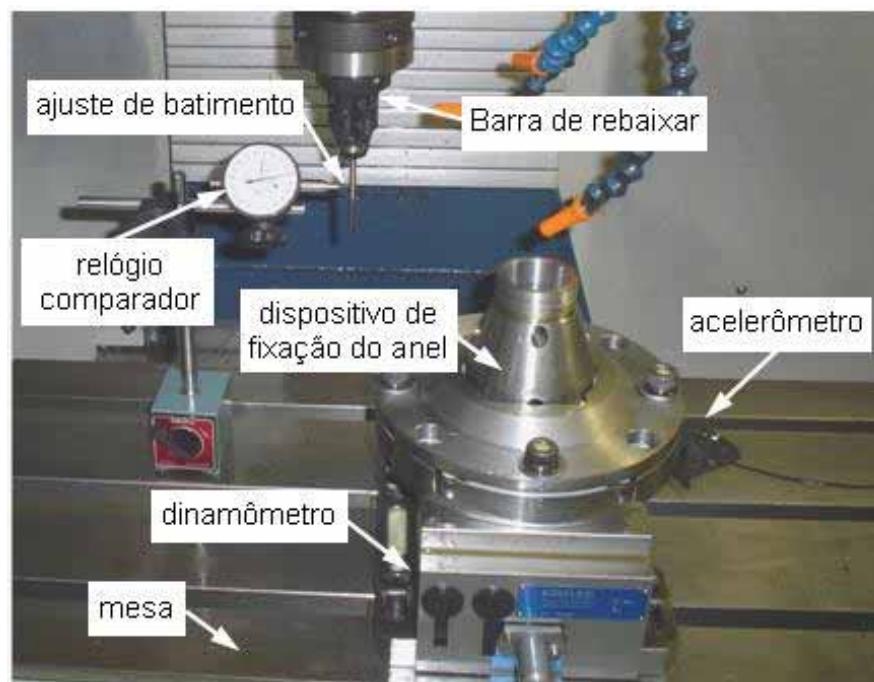


Figura 4.7 – Verificação do batimento radial das ferramentas de corte utilizadas na avaliação das forças e vibrações na usinagem das sedes de válvulas

A ferramenta com flange de compensação foi ajustada no fuso da máquina. O ajuste do batimento radial da ferramenta de corte foi realizado com o uso de um relógio comparador com resolução 1 μm . Pode-se corrigir, também, o batimento radial do alargador. Os ajustes realizados resultaram em erro de batimento radial máximo de 3 μm , não sendo possível eliminá-lo totalmente. De acordo com o fornecedor dos alargadores, a tolerância é de 4 μm (LIMA JR., 2009).

4.5. Anéis de Aço Sinterizado

Os testes foram realizados em anéis de aço sinterizado, utilizados na fabricação das sedes de válvulas de admissão do motor Fire 1.4. Este material foi cedido pela FPT. Na Fig. 4.8 pode-se visualizar um anel e uma guia com suas principais dimensões. Para simular o que acontece na linha de produção, durante a operação de rebaixamento da sede de válvula, foi utilizada uma guia de válvula montada no dispositivo de fixação. Essa operação é favorecida pelo contato do alargador na parede interna do furo cilíndrico da guia de válvula. Em função da guia, dá-se o nome de rebaixamento guiado a essa operação (Fig. 2.1).

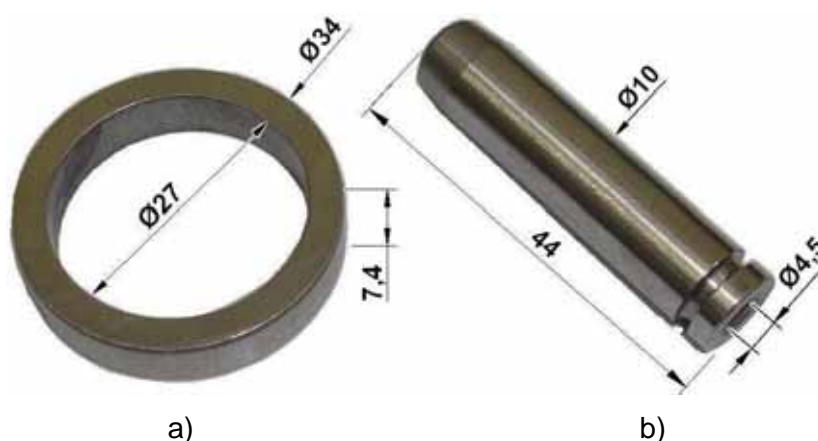


Figura 4.8 – Materiais utilizados nos testes com as principais dimensões (valores em mm): a) anel da sede de válvula; b) guia de válvula

Conforme mencionado anteriormente, as sedes de válvulas de admissão são anéis de aço sinterizado de elevada dureza fabricados através da metalurgia do pó. No Brasil, são fornecidos pela empresa Lunko[®] Metalurgia, conforme norma interna de produção Fiat[®] Automóveis Spa Itália. As características são apresentadas na Tab. 4.5.

Tabela 4.5 – Características principais do material utilizado nos testes (FIAT, 2005)

	Composição Química [%]								Características Estruturais	
	C	Co	Mo	Ni	Mn	S	Outros	Fe	Densidade [kg/m ³]	Dureza [HB]
Mín.	0,8	9	2	1	0,3	0,2	≤ 1,5	restante	≥ 7400	370
	-	-	-	-	-	-				-
Máx.	1,3	11	3	2	0,7	0,6				410

Em que: Outros = elementos metálicos anti-atrito; Mín. = mínimo; Máx. = máximo.

A Fig. 4.9a apresenta o desenho do anel de aço sinterizado antes da usinagem; e a Fig. 4.9b mostra o perfil do anel após a usinagem, onde podem ser observados detalhes da geometria da sede de válvula estudada.

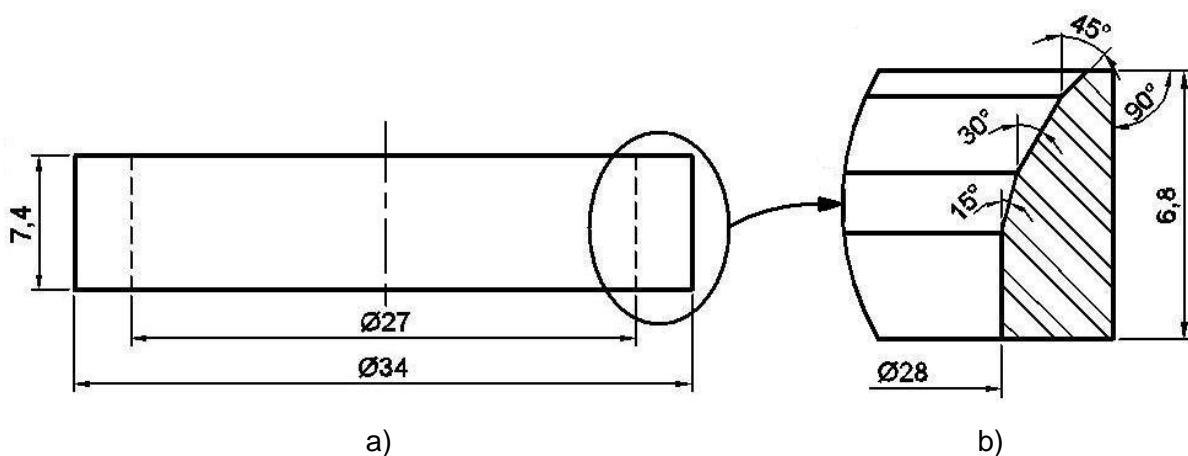


Figura 4.9 – Anel de aço sinterizado: a) antes da usinagem; b) detalhe da geometria da sede de válvula após a usinagem (valores em mm)

Os procedimentos referentes às operações de usinagem nas indústrias automotivas são realizados após a montagem sob interferência dos anéis e guias no cabeçote do motor (Fig. 4.10). Essa montagem é feita por intermédio de uma máquina especial, precedido de um processo de resfriamento dos anéis e das guias com nitrogênio líquido, que facilita a inserção em seus alojamentos e evita deformações nos diâmetros interno e externo das válvulas e das guias.

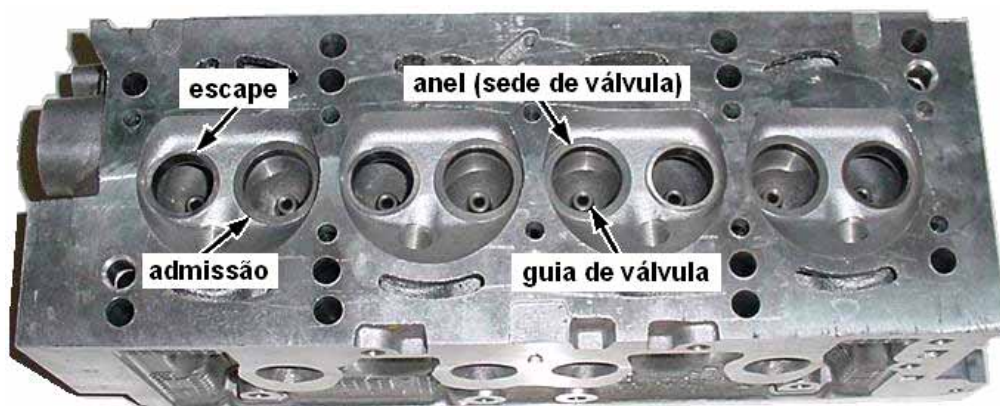


Figura 4.10 – Cabeçote de alumínio do motor Fire 1.4 da Fiat® ilustrando as principais regiões, onde são montados os anéis das sedes de válvulas de admissão e de escape

A composição química e a dureza foram determinadas de forma a testar a primeira hipótese, e os resultados encontram-se na seção 5.1.

4.5.1 Torneamento interno do anel

O diâmetro interno dos anéis em bruto tem 27 mm. Para realizar os testes de rebaixamento das sedes de válvulas foi necessário aumentar o diâmetro interno dos anéis para 28 mm. Essa operação foi realizada em um torno universal eletrônico a comando numérico (CN), Deb'Maq® da linha Diplomat, modelo Revolution RV-220, rotação máxima de 2500 rpm e potência máxima de 8 HP, Fig. 4.11.

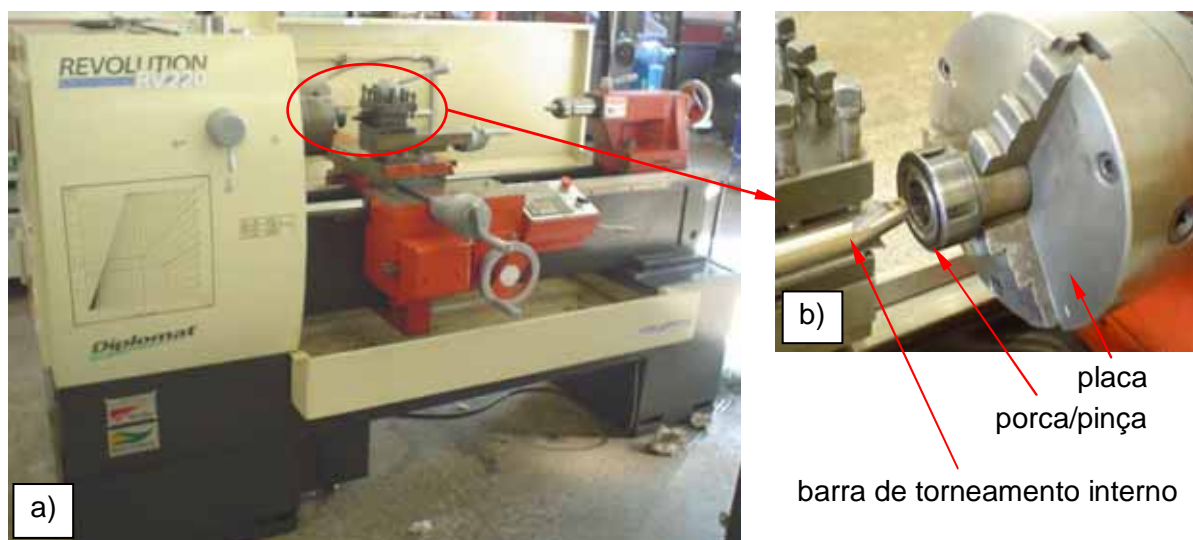


Figura 4.11 – Torno universal eletrônico (CN), Deb'Maq®, modelo Revolution RV220, usado no torneamento cilíndrico interno dos anéis: a) uma foto do torno; b) detalhes dessa operação

As condições de corte utilizadas no torneamento cilíndrico interno foram:

- Pastilha: CCMT09T304-T9015 da Tungaloy®, Fig. 4.12;
- Barra de torneamento interno: A25S-SCLCR/L09-D270 da Tungaloy®, Fig. 4.12;
- Velocidade de corte (v_c): 60 m/min;
- Avanço (f): 0,1 mm/volta;
- Profundidade de corte (a_p): 0,35 mm.



Figura 4.12 – Barra de torneamento interno e pastilha utilizada na operação de torneamento cilíndrico interno dos anéis (sedes de válvula)

4.6 Dispositivo de Fixação das Sedes e Guias de Válvulas

Em função do número limitado de cabeçotes disponíveis para testes, foi projetado e construído um dispositivo para fixação dos anéis e guias de válvulas, mostrado na Fig. 4.13. Os desenhos técnicos podem ser vistos no Apêndice 4.

A base de fixação inferior (Fig. 4.14a) do dispositivo de fixação do anel e guia de válvula foi projetada para ser fixada diretamente na mesa da máquina-ferramenta ou sobre o dinamômetro. Na parte superior deste conjunto foi adicionada uma pinça fabricada sob encomenda, utilizada para fixar os anéis. Além disso, esse dispositivo mantém o alinhamento e posicionamento do anel e da guia durante a usinagem, garantindo uma distância correta entre o anel e sua guia, de acordo com o projeto do cabeçote. A tensão radial é dada pela porca da pinça, cujo aperto final é feito por um torquímetro de estalo (Fig. 4.15), para que todos os anéis fossem submetidos à mesma tensão radial. O torque aplicado na porca foi de 75 N.m. Por esse método de fixação foi possível trocar rapidamente um anel com sua respectiva guia usinada por um outro conjunto em bruto, de forma simples e confiável.

O torquímetro utilizado é do tipo estalo, marca Raven®, com encaixe quadrado de 1/2", para trabalhos na faixa de 3 a 14 kgf.m (25 a 135 N.m). Essa ferramenta obedece a uma

margem de erro de $\pm 4\%$ e é fornecido com certificado de calibração no padrão da Rede Brasileira de Calibração (RBC). As especificações técnicas são: peso de 1,90 kg; comprimento de 538 mm; graduação em quatro escalas (N.m, kgf.m, lb.ft, lb.in) com valor de uma divisão na escala de 1 kgf.m, 5 N.m, 2 lb.ft e 50 lb.in (RAVEN, 2008).

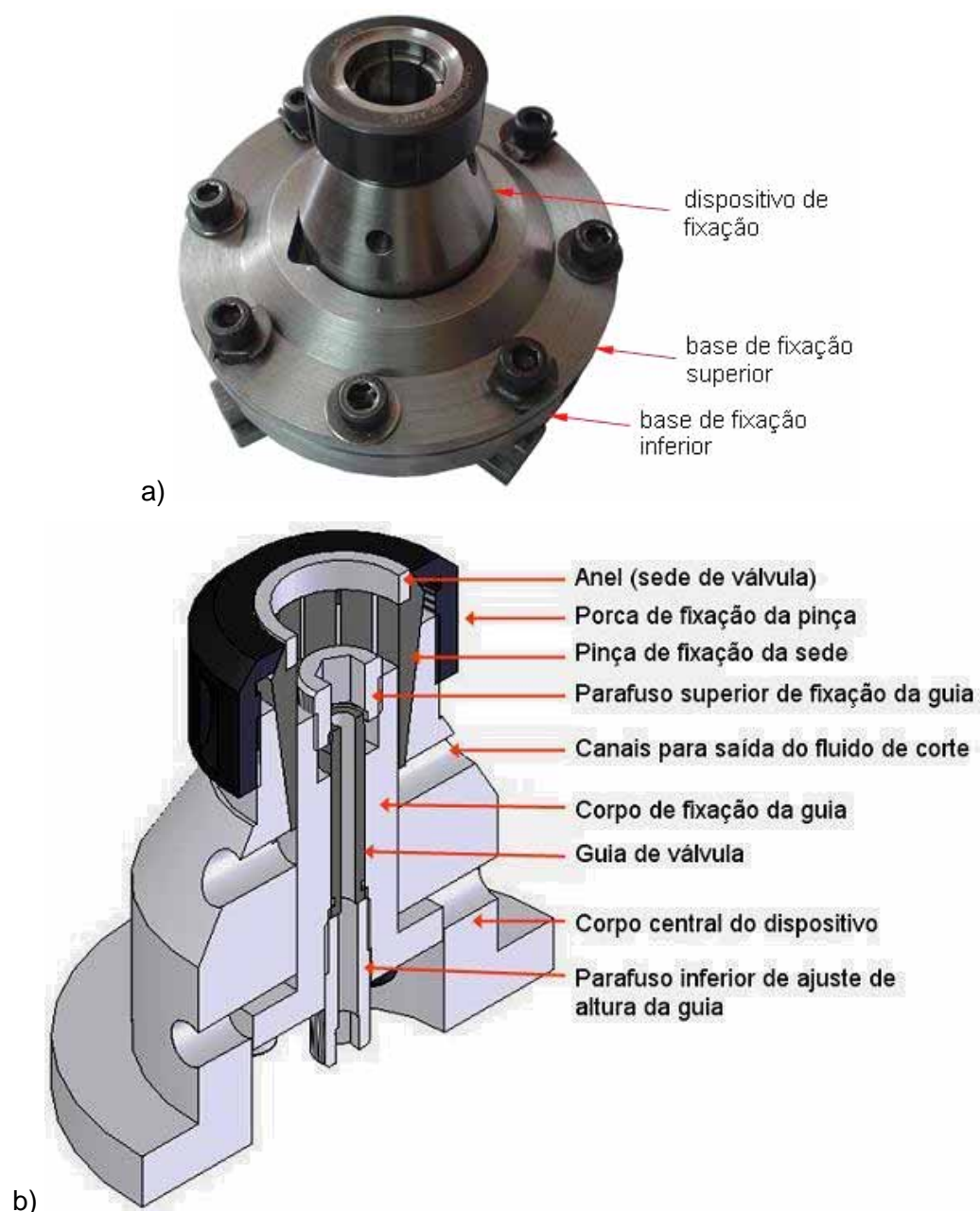


Figura 4.13 – Dispositivo de fixação do anel e guia de válvula: a) montado em sua base, b) desenho esquemático em corte

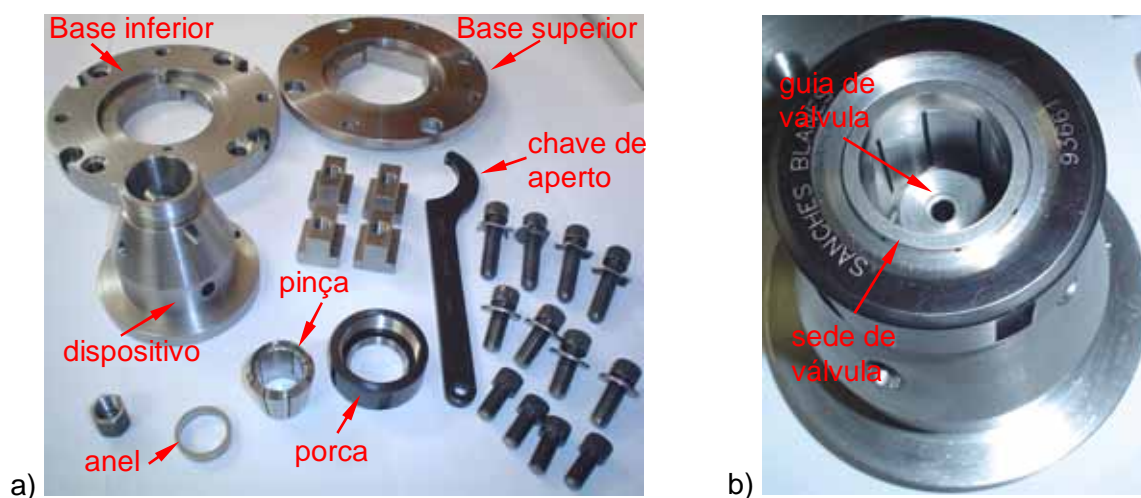


Figura 4.14 – Dispositivo de fixação do anel e guia de válvula: a) desmontado; b) montado



Figura 4.15 – Fixação do anel (sede de válvula) com um torquímetro

4.7 Medição do Desvio de Circularidade

A medição do desvio de circularidade das sedes de válvulas usinadas foi realizada em um medidor de forma geométrica (circularímetro) da Taylor-Hobson®, modelo Talyrond 131, disponível no Laboratório de Metrologia da Universidade Federal de Uberlândia (UFU). Este equipamento é mostrado na Fig. 4.16. A resolução deste equipamento é de $0,01 \mu\text{m}$ e sua capacidade máxima de medição de diâmetro é de 370 mm e de altura 225 mm. Antes

da medição, a sede de válvula passa por um processo de nivelamento e alinhamento usando uma mesa rotativa de alta precisão com colchão de ar (Fig. 4.16a). O apalpador desse equipamento é constituído de uma bobina indutiva e uma haste de fibra de carbono com uma esfera de rubi de 2 mm de diâmetro, fixado na ponta, como mostrado na Fig. 4.16b. A peça gira e o apalpador toca a superfície interna da sede de válvula. Os dados são adquiridos e processados por um computador, que fornece os valores dos desvios de circularidade encontrados em relação à forma geométrica ideal (OLIVEIRA *et al.*, 2007).

A medição do desvio de circularidade foi executada na altura média do chanfro de 45° da sede de válvula, após a usinagem. Somente após a medição, a peça usinada era solta do dispositivo de fixação.

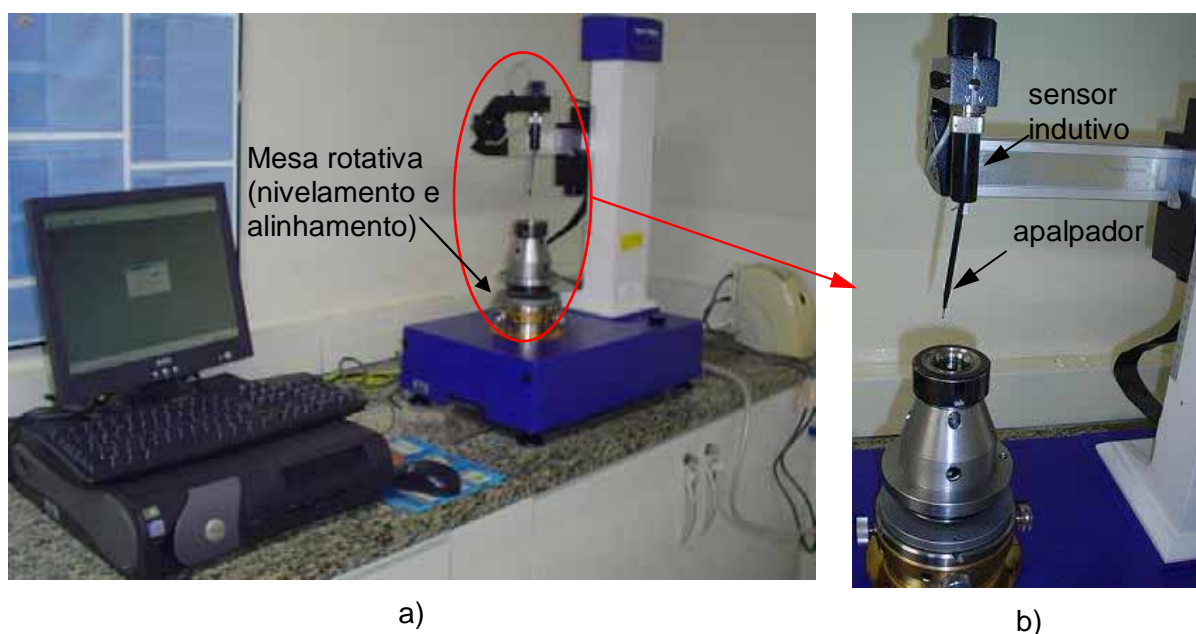
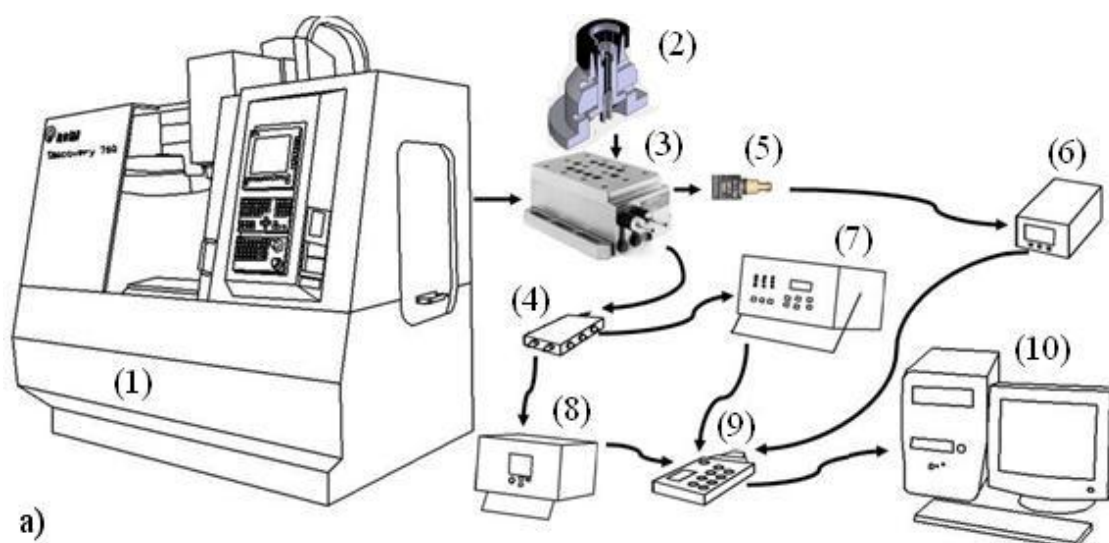


Figura 4.16 – Equipamento utilizado na medição de desvio de circularidade, circularímetro, marca Taylor Robson®, modelo Talyrond 131

4.8 Sistema de Aquisição de Dados

Para a medição do torque, forças de corte e vibração (amplitude de aceleração), alguns instrumentos foram montados no centro de usinagem, como ilustrado no esquema da Fig. 4.17.



- | | |
|--|--|
| (1) Máquina-ferramenta ROMI®, Discovery 760 | (6) Condicionador de sinais NEXUS® |
| (2) Dispositivo de fixação de sede de válvula | (7) Amplificador de carga Kistler® 5019B |
| (3) Dinamômetro Kistler® 9265B | (8) Amplificador de carga Kistler® 5070A |
| (4) Caixa de distribuição Kistler® 5407A | (9) Módulo de entrada e saída BNC-2110 |
| (5) Acelerômetro da Brüel & Kjaer®, tipo 4501A | (10) Computador com placa de aquisição |

Figura 4.17 – Ilustração esquemática dos equipamentos e instrumentos de medição utilizados nos testes

4.8.1 Medições das forças de corte e torque

Foram feitas as medições dos sinais de forças de corte na direção do eixo-X (F_x), do eixo-Y (F_y), do eixo-Z (F_z) e do torque (M_z) gerados durante o rebastamento na operação de desbaste, em todos os testes. Foram feitos testes com ferramentas chanfradas (novas) e chanfradas com arredondamento fino da cunha corte do chanfro-T, para efeito de comparação.

As avaliações dos sinais de forças de corte e torque foram realizadas com um dinamômetro Kistler®, tipo 9265B. Este equipamento foi montado sobre a mesa da máquina-ferramenta e o dispositivo de fixação do anel e guia foi montado sobre o mesmo.

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 de carga 5070A foi utilizado para obtenção das forças de corte (F_x e F_y), e também para a determinação do torque. O segundo amplificador de carga 5019B foi

utilizado para obtenção da força axial (F_z). As forças de corte F_x , F_y , F_z e o torque (M_z) foram calculados através das seguintes equações, respectivamente:

$$F_x = F_{x1+2} + F_{x3+4} \quad (4.1)$$

$$F_y = F_{y1+4} + F_{y2+3} \quad (4.2)$$

$$F_z = F_{z1} + F_{z2} + F_{z3} + F_{z4} \quad (4.3)$$

$$M_z = b * (-F_{x1+2} + F_{x3+4}) + a * (F_{y1+4} - F_{y2+3}) \quad (4.4)$$

Em que: $a = 0,0305$ e $b = 0,0585$ m, são constantes do dinamômetro Kistler® para determinação do torque. Estes dados são fornecidos pelo manual do dinamômetro.

Os parâmetros ajustados no amplificador de carga Kistler® 5070A para medição de forças de corte (F_x , F_y) e determinação do torque (Eq. 4.4) são mostrados na Tab. 4.6. Para detalhes da montagem, veja o Apêndice 2.

Tabela 4.6 – Parâmetros ajustados no amplificador de carga Kistler® 5070A

Parâmetro		Valor
Faixa de medição		0 - 2.000 N
Sensibilidade	Canais 1 e 2	- 7,84 pC/ N
	Canais 3 e 4	- 7,83 pC/ N
Constante de tempo		T = 304 s (Short)
Filtro passa-baixa		100 Hz
Fator de escala (SC)		200 N/ V

Os parâmetros ajustados no amplificador de carga Kistler® 5019B para medição da força axial são mostrados na Tab. 4.7. Para detalhes da montagem, veja o Apêndice 3.

Tabela 4.7 – Parâmetros ajustados no amplificador de carga Kistler® 5019B

Parâmetro	Valor
Canal 1 (Ch1) TS (F_z)	- 3,63 pC/ N
Fator de Escala	300 N/ V
Filtro passa-baixa	Desligado
Constante de tempo	T = 10 s (Short)

4.8.2 Medição da vibração

Foi feita a medição da amplitude de aceleração (vibração) utilizando um acelerômetro da Brüel & Kjaer® tipo 4501a, cuja incerteza expandida de medição é 1%. O sinal gerado pelo acelerômetro é amplificado e condicionado por um amplificador de carga apropriado, antes de ser inserido no bloco conector da placa de aquisição. Os sinais analógicos são transformados em sinais digitais pela placa de aquisição inserida no interior do computador. Todo esse esquema foi ilustrado na Fig. 4.17.

Os parâmetros ajustados no condicionador do acelerômetro mostrados na Tab. 4.8 e na Fig. 4.18 apresentam os detalhes da montagem do acelerômetro no dinamômetro Kistler®. O acelerômetro foi posicionado para captar as amplitudes de aceleração (vibrações) na direção do eixo-Z, como mostrado na Fig. 4.18b. O deslocamento da ferramenta utilizada neste trabalho é na direção do eixo-Z. Logo, optou-se por medir as vibrações nessa direção.

Tabela 4.8 – Parâmetros ajustados no condicionador do acelerômetro

Parâmetro	Valor
Filtro passa-baixa	1 Hz
Filtro passa-alta	10 kHz
Ganho	31,6 mV/ (m/s ²)

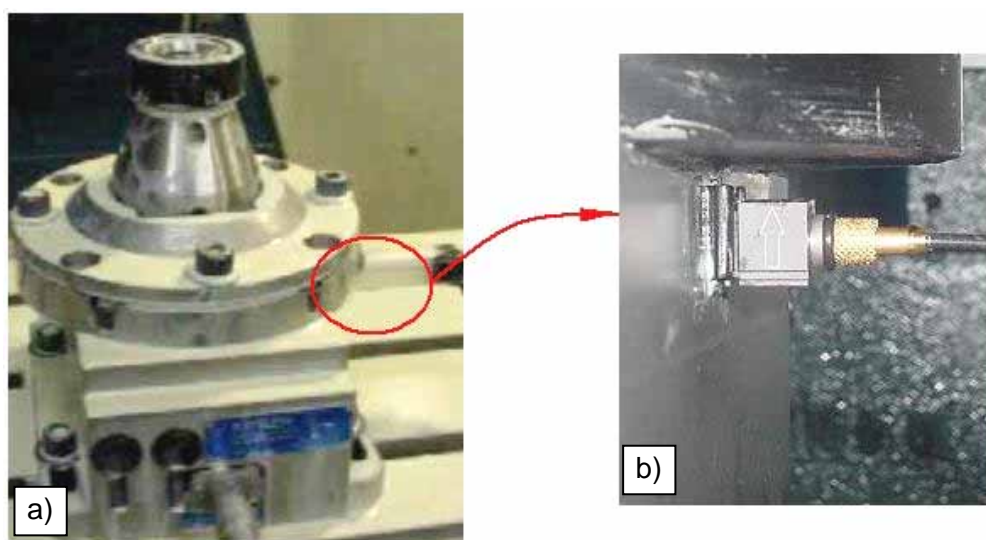


Figura 4.18 – Dispositivo de fixação do anel e guia de válvula e sistema de medição de força e aceleração: a) detalhes da montagem; b) vista ampliada do acelerômetro montado no dinamômetro

4.8.3 Programa Utilizado na Aquisição de Dados

Finalizando a parte de aquisição, todo o gerenciamento da placa de aquisição e da gravação das informações foi realizado por meio do programa LabVIEW® (Fig. 4.19), conforme diagrama de blocos mostrado na Fig. 4.20. Para minimizar o erro de medição foi realizada uma calibração do sistema de medição. Resultados de medições confiáveis só podem ser alcançados com instrumentos de medição comprovadamente calibrados (SILVA; ALVES, 2004). Os valores adquiridos das forças de corte e torque foram ajustados e calibrados, utilizando as fórmulas de regressões lineares mostrados no Apêndice 2 e 3.

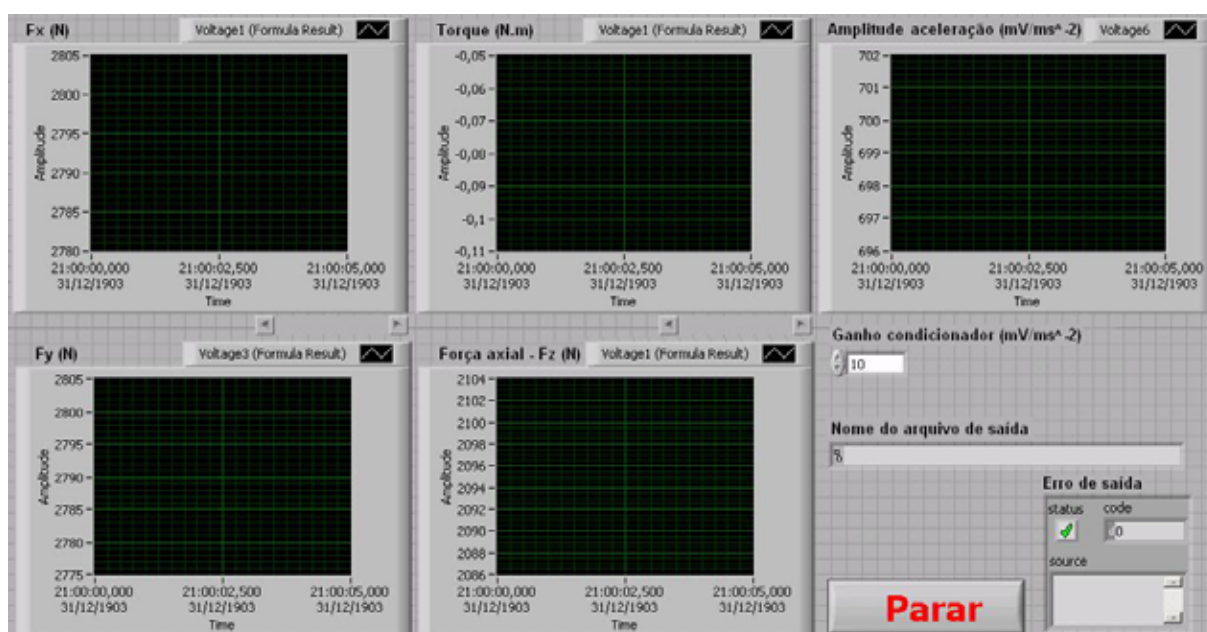


Figura 4.19 – Painel frontal do instrumento virtual utilizado para medições de forças de corte, torque e vibração

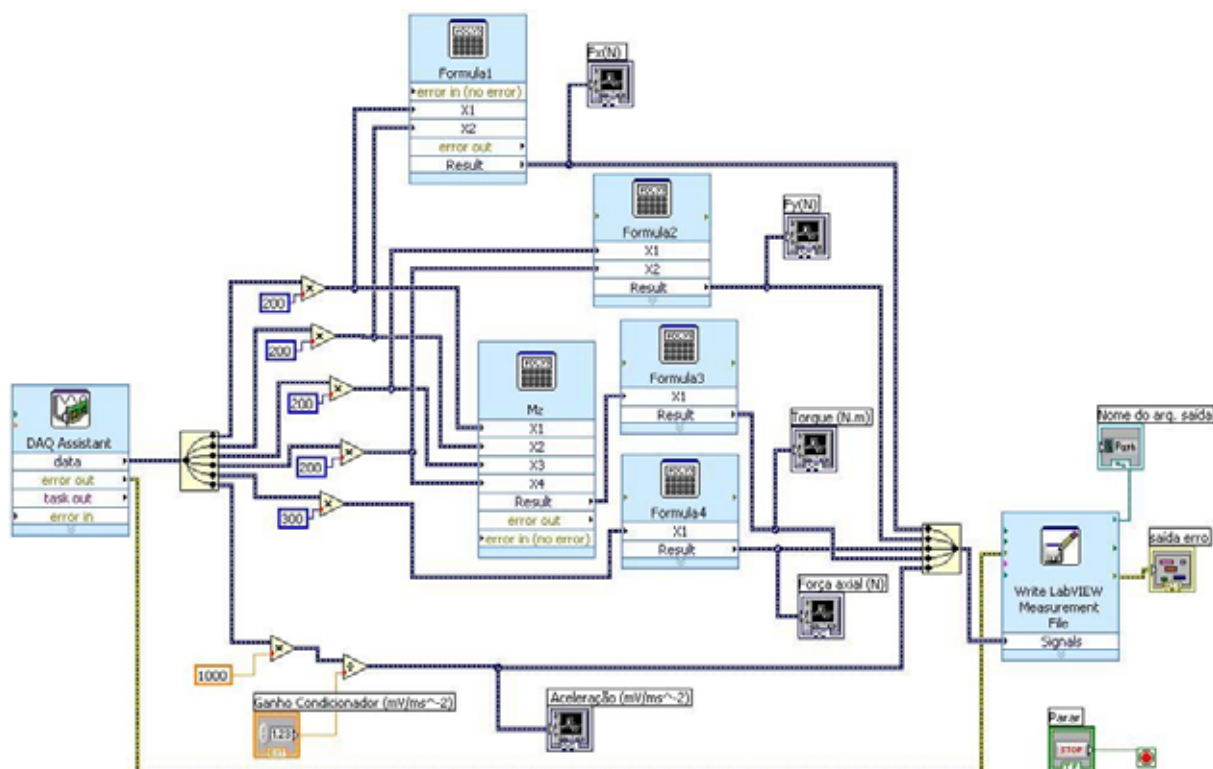


Figura 4.20 – Diagrama de blocos do instrumento virtual usado nas medições de torque, forças de corte e amplitude de aceleração

4.9 Fluido de Corte Utilizado nos Testes

Na usinagem de aços sinterizados na linha de produção da Fiat® utiliza-se fluido de corte em abundância (jorro), por causa das altas temperaturas geradas na interface cavaco-ferramenta. Por esse motivo, os testes foram realizados com fluido de corte emulsionável em água e aplicados em abundância. A Tab. 4.9 mostra algumas características típicas desse fluido emulsionável.

