

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

Valmir Silveira

**Uma Contribuição ao Estudo do Torneamento
em Eixo Comando de Motores de Ferro
Fundido Cinzento**

Campinas, agosto de 2011.

Valmir Silveira

Uma Contribuição ao Estudo do Torneamento em Eixo Comando de Motores em Ferro Fundido Cinzento

Dissertação apresentada ao Curso de Mestrado da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas, como requisito para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Automobilística.
Área de concentração: Manufatura.

Orientador: Prof. Dr. Amauri Hassui

Campinas
2011

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA E ARQUITETURA - BAE - UNICAMP

Si39c Silveira, Valmir
Uma contribuição ao estudo do torneamento em eixo comando de motores de ferro fundido cinzento / Valmir Silveira. --Campinas, SP: [s.n.], 2011.

Orientador: Amauri Hassui.
Dissertação de Mestrado (Profissional) -
Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

1. Ferro fundido. 2. Torneamento. 3. Aspereza de superfície. 4. Usinagem. 5. Retificação e polimento. I. Hassui, Amauri. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

Título em Inglês: A turning contribution study to gray casting iron engine camshaft

Palavras-chave em Inglês: Cast iron, Turning, Surface roughness, Machining, Grinding and polishing

Área de concentração: Manufatura

Titulação: Mestre em Engenharia Automobilística

Banca examinadora: Iris Bento da Silva, Marcos Valério Ribeiro

Data da defesa: 29-07-2011

Programa de Pós Graduação: Engenharia Mecânica

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA
MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO**

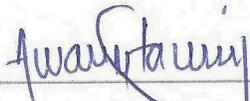
DISSERTAÇÃO DE MESTRADO PROFISSIONAL

**Uma Contribuição ao Estudo do
Torneamento em Eixo Comando de
Motores em Ferro Fundido Cinzento**

Autor: Valmir Silveira

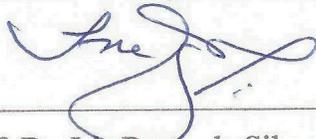
Orientador: Prof. Dr. Amauri Hassui

A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Dissertação:



Prof. Dr. Amauri Hassui

Faculdade de Engenharia Mecânica - UNICAMP



Prof. Dr. Iris Bento da Silva

Faculdade de Engenharia Mecânica - UNICAMP



Prof. Dr. Marcos Valério Ribeiro

Universidade Estadual Paulista - UNESP

Dedico este trabalho,

À Claudia, minha esposa, pela paciência nas horas a fio em que fiquei colado nos livros ou na frente do computador. E além desta paciência, quero agradecê-la principalmente pelo compartilhamento do entusiasmo, pela motivação e pelo constante apoio.

Ao Matheus, meu filho, a quem dedico o meu esforço. Você é tudo em minha vida, deixando-a repleta de força, alegria e inspiração.

Ao meu pai, José Nóbrega da Silveira que com certeza estaria muito orgulhoso de mim neste dia.

A minha mãe, Maria Socorro da Silveira pelo incentivo em todos os momentos da minha vida.

AGRADECIMENTOS

Em especial à minha querida esposa e filho que estiveram sempre presentes no apoio e no incentivo na superação deste grande desafio, mesmo distante.

Ao meu orientador, Amauri Hassui, que não poupou esforços na revisão e ajustes finais deste trabalho.

Amauri além de meu Mestre, você tornou-se um grande amigo!

A minha revisora Inês Joeques, na elaboração deste trabalho.

Aos professores e colegas de curso que reforçaram os ensinamentos de apoio, união e respeito.

Aos amigos Gustavo Furtado de Souza e Tiago Debastiani, presentes em todos os momentos de vitórias e dificuldades durante a execução desse trabalho.

Aos colegas de departamento da MWM International os quais serei eternamente grato, pois sem a ajuda deles não poderia concluir este trabalho junto com minhas atividades na empresa.

Ao grupo de colegas, que para mim foram uma família universitária, que formamos ao longo de inúmeras viagens.

E a todos os colegas que ajudaram de forma direta e indireta na conclusão deste trabalho.

Este trabalho contou com a ajuda de muitas pessoas que cooperaram de forma direta e indireta, trabalhando em diversos departamentos da MWM International, ao longo desta jornada e no desenvolvimento deste trabalho, aos quais serei eternamente grato, pois contribuíram de uma forma ou de outra dando condições de desenvolver e concluir este trabalho, às quais presto minha homenagem.

RH: Sinara Varich Tessaro, Aline Cristiane Vieira e Graziane de Carvalho Klein;

Engenharia de Processos Usinagem: João Alberto Trindade Machado, Daniel de Moraes, Mario André de Azevedo, Josiane Viegas Fagundes, Rafael Tavares Serafim, Carlos Antonio

Mayer Machado, Giuliano da Silva Vargas; Antônio Tassinari.

Operadores de Máquina: Gilmar Araújo, Egon Noa Kadattz, Joel Batista Santos Barbosa e Jorge André Abreu Silveira;

Afiação: Paulo Roberto da Rocha, Luis Alberto Marcílio Rodriguês e Luis Eduardo Rosa;

Laboratório: Carlos Targa;

Metrologia: Luiz Alberto Costa;

Manutenção: Alberto Simas da Costa; César Augusto Jung; Fábio Oliveira, Peterson Nivaldo Borges; Dejalmo Souza da Silva, Orlando Couto, Carlos Alberto da Rocha, Jorge Luis Gonçalves, Carlos Eduardo de Lima Alves; José Antônio Gonçalves, Paulo Reichert, Jorge Correa Guedes; Silvio Roberto dos Santos, Mauro José Gonçalves;

Sandvik do Brasil: Gustavo May

Seco Tools do Brasil: Fernando Borne Mattes

Sil Inteligência em Lubrificação: Newton Staehler

Pedi força... E Deus deu-me dificuldades para eu me fortalecer.
Pedi sabedoria... E Deus deu-me problemas para resolvê-los.
Pedi prosperidade... E Deus deu-me saúde e inteligência para trabalhar.
Pedi coragem... E Deus deu-me obstáculos para superá-los.
Pedi amor... E Deus deu-me pessoas com problemas para ajudá-las.
Pedi favores... E Deus deu-me oportunidades.
Não recebi nada do que pedi... Porém recebi tudo o que precisava.

RESUMO

A busca pela competitividade industrial tem sido a tônica dos últimos tempos. Uma das formas de se atingir alto nível nesse quesito é a diminuição dos custos de fabricação. A usinagem é um dos processos de fabricação mais importantes quando se necessita de tolerâncias mais precisas. Dentro da usinagem, um dos processos que apresentam maior custo é a retificação. As retificadoras são máquinas mais caras e menos flexíveis, com baixas taxas de remoção de cavaco. Além disso, esse processo demanda abundância de fluido de corte, que atualmente, apresenta alto custo, principalmente de descarte. Nos últimos tempos os processos de torneamento, principalmente suas ferramentas de corte, desenvolveram-se muito, possibilitando a obtenção de valores muito baixos de rugosidade e tolerâncias tanto dimensionais quanto geométricas. Assim, a retificação tem sido substituída, sempre que possível, pelo torneamento. Neste trabalho foi feita uma tentativa de substituição do processo de retificação de alguns diâmetros do eixo comando, pelo processo de torneamento. Para isso, foram feitas diversas melhorias no processo de torneamento utilizado atualmente. Dentre essas melhorias, pode-se mencionar o sistema de fixação da peça, a utilização de uma luneta, o sistema de fixação da ferramenta. Após essas melhorias, diferentes condições de corte e materiais de ferramentas foram testados visando atingir-se as especificações de produto. Os resultados obtidos permitiram a eliminação da retificação de dois diâmetros dentre os cinco estudados. Para os demais, é possível eliminar-se a retificação desde que a engenharia de produto altere a especificação de rugosidade. Porém, a substituição dos dois diâmetros já implicou numa redução substancial de custos.

Palavras Chave: Eixo comando, Retificação, Torneamento, Ferro fundido cinzento, Inserto

ABSTRACT

The search for industrial competitiveness has been the tonic lately. One mean of achieving high level in this item is a manufacturing cost reduces. Machining is one of the most important manufacturing processes when more precise tolerances are a must. Among the machining processes, grinding is one that presents higher costs. The grinding machines are more expensive and less flexible than others, besides they present low chip removal rate. Moreover, this process demands high amounts of cutting fluid, representing high costs nowadays, mainly to discard the fluid. Lately the turning processes, especially its cutting tools, has presented a deeply development, turning it possible the achieving of very low values for surface roughness and tight dimensional and geometrical tolerances. Therefore, the grinding process has been replaced, whenever it is possible, by turning processes. In this work, it was done an attempt of replacing the grinding of some diameters of the camshaft, by the turning process. To do this, some improvements in the used turning process were done. Among these improvements it can be mentioned the workpiece device fixturing, the introduction of a steady rest and the cutting tool holder. After these improvements, different cutting conditions and cutting tool materials was tested aiming to achieve the product specifications. The attained results allowed the grinding process elimination for two diameters among five studied. To the other ones, it is possible to eliminate the grinding operations since the product engineering change the surface roughness specification. The replacement to the two diameters has already implicated in a substantial cost reduction.

Keywords: Camshaft, Grinding, Turning, Gray cast iron, Insert

Lista de Figuras

Figura 2.1 - Operação de Torneamento	3
Figura 2.2 - Parâmetros de corte e superfícies em torneamento cilíndrico externo	5
Figura 2.3 - Geometria da ferramenta de corte (Fonte: Machado e Silva, 1999).....	6
Figura 2.4 - Ângulos da ferramenta de corte medidos (a) no plano de referência da ferramenta e (b) no plano ortogonal (Fonte: Diniz et al.).....	7
Figura 2.5 - Sistema de referência da ferramenta (Adaptado da Ferraresi,1970).....	7
Figura 2.6 - Exemplo de corte ortogonal (Fonte: Machado e Silva, 1999)	8
Figura 2.7 - Formação do cavaco (Fonte: Machado e Silva).....	9
Figura 2.8 - Diagrama de dureza-tenacidade dos materiais de ferramentas de corte (Adaptado de Sandvik Coromant, 1994).....	12
Figura 2.9 - Materiais para ferramentas de corte (Fonte: Machado e Silva, 2000)	13
Figura 2.10 - Representação esquemática do desgaste de flanco	15
Figura 2.11 - Rugosidade média Ra (Fonte: Mitutoyo).	18
Figura 2.12 - Contribuição geométrica do avanço e raio de ponta da ferramenta na rugosidade (Fonte: Diniz et al,2000).....	20
Figura 2.13 - Forças de usinagem (Adaptados de Ferraresi,1970).....	21
Figura 2.14 - Determinação da área de contato ferramenta-peça para o cálculo da pressão específica de corte (Adaptado de Ferraresi, 1970)	22
Figura 2.15 - Influência dos ângulos da ferramenta nas componentes da força de usinagem (Fonte: Ferraresi,1970)	24
Figura 2.16 - Influência v_c na força de corte para vários materiais (Fonte: Machado e Silva).....	25
Figura 2.17 - (a) Efeito dos desgastes de flanco na força de corte para vários avanços; (b) efeito combinado dos desgastes de flanco e cratera na força de corte (Fonte: Diniz et. al. 2000).....	26
Figura 2.18 - Influência da seção de corte nas componentes da força de usinagem (Fonte: Ferraresi,1970).....	27
Figura 2.19 - Influência V_c nas forças de avanço e passiva (Fonte: Ferraresi,1970).....	28
Figura 2.20 - Influência de χ nas forças de avanço e passiva (Fonte: Diniz et. al. 2000)	28
Figura 2.21 - Influência do ângulo de inclinação na força passiva (Fonte: Diniz et. al. 2000).....	29
Figura 2.22 - Influência do raio de ponta de ferramenta nas forças de avanço e passiva (Fonte: Diniz et. al. 2000)	29
Figura 3.1 - Eixo Comando	30

Figura 3.2- Torno CNC Mori Seiki modelo ZL-25, 25MC-Standard e comando Fanuc modelo MF-D6	34
Figura 3.3 - Máquina de medição de eixo comando.....	35
Figura 3.4 - Fixação do eixo comando para usinagem da espiga; do anel e dos mancais.....	38
Figura 3.5 - Retificadora cilíndrica CNC Zema NUMERIKA G-1500	40
Figura 3.6 - Retificadora cilíndrica Vigorelli	40
Figura 3.7 - Posicionamento da espiga; do anel; e dos mancais; no eixo comando.....	41
Figura 4.1 - Sistema inicial de fixação e arraste do contra ponta.....	42
Figura 4.2 - Arrastador frontal CoA tipo 680-50 marca ROHM modelo K110 H.....	44
Figura 4.3 - Máquina de medição de eixos comando	45
Figura 4.4 - Eixo Comando - Espiga	45
Figura 4.5 - Valores encontrados na medição de batimento da espiga.....	45
Figura 4.6 – Eixo Comando - Anel	46
Figura 4.7 - Valores encontrados na medição de batimento para o anel antes e após o torneamento	46
Figura 4.8 – Eixo Comando – 1º Mancal	47
Figura 4.9 - Valores encontrados na medição de batimento do primeiro mancal antes e depois do torneamento	47
Figura 4.10 – Eixo Comando – 2º Mancal	48
Figura 4.11 - Valores encontrados na medição de batimento do segundo mancal ou mancal central antes e após o torneamento	48
Figura 4.12 – Eixo Comando – 3º Mancal	49
Figura 4.13 - Valores encontrados na medição de batimento do terceiro mancal antes e após o torneamento	50
Figura 5.1 - Flange fixado na segunda torre do torno	53
Figura 5.2 - Projeto de alteração dos braços localizadores da luneta hidráulica móvel	54
Figura 5.3 - Projeto de dispositivo para montagem de rolamento nos braços localizadores da luneta hidráulica móvel	55
Figura 5.4 - Projeto de dispositivo para montagem de rolamento nos braços localizadores da luneta hidráulica móvel	56
Figura 5.5 - Dispositivo especial de montagem dos rolamentos nos braços localizadores na luneta hidráulica móvel	56
Figura 5.6 - Projeto dos braços localizadores da luneta hidráulica móvel, “mancalizando” eixo comando	57
Figura 5.7 - Braços localizadores com rolamentos blindados montados	57
Figura 5.8 - Luneta hidráulica móvel pré-montada e testada, aguardando montagem na segunda torre.....	58

Figura 5.9 – Luneta hidráulica móvel montada na segunda torre do torno	59
Figura 5.10 - Luneta hidráulica móvel com os braços localizadores abertos, posicionada para “mancalizar” o diâmetro de 33 mm	60
Figura 5.11 - Luneta hidráulica móvel com os braços localizadores fechados, “mancalizando” o diâmetro de 33 mm	61
Figura 5.12 - Braços localizadores da luneta hidráulica móvel abertos, retornando para a posição inicial, ficando a espera do próximo ciclo de “mancalização”	62
Figura 5.13 - Processo de medição e alinhamento entre o contra ponta e o sistema de arraste e fixação, em relação ao magazine porta ferramentas	63
Figura 5.14 - Sistema de fixação modular Coromant Capto	65
Figura 5.15 - Suporte C4-SDJCR 27050-11 da Sandvik	65
Figura 5.16 - Suporte C4-SDJCR 27050-11 montado na primeira torre do torno	66
Figura 5.17 - Suporte C4-SDJCR 27050-11, montado na primeira torre do torno, usinando em acabamento o diâmetro da espiga do eixo comando	66
Figura 5.18 - Eixo Comando – Espiga (Rugosidade)	69
Figura 5.19 - Valores encontrados na medição da Rugosidade média (μm) para o diâmetro da espiga	71
Figura 5.20 - Eixo Comando – Espiga (Batimento)	72
Figura 5.21 - Valores encontrados na medição do Batimento Radial (mm) para o diâmetro da espiga	74
Figura 5.22 - Eixo Comando – Anel (Rugosidade)	75
Figura 5.23 - Valores encontrados na medição da Rugosidade média (μm) para o diâmetro do anel	76
Figura 5.24 - Eixo Comando – Anel (Batimento)	77
Figura 5.25 - Valores encontrados na medição do Batimento Radial (mm) para o diâmetro do anel	79
Figura 5.26 - Eixo Comando – 1º Mancal (Rugosidade)	80
Figura 5.27 - Valores encontrados na medição da Rugosidade média (μm) para o diâmetro do primeiro mancal	81
Figura 5.28 - Eixo Comando - 1º Mancal (Batimento)	82
Figura 5.29 - Valores encontrados na medição do Batimento Radial (mm) para o diâmetro do primeiro mancal para todos os experimentos realizados	84
Figura 5.30 - Eixo Comando – 2º Mancal (Rugosidade)	85
Figura 5.31 - Valores encontrados na medição da Rugosidade média (μm) para o diâmetro do segundo mancal para todos os experimentos realizados	86
Figura 5.32 - Eixo Comando – 2º Mancal (Batimento)	87

Figura 5.33 - Valores encontrados na medição do Batimento Radial (mm) para o diâmetro do segundo mancal para todos os experimentos realizados	89
Figura 5.34 - Eixo Comando – 3° Mancal (Rugosidade)	90
Figura 5.35 - Valores encontrados na medição da Rugosidade média (mm) para o diâmetro do terceiro mancal para todos os experimentos realizados.....	92
Figura 5.36 - Eixo Comando – 3° Mancal (Batimento).....	92
Figura 5.37 - Valores encontrados na medição do Batimento Radial (mm) para o diâmetro do terceiro mancal para todos os experimentos realizados.....	94

Lista de Tabelas

Tabela 3.1 - Especificações de projeto constantes no desenho do eixo comando.....	31
Tabela 3.2 - Composição química do eixo comando.....	32
Tabela 3.3 - Dureza Brinell (HB) do eixo comando.....	33
Tabela 3.4 - Resistência a tração do eixo comando (MPa)	33
Tabela 3.5 - Valores máximos de rugosidade média (Ra) e batimento para as característica de diâmetro da espiga, anel e mancais	39
Tabela 5.1 - Condições de corte testadas.....	68
Tabela 5.2 - Condições de corte testadas.....	95

Lista de abreviações

Letras Latinas

A	Área [mm ²]
B	Dimensão bruta considerando sobremetal
C	Carbono
F _c	Força de corte [N]
F _f	Força de avanço [N]
F _p	Força passiva [N]
F _t	Força ativa [N]
F _u	Força de Usinagem [N]
F	Dimensão final considerando sobremetal
f	Avanço
N	Newton (unidade de força)
n	Rotações por minuto
m	Metro
m ²	Unidade de área
Q	Taxa de remoção de material.
S	Enxofre
~	Aproximado
%	Percentual

Abreviações

ap	Profundidade de usinagem
Ce	Carbono equivalente
Co	Cobalto

Cr	Cromo
Cu	Cobre
Fe	Ferro
ff cinz	Ferro fundido cinzento
FoFo	Ferro Fundido
GL	Grafita livre
h	Espessura do corte [mm]
HB	Dureza Brinell
K	Constante de equação de Taylor
KF	Distância frontal entre cratera e flanco [mm]
kg	Unidade de massa
K _s	Pressão específica de corte [N/mm ²]
K _{s1}	Pressão específica de corte de um material (constante de Kienzle)
KT	Profundidade de cratera [mm]
kW	Kilowatt
L	Comprimento [mm]
l _m	Percurso de medição de rugosidade média [mm]
Mn.	Mínimo
Mx.	Máximo
min.	Minuto
mm	Milésima partição do metro
mm ²	Unidade de área
n	Constante para a determinação da pressão específica de corte segundo ASME
P	Fósforo
PC	Potência de corte
Per	Perlita
Po	Plano ortogonal
Pot	Potência
Pot esp/corte	Potência específica de corte
Pmax.	Potência máxima

Pto.	Ponto
Pr	Plano de referência
Ps	Plano de corte
Q	Taxa de remoção de material [cm^3/min]
Ra	Rugosidade média de uma superfície
r_e	Raio de ponta da ferramenta [mm]
Rmax.	Rugosidade máxima de uma superfície
S	Aresta principal de corte
S'	Aresta secundária de corte
Si	Silício
T	Tempo de vida de uma ferramenta de corte [min]
t	Tempo [min]
Vc	Velocidade de corte
Vol	Volume de material removido considerando sobremetal
VB	Desgaste de flanco médio [mm]
VB Max	Desgaste de flanco máximo [mm]
Vf	Velocidade de avanço
W	Tungstênio
WC	Carboneto de tungstênio
χ	Constante de equação de Taylor
z	Constante para a determinação de k_s segundo Kienzle
α	Ângulo de folga [°]
α_o	Ângulo de folga medido no plano ortogonal [°]
χ_r	Ângulo de posição da ferramenta medido no plano de referencia [°]
X°_r	Ângulo de posição secundária da ferramenta no plano de referencia [°]
γ	Ângulo de saída [°]
λ_s	Ângulo de inclinação da ferramenta medido no plano de corte [°]

Letras Gregas

α	Alfa – “ferrita ou solução sólida de carbono em ferro alfa”
ϕ_l	ângulo de entrada da ferramenta

ϕ_2	ângulo de saída da ferramenta
γ	austenita ou ferro gama
η	rendimento (%)
μm	milionésima divisão do metro

Siglas

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ANSI	American National Standards Institute
ASTM	American Society Testing Material
BSI	British Standards Institution
CIMM	Centro de Informação Metal Mecânico
CNC	Comando Numérico Computadorizado
DIN	Deutsches Institut für Normung
INFOMET	Informações sobre processos e materiais
ISO	International Organization for Standardization
RES	Rover Engineering Standard

Sumário

1	Introdução.....	1
2	Revisão Bibliográfica	3
2.1	O Torneamento	3
3	Procedimento Experimental.	30
3.1	Eixo Comando.	30
4	Ensaio Preliminares.	42
4.1	Novo sistema de arraste e fixação do eixo comando.	43
5	Resultados e Discussão.....	51
5.1	Implantação do sistema de pré-calibração para usinagem do eixo comando.	51
5.2	Alinhamento e geometria do magazine de ferramentas, em relação ao contra ponta e ao sistema de arraste e fixação do eixo comando.....	62
5.3	Alteração da fixação do suporte porta ferramenta, utilizada para dar acabamento nos diâmetros usinados do eixo comando.....	64
5.4	Resultados dos experimentos.....	67
6	Conclusões e sugestões para próximos trabalhos.....	96

1 Introdução

Manufatura é, de modo geral, o processo de transformar matéria-prima em uma peça ou um produto final. Embora a palavra indique trabalho manual, seu emprego não é mais com este sentido, (FERREIRA, 1986). Ela engloba a produção de bens industriais envolvendo o projeto do produto, a escolha da matéria-prima e a seqüência de processos por meio dos quais o produto será manufaturado (KALPAKJIAN; SCHMID, 2001).

Há vários processos de manufatura, porém na maioria das vezes os produtos não atingem as tolerâncias, formas ou acabamento necessários à sua devida utilização. Nesses casos, tais produtos precisam ser mais uma vez processados, geralmente por meio de processos de usinagem. Segundo Childs et al. (2000), a usinagem é um dos processos mais empregados na indústria de manufatura mecânica, para obtenção de peças metálicas.

Usinagem é um termo que abrange vários processos de fabricação em que há remoção de material em forma de cavaco para que sejam alcançadas as especificações de projeto, como forma e dimensão.

Segundo Altintas (2000), os processos de usinagem podem ser subdivididos entre os que usam ferramentas com geometria definida, tais como o torneamento, a furação e o fresamento e aqueles em que a ferramenta não apresenta uma geometria definida, como a retificação e os demais processos abrasivos.

Até o início da década de 1980, peças de materiais endurecidos (DAVIM; MARANHÃO, 2009) – precisavam ser retificadas para que suas tolerâncias dimensionais e de forma pudessem ser atingidas (GUO; YEN, 2004).

Porém, com o surgimento de novas ferramentas de corte com materiais mais resistentes, como os insertos de PCBN, por exemplo, o processo de retificação pôde ser substituído pelo

torneamento. O processo de torneamento pode fornecer acabamento superficial e tolerâncias tão bons, ou até melhores, que o de retificação (GUO; YEN, 2004), com a vantagem de ser mais econômico e mais rápido.

Estima-se que apenas nos Estados Unidos o montante gasto anualmente com processos de usinagem supere os 100 bilhões de dólares (DEGARMO, 2008), o que demonstra a importância que tais processos possuem na economia e por si só justificaria os estudos realizados visando à melhoria desses. Além disso, a crescente preocupação com questões ambientais, a racionalização do consumo de energia e da quantidade de matéria-prima e fluidos lubri-refrigerantes utilizados, ganharam importância.

De acordo com Belhadi et al.(2007), a maioria das pesquisas sempre teve por objetivo melhorar a taxa de remoção de material e diminuir os custos de fabricação.

Para tanto, máquinas mais robustas e potentes foram desenvolvidas. Apesar dessas máquinas mais potentes, características do produto referentes à qualidade e integridade superficiais e tolerâncias podem não ser atingidas durante a usinagem. Ainda segundo Belhadi et al.,(2007), tais características podem ser melhoradas pela escolha de adequados parâmetros de usinagem.

Entretanto, a escolha de tais parâmetros para que se atinja um bom resultado não é tarefa fácil, pois fatores como pré-usinagem, tratamento térmico, geometria e material da ferramenta de corte também influenciam o resultado do processo de usinagem.

Isso se deve ao fato de que todos esses parâmetros influenciam a formação de cavacos, onde ocorrem fenômenos mecânicos, térmicos e metalúrgicos simultaneamente e com interação mútua durante o corte. A maneira como o cavaco é formado afeta as tensões sofridas pela peça, que por sua vez determinam as tensões residuais na superfície usinada, as forças e as temperaturas de corte (NG; ASPINWALL, 2002), a vida da ferramenta (PANTALÉ et al.,2004) e também as vibrações que eventualmente ocorrem durante o processo de usinagem (BOOTHROYD;KNIGHT,1989).

2 Revisão Bibliográfica

2.1 O Torneamento

Segundo Trent (2000), o torneamento (Figura 2.1) é a operação de usinagem mais comumente empregada. O material a ser cortado é fixado e rotacionado, enquanto a ferramenta move-se em um plano que contém o eixo de rotação da peça.



Figura 2.1 - Operação de Torneamento

Pode-se destacar três características do torneamento:

- O corte é normalmente contínuo;
- O corte pode ser descrito em coordenadas cilíndricas;
- Ocorrem, simultaneamente, movimentos da peça e da ferramenta (rotação da peça e

translação da ferramenta).

Existem, no torneamento, dois fatores que determinam o resultado final do processo: os parâmetros de corte e a geometria da aresta de corte.

Entre os parâmetros de corte (Figura 2.2), a velocidade de corte (v_c) é a taxa no qual a superfície não cortada da peça passa pela aresta de corte da ferramenta, expressa normalmente m/min.

O avanço (f) é a distância percorrida pela ferramenta por revolução da peça, e a profundidade de corte (a_p) - é a espessura ou profundidade de penetração da ferramenta medida perpendicularmente ao plano de trabalho, que é definido pelas direções de avanço e v_c da ferramenta. A partir destes três parâmetros é possível determinar a taxa de remoção de material, mostrada na equação abaixo. Este parâmetro é usado para a medição da eficiência da operação.

$$Q = v_c \cdot f \cdot a_p \quad (\text{cm}^3 / \text{min})$$

As superfícies definidas sobre a peça são:

- Superfície a Usinar.
- Superfície em usinagem divide-se em superfície em usinagem principal e secundária, de acordo com a aresta de corte com a qual está em contato.
- Superfície usinada.

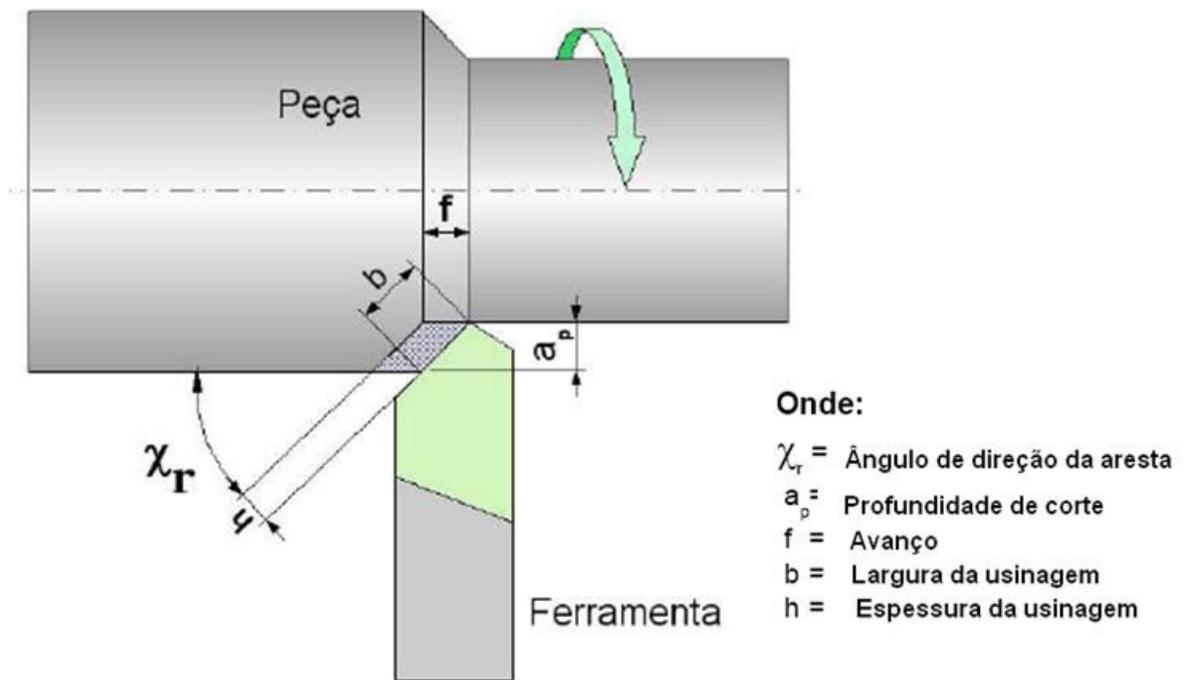


Figura 2.2 - Parâmetros de corte e superfícies em torneamento cilíndrico externo

A geometria da ferramenta (figura 2.3) é uma dos fatores de maior influência no torneamento.

A ferramenta de corte para torneamento é definida em:

- Superfície de saída (A_y) – é a superfície da ferramenta sobre o qual o cavaco desliza após o corte.
- Superfície de folga ($A\alpha$) – é a superfície que determina folga entre a ferramenta e a superfície em usinagem principal.
- Superfície secundária de folga ($A'\alpha$) – é a superfície que determina a folga entre a ferramenta e a superfície em usinagem secundária.
- Cunha de corte – é a cunha formada pelas superfícies de saída e de folga, sobre a qual ocorre o corte metal.
- Arestas de corte – são as arestas da cunha de corte, nas quais ocorre a interface ferramenta-peça, e distinguem se como:
 - Aresta principal de corte (s) – formada pela intersecção das superfícies de saída e de

folga.

- Aresta secundária de corte (s') – formada pela intersecção das superfícies de saída e secundária de folga.
- Ponta de corte – Local da cunha de corte onde se encontram a aresta principal e a aresta secundária de corte.

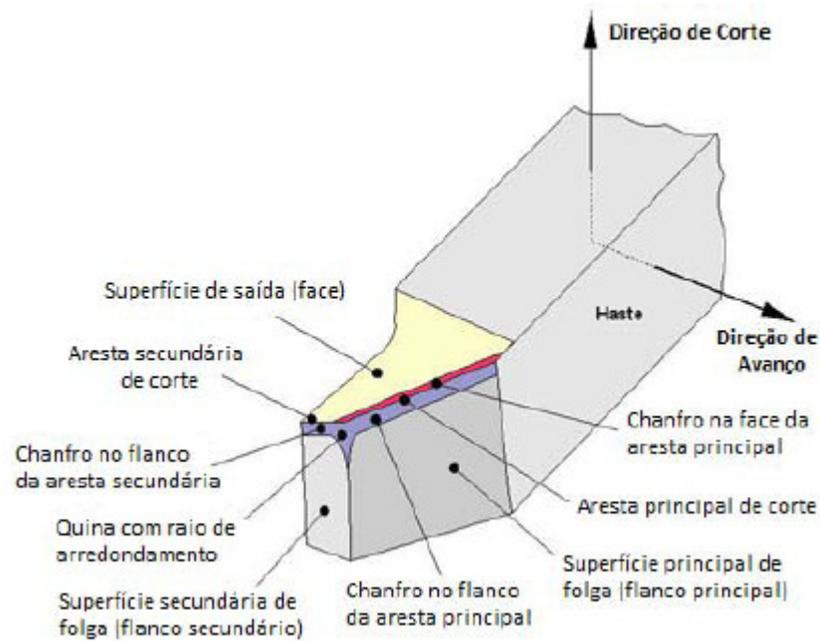


Figura 2.3 - Geometria da ferramenta de corte (Fonte: Machado e Silva, 1999)

Os ângulos referentes á ferramenta e a posição desta em relação à peça (Figura 2.4) são medidos em diferentes planos de referência (Figura 2.5), com diferentes representações para cada operação de usinagem. Para a operação de torneamento, os ângulos mais influentes são o ângulo de posição da ferramenta (χ), o ângulo de posição secundário da ferramenta ($\chi' r$) e o ângulo de ponta da ferramenta (ϵr), medidos no plano de referência (P_r), o ângulo de inclinação da ferramenta (λs) no plano de corte (P_s) e o ângulo de saída da ferramenta (γo) e o ângulo de folga (αo) medidos no plano ortogonal (P_o).

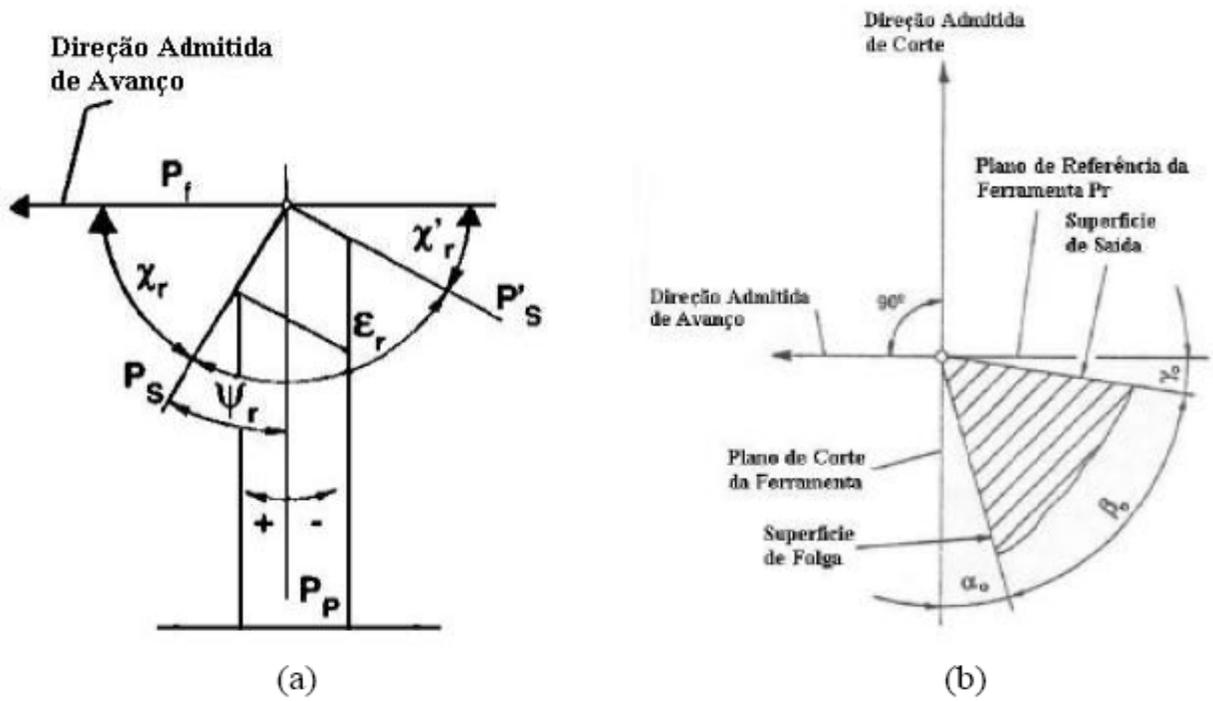


Figura 2.4 - Ângulos da ferramenta de corte medidos (a) no plano de referência da ferramenta e (b) no plano ortogonal (Fonte: Diniz et al.)

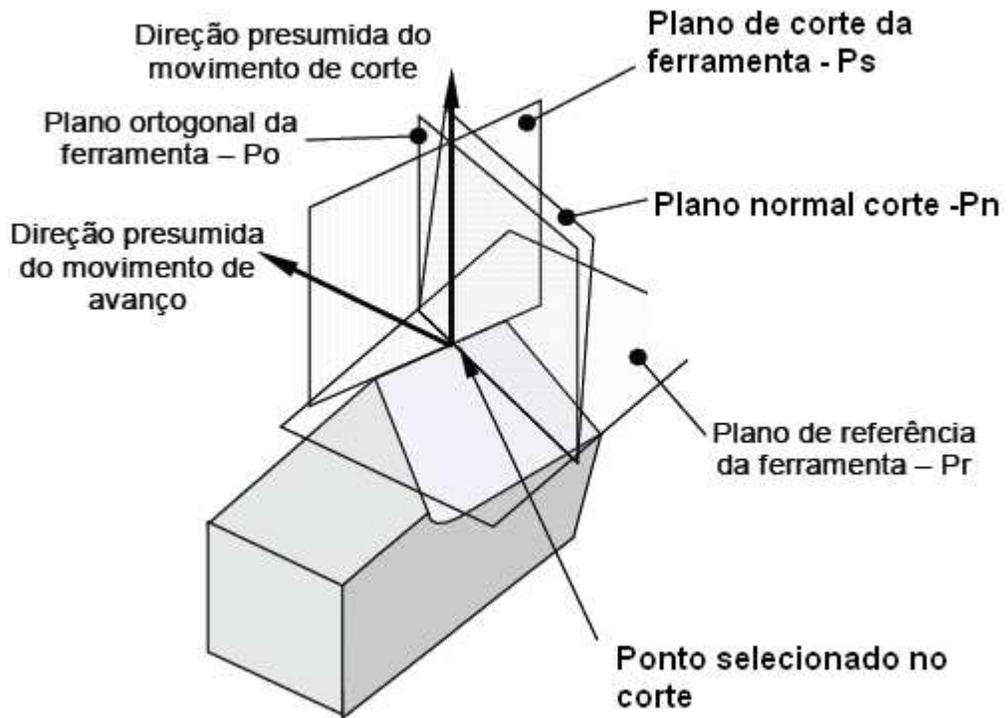


Figura 2.5 - Sistema de referência da ferramenta (Adaptado da Ferraresi, 1970)

2.1.1 Geração de Cavaco

O cavaco é o subproduto final presente em todos os processos de usinagem. O cavaco pode variar muito (em tipo, forma, extensão) para cada operação de usinagem. O resultado final (forma, espessura) desse é função das variáveis envolvidas no processo.

O meio simples de visualizar os mecanismos de geração de cavaco é através do corte ortogonal. O exemplo mais facilmente assimilado de corte ortogonal é o de um cilindro, com um anel usinado ao seu redor (Figura 2.6), que é torneado em direção ao centro da peça com uma ferramenta de corte. Para um expectador posicionado em frente ao plano que contém a seção transversal do cilindro, este corte se realiza num plano. As demais simplificações assumidas são:

- Cavaco contínuo, sem APC (aresta postiça de corte);
- Superfície de folga de ferramenta e a peça sem contato;
- Avanço menor que a espessura de corte;
- Espessura de corte menor que a aresta de corte;
- Espessura de corte igual à espessura do cavaco.

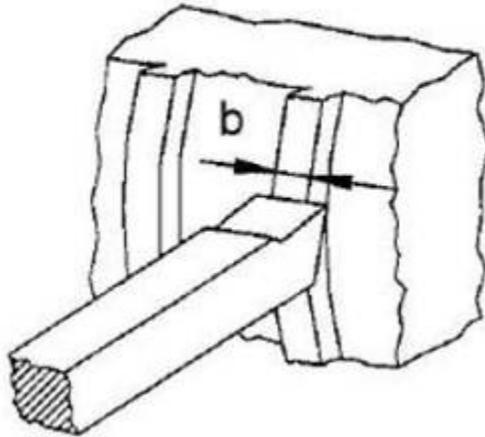


Figura 2.6 - Exemplo de corte ortogonal (Fonte: Machado e Silva, 1999)

Considera-se agora o volume representado pelas letras klmn na figura 2.7. Este volume é deformado elasticamente, conforme vai ocorrendo sua aproximação da aresta de corte.

Próximo a aresta o material escoá, deformando-se plasticamente até que as tensões tornam ao material impossível manter o regime, causando a ruptura. Estas deformações plásticas ocorrem na chamada zona de cisalhamento primária, definida, a fins de simplificação, pelo plano \overline{OD} , e a ruptura inicia-se pela abertura de uma trinca em “O”, que se propaga segundo o plano \overline{OD} , e cuja extensão depende do material da peça. A extensão desta trinca é um dos fatores determinantes do tipo de cavaco gerado. Uma trinca longa tende a gerar um cavaco curto (chamado cavaco descontínuo), enquanto uma trinca curta tende a gerar um cavaco contínuo.

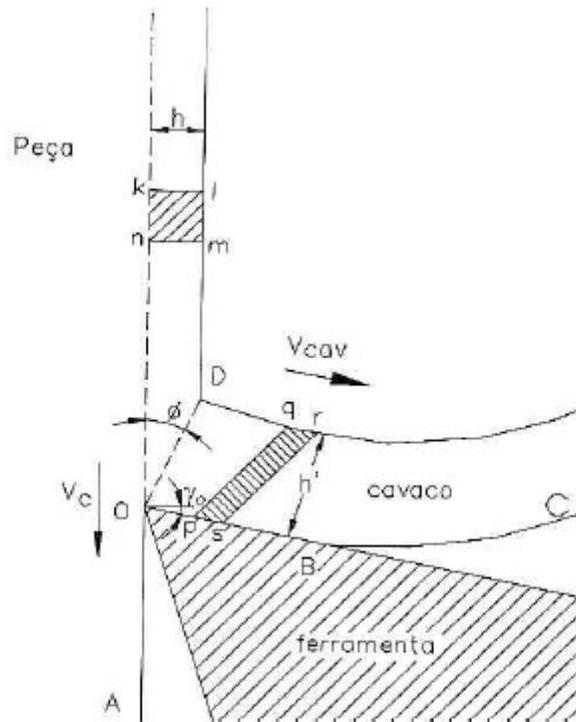


Figura 2.7 - Formação do cavaco (Fonte: Machado e Silva)

Independente da extensão da trinca, o único -“caminho”- possível ao volume klmn é a passagem pelo plano de cisalhamento, durante o qual é -“transformado”- no volume pqrs que, a seguir, passa pela superfície da saída da ferramenta tornando-se um componente do cavaco.

Apesar de muitas vezes tratado na literatura (STEMMER, 1995) como um sistema de atrito simples de Coulomb, sem acarretar conseqüências importantes ao processo, o estudo da

passagem do cavaco pela superfície de saída da ferramenta tornou-se atualmente um dos principais objetos de estudo na área de usinagem. Isso porque, ao passar pelo plano definido pelos pontos o volume estudado sofre além de deformações plásticas, cisalhamento de elevada ordem, ação de temperaturas elevadas, causando vários mecanismos de desgaste da ferramenta.

2.1.2 Tipos de cavaco

Apesar de ser um subproduto da usinagem, o cavaco gerado pode ser ao mesmo tempo evidência e causa de problemas no processo de usinagem.

Existem basicamente três tipos de cavacos: contínuo, de cisalhamento e descontínuo. O ferro fundido cinzento apresenta cavaco descontínuo que surge também na usinagem de alguns materiais menos frágeis a baixas velocidades de corte, grandes avanços e com ângulo de saída pequeno.

2.1.3 Formas de cavaco

Além da extensão do cavaco, também é possível diferenciá-lo quanto à sua forma.

A classificação usual dada às formas de cavacos é a seguinte:

- Cavaco em fita;
- Cavaco helicoidal;
- Cavaco espiral;
- Cavaco em lasca ou pedaços;

O ferro fundido cinzento apresenta em geral cavacos em lascas ou pedaços.

Segundo Ferraresi (1970), a forma mais conveniente é geralmente a helicoidal, sendo o cavaco em lascas preferido em casos onde o cavaco deve ser removido pelo fluido de corte ou quando há pouco espaço disponível para o armazenamento do mesmo.

2.1.4 Materiais de ferramentas de corte

Os processos de usinagem em geral baseiam-se no corte de uma peça utilizando-se uma ferramenta de corte. Este corte só é possível porque a ferramenta possui uma dureza mais elevada do que a peça. Desta forma, o constante surgimento de novas ligas, com propriedades mecânicas e durezas cada vez maiores, cria uma demanda contínua por novos materiais de ferramenta.

O maior desafio no desenvolvimento de ferramentas de corte está exatamente no balanço entre a dureza e a tenacidade, visto que são duas propriedades importantes para o desempenho da ferramenta de corte e que não são facilmente encontradas em um mesmo material (Figura 2.8).

Atualmente, conseguem-se boas combinações de dureza e tenacidade, tanto em materiais de ferramenta puros quanto nos revestidos. As ferramentas revestidas buscam o equilíbrio entre as propriedades necessárias através do uso de um material base, que confere propriedades de tenacidade e alguma dureza, e um revestimento, com alta dureza, resistência a abrasão e inércia química.

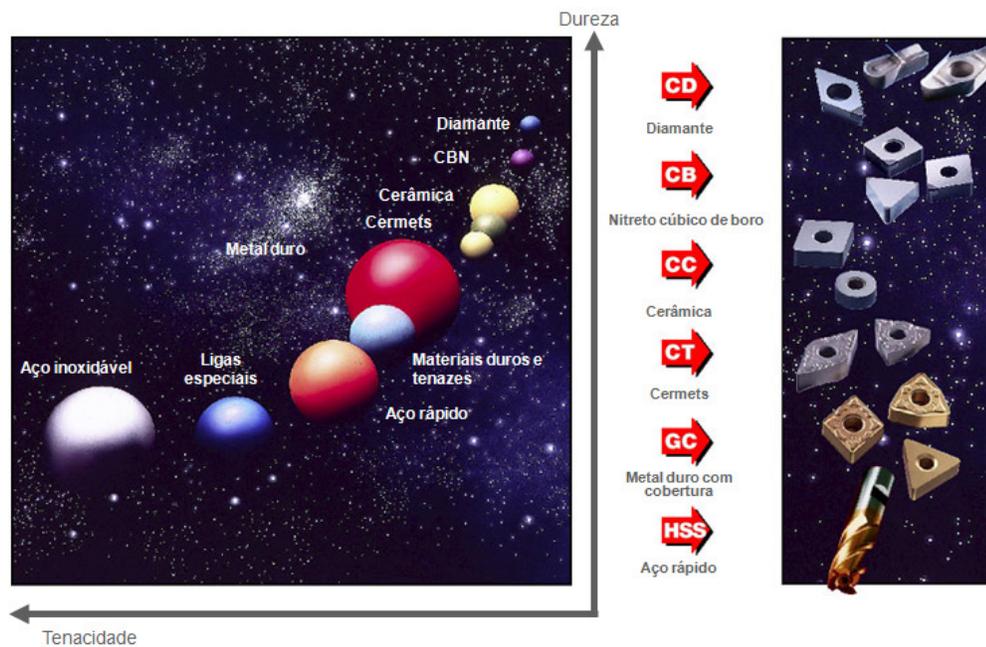


Figura 2.8 - Diagrama de dureza-tenacidade dos materiais de ferramentas de corte (Adaptado de Sandvik Coromant, 1994)

As propriedades que um material para ferramenta de corte deve ter são:

- Dureza;
- Tenacidade;
- Resistência ao desgaste;
- Resistência a compressão;
- Resistência ao cisalhamento;
- Boas propriedades mecânicas e térmicas a altas temperaturas;
- Resistência ao choque térmico;
- Inércia química;

Estas propriedades não estão listadas em ordem de importância, até porque as qualidades necessárias à ferramenta podem variar bastante com a operação de usinagem, com o material a ser usinado e com os parâmetros de corte.

É mostrado na figura 2.9 os materiais para ferramentas existentes atualmente no mercado.

Como se observa estes materiais está em ordem crescente de dureza, e decrescente de tenacidade. Esta ordem também representa o avanço tecnológico dos materiais, de acordo com a cronologia, com algumas exceções.