Tabela 4.9 – Características típicas do fluido emulsionável (INGRAX, 2007)

Propriedade	Valor
Densidade (20/4°C) kg/m ³	940
Viscosidade a 40°C- cSt	20,2
Viscosidade SSU a 37,8°C	46
Ponto de Fulgor	>200°C

As concentrações do fluido de corte usadas na usinagem dos anéis foram de 3 a 9%. O monitoramento dessas concentrações do fluido de emulsionável foi realizado com um refratômetro manual (Fig. 4.21), marca Atago®, modelo N-1, com escala entre 0 e 32% Brix.



Figura 4.21 – Refratômetro para medição da concentração do fluido de corte

CAPÍTULO V

RESULTADOS E DISCUSSÕES

Cinco hipóteses foram propostas para explicar as possíveis causas da vibração excessiva durante a operação de desbaste das sedes de válvulas, citadas no item 4.1.

Este capítulo descreve os resultados das investigações que foram realizadas para testar cada uma das cinco hipóteses propostas, de modo a verificar quais os graus de influência exercem sobre o problema de vibrações excessivas, durante a operação de usinagem na condição de desbaste das sedes de válvulas de admissão do motor Fire 1.4. Com o estudo experimental, o conhecimento sobre o comportamento do material, as forças envolvidas e a influência dos parâmetros de corte foi ampliado consideravelmente. O primeiro passo foi conhecer as propriedades químicas e mecânicas do material usinado.

5.1 Análise das Propriedades Químicas e Mecânicas do Material do Anel

Esta análise foi realizada para testar a primeira hipótese. A Fig. 5.1 apresenta algumas imagens (micrografias) dos anéis de aço sinterizado sem ataque químico, que caracterizam a estrutura da matriz aço de alto carbono, com vários elementos de liga. Também, é possível observar partículas de carbonetos livres e algumas porosidades, indicadas nas próprias imagens. Análises realizadas nas micrografias utilizando o software ImageTool[®], mostraram que a porosidade média é de 8% da área total.

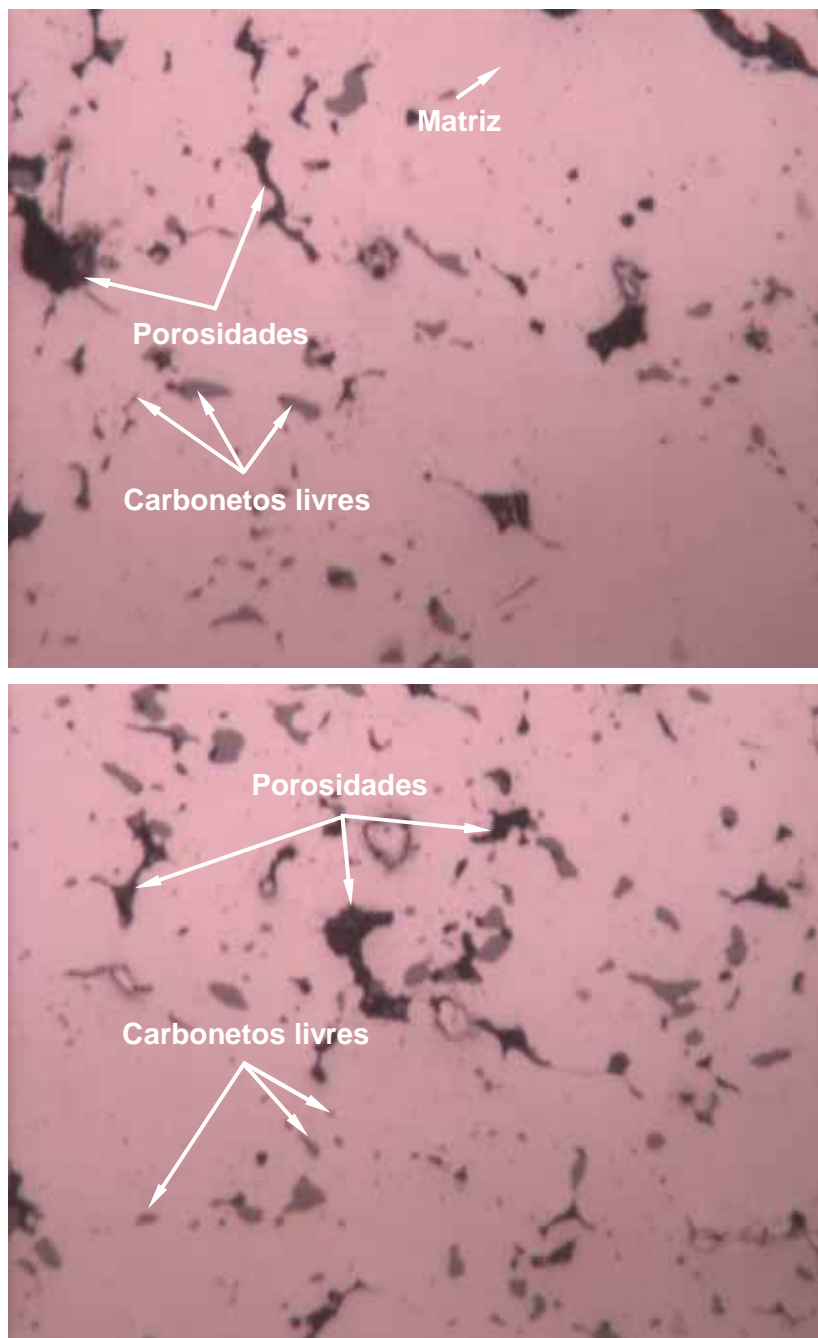


Figura 5.1 – Micrografias dos anéis de aços sinterizados (sem ataque químico)

5.1.1 Microanálise por energia dispersiva (EDS) dos anéis de aço sinterizado

O objetivo das microanálises realizadas nos anéis foi verificar a composição química do material. A Fiat® possui uma norma interna para a fabricação do aço sinterizado para sedes de válvulas, que especifica a quantidade máxima e mínima dos elementos químicos, conforme foi mostrado na Tab. 4.5.

Foi feito um espectro da composição química em três amostras por meio de uma micro-sonda. Foram feitas três análises (pontos 1, 2 e 3) por amostra, conforme mostrado na Fig. 5.2. Essa técnica EDS é usada para obter resultados semi-quantitativos do teor dos metais presentes nas amostras. Os resultados mostrados na Fig. 5.2 apresentaram uma grande quantidade de ferro, que é a matriz. Também é possível notar a presença dos elementos químicos: alumínio, vanádio, cromo, manganês, cobalto, níquel, cobre, molibdênio e tungstênio. O molibdênio, o cobalto e o níquel aparecem em maior quantidade nos pontos analisados, conforme mostrado na Tab. 5.1. É importante salientar que, pelas análises químicas dos anéis, observou-se a presença de vários outros elementos químicos residuais.

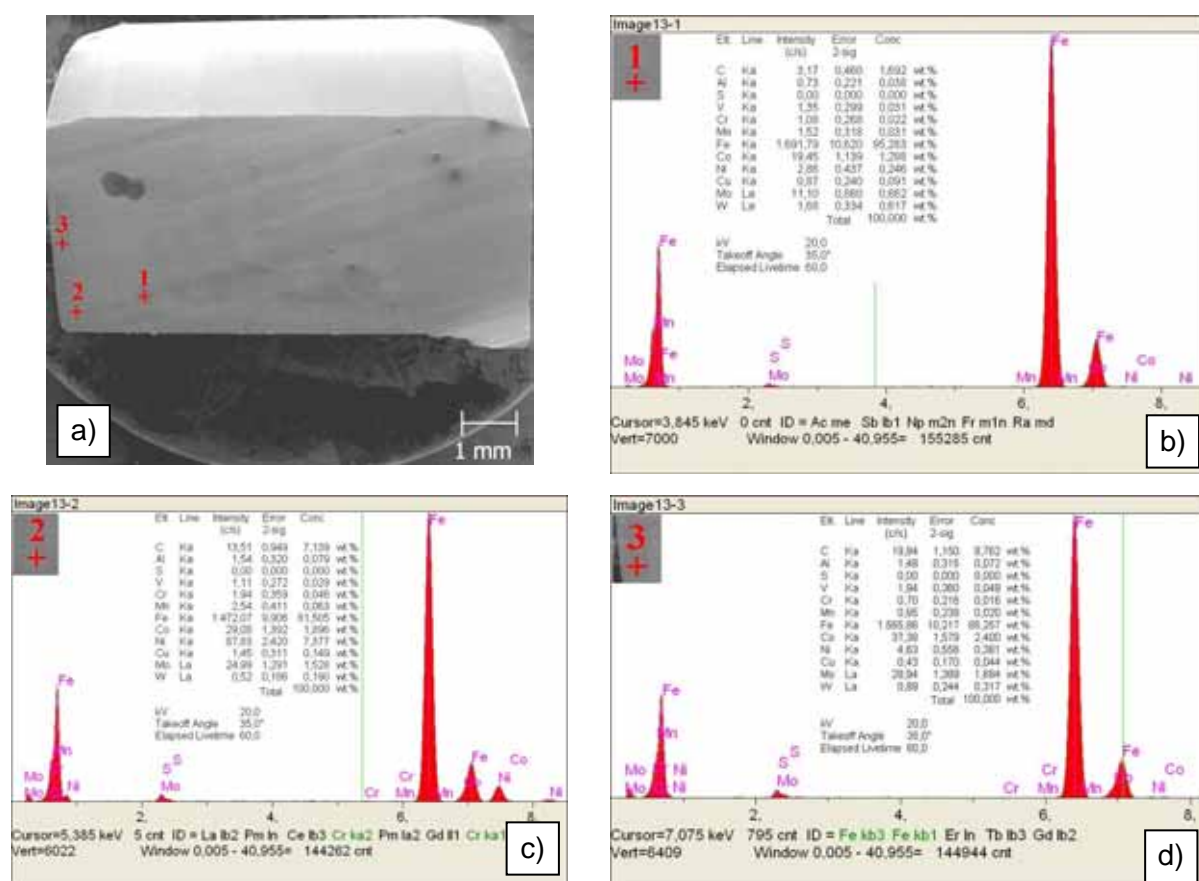


Figura 5.2 – Imagens adquiridas na microanálise por energia dispersiva: a) fotomicrografia feita em MEV apresentando os três pontos (regiões) analisados; e os espectros das análises químicas nos pontos 1 (b), 2 (c) e 3 (d)

Tabela 5.1 – Resultados das análises da composição química do material do anel

Elementos químicos analisados [%]						
Ponto	Al	S	Ti	V	Cr	Mn
1	0,34	0,30	0,06	0,06	0,65	0,40
2	0,32	0,30	0,07	0,04	0,05	0,35
3	0,29	0,26	0,09	0,04	0,07	0,40
4	0,35	0,70	0,12	0,05	0,10	0,45
5	0,54	0,79	0,05	0,05	0,06	0,57
6	0,17	0,26	-	0,05	0,05	0,22
7	0,12	0,22	-	0,06	0,05	0,18
média	0,30 \pm 0,14	0,40 \pm 0,24	0,08 \pm 0,02	0,05 \pm 0,01	0,15 \pm 0,22	0,37 \pm 0,13
Ponto	Fe	Co	Ni	Cu	Mo	W
1	77,33	8,10	1,48	0,09	2,64	0,57
2	77,33	9,01	1,48	0,15	2,88	0,57
3	93,42	8,10	3,27	0,04	2,64	0,51
4	90,41	1,90	1,58	0,04	4,42	0,73
5	90,44	2,40	1,38	0,21	2,69	0,74
6	94,83	1,93	1,28	0,11	2,51	0,62
7	93,37	2,34	1,23	0,08	1,99	0,48
Média	88,16 \pm 7,57	4,82 \pm 3,36	1,67 \pm 0,71	0,10 \pm 0,06	2,82 \pm 0,76	0,60 \pm 0,10

Essa técnica (EDS) é imprecisa na determinação da porcentagem de carbono. Para determinar com exatidão a porcentagem quantitativa de carbono (C) nos anéis de aço sinterizado, foi utilizado o método da combustão direta, em um equipamento LECO CS-444, da Universidade Federal de São Carlos (UFSCar). O resultado foi de 1,286% de carbono, que encontra-se dentro do intervalo especificado pela norma da montadora (FIAT, 2005). O laudo completo pode ser visto no Anexo 1.

As análises realizadas mostraram que a composição química dos anéis de aço sinterizado encontra-se dentro dos limites estabelecidos pela norma (ver Tab. 4.5). Observou-se que o material do anel possui vários tipos de carbonetos livres numa matriz de aço de alto carbono, que dificulta o corte do material. No trabalho de Rocha *et al.* (2004), uma instabilidade numa operação semelhante foi observada, onde os anéis apresentaram uma dureza inferior de 220 a 320 HB, com 0,8 a 1,2% C, quando comparados com o material dos anéis utilizados nesta pesquisa.

5.1.2 Medição da dureza no perímetro do anel

Foram realizadas medições de dureza Brinell (HB) ao longo do perímetro do anel de aço sinterizado, como pode ser observado na Fig. 5.3.

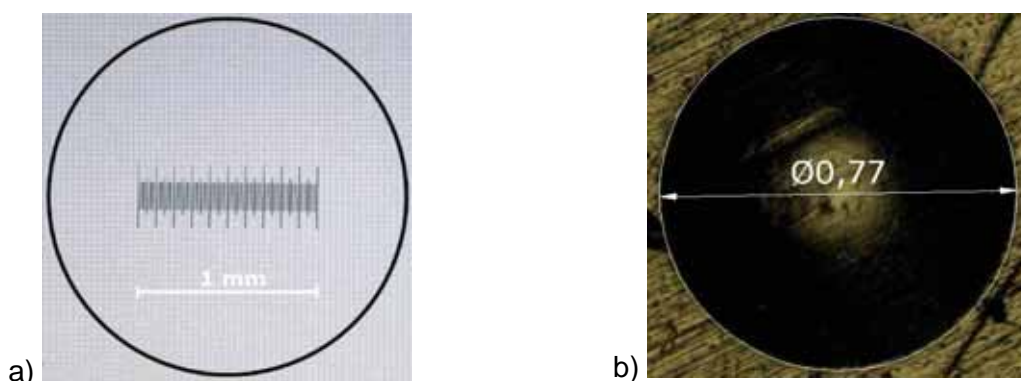


Figura 5.3 – Medições de identações Brinell: a) escala padrão de 1 mm com resolução de 0,01 mm; b) vista ampliada da medição

Foram realizadas medições de dureza Brinell em 8 anéis. As medições de dureza realizadas mostraram que existe uma pequena variação de dureza Brinell (HB) de 371 a 405 kgf/mm² entre os anéis, sendo que para um mesmo anel, a dureza ao longo do perímetro não houve uma variação superior a 3%. Logo, não existe fundamento, ou seja, para confirmar a primeira hipótese, que a dureza não homogênea ao longo do perímetro dos anéis de aço sinterizado pudesse causar variações na força tangencial de corte e, consequentemente, gerem vibrações. A dureza do material atende às especificações.

Observou-se que as propriedades químicas e mecânicas do material do anel estão dentro da faixa especificada e que o sistema tribológico é altamente agressivo, exigindo grande esforço do material da ferramenta, que são lâminas de Nitreto Cúbico de Boro Sintético Policristalino (PCBN). Segundo os autores Cosentino (2006) e DINIZ *et al.* (2006), a elevada agressividade desse tipo de material pode estar relacionada com a composição química do mesmo, o qual apresenta teor de carbono acima de 1%, além da presença de carbonetos extremamente duros, como carbonetos de titânio (TiC), de vanádio (VC) e de cromo (Cr₂C₃), dentre outros, os quais são formados durante o processo de sinterização. De acordo com Hayden (2000) e Rocha *et al.* (2004), a presença desses elementos pode acelerar o desgaste da ferramenta devido ao seu efeito abrasivo. Em função disso, acredita-se que esse sistema tribológico combinando com a elevada dureza do material, porosidade e carbonetos abrasivos livres na interface cavaco-ferramenta, com alta temperatura, podem contribuir para o aparecimento das vibrações excessivas.

5.2 Verificação da Rigidez Estática da Máquina-Ferramenta

Esta verificação foi realizada para testar a segunda hipótese, que a rigidez do eixo-árvore e do sistema de fixação do cabeçote de alumínio do motor Fire 1.4 é insuficiente. Obviamente, toda máquina-ferramenta tem uma rigidez limitada. Não foi possível medir a rigidez das máquinas e nem a do sistema de fixação dos cabeçotes dos motores de combustão interna da linha de produção da montadora, porque haveria a necessidade de interromper o processo e a produção. Entretanto, testes realizados em duas máquinas-ferramenta similares, mostraram que existem folgas e a rigidez desses eixos-árvore não é suficiente para absorver a força de corte resultante da operação em questão. Não é possível medir a rigidez do eixo-árvore isoladamente, sem desmontar o eixo-Z da máquina-ferramenta.

As medições de rigidez estática do centro de usinagem Discovery 760 do Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem da UFU (Tab. 5.2) foram realizadas com um relógio comparador com resolução de 1 μm e as cargas foram aplicadas na ponta da barra de rebaixar utilizada neste trabalho, por meio de um cabo de aço e roldana, como mostrado na Fig. 5.4.

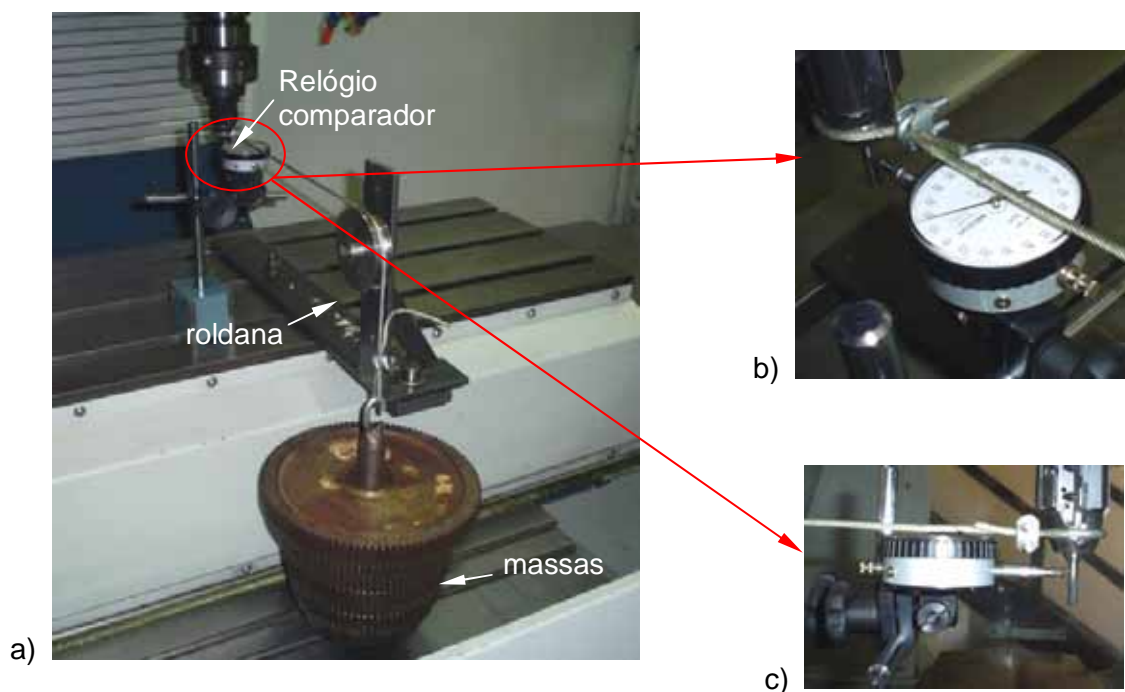


Figura 5.4 – Montagem do sistema de verificação de rigidez da máquina-ferramenta: a) medição da rigidez; b) vista superior e c) lateral do relógio comparador

Tabela 5.2 – Resultados das medições de rigidez da máquina-ferramenta com a barra de rebaixar

Carga [N]	Deslocamento - deflexão [μm]						Deslocamento médio [μm]
	C ₁	D ₁	C ₂	D ₂	C ₃	D ₃	
0	0	2	0	4	1	5	2 ^{± 2}
11	1	2	1	4	1	6	3 ^{± 2}
25	1	3	2	6	3	7	4 ^{± 2}
43	3	5	5	7	5	9	6 ^{± 2}
62	5	7	6	9	7	12	8 ^{± 3}
83	9	9	11	12	11	11	11 ^{± 1}
101	13	12	14	15	15	15	14 ^{± 1}
127	17	17	19	20	20	20	19 ^{± 1}
159	20	20	22	23	22	23	22 ^{± 1}
181	25	26	29	29	27	27	27 ^{± 2}

Em que: “C₁” - carregamento e o “D₁” - descarregamento da carga aplicada.

A Fig. 5.5 mostra a deflexão da máquina-ferramenta com a aplicação de carga. Colocando os valores da tabela no gráfico da Fig. 5.5, a reta de regressão linear mostra que a rigidez estática do centro de usinagem Discovery 760 da UFU é de aproximadamente 7200 N/mm. É amplamente conhecido que a amplitude da vibração é um quociente entre a força resultante e o coeficiente de rigidez. Portanto, acredita-se que a rigidez limitada da máquina-ferramenta certamente contribui para o aparecimento de vibrações. Além disso, pequenas folgas, aliadas ao fato que os eixos-árvore das máquinas da linha de produção são horizontais, e que a ferramenta de corte tem um peso (3,4 kg) considerável, produzem um batimento radial desfavorável que facilita o aparecimento de vibrações durante a operação, e pode até inviabilizá-la, se for excessiva. Segundo Wrublak *et al.* (2008), a deflexão da ferramenta é um fenômeno que acarreta erros na superfície usinada. Estes erros estão relacionados com o carregamento de corte ao qual a ferramenta é submetida.

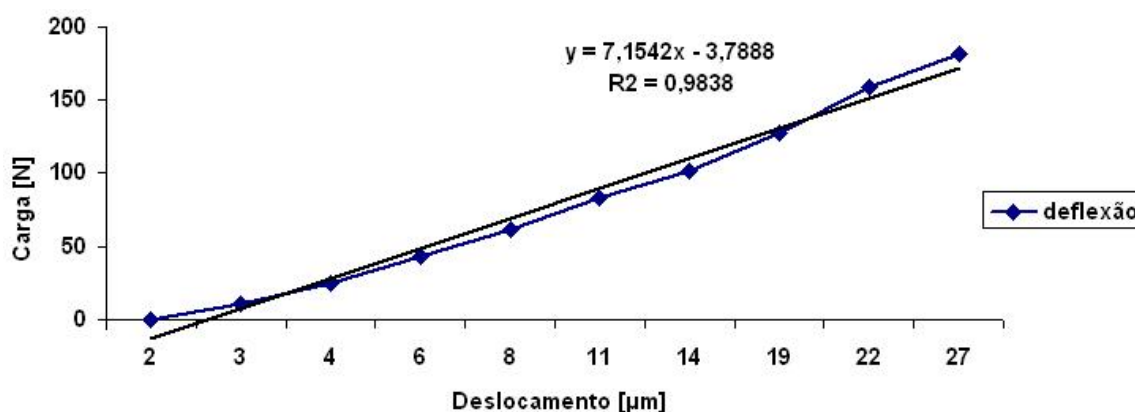


Figura 5.5 – Deflexão da máquina-ferramenta com a aplicação de carga

5.3 Verificação da Classe de PCBN

Esta verificação foi realizada para testar a terceira hipótese, onde a classe de PCBN poderia ser inadequada para a operação em questão. Existem mais de 75 classes de PCBN, com dureza, tenacidade, tamanho de grão e fornecedor de matéria-prima diferentes (MAPAL, 2007). Segundo conversas com especialistas em ferramentas de PCBN, uma classe diferente de CBN poderia aumentar a resistência ao impacto e melhorar o desempenho das lâminas no processo.

Foram realizadas tentativas de avaliação de cinco classes diferentes de lâminas de PCBN, chamadas de: FT01, FT09, FT12, FT23 e FT46 (padronização interna da Mapal®), com aresta de corte chanfrada. Mas, a vibração excessiva observada provocou a quebra e lascamento de muitas lâminas. Esses resultados não serão apresentados aqui em função da falta de estabilidade da operação e, também, por dificuldades de reposição de classes de lâminas, custos e prazos de entrega, que inviabilizaram a continuidade desses testes. Além disso, a simples escolha de uma classe inadequada não causaria vibração, por ser uma questão secundária nesse processo. Por outro lado, esses testes seriam interessantes para avaliação da vida da ferramenta na linha de produção automotiva, que não faz parte dos objetivos deste trabalho.

5.4 Usinagem de Sedes de Válvulas com Lâminas de Arestas de Cortes Chanfradas

Esta etapa foi realizada para testar a quarta hipótese, cujos parâmetros de corte estariam inadequados para o processo de rebaixamento das sedes de válvulas. A usinagem do anel é realizada com lâminas de PCBN com arestas de cortes chanfradas. Esta geometria especial da cunha de corte é chamada de "chanfro-T" pela indústria de ferramentas de corte especiais para linha automotiva, como pode ser visto na Fig. 5.6. As combinações dos ângulos de posição (15° , 30° , 45° e 90°) das lâminas e seus posicionamentos axiais na barra de rebaixar, determinam o perfil final da sede de válvula. Vários parâmetros de corte foram aplicados na tentativa de se encontrar uma situação estável para realização dos testes preliminares com essas lâminas. Porém, os níveis de vibração e ruídos observados foram sempre elevados ao utilizá-las (Fig. 5.7).



Figura 5.6 – Detalhes da geometria da cunha cortante e chanfro-T do jogo de lâminas de PCBN utilizadas nos testes de usinagem das sedes de válvulas; (a), (c), (e) e (g) vista superior; (b), (d), (f) e (h) vista de topo das respectivas lâminas

Uma das prováveis causas da vibração excessiva foi a falta de rigidez da máquina-ferramenta, que não foi capaz de absorver as forças de corte geradas, permitindo deslocamentos radiais das arestas de corte e produzindo um acabamento superficial ruim da sede de válvula. Esse mesmo comportamento foi observado no trabalho de Rocha *et al.* (2004), onde a falta de rigidez comprometeu o desempenho das ferramentas de corte. Na prática é muito difícil eliminar a vibração. Geralmente, ela ocorre devido ao efeito de forças dinâmicas desequilibradas de componentes rotativos e alternativos de máquinas (DUARTE, 2005).

A Figura 5.7a mostra a imagem de uma sede de válvula que foi usinada com lâmina de PCBN com aresta de corte chanfrada, pode-se observar marcas visíveis de vibração na superfície de assento da válvula. As demais imagens apresentadas na Fig. 5.7 mostram ampliações de algumas regiões do perfil usinado, para cada condição de corte. As imagens com marcas visíveis de vibração para as faixas de velocidades de corte mostradas nas Fig. 5.7b e 5.7c foram similares, com pequenas variações na intensidade dessas marcas. Para essas faixas de velocidades de corte não foi observada uma situação de estabilidade de corte. A Fig. 5.7c mostra uma imagem ilustrativa de uma superfície usinada com velocidade de corte (v_c) de 120 m/min e avanço de 0,10 mm/volta, onde ocorreu uma grande oscilação das forças de corte, resultando vibrações. Como consequência, essa superfície adquiriu um aspecto de ondulações. Ao aumentar o avanço para 0,12 mm/volta com a mesma velocidade de corte anterior, a lâmina de 45° fraturou, destruindo a superfície da sede de válvula, como mostrado na Fig. 5.7d. A Figura 5.7k mostra um exemplo de uma superfície sem marcas visíveis de vibração. Nas demais figuras, a vibração produziu efeitos desastrosos para a usinagem, com sobrecargas que danificaram a superfície da sede de válvula e que podem facilmente quebrar as lâminas de PCBN. Além disso, a variação da espessura do cavaco pode levar à amplificação da força resultante, como observado também no trabalho de Schroeter *et al.* (2001). Nota-se, claramente que, nas figuras apresentadas, as superfícies usinadas resultantes dependem dos parâmetros de corte empregados.

A medição da rugosidade superficial das sedes de válvulas na direção tangencial não foi feita porque haveria a necessidade de cortar os anéis. Além disso, a curvatura do anel dificulta e prejudica o resultado da medição. Então, optou-se por medir o desvio de circularidade dos anéis para comparar a qualidade superficial dos mesmos após cada teste.

A presença constante de amplitudes elevadas de vibração prejudicou os testes preliminares, que definiriam os intervalos dos parâmetros de corte a serem utilizados nos testes definitivos com jogos de lâminas de PCBN novas. Isto também ocorreu no trabalho de Rocha (2000). Durante as tentativas de encontrar os intervalos ideais para avaliação, muitas lâminas sofreram avarias. Algumas dessas avarias são mostradas na Fig. 5.8. Os testes mostraram que a falta de estabilidade da operação está relacionada com vários fatores, principalmente a falta de rigidez da máquina-ferramenta utilizada nos testes, aliada às forças de corte elevadas.

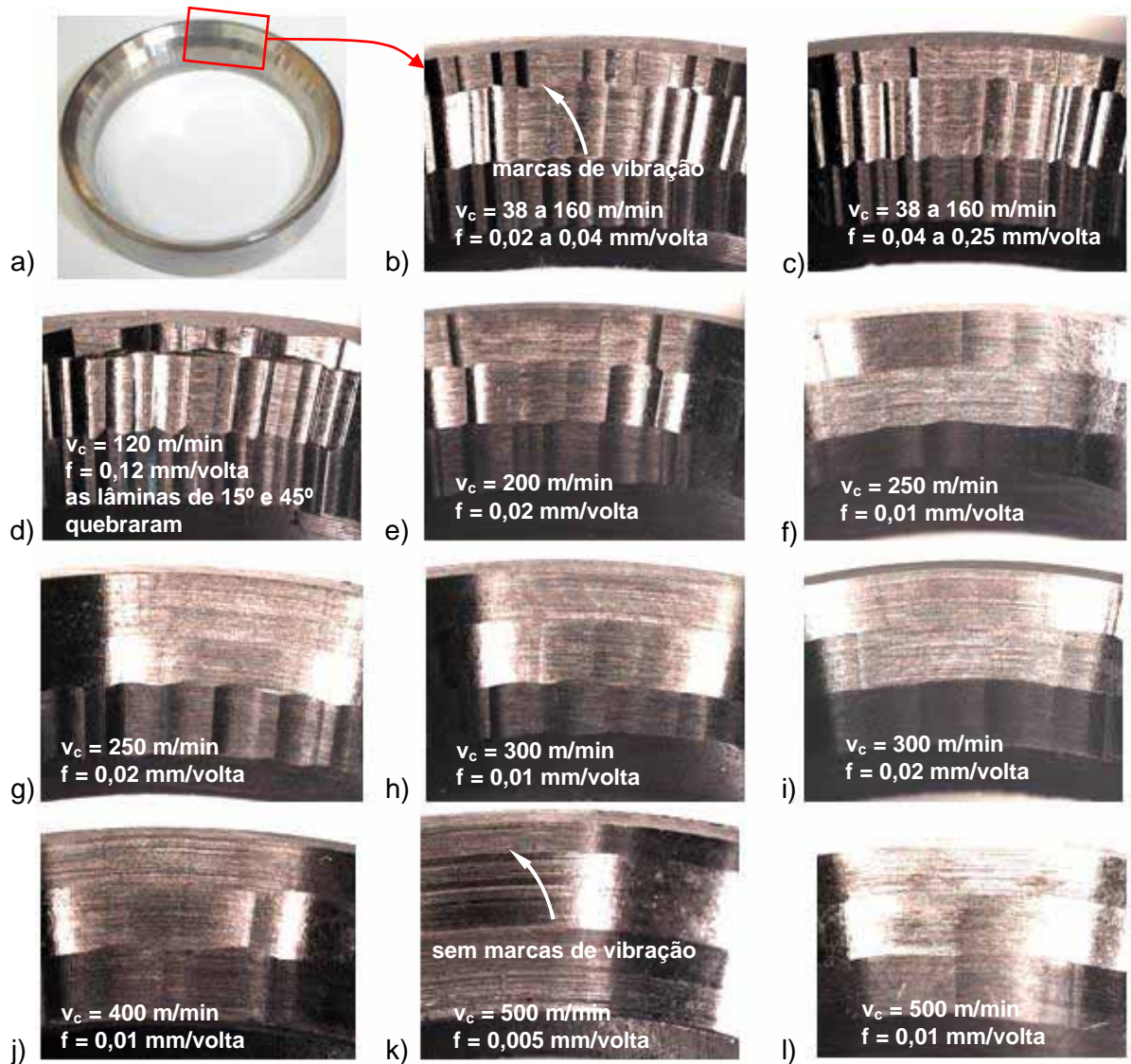


Figura 5.7 – Acabamento superficial das sedes de válvulas após a usinagem com lâminas de PCBN novas em várias condições de corte. Ampliação de 15X

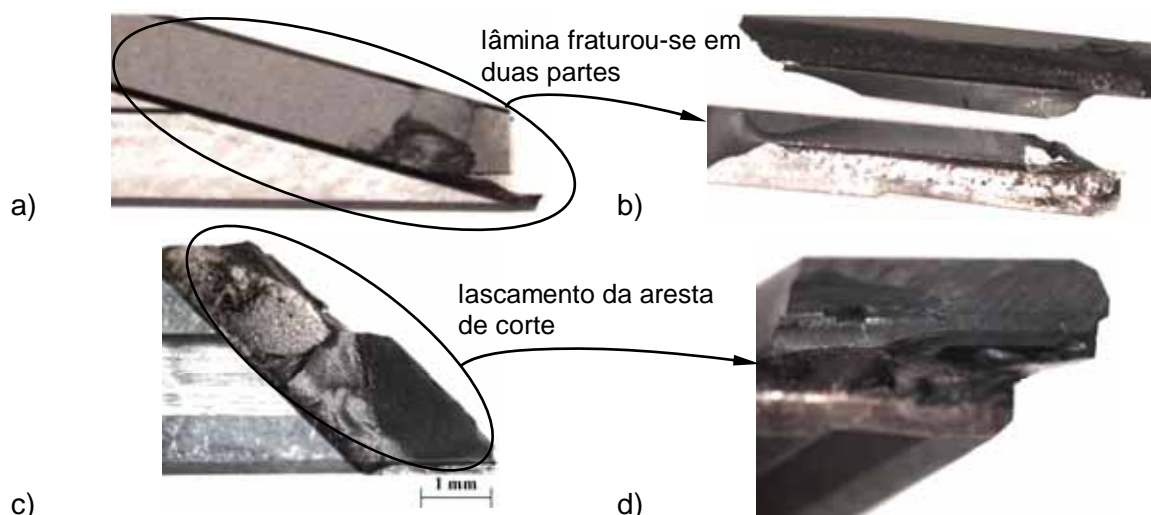


Figura 5.8 – Imagens de fraturas (lascamentos, quebras) de lâminas de PCBN ocorridas durante a usinagem das sedes de válvulas. Vista superior e lateral da lâmina com ângulo de posição de: a) e b) 15°; c) e d) 45°

A forma ou tipo dos cavacos resultante da usinagem das sedes de válvula é apresentada na Fig. 5.9. Esses cavacos dependem do material da peça e dos parâmetros de corte. Vários autores abordam esse assunto, como Machado *et al.* (2009); Kennedy (2006). O tipo predominante do cavaco foi o descontínuo em forma de lascas e pedaços. Esse tipo foi observado nos cavacos produzidos nas operações de desbaste com todas as lâminas chanfradas com velocidade de corte de 38 a 500 m/min e avanço de 0,005 a 0,35 mm/volta. Mas, dependendo dos parâmetros de corte e das condições da geometria da aresta de corte da lâmina, a forma do cavaco alterou para cavaco em arco conectado, esse aspecto também foi observado no trabalho de Jesus Filho *et al.* (2006). Como exemplo, quando se utilizou velocidade de corte de 250 m/min e avanço 0,04 mm/volta, com duas lâminas de 45° e 90°, montadas na barra de rebaixar. Essa forma também foi observada para lâminas com arestas de corte chanfradas e arredondadas durante a usinagem com baixas amplitudes de vibração. A forma de cavaco em lascas e pedaços é boa para o processo, pois o fluido de corte arrasta o cavaco para a bandeja da máquina. Além disso, não há tendência do cavaco ficar preso entre a lâmina e o anel, o que poderia danificar a superfície usinada e a lâmina.

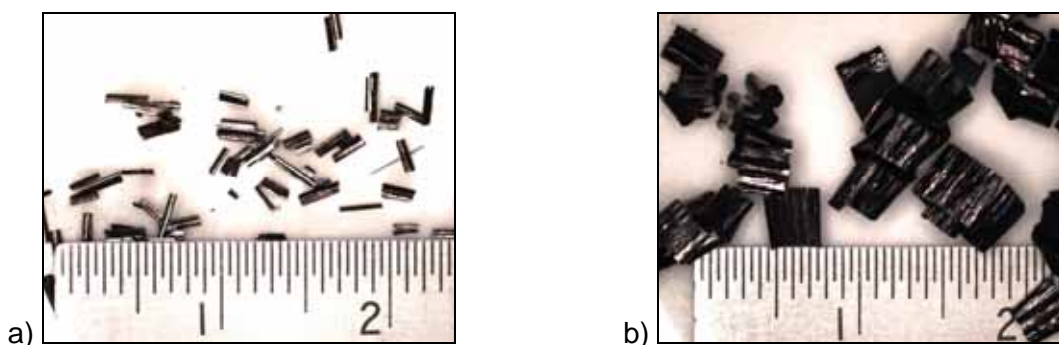


Figura 5.9 – Cavacos resultantes do rebaixamento do anel em forma de: a) lascas e pedaços, predominante do processo de usinagem e b) arcos conectados, encontrada em determinadas condições de corte

Os cavacos resultantes da usinagem das guias de válvulas também são do tipo descontínuo e possuem a forma de lascas soltas, que diminuem problemas na usinagem, como risco de acidente, facilitam a saída do cavaco de dentro do furo e diminuem a presença do cavaco entre o furo e a ferramenta, evitando danos à superfície usinada (LIMA JR., 2009).

5.4.1 Análise das forças de corte com alterações no número de lâminas na barra de rebaixar

A usinagem completa da sede de válvula na linha de produção da montadora é feita em duas operações: desbaste e acabamento. A operação de acabamento é realizada na superfície inclinada de 45° (assento da válvula) e na face superior do anel com duas lâminas de PCBN de 45° e 90° , enquanto, a desbaste é realizada com todas as lâminas. Para verificar a intensidade da amplitude de vibração e das forças de corte, investigações foram realizadas, medindo essas respostas, durante os ensaios de usinagem das sedes de válvulas com várias combinações de lâminas, com arestas de corte chanfradas (novas), montadas na barra de rebaixar. Os parâmetros de corte foram: velocidade de corte de 80 m/min e avanço de 0,10 mm/volta. Os ensaios foram repetidos três vezes. A Fig. 5.10 e Fig. 5.11 mostram os valores quadráticos médios, do inglês *root mean square* (RMS), das forças de corte na direção X e na direção da Z (força axial), respectivamente, da operação de desbaste com todas as quatro lâminas cortando simultaneamente a sede de válvula e com alterações no número de lâminas na barra de rebaixar. Segundo Câmara (2008) e Jesus Filho (2006) afirmam que, quanto menor o ângulo de posição maior será a força passiva, podendo até deformar a peça. Eles afirmam, ainda, que para a mesma profundidade de usinagem e avanço por rotação, a fresa com menor ângulo de posição produz cavacos com

menor espessura, podendo eliminar possíveis vibrações. Além disso, o engajamento da aresta de corte no material, a carga ou impacto será menor, porém gerando maior força axial.