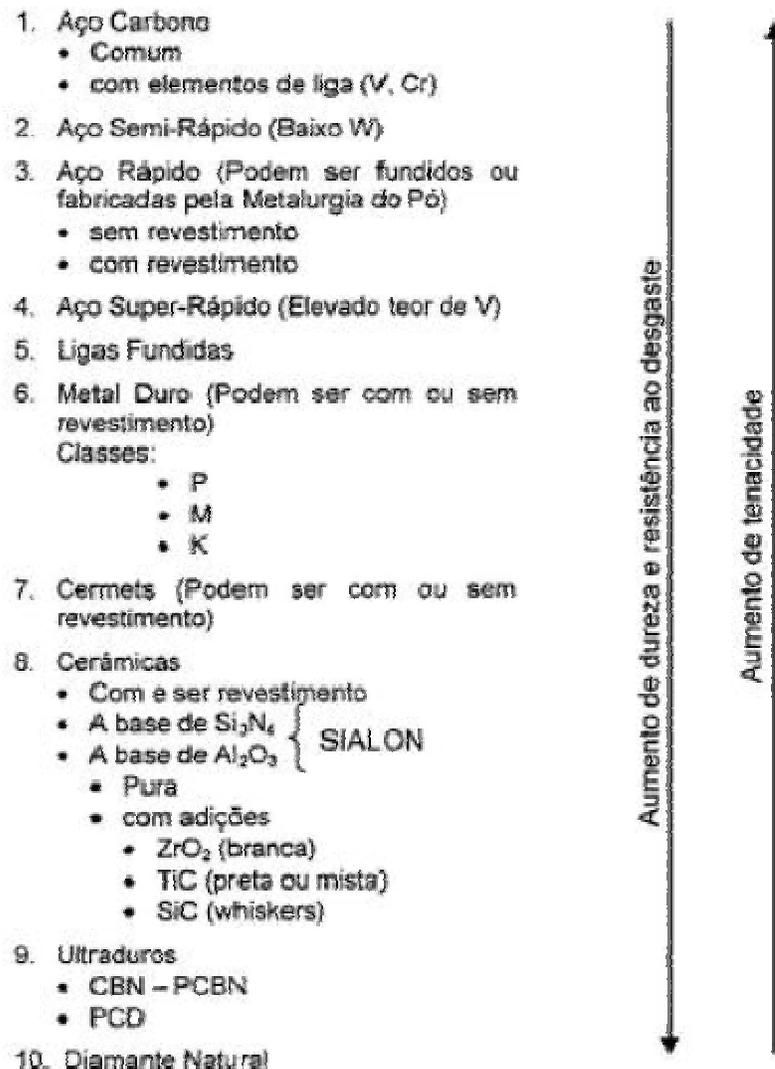


Figura 2.9 - Materiais para ferramentas de corte (Fonte: Machado e Silva, 2000)

No contexto histórico, duas categorias de materiais se sobressaem, e podem ser considerados os mais importantes para usinagem, ainda que não os mais eficientes ou tecnologicamente desenvolvidos. Estes materiais são os aços rápidos e os metais duros.

A importância dos aços rápidos e dos metais duros se deve ao fato de, na época de seu desenvolvimento, terem permitido os maiores saltos tecnológicos da história dos processos de

usinagem, tendo ocorrido na ocasião do desenvolvimento de cada um desses materiais um aumento nas velocidades de corte de uma ordem de grandeza, comparado com os materiais de corte então existentes.

2.1.5 Falha e desgaste de Ferramenta de Corte

Existem, num processo de usinagem, duas causas para a substituição da ferramenta de corte, que são:

Avarias ou falhas catastróficas, como lascamento, trincamento ou até mesmo quebra da ferramenta.

Desgaste excessivo, de modo que as condições de corte ou a qualidade da peça usinada sejam comprometidas.

Na prática, as avarias e falhas catastróficas costumam ocorrer em processos de corte interrompido, como o fresamento, devido aos choques térmicos e mecânicos envolvidos nestes processos. Já nos processos de corte contínuo, como o torneamento, sua ocorrência é mais rara, exceto para condições de corte que excedam as recomendadas.

Ao contrário das avarias e falhas catastróficas, o desgaste de ferramenta é observado tanto nos processos contínuo quanto nos de corte interrompido, podendo se desenvolver de acordo com vários mecanismos diferentes.

2.1.5.1 Tipos de desgaste de ferramenta

Existem três tipos principais de desgaste de ferramenta: desgaste de flanco, desgaste de

cratera e desgaste de entalhe.

Neste trabalho, o principal tipo de desgaste foi o de flanco, que será detalhado, os demais são típicos de outros tipos de materiais e não serão abordados aqui.

O desgaste de flanco (Figura 2.10) ocorre nas superfícies de folga, atingindo tanto a aresta principal de corte como a secundária, ou ambas. Quando atinge a aresta principal de corte, resulta num aumento das temperaturas e forças envolvidas no corte, podendo causar vibrações tanto na ferramenta como na peça, já na aresta secundária, ocorre degradação dimensional. Em condições normais de usinagem, o desgaste de flanco é o tipo de falha que apresenta o maior risco de danos á peça e que exige mais potência de corte, motivo pelo qual costuma ser o mais usado na determinação de critérios de fim de vida de ferramentas.

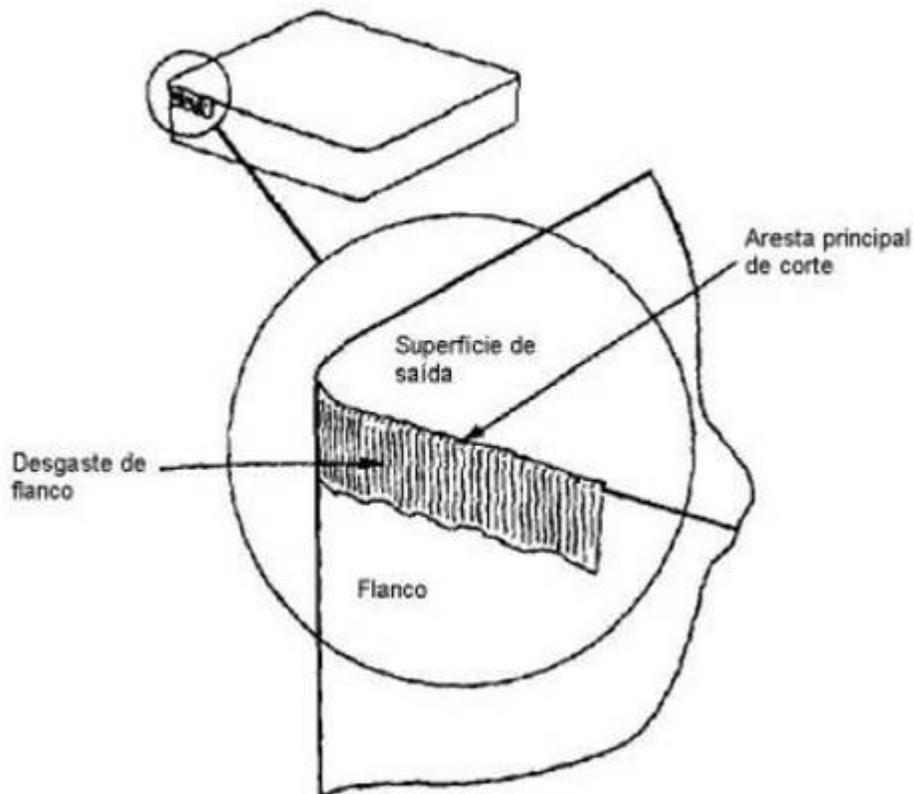


Figura 2.10 - Representação esquemática do desgaste de flanco

2.1.5.2 Critérios de fim de vida de ferramenta segundo a norma ISO 3685 (1993)

Devido ao caráter progressivo do desgaste de ferramentas de corte, é necessário, para evitar danos causados por falhas catastróficas e gastos excessivos por operação inadequada da máquina ferramenta, que se defina até onde uma ferramenta de corte pode ser útil, e quando esta começa a perder suas características operacionais, ou seja, quando a ferramenta deva ser reafiada ou substituída.

A forma mais usual de determinar este ponto é dada pela norma ISO 3685 (1993).

Esta norma estabelece ensaios de usinabilidade para determinar o período de tempo no qual uma ferramenta de corte pode trabalhar, até que seja necessária a sua substituição. Este período denominado de “tempo de vida da ferramenta de corte”, (T), é determinado através do tempo de trabalho necessário para que se desenvolva um defeito crítico.

Segundo a norma, os critérios que devem ser adotados para ferramentas de metal duro são:

- Desgaste de flanco, $V_B = 0,3\text{mm}$;
- Desgaste de flanco máximo, $V_B = 0,6\text{mm}$, no caso do desgaste não ocorrer de forma regular ao longo do flanco;
- Profundidade da cratera, $K_T = 0,06 + 0,3f$, (onde f representa o avanço);
- Distancia frontal entre cratera e flanco, $K_F = 0,02\text{mm}$;
- Falha catastrófica;

A norma ISO 3685 (1993) cita também a rugosidade de acordo com a norma ISO 468 (1982), e o crescimento repentino das forças de usinagem como critérios de fim de vida de ferramenta em operações de acabamento. No caso específico da rugosidade média (R_a), os valores indicados são: 0,4; 0,8; 1,6; 3,2; 6,3; 12,5 μm , a serem definidos de acordo com a necessidade do fabricante.

2.1.5.3 Mecanismos de desgaste de ferramenta de corte

É importante conhecer também os mecanismos de desgaste que podem causar as avarias relatadas na seção 2.1.6.2. Os mecanismos de desgaste são importantes, pois atuando sobre os mesmos pode-se aumentar a vida das ferramentas.

Segundo Mills e Redford (1983), existem cinco mecanismos básicos de desgaste de ferramentas:

Desgaste abrasivo, desgaste adesivo, desgaste difusivo, desgaste causado por ação eletroquímico e desgaste por fadiga superficial.

O mecanismo mais comum é o desgaste por abrasão, causado pelo movimento relativo entre as partículas e a superfície inferior do cavaco e a superfície de saída da ferramenta, e entre a nova superfície gerada na peça e o flanco da ferramenta. Este mecanismo pode causar desgaste de flanco e de cratera. O desgaste abrasivo pode ocorrer mesmo na usinagem de metais com dureza baixa, devido à presença de inclusões endurecidas ou precipitados resultantes da produção ou tratamento térmico do material.

2.1.6 Acabamento superficial

Geralmente especificado em projetos mecânicos, o acabamento superficial, representado principalmente pela rugosidade, consiste em um conjunto de irregularidades, que tendem a formar um padrão ou textura característicos em uma superfície.

Estas irregularidades estão presentes em todas as superfícies reais, e são características do método empregado na sua obtenção.

A importância da rugosidade justifica-se pela sua relação, entre outros, com fatores como:

precisão e tolerância, resistência a corrosão, resistência a fadiga, escoamento de fluidos, lubrificação e transmissão de calor. No presente trabalho há uma preocupação com tolerâncias tanto de forma quanto dimensional e resistência a fadiga. Para isso, os eixos comando estudados passam pelo processo de torneamento e posteriormente retificação.

2.1.6.1 Parâmetros de rugosidade

Parâmetros de rugosidade são procedimentos usados para avaliar o acabamento superficial de um componente. Dentre esses parâmetros o mais usado é a rugosidade média (Ra).

Este parâmetro de rugosidade consiste na média aritmética dos valores absolutos das ordenadas de afastamento (equação 1) em relação à linha média (figura 2.11). Pode ser representada como a altura de um retângulo com área igual à soma absoluta das áreas delimitadas pelo perfil de rugosidade e a linha média, e comprimento igual ao percurso de medição

$$Ra = \frac{1}{l_m} \int_0^{l_m} |y(x)| dx, \quad (1)$$

onde l_m é o percurso de medição.

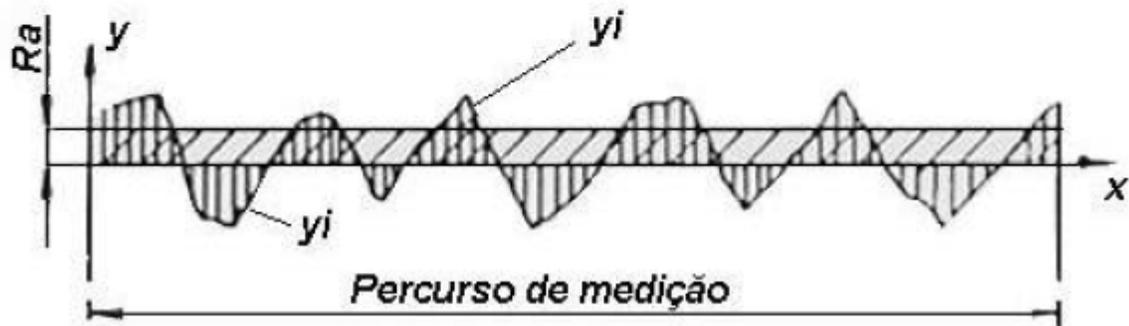


Figura 2.11 - Rugosidade média Ra (Fonte: Mitutoyo).

O valor de Ra é geralmente expresso em μm no sistema métrico, com os rugosímetros possuindo geralmente resoluções que vão de 0,1 a 0,001 μm .

Devido à facilidade de uma medição, a rugosidade média é bastante empregada em controles continuados em linhas de produção para avaliação da rugosidade em superfícies de pouca responsabilidade que apresentam sulcos bem definidos, como peças torneadas.

A rugosidade de uma peça manufaturada é afetada pelo processo de fabricação, geometria da ferramenta, passando pelos parâmetros de corte.

Em relação aos parâmetros de corte, Diniz et al. (2000) cita que o mais importante é o avanço. Pode-se determinar a rugosidade média teórica segundo Machado e Silva (1999).

Em relação à profundidade de corte, esta não apresenta grande influência na rugosidade, exceto que, para profundidades de corte superiores a 1mm ocorre um pequeno decréscimo na rugosidade média (DINIZ et al. 2000).

Para velocidades de corte superiores a 100 m/min a rugosidade torna-se praticamente estável em relação a esse parâmetro (FERRARESI,1970).

No tocante a geometria da ferramenta de corte, os componentes que mais afetam a rugosidade são:

- Ângulo de saída (γ) – quanto maior, menores as forças de usinagem e vibrações, e menores os danos causados por estas no acabamento superficial.

- Ângulo de folga (α) – quando menor que 5° , acarreta um aumento nas forças de corte, cujo efeito é negativo para o acabamento. Além disso, o atrito entre a superfície usinada e a superfície de folga tende a imprimir na peça o perfil de desgaste da ferramenta de corte. Isso dificulta a saída de fragmentos da aresta postiça de corte (quando houver), que tendem a aderir na peça.

- Raio de ponta de ferramenta (r_ϵ) – junto com o avanço é o parâmetro mais influente na rugosidade. A equação prevê a menor Ra possível de ser obtida no torneamento, pois considera apenas os benefícios do aumento do raio de ponta da ferramenta. (O aumento de r_ϵ a partir de determinado ponto crítico acarreta o crescimento das forças de usinagem e vibrações, afetando de forma negativa a rugosidade).

A Figura 2.12 mostra a influência do raio da ponta de ferramenta, bem como do avanço, na rugosidade máxima do material.

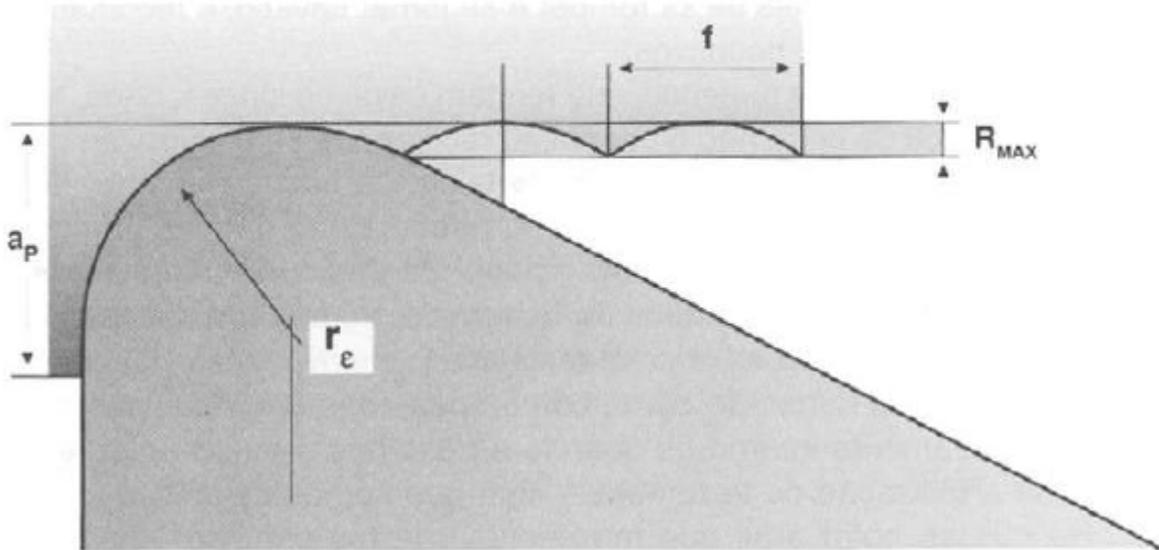


Figura 2.12 - Contribuição geométrica do avanço e raio de ponta da ferramenta na rugosidade (Fonte: Diniz et al,2000)

2.1.7 Forças de corte

Segundo Trent e Wright, (2000), “O conhecimento das forças de corte é necessário para a estimativa da potência requerida e para o projeto de máquinas operatrizes, suportes e fixação de ferramentas, com rigidez adequada e livres de vibração”.

Além disso, a força de corte pode ser um importante indicador da usinabilidade, constituindo um parâmetro importante na tomada de decisões sobre o material a ser usado em determinada operação.

Por convenção, as forças de usinagem são consideradas como se fossem aplicadas pela peça sobre a ferramenta, sendo a força resultante (tridimensional) chamada força de usinagem (F_u) (Figura 2.13), da qual nem a direção nem o sentido são conhecidos, o que torna muito difícil

sua medição direta.

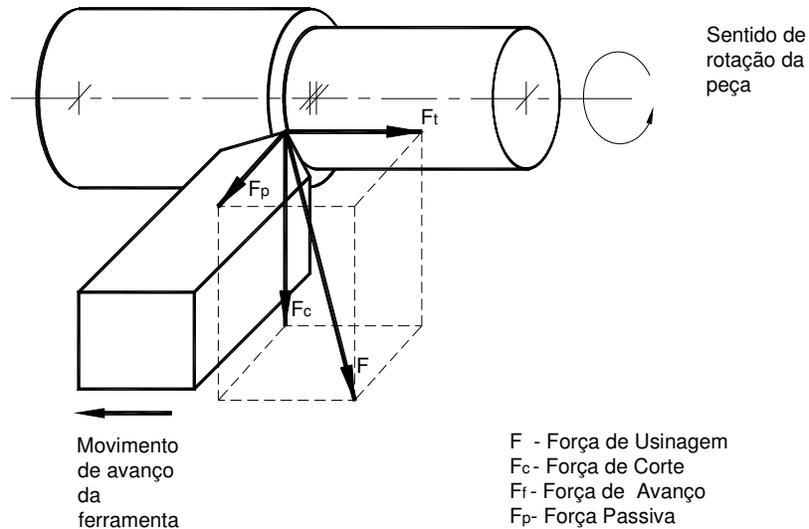


Figura 2.13 - Forças de usinagem (Adaptados de Ferraresi,1970)

Para que se possa determinar a força de usinagem são utilizadas, então, suas componentes, obtidas na direção dos eixos do sistema de referência. Assim, a determinação de F_u , em termos vetoriais é:

$$\vec{F}_u = \vec{F}_t + \vec{F}_p, \quad (2)$$

Onde é a força ativa, localizada no plano de trabalho, e a força passiva, localizada perpendicularmente ao plano de trabalho. Destas, a força ativa ainda se divide em duas componentes, conforme a equação 3.

$$\vec{F}_u = \vec{F}_t + \vec{F}_p, \quad (3)$$

Onde é a força de avanço e a força de corte que, na operação de torneamento coincide com a força de apoio, devido ao ângulo da direção de avanço ser igual a 90° .

2.1.7.1 Pressão Específica de Corte

Uma forma prática de expressar a força de corte é através da relação na qual K, é a pressão específica de corte e A área de seção de corte (Figura 2.14). No torneamento, a área da seção de corte é definida pela equação 5.

$$F_c = K_s \cdot A, \quad (4)$$

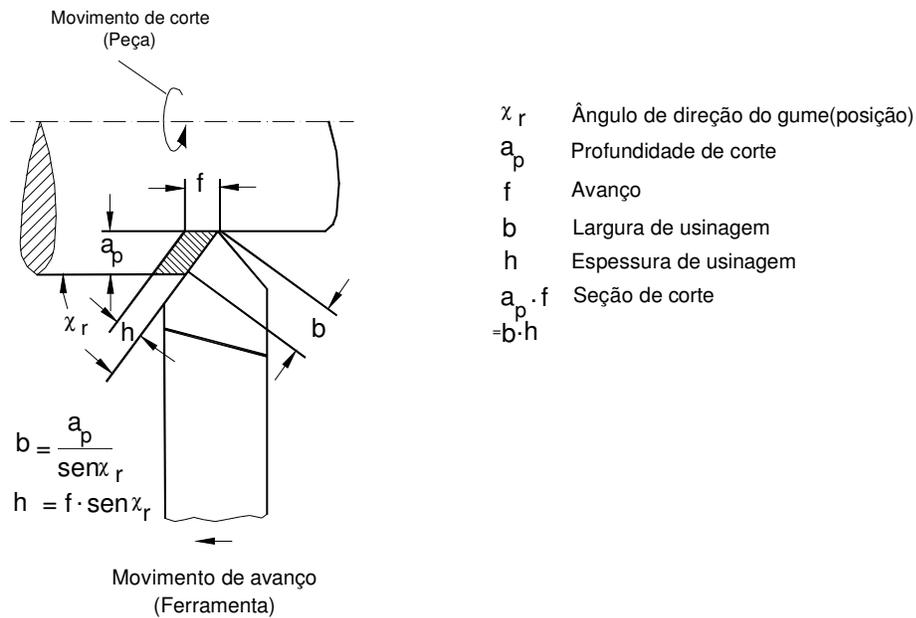


Figura 2.14 - Determinação da área de contato ferramenta-peça para o cálculo da pressão específica de corte (Adaptado de Ferraresi, 1970)

$$A = a_p \cdot f = b \cdot h, \quad (5)$$

Onde b é o comprimento de corte e h a espessura de corte, definidos pelas equações 6 e 7 para ferramentas sem arredondamento nas pontas.

$$b = \frac{a_p}{\text{sen } \chi} \quad (6)$$

$$h = f \cdot \text{sen } \chi \quad (7)$$

A pressão específica de corte pode ser usada, quando conhecida, para a determinação da força de corte, através da equação 8. Desse modo, a dificuldade consiste da determinação de K_s de acordo com os parâmetros de corte usados. Para solucionar este problema com eficiência e sem a necessidade de realizar medições de força, vários autores desenvolveram formulações empíricas para o cálculo de K_s .

Desse modo, pode ser expressa como

$$K_s = \frac{F_c}{a_p \cdot f}, \quad (8)$$

2.1.7.2 Fatores que afetam as forças de usinagem

O conhecimento das variáveis que afetam as forças de usinagem é importante para o correto projeto do processo.

Serão abordados os fatores que afetam cada componente da força de usinagem, a saber: F_c (e K_s), F_f e F_p .

Fatores que afetam a força de corte.

Material da peça – Como o corte dos metais envolve deformação plástica e ruptura por cisalhamento dos materiais, quanto maior a resistência do material maior a força de corte (e K_s).

A dureza do material também afeta a força de corte, que geralmente cresce com o

aumento dela. Fatores como acabamento superficial e baixo atrito cavaco- ferramenta e ferramenta-peça tendem a reduzir a força de corte, A adição de certos elementos ao material usinado também pode causar alterações na força de corte. A adição do carbono tende a aumentar F_c , enquanto materiais como fósforo, chumbo, enxofre e boro atuam no sentido inverso, motivo pelo qual alguns destes elementos são utilizados nos chamados metais de corte fácil. A redução de F_c com a adição desses materiais se deve à formação de inclusões que lubrificam a interface cavaco-ferramenta, reduzindo a tensão no plano de cisalhamento secundário.

Material da Ferramenta – a ação do material da ferramenta sobre a força de corte costuma ser desprezível, porém, dependendo da afinidade deste com o material da peça, pode ocorrer uma zona de aderência estável e forte, aumentando F_c . Por outro lado, dependendo do material de ferramenta escolhido, pode-se dar a diminuição do atrito na interface cavaco-ferramenta, o que diminui F_c .

Os revestimentos de TiN tendem a diminuir sensivelmente o atrito nas interfaces, causando reduções consideráveis na força de corte e K_s .

Geometria da ferramenta – dentre os ângulos de ferramenta, o mais influente é o ângulo de saída (ϕ). O aumento deste ângulo acarreta a diminuição da força de corte, devido à menor deformação do cavaco (Figura 2.15). O ângulo de inclinação (λ) causa o mesmo efeito, ainda que em menor escala.

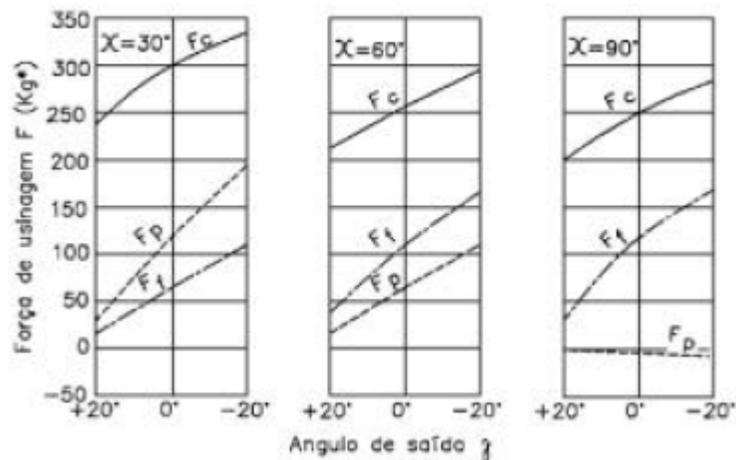


Figura 2.15 - Influência dos ângulos da ferramenta nas componentes da força de usinagem (Fonte: Ferraresi,1970)

Apesar de promover a diminuição da F_c , o aumento de γ_0 e λ_s nem sempre é recomendado, pois fragiliza a ferramenta.

Na usinagem de metais frágeis, o aumento dos ângulos de saída e de inclinação resulta numa variação pequena de F_c , devido à baixa deformação sofrida pelo cavaco antes da ruptura.

A redução do ângulo de folga (ϕ_0): que, se reduzido, faz com que a força de corte aumente devido ao aumento de atrito entre a ferramenta e a peça. Obviamente, com o aumento de F_c sem variação da área da seção de corte, ocorre um aumento de K_s . Para ângulos de folga maiores que 5° , a influência sobre F_c diminui bastante.

Aumento de velocidade de corte até cerca de 50m/min, causa forte redução na força de corte (Figura 2.16) para todos os metais. Este efeito permanece até velocidades de corte de cerca de 100m/min para os materiais nos quais não ocorre APC, onde a força de corte se estabiliza.

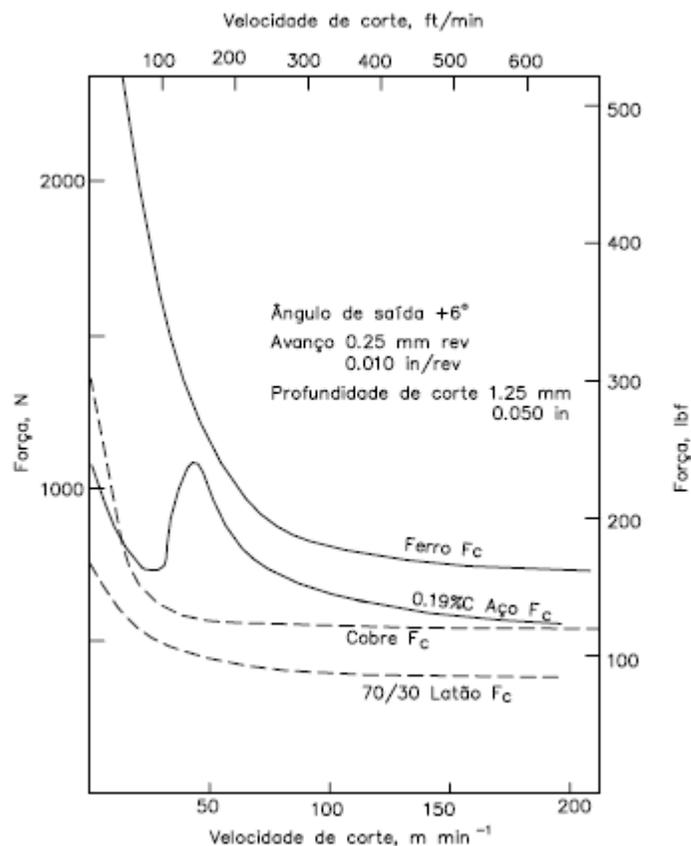


Figura 2.16 - Influência vc na força de corte para vários materiais (Fonte: Machado e Silva)

Fluido de corte – A ação do fluido de corte sobre a força de corte, pode se dar de maneiras diferentes, dependendo do efeito predominante.

Por um lado a ação lubrificante do fluido de corte diminui os esforços através da redução dos atritos presentes no corte, por outro a ação refrigerante causa um aumento na resistência ao cisalhamento do material, devido à redução de temperatura que, leva ao aumento dos esforços. Logo, a ação do fluido de corte está condicionado à ação predominante sobre o processo de corte.

Desgaste de ferramenta – O desgaste da ferramenta causa, devido ao aumento da área de contato cavaco-ferramenta, um aumento no atrito, que por sua vez acarreta o aumento da força de corte, como observado na Figura 2.17 (a).

Porém, este aumento pode não ser constante. Quando ocorre desgaste de flanco combinado com desgaste de cratera ocorre o predomínio, em diferentes momentos da vida da ferramenta, de um deles, que faz com que a força de corte varie de forma distinta. Como mostrado na figura 2.17 (b), o comportamento da força de corte em relação ao tempo de corte para uma operação onde ocorra desgaste de flanco combinado com desgaste de cratera.

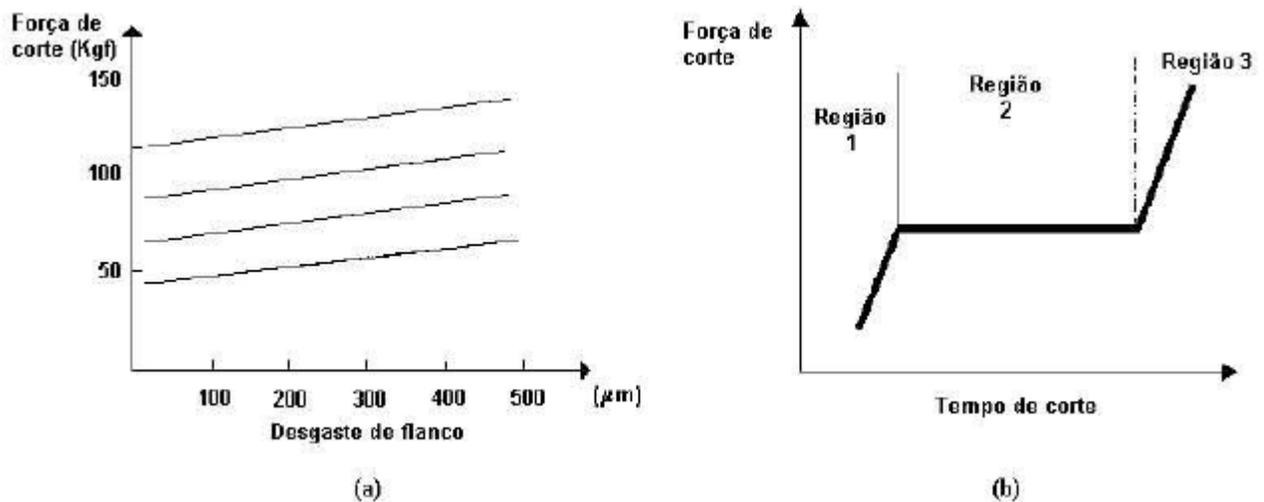


Figura 2.17 - (a) Efeito dos desgastes de flanco na força de corte para vários avanços; (b) efeito combinado dos desgastes de flanco e cratera na força de corte (Fonte: Diniz et. al. 2000)

Área de seção de corte (ap e f) - Entre as variáveis de processo citadas, o avanço e a profundidade de corte são as únicas que influenciam a área de contato (A). Pode ocorrer a queda da pressão específica de corte, especialmente devido ao aumento do fluxo lateral de cavaco

(constituído por parte do material deformado da peça que não se transforma em cavaco) causado pelo aumento do avanço (SHAW. 1996).

A força de corte é influenciada tanto pelo aumento de A quanto pela queda da pressão específica de corte, apresentando um crescimento não linear em função da área da seção de corte.

Conforme mostrado na figura 2.18, a variação das componentes da força de usinagem com a variação da seção de corte, onde se pode observar o aumento de F , em proporção menor que a direta.

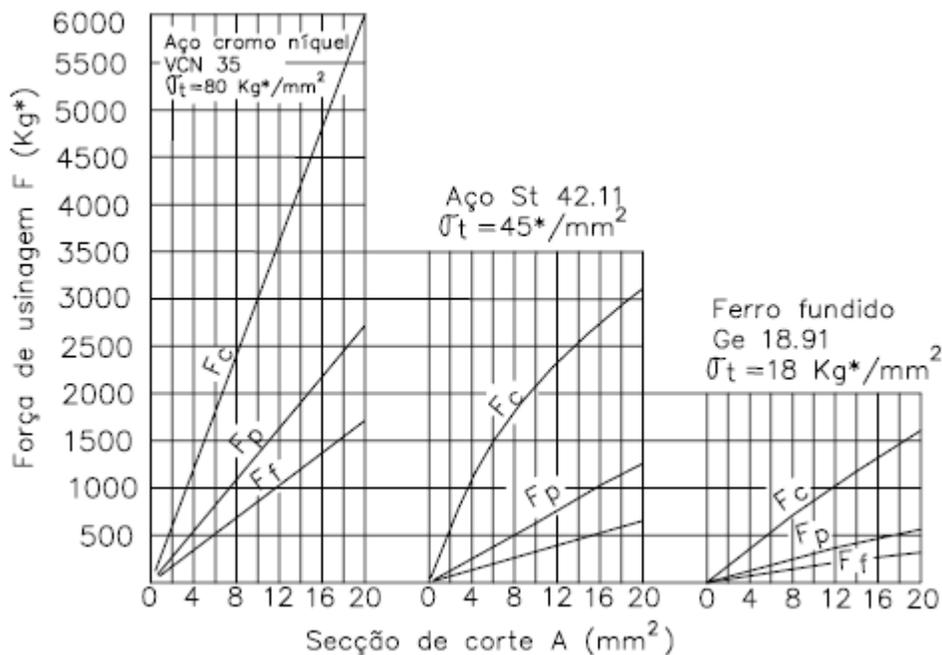


Figura 2.18 - Influência da seção de corte nas componentes da força de usinagem (Fonte: Ferraresi, 1970)

Fatores que afetam as forças de avanço e passiva.

As forças passivas e de avanço são influenciadas por vários dos fatores já citados.

Porém, alguns parâmetros, como a velocidade de corte e alguns ângulos da ferramenta, têm, sobre estas forças de usinagem, influências maiores do que sobre a força de corte.

Com o aumento da velocidade de corte, ocorre em F_f e F_p uma variação ainda maior do que aquela observada em F_c . Conforme mostrado na 2.19, estas forças apresentam queda até mesmo em velocidades nas quais F_c tende a se estabilizar (acima de 100m/min).

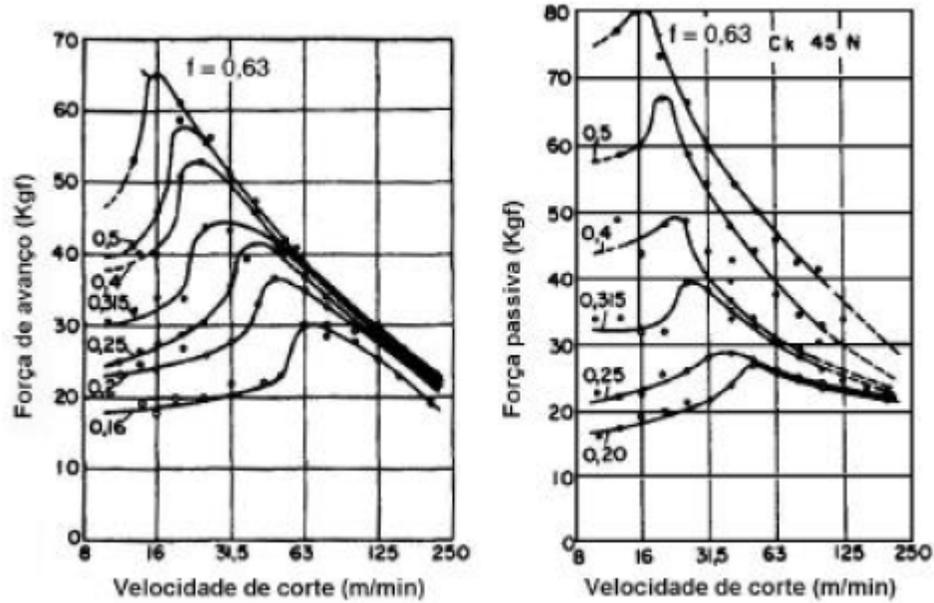


Figura 2.19 - Influência Vc nas forças de avanço e passiva (Fonte: Ferraresi,1970)

Quanto a geometria da ferramenta, os fatores mais influentes são os ângulos de posição (χ_r) e de inclinação (λ_s) e o raio de ponta. Na figura 2.20, a influência do ângulo de posição em F_f e F_p é evidente, com o crescimento do ângulo ocorre um aumento em F_f enquanto com F_p ocorre o contrário.

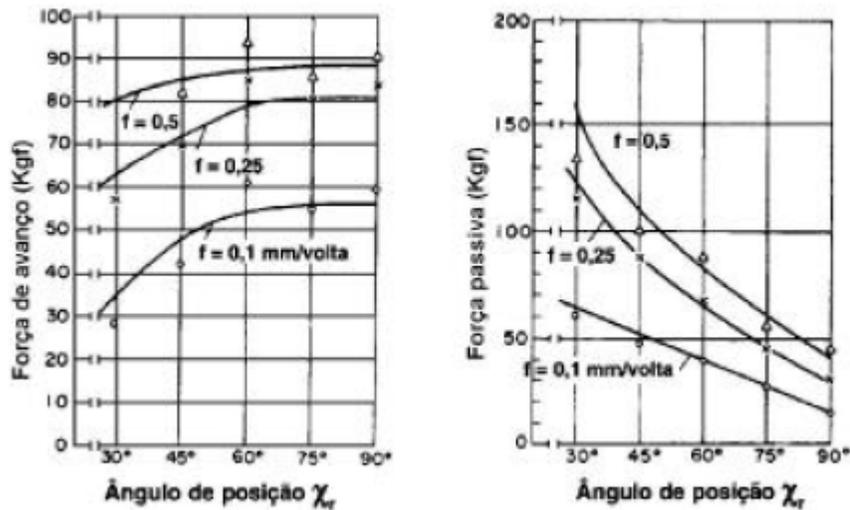


Figura 2.20 - Influência de χ nas forças de avanço e passiva (Fonte: Diniz et. al. 2000)

A variação do ângulo de inclinação reflete inversamente em F_p , fazendo com que esta

aumente quanto menor os valores assumidos (Figura 2.21).

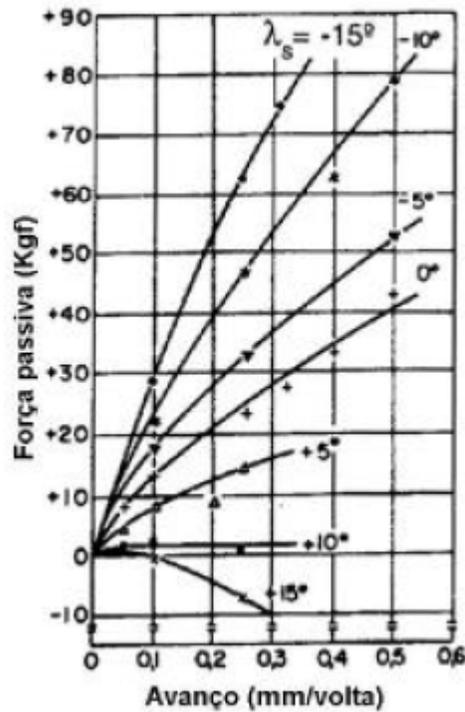


Figura 2.21 - Influência do ângulo de inclinação na força passiva (Fonte: Diniz et. al. 2000)

Quanto ao raio de ponta da ferramenta, pode ser observado na figura 2.22 que o aumento deste acarreta uma diminuição na força de avanço e um aumento substancial na força passiva.

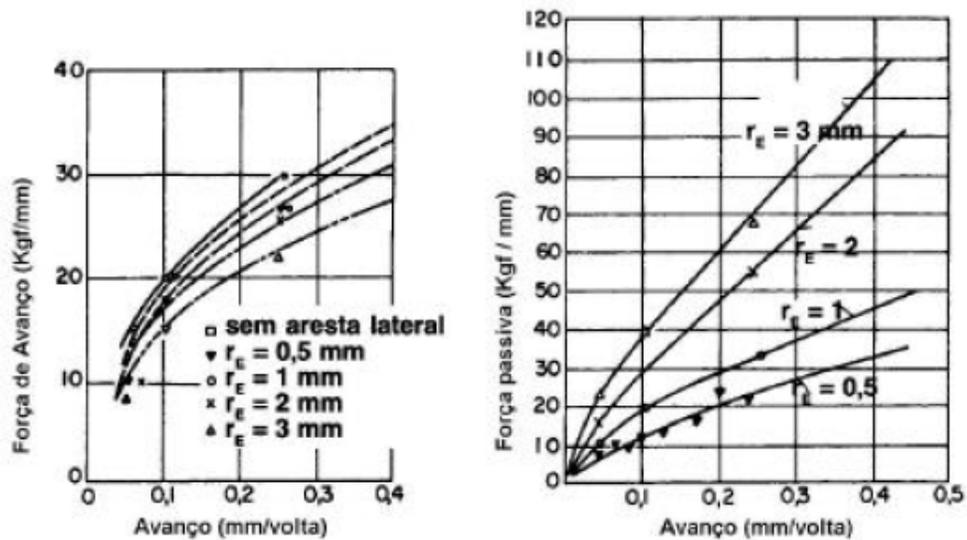


Figura 2.22 - Influência do raio de ponta de ferramenta nas forças de avanço e passiva (Fonte: Diniz et. al. 2000)

3 Procedimento Experimental

O experimento foi realizado no setor de usinagem do Eixo Comando na fábrica de motores Diesel MWM International, em Canoas/RS.

3.1 Eixo Comando

Na figura 3.1 visualiza-se o eixo comando que pesa aproximadamente 4,95 kg em bruto, possui comprimento de 540 mm e diâmetro de 55 mm máximo na região dos mancais.



Figura 3.1 - Eixo Comando

O eixo comando utilizado nos testes é destinado à fabricação do motor diesel ms 4.1 litros. A microestrutura especificada é ferro fundido cinzento perlítico com teor de ferrita menor

que 5% em sua matriz. A grafita deve apresentar características conforme a norma ASTM tipo A e B, tamanhos 4 a 6. A Tabela 3.1 apresenta as propriedades mecânicas exigidas.

Tabela 3.1 - Especificações de projeto constantes no desenho do eixo comando

Material	Norma	Resistência à Tração	Dureza do Eixo Comando em Regiões Diferentes.	
			Mancais	Cames
FC400	RES21FC02	300N/mm ²	229 a 285 HB	475 HV 30 mínimo

A classificação FC400 da norma da ABNT – NBR6589 determina algumas propriedades mecânicas:

- Resistência à tração e ao cisalhamento: 300N/mm² mínimo;
- Resistência à flexão: de 410 a 550 N/mm²;
- Resistência à compressão: de 820 a 1200 N/mm²;
- Dureza Brinell de pré-carga HB30; entre 200 e 260 HB;
- Módulo de elasticidade: entre 110000 e 140000 N/m²;

A norma RES21FC02, publicada em junho de 1996 pela Perkins, estabelece a composição química necessária para a fundição do eixo comando. Também faz referência à norma BSI 1452 (British Standards Institution, 1977) para os procedimentos de ensaio mecânico de tração, bem como as condições de tratamento térmico, requerido além de detalhes específicos da microestrutura. Nesta norma está especificado que o tratamento térmico é feito pelo aquecimento a 660 °C seguido de um esfriamento lento a uma taxa máxima de redução em 50 °C / h até chegar a 200 °C, onde segue posteriormente, a um resfriamento lento ao ar.

Na Tabela 3.2 é apresentada a orientação para a composição química do material do eixo comando segundo a RES.21. FC.02 (Perkins Engineering Standard, 1996). Nessa norma o fósforo e o enxofre têm seus limites estabelecidos, mas não possuem caráter obrigatório para os demais itens, (Perkins, 1996).

O eixo comando utilizado nos experimentos é de ferro fundido, FC400, conforme apresentado na tabela 3.2. As características do material foram fornecidas pela Fundição Mahle Mogi Guaçu fornecedora do componente, e mostra uma variação no Ce (Carbono equivalente) entre 3,10 e 3,50. Como estes valores são inferiores ao ponto eutético (4,3%) o material é considerado hipoeutético. A designação FC ou GG, provém da sua classificação em diferentes normas FC (ABNT) ou GG (DIN), seguidas de seu limite de resistência à tração (MPa ou bar), por exemplo: FC-400 ou GG30.

Na determinação da densidade do ferro cinzento foi utilizado o princípio de Arquimedes e obteve-se o valor de 7,35 kg/dm³.

Tabela 3.2 - Composição química do eixo comando

Composição	% em peso
Carbono Total	3,10 a 3,50
Silício	1,80 a 2,60
Manganês	0,50 a 0,90
Enxofre	Mx. 0,15
Fósforo	Mx. 0,20
Cobre	Mx. 0,60
Cromo	Mx. 0,60

A norma BSI 1452 de 1977 da British Standards Institution, estabelece os requisitos para retirada dos corpos de prova do eixo comando MS, visando à certificação do componente. De acordo com a análise metalográfica realizada, o material é um ferro fundido cinzento de grafita lamelar com matriz metálica do tipo perlítica. A grafita é da forma I, tipo A, tamanhos 4 e 5.

Conforme mostradas nas Tabelas 3.3 e 3.4, estas informam as características especificadas e encontradas após ensaios de dureza (HB) e tração para, os eixos comando fundidos.

Tabela 3.3 - Dureza Brinell (HB) do eixo comando

SUPERFÍCIE				NÚCLEO			
Mn.espec.	Mx.espec.	Mn.	Mx.	Mn.espec.	Mx.espec.	Mx.	Mx.
200HB	260HB	229HB	249HB	200HB	260HB	240HB	259HB

Tabela 3.4 - Resistência a tração do eixo comando (MPa)

Valor Mn.Especificado	Valor Mn.Medido	Valor Mx. Medido
200 MPa	222 MPa	240 MPa

3.1.1 Máquina-ferramenta

Para a realização dos ensaios, foi escolhido o torno que realiza a operação de desbaste dos diâmetros dos mancais, espiga e anel do eixo comando. Ele é um CNC Mori Seiki modelo ZL-25,25MC.Standard. É equipado com um motor de 18.5/15 kW de potência, limitado a 4500 rotações por minuto (rpm), por um período máximo de trabalho de trinta minutos de usinagem constante e torque de 459,93N.m conforme manual do fabricante e possui duas torres porta-ferramenta. Uma imagem da máquina, pode ser observada na figura 3.2. A fixação da peça é feita com o auxílio de um ponto com arraste e um contra ponto acionado hidraulicamente, cuja pressão pode variar entre 15 e 25 Bar conforme fabricante do torno. Os magazines ou porta ferramenta são denominados magazine 1 e 2. O percurso de deslocamento deste contra ponto é de aproximadamente 100 mm, dimensão suficiente para colocação e retirada do eixo comando do torno.

O torno é equipado com o comando Fanuc modelo MF-D6.

Na foto da figura 3.2, mostra-se uma vista frontal do torno.



Figura 3.2- Torno CNC Mori Seiki modelo ZL-25, 25MC-Standard e comando Fanuc modelo MF-D6

3.1.2 Equipamentos de medição utilizados

Diversos equipamentos foram necessários para obtenção dos dados e posterior análise de resultados. Para permitir ajustar os diâmetros usinados, dentro dos limites definidos, foi utilizado paquímetro digital centesimal; o relógio apalpador centesimal e o calibrador de boca passa / não passa. Na avaliação da rugosidade foi utilizado um rugosímetro. Para determinar o batimento dos diâmetros, foi utilizada uma máquina de medição de eixo comando conforme foto da figura 3.3.

Este equipamento está localizado no Laboratório de Metrologia da empresa e possui Certificado de Calibração conforme norma NBR ISO/IEC 17025.



Figura 3.3 - Máquina de medição de eixo comando

3.1.3 Fresamento das faces e furação dos centros do eixo comando

Antes do torneamento dos diâmetros do eixo, faz-se necessário realizar a preparação das faces para fixação no torno, que serão utilizadas como guias em todas as operações de torneamento e retificação subsequentes. Essas operações são feitas em uma fresadora / centradeira Endomatic.

Esta máquina é composta de dois cabeçotes que efetuam o fresamento das faces e a furação dos centros.

A localização do eixo comando dá-se através, de um centralizador hidráulico localizado entre os cabeçotes.

Na operação de fresamento são removidos 3 mm de sobremetal em cada extremidade .

3.1.4 Torneamento do diâmetro da espiga, anel e mancais do eixo comando

A usinagem do diâmetro da espiga, anel e dos três mancais do eixo comando é realizada no torno CNC Mori Seiki modelo ZL-25.

O eixo comando é fixado e guiado, através dos furos de centros das faces (vide figura 3.4).

A denominação dos cinco diâmetros a serem usinados é: diâmetro da espiga, diâmetro do anel, diâmetro do primeiro mancal, diâmetro do mancal central e diâmetro do terceiro mancal.

O sobremetal dessas operações varia de 3,9mm a 4,1 mm, conforme especificação no desenho do produto.

Esta especificação menciona ainda, que o eixo comando bruto, pode ser fornecido, com empenamento de até 0,8mm e batimento nos mancais até 1,6mm.