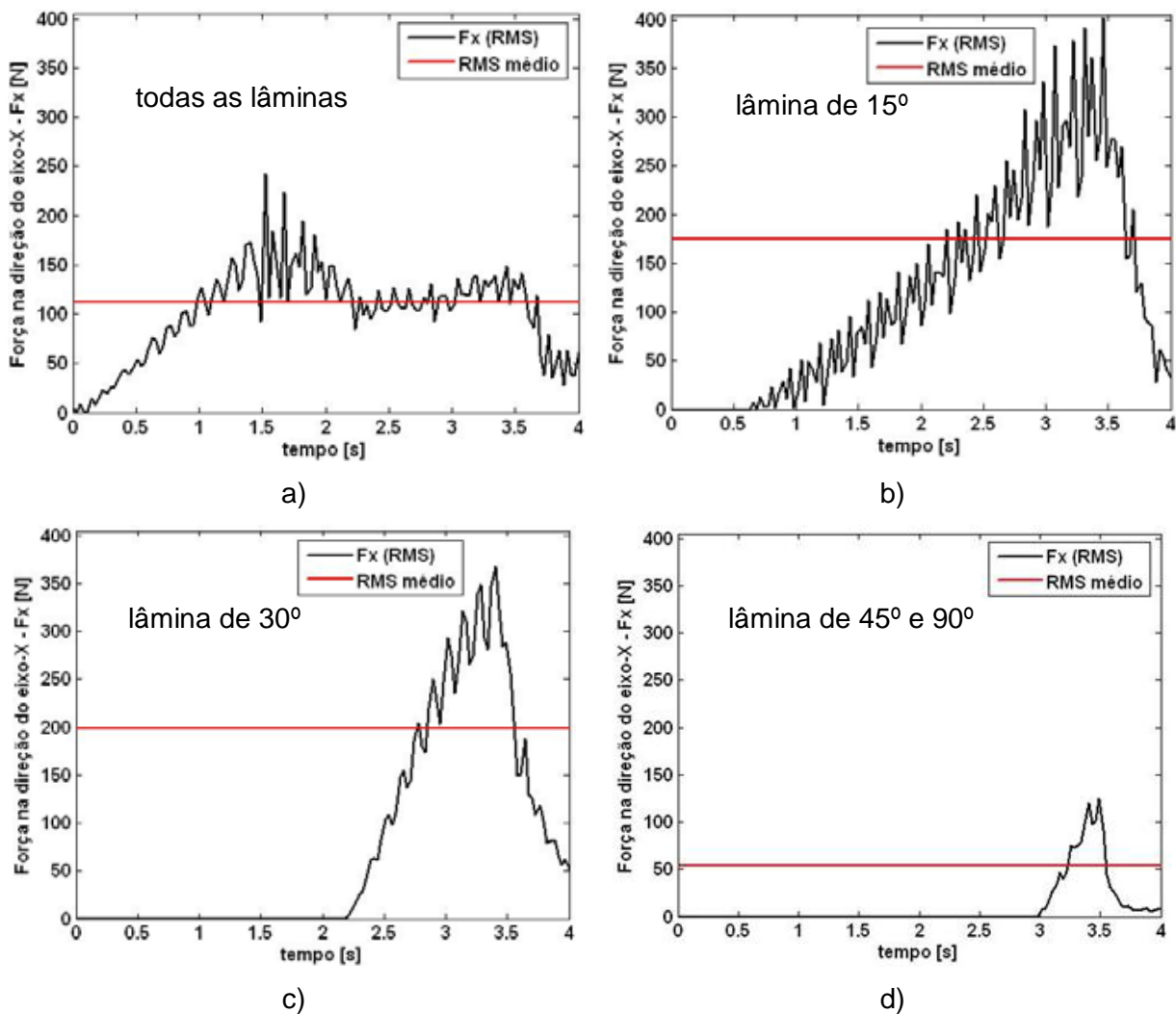


Figura 5.10 – Forças de corte (RMS) na direção-X após usinagem na condição de desbaste:
a) todas as lâminas e de b) a d) com “retirada” de lâminas da barra de rebaixar

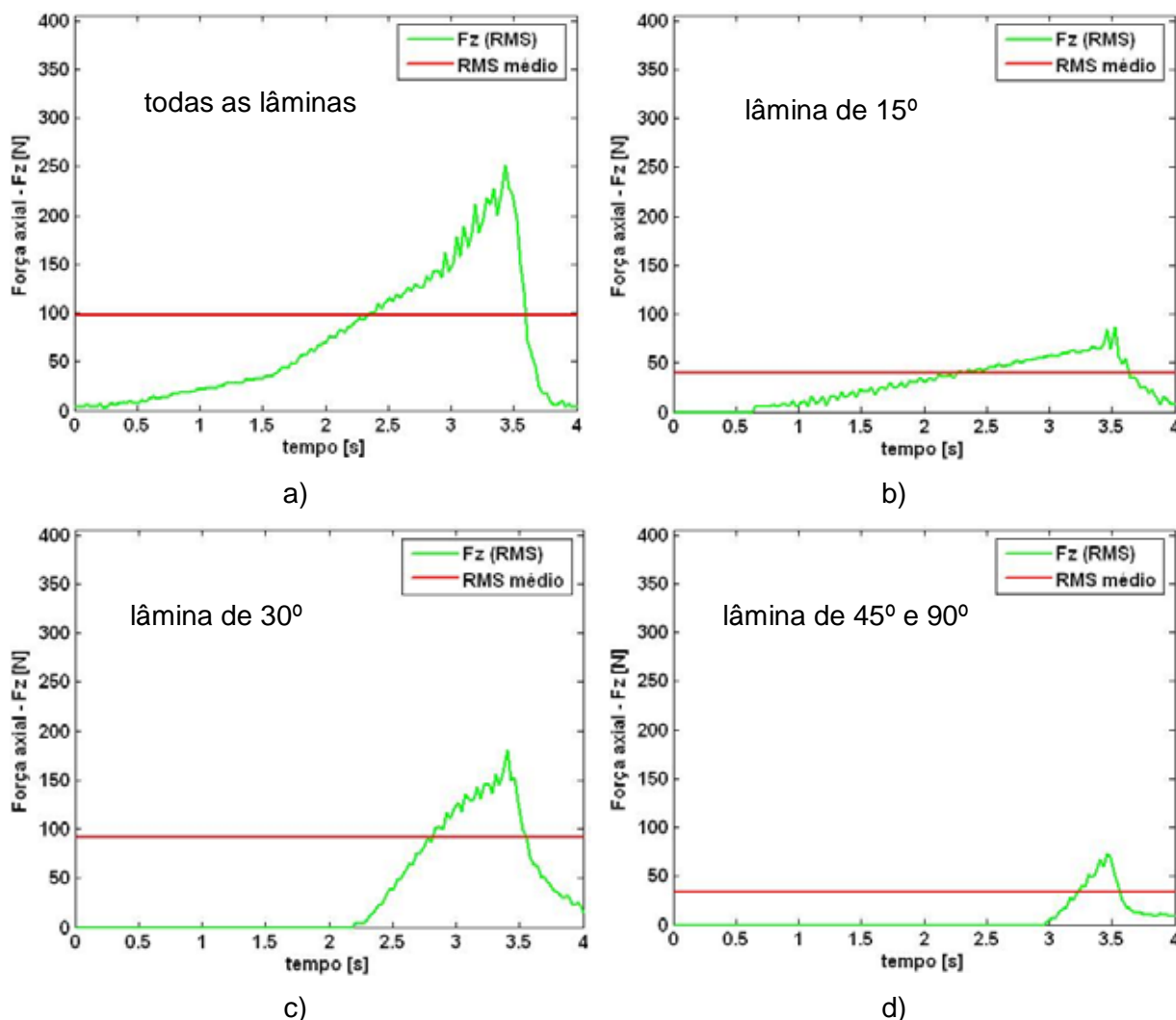


Figura 5.11 – Força axial (RMS) após usinagem na condição de desbaste: a) todas as lâminas e de b) a d) com “retirada” de lâminas da barra de rebaixar

As superfícies usinadas das sedes de válvulas ficaram com marcas visíveis de ondulação causadas pela vibração excessiva. A exceção foi a usinagem com apenas a lâmina de 45° e 90° montadas na barra de rebaixar. Os valores RMS das forças de corte variaram muito dependendo da quantidade de lâminas utilizadas nos ensaios de usinagem da sede de válvula, conforme mostrado na Tab. 5.3. Os maiores aumentos na intensidade das forças de corte (F_x e F_y) foram encontrados nos ensaios com apenas a lâmina de 15° e com a de 30°. Nesses casos, a superfície usinada ficou com marcas visíveis de ondulação. Para os demais casos, houve uma redução dos valores RMS das forças de corte, sendo que a maior redução foi de 69%, quando se utilizou somente a lâmina de 45°.

Os resultados dos testes confirmaram que a força radial é inversamente proporcional

ao ângulo de posição da lâmina de PCBN, como indicado por Li *et al.* (2000) e Câmara (2008). O valor RMS das forças de corte com todas as lâminas juntas é menor, porque há um cancelamento parcial das contribuições de cada lâmina durante o processo de rebaixamento, como foi observado no trabalho de Li *et al.* (2000). Os valores RMS das forças de corte individuais das lâminas de 15° e 30° são maiores, também em função do maior volume de material removido na condição de desbaste da sede de válvula. A lâmina com ângulo de posição 45° produz as menores forças radiais, também em função do menor volume de material removido durante a usinagem, tanto na condição de desbaste quanto na de acabamento do perfil da sede de válvula.

Tabela 5.3 – Resultados dos valores RMS das forças de corte com retirada de lâminas

Ensaio	Valor RMS da força de corte [N]			Índice de alteração das forças de corte [%]		
	F _x	F _y	F _z	F _x	F _y	F _z
4 lâminas	118	116	99	* 0	* 0	* 0
3 lâminas (15°, 30° e 90°)	117	108	106	-1	-7	+7
1 lâmina de 15°	193	163	64	+64	+41	-35
1 lâmina de 30°	202	197	94	+71	+70	-5
1 lâmina de 45°	52	50	31	-56	-57	-69
1 lâmina de 90°	116	115	104	-2	0	+5

Em que: “*” = referência; “-” = redução e “+” = aumento.

5.4.2 Análise da vibração com alterações no número de lâminas na barra de rebaixar

A amplitude da vibração também foi medida nos ensaios de usinagem das sedes de válvula com alterações no número de lâminas montadas na ferramenta de corte. A amplitude de aceleração e o valor RMS médio são mostrados na Fig. 5.12.

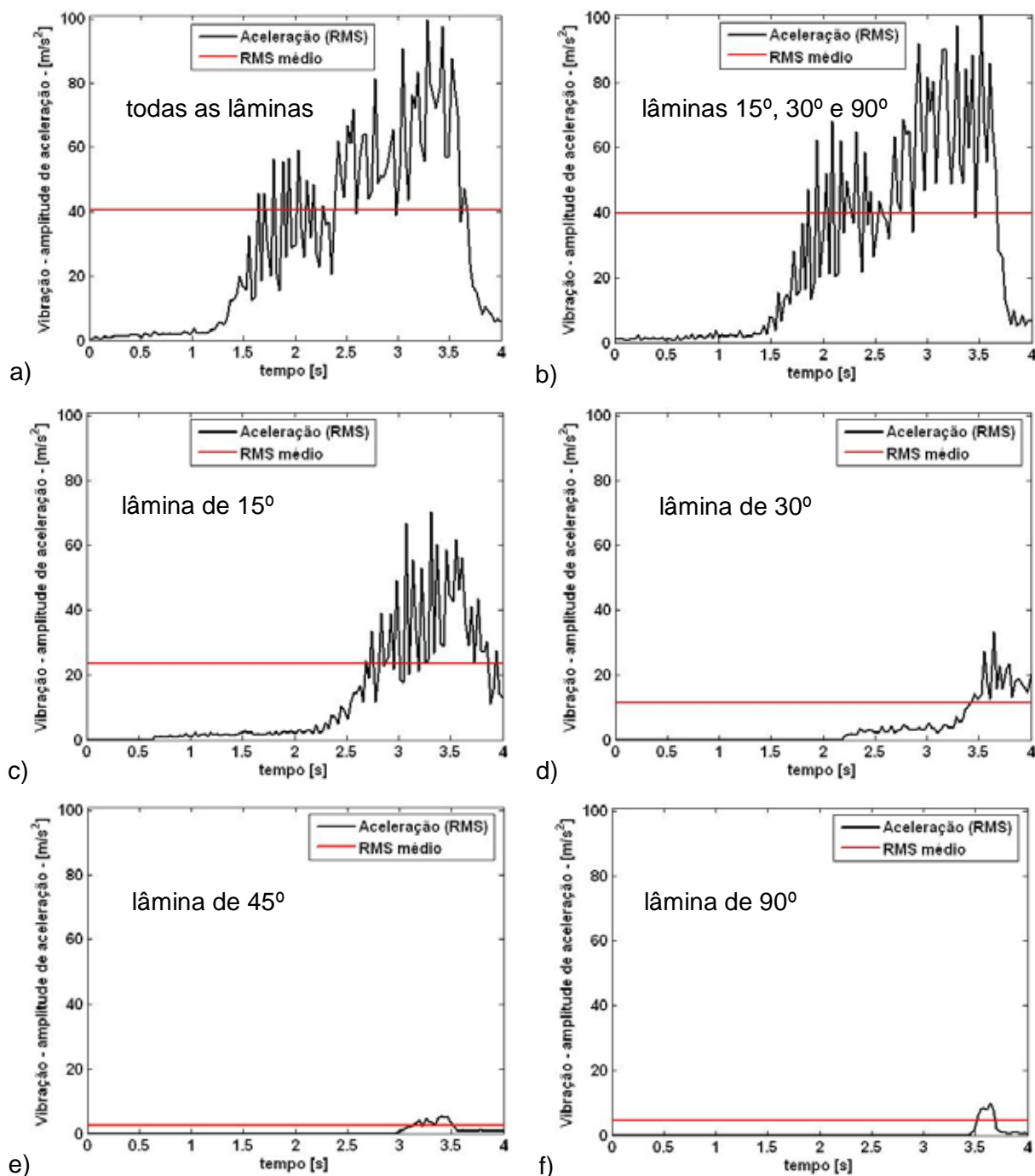


Figura 5.12 – Amplitude de vibração (RMS) com retiradas de lâminas da barra de rebaixar, após a operação de usinagem na condição de desgaste, a) todas as lâminas; e vibração com lâminas de: b) 15°, 30° e 90°; c) 15°; d) 30°; e) 45° e f) 90°

Os ensaios com alterações no número de lâminas de PCBN novas, com arestas de corte chanfradas, na barra de rebaixar apresentaram uma grande variação nas amplitudes de aceleração (vibração). As superfícies usadas das sedes de válvulas ficaram com marcas visíveis (ondulações). A Tab. 5.4 mostra o valor RMS da amplitude de aceleração dos

ensaios. Observou-se uma grande redução na amplitude de vibração, de até 94%, quando comparando o processo com todas as lâminas, com a retirada de lâminas da barra de rebaixar.

Tabela 5.4 – Resultados dos valores RMS da amplitude de aceleração dos ensaios de usinagem do anel com retirada de lâminas da barra de rebaixar

Ensaio	Amplitude (vibração) [m/s ²]	Índice de redução [%]
4 lâminas	39	* 0
3 lâminas (15°, 30° e 90°)	36	6
1 lâmina de 15°	30	24
1 lâmina de 30°	12	71
1 lâmina de 45°	2	94
1 lâmina de 90°	5	87

Em que: “*” = referência.

Os níveis de vibração dos testes com alterações no número de lâminas novas na barra de rebaixar estão diretamente relacionados com a amplitude das forças e com o acabamento superficial resultante. Foi observado que as amplitudes das forças de corte e da vibração diminuíram quando as lâminas de 15° e 30° foram retiradas da ferramenta. A melhor qualidade da superfície usinada foi obtida utilizando apenas a lâmina de 45°. Neste caso, a redução da amplitude de aceleração foi de aproximadamente 90%. Logo, esse desequilíbrio das forças, aliado à rigidez limitada da máquina-ferramenta, inviabiliza a operação de usinagem das sedes de válvulas. Portanto, está confirmada essa hipótese. Na seção 5.8 apresenta uma proposta de modificação da ferramenta de desbaste para resolver essa situação.

5.5 Análise da Usinagem com Lâmina de PCBN de 15° com Aresta de Corte Modificada

A hipótese que a geometria das lâminas não era a mais adequada, surgiu no início dos trabalhos. Efetivamente, durante a realização dos testes de usinagem citados no item anterior, uma das lâminas apresentou um comportamento diferente. Esse comportamento foi observado após a lâmina de 15° usinar 25 anéis. Essa lâmina estava desgastada e mesmo assim, pequenas amplitudes de vibrações foram observadas. Além disso, a superfície resultante era lisa e não tinha marcas visíveis de usinagem. Foram repetidos os testes com

outras condições de corte para avaliar esse comportamento, usando lâminas de PCBN de 15° da classe FT01 com arestas de corte modificadas: nova, usada e arredondada (200 µm), conforme mostrado na Fig. 5.13. Essas geometrias da aresta de corte foram preparadas pela Mapal®. Os testes foram realizados com velocidade de corte de 80 m/min, avanço de 0,04 a 0,16 mm/volta, fluido de corte com 8% de óleo emulsionável, profundidade de deslocamento do eixo-Z de 4,5 mm e a ferramenta permanecia girando sem avançar por 0,24 s no final do processo, o que corresponde a três voltas, antes de retornar à posição inicial. O tempo de pausa de avanço foi calculado em função da velocidade de rotação do eixo-árvore e especificado no programa CNC com o código G4 (comando Siemens®). Além disso, os testes foram repetidos três vezes e foi calculada uma média aritmética simples dos valores RMS das forças de corte e da amplitude de vibração.

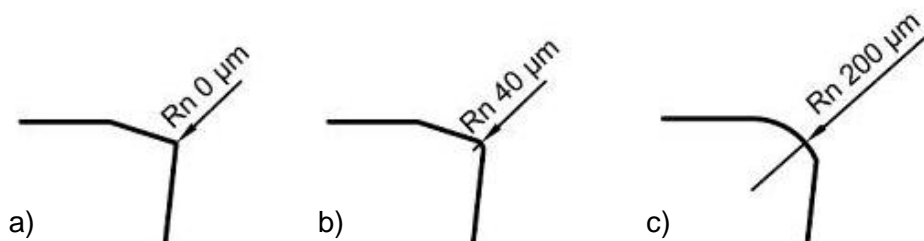


Figura 5.13 – Tipos de arestas de corte: a) nova; b) “usada”; c) arredondada

5.5.1 Forças de corte com lâmina de PCBN de 15° com aresta de corte modificada

A Tabela 5.5 apresenta o valor RMS médio das forças de corte e da vibração com a variação do avanço, com lâminas: nova, “usada” e arredondada. As forças de corte se mantiveram quase constante com arredondamento fino da aresta de corte de 0 e 40 µm, mas aumentaram mais de 100% para raio de aresta de 200 µm. Os testes mostraram, ainda, que as forças de corte são diretamente proporcionais ao avanço, como já era esperado, e de acordo com trabalhos de outros autores, como Li *et al.* (2000); Machado *et al.* (2009); Schroeter *et al.* (2004), dentre outros. As forças de corte para lâmina arredondada apresentaram a mesma tendência observada anteriormente. Por exemplo, a força na direção-X (F_x) aumentou aproximadamente 142% quando comparada com a lâmina nova, passando de 254 para 616 N e decrescendo sensivelmente para 292 N com a lâmina usada. A Fig. 5.14 mostra as forças de corte para lâmina de 15°: nova, “usada” e arredondada.

Tabela 5.5 – Resultados dos testes com lâminas: nova, “usada” e arredondada

f	Lâmina “nova”				Lâmina “usada”				Lâmina arredondada			
	F _x [N]	F _y [N]	F _z [N]	Acel [m/s ²]	F _x [N]	F _y [N]	F _z [N]	Acel [m/s ²]	F _x [N]	F _y [N]	F _z [N]	Acel [m/s ²]
0,04	135 ^{±21}	131 ^{±23}	20 ^{±6}	45 ^{±22}	173 ^{±11}	173 ^{±12}	30 ^{±3}	1,3 ^{±0,6}	475 ^{±6}	469 ^{±13}	139 ^{±31}	50 ^{±2}
0,07	200 ^{±29}	202 ^{±29}	36 ^{±8}	28 ^{±2}	211 ^{±11}	211 ^{±12}	41 ^{±6}	2,0 ^{±1,0}	561 ^{±15}	588 ^{±10}	161 ^{±1}	28 ^{±1}
0,10	254 ^{±18}	253 ^{±19}	47 ^{±6}	31 ^{±10}	292 ^{±36}	293 ^{±35}	67 ^{±6}	3,0 ^{±1,0}	616 ^{±26}	632 ^{±25}	181 ^{±7}	27 ^{±1}
0,13	325 ^{±23}	324 ^{±20}	70 ^{±8}	46 ^{±4}	329 ^{±19}	330 ^{±19}	74 ^{±3}	3,0 ^{±1,0}	720 ^{±13}	726 ^{±14}	219 ^{±4}	28 ^{±2}
0,16	-	-	-	-	-	-	-	-	810 ^{±16}	813 ^{±13}	246 ^{±3}	20 ^{±1}

Em que: f em mm/volta; Acel = amplitude RMS da aceleração (vibração).

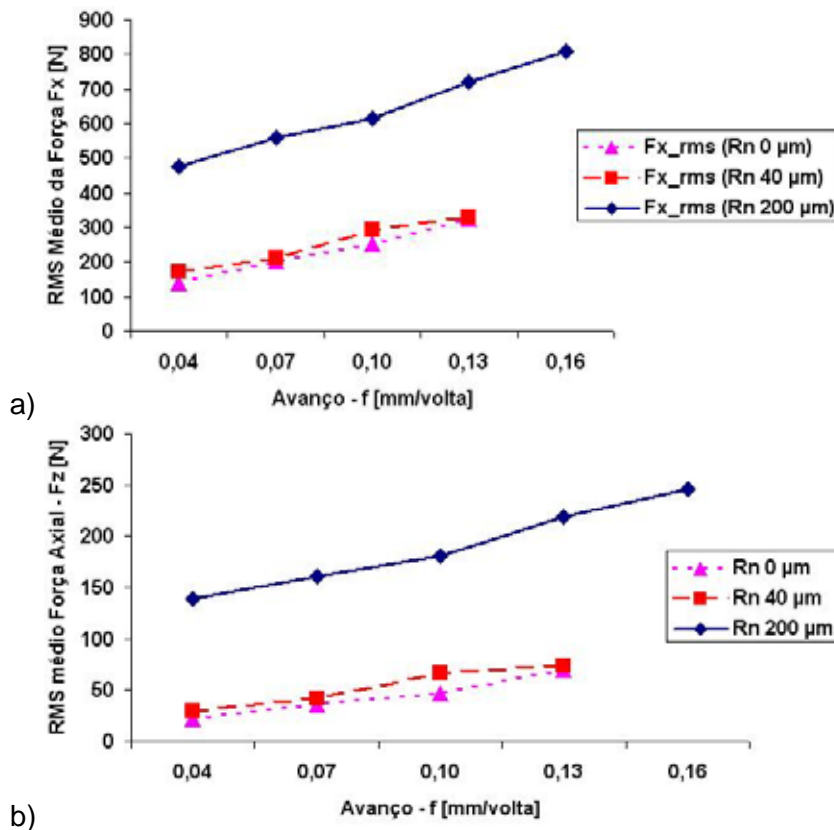


Figura 5.14 – RMS médio das forças de corte com lâmina de 15°: nova, “usada” e arredondada; a) F_x; b) F_z

A Figura 5.15 mostra as forças de corte das lâminas de 15°: nova, “usada” e arredondada. Os parâmetros de corte utilizados foram: velocidade de corte de 80 m/min, avanço de 0,13 mm/volta, fluido de corte com concentração de 8% de óleo emulsionável e profundidade de deslocamento no eixo-Z de 4,5 mm. Os testes mostraram que existe uma grande diferença nas forças de corte, quando se utiliza uma lâmina nova, “usada” ou arredondada. Essa diferença fica clara ao observar a Tab. 5.5 e a intensidade do sinal para

essas três lâminas (Fig. 5.15). A usinagem com a lâmina “usada” apresenta um RMS médio da força de corte na direção-X parecido com o da direção-Y, com menos picos de alta intensidade.

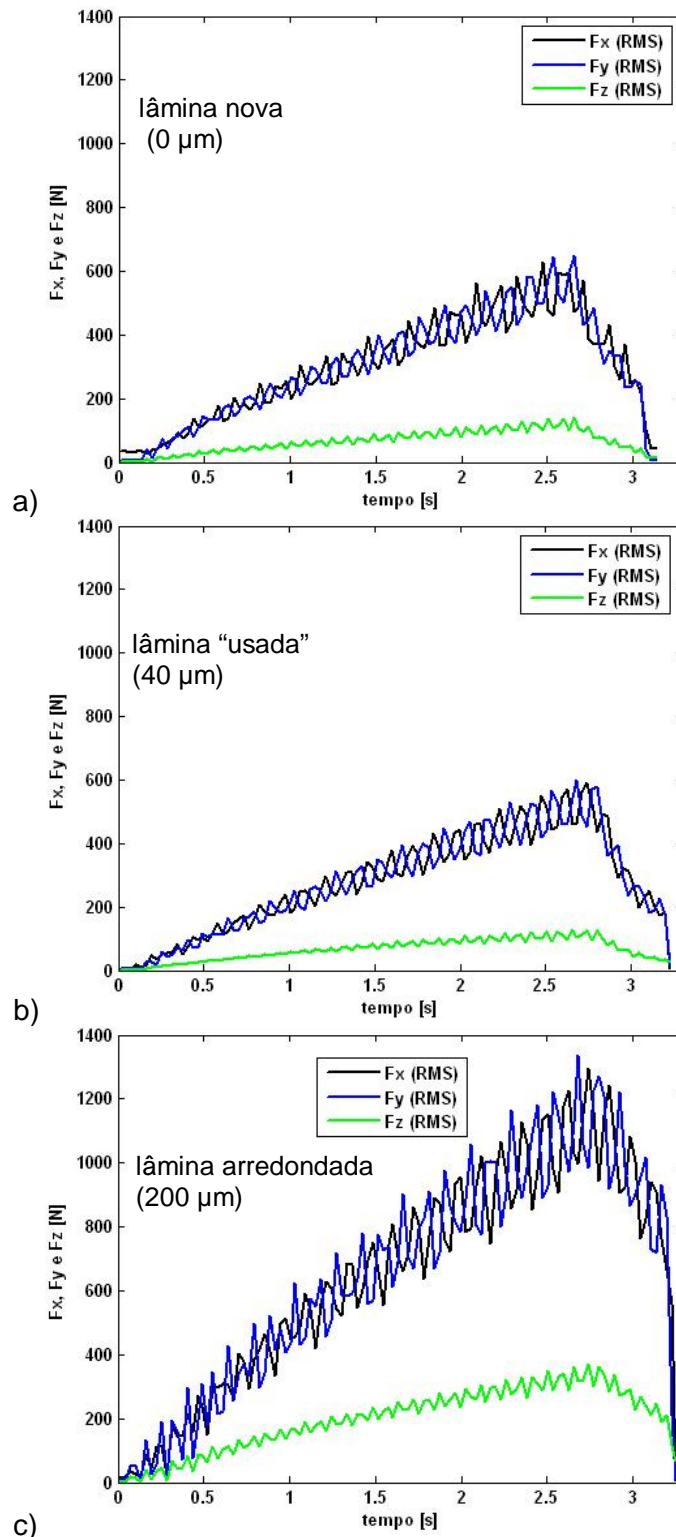


Figura 5.15 – Forças de corte (RMS) durante a usinagem dos anéis com lâmina de PCBN de 15°: a) nova; b) “usada” e c) arredondada

5.5.2 Vibração com lâmina de PCBN de 15° com aresta de corte modificada

As amplitudes de vibrações reduziram com o arredondamento fino da aresta de corte de 40 μm e voltaram a aumentar para 200 μm . Entretanto, a usinagem com a lâmina “usada” apresentou um comportamento bem diferente, com redução de quase 90%, comparada com a lâmina nova, passando de 31 para 3 m/s^2 para o avanço de 0,10 mm/volta. A Fig. 5.16 mostra o valor RMS médio da amplitude de aceleração para lâmina de 15°: nova, “usada” e arredondada. Acredita-se que a ferramenta “usada” com um arredondamento fino da aresta de corte de 40 μm funcione como uma lâmina alisadora, melhorando a qualidade superficial da sede de válvula, fenômeno semelhante ao observado nos trabalhos de Iscar (2009c), Seco (2009), Fiorello e Diniz (2003), dentre outros. O comportamento da aceleração para a lâmina de PCBN de 200 μm , apresentado no gráfico da Fig. 5.16, deve-se em grande parte pelo aumento da força axial (ver Fig. 5.14), que firma a ferramenta de encontro aos mancais do eixo-árvore, eliminando o efeito das suas folgas, estabilizando com isso, o conjunto máquina-ferramenta-peça durante a operação de rebaixamento da sede de válvula.

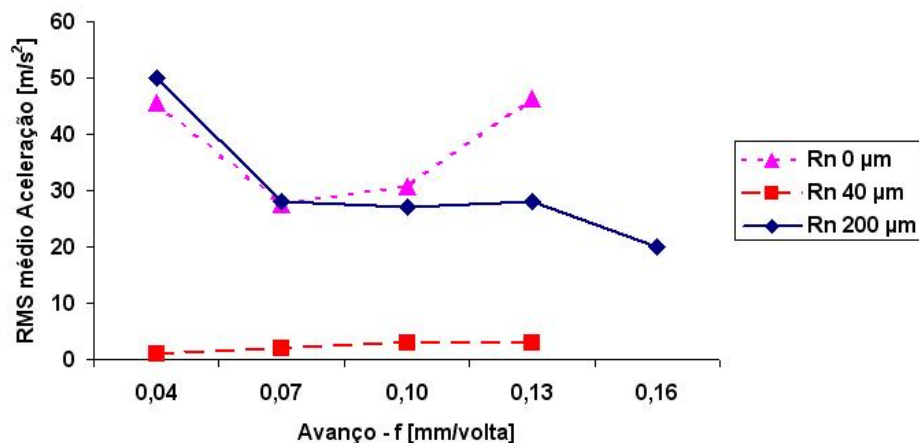


Figura 5.16 – RMS médio da amplitude de vibração com lâmina de 15°: nova, usada e arredondada

A Figura 5.17 mostra a amplitude RMS de vibração da lâmina de 15°: nova, “usada” e arredondada. Os parâmetros de corte utilizados foram: velocidade de corte de 80 m/min, avanço de 0,10 mm/volta e profundidade de deslocamento máximo na direção do eixo-Z de 4,5 mm. A foto da superfície usinada mostrada na Fig. 5.17c apresenta rebarbas na face do anel usinado. Essa rebarba, provavelmente, foi causada pela ação do arredondamento da aresta de corte da lâmina, que provoca um esmagamento do material, ao invés do seu cisalhamento, fenômeno semelhante ao observado no trabalho de Silva *et al.* (2001).

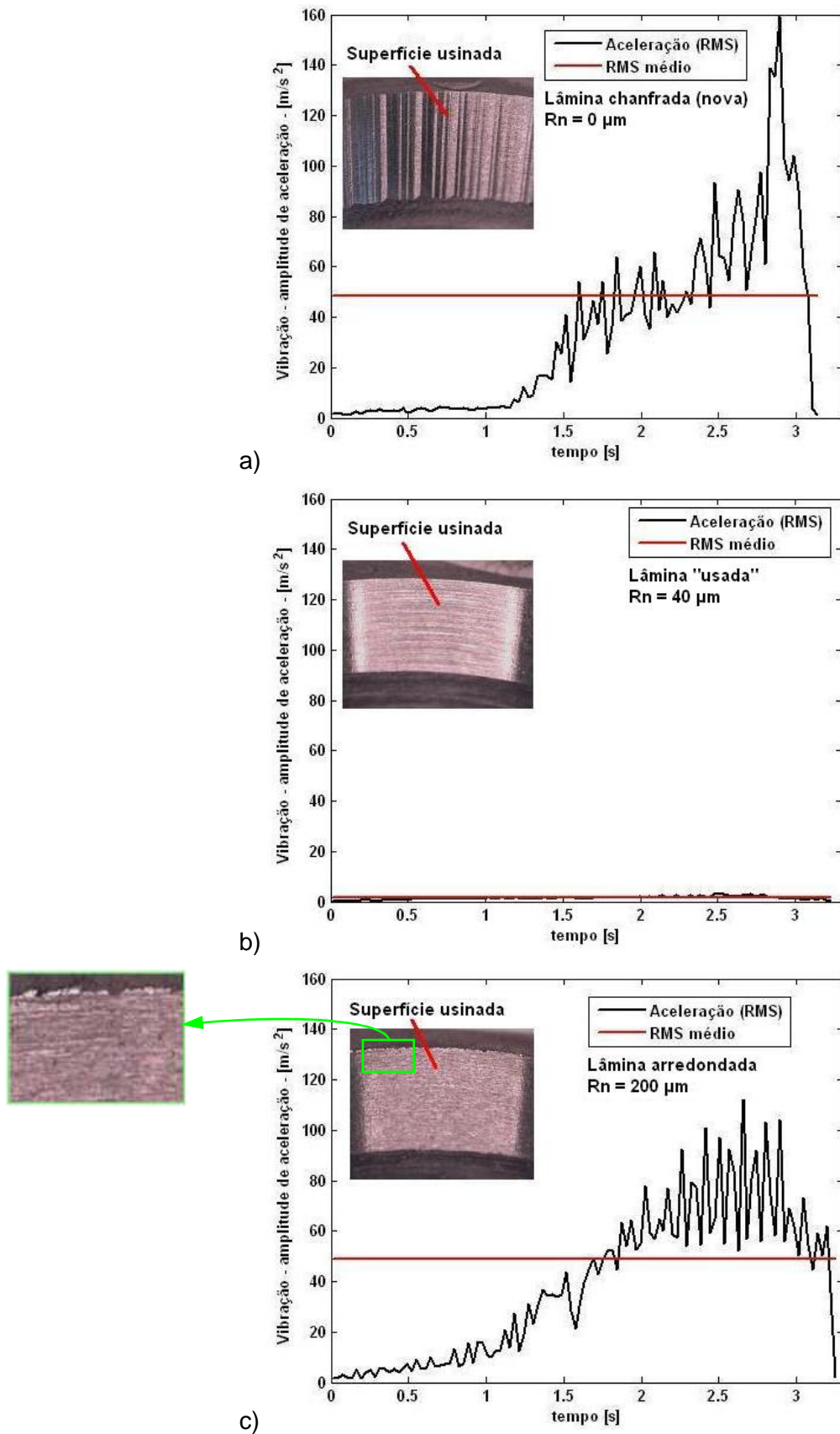


Figura 5.17 – Amplitude RMS da vibração (aceleração) e imagens da superfície usinada, com lâmina de 15°: a) nova; b) “usada” e c) arredondada

A qualidade superficial melhorou quando o anel foi usinado com a lâmina que possui um pequeno desgaste (arredondamento fino na aresta de corte de 40 μm) na cunha cortante, como apresentado na Fig. 5.17b. Acredita-se que essa melhora ocorra em função do efeito alisador da lâmina e da maior estabilidade da operação com um incremento da força axial.

5.5.3 Medição da micro-geometria da aresta de corte do chanfro-T da lâmina de 15°

Os ensaios de usinagem da sede de válvula realizados com lâmina de PCBN de 15° com aresta de corte modificada, mostraram que existe uma geometria e/ou afiação ideal para redução das forças e vibrações. Medições foram realizadas com o uso do microscópio metalográfico, para identificar as alterações na geometria da lâmina que justificassem a redução no nível de vibração observada durante os ensaios. As medições se concentraram, principalmente, no chanfro-T da lâmina de 15°, que sofreu um pequeno desgaste. As fotografias foram tiradas em vários ângulos e posições, com o auxílio de um dispositivo que gira e desloca a lâmina para focalizar os detalhes de interesse da aresta de corte, como mostrado na Fig. 5.18. As medições foram feitas comparando a foto do padrão do microscópio de 0,01 mm com as fotos tiradas do chanfro-T das lâminas: nova e "usada". As medições foram feitas em um software de desenho (CAD).

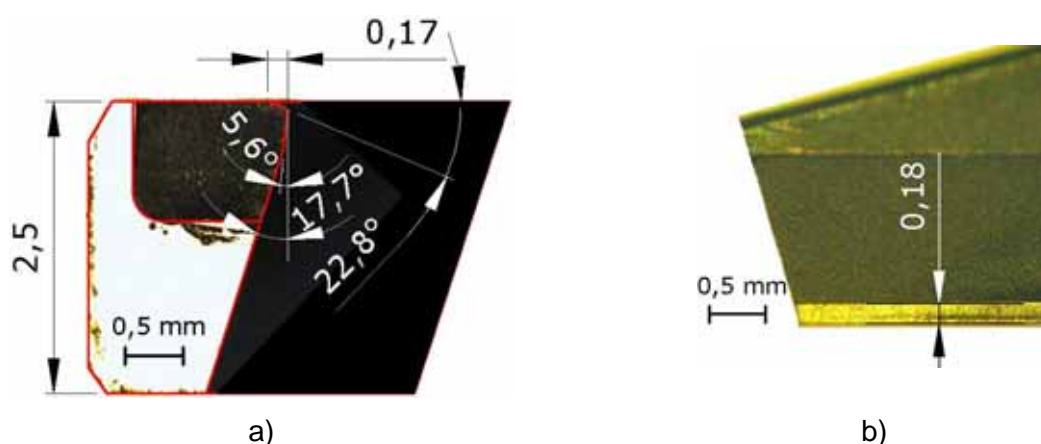


Figura 5.18 – Imagens da análise metalográfica da lâmina “usada” de 15° após os ensaios de usinagem: a) geometria da lâmina (vista de topo); b) dimensão da vista superior da ponta da lâmina

O chanfro-T da lâmina nova apresenta cantos quase “vivos”. A lâmina nova que sofreu uma pequena modificação no chanfro-T é da classe “FT01”, denominação de classe essa dada pela indústria de ferramentas de corte (MAPAL, 2007). A modificação, pequeno

desgaste na aresta de corte desse chanfro, aconteceu após usinar aproximadamente trinta anéis de aços sinterizados (sede de válvula). O desgaste prematuro dessa lâmina gerou um pequeno arredondamento fino na aresta de corte, aqui chamado de “Rn”, conforme detalhe apresentado na Fig. 5.19.

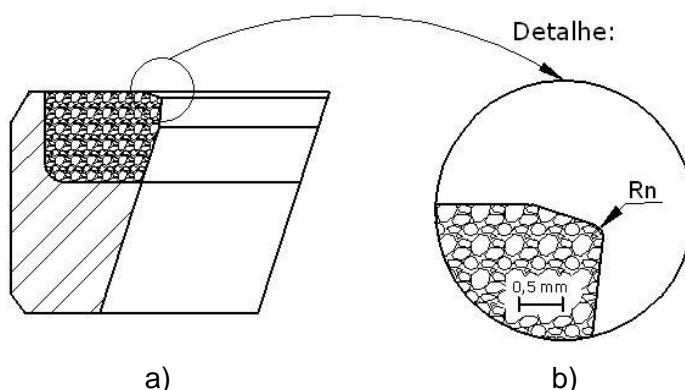


Figura 5.19 – Ilustração esquemática da cunha de corte da lâmina de 15°: a) vista de topo da lâmina; b) detalhe do arredondamento fino da aresta de corte do chanfro-T

As medições dos chanfros-T das lâminas foram realizadas por meio de dois métodos. O primeiro método foi feito com o auxílio do microscópio metalográfico, mostrou que a geometria da lâmina "usada" de 15°, que apresentou os menores valores de vibração, sofreu um pequeno arredondamento (desgaste), Rn, nessa aresta de corte de aproximadamente de 30 μm , como mostrado na Fig. 5.20. Uma massa para moldagem odontológica de média viscosidade, marca Kerr®, de cura rápida foi utilizada para obter o perfil do desgaste. O valor médio do arredondamento fino da aresta de corte (Rn) foi de aproximadamente 40 μm , como apresentado na Fig. 5.21.

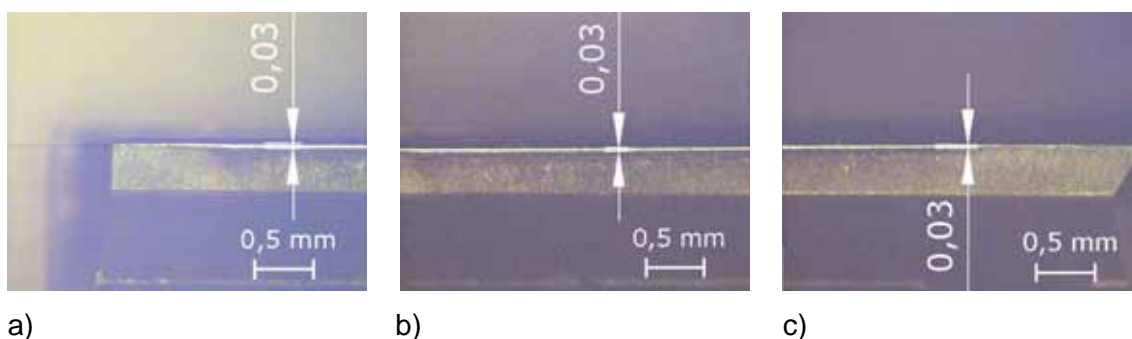


Figura 5.20 – Imagens metalográficas de regiões de desgaste (arredondamento fino) da aresta de corte do chanfro-T da lâmina de 15° “usada”: a) ponta; b) parte central e c) final da lâmina de PCBN

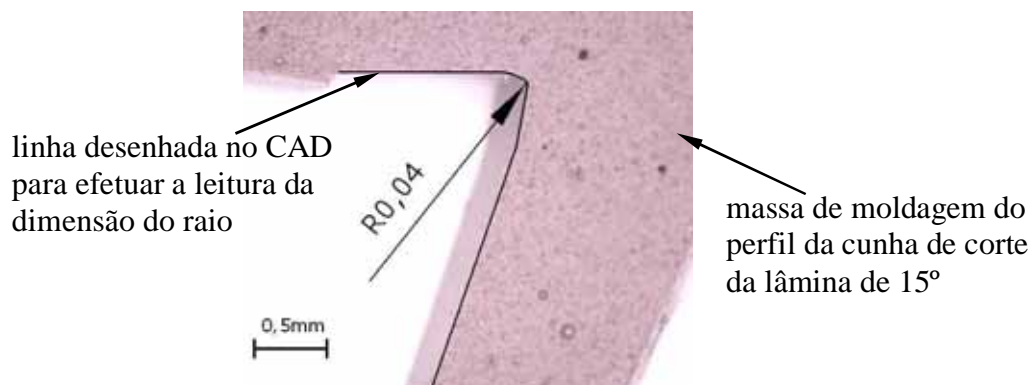


Figura 5.21 – Imagem metalográfica do detalhe do desgaste (arredondamento fino da aresta de corte do chanfro-T) da lâmina de 15° “usada”, raio obtido com uso de uma massa de moldagem dentária

Os testes realizados levaram à conclusão que, para gerar o perfil desejado da sede de válvula com pequena amplitude de vibração e excelente acabamento superficial, é necessário modificar o chanfro-T. Para verificar o efeito do arredondamento fino do chanfro-T das lâminas de PCBN na usinagem da sede de válvula, foram realizados vários testes, apresentados na próxima seção.

5.6 Influência do Arredondamento Fino da Aresta de Corte do Chanfro-T das Lâminas de PCBN utilizadas na Usinagem das Sedes de Válvulas de Admissão

As lâminas de PCBN novas têm arestas de corte chanfradas (chanfro-T), com raio “Rn” quase nulo, como ilustrado na Fig. 5.22. A geometria final da sede de válvula depende da posição axial e do ângulo de posição de cada lâmina. Outros fatores, decorrente da usinagem, como: vibração, parâmetros de corte, torque, forças de corte, dentre outros, afetam o acabamento superficial da sede. As forças radiais são inversamente proporcionais ao ângulo de posição. É claro que a lâmina de 90° não gera força radial. A lâmina de 15° gera a maior força radial e é a primeira a cortar, seguida pelas lâminas de 30° e 45°. A força radial resultante de um conjunto de lâminas novas que possuem arestas de corte chanfradas combinada com a limitada rigidez da máquina-ferramenta pode gerar vibrações radiais e axiais, prejudicando o processo de usinagem das sedes de válvula, conforme pode ser visto na Fig. 5.7. Além disso, aceleram os desgastes progressivos da cunha cortante das lâminas e podem levar à falha catastrófica, como lascamentos e/ou quebras (SIQUEIRA; LACERDA, 2008; ROCHA et al., 2004).

Os testes de usinagem das sedes de válvulas de admissão com lâmina de PCBN de 15° com aresta de corte modificada mostraram que existe uma microgeometria ideal para a cunha cortante para a redução das amplitudes de vibrações durante a operação de rebaixamento. As repetições com outras condições de corte mostraram o mesmo resultado. Para investigar o efeito de outros arredondamentos da aresta de corte do chanfro-T sobre os níveis de vibração e desvios de circularidade, vários testes foram realizados. Os arredondamentos finos das arestas de corte do chanfro-T selecionados foram: 0, 10, 30, 60, 90 e 110 μm (Fig. 5.22) para todas as lâminas (15°, 30°, 45° e 90°). As condições de corte foram: avanço de 0,04 e 0,10 mm/volta, velocidade de corte de 80 m/min e fluido de corte com concentração de 8% de óleo emulsionável. A ferramenta girava três voltas depois da parada do avanço, antes de retornar à posição inicial. Estes testes foram repetidos quatro vezes e os valores RMS das forças de corte, torque e nível de vibração foram calculados. A Tab. 5.6 apresenta esses resultados.

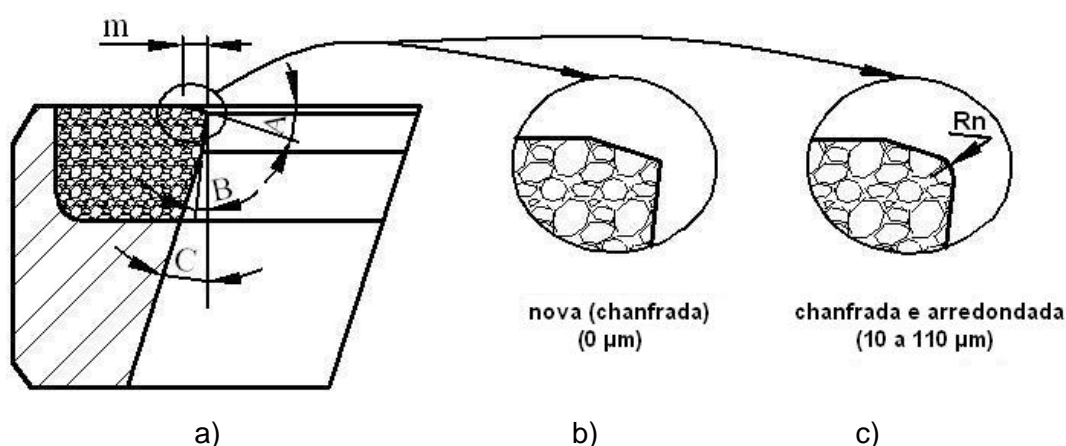


Figura 5.22 – Geometria da cunha cortante de uma lâmina de PCBN de 15°: a) desenho com as principais dimensões; b) aresta chanfrada, e c) arredondamento da aresta de corte do chanfro-T

Tabela 5.6 – Resultados dos testes com jogos de lâminas novas e arredondadas

teste	Rn [μm]	f [mm/volta]	F _x [N]	F _y [N]	F _z [N]	M _z [N.m]	Vib [m/s ²]	Circ [μm]
1	0	0,04	53 ^{±2}	48 ^{±2}	146 ^{±21}	2,6 ^{±0,5}	43 ^{±12}	39 ^{±9}
2	0	0,10	66 ^{±1}	84 ^{±11}	177 ^{±28}	4,2 ^{±0,7}	44 ^{±8}	38 ^{±15}
3	10	0,04	51 ^{±6}	49 ^{±4}	136 ^{±22}	2,7 ^{±0,6}	43 ^{±12}	36 ^{±12}
4	10	0,10	65 ^{±0}	72 ^{±8}	188 ^{±51}	3,7 ^{±1,5}	41 ^{±13}	35 ^{±16}
5	30	0,04	51 ^{±9}	72 ^{±14}	174 ^{±4}	3,3 ^{±0,5}	38 ^{±3}	30 ^{±4}
6	30	0,10	75 ^{±11}	114 ^{±18}	219 ^{±6}	5,5 ^{±0,6}	13,5 ^{±5,2}	27 ^{±5}
7	60	0,04	94 ^{±4}	142 ^{±7}	246 ^{±6}	5,0 ^{±0,2}	0,8 ^{±0,1}	10,4 ^{±1,3}
8	60	0,10	115 ^{±5}	176 ^{±6}	369 ^{±8}	7,0 ^{±0,1}	0,8 ^{±0,1}	9,4 ^{±0,6}
9	90	0,04	90 ^{±12}	137 ^{±24}	356 ^{±28}	5,3 ^{±0,5}	28 ^{±4}	44 ^{±7}
10	90	0,10	124 ^{±4}	192 ^{±6}	501 ^{±5}	8,0 ^{±0,0}	2,3 ^{±0,5}	16,0 ^{±5,1}
11	110	0,04	100 ^{±2}	149 ^{±4}	323 ^{±9}	6,0 ^{±0,0}	12,8 ^{±1,9}	51 ^{±9}
12	110	0,10	133 ^{±10}	210 ^{±17}	512 ^{±28}	8,2 ^{±0,6}	2,5 ^{±0,6}	22 ^{±2}

Em que: F_z = força axial; M_z = torque; Vib = vibração; Circ = desvio de circularidade.

Os testes realizados com jogos de lâminas PCBN com cunha de cortante chanfrada e arredondada, mostraram que as forças de corte tendem a aumentar com o aumento do arredondamento fino da aresta de corte (Fig. 5.23), como já era esperado e de acordo com trabalhos de outros autores, como Karpát; Özel (2007), Machado *et al.* (2009). A força axial aumentou em média 189%, comparando o jogo de lâminas novas (0 μm) com as chanfradas com arredondamento da aresta de 110 μm, passando de 177 N para 512 N (Fig. 5.23b). O torque aumentou em média 93% (Fig. 5.24). Esse arredondamento da aresta de corte do chanfro-T é como uma ferramenta em final de vida, com desgaste excessivo. Ferramentas desgastadas não só reduzem a exatidão da geometria da peça, mas também aumentam drasticamente as forças de corte. Esse mesmo comportamento foi observado nos trabalhos de pesquisa de Zhou *et al.* (2003), Qian e Hossan (2007), Kountanya *et al.* (2009). Observou-se que as forças de corte nas direções X e Y apresentaram valores RMS distintos (Fig. 5.23a), provavelmente causados por pequenos erros, como na concentricidade entre a ferramenta e o anel e/ou entre o eixo-árvore da máquina-ferramenta e a barra de rebaixar. A Fig. 5.24 mostra o torque para jogos de lâminas sem raio de aresta (novas) e com arredondamento fino da aresta de corte (Rn) do chanfro-T.

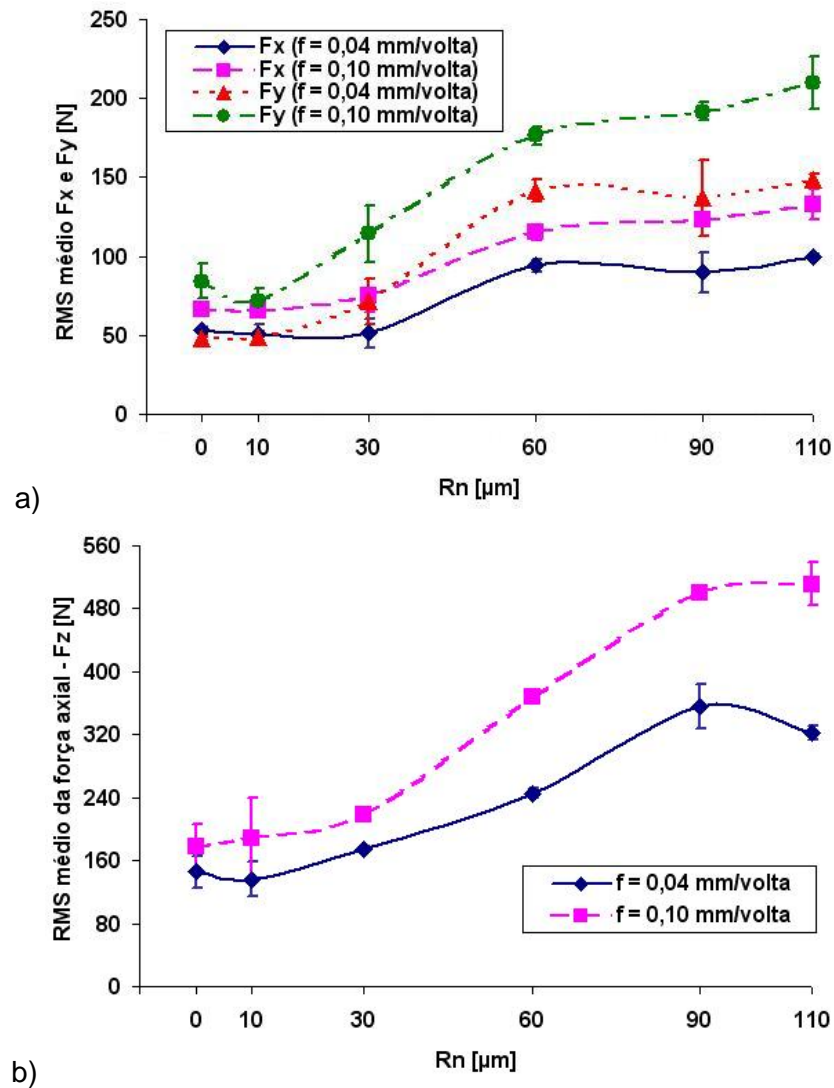


Figura 5.23 – RMS médio das forças de corte com lâminas novas e arredondadas: a) na direção-X (F_x) e Y (F_y); b) força axial (F_z)

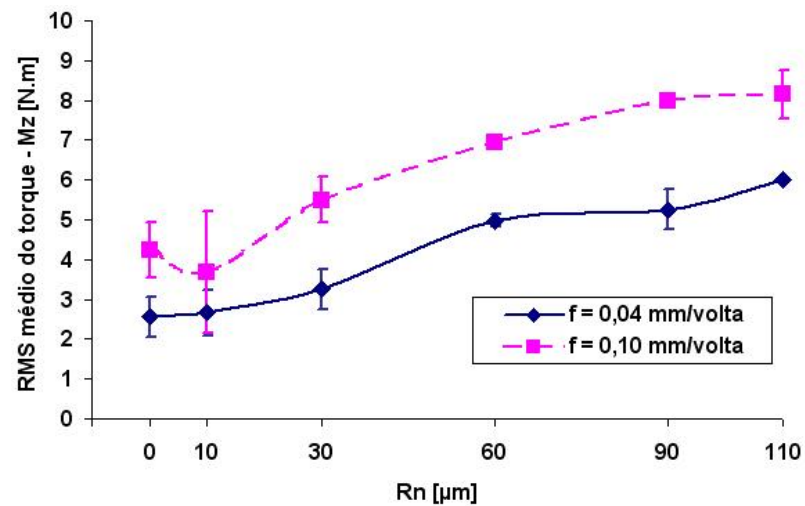


Figura 5.24 – RMS médio do torque (M_z) com jogos de lâminas novas e arredondadas

A Figura 5.25 mostra o RMS médio da aceleração e o desvio de circularidade com a variação do arredondamento fino da aresta de corte do chanfro-T. O resultado mais eficaz foi o teste 8, com avanço de 0,10 mm/volta e arredondamento da aresta de corte do chanfro-T de 60 μm , obtendo uma redução de 98% comparando-o com o teste 1. O RMS médio da amplitude de aceleração reduziu de 44 para 0,8 m/s^2 . O desvio de circularidade reduziu 75%, decrescendo sensivelmente de 38 para 9 μm . Esta é uma clara indicação de que o chanfro-T deve ter as arestas de corte arredondadas, cujo valor ideal é algo em torno de 60 μm . A usinagem, com o jogo de lâminas novas, mostrou uma grande variação dos valores medidos, como indicado pelo desvio padrão na Fig. 5.25. Os melhores resultados obtidos foram para o raio de aresta do chanfro-T com 60 μm .

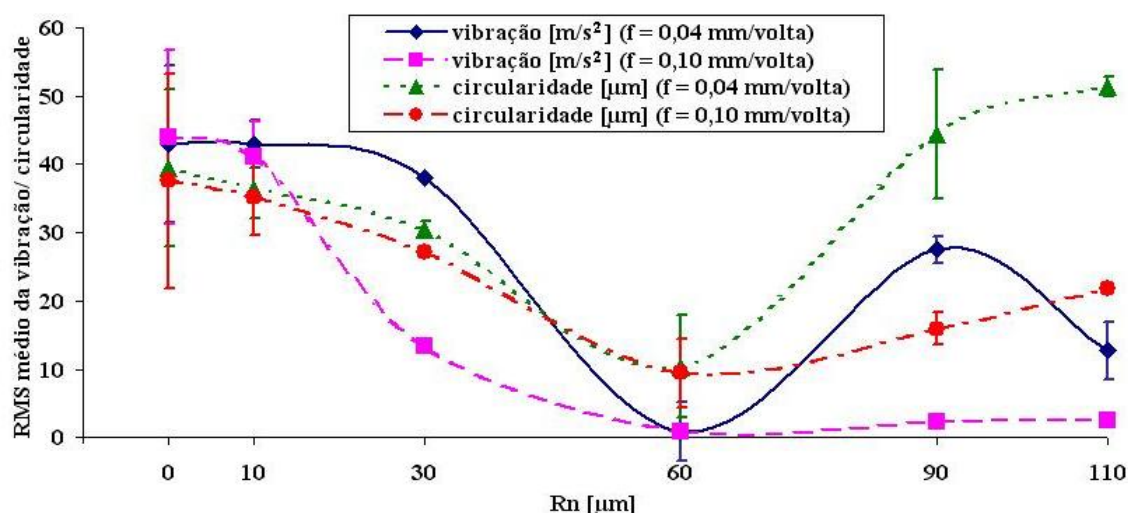


Figura 5.25 – RMS médio da vibração e valor médio do desvio de circularidade com jogo de lâminas novas e arredondadas

A Figura 5.26 mostra uma comparação da amplitude de aceleração durante a operação de rebaixamento com a variação do arredondamento fino da aresta de corte do chanfro-T. Os parâmetros de corte foram: velocidade de corte de 80 m/min, avanço de 0,10 mm/volta e concentração do fluido de corte com 8% de óleo emulsionável. A vibração foi excessiva para lâminas de PCBN com arredondamento fino da aresta de corte do chanfro-T com 0 e 10 μm , resultando em superfícies de sedes de válvulas de péssima qualidade, como pode ser visto nas imagens da Fig. 5.26a e 5.26b. A lâmina 15° é a primeira a cortar o anel de aço sinterizado. Um súbito aumento na amplitude de vibração em 2,5 s é devido ao início do corte da lâmina de 30°, seguido da lâmina de 45°. A Figura 5.26d mostra uma amplitude de vibração muito pequena quando se utiliza um raio de aresta do chanfro-T de 60 μm , mostrando que este é um valor próximo de ótimo.

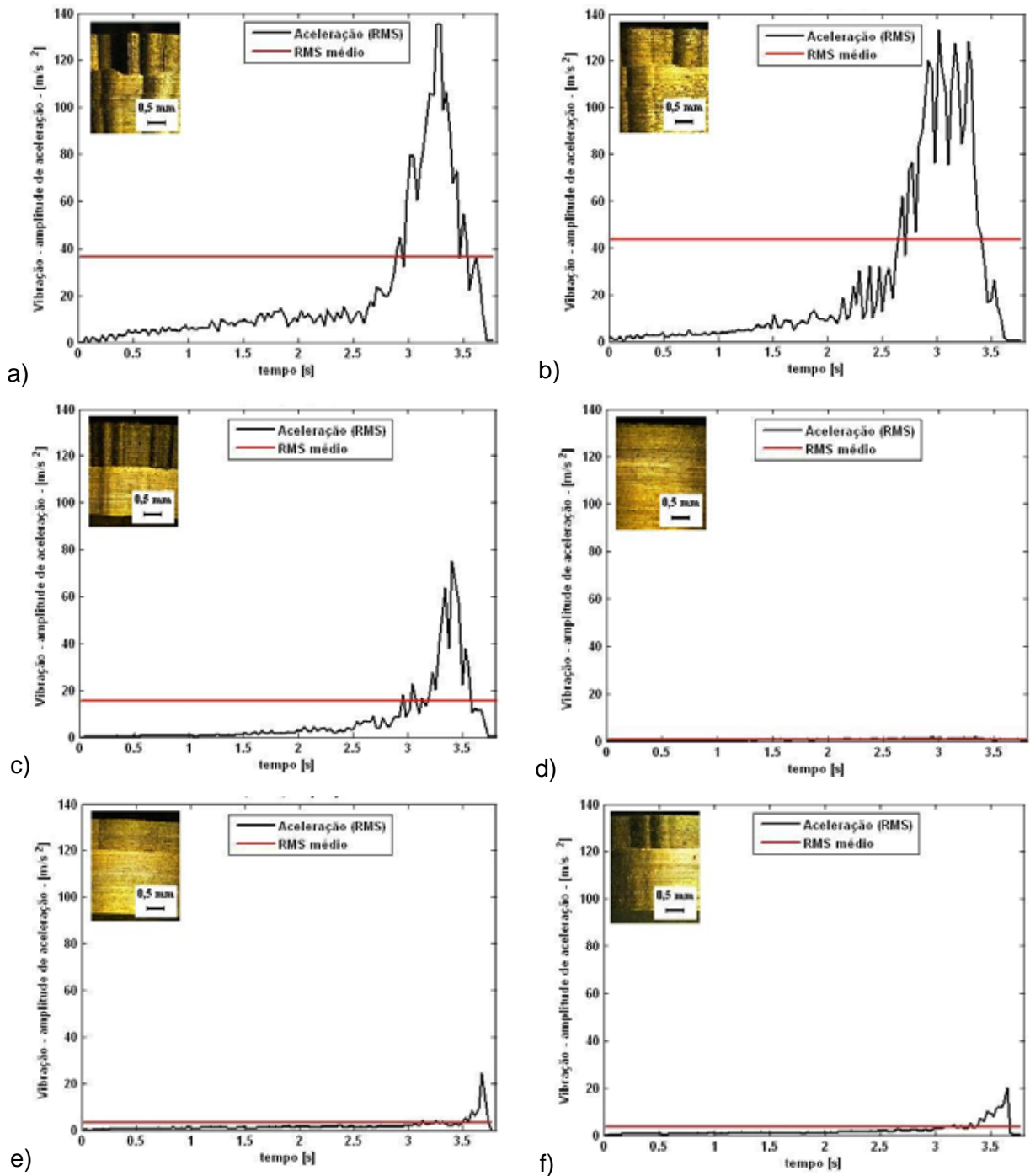


Figura 5.26 - Amplitude RMS da vibração com jogos de lâminas, a) novas (0 μm) e arredondadas com: b) 10, c) 30, d) 60, e) 90 e f) 110 μm . Condições de corte: velocidade de corte de 80m/min e avanço de 0,10 mm/volta

A Figura 5.27 faz uma comparação entre as forças de corte com a variação do arredondamento fino da aresta de corte do chanfro-T. Os parâmetros de corte foram: velocidade de corte de 80 m/min, avanço de 0,10 mm/volta e concentração do fluido de

corte com 8% de óleo emulsionável. A maior amplitude das forças de corte foi observada com o conjunto de lâminas com raio de aresta do chanfro-T de 110 μm . No entanto, ao utilizar as lâminas com arredondamento fino da aresta de corte do chanfro-T de 60 μm , observou-se uma pequena quantidade de variações de alta frequência no sinal, como pode ser visto na Fig. 5.27d, resultando em uma das melhores superfícies de sedes de válvulas analisadas.

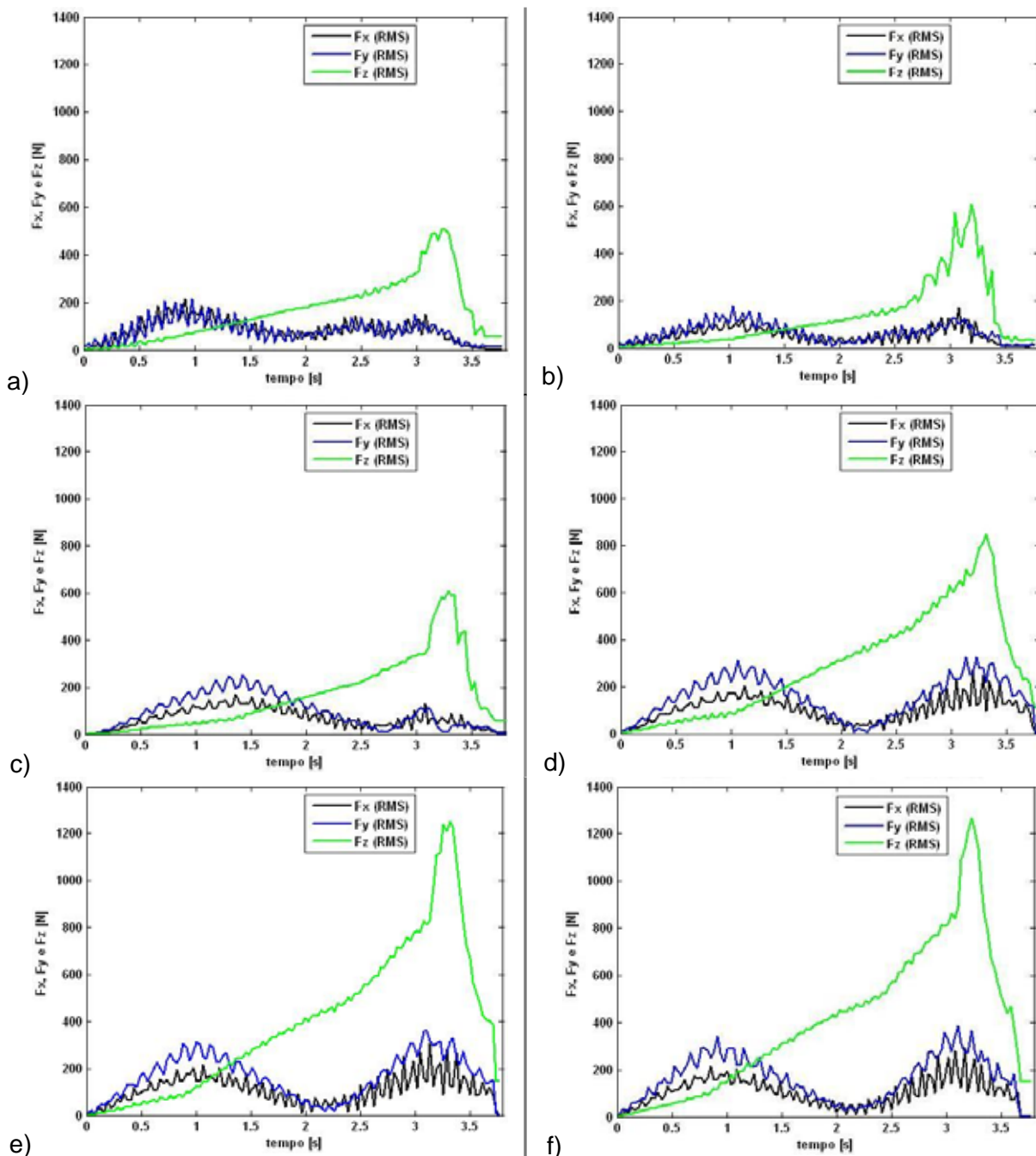


Figura 5.27 - RMS médios das forças de corte com jogo de lâminas, a) novas (0 μm) e arredondadas com: b) 10, c) 30, d) 60, e) 90 e f) 110 μm . Condições de corte: velocidade de corte de 80 m/min e avanço de 0,10 mm/volta

Essa redução nos valores com o aumento do raio da aresta de corte (R_n) do chanfro-T, provavelmente, se deve em grande parte pelo aumento da força axial, que pressiona a ferramenta contra o anel, eliminando as folgas dos rolamentos dos mancais do eixo-árvore da máquina, tornando o sistema mais rígido. A Fig. 5.23b mostrou que este é um dos casos em que a força axial aumentou consideravelmente.

5.7 Análise Estatística dos Resultados da Usinagem das Sedes de Válvulas

Os resultados nessa seção serão discutidos numa visão estatística, sem, no entanto, se preocupar com os fenômenos de usinagem responsáveis pelos efeitos observados. Nesta etapa, utilizou-se como variáveis independentes (fatores): velocidade de corte (v_c), avanço (f) e arredondamento fino da aresta de corte do chanfro-T (R_n) da lâmina. As variáveis dependentes (respostas) foram: torque (M_z), forças de corte radiais (F_x , F_y) e axial (F_z), amplitude RMS de aceleração (A_{cel}) e desvio de circularidade ($Circ$) ocorridas durante a usinagem das sedes de válvulas. Os testes preliminares mostraram que a concentração do fluido de corte não foi uma variável significativa, ou seja, não gerou influência relevante nas respostas, por isso, foi excluída. Os testes foram executados aleatoriamente e repetidos quatro vezes. A Tab. 5.7 mostra a média desses resultados do planejamento composto central.

Para proceder à análise estatística dos dados, foi utilizado o quadro de análise de variância (ANOVA) com intervalo de confiança de 70% e nível de significância de 30%. A Tab. 5.8 mostra o resultado da análise de variância completa (fatores e interações) dos dados de vibração (aceleração) da operação de desbaste dos anéis de aço sinterizado.

Tabela 5.7 – Resultados dos ensaios de usinagem das sedes de válvulas com aplicação do planejamento composto central

Testes				Variáveis dependentes (respostas)					
Nº	v _c [m/min]	f [mm/volta]	Rn [μm]	F _x [N]	F _y [N]	F _z [N]	M _z [N.m]	Acel [m/s ²]	Circ [μm]
01	80	0,04	30	51 ^{±9}	72 ^{±14}	174 ^{±4}	3,3 ^{±0,5}	38 ^{±3,0}	30 ^{±4,0}
02	80	0,04	90	90 ^{±12}	137 ^{±24}	356 ^{±28}	5,3 ^{±0,5}	28 ^{±4,0}	44 ^{±7,0}
03	80	0,10	30	75 ^{±11}	114 ^{±18}	219 ^{±6}	5,5 ^{±0,6}	14 ^{±5,0}	27 ^{±5,0}
04	80	0,10	90	124 ^{±4}	192 ^{±6}	501 ^{±5}	8,0 ^{±0,0}	2,3 ^{±0,5}	16 ^{±5,0}
05	140	0,04	30	52 ^{±5}	73 ^{±9}	194 ^{±1}	3,0 ^{±0,0}	44 ^{±1,0}	38 ^{±6,0}
06	140	0,04	90	91 ^{±5}	133 ^{±8}	414 ^{±27}	5,0 ^{±0,0}	68 ^{±4}	97 ^{±7,0}
07	140	0,10	30	76 ^{±5}	114 ^{±8}	230 ^{±11}	5,0 ^{±0,0}	28 ^{±5,0}	45 ^{±5,0}
08	140	0,10	90	116 ^{±4}	179 ^{±7}	497 ^{±2}	7,0 ^{±0,0}	7,3 ^{±2,5}	52 ^{±19}
09	60	0,07	60	108 ^{±4}	165 ^{±8}	290 ^{±37}	6,0 ^{±0,0}	1,0 ^{±0,0}	12,6 ^{±0,8}
10	160	0,07	60	111 ^{±3}	170 ^{±5}	338 ^{±11}	6,0 ^{±0,0}	1,3 ^{±0,5}	11,2 ^{±2,5}
11	110	0,02	60	81 ^{±6}	123 ^{±10}	185 ^{±6}	4,0 ^{±0,0}	9,0 ^{±1,8}	55 ^{±14}
12	110	0,12	60	117 ^{±5}	183 ^{±7}	398 ^{±13}	7,3 ^{±0,5}	1,0 ^{±0,0}	8,3 ^{±1,1}
13	110	0,07	10	60 ^{±4}	81 ^{±7}	276 ^{±8}	4,3 ^{±0,5}	55 ^{±8,0}	52 ^{±16}
14	110	0,07	110	111 ^{±8}	172 ^{±12}	414 ^{±14}	6,5 ^{±0,6}	7,5 ^{±2,6}	47 ^{±9,0}
15(c)	110	0,07	60	101 ^{±4}	154 ^{±7}	262 ^{±45}	5,8 ^{±0,5}	1,5 ^{±0,6}	12,6 ^{±2,7}
16(c)	110	0,07	60	102 ^{±3}	156 ^{±5}	291 ^{±3}	5,8 ^{±0,5}	1,3 ^{±0,5}	13,1 ^{±6,1}
17(c)	110	0,07	60	100 ^{±3}	154 ^{±5}	292 ^{±7}	6,0 ^{±0,0}	1,3 ^{±0,5}	10,7 ^{±4,8}
18(c)	110	0,07	60	100 ^{±6}	153 ^{±10}	288 ^{±33}	5,8 ^{±0,5}	1,3 ^{±0,5}	9,4 ^{±2,5}
19(c)	110	0,07	60	103 ^{±2}	156 ^{±3}	296 ^{±10}	6,0 ^{±0,0}	1,0 ^{±0,0}	9,9 ^{±2,8}
20(c)	110	0,07	60	101 ^{±1}	154 ^{±3}	297 ^{±8}	6,0 ^{±0,0}	1,3 ^{±0,5}	8,9 ^{±0,9}
21(c)	110	0,07	60	100 ^{±3}	154 ^{±3}	281 ^{±4}	5,5 ^{±0,6}	1,5 ^{±1,0}	14,7 ^{±9,2}
22(c)	110	0,07	60	101 ^{±3}	154 ^{±2}	296 ^{±12}	5,8 ^{±0,5}	1,0 ^{±0,0}	8,9 ^{±3,1}
23(c)	110	0,07	60	102 ^{±6}	157 ^{±9}	294 ^{±1}	5,8 ^{±0,5}	1,5 ^{±0,6}	13,1 ^{±2,5}

Em que: (c) são as repetições do ponto central do PCC

Tabela 5.8 – Resultado da análise de variância do modelo completo da vibração (aceleração)

	Coeficiente	Nível de Probabilidade (p)
Média/Interação	0,95	0,833
v_c	4,83	0,200
v_c^2	3,12	0,363
f	-10,21	0,014
f^2	4,49	0,199
Rn	-7,23	0,064
Rn^2	13,82	0,001
v_c e f	-3,31	0,491
v_c e Rn	3,13	0,515
f e Rn	-5,69	0,245

A partir dos dados da Tab. 5.8, calcularam-se os efeitos principais e a interação entre as três variáveis analisadas sobre a vibração. Os resultados são ilustrados no gráfico de Pareto (Fig. 5.28), onde se pode observar o efeito principal não significativo do fator velocidade de corte ao quadrado. Assim, como os efeitos de interações entre duas variáveis apresentados no lado esquerdo da linha pontilhada do gráfico, com nível de significância abaixo de 30%. Os efeitos principais considerados, no lado direito da linha pontilhada, são importantes para a redução da vibração: arredondamento fino da aresta de corte do chanfro-T (Rn) e avanço (f), destacando uma forte influência do arredondamento da aresta ao quadrado seguido pelo avanço, bem como suas interações, efeito evidenciado na interação envolvendo esses dois fatores (f x Rn).

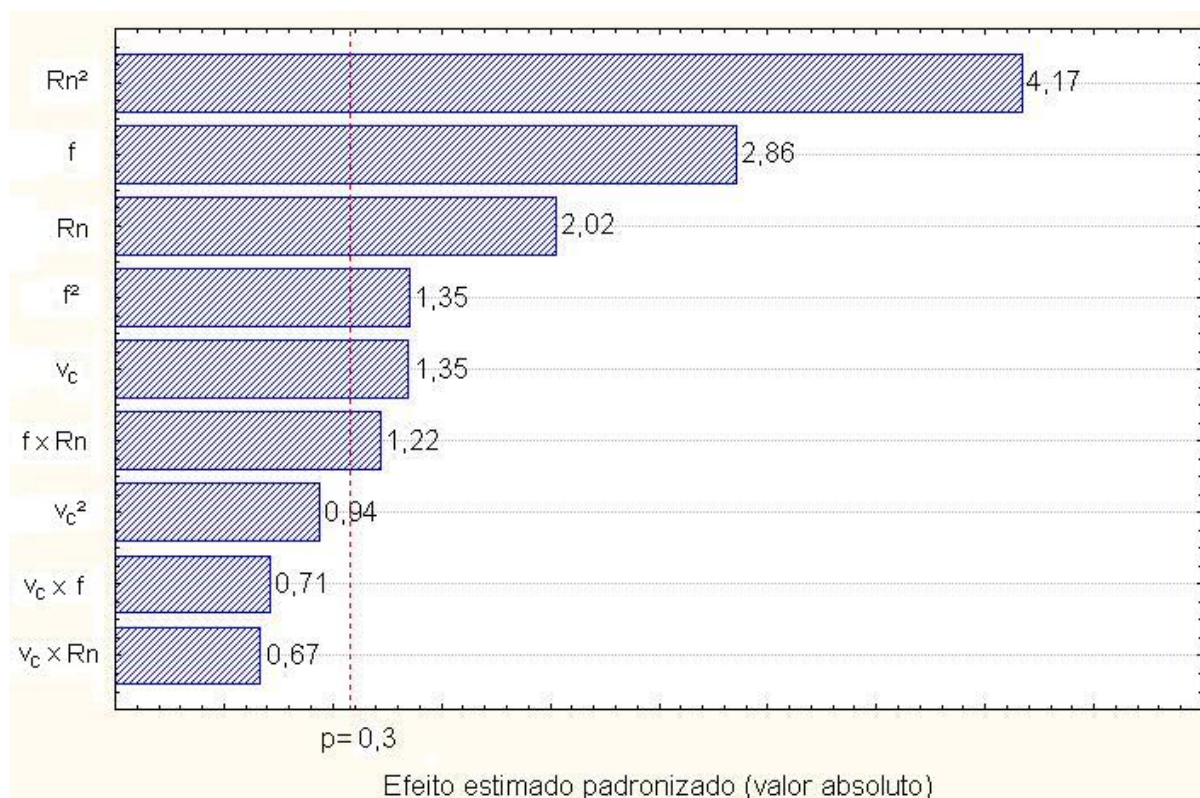


Figura 5.28 – Gráfico de Pareto ilustrando os efeitos dos fatores na resposta de vibração

Além do gráfico de Pareto e dos coeficientes e níveis de significâncias mostrados na Tab. 5.8, é possível, ainda, obter os gráficos de valores preditos versus observados que representam graficamente o ajuste do modelo de regressão obtido, e o gráfico de resíduos que indicam se há ou não alguma tendência (*bias*) nos resultados. A análise de resíduos é fundamental na avaliação da qualidade do ajuste de qualquer modelo. Um modelo que deixa resíduos consideráveis, é obviamente um modelo ruim. O modelo ideal não deixa resíduo algum e todas as suas previsões coincidem com os resultados observados (SILVA; SARAMAGO, 2005). Esses gráficos são mostrados na Fig. 5.29. Pela Fig. 5.29a, pode-se observar que o modelo é adequado, já que os valores preditos se aproximam bastante dos valores observados. Além disso, a Fig. 5.29b mostra que existe uma distribuição aleatória dos resíduos, indicando que o modelo não apresenta distribuição tendenciosa, sendo adequado para prever as variações nesta faixa experimental.