Como esses valores são elevados, há limitações nos parâmetros de corte utilizados atualmente, em função da pouca rigidez do contra ponta e arrastador, ocasionando em alguns eixos produzidos, variação dimensional e quebra do inserto durante a usinagem.

São utilizadas 3 ferramentas para se usinar estes 5 diâmetros, e efetuar chanfros em suas extremidades, a fim de não se deixar nenhum tipo de rebarba.

A primeira ferramenta é um inserto DCMT 11T308 PM5 WAK Walter, montado em um suporte porta ferramenta SDJCR 2525-M11 da Sandvik.

Esta ferramenta desbasta os 5 diâmetros removendo entre 3,40mm a 3,6mm de profundidade de corte (ap).

A velocidade de corte (vc) utilizada nesta operação é de 200m/min. e o avanço (fn) de 0,3mm/rot.

A vida deste inserto atualmente é de aproximadamente 40 eixos produzidos por aresta, que resulta em torno de 5 minutos de usinagem.

A segunda ferramenta é um inserto SNMG 120408 KM3015, montado em um suporte

porta ferramenta PSDNN 2525-M12, ambos da Sandvik.

Esta ferramenta chanfra (2,0 a 3,0 mm x 45°) os cinco diâmetros.

A velocidade de corte (v_c) utilizada nesta operação é de 245m/min. e o avanço (f_n) é de 0,3mm/rot.

A vida destes insertos é de 80 peças por aresta, resultando em torno de 10 minutos de usinagem.

A terceira ferramenta é um inserto DCMT 11T304 UF 4015, montado em um suporte SDJCR 2525-M11, ambos da Sandvik.

Esta ferramenta acaba os 5 diâmetros removendo entre 0,3mm a 0,5mm de profundidade de corte (a_p).

A vida destes insertos é de 60 peças por aresta, resultando em algo em torno de 7,5 minutos de usinagem.

A velocidade de corte (v_c) utilizada nas operações de acabamento dos cinco diâmetros usinados é de 220m/min. e o avanço (f_n) é de 0,2mm/rot.

Estas operações de usinagem são feitas com refrigeração interna convencional, sem utilização de bomba de alta pressão.

O fluido de corte utilizado é o Ecocool MH 1000, da Fuchs em concentrações de 6 a 8%, medido com refratômetro Tago Brix 32%.

Os insertos são trocados quando o desgaste de flanco (V_B) atinge 0,3mm. Para fins práticos, foi feita uma conversão desse desgaste em número de eixos produzidos.

O desgaste de flanco (V_B) afeta a posição da aresta e a geometria da pastilha. Após certa quantidade de desgaste, o atrito crescente da ferramenta contra a superfície usinada, deteriora o desempenho da aresta. A causa principal é o mecanismo de desgaste abrasivo e o efeito aumenta, com velocidades de corte (v_c) mais altas.

A medição desse desgaste é feita com uma lupa com ampliação de 8x.

A fixação do eixo comando para sua usinagem da espiga; do anel e dos mancais, é realizada entre pontas conforme mostrado na figura 3.4.

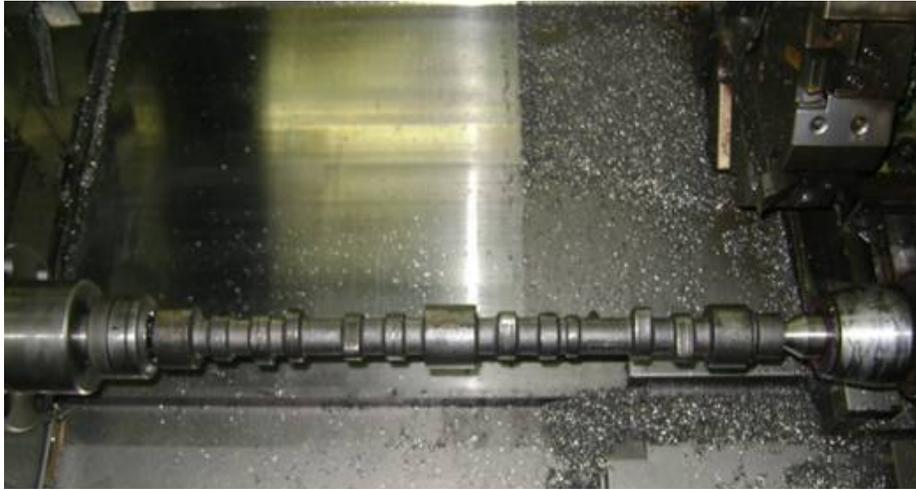


Figura 3.4 - Fixação do eixo comando para usinagem da espiga; do anel e dos mancais

A rugosidade média (R_a) alcançada nos diâmetros após a usinagem em torneamento varia ao longo da vida da ferramenta.

Conforme medição dimensional e de desgaste de flanco (V_B) dos inserts utilizados, houve variação dos valores encontrados de rugosidade nos diâmetros usinados.

A medição da espiga e do anel apresentou valores de rugosidade média (R_a) iniciais de $5,1 \mu\text{m}$ e finais de $5,88 \mu\text{m}$ e dos batimentos entre $0,08\text{mm}$ a $0,1\text{mm}$.

Também foram medidos os batimentos da espiga e do anel, que apresentavam valores entre $0,08\text{mm}$ e $0,1\text{mm}$.

A rugosidade média (R_a) nos mancais apresentou valores iniciais, que variaram de $5,25 \mu\text{m}$ e final de $6,2 \mu\text{m}$ no primeiro mancal rugosidade inicial de $5,28 \mu\text{m}$ e final de $6,3 \mu\text{m}$ no terceiro mancal.

No mancal central obteve-se, valores de rugosidade média (R_a) iniciais de $5,45 \mu\text{m}$ e final de $6,5 \mu\text{m}$.

Foram medidos os valores de batimentos dos mancais e encontrados os valores de $0,08\text{mm}$ e $0,12\text{mm}$ para o primeiro e terceiro mancal.

Para o segundo mancal ou o mancal central, os valores encontrados foram de $0,1\text{mm}$ a $0,15\text{mm}$.

Observou-se que os valores medidos de rugosidade média (R_a) e batimento para o

segundo mancal ou mancal central, apresentaram valores superiores em comparação aos medidos na espiga; no anel; no primeiro e terceiro mancal.

Os valores máximos de rugosidade média (Ra) e batimento especificado em desenho para o diâmetro da espiga; do anel; do primeiro mancal; do segundo mancal ou mancal central e o do terceiro mancal do eixo comando são mostrados conforme a Tabela 3.5.

Tabela 3.5 - Valores máximos de rugosidade média (Ra) e batimento para as características de diâmetro da espiga, anel e mancais

Característica	Rugosidade média (Ra)	Batimento (mm)
Diâmetro da Espiga	0,8 μ m	0,025
Diâmetro do Anel	0,8 μ m	0,025
Diâmetro do Primeiro Mancais	0,4 μ m	0,025
Diâmetro do Segundo Mancais	0,4 μ m	0,025
Diâmetro do Terceiro Mancais	0,4 μ m	0,025

Estas dimensões dentro dos valores especificados para eixos comandos são conseguidas atualmente no processo de retificação. O diâmetro da espiga; do anel e o do primeiro mancal, são retificados em uma retificadora cilíndrica CNC Zema NUMERIKA G-1500, conforme mostra a figura 3.5.

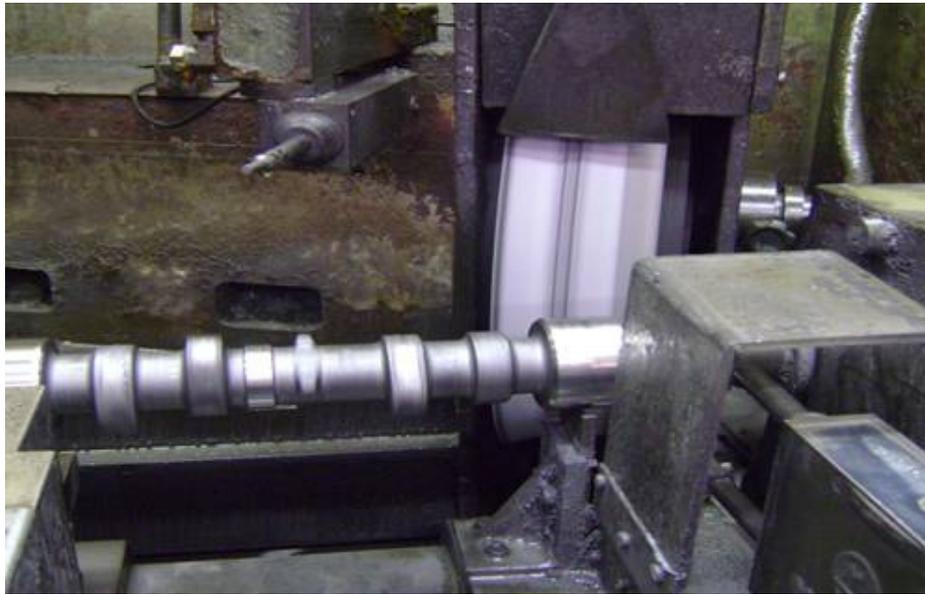


Figura 3.5 - Retificadora cilíndrica CNC Zema NUMERIKA G-1500

O segundo mancal ou mancal central é retificado em uma retificadora cilíndrica Vigorelli conforme mostrado na figura 3.6.

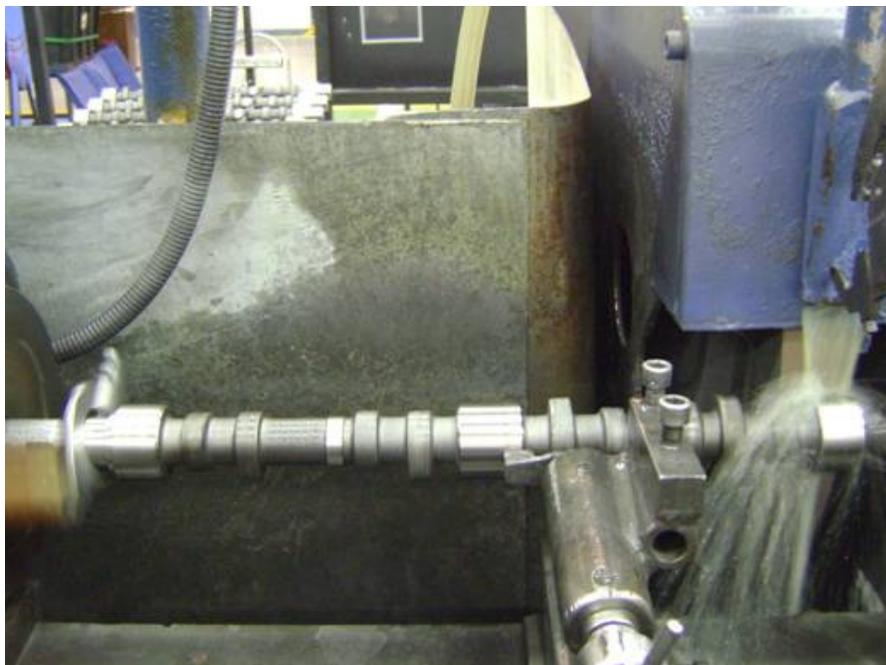


Figura 3.6 - Retificadora cilíndrica Vigorelli

O sobremetal removido nas operações de retificação na espiga; no anel e no primeiro mancal, estão entre 0,1mm e 0,12mm.

A quantidade de material removido nas operações de retificação do segundo mancal ou mancal central e o do terceiro mancal estão entre 0,08 e 0,1mm.

Observou-se que vários eixos, recebidos da Fundação Mahle Mogi Guaçú, apresentaram batimento alto ocasionando choques durante a usinagem.

Esses choques geraram desgaste da aresta de corte, vibrações, quebra de insertos e conseqüente piora na rugosidade dos diâmetros usinados.

A vibração ocorre principalmente, quando se usina o diâmetro do segundo mancal ou mancal central, em função do grande comprimento do eixo comando, que é fixado nas extremidades por um contra ponta com arraste na face dianteira e outro contra ponta na face traseira, sem nenhum tipo de mancalização ou sustentação, favorecendo sua flambagem.

As vibrações são movimentos oscilatórios de massas em sistemas dotados de massa e amortecimento, sujeitas a forças oscilantes. No caso em estudo, as condições necessárias para que ocorram vibrações é basicamente, a possibilidade de deslocamento radial do eixo comando, durante a usinagem e as forças de corte agindo.

Conforme mostrado na figura 3.7 o posicionamento da espiga; do anel; e dos mancais, no eixo comando.

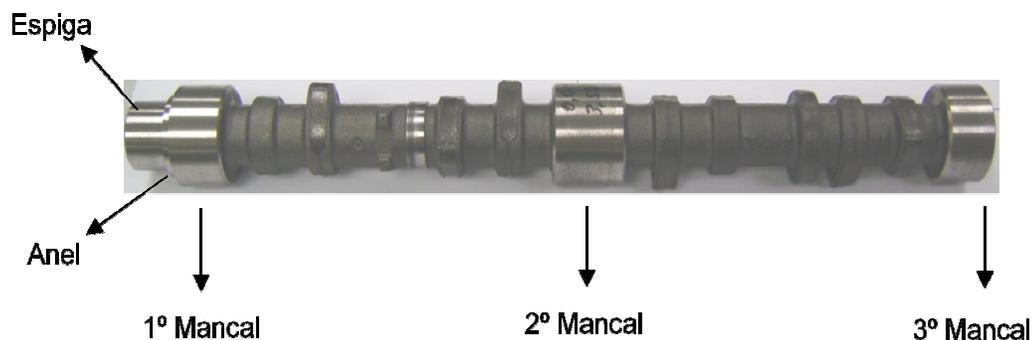


Figura 3.7 - Posicionamento da espiga; do anel; e dos mancais; no eixo comando

4 Ensaios Preliminares

Observou-se preliminarmente que o sistema de fixação e arraste, não apresentava rigidez suficiente para manter o eixo comando, estável quando da atuação das forças de corte durante a usinagem.

Com o aumento das velocidades de corte (v_c) durante os ensaios, alguns eixos giraram no sistema de arraste, ocasionando variação dimensional nos diâmetros usinados.

Este primeiro sistema de fixação e arraste era constituído de um contra ponta, que possuía um pino central para posicionar o eixo comando; um pino de arraste que visava dar maior rigidez durante a fixação do eixo e cinco fixadores que atuavam como compensadores de pressão hidráulica como mostrado na figura 4.1.



Figura 4.1 - Sistema inicial de fixação e arraste do contra ponta

Este sistema de compensação de pressão hidráulica dos pinos apresentou vazamentos internos, que por sua vez, geravam variação no posicionamento das cotas usinadas ao longo do comprimento.

Tais variações no comprimento se deram devido, a perda de referência da face do eixo comando.

Muitas tentativas para corrigir estes vazamentos internos dos fixadores, foram efetuadas.

Foi feita a substituição dos reparos e ajustes nos deslocamentos desses pinos, ação que apresentou uma pequena melhora do problema. Além disso, reduziu-se a velocidade de corte (vc) e de avanços, a fim de se amenizar os esforços que atuavam no sistema de arraste do contra ponta.

Contudo constatou-se que depois de 25 eixos comando produzidos, esses voltam a apresentar variação dimensional nas cotas do comprimento, provavelmente em função do desgaste da ferramenta, que acarretava aumento dos esforços de corte.

Como esse contra ponta, apresentava seguidos problemas de fixação e localização dos eixos comando produzidos, limitando inclusive a produtividade do processo, optou-se pela substituição do mesmo.

O novo sistema implantado, foi o de contra ponta com Arrastador Frontal CoA tipo 680-50 marca ROHM modelo K110 H, com disco de arraste na face frontal e compensador de pressão hidráulico.

Será feita uma breve descrição desse sistema de fixação, bem como e de suas vantagens, haja vista que depois da alteração desse sistema, os eixos comando não apresentaram mais variações dimensionais significativas, nos diâmetros, nas cotas dos comprimentos dos chanfros e total do eixo.

4.1 Novo sistema de arraste e fixação do eixo comando

No novo sistema implantado a compensação de pressão hidráulica faz com que a força de fixação seja uniforme, mesmo quando a superfície frontal da peça a ser usinada não é regular.

As garras de arraste após receberem a pressão axial, ajustam-se a superfície, ficando o diâmetro da peça a ser usinada, livre para qualquer operação. Isso, a fim de se tentar garantir, precisão de giro e posicionamento bem como se eliminando a necessidade de virar o eixo e fixá-lo novamente.

Uma ilustração do sistema pode ser observada na figura 4.2.



Figura 4.2 - Arrastador frontal CoA tipo 680-50 marca ROHM modelo K110 H

Durante a usinagem dos eixos comando, verificou-se que em função do batimento extremamente alto entre 0,4mm e 1,3mm, vários insertos foram substituídos por avarias, tendo vida bastante reduzida.

Para uma avaliação preliminar do batimento das peças antes da usinagem, 150 eixos comando brutos, foram faceados e foram feitos seus furos de centro.

Posteriormente essas peças brutas, foram medidas na máquina de medição de eixos comando, utilizando-se uma base magnética com relógio comparador, este último com precisão de 0,1mm, conforme mostrado na figura 4.3.



Figura 4.3 - Máquina de medição de eixos comando

Foi medido o batimento da espiga; do anel; dos mancais.

O gráfico da figura 4.4 mostra os valores encontrados na medição do batimento da espiga.



Figura 4.4 - Eixo Comando - Espiga

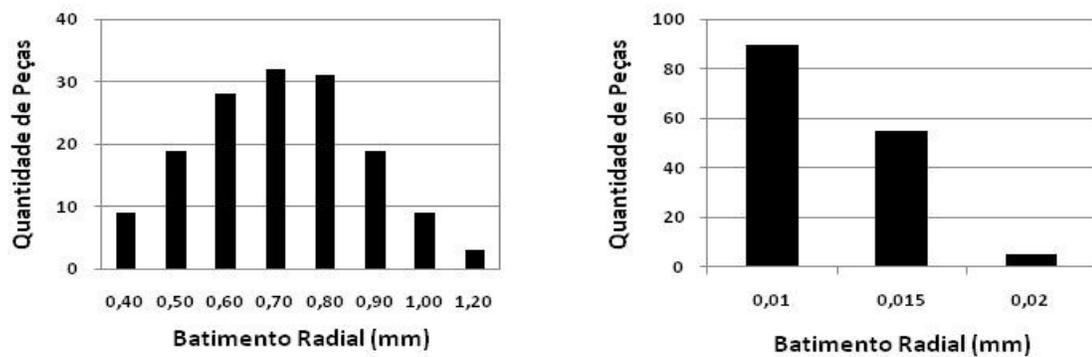


Figura 4.5 - Valores encontrados na medição de batimento da espiga

Conforme mostrado na figura 4.5, pode-se observar que o batimento medido no diâmetro da espiga, apresentou valores entre 0,4 mm e 1,2 mm antes do torneamento e 0,01mm a 0,05mm após o torneamento.

Nota-se não só que o valor do batimento foi da ordem de 10 vezes, mas a dispersão dos valores apresentados também se reduziu.

Nota-se que o batimento é elevado nos eixos fornecidos pela fundição, em função da faixa de tolerância para peças brutas ser extremamente alta.

Por outro lado, o batimento após o torneamento apresenta valores baixos entre 0,01mm a 0,05mm, pois 86% da peças verificadas apresentaram batimento até 0,03 mm.

Valor ainda elevado para a engenharia de produto que exige batimento radial máximo de 0,025 mm. Com isso, 63% das peças torneadas satisfariam essa tolerância.



Figura 4.6 – Eixo Comando - Anel

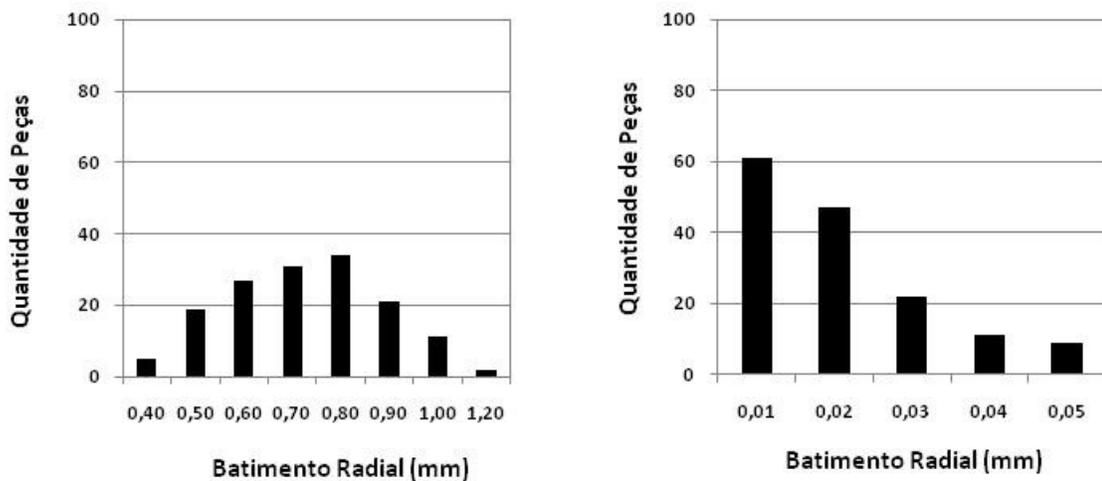


Figura 4.7 - Valores encontrados na medição de batimento para o anel antes e após o torneamento

Conforme mostrado na figura 4.7, pode-se observar que na medição do batimento do

diâmetro do anel em bruto, foram encontrados valores entre 0,4 mm e 1,2 mm e do anel torneado, entre 0,01 mm e 0,05 mm. A usinagem do anel apresentou resultados semelhantes ao da espiga, com variações antes e após torneamento muito parecidas.

Basta observar que novamente, 86% das medidas situam-se abaixo de 0,03 mm de batimento.

A usinagem do anel apresentou resultados levemente superiores, pois os dois picos em termos de quantidade de peças são para batimentos de 0,01 mm e 0,02 mm, enquanto para a espiga esses picos ocorreram em 0,02 mm e 0,03 mm.

Esse resultado já era esperado, haja vista que ambos apresentam posição próxima no eixo, portanto, rigidez semelhante. Nesse caso, 72% dos eixos atenderiam a exigência da engenharia do produto para essa característica, a saber, 0,025 mm para batimento radial.



Figura 4.8 – Eixo Comando – 1º Mancal

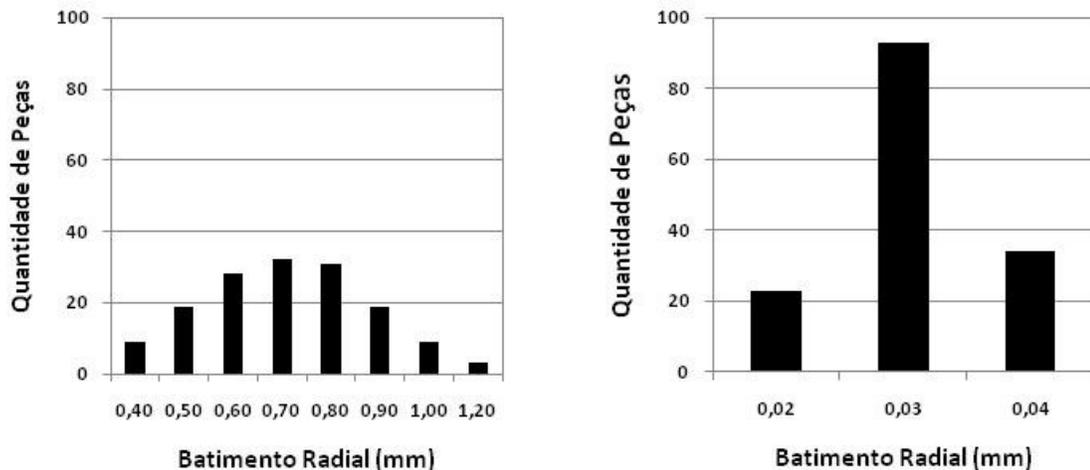


Figura 4.9 - Valores encontrados na medição de batimento do primeiro mancal antes e depois do torneamento

Conforme mostrado na figura 4.9, pode-se observar que a medição do batimento do

diâmetro do primeiro mancal, apresentou valores entre 0,4 mm e 1,2 mm bruto e entre 0,02 mm e 0,04 mm após o torneamento. O primeiro mancal apresenta uma característica diferente em relação à espiga e ao anel, a saber, o batimento apresenta menor dispersão, porém média mais alta.

Observa-se novamente que o torneamento foi bastante efetivo na redução do batimento radial, diminuindo o valor em até 30 vezes, se for comparados os valores maiores de cada situação.

Cabe lembrar que mesmo com essa melhora, apenas 15% dos eixos estariam de acordo com a exigência da engenharia do produto em termos de batimento radial, cujo valor é 0,025 mm, como mencionado anteriormente.

Conforme mostrado no gráfico da figura 4.11 os valores encontrados na medição do segundo mancal ou mancal central.