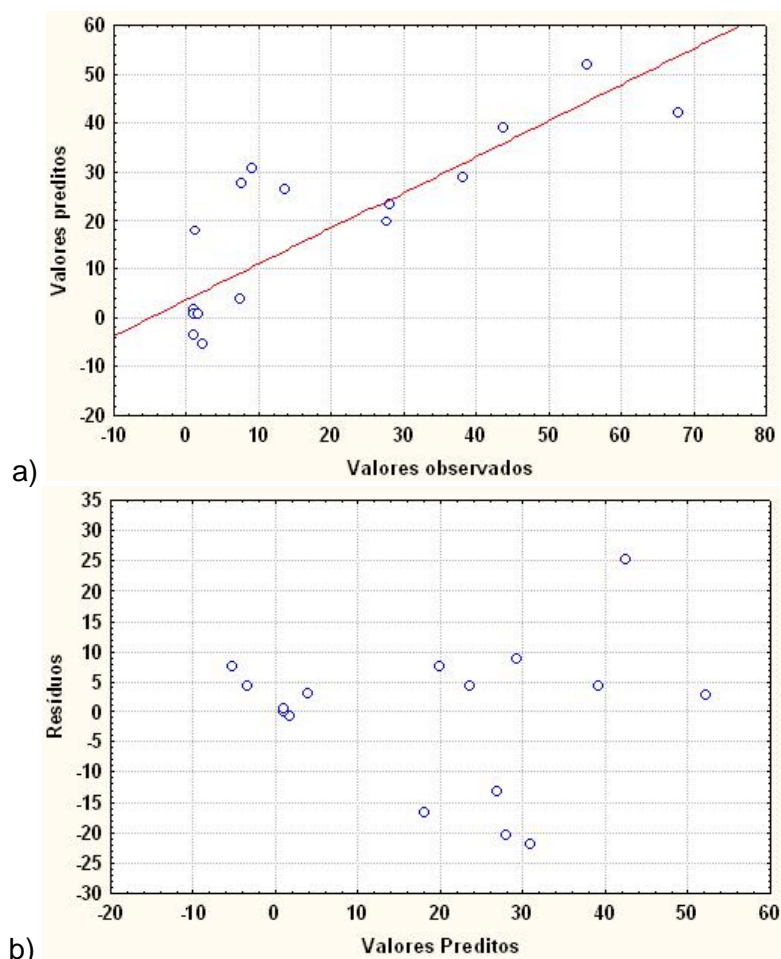


Figura 5.29 – Gráficos do PCC de ajuste de modelo: a) valores preditos *versus* observados; b) resíduos na resposta de aceleração no processo de usinagem

Pelo nível de probabilidade (**p**), é possível verificar quais são os fatores significativos na resposta da usinagem. Um fator é considerado significativo se a probabilidade **p** for menor ou igual ao nível de significância (neste caso considerado de 0,30). De acordo com a Tab. 5.8, todas as variáveis foram significativas, ou seja, tiveram influência relevante na resposta (vibração). Entretanto, a velocidade de corte (v_c) ao quadrado poderia ter sido considerada significativa, já que a probabilidade **p** foi de apenas 0,363 conforme mostrado nessa tabela, o que é bem próximo de 0,30. Além disso, essa tabela apresenta os coeficientes de um modelo para representar a vibração da ferramenta ao usinar sedes de válvulas em função de todos os fatores, inclusive os não significativos. Este modelo é representado pela seguinte equação:

$$\text{Aceleração} = 0,95 + 4,83*v_c + 3,12*v_c^2 - 10,21*f + 4,49*f^2 - 7,23*Rn + 13,82*Rn^2 - 3,31*v_c*f + 3,13*v_c*Rn - 5,69*f*Rn \quad (5.1)$$

O modelo apresenta um coeficiente de determinação de 0,74. Como algumas interações entre os fatores (variáveis) não foram significativas, foi possível simplificar o modelo ignorando os fatores não significativos, onde **p** é muito maior que 0,30, a começar pelo de menor significância (interação entre v_c e R_n). Através da análise de variância, chegou-se aos coeficientes de um modelo reduzido contendo apenas as variáveis realmente significativas da vibração (aceleração) da operação de desbaste dos anéis de aço sinterizado, como mostrado na Tab. 5.9. É importante observar que o fato de ignorar alguns fatores, pode tornar outros que não eram significativos, em relevantes.

Tabela 5.9 – Resultado da análise de variância do modelo reduzido para a vibração

	Coeficiente	Nível de Probabilidade (p)
Média/Interação	2,83	0,465
v_c	4,83	0,180
f	-10,21	0,009
f^2	4,47	0,181
R_n	-7,23	0,052
R_n^2	13,80	0,001
f e R_n	-5,69	0,224

É possível representar a amplitude RMS da aceleração (vibração) que ocorre durante a usinagem das sedes de válvulas, em função dos fatores significativos, pela seguinte equação:

$$\text{Aceleração} = 2,83 + 4,83*v_c - 10,21*f + 4,47*f^2 - 7,23*R_n + 13,8*R_n^2 - 5,69*f*R_n \quad (5.2)$$

Apesar de reduzido, o modelo ainda apresenta coeficiente de determinação de 0,70, mostrando que ele representa bem o comportamento do processo. Pelo modelo reduzido (ignorando os efeitos não significativos), observou-se que o avanço (f) e o arredondamento fino da aresta de corte do chanfro-T (R_n) e a interação entre essas duas variáveis, têm realmente influência significativa sobre a resposta (vibração durante o processo). Pela equação nota-se, que com o aumento do avanço, há uma tendência de diminuir a vibração do sistema máquina-ferramenta-peça (o coeficiente linear do avanço é negativo). Essa tendência de redução da aceleração com o aumento do avanço já era esperado, e está relacionado com as forças de corte, como foi discutido anteriormente. Esse resultado pode estar relacionado, também, com o efeito da temperatura de corte na interface cavaco-

ferramenta (SCHROETER *et al.*, 2004; TRENT; WRIGHT, 2000). Existe uma predominância do efeito do avanço com o arredondamento, basta observar a equação do modelo completo ou reduzido.

A Fig. 5.30 mostra os gráficos de probabilidade normal dos efeitos principais e suas interações sobre a aceleração e desvio de circularidade. Os gráficos de probabilidades normais apresentados nessa figura, reforçam e mostram com nitidez o quanto um fator se afasta de uma distribuição normal, ou seja, é significativo estatisticamente. Como podem ser observados nesses gráficos de probabilidade, os efeitos principais que mais se afastam são: arredondamento fino do chanfro-T (R_n), avanço e suas interações. Portanto, são esses os principais efeitos sobre a vibração e o desvio de circularidade durante a usinagem do anel de aço sinterizado. As interações entre essas duas variáveis mostraram ser significativas para a resposta do sistema, e devem ser observadas para a obtenção de um ponto ótimo de minimização da vibração.

Os gráficos da Fig. 5.31 ilustram melhor a influência das variáveis sobre a resposta, em função da velocidade de corte (v_c), avanço (f) e arredondamento da aresta de corte do chanfro-T das lâminas de PCBN. A velocidade de corte tanto no gráfico da amplitude da aceleração como no gráfico do desvio de circularidade mostram que essa variável realmente não tem uma grande significância sobre a resposta. Houve uma oscilação da resposta com o aumento da velocidade de corte, ou seja, não apresentou uma tendência clara. Contudo, o aumento do avanço implica em redução da resposta (vibração e desvio de circularidade). Porém, o arredondamento fino da aresta de corte do chanfro-T da lâmina de PCBN possui um ponto de ótimo, como observado em outras análises, em torno de 60 μm .

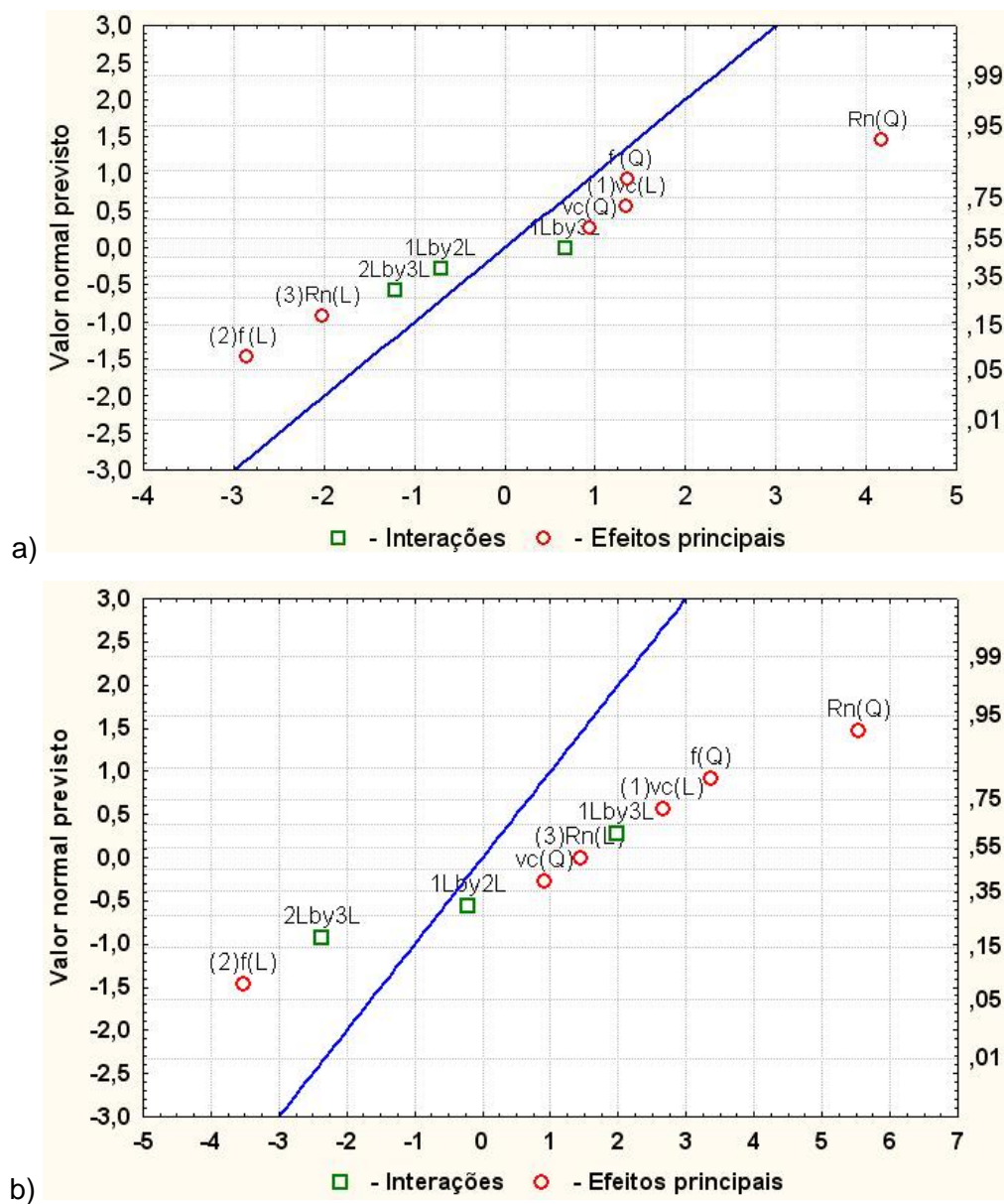


Figura 5.30 – Gráficos de probabilidade normal dos efeitos principais sobre: a) aceleração; b) desvio de circularidade

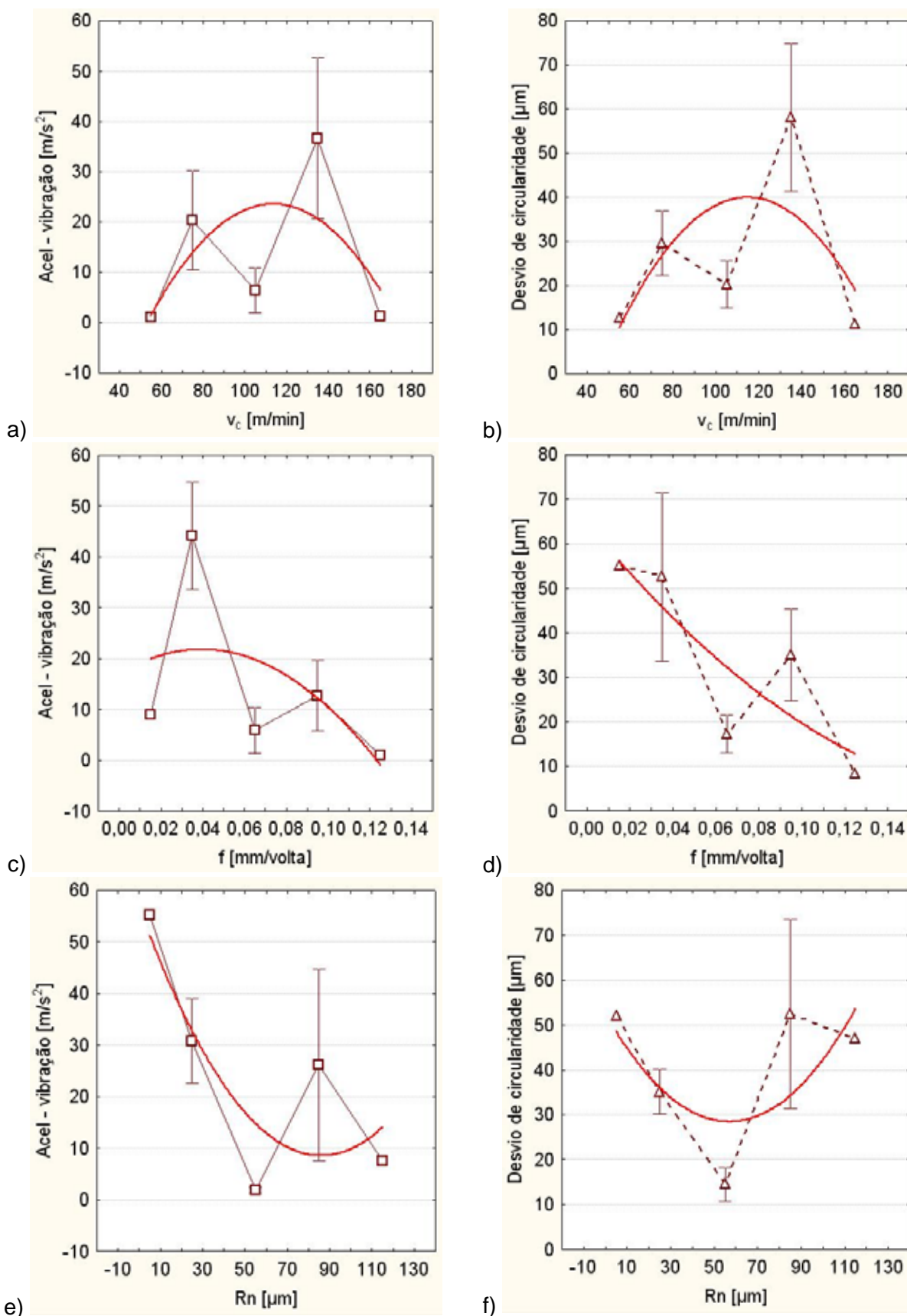


Figura 5.31 – Amplitude de vibração (aceleração) e desvio de circularidade em função da velocidade de corte, avanço e arredondamento da aresta de corte

É possível observar uma variação significativa da vibração e do desvio de circularidade do sistema máquina-ferramenta-peça, em função de mudanças nos níveis de avanço (Fig. 5.31c e 5.31d) e arredondamento da aresta de corte da lâmina de PCBN (Fig. 5.31e e 5.31f) durante a operação de desbaste das sedes de válvulas. Já a velocidade de corte (Fig. 5.31a e 5.30b) não acarretou mudanças significativas na vibração da ferramenta, pois não apresentou uma tendência como os demais fatores.

Para facilitar o entendimento do comportamento do torque medido durante o rebaixamento guiado, foi plotado um gráfico com um pequeno valor de avanço, visando determinar as etapas do processo de usinagem. A Fig. 5.32 mostra o comportamento do torque durante o rebaixamento do anel na condição de desbaste e velocidade de corte (v_c) de 80 m/min, avanço (f) de 0,04 mm/volta, com um jogo de lâminas com arestas de corte chanfrada (nova) e fluido de corte com concentração de 4% de óleo emulsionável.

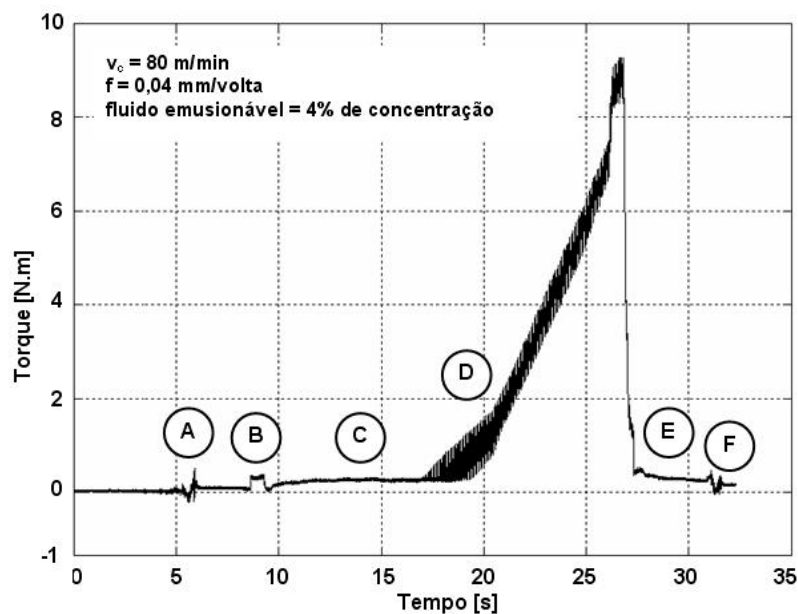


Figura 5.32 – Sinal de torque do teste 1 no rebaixamento com ferramenta de desbaste

No gráfico mostrado na Figura 5.32, são apresentados seis estágios em que se divide esse processo:

- (A) - movimento de posicionamento da mesa;
- (B) - corte inicial de 5 mm com alargador de desbaste (tipo piloto), e logo em seguida, mudança de rotação e de avanço da ferramenta, para dar início ao corte com lâminas;
- (C) - corte com alargador;
- (D) - corte com lâminas;
- (E) - tempo de permanência (pausa) e
- (F) - retorno da mesa para posição inicial.

Observa-se no ponto “B” da Figura 5.32, um pequeno aumento no valor do torque a partir do momento que ocorre o contato do alargador de desbaste com a guia de válvula. Terminado o corte inicial de 5 mm, a máquina-ferramenta altera a rotação e o avanço para os recomendados para as lâminas de PCBN. No ponto “(C)” começa a aparecer um torque praticamente constante gerado pelo alargador, e a partir dele há um aumento com início do corte do anel com a lâmina de 15°. Esse aumento de torque permanece até a entrada da última lâmina (45°). Em seguida, após a inserção da quarta e última lâmina (região de assentamento da válvula), o torque cai quase que instantaneamente, devido à frenagem do motor de avanço da máquina.

Após o término da etapa de usinagem mostrado no ponto “(E)”, a ferramenta permanece girando sem avanço por 0,4 s, para melhorar a circularidade da sede de válvula. E o ponto “(F)” marca o deslocamento da mesa da máquina-ferramenta retornando para o ponto de troca da peça (anel de aço sinterizado). É importante salientar que a desaceleração axial da ferramenta resulta em um avanço decrescente.

A Figura 5.33 ilustra melhor a influência das variáveis: velocidade de corte, avanço e arredondamento da aresta de corte do chanfro-T das lâminas de CBN, na operação de desbaste sobre as respostas torque e força axial na usinagem das sedes de válvulas.

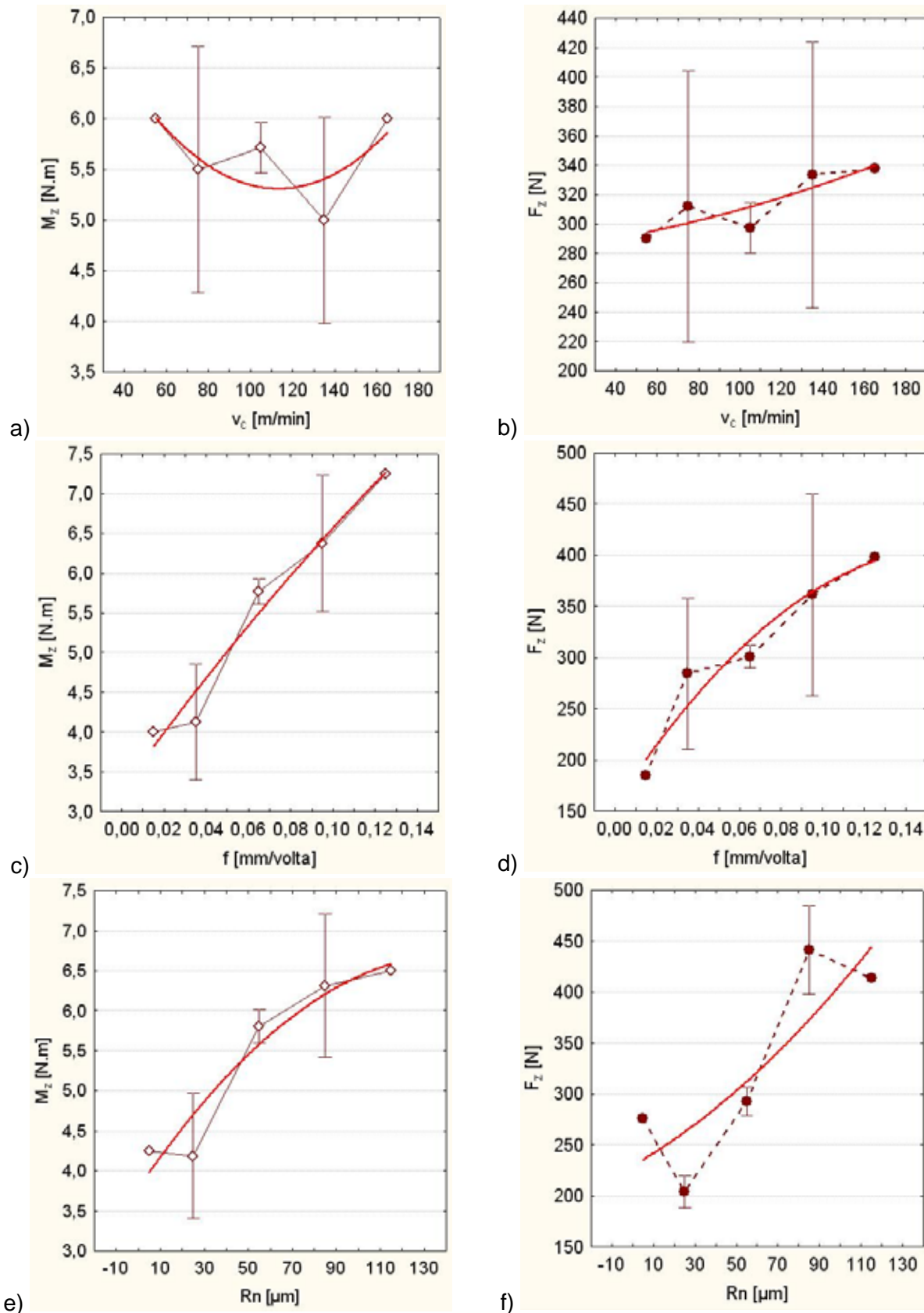


Figura 5.33 – Torque (M_z) e força axial (F_z) em função da velocidade de corte (v_c), avanço (f) e arredondamento da aresta de corte do chanfro-T (R_n)

Para esse arredondamento fino da aresta de corte, os parâmetros que minimizaram a vibração e o desvio de circularidade foram velocidade de corte entre 80 e 100 m/min e avanço entre 0,08 a 0,10 mm/volta, como mostrado na superfície de resposta da amplitude de aceleração da Fig. 5.34.

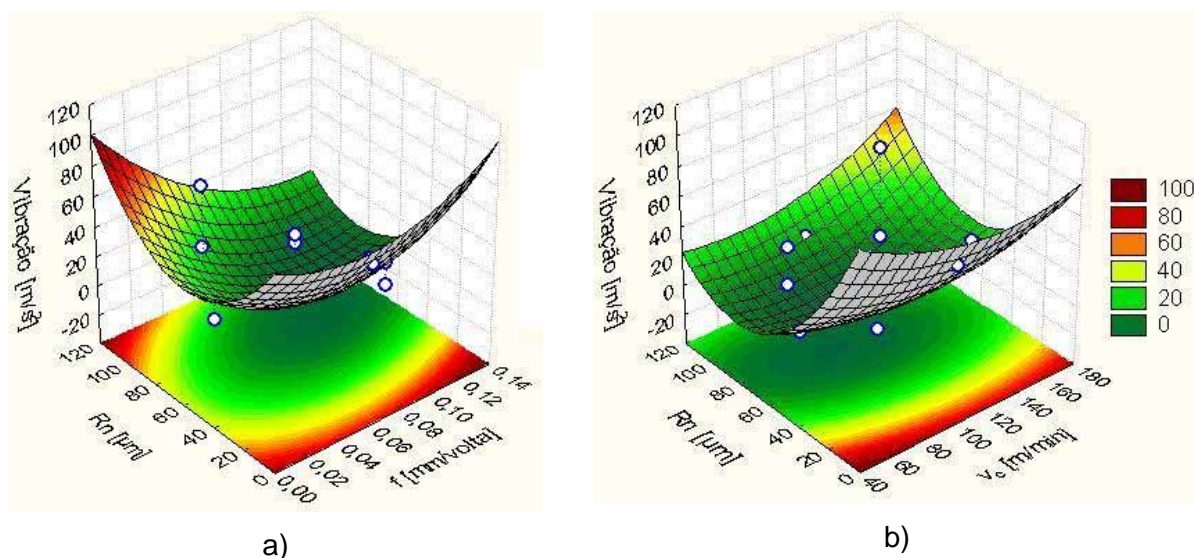


Figura 5.34 – Superfície de resposta da amplitude de aceleração *versus* raio de aresta do chanfro-T em função: a) do avanço; b) da velocidade de corte

5.8 Proposta de Modificações na Operação de Rebaixamento das Sedes de Válvulas

Os resultados indicaram que existe um desequilíbrio das forças de corte na ferramenta atual, com um jogo de lâminas com arestas de corte chanfradas. Logo, esse desequilíbrio das forças, aliado à rigidez limitada da máquina-ferramenta, inviabiliza a operação de usinagem das sedes de válvulas com todas as lâminas montadas na barra de rebaixar, utilizada nessa operação. Existe durante toda a operação, uma força resultante rotativa, de amplitude considerável, que não é absorvida totalmente pelos mancais do eixo-árvore e que causa vibrações. Portanto, para gerar o perfil desejado da sede de válvula com pequena amplitude de vibração, desvios de circularidade mínimos e um bom acabamento superficial, é necessário alterar a disposição das ferramentas, colocando lâminas idênticas diametralmente opostas, de 15° e 30° na ferramenta de desbaste e 45° e 90° na ferramenta de acabamento, conforme mostrado na Fig. 5.35. Com isso, haverá um cancelamento mútuo das forças de corte radiais e tangenciais de cada lâmina, minimizando a força resultante que provoca as vibrações excessivas. Além disso, a aresta de corte do chanfro-T deverá ter um arredondamento fino de aproximadamente 60 µm (Fig. 5.36).

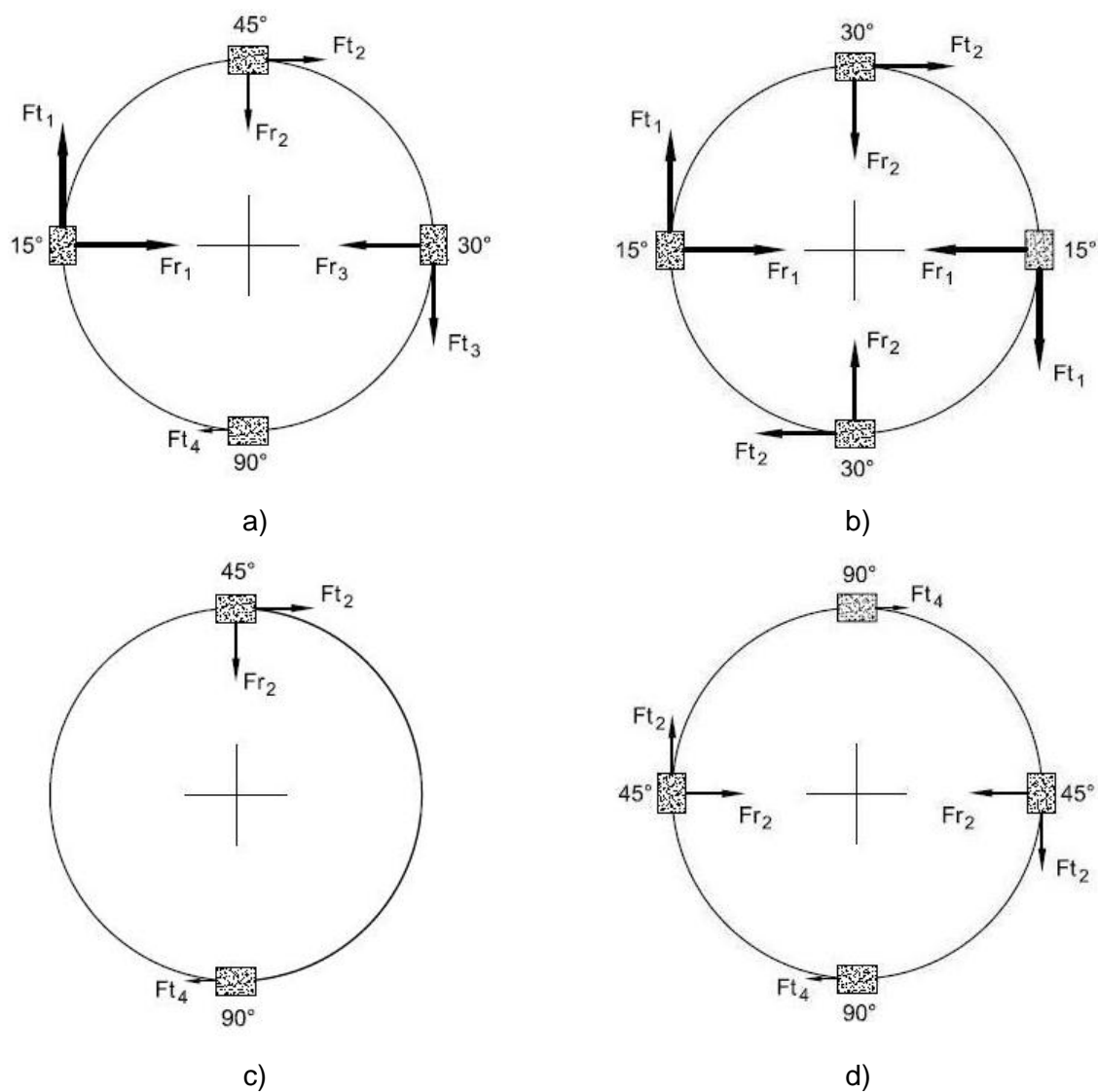


Figura 5.35 – Disposição das lâminas. Ferramenta de desbaste: atual (a) e a proposta de alteração (b). Ferramenta de acabamento: atual (c) e a proposta de modificação (d)



Figura 5.36 – Aresta de corte do chanfro-T das lâminas de PCBN: a) atual; e b) proposta de modificação, R_n de aproximadamente $60 \mu m$

CAPÍTULO VI

CONCLUSÕES

O presente trabalho foi focado no problema de vibrações excessivas na operação de rebaixamento de sede de válvulas de admissão de motores de combustão interna. Após visita na fábrica de motores e de ferramentas e conversas com engenheiros e técnicos, foram formuladas cinco hipóteses para identificar as causas do problema. Foi proposta, então, uma metodologia para testar estas hipóteses, envolvendo todos os aspectos da operação.

A investigação começou a partir do estudo do material do anel e a conclusão foi que a sua composição química, dureza e porosidade estão de acordo com as especificações técnicas da linha automotiva. Observou-se que não houve variações significativas da dureza e porosidade ao longo do perímetro do anel. Portanto, a primeira hipótese de que problemas no material poderiam ser uma das causas das vibrações excessivas, foi descartada.

A segunda hipótese, relacionada à falta de rigidez da máquina ferramenta e do sistema de fixação do cabeçote de alumínio do motor foi investigada, por meio da medição de folga e rigidez estática de máquinas semelhantes. A conclusão foi que as folgas e a rigidez limitada contribuem para o problema, pois as forças de corte são elevadas e não são absorvidas pelos mancais, causando vibrações nesta operação.

A terceira hipótese, de que a classe de PCBN usada não é a mais adequada, não pôde ser investigada, por limitações de tempo e recursos financeiros. Considerando o estudo realizado, concluiu-se que as lâminas de PCBN com aresta de corte do chanfro-T arredondada poderão ter mais dureza que tenacidade, em função do baixo nível de vibrações a que estarão sujeitas.

A quarta hipótese, que os parâmetros de corte utilizados não eram os mais adequados e que existiam condições de corte ótimas, foi investigada. Foi feito um planejamento experimental envolvendo uma ampla faixa de parâmetros de corte. Os resultados dos testes de usinagem não foram satisfatórios, e a conclusão foi que esses parâmetros não existem

para o conjunto máquina-ferramenta-peça quando se utilizam lâminas novas com aresta de corte chanfrada (sem arredondamento fino da aresta de corte).

O rebaixamento das sedes de válvulas automotivas é uma operação difícil, porque o sistema tribológico é agressivo, como discutido no item 5.1. A usinagem é realizada com uma ferramenta com quatro lâminas de PCBN, onde cada uma gera diferentes forças tangenciais, axiais e radiais em instantes de tempo diferentes, durante alguns segundos de operação. Assim, há uma falta de equilíbrio entre as forças de corte geradas durante o processo e uma força resultante considerável, que gira na velocidade angular do eixo-árvore da máquina-ferramenta. Esta força resultante aumenta progressivamente e a máquina possui uma rigidez limitada. O resultado é uma vibração excessiva, que pode causar desvios de circularidade e qualidade superficial inaceitáveis. No item 5.8 foram propostas modificações na ferramenta, que resolvem este problema.

Quanto à concentração do fluido de corte, os resultados mostraram que este fator não acarreta mudanças significativas na resposta do sistema máquina-ferramenta-peça.

Finalmente, a quinta hipótese, relacionada à geometria inadequada das lâminas de PCBN, foi considerada. A indústria de ferramentas de corte para linha automotiva especifica uma lâmina de PCBN com apenas um chanfro na aresta de corte, chamado de “chanfro-T”. Os testes experimentais mostraram que existe uma grande redução no valor médio da vibração (aceleração) e do desvio de circularidade quando há um arredondamento fino da aresta do chanfro-T das lâminas de PCBN. A conclusão é que, a fim de gerar o perfil desejado da sede de válvula com pequena amplitude de vibração, desvios de circularidade mínimos e um bom acabamento superficial, é necessário que a aresta do chanfro-T tenha um raio de aresta de aproximadamente 60 μm . As análises realizadas mostraram ainda que, para esta aresta de corte arredondada, existem parâmetros de corte ideais. Nos testes realizados, a velocidade de corte ideal está na faixa de 80 a 100 m/min e o avanço ideal de 0,04 a 0,08 mm/volta, para a ferramenta atual, com forças de corte desequilibradas. Resultados ainda melhores podem ser esperados, utilizando-se a ferramenta e as lâminas com as modificações sugeridas neste trabalho.

CAPÍTULO VII

SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A realização deste trabalho permitiu sugerir algumas propostas para a realização de trabalhos posteriores:

1. Construir uma barra de rebaixar e lâminas de PCBN como proposto neste trabalho e verificar experimentalmente a redução das forças de corte, do nível de vibrações e do desvio de circularidade, assim como a melhora na qualidade superficial da sede de válvula.
2. Sabe-se que qualquer alteração na cunha cortante da lâmina de PCBN pode alterar o comportamento das forças de corte, vida da ferramenta e vibração. Logo, seria interessante investigar diferentes tipos de preparações da cunha cortante (geometria) das lâminas de PCBN.
3. A falta de rigidez da máquina-ferramenta prejudicou o desenvolvimento desta pesquisa. Sugerem-se estudos para aumentar a sua rigidez e o nível de amortecimento do eixo-árvore da máquina-ferramenta. Daí, qualquer aprofundamento nesse sentido pode contribuir muito para a realização de outras pesquisas que precisam de alta rigidez da máquina-ferramenta, como ferramentas superduras (PCBN e cerâmicas).
4. Outros trabalhos mostram que o ângulo do chanfro das lâminas de PCBN tem grande influência sobre as forças de corte e a vida da ferramenta. Embora um aumento no ângulo do chanfro aumente a resistência da cunha de corte da ferramenta de PCBN, porém, foi constatado em outros trabalhos, que a vida não seguiu essa mesma tendência. Sugere-se o

aprofundamento deste estudo, inclusive com variação das dimensões do chanfro.

5. Como os anéis de aço sinterizado usados na linha automotiva apresentam composições químicas diferentes, sugere-se a identificação das condições mais adequadas, para outros materiais usados em sedes de válvulas de motores de combustão interna.
6. Fazer testes de vida de ferramenta com jogos de lâminas de PCBN com diferentes tipos de arredondamento fino das arestas de corte do chanfro-T, em uma linha de produção de uma montadora de automóveis.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AGOSTINHO, O. L.; RODRIGUES, A. C. S.; LIRANI, J., **Tolerâncias, ajustes, desvios e análise de dimensões**. 1.ed., São Paulo: Edgard Blücher, 1977. 295p.

ALTINTAS, Y.; **Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design**. 1.ed. N.Y.: Cambridge University Press, 2000. 286p.

ALTINTAS, Y.; BUDAK, E., 1995. Analytical Prediction of Stability Lobes in Milling, **Annals of the CIRP**, Vol. 44(1), p. 357 – 362.

ANFAVEA. **Carta da Anfavea, sobre a Produção Anual de Autoveículos no Brasil de Janeiro a Novembro de 2009**. Publicação mensal. N. 283. dezembro de 2009. Associação Nacional dos Fabricantes de Veículos Automotores. Disponível em: <<http://www.anfavea.com.br/tabelas.html>>. Acesso em: 10 dez. 2009.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, **NBR 6409**: Tolerâncias geométricas - Tolerâncias de forma, orientação, posição e batimento - Generalidades, símbolos, definições e indicações em desenho. ABNT - Associação Brasileira de Normas Técnicas. Rio de Janeiro. mai. 1997, 19p.

BLANCO, M.; Motores de Alumínio: Preferência Nacional, na Linha de Montagem: Fundição. Aluato - Alumínio em Automotivos. 16.ed. **Publicação trimestral da Associação Brasileira do Alumínio - ABAL**. São Paulo-SP. p. 4. 2º trimestre de 2008. Disponível em: http://www.abal.org.br/aluauto/ed16/pdfs/materia_principal.pdf. Acesso em: 24 nov. 2008.