Figura 4.10 – Eixo Comando – 2º Mancal

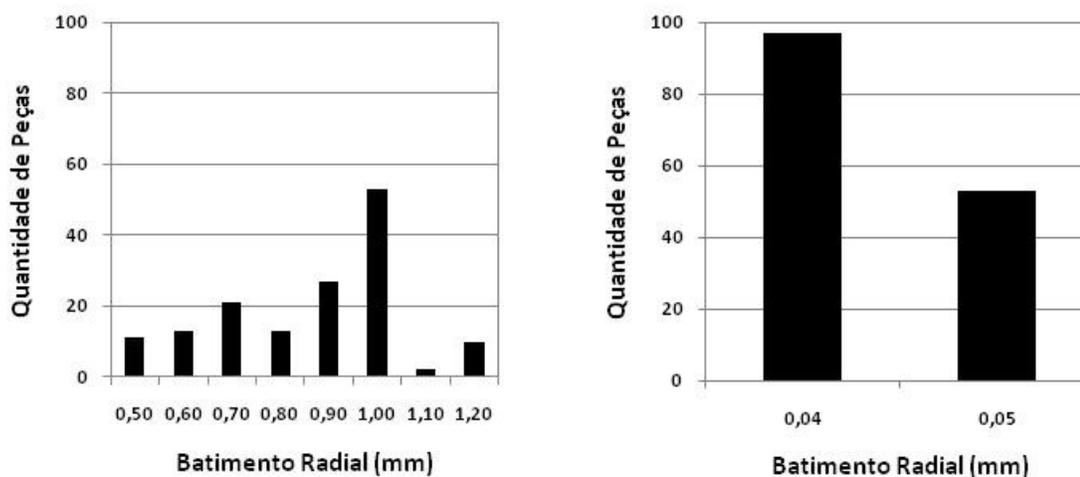


Figura 4.11 - Valores encontrados na medição de batimento do segundo mancal ou mancal central antes e após o torneamento

Conforme mostrado na figura 4.11, pode-se observar que a medição do batimento do segundo mancal ou mancal central, foram encontrados valores entre 0,5 mm e 1,2 mm bruto e entre 0,04 mm e 0,05 mm após o torneamento.

Novamente, tanto a dimensão quanto a dispersão dos valores diminuiu, porém, nesse caso essa diminuição foi insuficiente para atender a especificação da engenharia de produto.

Essa especificação é de batimento radial máximo igual a 0,025 mm, ou seja, nesse caso, 100% das peças seriam rejeitadas.

Esse valor mais elevado entre 0,04mm a 0,05mm para batimento radial também era esperado, já que o segundo mancal localiza-se praticamente no centro do eixo, apresentando a menor rigidez dentre os diâmetros torneados.

Além disso, observa-se que as distribuições anteriores assemelhavam-se a uma normal, diferente do que ocorreu na figura 4.11.

Isso pode ser indício de que esse processo apresenta causas especiais, não estando sobre controle estatístico.

Conforme mostrado na figura 4.13, os valores encontrados na medição do terceiro mancal.



Figura 4.12 – Eixo Comando – 3º Mancal

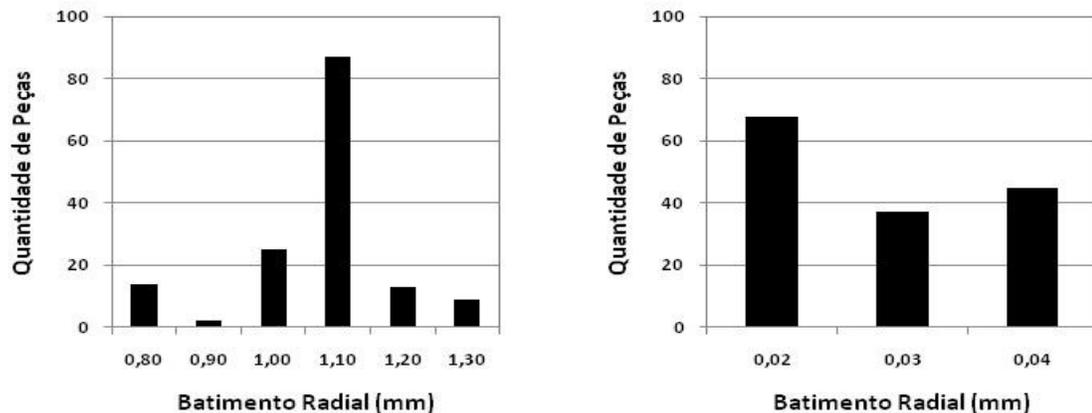


Figura 4.13 - Valores encontrados na medição de batimento do terceiro mancal antes e após o torneamento

Na figura 4.13 pode-se observar que na medição do batimento do diâmetro do terceiro mancal bruto foram encontrados valores entre 0,8 mm e 1,3 mm.

Após o torneamento essas medidas ficaram entre 0,02 mm e 0,04 mm. Novamente os valores diminuiram tanto em dimensão quanto em dispersão.

O terceiro mancal apresentou um comportamento diferente, pois a dispersão foi menor em relação às demais medidas, exceto o segundo mancal.

Nesse caso os dois extremos não apresentaram peças. Vale lembrar que o terceiro mancal fica próximo a uma extremidade da peça, que no caso, é apoiada por um contra ponta, sendo, portanto, pouco suscetível à deflexão.

Nesse caso, 45% das peças atenderiam à especificação de engenharia de produto. Destes 150 eixos medidos, 87 apresentaram batimento de 1,1 mm (58%).

Entre os valores de 0,9 mm e 1,3 mm, foram encontrados 136 eixos (90,66%).

5 Resultados e Discussão

Nesse item serão apresentados os resultados e a discussão dos mesmos, relacionado aos experimentos realizados, bem como as melhorias implementadas no ambiente fabril, para realização desses experimentos.

5.1 Implantação do sistema de pré-calibração para usinagem do eixo comando

Como os valores de batimento dos diâmetros a serem usinados no eixo em bruto eram altos entre 0,4mm a 1,3mm, foi alterado o processo de usinagem a fim de diminuir estes valores.

O programa de usinagem no torno foi alterado, reduzindo a quantidade de material removido em cada passe na operação de desbaste para todos os diâmetros usinados; isso foi feito com a adição de mais um passe da ferramenta.

Esse material removido passou de 3,4 mm a 3,6 mm para 1,7 mm a 1,8 mm por passe.

A velocidade de corte (200 m/min) foi mantida, mas o avanço diminuído de 0,3 mm/rot. para 0,2 mm/rot. Essa ação visou diminuir o carregamento sobre a ferramenta, reduzindo a probabilidade de avaria da mesma.

A ferramenta utilizada foi alterada para essa operação, com o aproveitamento daquela utilizada para se chanfrar os diâmetros usinados, (suporte PSDNN 2525-M12 e o inserto SNMG 120408 KM 3015 ambos da Sandvik).

A agudeza da aresta, a geometria positiva da ferramenta e um ângulo de posição menor ajudam a impedir a formação de tensão no material.

Todos os 150 eixos comando, onde foram feitas medições dos batimentos dos diâmetros

brutos, foram posteriormente usinados, utilizando para a operação de desbaste, dois passes da ferramenta.

Pode-se concluir que com a implantação do sistema de pré-calibração para usinagem do eixo comando, houve uma redução acentuada dos valores de batimento medidos, em todos os diâmetros usinados.

Para as dimensões encontradas na espiga; no anel e no segundo mancal ou mancal central, houve uma redução dos valores máximos do batimento de 1,2mm para 0,05mm.

Para as dimensões encontradas no primeiro mancal e no terceiro mancal, houve redução dos valores máximos do batimento de 1,2mm para 0,04mm.

Mesmo com a redução significativa alcançada com a implantação do sistema de pré-calibração para a usinagem do eixo comando, os valores medidos não foram suficientes para atender as especificações dimensionais.

A especificação de batimento máximo, estabelecida pelo departamento de engenharia de produto, para o diâmetro da espiga, do anel e dos mancais é de 0,025mm. Com a pré-calibração, a porcentagem das peças atendendo a essa especificação é de 63%, 72%, 15%, 0% respectivamente, nota-se que essa porcentagem não é aceitável. Caso a engenharia do produto alterasse essa tolerância para 0,03mm, essas porcentagens passariam para 86%, 87%, 77%, 0% e 71%, muito melhor, mas ainda inaceitável. Nesse momento, isso indica que é necessário o processo de retificação para corrigir a circularidade dos diâmetros em questão.

A fim de se conseguir resultados aceitáveis de batimento radial, nos diâmetros usinados, fez-se necessário “mancalizar” o eixo comando, em função do seu comprimento e falta de apoio quando da usinagem do segundo mancal, pois devido à atuação das forças de corte, ocorria deflexão do eixo comando. A rugosidade também foi medida nesses ensaios, mas como o batimento radial já apresentou resultados ruins, essa medida não foi apresentada aqui. Optou-se por tentar resolver o problema do batimento radial que era mais crítico em função do balanço apresentado pela usinagem do segundo mancal.

A forma escolhida para “mancalizar” o eixo, foi à implantação de uma luneta hidráulica móvel, fixada na segunda torre do torno.

Ressalta-se que para isso foi recuperada uma luneta que veio como acessório da máquina.

Atualmente a segunda torre do torno, não é utilizada para a montagem de ferramentas, haja vista que a primeira torre, comporta a quantidade de ferramentas necessárias para a usinagem completa do eixo comando.

A primeira torre dispõe de dez posições para montagem de ferramentas.

A segunda torre do torno dispõe de um sistema para fixação e alimentação hidráulica da luneta.

Para a fixação da luneta hidráulica móvel, foi instalada e fixada uma flange, por 4 parafusos Allen M12 e uma chaveta entre essa flange e a segunda torre.

Conforme mostrado na figura 5.1, a fixação da flange na segunda torre do torno, ainda sem a luneta hidráulica móvel.

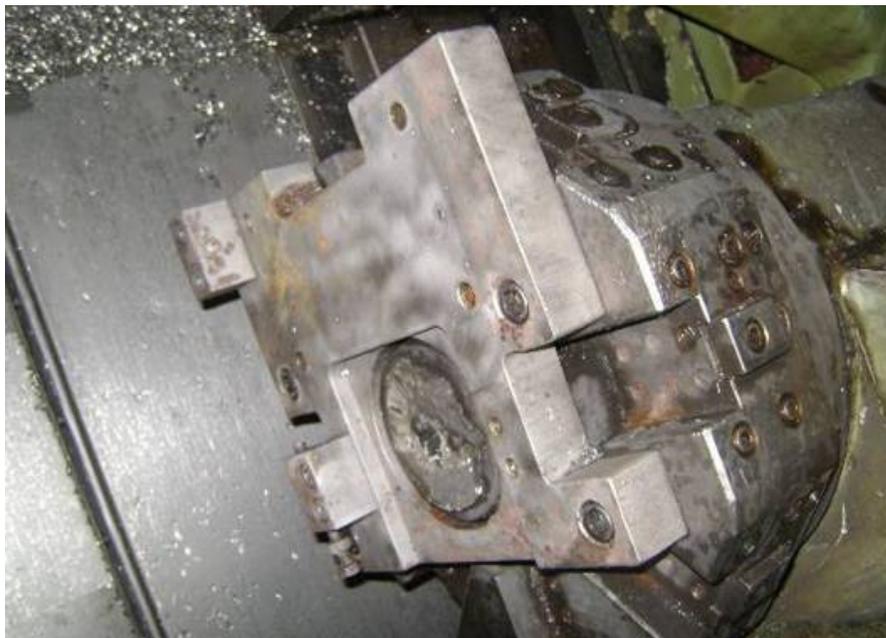


Figura 5.1 - Flange fixado na segunda torre do torno

Projeto, construção, montagem, instalação, sincronização e programação da luneta hidráulica móvel.

A fim de se diminuir os valores de batimento, em todos os diâmetros usinados e garantir uma maior rigidez na fixação do eixo comando, houve o desenvolvimento um projeto de modificação dos componentes internos e externos, do sistema de localização e posicionamento da luneta hidráulica móvel.

Projeto para alteração e confecção de componentes internos e externos da luneta hidráulica móvel, foi desenvolvido internamente pelos profissionais da MWM International Motores.

A luneta hidráulica móvel foi desmontada, retirada as oxidações, limpa com a utilização de óleo diesel, substituídas as molas internas, os anéis raspadores e revisado todo o sistema de acionamento dos braços localizadores.

Os braços localizadores foram alterados, para permitir alterar a largura dos rolamentos que são fixados, fazendo com que estes rolamentos quando acionados, permitissem localizar um diâmetro mínimo de 32 mm.

Como o eixo comando é fornecido bruto pela fundição, havia a necessidade de se usinar um diâmetro, para a pega ou localização da luneta hidráulica móvel.

Em função dos oito cames, dos três mancais, havia limitação de espaço para posicionamento dos rolamentos dos braços localizadores, não podendo ultrapassar 24 mm na largura, pois haveria colisão destes braços com o eixo comando.

Conforme mostrado na figura 5.2, o projeto de alteração dos braços localizadores da luneta hidráulica móvel.

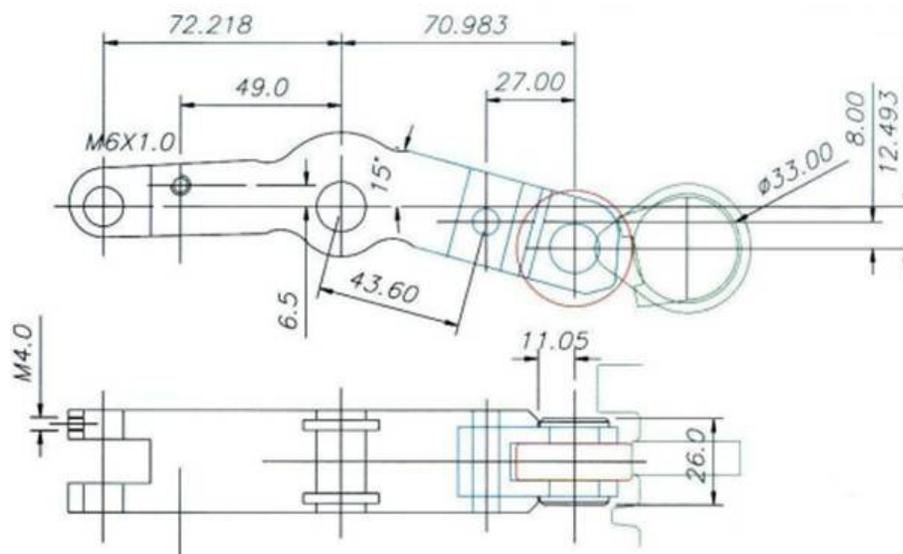


Figura 5.2 - Projeto de alteração dos braços localizadores da luneta hidráulica móvel

Os rolamentos utilizados eram blindados, evitando a entrada de cavaco e óleo refrigerante

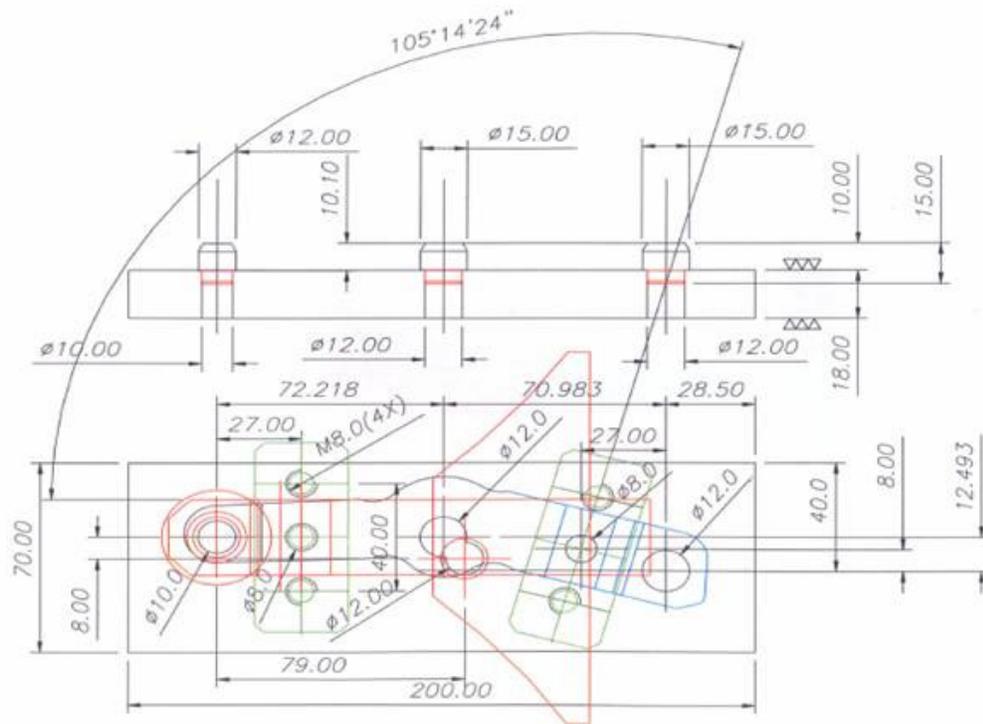


Figura 5.4 - Projeto de dispositivo para montagem de rolamento nos braços localizadores da luneta hidráulica móvel



Figura 5.5 - Dispositivo especial de montagem dos rolamentos nos braços localizadores na luneta hidráulica móvel

O desenho da figura 5.6 e a da figura 5.7, mostra o projeto e os braços localizadores com os rolamentos blindados montados.

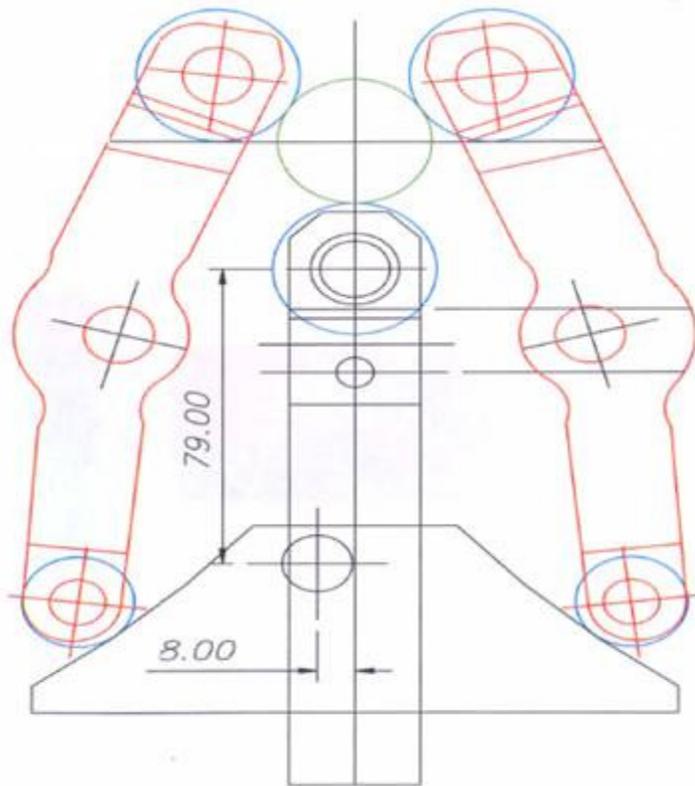


Figura 5.6 - Projeto dos braços localizadores da luneta hidráulica móvel, “mancalizando” eixo comando



Figura 5.7 - Braços localizadores com rolamentos blindados montados

Após a montagem dos rolamentos nos braços localizadores, estes foram fixados na luneta hidráulica móvel. Conforme mostrada na figura 5.8, a luneta hidráulica móvel pré- montada e

testada, prestes a ser montada na segunda torre do torno.



Figura 5.8 - Luneta hidráulica móvel pré-montada e testada, aguardando montagem na segunda torre

A luneta hidráulica móvel depois de revisada e alterados os braços localizadores, foi montado no flange que está fixada na segunda torre.

O sistema hidráulico responsável pelo giro da segunda torre foi utilizado para o acionamento, dos braços localizadores da luneta hidráulica móvel.

A pressão hidráulica usada para acionamento, dos braços localizadores da luneta hidráulica móvel foi de 5 MPa (Bar), conforme recomendação técnica do fabricante do equipamento.

Conforme mostrada na figura 5.9, a luneta hidráulica móvel montada, na segunda torre do torno.



Figura 5.9 – Luneta hidráulica móvel montada na segunda torre do torno

Em função da instalação da luneta hidráulica móvel na segunda torre do torno, foi elaborado um programa CNC específico para movimentação e deslocamento desta torre tanto para o eixo x, quanto para o eixo z.

Este programa também foi responsável pelo sincronismo da abertura e fechamento dos braços localizadores da luneta hidráulica móvel.

No instante em que o CNC estivesse lendo e executando a linha de programação da primeira torre, deveria haver uma sincronização entre as linhas de programação das duas torres.

Dessa forma, haveria a movimentação da segunda torre no eixo z, que ficaria posicionada com os braços localizadores abertos, aguardando a leitura da próxima linha de programação.

Em seguida haveria a leitura da próxima linha de programação, ocorrendo à movimentação da torre e a luneta hidráulica móvel, no sentido vertical o eixo x.

Os braços localizadores que se encontram abertos até esse deslocamento, se fecham “mancalizando” o diâmetro determinado.

O diâmetro escolhido para servir de “mancalização” para a luneta hidráulica móvel foi o diâmetro de 34 mm por 10 mm de comprimento, posicionado a 145,2 mm da face do anel.

O diâmetro de 34 mm do eixo comando, escolhido para “mancalizar” o eixo, atualmente não é usinado, pois é opcional no desenho do produto. A função dele é de reforço estrutural e aumento de massa que auxilia no balanceamento do eixo comando.

Este diâmetro foi usinado e retirado 1 mm de sobremetal, ficando com 33 mm.

A especificação de rugosidade média (Ra) para este diâmetro usinado era de 6,3µm. Após a usinagem desse diâmetro a luneta hidráulica móvel se deslocava, posicionando os braços localizadores, que em posição aberta “mancalizava” o diâmetro de 33 mm conforme mostrado na figura 5.10.



Figura 5.10 - Luneta hidráulica móvel com os braços localizadores abertos, posicionada para “mancalizar” o diâmetro de 33 mm

Foi observado que os três braços localizadores, possuíam deslocamentos diferentes.

Isso se devia ao fato de que ao “mancalizar” o diâmetro, o braço localizador inferior da luneta hidráulica móvel, deslocava-se 17 mm em seu curso, enquanto os dois braços laterais avançavam em torno de 10 mm.

Em função desses deslocamentos diferentes entre os braços localizadores, foi necessário

reposicionar a luneta hidráulica móvel, evitando assim que o eixo comando quando “mancalizado” fosse deslocado do seu centro.

A luneta hidráulica móvel se fechava e “mancalizava” o diâmetro de 33 mm, conforme mostrado na figura 5.11.



Figura 5.11 - Luneta hidráulica móvel com os braços localizadores fechados, “mancalizando” o diâmetro de 33 mm

Em seguida os braços localizadores da luneta hidráulica móvel se abriam, a segunda torre do torno recuava e retornava, para a posição inicial e esperando para iniciar o próximo ciclo de “mancalização”.

Conforme mostrado na figura 5.12, os braços localizadores da luneta hidráulica móvel, abertos e retornando para a posição inicial, a espera do próximo ciclo de “mancalização”.

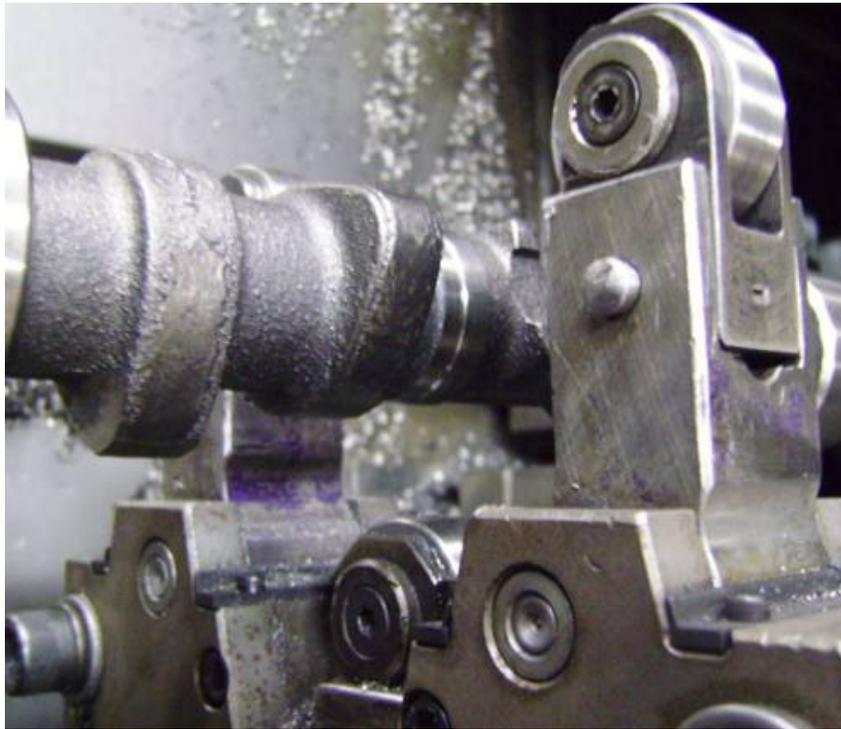


Figura 5.12 - Braços localizadores da luneta hidráulica móvel abertos, retornando para a posição inicial, ficando a espera do próximo ciclo de “mancalização”

5.2 Alinhamento e geometria do magazine de ferramentas, em relação ao contra ponta e ao sistema de arraste e fixação do eixo comando

Após a usinagem do eixo comando, utilizando a luneta hidráulica móvel da segunda torre do torno para “mancalização”, verificou-se que os diâmetros usinados, apresentavam variações dimensionais.