BARROS NETO, B.; SCARMINO, I. S.; BRUNS, R. E.; **Como Fazer Experimentos: Pesquisa e Desenvolvimento na Ciência e na Indústria**. 3.ed. Campinas, SP: Unicamp. ISBN: ISBN 9788526807532. 2007. 480p.

BEZERRA, S. C.; **Policristalinos de Diamante Sintético Man-Made® COMPAX®**. Slides sobre usinagem com ferramentas superabrasivas. Usinagem GE Superabrasives. 2003. 61p.

BLAU, P. J.; On the nature of running-in. In: **Tribology International**. USA, v. 38, p. 1007-1012, ISSN 0301-679X. doi:10.1016/j.triboint.2005.07.020. nov. 2005.

BOBROVNITCHII, G.; FILGUEIRA, M.; **A Influência de Tratamento Térmico Complementar sobre a Resistência ao Desgaste de Pastilha de Nitreto Cúbico de Boro**. Revista Matéria, Rio de Janeiro, ISSN 1517-7076, v. 11, n. 3, pp. 238–242, 2006. Disponível em: <<http://www.materia.coppe.ufrj.br/sarra/artigos/artigo10807>>. Acesso em: 23 jan. 2008.

BOBROVNITCHII, G. S.; SKURY, A. L. D.; RAMALHO, A. M.; MONTEIRO, S. N.; 2007a. Desenvolvimento de Materiais Superduros Policristalinos para Ferramentas de Corte, **Máquinas e Metais**, n. 495, pp. 302-333, abril de 2007.

BOBROVNITCHII, G. S.; RAMALHO, A. M.; FILGUEIRA, M.; TARDIM, R. C.; 2007b. **A Ferramenta para Usinagem Apetrechada com Inserto Feito à Base de Materiais Superduros**, In: Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, 4º COBEF, Estância de São Pedro–SP, realizado em abril de 2007. Código do trabalho 011094266.

BOX, G. E. P.; HUNTER, W. G.; HUNTER, J. S.; **Statistics for Experimenters: an Introduction to Design, Data Analysis, and Model Building**. New York: John Wiley. 1978. 653p.

BUDAK, E.; ALTINTAS, Y.; ARMAREGO, E. J. A. Prediction of Milling Force Coefficients from Orthogonal Cutting Data, Trans. **ASME, Journal of Manufaturig Science and Engineering**, Vol. 118, p. 216 – 224, 1996.

CÂMARA, M. A., **Influência do Ângulo de Posição sobre o Fresamento Frontal de Níquel Puro com Insertos de Metal Duro**. 2008. 92 f. Dissertação de Mestrado. Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte-MG.

CHANG, C.; SMITH, G.; LITTLEFAIR, G., Machinability of Sintered Distaloy HP-1 Components. SAE TRANSACTIONS: **Journal of materials and manufacturing**, v. 110, p. 269-274, 2001.

CHEN, L.; EL-WARDANY, T. I.; NASR, M.; ELBESTAWI, M. A.; Effects of Edge Preparation and Feed when Hard Turning a Hot Work Die Steel with Polycrystalline Cubic Boron Nitride Tools. In: **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 55. Issue 1. 2006. p. 89–93.

COSENTINO, P. A. S. L., **O Efeito de Carbetos Metálicos na Sinterização do Carbetos de Boro por Prensagem a Quente**. 2006. 150 p., Tese de doutorado - Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE/UFRJ. Rio de Janeiro, RJ.

COSTA, E. S.; **Furação de Aços Microligados com Aplicação de Mínima Quantidade de Fluido de Corte – (MQF)**. 2004. 311 p., Tese de Doutorado - Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. Uberlândia-MG.

COSTA, E. S. ; MACHADO, A. R. ; SOUZA JUNIOR, E. A. ; RAMOS, C. A. D.; Desempenho de Brocas Helicoidais de Aço-Rápido Revestidas com TiN Aplicando Mínima Quantidade de Fluido de Corte (MQF). In: **III Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação - COBEF**, 12 a 15 abr. 2005.

DESHPANDE, A.; VENKATACHALAM, A.; JOSHI, K.; CHEN, S.; YOUNG, B; ALLOO, R.; JAWAHIR, I. S.; Maximizing Tool-life in Powder Metal Valve Seat Machining through Performance-based Tool Geometry Optimization. In: **3rd CIRP International Conference on High Performance Cutting**. cod. HPC-P-091 - 11.20-11.40. Dublin-Ireland, June 12-13, 10 p., 2008.

DIAS, A. M., 2005. **Desenvolvimento e Fabricação de Componentes Sinterizados**. Aço sinterizado. Versão 1. Tecspartner Metalurgia Ltda. Canoas - RS – Brasil. Disponível em: <<http://www.tecsinter.com.br>>. Acesso em: 10 dez. 2005.

DIAS, A. M., 2006. **Estudo e Determinação de Propriedades de uma Liga Fe-Ni-C utilizada como Sede de Válvula de Admissão de Automóvel**. Sede de válvula. Tecspartner Metalurgia. Canoas-RS. Disponível em: <<http://www.tecsinter.com.br>>. Acesso em: 06 jul. 2006.

DIAS, A. M., 2007. **Aço Sinterizado e Infiltrado com Cobre para Alta Resistência ao Impacto**. Tecsinter Metalurgia. Canoas-RS. Disponível em: <<http://www.tecsinter.com.br>>. Acesso em: 02 jul. 2007.

DIMLA, D. E. Snr; LISTER P. M., On-Line Metal Cutting Tool Condition Monitoring - Part I: Force and Vibration Analyses. In: **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. 2000, v. 40(5), pp. 739-768.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L.; **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. 5.ed. São Paulo: Artliber, 2006. 255p.

DUARTE, M. A. V., **Manutenção Preditiva Via Análise de Vibrações**. Apostila Didática. Laboratório de Vibração e Acústica, FEMEC – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia-MG, 2005.

FERRARESI, D.; **Fundamentos da Usinagem dos Metais**. 3.ed. 12ª reimpressão. v.1, São Paulo: Edgard Blücher, 2006. 751p.

FIAT, 2005. **Norma interna da Fiat: Fiat Auto Normazione. Sedi Valvola In Materiale Sinterizzato**. F. A. Powertrain Ltda. Engenharia de Manufatura. Tecnologia de Ferramentas. Betim-MG.

FIORELLO, B. L.; DINIZ, A. E., 2003. **Otimização da Usinagem Sem Fluido de Corte no Torneamento de Aço**. XI Congresso Interno de Iniciação Científica da Faculdade de Engenharia Mecânica – FEM, UNICAMP. Código do trabalho: T539. 25 a 26 set. 2003.

GERMAN, R. M.; **Powder Metallurgy Science**, 2.ed. Princeton, New Jersey: Metal Powder Industries Federation, 1984. 279p.

GIACOSA, D.; **Motores Endotérmicos**. 3.ed. Versión española por José González – Vallés Sánchez. Adaptada a 1a undécima edición italiana por Juan J. Garrido Ibáñez. Madrid, España: Dossat, 1980. 757p.

HANNA, 2003. **Catálogos de Alargadores de Lâminas Intercambiáveis de CBN**. n. 01/03. Hanna Soluções Integradas Headquarters. 19 p. Limeira-SP. Disponível em: <<http://www.hannatools.net/catalogos.htm>>. Acesso em: 15 jan. 2009.

HAYDEN, E., 2000. **Superabrasivos Fabricados uma Arte e uma Ciência**. GE Superabrasives. General Electric Company, Worthington, Ohio, EUA. GES 1283 P. 12 p. Disponível em: <<http://www.abrasivesnet.com/en/art/artweb/down/Art-Science-port.pdf>>. Acesso em: 17 out. 2007.

HUTCHINGS, I. M., **Tribology: Friction and Wear of Engineering Materials**, Reprinted 1995. London: Edward Arnold, ISBN 0-340-56184-X. 1992. 273p.

ISCAR, 2009a. **CBN/PCD Turning Inserts: PCD for Machining Nonferrous Materials and CBN Inserts for Machining Hard Materials, Dry Cutting, and High Speed Machining**. ISCAR LTD., Metalworking Tools. Disponível em: <<http://www.iscar.com>>. Acesso em: 17 fev. 2009.

ISCAR, 2009b. **CBN/PCD Turning Inserts: Table 3 Grade Comparison Table 1 Grades and Application**. Catálogo de Ferramentas de CBN. Publicações ISCAR. Disponível em: <http://www.iscar.com/ProductUpdate/PDF/vIsoTurnInch_412_2.pdf>. Acesso em: 17 ago. 2009.

ISCAR, 2009c. **CBN: Pastilhas Positivas com a Geometria Alisadora**. Publicações ISCAR. Disponível em: <<http://www.iscar.com.br/PressReleases/PressRelease.asp/CountryID/4/PressReleaseID/131/IsNext/-1/MenuItemID2/502>>. Acesso em: 30 de nov. 2009.

JESUS FILHO, E. S., **Processamento, Usinagem e Desgaste de Ligas Sinterizadas Para Aplicações Automotivas**. 2006. 162 p. Tese de Doutorado - Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares - Autarquia Associada à Universidade de São Paulo, SP.

JESUS FILHO, E. S.; JESUS, E. R. B; ROSSI, J. L.; SALGADO, L.; COLOSIO, M. A.; SANTOS. **Assentos de Válvula Sinterizados – Avaliação da Usinabilidade e Desgaste**. In: XVII Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais - CBECIMat, 17, 15 a 19 de Novembro de 2006, Foz do Iguaçu-PR. p. 7358-7368.

KARPAT, Y.; ÖZEL, T.; Mechanics of high speed cutting with curvilinear edge tools. In: **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. doi:10.1016/j.ijmachtools.2007.08.015. v. 48. 2007, p. 195–208.

KENNEDY, B., **Powder Surge: Growing use of Powder Metals is Creating New Machining Challenges**. Contributing Editor, Cutting Tool Engineering. april 2004, v. 56, n. 4. Disponível em: <http://www.ctemag.com/archived_articles.php>. Acesso em: 16 jan. 2006.

KOELSCH, J. R. 2000. **Ferramentas de Carbetto: o Estado da Arte**. Máquinas e Metais, v. 36, n. 415, p. 186-201.

KOENIGSBERGER, F.; TLUSTY, J., 1967. **Machine Tool Structures: Stability Against Chatter**. v. I. Pergamon Press, 1967.

KOUNTANYA, R.; AL-ZKERI, I.; ALTAN, T.; Effect of Tool Edge Geometry and Cutting Conditions on Experimental and Simulated Chip Morphology in Orthogonal Hard Turning of 100Cr6 Steel, **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 209, Issue 11, ISSN 0924-0136, DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2009.02.011. 21 June 2009, p. 5068-5076.

LEE, K. O. **About us: Knute Oscar Lee History**. K. O. Lee Company. Disponível em: <<http://www.kolee.com/aboutus.html>>. Acesso em: 24 nov. 2008.

LI, Y.; LIANG, S. Y.; PETROF R. C. and SETH, B. B., 2000. Force Modelling for Cylindrical Plunge Cutting. **The International Journal of Advanced Manufacturing**. Springer: London, v.16, p. 863–870.

LIMA JUNIOR, 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 - UFU, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. Uberlândia.

MACHADO, A. R.; SILVA, M. B., 2004. **Apostila de Usinagem dos Metais**. 8ª ed.. Ed. UFU, Universidade Federal de Uberlândia. 257 p.

MACHADO, A. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, R. T.; SILVA, M. B.; **Teoria da Usinagem dos Materiais**. Revisor técnico Rosalvo Tiago Ruffino. 1ª ed. ISBN 978-85-212-0452-7. São Paulo: Edgard Blücher, 2009. 370p.

MAIA, L. H. A.; LANDRE JÚNIOR, J.; BECKER, M.; SALES, W. F.; Avaliação Vibro-Acústica das Condições de Corte no Fresamento de Aço de Baixa Liga. II Assembléia Geral - Instituto Fábrica do Milênio. Seção: WP03-SP01 Usinabilidade e otimização processos usinagem. Cód. WP3.SP1.R60. **Anais da II Assembléia geral – IFM**. Campinas-SP. 8 a 10 de setembro. 2008.

MAPAL, 2007. **Catálogos Técnicos de Ferramentas de Precisão para Indústrias Automotivas e Informações Técnicas Fornecidas por Especialistas em Ferramentas de PCBN**. Mapal do Brasil Ferramentas de Precisão LTDA. Ibitiré-MG–Brasil. <<http://www.mapal.com>>.

MEDINA, H. V.; **O Automóvel que os Consumidores Não Conhecem: Inovações em Materiais e Processos na Produção de Motores**. Centro de Tecnologia Mineral - CETEM. Coordenação de Estudos e Desenvolvimento - CES. Rio de Janeiro. 2002. Disponível em: <<http://www.cetem.gov.br/publicacao/CTs/CT2002-043-00.pdf>>. Acesso em: 10 set. 2007.

MENDES, R. R. A.; PAIVA, A. P.; FERREIRA, J. R.; Estudo da Minimização do Custo de Usinagem por Torneamento de um Aço SAE/ABNT 52100 Utilizando-se a Metodologia de Superfície de Resposta. In: Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação. **Anais do 4º COBEF**, Estância de São Pedro–SP,. Código do trabalho 011061181. Realizado em abr. de 2007.

MONTGOMERY, D. C.; RUNGER G. C.; **Estatística Aplicada e Probabilidade para Engenheiros**. 2.ed. Tradução: Verônica Calado. Rio de Janeiro: LTC. 2003. 463p.

NÓBREGA, M. J. R.; FRITZ, M.; SOUZA, C. G.; Inovações Tecnológicas: Aplicação de Materiais Cerâmicos na Indústria Automobilística. In: XXIV Encontro Nacional de Engenharia de Produção. **Anais: ENEGEP 2004**, ABEPRO 4187. Florianópolis, SC, Brasil, 03 a 05 nov. 2004.

OLIVEIRA, A. J.; **Otimização das Condições de Usinagem Visando o Torneamento a Seco do Aço ABNT 1045 em Operações de Desbaste**. 2003. 112 f. Dissertação de Mestrado – Universidade Estadual de Campinas – Campinas, SP.

OLIVEIRA, C. J.; PALMA, E. S.; SALES, W. F.; Sensibilidade na Análise de Forma em Função da Quantidade de Harmônicas por Revolução. In: 4º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, 2007, Estância de São Pedro, cód. 091006255. **Anais do Congresso COBEF**. São Paulo: ABCM, 15 a 18 de abril de 2007. 10 p.

ÖZEL, T.; Computational Modelling of 3D Turning: Influence of Edge Micro-geometry on Forces, Stresses, Friction and Tool Wear in PcBN Tooling. In: **Journal of Materials Processing Technology**, v. 209, Issue 11-21 june 2009, p. 5167-5177, ISSN 0924-0136, DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2009.03.002.

ÖZEL, T.; HSU, T., ZEREN, E.; Effects of Cutting Edge Geometry, Workpiece Hardness, Feed Rate and Cutting Speed on Surface Roughness and Forces in Finish Turning of Hardened AISI H13 Steel. **Journal: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. Publisher: Springer London, ISSN: 0268-3768 (Print) 1433-3015 (Online), Issue: vol. 25, num. 3-4, feb. 2005, DOI: 10.1007/s00170-003-1878-5. 2005, p. 262-269.

PELLIZA, G.. **Análise de Veículos Convertidos para o uso do Combustível Gás Natural**. 2003. 139 p. Dissertação de Mestrado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Porto Alegre.

PERKINS, 2004. **Manual de Serviço - Motores Perkins 4236 E T4236**. 3ª ed. Publicação Nº 8120078. International Engines South America. 163 p.. S. B. do Campo-SP. Disponível em: <<http://www.nav-international.com.br>>. Acesso em: 06 jul. 2006.

POLLI, M. L., **Análise da Estabilidade Dinâmica do Processo de Fresamento a Altas Velocidades de Corte**. 2005. 214 p. Tese de Doutorado. Engenharia Mecânica. Universidade Federal de Santa Catarina. Florianópolis-SC.

POWALKA, B.; Self-excited Chatter in Valve Seat Machining. In: **Twelfth Conference on Nonlinear Vibrations Dynamics and Multibody Systems**. Virginia Polytechnic Institute and State University Blacksburg, USA, june 1-5, 2008. Disponível em: <www.esm.vt.edu/~sally/conf12/ABSTRACTS/powalka.pdf>. Acesso em: 17 fev. 2009.

QIAN, L.; HOSSAN, M. R.; Effect on cutting force in turning hardened tool steels with cubic boron nitride inserts. In: **Journal of Materials Processing Technology**. V. 191. Issues 1-3. 2007. p. 274–278.

RAVEN, 2008. **Catálogo de Ferramentas Especiais para Linha Industrial**. Disponível em: <http://www.ravenferramentas.com.br/pdf/montagem_caminhoes_BAIXA.pdf>. Acesso em: 20 nov. 2009. 8p.

RECH, J.; YEN, Y. C.; SCHAFF, M. J.; HAMDI, H.; ALTAN, T.; BOUZAKIS, K.D.; Influence of Cutting Edge Radius on the Wear Resistance of PM-HSS Milling Inserts. *Wear*, v. 259, Issues 7-12. In: **15th International Conference on Wear of Materials**. july-august 2005, p. 1168-1176, ISSN 0043-1648, DOI: 10.1016/j.wear.2005.02.072.

ROCHA, C. A.; **Efeito dos Parâmetros de Corte na Usinagem das Sedes de Válvulas de Motores a Explosão Utilizando Ferramentas de CBN**. 2000. 106 f. Dissertação de Mestrado. Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais - PUC-Minas. Departamento de Engenharia Mecânica. Mestrado em Engenharia Automotiva. Belo Horizonte - MG.

ROCHA, C. A.; SALES, W. F.; BARCELLOS, C. S.; ABRÃO, A. M., Evaluation of the Wear Mechanisms and Surface Parameters when Machining Internal Combustion Engine Valve Seats Using PCBN Tools. In: **Journal of Materials Processing Technology**. v. 145. 2004. pp. 397–406. doi:10.1016/j.jmatprotec.2003.10.004.

RULINSKAS, F.; RULINSKAS E., 2009. **Uso de Lâminas HSS: Dicas de Utilização e Conceitos para Prorrogar a Vida Útil de Sua Ferramenta**. Wagner Lennartz - Simonds International. Disponível em: <<http://www.wagnerlennartz.com.br>>. Acesso em: 13 jan. 2009.

SANTOS, R. G., **Avaliação do Processo de Alargamento de Guias de Válvulas**. 2004. 89 f. Dissertação de Mestrado. Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Paraná. Curitiba, PR.

SARAIVA, D. K.; CAPELARI, T. V.; KUNRATH, A. O.; Análise Comparativa entre Ferramentas de CBN e Metal Duro na Usinagem de Sedes de Válvula. In: Usinagem 2002, São Paulo. **Anais do Usinagem 2002 Feira e Congresso**. São Paulo, SP: Aranda Editora Técnica e Cultural.

SECO, 2009. **Usinagem com Pastilhas CBN ou PCBN**. Seco Tools. ABC.co Soluções inovadores em usinagem, Curitiba-PR. Disponível em: <<http://www.seco.ferramenta-usinagem.com/usinagem-com-pastilhas-CBN-ou-PCBN-s7dae.html>>. Acesso em: 25 out. 2009.

SCHROETER, R. B. **Alargamento de Precisão em Alumínio Aeronáutico com Ferramentas de Gume Único Regulável**. 1989. 113 f. Dissertação de mestrado – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, UFSC, Florianópolis.

SCHROETER, R. B., WEINGAERTNER, W. L., MACEDO, S. E. M., Análise de Forças no Fresamento de Topo Reto. In: I COBEF 2001. **Anais do I Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**, Curitiba-Paraná, 2 a 4 de abril. 2001. 8 p.

SCHROETER, R. B., STOETERAU, R. L., WEINGAERTNER, W. L., 2004. **Apostila de Processos de Usinagem: Fabricação por Remoção de Material**. Departamento de Engenharia Mecânica. Universidade Federal de Santa Catarina. Florianópolis-SC–Brasil. Disponível em: <<http://www.lmp.ufsc.br>>. Acesso em: 06 set. 2005.

SHARMA, I. R.; 2007. **Book: Latest Trends in Machining**. Noida – Índia. 209p. Disponível em: <<http://drishtikona.com/writings>>. Acesso em: 16 jan. 2009.

SHAW, M. C.; **Metal Cutting Principles**. 3.ed. Cambridge: Oxford University Press. 1984. 594p.

SILVA, R. B.; ABRÃO, A. M.; MACHADO, A. R.; SILVA, M. B.; Influência das Condições de Corte sobre a Qualidade Geométrica no Alargamento Cônico do Ferro Fundido Nodular. In: Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica - XVI COBEM 2001, Uberlândia - MG. **Anais do XVI COBEM**, 2001. 9 p.

SILVA JUNIOR, J.; RAMALHO, A. M.; BOBROVNITCHII, G. S.. **Transformação do Nitreto Hexagonal de Boro em Nitreto Cúbico de Boro com o Catalisador Magnésio**. In: CBECIMat - Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais, 17º, 15 a 19 de novembro de 2006, Foz do Iguaçu-PR. p. 2251-2262.

SILVA, L. R. O.; ALVES, M. L., A Calibração Periódica de Instrumentos de Medição e Padrões e Suas Relações com Custos e Benefícios. ENQUALAB - Encontro para a Qualidade de Laboratórios. **Anais do ENQUALAB**. 1 a 3 de junho, São Paulo. 2004. 3 p.

SILVA, N. P.; SARAMAGO, S. F. P., 2005. **Uma Introdução ao Estudo de Superfícies de Resposta**. Revista Horizonte Científico. Disponível em: <<http://www.propp.ufu.br/revistaeletronica>>. Acesso em: 11 abr. 2005.

SIQUEIRA, I. L.; LACERDA, H. L; Forças e Vibrações no Mandrilamento das Sedes de Válvulas de um Motor de Combustão Interna. Resumo expandido. **18º Simpósio do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica**. Universidade Federal de Uberlândia. Faculdade de Engenharia Mecânica. FEMEC/UFU, Uberlândia-MG. 2008. 2 p.

SIQUEIRA, I. L.; LACERDA, H. L; SOUZA JUNIOR, A. M.; PIACESI, R. A.; SEPPE JUNIOR, W.; Estudo da Usinagem das Sedes de Válvulas de Admissão do Motor Fiat Fire 1.4. **16º Simpósio do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica**. Universidade Federal de Uberlândia. Faculdade de Engenharia Mecânica. FEMEC/UFU, Uberlândia-MG. 2006. 10 p.

SMITH, S., TLUSTY, J., Update On High Speed Dynamics. In: **Transactions of the ASME**. vol. 112. 1990. p. 142-149.

SOUTO, U. B.; **Monitoramento do Desgaste de Ferramenta no Processo de Fresamento via Emissão Acústica**. 2007. 168 p. Tese de Doutorado. Universidade Federal de Uberlândia – UFU, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Uberlândia.

SOUZA, E. R. S., 2008. **Válvulas: Aumentando o Potencial de Reparo em Oficinas e Recondicionadoras de Motores**. Jornal para os Distribuidores, Lojistas, Aplicadores e Reparadores do Setor de Autopeças. Mahle Aftermarket News 1/2008. 16 p. MAHLE Metal Leve. Disponível em: <<http://www.mahle.com.br>>. Acesso em: 15 jan. 2009.

SUBBIAH, S.; MELKOTE, S. N.; Effect of Finite Edge Radius on Ductile Fracture Ahead of the Cutting Tool Edge in Micro-Cutting of Al2024-T3. In: **Materials Science and Engineering: A**, v. 474, Issues 1-2, 15 february 2008, p. 283-300, ISSN 0921-5093, DOI: 10.1016/j.msea.2007.04.116.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K.; **Metal Cutting**. 4.ed. Boston, USA: Butterworths – Heinemann, 2000. 446 p.

VALPASSOS, J. M.; RAMALHO, A. M.; BOBROVNITCHII, G. S.; MONTEIRO, S. N., 2007. **Sinterização de Pastilhas de Nitreto Cúbico de Boro Utilizando como Ligantes Compostos de Titânio**. Laboratório de Materiais Avançados - LAMAV/ CCT/UENF. Campos dos Goytacazes-RJ. Revista Matéria. On-line ISSN 1517-7076. v.12. n. 3.

VOLVO, 2006. **Volvo 850 GLT Engine. Seat valve**. The Volvo Owners Club. Disponível em: <<http://www.volvoclub.org.uk/tech/850GLT-EngineTechInfo.pdf>>. Acesso em: 22 ago. 2006.

WRUBLAK, O.; PILATTI, L. A.; PEDROSO, B.; Parâmetros e Métodos de Usinagem e sua Relação com os Custos do Processo e o Acabamento Final do Produto. In: **4º Encontro de Engenharia e Tecnologia dos Campos Gerais**. 25 a 29 de agosto de 2008. Disponível em: <http://www.4eetcg.uepg.br/painel/64_1.pdf>. Acesso em: 10 nov. 2009.

ZHOU, J. M.; WALTER, H.; ANDERSSON, M.; STAHL, J. E.; Effect of Chamfer Angle on Wear of CBN Cutting Tool. In: **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 43, Issue 3, 2003. p. 301-305.

APÊNDICE 1 - Programa CNC

Programa CNC usado na usinagem das sedes de válvulas:

```
N10    G90 G17 G71 G94
N20    T06 ; Ferramenta de Desbaste
N30    M6
N40    G54 D1
N50    S2400 M3
N60    G1 X0 Y0 F10000
N70    Z0
N80    M8
N90    G1 Z-24
N100   Z-39.3 F960 ; Avanço de usinagem da guia
N110   S760 M3 ; trocar rotação de desbaste sede de válvula
N120   F76
N130   G1 Z-44.21
N140   G4 F0.24 ; trocar tempo de permanencia (3 voltas)
N150   F10000
N160   M9
N170   G1 Z100
N180   Y245 ; Posição de troca de ferramenta
N190   M5
N200   M30 ; fim
```

Dados de pré-ajuste de posicionamento da mesa e de correção (altura) da ferramenta no centro de usinagem:

- Deslocamento de ponto zero ajustável em X = -420,467 e em Y = -255,334 mm;
- Correção de ferramenta de desbaste (T06): -188,201 mm.

**APÊNDICE 2 - Calibração do Dinamômetro Kistler® para Medição de Forças de Corte
(F_x , F_y) e Torque**

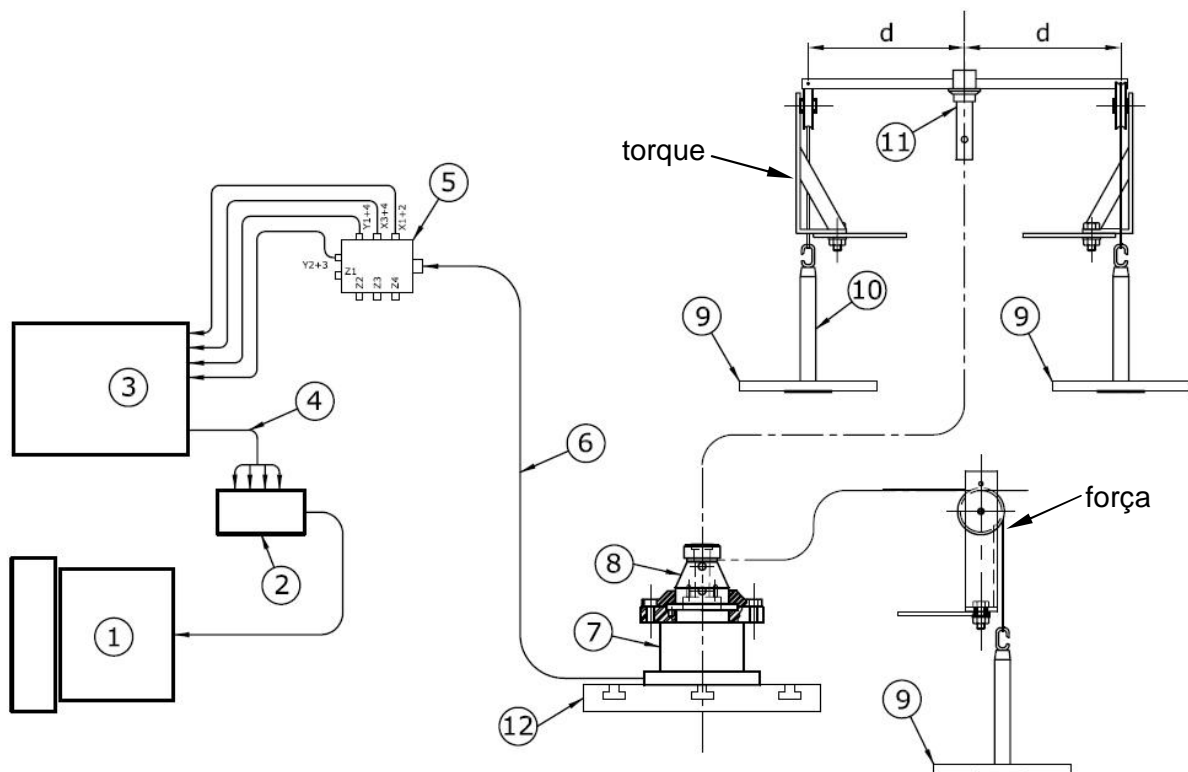
APÊNDICE 2

Calibração do Dinamômetro Kistler® para Medição de Forças de Corte (F_x e F_y) e Torque

Esse documento apresenta os procedimentos para montagem do sistema de calibração, o programa LabVIEW® e os cálculos que foram realizados na calibração do dinamômetro Kistler® para a medição de forças de corte (F_x , F_y) e torque durante o processo de usinagem dos anéis de aço sinterizado (sedes de válvulas).

A2.1 – Montagem do Sistema de Calibração de Força e Torque

A Figura A2.1 ilustra um esquema simplificado de montagem do sistema de calibração de forças (F_x , F_y) e torque.



- | | |
|--|--|
| (1) Computador com placa de aquisição | (7) Dinamômetro Kistler® 9265B |
| (2) Bloco conector BNC-2110 | (8) Dispositivo de fixação do anel e guia de válvula |
| (3) Amplificador de carga Kistler® 5070A | (9) Massas |
| (4) Cabos de conexão RS232 | (10) Porta-massas, calibração de torque ou força |
| (5) Caixa de distribuição Kistler® 5407A | (11) Sistema de torção ($d = 250$ mm) |
| (6) Cabo Kistler® 1687B5 | (12) Base da mesa da furadeira de coluna |

Figura A2.1 - Esquema simplificado de montagem do sistema de calibração

A Tabela A2.1 apresenta uma descrição detalhada dos equipamentos utilizados para calibração do dinamômetro para medição de forças de corte (F_x , F_y) e torque.

Tabela A2.1 – Descrição dos equipamentos utilizados na calibração do dinamômetro

Equipamento	Descrição das características técnicas
01 - Computador com placa aquisição e LabVIEW®	Microcomputador com placa de aquisição de sinais e o programa LabVIEW®. Processador AMD K6II, com 64 Mbytes de memória RAM; sistema operacional Microsoft Windows® 98 SE; placa de aquisição NI 6035E, resolução 16 bits e taxa de amostragem máxima de 200 KS/s.
02 - Bloco conector BNC-2110	Bloco conector BNC-2110 da National Instruments® para receber os sinais provenientes do amplificador de carga multicanal e enviá-los para a placa de conversão e aquisição de sinais A/D.
03 - Amplificador de carga Kistler® 5070A	Amplificador de carga microprocessada com 4 canais para conversão de sinais de carga gerados por transdutores piezoelétricos em tensão proporcional. Todos os parâmetros e funções são ajustados por um <i>menu</i> de navegação através de um botão de controle e 3 teclas, visualização dos mesmos através de <i>display</i> de cristal líquido (128 x 128 <i>pixels</i>), com faixas de medição de ± 200 a 200.000 pC. Saída de tensão de ± 10 VDC. Saída de corrente de $< \pm 2$ mA. Filtros passa-baixa e passa-alta. Com interface RS232C.
04 - Cabos de conexão RS232	Cabo de conexão RS232 com 2 metros de comprimento. Para conexão entre o amplificador de carga multicanal Kistler® 5070A e o bloco conector BNC-2110.
05 - Caixa de distribuição Kistler® 5407A	Caixa de distribuição Kistler® 5407A com cabo de conexão, modelo 1687B5, de 3 condutores, comprimento de 5 metros com proteção metálica flexível.
06 – Cabo Kistler® 1687B5	Cabo de conexão Kistler®, modelo 1687B5, com 3 condutores, comprimento de 5 metros com proteção metálica flexível.
07 - Dinamômetro universal Kistler® 9265B	Dinamômetro universal com 3 componentes a cristal de quartzo para medição das 3 componentes ortogonais de uma força (F_x , F_y , F_z). Faixas de Medição com placa de fixação: ± 15 kN para F_x , F_y / -10 a 30 kN para F_z . Sensibilidade: -8 pC/N para F_x , F_y / -3,7 pC/N para F_z . Frequência Natural: 1,5 kHz para F_x , F_y / 2,5 kHz para F_z . Temperatura de operação: 0 a 70°C. Dimensões: 175 x 100 x 126 mm. Peso: 20 kg.
08 - Dispositivo de fixação de anel e guia de válvula	Dispositivo de fixação de anel e guia de válvula de aço sinterizado construído para os testes de usinagem. O Apêndice 4 apresenta detalhes dimensionais do dispositivo.
09 - Massas	Massas usadas para calibração de forças de corte e torque. Rodas dentadas de várias dimensões.
10 – Porta-massas	Porta-massas para medição de forças de corte e torque. Composto de: eixo, argola e arruela.
11 - Sistema de torção	Sistema de torção (calibração de torque). Composto de: roldanas, cabos de aço, chapas de ajustes de alinhamento, braço de alavanca, dentre outros. A dimensão do raio do braço de alavanca (d) é de 250 mm.
12 - Base da mesa da furadeira de coluna	Furadeira de coluna Kone®, modelo K 25, dimensões da mesa de 550 x 550mm.
13 - Placa de fixação Kistler® 9443B	Placa de fixação Kistler® 9443B para operações de fresamento ou retificação ou furação, montado no dinamômetro universal Kistler® 9265B.

Para montagem do sistema de calibração de força e torque foram executados os seguintes passos:

Passo a: Montagem do dinamômetro universal Kistler® 9265B com sua respectiva placa de fixação para fresamento, modelo 9443B, sobre a mesa da furadeira de coluna, responsável pela aquisição de sinal de forças e torque, conforme mostrado na Fig. A2.2.

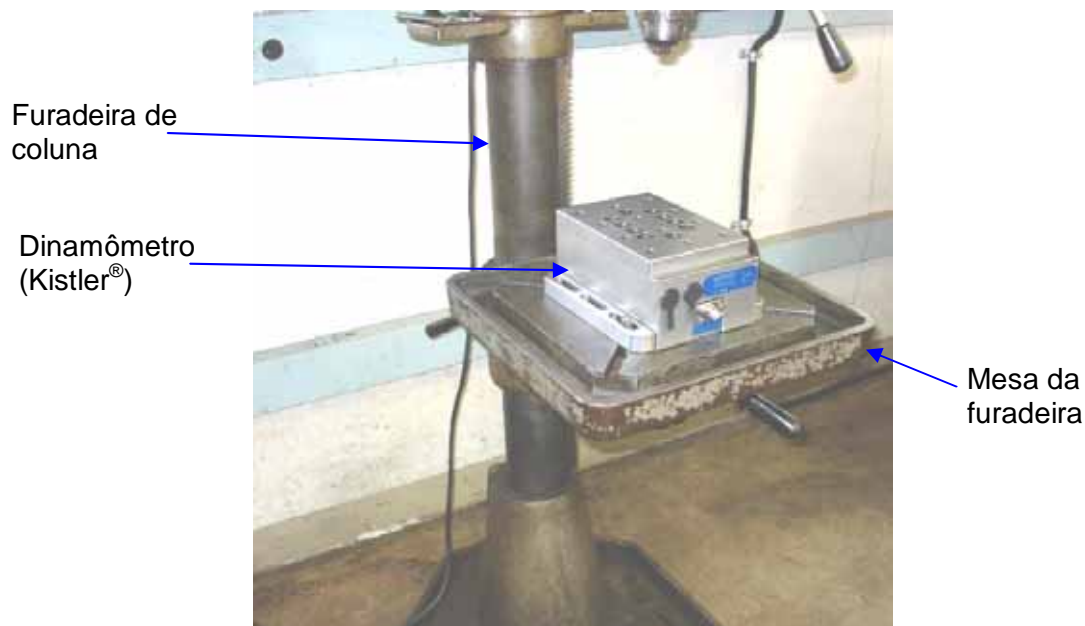


Figura A2.2 - Montagem do dinamômetro Kistler® sobre a mesa da furadeira de coluna

Passo b: Montagem do anel de borracha “o-ring” no conector do dinamômetro, veja detalhes da montagem na imagem da Fig. A2.3.



Figura A2.3 - Montagem do anel de borracha o-ring no conector do dinamômetro

O anel de borracha o-ring deve ser montado no conector, evitando a entrada de fluido de corte durante a operação de usinagem da sede de válvula.

Passo c: Montagem do cabo de conexão, modelo 1687B5, no dinamômetro universal Kistler® 9265B, conforme mostrado nas imagens da Fig. A2.4.

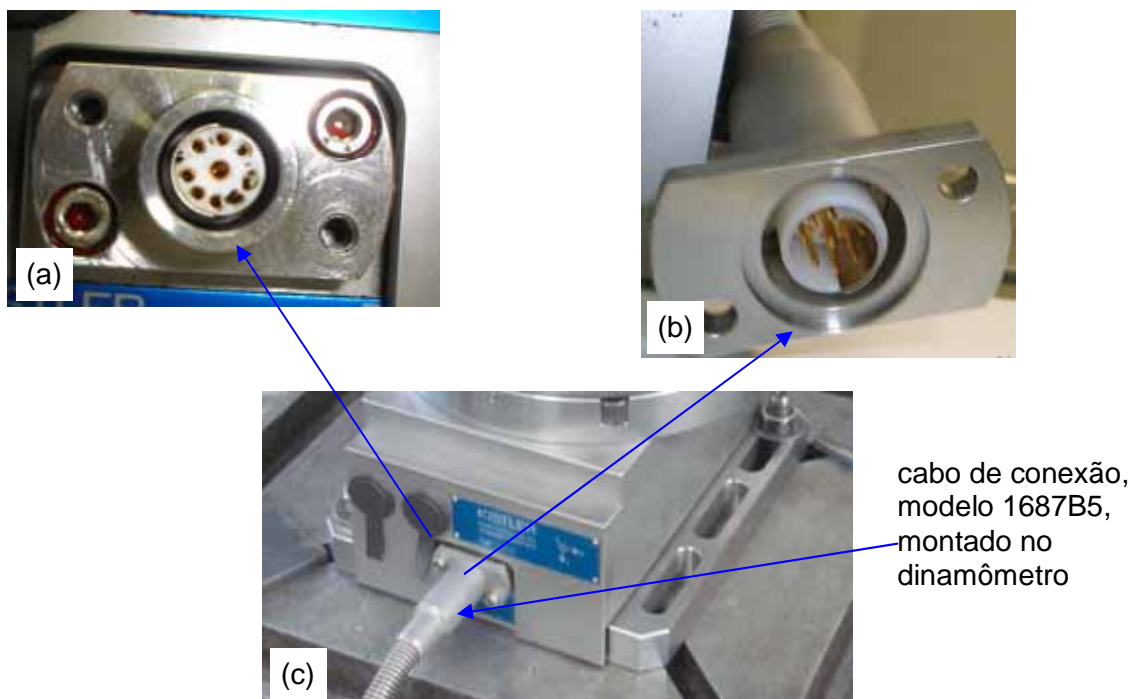


Figura A2.4 – Montagem do cabo de conexão, modelo 1687B5, no dinamômetro Kistler®: a) detalhes do conector; b) conector do cabo e c) cabo montado

Para evitar danos nos conectores do cabo, foram observadas as posições dos pinos e dos furos dos conectores, como mostrado nas imagens das Figs. A2.4a e A2.4b.