Estes desvios aumentavam no sentido longitudinal do diâmetro usinado e apresentavam uma variação dimensional de 0,03mm no diâmetro da espiga e anel, 0,04mm no diâmetro do primeiro mancal, 0,05mm no diâmetro do segundo mancal ou mancal central e 0,08mm no diâmetro do terceiro mancal.

Para verificar a causa desta variação dimensional nos diâmetros usinados do eixo

comando, foi realizada uma medição no alinhamento entre o contra ponta e o sistema de arraste e fixação, em relação ao magazine porta ferramentas.

Conforme mostrado na figura 5.13 o processo de medição e alinhamento, entre o contra ponta e o sistema de arraste e fixação, em relação ao magazine porta ferramentas.



Figura 5.13 - Processo de medição e alinhamento entre o contra ponta e o sistema de arraste e fixação, em relação ao magazine porta ferramentas

Para efetuar esta medição e verificação do alinhamento entre o contra ponta e o sistema de arraste e fixação, em relação ao magazine porta ferramentas, foi utilizada uma base magnética com relógio comparador ambos da marca Mitutoyo, com precisão 0,001 mm e um eixo padrão com diâmetro de 50 mm e comprimento de 500 mm calibrado.

Efetuando o zeramento na extremidade direita do eixo padrão, localizado no contra ponta e deslocando a primeira torre, a onde está fixada a base magnética até a extremidade esquerda, encontrou-se uma diferença crescente entre as duas extremidades de 0,1 mm a 0,5mm.

Fez-se necessário efetuar a correção desta diferença, através do alinhamento entre o contra ponta e o sistema de arraste e fixação, em relação ao magazine porta ferramentas.

Após o zeramento entre o contra ponta e o sistema de arraste e fixação, em relação ao magazine porta ferramentas, os valores encontrado entre as duas extremidades do eixo padrão calibrado, foi de 0,01mm de valor mínimo na extremidade direita ao lado do contra ponta e 0,02mm de valor máximo na extremidade esquerda, ao lado do sistema de arraste e fixação.

Em seguida à liberação dos testes e verificações do alinhamento e geometria em que o torno foi submetido, foi feita novamente a verificação dimensional nos diâmetros usinados do eixo comando.

Foram usinados 50 eixos e todos os diâmetros foram medidos.

Constatou-se após estas medições que as variações dimensionais nos diâmetros usinados, foram corrigidas e o processo de usinagem foi liberado, para produzir os eixos comandos.

5.3 Alteração da fixação do suporte porta ferramenta, utilizada para dar acabamento nos diâmetros usinados do eixo comando

Buscando a utilização de maiores avanços e velocidade de corte, durante o acabamento dos diâmetros usinados, optou-se por alterar o suporte porta ferramenta SDJCR 2525 M11 da Sandvik.

Esta alteração teve como objetivo, dar uma maior estabilidade ao processo produtivo e uma maior rigidez na fixação da ferramenta de acabamento.

O sistema escolhido para efetuar esta operação de acabamento, foi o modular Coromant Capto da Sandvik.

Este sistema de fixação destaca-se por ser modular, e o acoplamento é um polígono cônico.

Nele a carga de torque é distribuída simetricamente sobre o polígono, sem picos, sem restrição de rotação, proporcionando um efeito auto-centrante.

Conforme mostrado na figura 5.14, o sistema de fixação modular Coromant Capto.

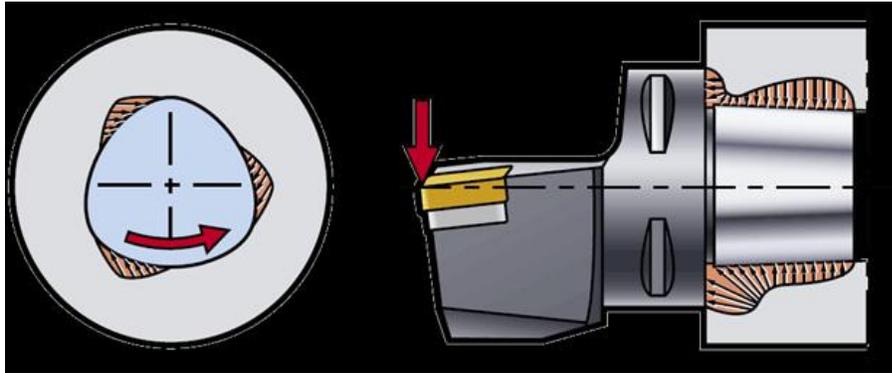


Figura 5.14 - Sistema de fixação modular Coromant Capto

O novo suporte adotado para a operação de acabamento tem código C4-SDJCR 27050-11.

Conforme mostrado na figura 5.15, o suporte C4-SDJCR 27050-11 da Sandvik.



Figura 5.15 - Suporte C4-SDJCR 27050-11 da Sandvik

O suporte C4-SDJCR 27050-11 foi montado, no porta ferramenta do magazine da primeira torre do torno.

Conforme mostrado na figura 5.16, o suporte C4-SDJCR 27050-11 montado no porta

ferramenta do magazine da primeira torre do torno.



Figura 5.16 - Suporte C4-SDJCR 27050-11 montado na primeira torre do torno

Conforme mostrado na figura 5.17, o suporte C4-SDJCR 27050-11, montado na primeira torre do torno, usinando o diâmetro da espiga do eixo comando.



Figura 5.17 - Suporte C4-SDJCR 27050-11, montado na primeira torre do torno, usinando em acabamento o diâmetro da espiga do eixo comando

Resumindo, antes de iniciarem-se os testes variando condições de corte e material da ferramenta, foi feita a melhoria da rigidez da operação com a utilização da luneta hidráulica móvel e da fixação com a fixação capto.

5.4 Resultados dos experimentos

As condições de corte e material das ferramentas testadas estão presentes na tabela 5.1.

Os insertos utilizados e testados foram o DCMX 11T308 (WIPER) classe GC 3005 de Metal Duro Sandvik, o classe CT 5015 Cermet da Sandvik e o DCGW 11T308S- 02020- L1-B CBN200 da SECO .

O inserto de Metal Duro classe GC 3005 é um inserto é da classe ISO K(10 (K01 - K20), metal duro com cobertura CVD, resistente ao desgaste e boa aderência a um substrato duro, capaz de suportar altas temperaturas.

Em sua composição apresenta Co, WC e cobertura de Ti (C,N), Al₂O₃ e TiN.

É uma classe relativamente dura, portanto, recomendada para ferros fundidos cinzentos. As recomendações do fabricante em termos de condições de corte são: ap entre 0,3mm e 3,0mm, avanço entre 0,2 mm/rot. e 0,6mm/rot. e velocidade de corte entre 225m/min e 275m/min, dependendo do fn usado.

O inserto de Cermet classe CT 5015 da Sandvik, sem cobertura com uma resistência excelente, para a deformação plástica e aresta postiça, recomendada para ferros fundidos cinzentos, quando for necessária alta qualidade superficial, tolerâncias estreitas e ou forças de corte baixas.

Em sua composição apresenta Co, WC, NbC, TiC, TiN.

O inserto de CBN 02020-L1-B CBN200 da SECO, contem 90% de PCBN, matriz AL Cerâmica.

Tabela 5.1 - Condições de corte testadas

Exp.	v_c (m/min)	f_n (mm/rot)	a_p (mm)	Inserto	Q (cm ³ /min)	Ra _{teor} (μm)	Vida (min)
1	250	0,20	0,5	Metal duro	25,0	1,6	10,0
2	275	0,15	0,5	Metal duro	20,6	0,9	9,4
3	300	0,10	0,5	Metal duro	15,0	0,4	9,2
4	200	0,10	0,3	Cermet	6,0	0,4	8,2
5	225	0,08	0,3	Cermet	5,4	0,26	7,1
6	250	0,05	0,3	Cermet	3,8	0,1	6,3
7	600	0,15	0,3	CBN	27,0	0,9	18,1
8	650	0,10	0,3	CBN	29,3	0,4	16,3
9	700	0,07	0,3	CBN	14,7	0,2	15,1
10	750	0,04	0,3	CBN	9,0	0,06	14,3

Através da tabela 5.1, algumas observações podem ser feitas: a rugosidade teórica, dada que a pastilha é Wiper, deve ser dividida por 2, com isso, todas as condições testadas podem atingir a rugosidade média exigida pelo desenho do produto, que é 0,8μm para a espiga e anel e 0,4μm para os mancais. Além disso, nota-se que avanços menores geram rugosidades menores, mas a produtividade tende a ser menor também.

As condições de corte testadas seguiram alguns critérios tais como, recomendações dos fabricantes (dadas em catálogo) e tentou-se não diminuir demais a produtividade do processo, haja vista que os testes foram feitos na fábrica. Assim, uma diminuição do avanço foi compensada, quase sempre, por um aumento de velocidade de corte, não na mesma proporção porque os limites da ferramenta não permitiam. Isso traz uma dificuldade na análise dos resultados, que tentará avaliar a influência conjunta das variáveis, mas torna os resultados dos testes mais facilmente aplicáveis no chão de fábrica, que é um dos objetivos do trabalho.

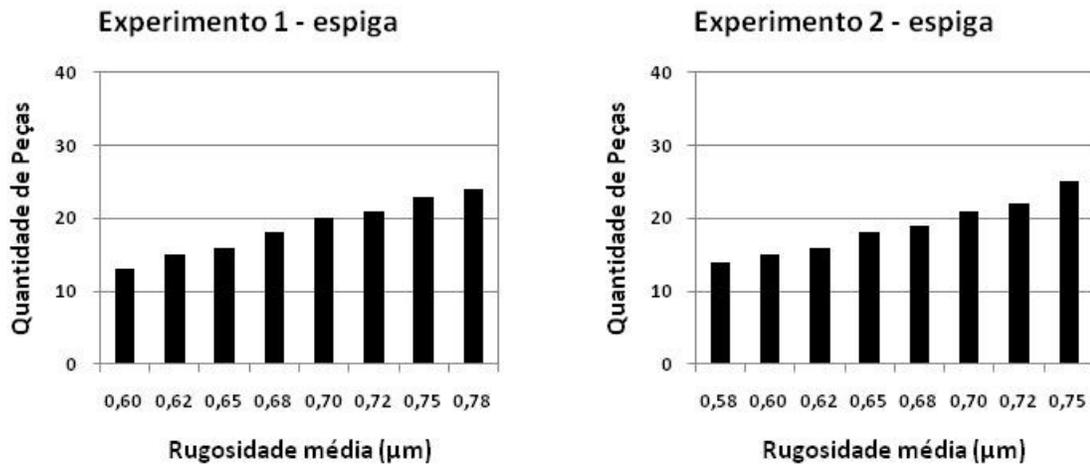
Foi adotada como tamanho amostral para este experimento, cento e cinquenta eixos comando brutos, que foram usinados e medidos.

A vida média do inserto DCMX 11T308 (WIPER) classe GC 3005 de Metal Duro Sandvik, foi de 85 peças por aresta, totalizando aproximadamente 10 minutos de usinagem.

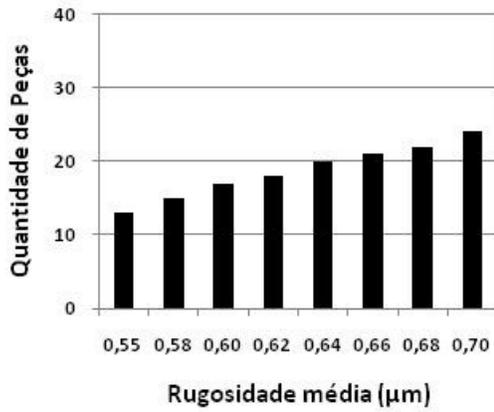
Conforme mostrado na figura 5.19, os valores encontrados na medição da rugosidade média (Ra) para o diâmetro da espiga e na figura 5.20 os valores encontrados na medição do batimento para os 10 experimentos realizados.



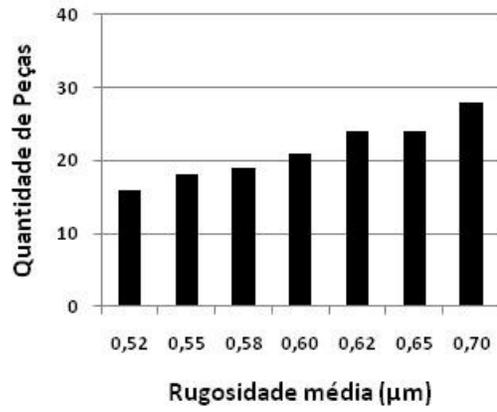
Figura 5.18 - Eixo Comando – Espiga (Rugosidade)



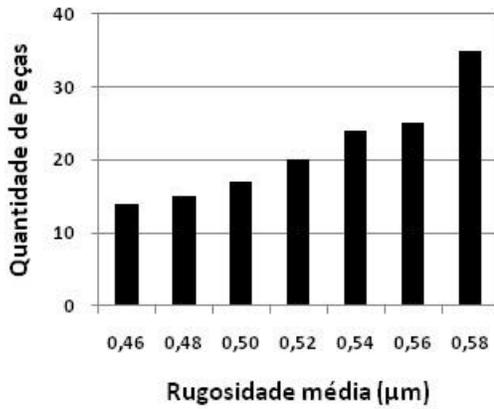
Experimento 3 - espiga



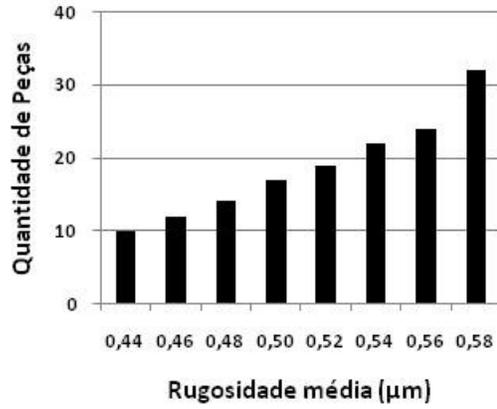
Experimento 4 - espiga



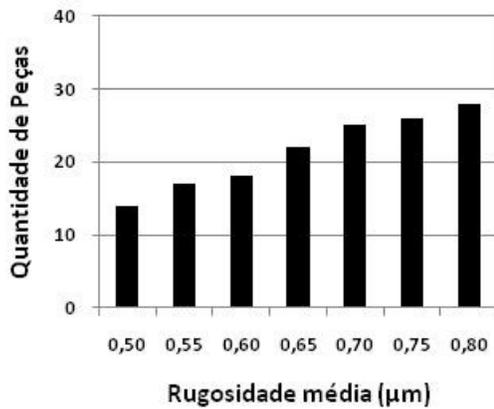
Experimento 5 - espiga



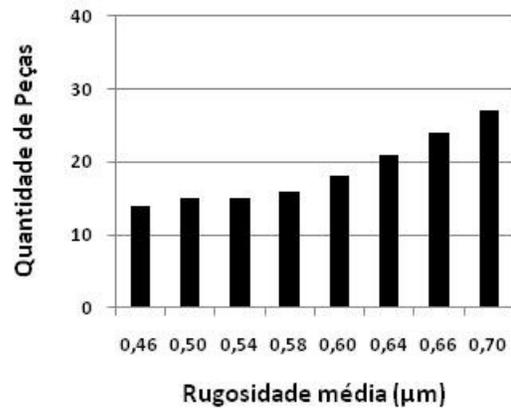
Experimento 6 - espiga



Experimento 7 - espiga



Experimento 8 - espiga



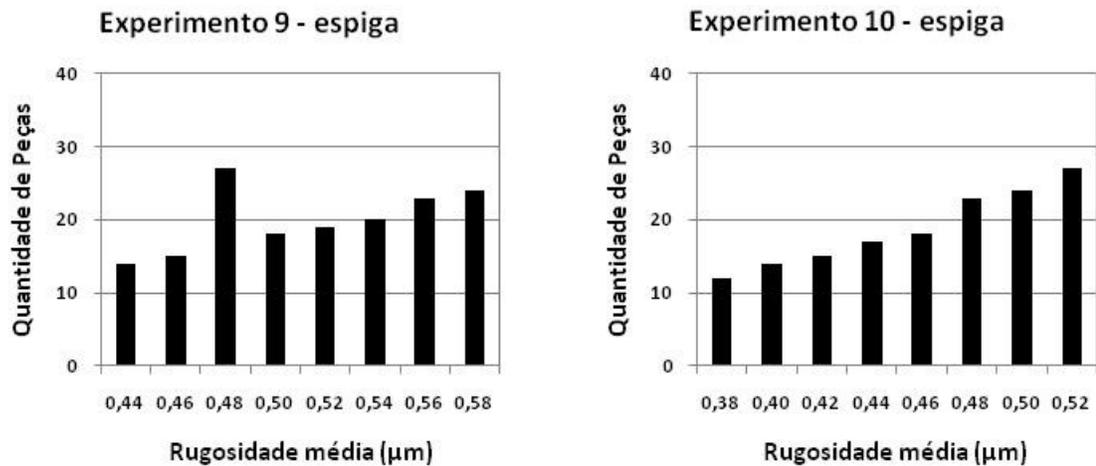


Figura 5.19 - Valores encontrados na medição da Rugosidade média (μm) para o diâmetro da espiga

Observando-se a figura 5.19 pode-se concluir que após a medição da rugosidade média (Ra) do diâmetro da espiga, foram encontrados valores entre $0,38 \mu\text{m}$ (experimento 10) a $0,8 \mu\text{m}$ (experimento 7). Lembrando que a especificação de rugosidade para o diâmetro da espiga é $0,8 \mu\text{m}$, todas as condições testadas atenderam a esse requisito. Outro ponto que merece destaque é que a teoria se comprovou, ou seja, menores avanços geraram peças com menores rugosidades. Além disso, a influência do avanço na rugosidade foi maior do que a velocidade de corte, por exemplo, comparando os experimentos 2 e 7, nota-se que mesmo aumentando-se a velocidade de corte de 275 m/min para 600 m/min , e mantendo-se o mesmo avanço, a rugosidade foi aproximadamente igual. As ferramentas testadas foram diferentes, mas o raio de ponta das duas é igual. O mesmo ocorrendo quando são comparados os experimentos 3 e 4. Variação de velocidade de corte (300 m/min e 200 m/min , respectivamente) e de profundidade de corte ($0,5 \text{ mm}$ e $0,3 \text{ mm}$ respectivamente) com manutenção do avanço, geraram peças com rugosidades semelhantes. Vale lembrar que os resultados mostrados englobam o desgaste da ferramenta, haja vista que para as ferramentas de metal duro (vida de aproximadamente 85 peças), foram usadas praticamente 2 vidas de ferramentas. Portanto, provavelmente esse espectro de rugosidades deve estar ocorrendo dentre outras coisas pelo desgaste da ferramenta. Com isso, a recomendação inicial seria pela utilização da condição do experimento 1, que apresenta a maior taxa de remoção dentre as condições testadas, outra opção interessante seria as condições do experimento 2, mas nesse caso, com taxa de remoção de material cerca de 20% menor, porém com rugosidades

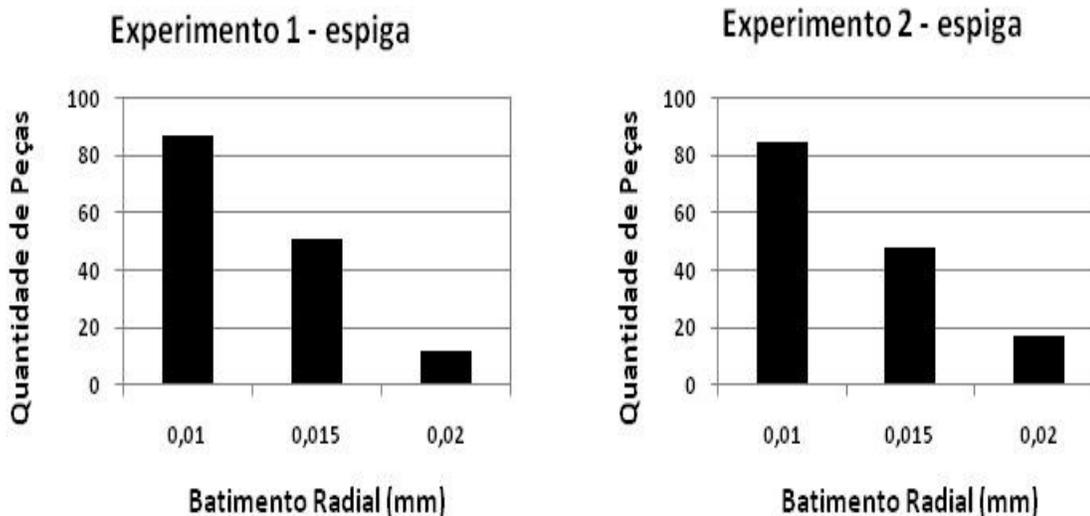
levemente menores, o que daria uma margem de segurança para a operação. Caso a opção seja pela ferramenta de CBN, a condição indicada seria a do experimento 8. A condição do experimento 7 também poderia ser usada, mas nesse caso, a maior rugosidade medida no lote estaria na tolerância. A vida da ferramenta de CBN foi de aproximadamente 135 peças, ou 16,3 minutos.

Essa vida é cerca de 59% maior do que a vida do metal duro, com taxa de remoção 17% comparando-se os melhores casos de cada ferramenta.

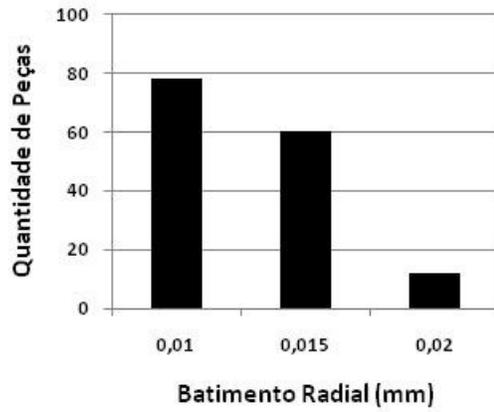
O desgaste apresentado nas arestas deste inserto utilizado neste experimento, foi classificado como desgaste de flanco e apresentou um desgaste médio (V_B) de aproximadamente 0,2mm.