O dispositivo de fixação de anel (sede) e guia de válvula devem ser montados em cima da placa de fixação para fresamento, modelo 9443B, no dinamômetro Kistler®.

A Figura A2.5 mostra uma imagem da montagem do dispositivo de tração no dinamômetro para medição da força na direção X (F_x); a Fig. A2.6 apresenta a montagem para medição na direção Y (F_y). A montagem completa do sistema de torção, composto de roldanas, cabos de aço e o porta-massas (rodas dentadas) sobre o dispositivo de fixação do anel (sede) e guia de válvula e o alinhamento do mesmo sobre a mesa da furadeira de coluna, podem ser vistos na imagem da Fig. A2.7.



Figura A2.5 – Montagem do sistema de tração para medição de força na direção X (F_x)



Figura A2.6 – Montagem do sistema de tração para medição de força na direção Y (F_y)



Figura A2.7 - Montagem do dispositivo de torção para medição de torque

Passo d: Montagem do cabo de conexão, modelo 1687B5, e dos cabos BNC na caixa de distribuição Kistler® 5407A, veja os detalhes na imagem da Fig. A2.8.

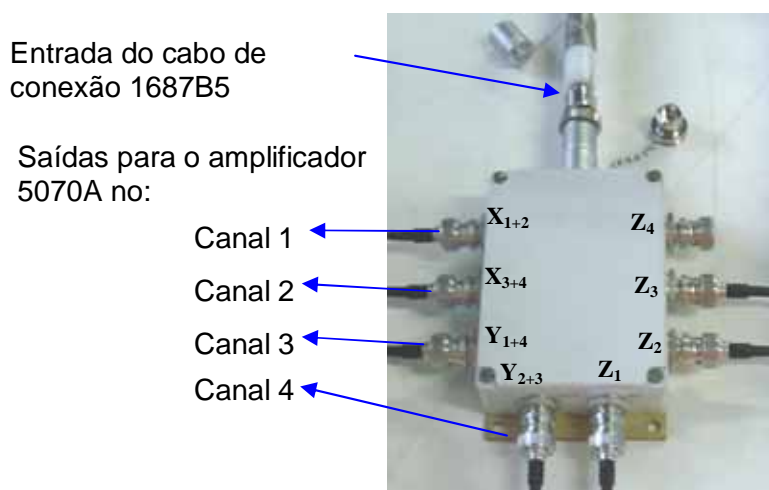


Figura A2.8 – Conexão dos cabos BNC na caixa de distribuição Kistler® 5407A

Para não danificar os conectores do cabo, foi observada a posição dos pinos do cabo de conexão 1687B5.

Passo e – Montagem dos cabos coaxiais BNC no amplificador de carga. A Fig. A2.9 mostra uma imagem da montagem dos cabos coaxiais BNC no amplificador de carga multicanal Kistler® 5070A, usado para amplificação do sinal de forças (F_x , F_y) e torque (M_z).

Saídas:

cabo RS232
para o módulo
de entrada e
saída de sinais
modelo BNC-
2110



Entradas:

X_{1+2} no canal 1
 X_{3+4} no canal 2
 Y_{1+4} no canal 3
 Y_{2+3} no canal 4

Figura A2.9 – Montagem dos cabos coaxiais BNC no amplificador de carga 5070A

Passo f – Montagem dos cabos BNC no bloco conector de sinais, modelo BNC-2110 da National Instruments® nos canais, conforme detalhado na Fig. A2.10

Entradas dos cabos
BNC vindos do
amplificador 5070A
nos canais: 0, 1, 2 e
3



Saída de dados
para o
computador (PC)/
LabVIEW®

Figura A2.10 – Montagem dos cabos BNC no bloco conector de sinais

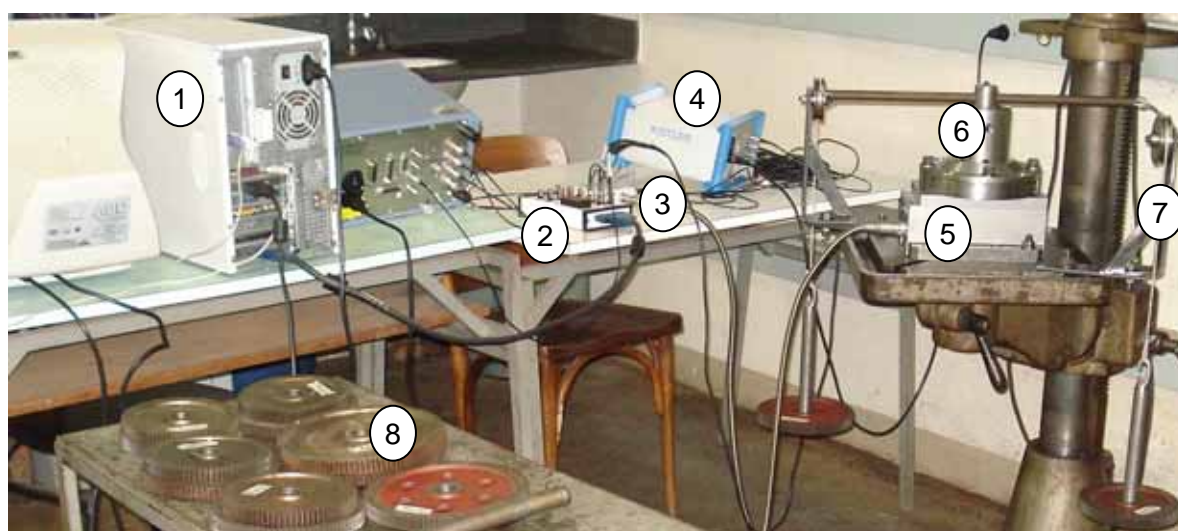
Os cabos BNC vindos do condicionador de sinal 5070A, para medição das forças e do torque, foram montados nos respectivos canais (0, 1, 2, 3) do bloco conector, modelo BNC-2110 da National Instruments®, conforme indicação fixada nos próprios cabos BNC.

Passo g – Montagem ou verificação da conexão do cabo na placa de aquisição de sinais do computador PC (ver Fig. A2.11).



Figura A2.11 – Verificação da ligação do cabo na placa de aquisição de sinais do computador

Veja uma vista completa de uma das montagens realizadas para calibração do sistema de medição de forças (F_x , F_y) e do torque, na Fig. A2.12



- | | |
|---|--|
| (1) Computador com LabVIEW® | (5) Dinamômetro Kistler® |
| (2) Bloco conector modelo BNC-2110 da NI® | (6) Dispositivo de fixação de anel e guia de válvula |
| (3) Caixa de distribuição Kistler® 5407A | (7) Sistema de torção |
| (4) Amplificador de carga Kistler® 5070A | (8) Massas (rodas dentadas) |

Figura A2.12 – Vista completa de uma das montagens usadas para calibração do torque

Passo h – O amplificador de carga multicanal Kistler® 5070A foi ligado, aguardou-se 30 (trinta) minutos para iniciar a aquisição de dados para calibração do torque, conforme orientação descrita no seu manual.

Obs.: Para evitar danos, foi verificada a posição da chave seletora de tensão (110/ 200 V) de entrada do amplificador de carga, antes de ligá-lo.

Passo i – Ajustes dos parâmetros do amplificador de carga Kistler® 5070A são mostrados na Tab. A2.2.

Tabela A2.2 - Parâmetros ajustados no amplificador de carga Kistler® 5070A

Parâmetros	Valor
Faixa de medição	0 - 2.000 N
Sensibilidade (Canal 1 e 2) - F_x	- 7,84 pC/ N
Sensibilidade (Canal 3 e 4) - F_y	- 7,83 pC/ N
Constante de tempo	DC (<i>Long</i>)
Filtro passa-baixa	100 Hz
Fator de escala (SC)	200 N/ V

A2.2 – Programa LabVIEW® para Calibração do Sistema

Após a montagem do sistema de calibração de forças e torque, deve-se selecionar o programa responsável pelo gerenciamento e monitoramento da aquisição de dados, o aplicativo LabVIEW®.

O arquivo com o instrumento virtual (VI) do LabVIEW® responsável pela aquisição de dados, está localizado na pasta: “d:\HBL”, com o nome de: “cal_forca_torque.vi”. Selecionado o instrumento virtual (VI) e abrindo o programa de aquisição para calibração das forças e do torque, uma tela com os parâmetros de configuração aparece logo em seguida, como mostrado na Fig. 4.18.

O valor lido na medição do torque ou da força foi denominado de “X”, conforme mostrado no VI da Fig. 4.18. Ele foi considerado um valor de referência sem ajuste. Para gerar a curva de calibração de torque ou da força, é necessário anotar os valores de referências no carregamento (X_c) e no descarregamento (X_d) e as cargas (massas) utilizadas para calibração do dinamômetro.

O programa de aquisição de dados é composto por um diagrama de blocos, onde é feita toda a programação do instrumento virtual, como pode ser visto na Fig. 4.19. As fórmulas (Eq. 4.1 a Eq. 4.4) usadas no VI foram tiradas do manual do dinamômetro Kistler® 9265B. Os parâmetros ajustados no programa de aquisição de dados (VI), como: canais, amostragem por canal, taxa de amostragem são apresentados na Tab. A2.3

Tabela A2.3 – Parâmetros de ajustes do programa (VI) de aquisição

Parâmetro (ajuste)	Valor
Canais	0, 1, 2, 3
Amostragem/canal	25
Taxa de amostragem	100

A2.3 – Curva de Calibração

Foi necessário construir uma curva de calibração para cada medição (F_x , F_y , M_z). Através das equações de regressão linear obtidas, foi possível calibrar as medições das forças de corte e do torque medido durante a usinagem das sedes de válvulas.

A2.3.1 - Equação de Regressão Linear Para Determinação da Força na direção X (F_x)

Para determinação da curva de regressão linear para calibração da força na direção X (F_x) foi necessário fazer as aquisições dos valores de referência de carregamento e de descarregamento, como mostrado na Tab. A2.4.

Tabela A2.4 – Resultados da calibração da força F_x

	Massa (m)	Valor calculado	Valor de referência no carregamento			Valor de referência no descarregamento			Valor medido médio (F_{xm})	
Nº	m [kg]	F_{xc} [N]	X_{c1} [N]	X_{c2} [N]	X_{c3} [N]	X_{d1} [N]	X_{d2} [N]	X_{d3} [N]	F_{xm} [N]	E [N]
1	0,00	0,0	1	1	1	9	4	4	3,4	-3,4
2	1,11	10,9	8	12	12	3	15	15	10,7	0,2
3	3,00	29,4	23	30	30	22	34	33	28,7	0,7
4	4,85	47,5	41	48	49	41	51	51	46,8	0,8
5	6,28	61,6	56	62	63	55	65	65	60,9	0,7
6	8,43	82,7	76	83	84	77	86	86	81,9	0,8
7	10,31	101,1	94	102	102	95	104	104	100,2	1,0
8	12,99	127,4	120	128	128	123	129	130	126,5	0,9
9	16,23	159,2	151	160	160	155	161	161	158,0	1,2
10	18,48	181,3	172	182	183	177	183	183	180,0	1,4
11	21,79	213,8	203	214	215	211	214	215	212,0	1,7

A força na direção X calculada (F_{xc}), pode ser determinada usando a massa (m) pelo produto da gravidade:

$$F_{xc} = m * g \quad (A2.1)$$

Para minimizar o erro sistemático do sistema de medição, foi feita a calibração do valor medido. Sabendo que os erros de uma medida, por definição, é a diferença entre o valor medido e o valor que se sabe como verdadeiro da grandeza mensurada tem-se, então:

$$Erro = valor\ medido - valor\ real \quad (A2.2)$$

Logo, o valor real da força na direção X (F_x) é dado por:

$$F_x = F_{xm} - E \quad (A2.3)$$

Tendo a força medida (F_{xm}) e o erro (E), pode-se obter a equação da regressão linear. A Fig. A2.13 mostra a equação da regressão linear do erro usado na calibração da força.

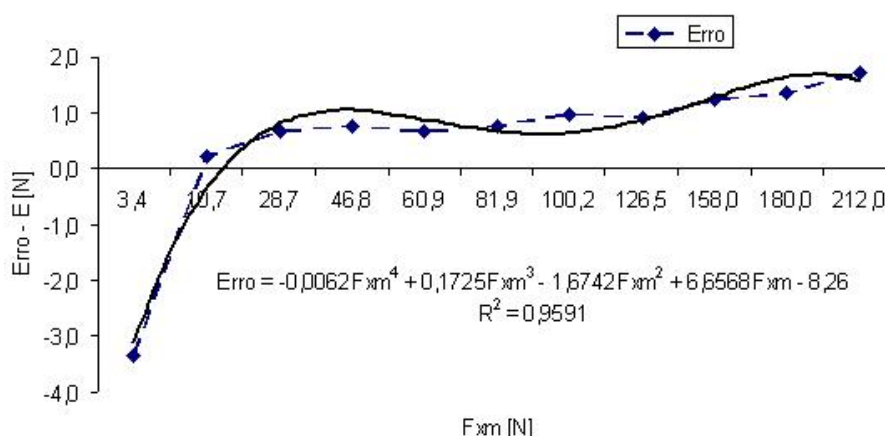


Figura A2.13 – Curva de regressão linear para calibração da força na direção X (F_x)

Portanto, dado a Eq. 2.3, a força na direção X com a calibração do valor medido será:

$$F_x = F_{xm} - (-0,0062.F_{xm}^4 + 0,1725.F_{xm}^3 - 1,6742.F_{xm}^2 + 6,6568.F_{xm} - 8,26) \quad (A2.4)$$

A fórmula (Eq. A2.4) foi utilizada nas medições da força na direção X durante a usinagem das sedes de válvulas.

A2.3.2 - Equação de Regressão Linear Para Determinação da Força na direção Y (F_y)

A Tabela A2.5 mostra os resultados das aquisições com os valores de referência de carregamento e de descarregamento para calibração da força na direção Y (F_y).

Tabela A2.5 – Resultados da calibração da força na direção Y (F_y)

	Massa (m)	Valor calculado	Valor de referência no carregamento			Valor de referência no descarregamento			Valor medido médio (F_{ym})	
Nº	m [kg]	F_{yc} [N]	X_{c1} [N]	X_{c2} [N]	X_{c3} [N]	X_{d1} [N]	X_{d2} [N]	X_{d3} [N]	F_{ym} [N]	E [N]
1	0,00	0,0	1	1	1	3	6	5	2,7	-2,7
2	1,11	10,9	12	12	13	8	16	16	12,6	-1,7
3	3,00	29,4	31	30	31	27	34	34	31,1	-1,7
4	4,85	47,5	49	48	49	46	52	52	49,3	-1,7
5	6,28	61,6	63	62	63	61	66	65	63,4	-1,8
6	8,43	82,7	84	84	84	83	86	86	84,4	-1,7
7	10,31	101,1	103	102	102	101	104	105	102,8	-1,7
8	12,99	127,4	129	128	128	128	131	130	129,1	-1,6
9	16,23	159,2	162	161	160	160	162	163	161,3	-2,1
10	18,48	181,3	185	182	183	184	183	184	183,6	-2,3
11	21,79	213,8	218	214	215	217	214	215	215,6	-1,8

A força na direção Y calculada (F_{yc}), pode ser determinada usando a massa (m) pelo produto da gravidade. E o erro (E) dado pela diferença entre o valor real calculado (F_{yc}) e o valor medido (F_{ym}), foi determinado usando a mesma lógica da Eq. A2.2. Logo, o valor real da força na direção Y (F_y) é dado por:

$$F_y = F_{ym} - E \quad (\text{A2.5})$$

Tendo a força medida (F_{ym}) e o erro (E), pode-se obter a equação da regressão linear. A Fig. A2.14 mostra a equação da regressão linear do erro usado na calibração dessa força.

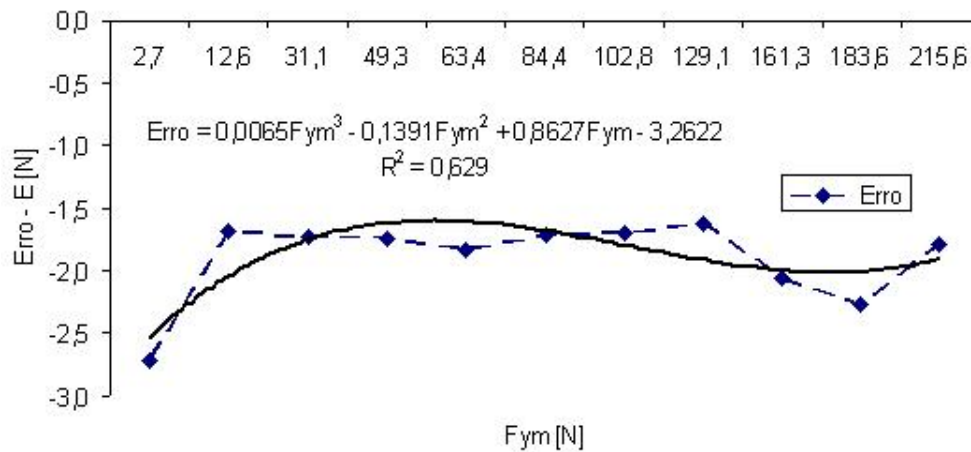


Figura A2.14 – Curva de regressão linear para calibração da força na direção (F_y)

Portanto, dado a Eq. 2.5, a força na direção Y com a calibração do valor medido é:

$$F_y = F_{ym} - (0,0065.F_{ym}^3 - 0,1391.F_{ym}^2 + 0,8627.F_{ym} - 3,2622) \quad (\text{A2.6})$$

A fórmula (Eq. A2.6) foi utilizada nas medições da força na direção Y durante a operação de rebaixamento dos anéis das sedes de válvulas.

A2.3.3 – Equação de Regressão Linear Para Determinação do Torque (M_z)

Para determinação da curva de regressão linear para calibração do torque foi necessário fazer as aquisições dos valores de referência de carregamento e de descarregamento, como mostrado na Tab. A2.6.

Tabela A2.6 – Resultados da calibração do torque (M_z)

Massa [kg]		Torque [N.m]	Valor de referência de carregamento [N.m]			Valor de referência de descarregamento [N.m]			Valor medido médio [N.m]	
m_1	m_2	M_{zc}	X_{c1}	X_{c2}	X_{c3}	X_{d1}	X_{d2}	X_{d3}	M_{zm}	E
0,00	0,00	0,0	0	0	0	0	0	1	0,2	0,2
1,11	1,76	7,0	6	6	6	6	6	6	5,9	-1,1
3,00	3,57	16,1	14	14	14	14	13	13	13,5	-2,6
5,15	5,49	26,1	22	22	22	22	22	22	21,8	-4,3
6,20	6,92	32,2	27	27	27	27	27	27	26,8	-5,3
7,85	8,77	40,8	34	34	34	34	34	34	33,9	-6,9
9,90	10,65	50,4	42	42	42	42	42	42	41,8	-8,6
12,58	12,90	62,5	52	52	52	52	52	52	51,8	-10,7
15,82	16,21	78,6	65	65	65	65	65	65	64,9	-13,6

O torque (M_z) pode ser determinado usando as forças (F_1 e F_2) pelo produto do raio do braço de alavanca “ d ”, onde $d = 250$ mm (ver Figura A2.1), como ilustrado na Fig. A2.15.

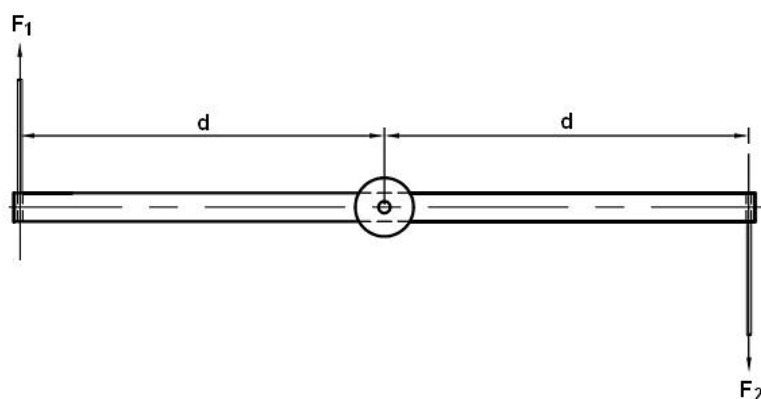


Figura A2.15 – Ilustração do torque no braço da alavanca

Dada a Figura A2.15, tem-se:

$$\begin{aligned}
 M_z &= (F_1 + F_2) * d \\
 F_1 &= m_1 * g \\
 F_2 &= m_2 * g \\
 M_{zc} &= (m_1 + m_2) * g * d
 \end{aligned}
 \tag{A2.7}$$

Tendo o torque calculado (M_{zc}) e o erro (E), pode-se obter a equação da regressão linear para calibração do torque (M_z). O erro (E) foi calculado através da diferença entre o valor real calculado (M_{zc}) e o valor medido (M_{zm}), usando a mesma lógica da Eq. A2.2. Logo, o valor real do torque (M_z) é dado por:

$$M_z = M_{zm} - E \tag{A2.8}$$

Tendo o torque medido (M_{zm}) e o erro, pode-se obter a equação da regressão linear. A Fig. A2.16 mostra a equação da regressão linear do erro usado na calibração do torque.

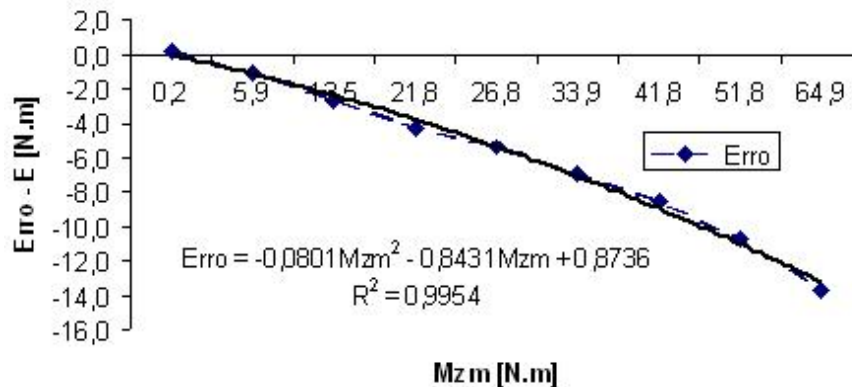


Figura A2.16 – Curva de regressão linear para calibração do torque

Portanto, dado a Eq. 2.8, o torque verdadeiro com a calibração do valor medido é:

$$M_z = M_{zm} - (-0,0801.M_{zm}^2 - 0,8431.M_{zm} + 0,8736) \quad (A2.9)$$

A fórmula (Eq. A2.9) foi utilizada nas medições do torque durante a usinagem dos anéis das sedes de válvulas.

Referências Bibliográficas

DYNAMOMETER KISTLER, 1991. Operating Instructions - Quartz 3-Component Dynamometer - Type 9265B. KISTLER Instruments Corp. Manual B06.9265Be-05.91. Form. 0.024. Ed.6.90. USA.

KISTLER 5070A, 2005. Instruction Manual - Multi-Channel Charge Amplifier Type 5070A. KISTLER Instrument Corp. Manual 5070A_002-303e-01.05. USA.

NATIONAL INSTRUMENTS; 2006. User Manual LabVIEW 7 Express. National Instruments Corporate Headquarters. Austin, Texas-USA.

APÊNDICE 3 - Calibração do Dinamômetro Kistler® para Medição de Força Axial

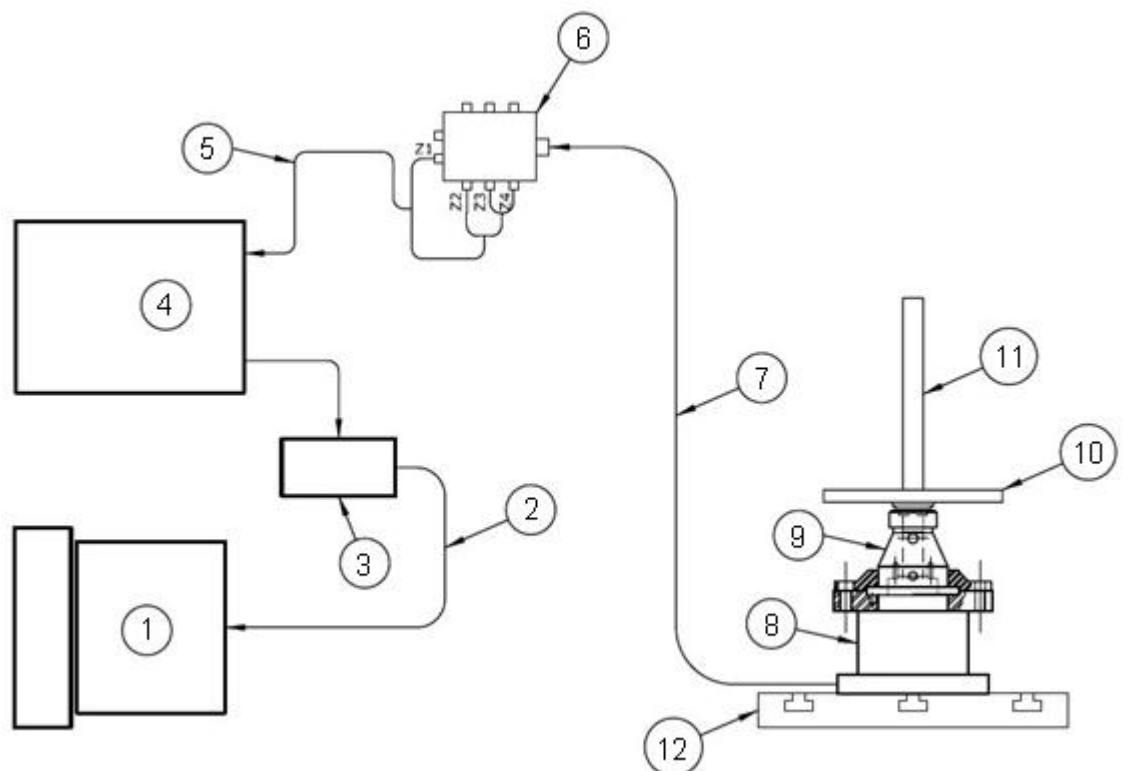
APÊNDICE 3

Calibração do Dinamômetro Kistler® para Medição de Força Axial

Esse documento apresenta os procedimentos para montagem do sistema de calibração, o programa LabVIEW® e os cálculos para calibrar o dinamômetro Kistler® para medição da força axial. Essa calibração é importante para minimização da incerteza de medição. Além disso, permitirá a minimização dos erros sistemáticos do sistema de medição.

A3.1 – Montagem do Sistema de Calibração de Força Axial

A Figura A3.1 ilustra um esquema simplificado de montagem do sistema de aquisição de força axial no dinamômetro Kistler®, por meio do aplicativo LabVIEW® 7 Express da National Instruments® (NI).



- | | |
|--|--|
| (1) Computador com placa de aquisição | (7) Cabo metálico Kistler® 1687B5 |
| (2) Cabo da placa aquisição NI® | (8) Dinamômetro Kistler® 9265B |
| (3) Bloco conector BNC-2110 | (9) Dispositivo de fixação do anel e guia de válvula |
| (4) Amplificador de carga Kistler® 5019B | (10) Massas |
| (5) Cabo coaxial com conector BNC | (11) Porta-massas para calibração da força axial |
| (6) Caixa de distribuição Kistler® 5407A | (12) Base da mesa da furadeira de coluna |

Figura A3.1 - Esquema simplificado de montagem do sistema de calibração

A Tabela A3.1 apresenta uma descrição detalhada dos equipamentos utilizados para calibração da força axial.

Tabela A3.1 – Descrição dos equipamentos utilizados na calibração do dinamômetro

Equipamento	Descrição das características técnicas
01 - Amplificador de carga Kistler® 5019B	Amplificador de carga microprocessada com 3 canais para conversão de sinais de carga gerados por transdutores piezoelétricos em tensão proporcional. Todos os parâmetros e funções são ajustados através de um teclado alfanumérico frontal e visualização dos mesmos através de display de cristal líquido com 4 linhas e 20 caracteres, com faixas de medição de ± 10 a 999.000 pC. Ajuste da sensibilidade do sensor de 0,01 a 9.990 pC/unidade e ajuste da escala de 0,0001 a 999.000 unidade/ V (unidade mecânica/ Volts), tensão de saída de $\leq \pm 10$ VDC. Corrente de saída de $\leq \pm 0$ a 5mA.
02 – Porta-massas	O porta-massas para medição de força axial é composto de um eixo escalonado e um tubo.

Obs.: As descrições dos demais equipamentos utilizados encontram-se disponível no Apêndice 2.

Para montagem do sistema de calibração do dinamômetro para medição da força axial, montou o dinamômetro conforme orientações, até o passo “c”, do Apêndice 2. Em seguida, foi realizado os seguintes passos:

Passo a – Montagem do porta-massas no dispositivo de fixação de anel e guia de válvula. A montagem completa do sistema de calibração da força axial pode ser visto na imagem da Fig. A3.2.



Figura A3.2 - Montagem do sistema para calibração do dinamômetro

Passo b: Montagem do cabo de conexão modelo 1687B5 e dos cabos BNC na caixa de distribuição Kistler® 5407A, veja na imagem da Fig. A3.3 os detalhes dessa conexão.

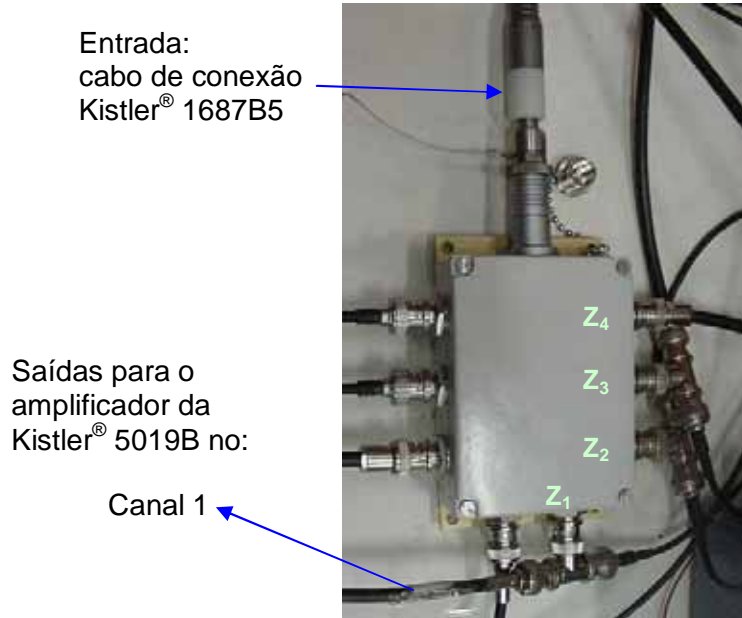


Figura A3.3 – Conexão dos cabos BNC na caixa de distribuição Kistler® 5407A

A montagem dos cabos BNC com conectores do tipo “T” na caixa de distribuição Kistler® 5407A é baseada na fórmula tirada do manual do dinamômetro Kistler® 9265B (DYNAMOMETER KISTLER, 1991, p. 27):

$$F_z = F_{Z1} + F_{Z2} + F_{Z3} + F_{Z4} \quad (A3.1)$$

Passo c – Montagem dos cabos coaxiais BNC no amplificador de carga. A Fig. A3.4 mostra uma imagem da montagem dos cabos coaxiais BNC no amplificador de carga multicanal modelo 5019B usado para aquisição da força axial (F_z).

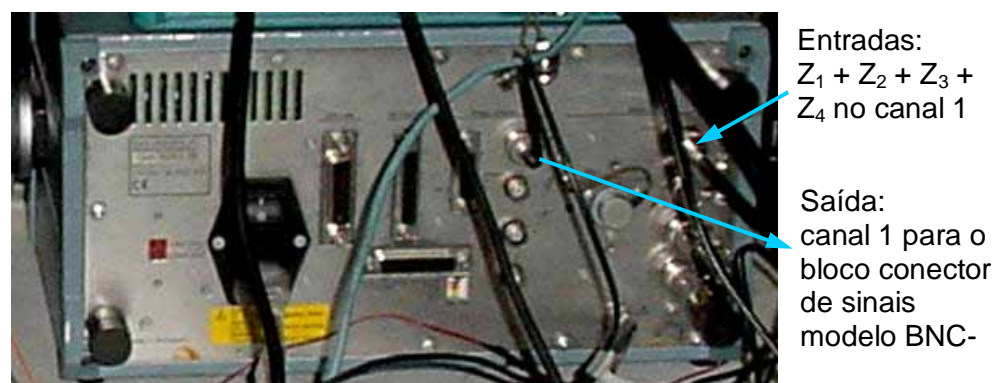


Figura A3.4 – Montagem dos cabos coaxiais BNC no amplificador de carga 5019B

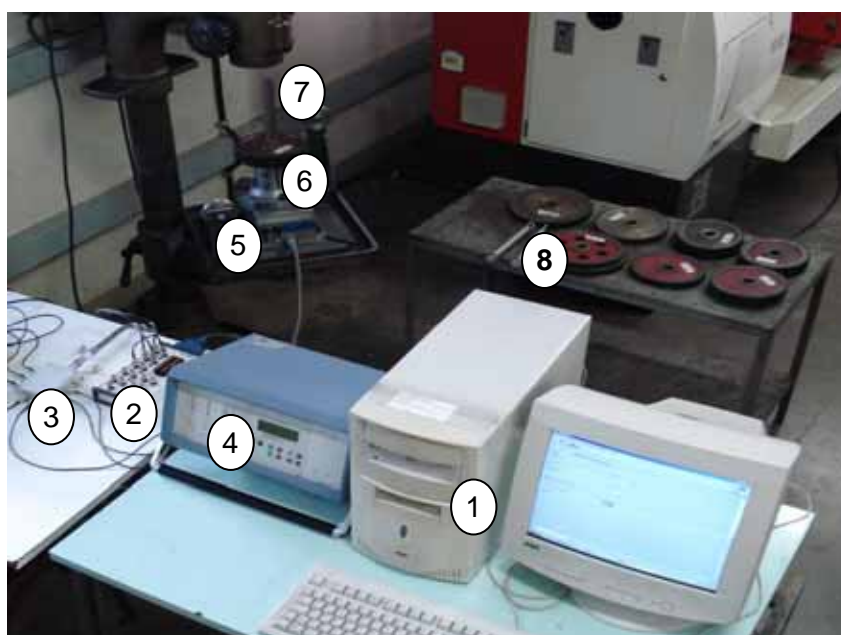
Passo d – Montagem dos cabos BNC no bloco conector de sinais modelo BNC-2110 da National Instruments® (NI) no canal indicado na imagem da Fig. A3.5



Figura A3.5– Montagem dos cabos BNC no bloco conector de sinais.

O cabo BNC vindo do condicionador 5019B, para medição de força axial, foi montado no canal 4.

Passo d – Montagem ou verificação da conexão do cabo na placa de aquisição de sinais do computador (PC), ver Fig. A2.11 do Apêndice 2. Uma vista completa da montagem usada para calibração da força axial é mostrada na imagem da Fig. A3.6.



- | | |
|---|---|
| (1) Computador com LabVIEW® 7 Express da National Instruments | (5) Dinamômetro Kistler® com placa de fixação para fresamento |
| (2) Bloco conector de sinais modelo BNC-2110 da National Instruments® | (6) Dispositivo de fixação do anel (sede) e guia de válvula |
| (3) Caixa de distribuição Kistler® 5407A | (7) Porta-massas |
| (4) Amplificador de carga Kistler® 5019B | (8) Massas (rodas dentadas) |

Figura A3.6 - Vista completa da montagem usada para calibração da força axial

Passo e – O amplificador de carga multicanal Kistler® 5019B foi ligado e aguardou-se 30 (trinta) minutos para iniciar a aquisição de dados para calibração da força axial, conforme recomendação do manual desse equipamento.

Obs.: Para evitar danos foi verificada a posição da chave seletora de tensão (110/ 200 V) de entrada do amplificador de carga, antes de ligá-lo.

Passo f – Ajustes dos parâmetros do amplificador de carga 5019B são mostrados na Tab. A3.2.

Tabela A3.2 - Parâmetros ajustados no amplificador de carga Kistler® 5019B

Parâmetros	Valor
Canal 1 (Ch1) TS (F_z)	- 3,63 pC/N
Fator de Escala (SC)	100 N/ v
Filtro passa baixo	Desligado
Constante de tempo	Long

A3.2 – Programa LabVIEW® para Calibração da Força Axial

Após a montagem do sistema de calibração da força axial foi usado o programa LabVIEW®, responsável pelo gerenciamento e manipulação da aquisição de dados (sinais de força). Foi criado um instrumento virtual (VI) com o nome de “ForcaAxial.vi”, como mostrado na Fig. A3.8.

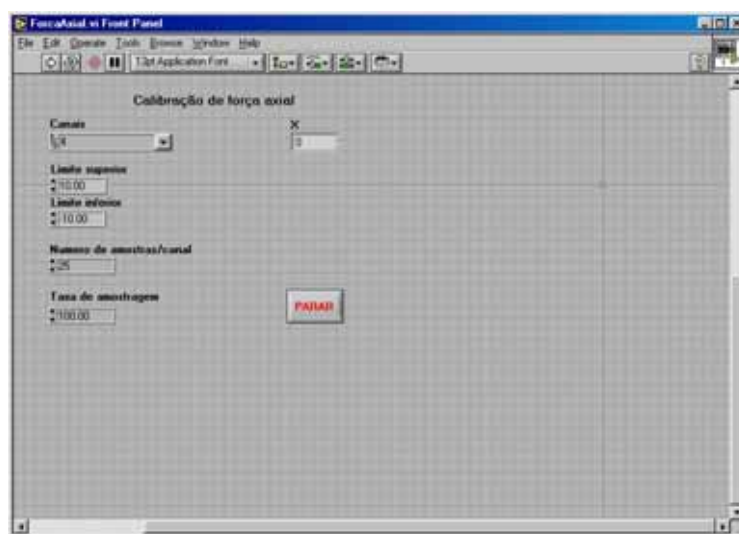


Figura A3.8 – Programa de aquisição de dados do sistema de calibração

O valor “X” mostrado no VI da Fig. A3.8 é um valor de referência sem ajuste. Para gerar a curva de calibração de força axial é necessário anotar os valores de referência (X) e as cargas (massas) utilizadas para calibração do dinamômetro.

O programa (VI) de aquisição de dados é composto por um diagrama de blocos, onde é feita toda a programação do instrumento virtual, como pode ser visto na Fig. A3.9.

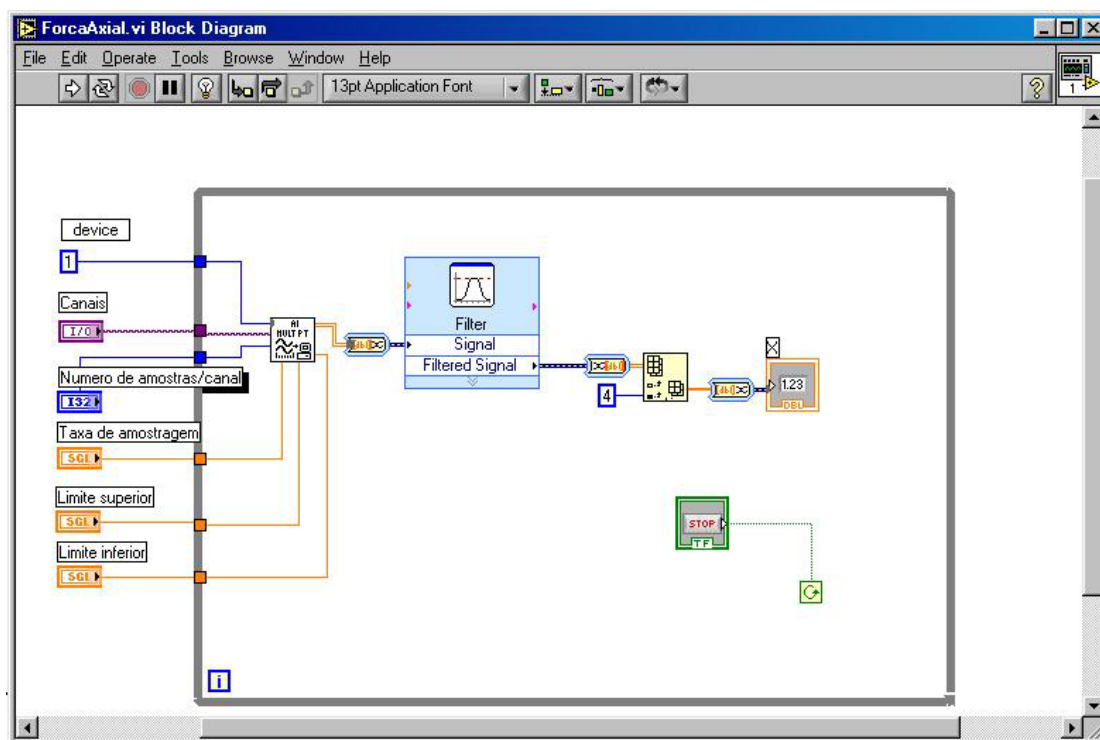


Figura A3.9 – Diagrama de blocos do programa de aquisição

Os parâmetros ajustados no programa de aquisição de dados (VI), como: canais, amostragem por canal, taxa de amostragem, dentre outros são apresentados na Tab. A3.3

Tabela A3.3 – Parâmetros de ajustes do programa (VI) de aquisição

Parâmetros (ajustes)	Valor
Canais	4
Amostragem/canal	25
Taxa de amostragem	100

A3.3 – Equação de Regressão Linear Para Determinação da Força Axial

Para determinação da curva de regressão linear para calibração dinamômetro para aquisição da força axial foi necessário fazer as aquisições dos valores de referência (X) de

carregamento e de descarregamento como mostrado na Tab. A3.4.

Tabela A3.4 – Dados de entrada para calibração do dinamômetro

Massa [g]	Força axial [N]	Valor de referência de carregamento				Valor de referência de descarregamento				Valor de referência
m	F_{zc}	x_{c1}	x_{c2}	x_{c3}	x_{c4}	x_{d1}	x_{d2}	x_{d3}	x_{d4}	x
0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
1,65	16,22	0,07	0,07	0,07	0,07	0,01	0,05	0,09	0,06	0,06
3,41	33,44	0,14	0,14	0,15	0,14	0,16	0,12	0,16	0,14	0,14
5,22	51,25	0,22	0,22	0,22	0,22	0,24	0,20	0,24	0,22	0,22
7,07	69,39	0,30	0,30	0,30	0,30	0,31	0,27	0,33	0,30	0,30
8,96	87,87	0,38	0,38	0,39	0,38	0,39	0,35	0,41	0,38	0,38
11,11	109,01	0,47	0,46	0,48	0,48	0,48	0,44	0,51	0,48	0,48
12,99	127,42	0,56	0,54	0,55	0,56	0,56	0,53	0,59	0,56	0,56
15,67	153,70	0,68	0,65	0,72	0,68	0,68	0,63	0,72	0,68	0,68
17,92	175,81	0,77	0,74	0,83	0,78	0,78	0,72	0,83	0,78	0,78
21,23	208,26	0,93	0,86	0,99	0,92	0,92	0,86	0,99	0,92	0,92
24,47	240,05	1,07	0,99	1,14	1,09	1,07	0,99	1,14	1,09	1,07

A força axial calculada (F_{zc}) pode ser determinada usando a massa (m) pelo produto da gravidade, com a expressão:

$$F_{zc} = (m * g) \quad (A3.1)$$

Para obter a equação da regressão linear para calibração dinamômetro para aquisição da força axial (F_z) são necessários os seguintes dados: força axial calculada (F_{zc}) e média das valores de referências (tensões) de carregamento (X_c) e descarregamento (X_d). Com esses dados é possível determinar a equação da regressão linear, conforme mostrado na Fig. A3.10.

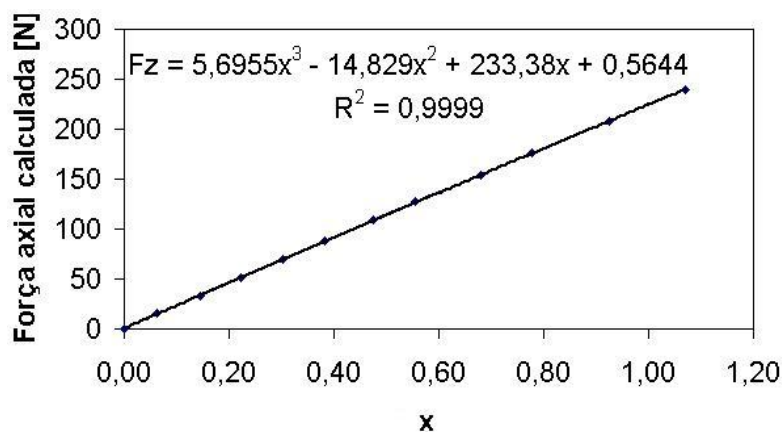


Figura A3.10 – Curva de regressão linear para calibração da força axial

A equação da regressão linear para medição da força axial é dada por:

$$F_z = 5,6955.x^3 - 14,829.x^2 + 233,38.x + 0,5644 \quad (\text{A3.2})$$

A Eq. A3.2 (fórmula) foi utilizada no instrumento virtual do LabVIEW® para as medições da força axial durante a usinagem das sedes de válvulas.

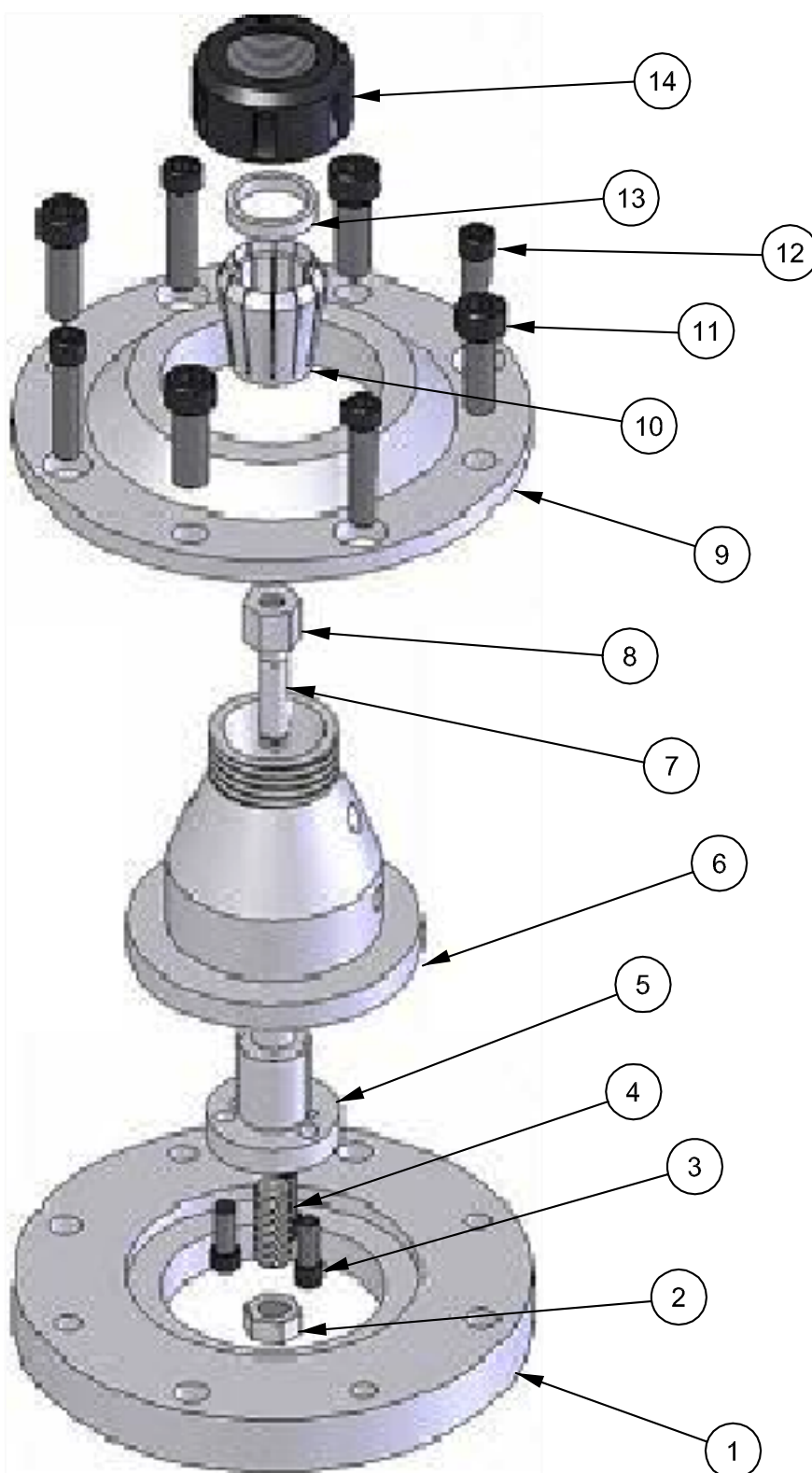
Referências Bibliográficas

DYNAMOMETER KISTLER, 1991. Operating Instructions - Quartz 3-Component Dynamometer - Type 9265B. KISTLER Instruments Corp. Manual B06.9265Be-05.91. Form. 0.024. Ed.6.90. USA.

KISTLER 5019B, 1993. Operating Instructions - Multichannel Charge Amplifier Type 5019B. KISTLER Instrument Corp. Manual B11.5019e-02.93. USA.

NATIONAL INSTRUMENTS, 2006. User Manual LabVIEW 7 Express. National Instruments Corporate Headquarters. Austin, Texas-USA.

APÊNDICE 4 - Dispositivo de Fixação da Sede de Válvula



7	guia de válvula de aspiração	14	porca da pinça de fixação do anel
6	dispositivo de fixação do anel	13	anel da sede de válvula de admissão
5	dispositivo interno de fixação da guia	12	paraf. allen M10x30 de fix. no dinamômetro
4	paraf. allen de ajuste da guia, W1/2"x35	11	paraf. allen W1/2"x1" de fix. da base superior
3	parafuso allen M6x25	10	pinça de fixação do anel (similar a DIN6499)
2	porca de trava do ajuste da guia, W1/2"	9	base de fixação superior
1	base de fixação inferior	8	porca fixação da guia de válvula, W5/8"x18
Peça	Denominação e observações	Peça	Denominação e observações



Título: Dispositivo/ Tese
(Conjunto - vista explodida)

Nome: Ildeu Lúcio Siqueira

Professor: Helder Barbieri Lacerda



Unidade: mm

Projeto: FIAT-UFU-LEPU

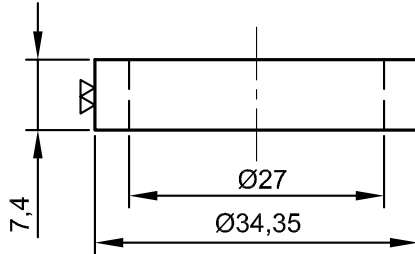
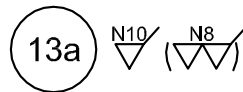
Data: 14/08/2006

Escala:

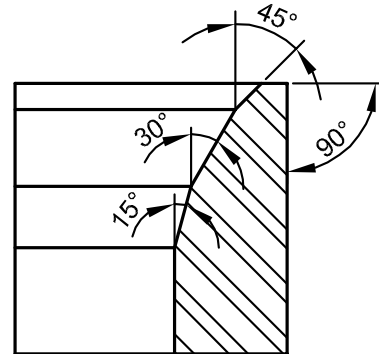
Des. n: 1/7

Uberlândia-MG

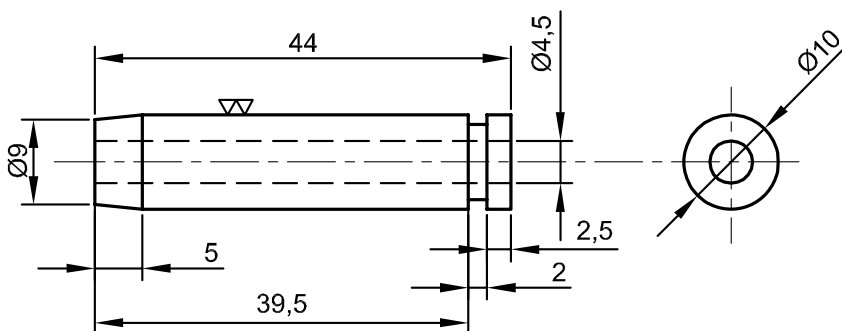
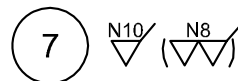
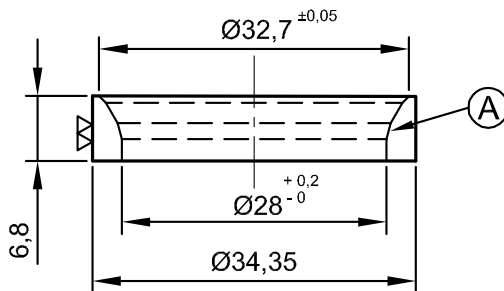
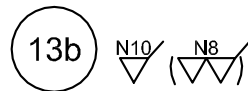
Antes do rebaixamento:




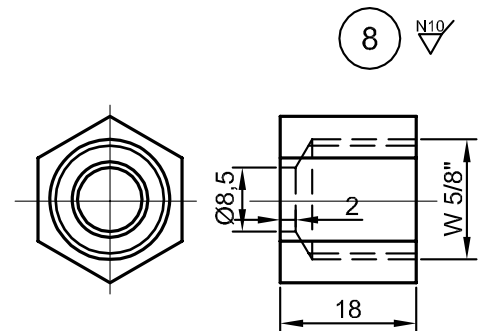
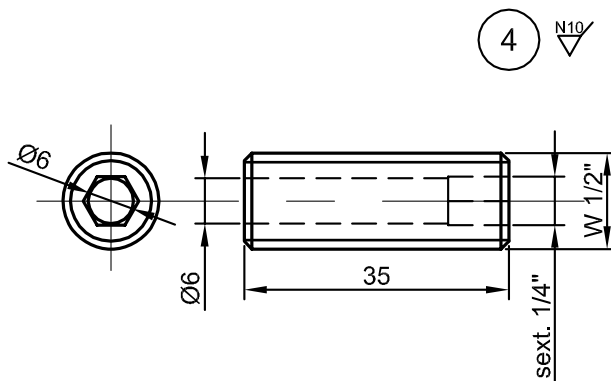
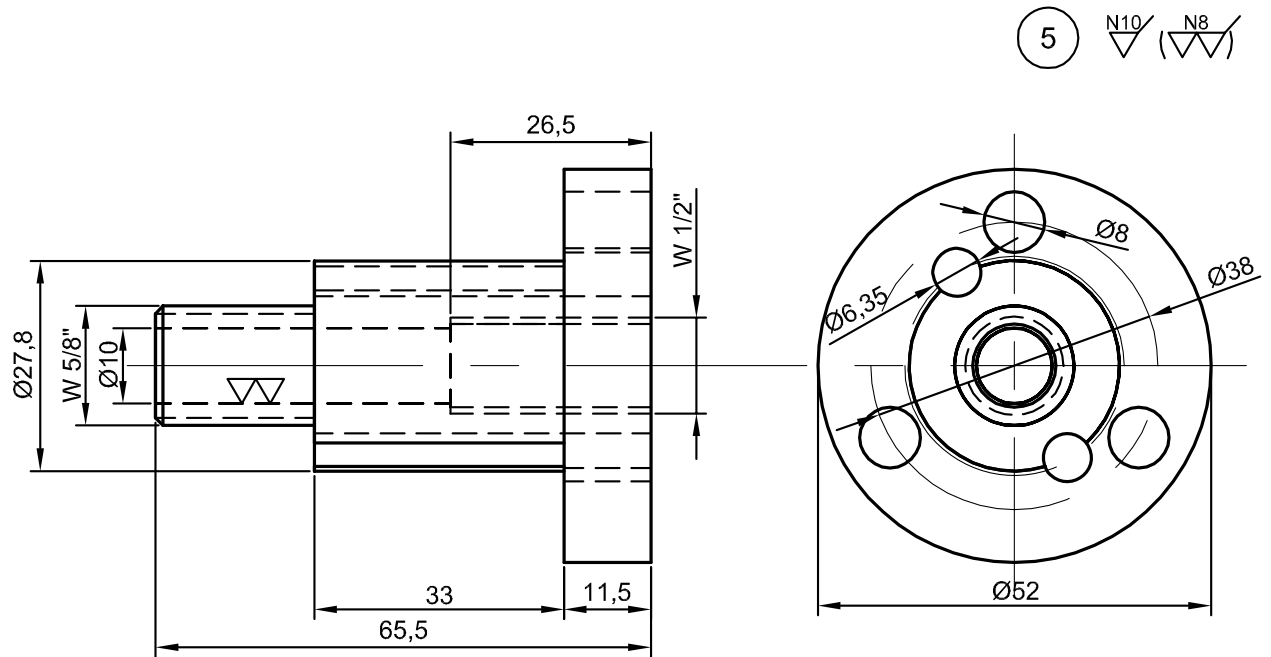
Detalhe A:



Após do rebaixamento:



13b	anel da sede de válvula de admissão (após o rebaixamento)		
13a	anel da sede de válvula de admissão	1	Aço sinterizado, fornecido pela Fiat ®
7	guia de válvula de admissão	1	Aço sinterizado, fornecido pela Fiat ®
Peça	Denominação e observações	Quant.	Material e Dimensões
<div>  <div> <div> Título: Dispositivo/ Tese (Detalhe) </div> <div> Nome: Ildeu Lúcio Siqueira </div> </div> <div> <div> Data: 14/08/2006 </div> <div> Unidade: mm </div> </div> <div> <div> Escala: 1:1,25 </div> <div> Projeto: FIAT-UFU-LEPU </div> </div> </div>			
Uberlândia-MG	Professor: Helder Barbieri Lacerda		Des. n: 2/7



8	porca de fix. da guia de válvula	1	Parafuso cab. sext. W5/8"x18
5	dispos. interno de fix. da guia	1	Aço ABNT 1020 redondo 2.1/2" x 68 mm
4	paraf. ajuste de altura da guia	1	Parafuso allen sem cab. W1/2"x35
Peça	Denominação e observações	Quant.	Material e Dimensões



Uberlândia-MG

Título: Dispositivo/ Tese
(Detalhe)

Nome: Ildeu Lúcio Siqueira

Professor: Helder Barbieri Lacerda



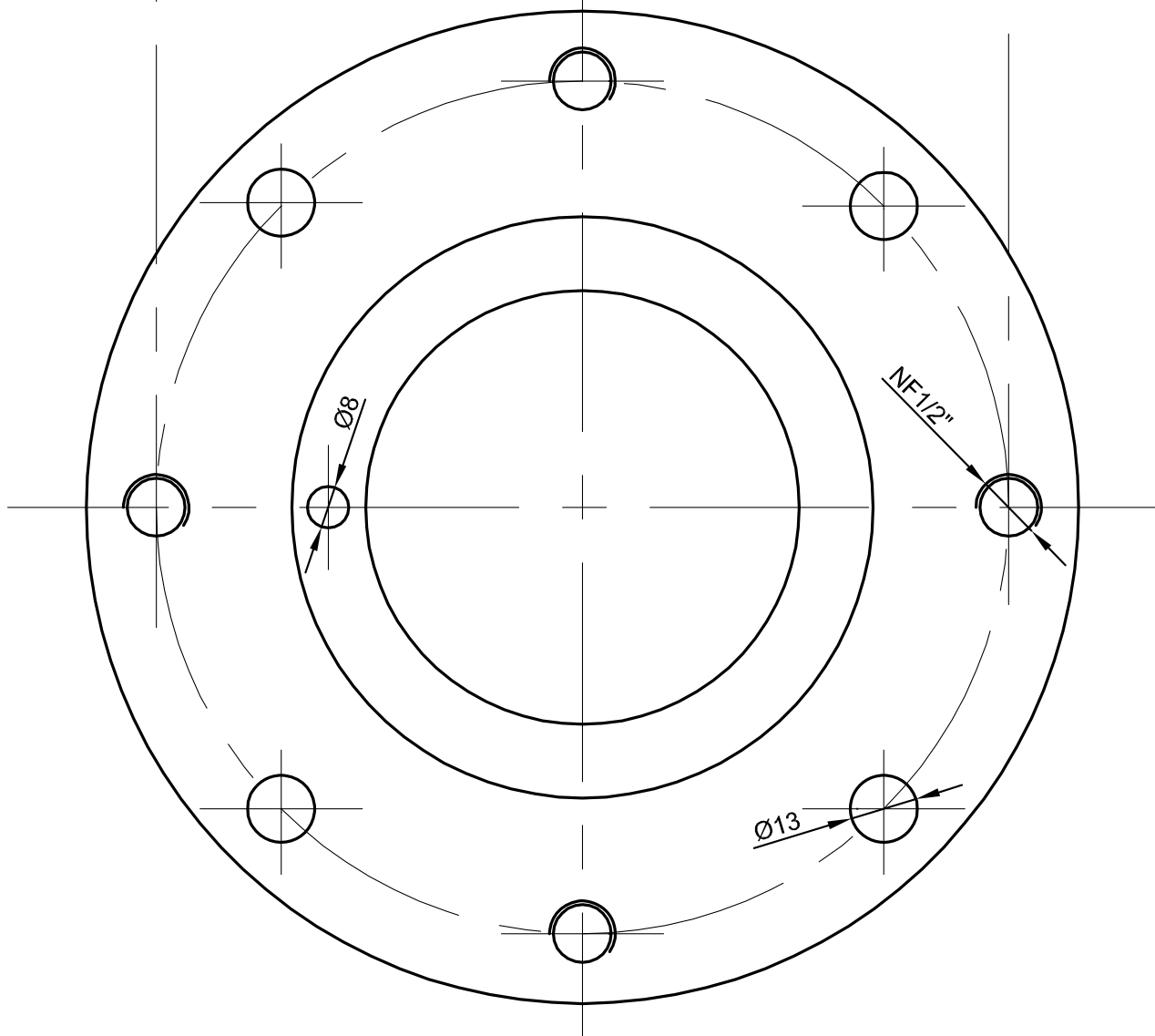
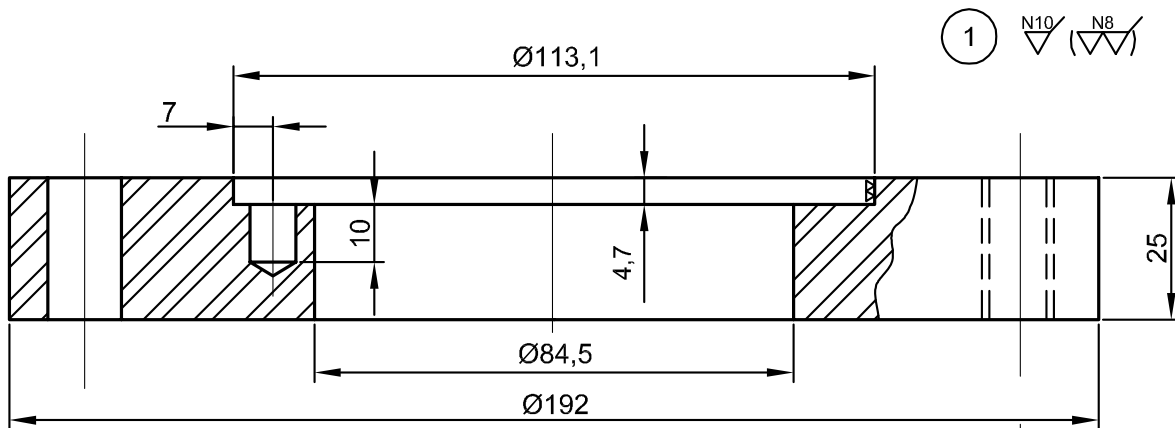
Unidade: mm


Projeto: FIAT-UFU-LEPU

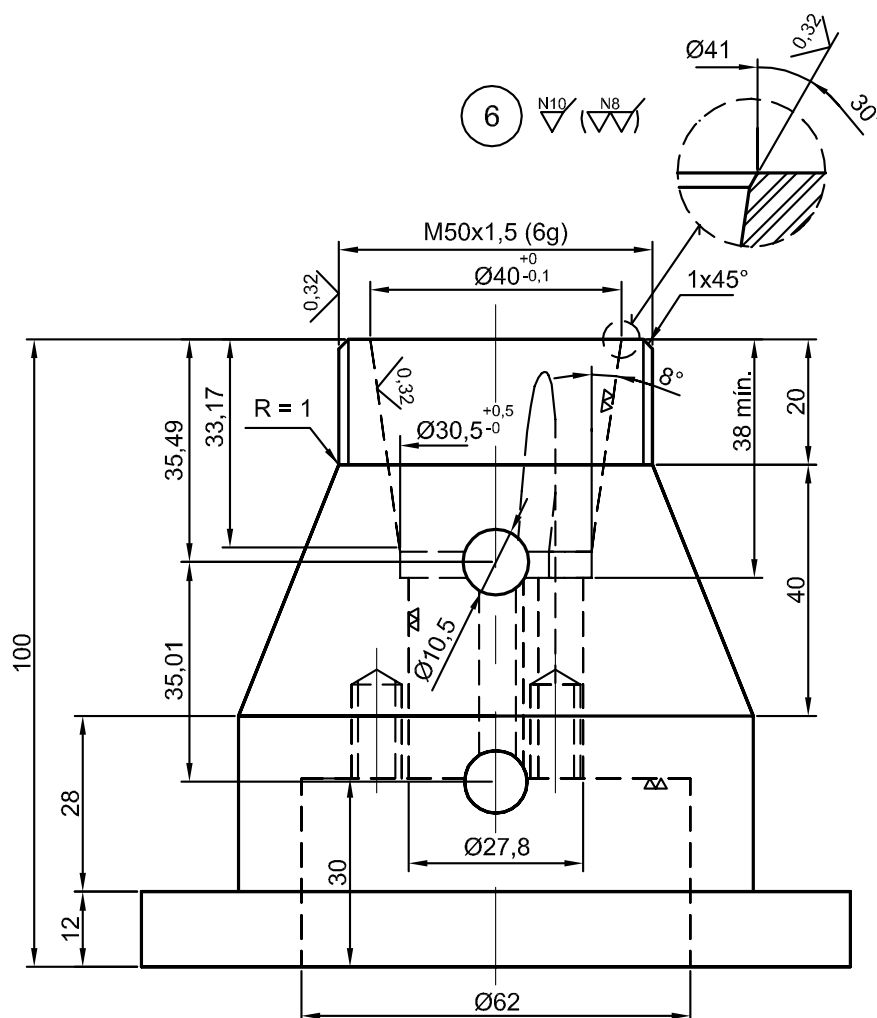
Data: 14/08/2006

Escala: 1:1



Des. n: 3/7



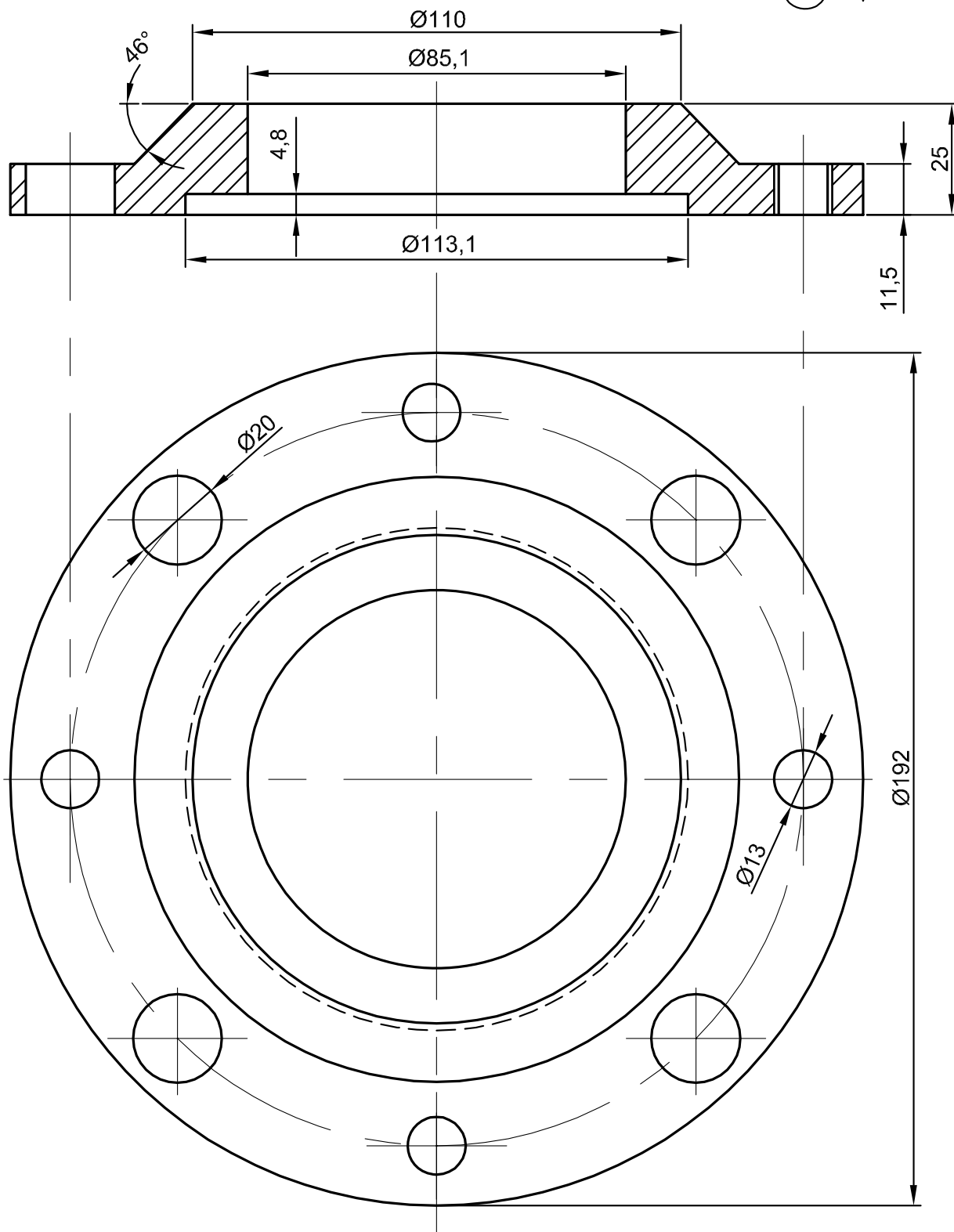
1	Base de fixação inferior	1	Chapa de aço 1020 1" (corte Ø200 x furo Ø80mm)
Peça	Denominação e observações	Quant.	Material e Dimensões
		Título: Dispositivo/ Tese (Detalhe)	
Nome: Ildeu Lúcio Siqueira		Projeto: FIAT-UFU-LEPU	
Professor: Helder Barbieri Lacerda		Des. n: 4/7	


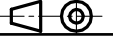


Arquivo: DispositivoAnelGuiaValvula_v05.dwg
 Data da revisão: 22/08/2006
 Desenhista: ILDEU - Revisão por: Prof. Helder

6	dispositivo de fixação do anel	1	Aço ABNT 1045 mec. redondo 4.1/2" x 103 mm
Peça	Denominação e observações	Quant.	Material e Dimensões
		Título: Dispositivo/ Tese (Detalhe)	
Nome: Ildeu Lúcio Siqueira		 Data: 14/08/2006	
Professor: Helder Barbieri Lacerda		Unidade: mm Escala: 1:0,75	
Uberlândia-MG		Projeto: FIAT-UFU-LEPU	
		Des. n: 5/7	

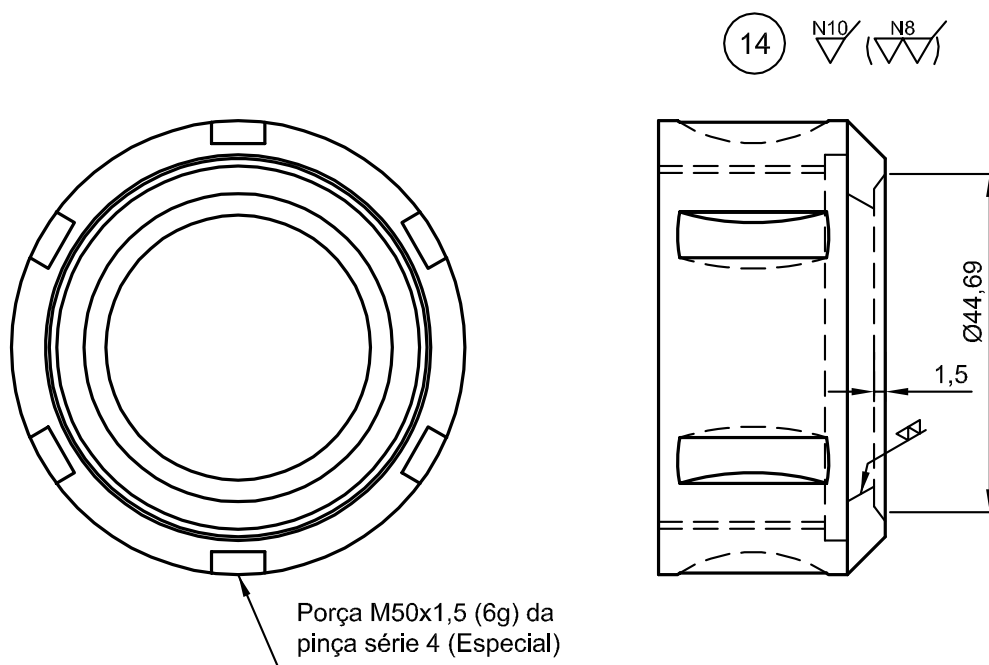
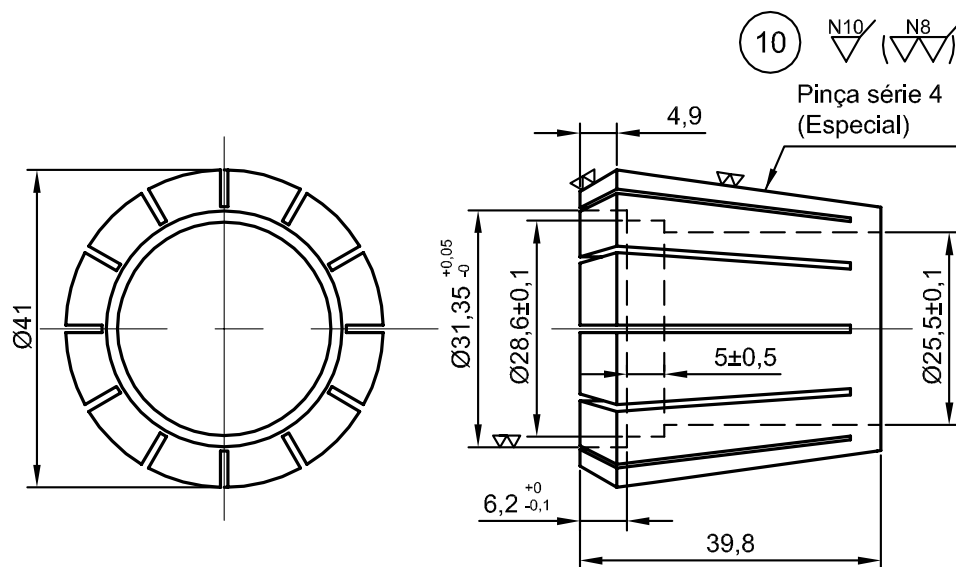
9 ∇ N10



9	Base de fixação superior	1	Chapa de aço 1020 1" (corte Ø200 x furo Ø80mm)
Peça	Denominação e observações	Quant.	Material e Dimensões
		Título: Dispositivo/ Tese (Detalhe)	
Nome: Ildeu Lúcio Siqueira			
Professor: Helder Barbieri Lacerda		Data: 14/08/2006	
Uberlândia-MG		Unidade: mm Escala: 1:0,75	
		Projeto: FIAT-UFU-LEPU	
		Des. n: 6/7	

Formato A4 (210x297mm)

Arquivo: DispositivoAnelGuiaValvula_v05.dwg
 Data da revisão: 22/08/2006
 Desenhista: ILDEU - Revisão por: Prof. Helder



14	porca da pinça	1	Porca da pinça, marca Sanches Blanes ®
10	Pinça de fix. do anel	1	Pinça série 4, similar DIN6499, marca Sanches Balnes ®
Peça	Denominação e observações	Quant.	Material e Dimensões



Título: Dispositivo/ Tese
(Detalhe)

Unidade: mm

Data: 14/08/2006

Nome: Ildeu Lúcio Siqueira

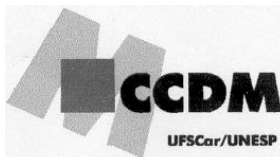
Projeto: FIAT-UFU-LEPU

Des. n: 7/7

Professor: Helder Barbieri Lacerda

Uberlândia-MG

ANEXO 1 - Análise da Porcentagem de Carbono



CCDM
UFSCar/UNESP

Centro de Caracterização e
Desenvolvimento de Materiais
UFSCar / UNESP

CERTIFICADO AQ06-000351

CERTIFICADO AQ06-000351

Cliente: Universidade Federal de Uberlândia
Endereço: Av. João Naves D'Ávila, 2121 – Campus Santa Mônica Bloco 1-O
CEP: 38408-100 **Cidade:** Uberlândia **UF:** MG
A/C: Prof. Helder Barbieri Lacera/ Sr Ildeu
OS: 23445

Determinação de C em aço sinterizado

Escopo do Trabalho: Determinação quantitativa de Carbono em amostra de aço sinterizado

Procedimento de Análise:

A identificação da amostra analisada está de acordo com a Tabela 1.

Tabela 1. Identificação da amostra.

Identificação cliente*	Identificação CCDM
Aço Carbono Sinterizado	MET062401

* identificação fornecida pelo cliente

Método utilizado: O elemento C foi determinado por combustão direta, em equipamento LECO CS-444 (IT AQ-242 rev.007)

Resultados: O resultado obtido está expresso em porcentagem em peso e está reportado na tabela 2.

Este documento somente poderá ser reproduzido por inteiro.
Os resultados referem-se apenas aos itens ensaiados (não extensivos a outras amostras).
A amostragem relativa a este relatório e de responsabilidade do cliente

Via Washington Luiz, km 235 – Caixa postal 60
13565-905 – São Carlos - SP - Brasil
Fone (55) (16)3361.1707 - Fax (55) (16)3361.1160
E-mail: ccdm@power.ufscar.br - www.ccdm.ufscar.br

Página 1 de 2

Andressa



Centro de Caracterização e
Desenvolvimento de Materiais
UFSCar / UNESP

CERTIFICADO AQ06-000351


Tabela 2. Resultado

Amostra	C (%)
Aço Carbono Sinterizado	1,286

Data do recebimento da amostra: 21/12/2006

Data de realização do ensaio: 02/01/2007

Data de emissão do certificado: 02/01/2007


Telma Blanco Matias
CRQ 04125751

Laboratório de Análise Química
Supervisora

Este documento somente poderá ser reproduzido por inteiro.
Os resultados referem-se apenas aos itens ensaiados (não extensivos a outras amostras).
A amostragem relativa a este relatório é de responsabilidade do cliente

Página 2 de 2