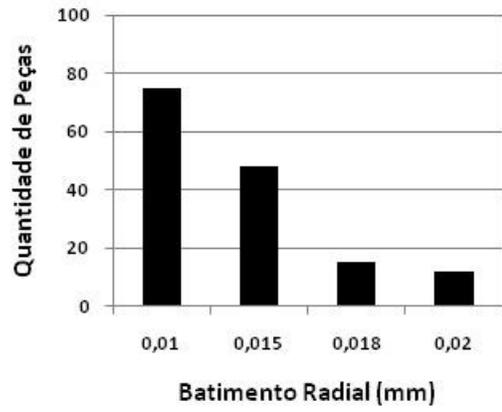
Figura 5.20 - Eixo Comando – Espiga (Batimento)



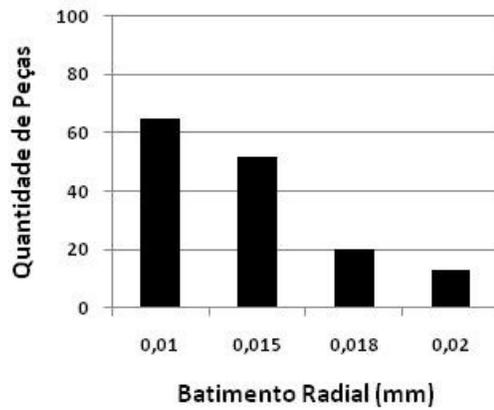
Experimento 3 - espiga



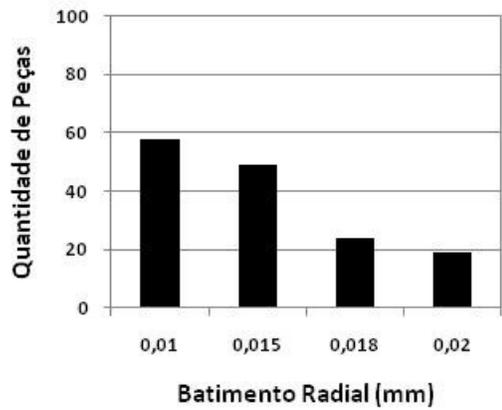
Experimento 4 - espiga



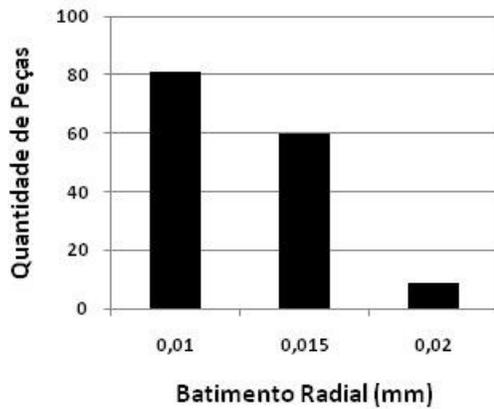
Experimento 5 - espiga



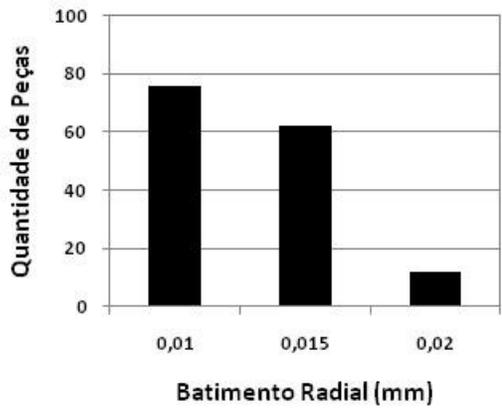
Experimento 6 - espiga



Experimento 7 - espiga



Experimento 8 - espiga



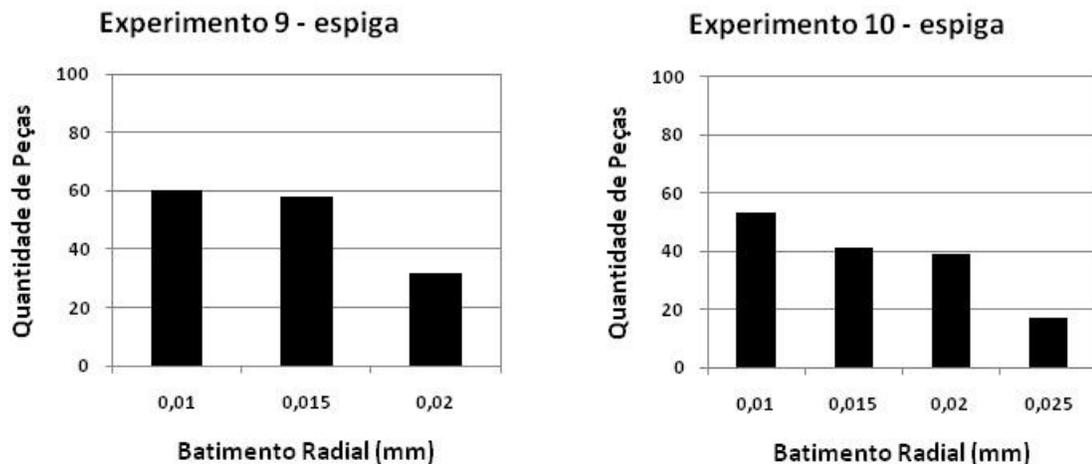


Figura 5.21 - Valores encontrados na medição do Batimento Radial (mm) para o diâmetro da espiga

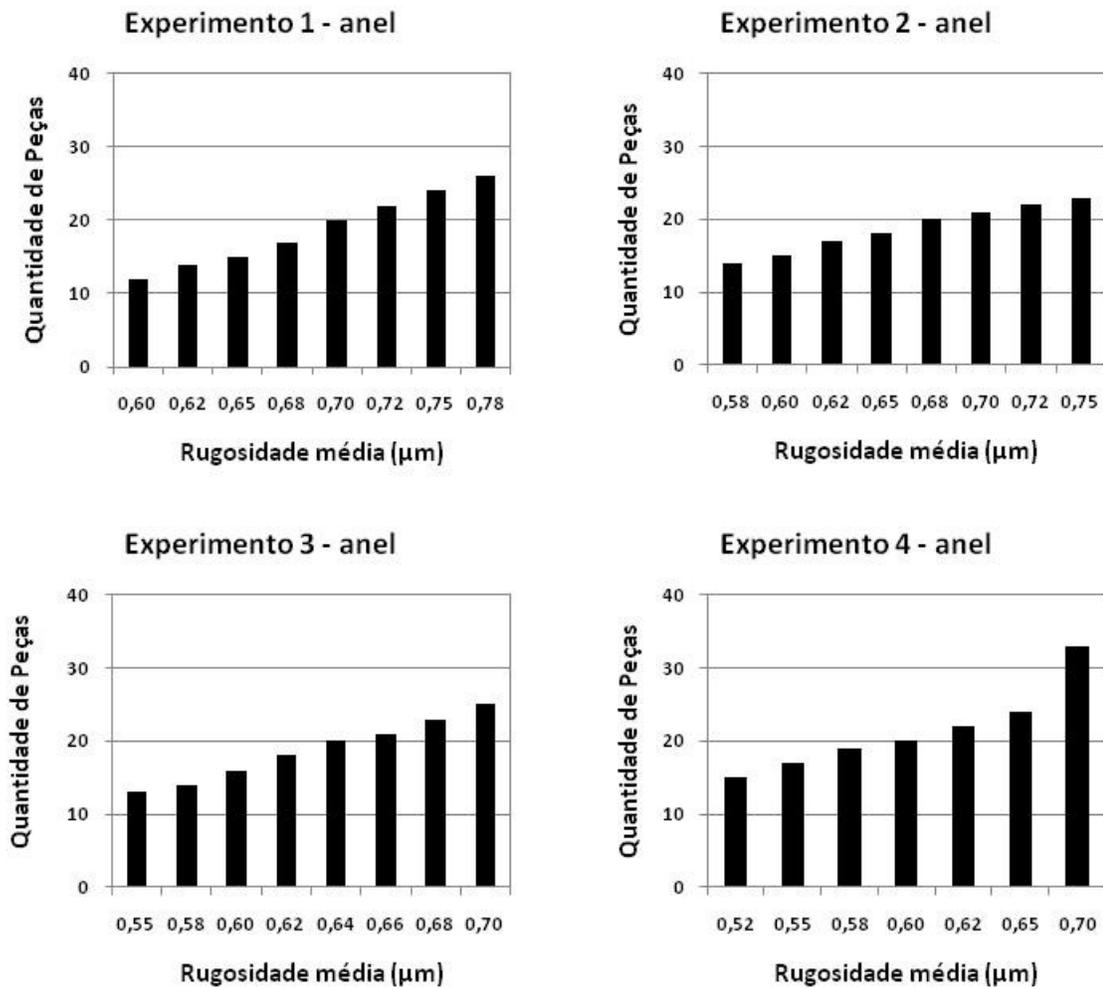
Neste gráfico pode-se observar que após a medição do batimento do diâmetro da espiga, foram encontrados valores entre 0,01 mm e 0,025 mm (experimento 10). A especificação para batimento radial é de 0,025 mm. Isso indica que todas as condições, inclusive a do experimento 10, atendem a especificação da engenharia de produto. Além disso, existe forte concentração das medidas de batimento radial na faixa de 0,01 a 0,015 mm, novamente, a menos da condição do experimento 10. Com isso, a recomendação para atendimento da rugosidade continua valendo, ou seja, as alterações feitas antes do torneamento, a saber, “mancalização” e melhora da rigidez da fixação da ferramenta, foram eficazes para o caso da espiga.

Nesse ponto, pode-se indicar o torneamento como operação de acabamento final para o diâmetro avaliado. Outra observação que pode ser feita a partir da figura 5.22 é que não houve relação entre os valores de batimento radial e condições de usinagem. A particularidade do experimento 10, que também atendeu a especificação, é que o avanço foi o menor dentre todas as condições testadas.

No gráfico da figura 5.23 são mostrados os valores encontrados, na medição da rugosidade média (Ra) para o diâmetro do anel e no da figura 5.24 são mostrados os valores encontrados na medição do batimento em todos os experimentos realizados.



Figura 5.22 - Eixo Comando – Anel (Rugosidade)



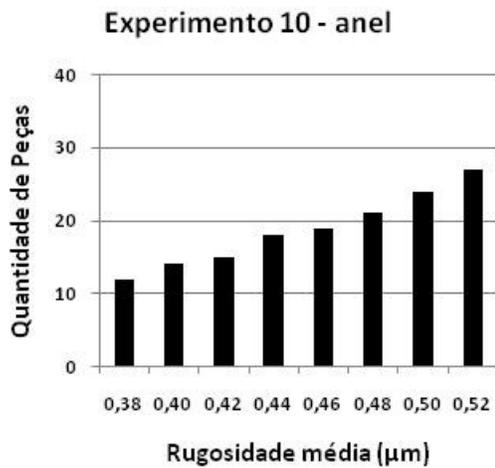
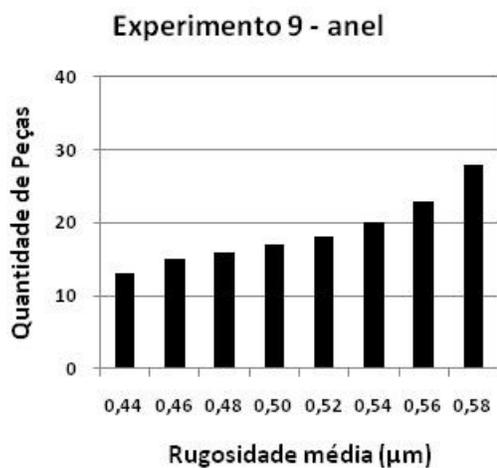
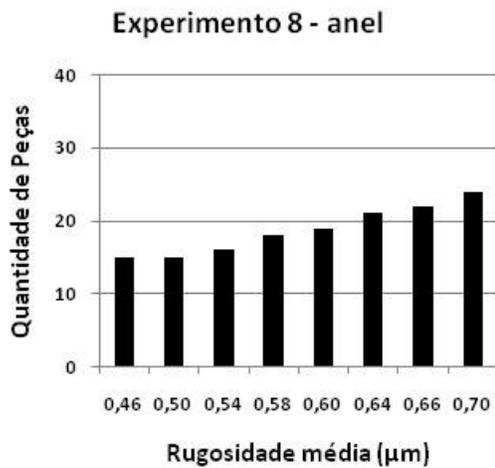
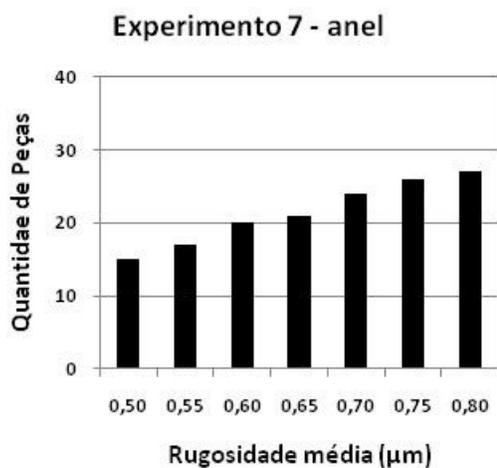
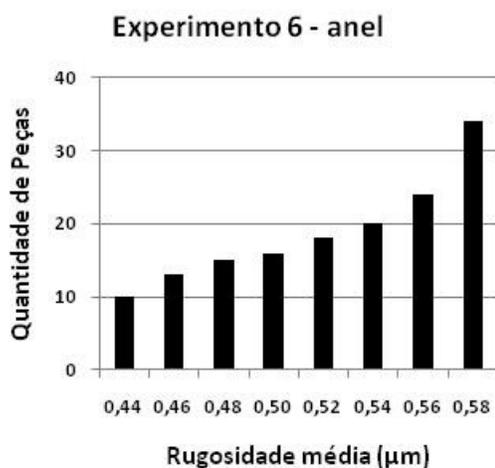
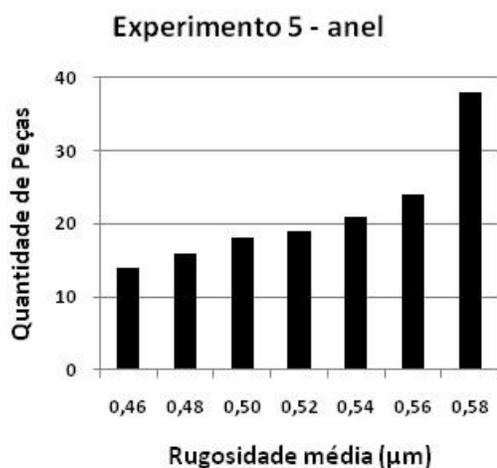


Figura 5.23 - Valores encontrados na medição da Rugosidade média (μm) para o diâmetro do anel

Na figura 5.23 pode-se observar que após a medição da rugosidade média (Ra) do diâmetro do anel, foram encontrados valores entre 0,38 μm (experimento 10) a 0,8 μm (experimento 7).

Novamente, a especificação para o valor máximo de rugosidade média no diâmetro do anel é 0,8 μm e todas as peças produzidas nos 10 experimentos atendem essa especificação.

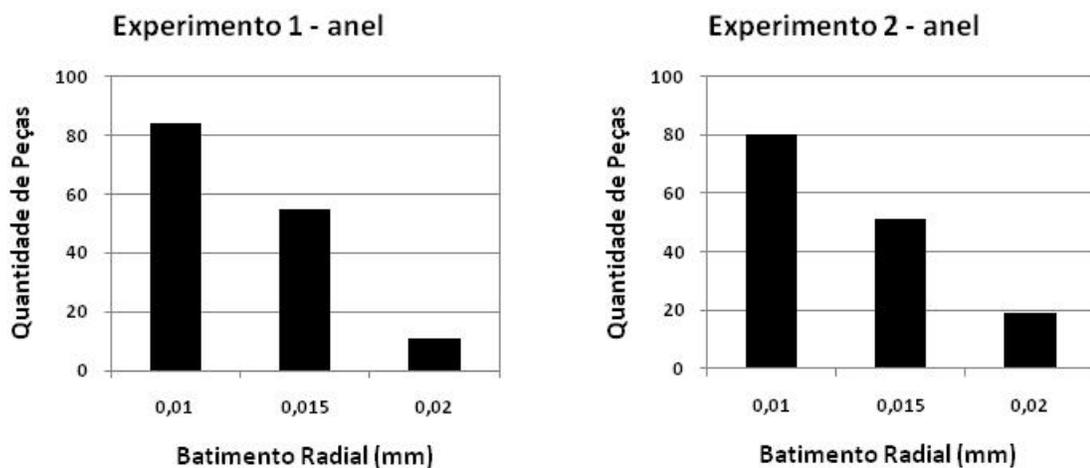
Comparando as figuras 5.19 e 5.23 nota-se que a tendência em termos de valores de rugosidade é a mesma, tanto para o diâmetro da espiga quanto do anel. Isso era esperado, haja vista que a localização na peça desses dois diâmetros, como já foi mencionado, é muito próxima.

Em termos de rugosidade do diâmetro do anel, pode-se dizer também que a “mancalização” mais a adoção do sistema capto foram eficientes.

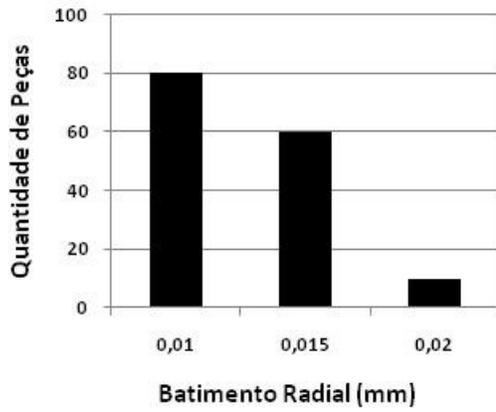
Repetem-se aqui também as indicações das condições do experimento 1 seguida da do experimento 2 para ferramentas de metal duro e do experimento 8 para ferramentas de CBN.



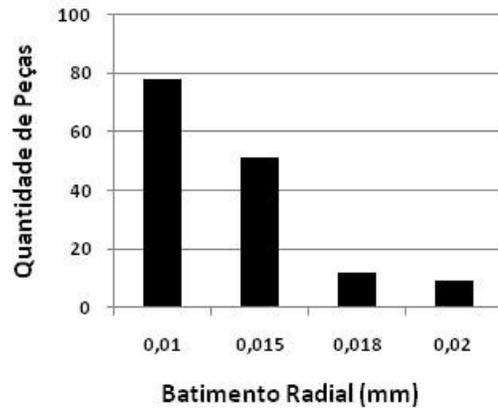
Figura 5.24 - Eixo Comando – Anel (Batimento)



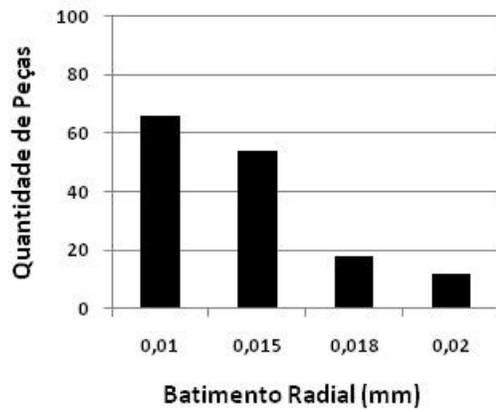
Experimento 3 - anel



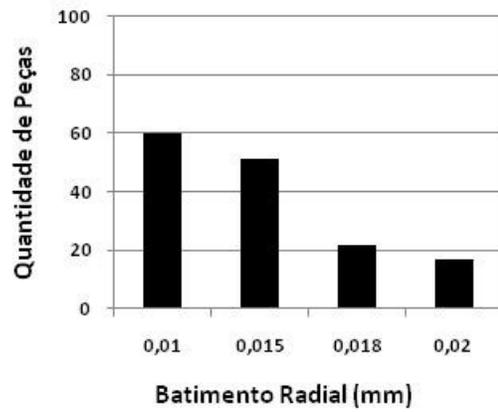
Experimento 4 - anel



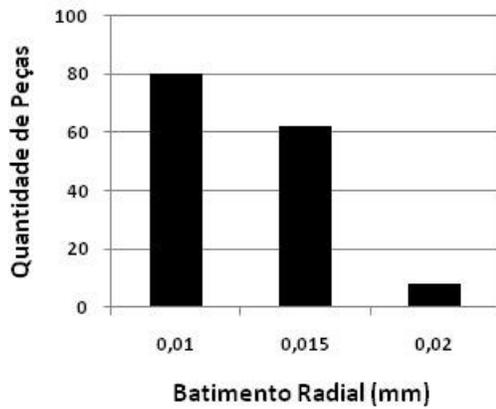
Experimento 5 - anel



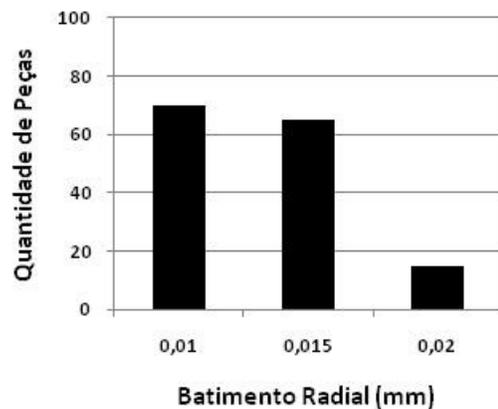
Experimento 6 - anel



Experimento 7 - anel



Experimento 8 - anel



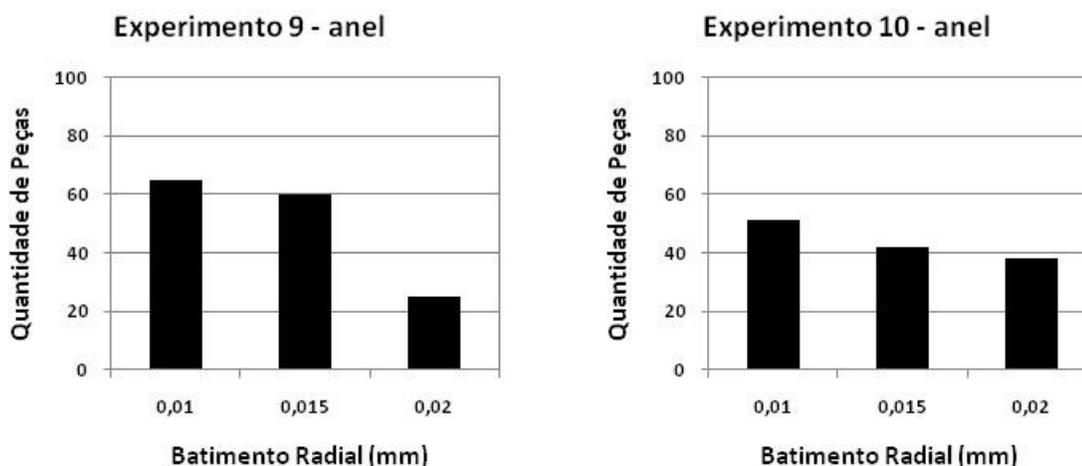


Figura 5.25 - Valores encontrados na medição do Batimento Radial (mm) para o diâmetro do anel

Na figura 5.25 pode-se observar que após a medição do batimento do diâmetro do anel, foram encontrados valores entre 0,01mm e 0,025 mm (experimento 10).

Lembrando que a especificação de batimento radial para o diâmetro do anel é de 0,025 mm, todas as peças produzidas nos 10 experimentos atendem a essa especificação.

Observando-se as figuras 5.23 e 5.25 pode-se afirmar que dentro das condições testadas, no tocante à rugosidade e ao batimento a operação de torneamento pode ser a de acabamento final do diâmetro do anel. Interessante notar, que novamente, o experimento 10 foi o único que apresentou batimento radial na casa de 0,025 mm, talvez porque com avanços muito pequenos (0,04 mm/rot) a pressão específica de corte fique muito elevada.

Repetiram-se para o batimento do diâmetro do anel as recomendações feitas anteriormente para o diâmetro da espiga, a saber, usinar-se com as condições dos experimentos 1 ou 2 para ferramentas de metal duro e 8 para ferramentas de CBN.

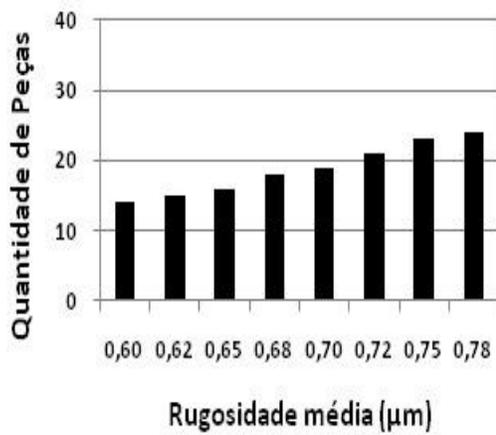
No gráfico da figura 5.27 são mostrados os valores encontrados, na medição da rugosidade para o diâmetro do primeiro mancal e o da figura 5.29 são mostrados os valores encontrados na medição do batimento para todos os experimentos.



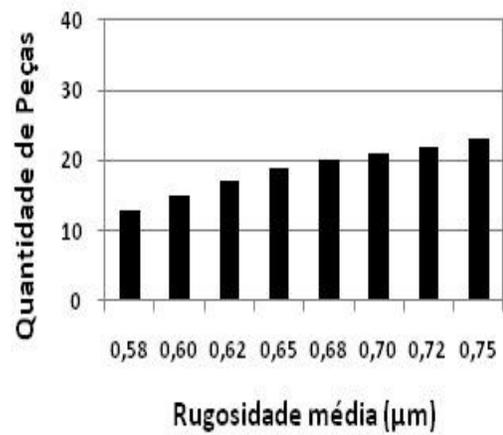
1º Mancal

Figura 5.26 - Eixo Comando – 1º Mancal (Rugosidade)

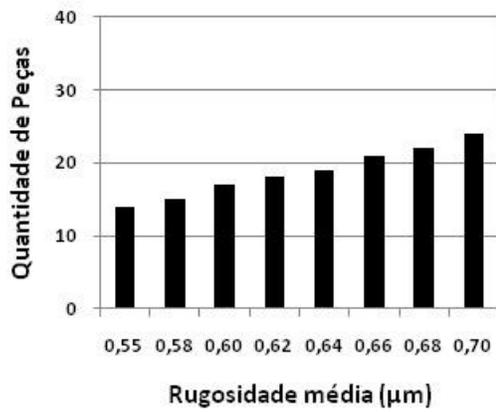
Experimento 1 - 1º mancal



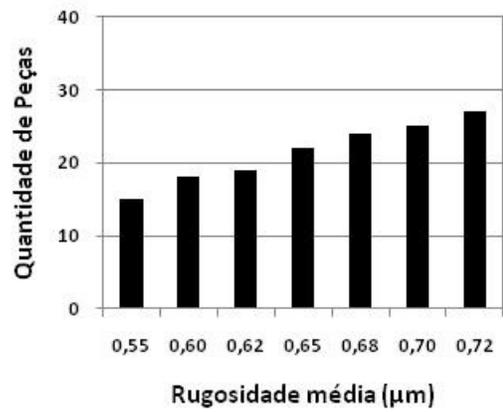
Experimento 2 - 1º mancal



Experimento 3 - 1º mancal



Experimento 4 - 1º mancal



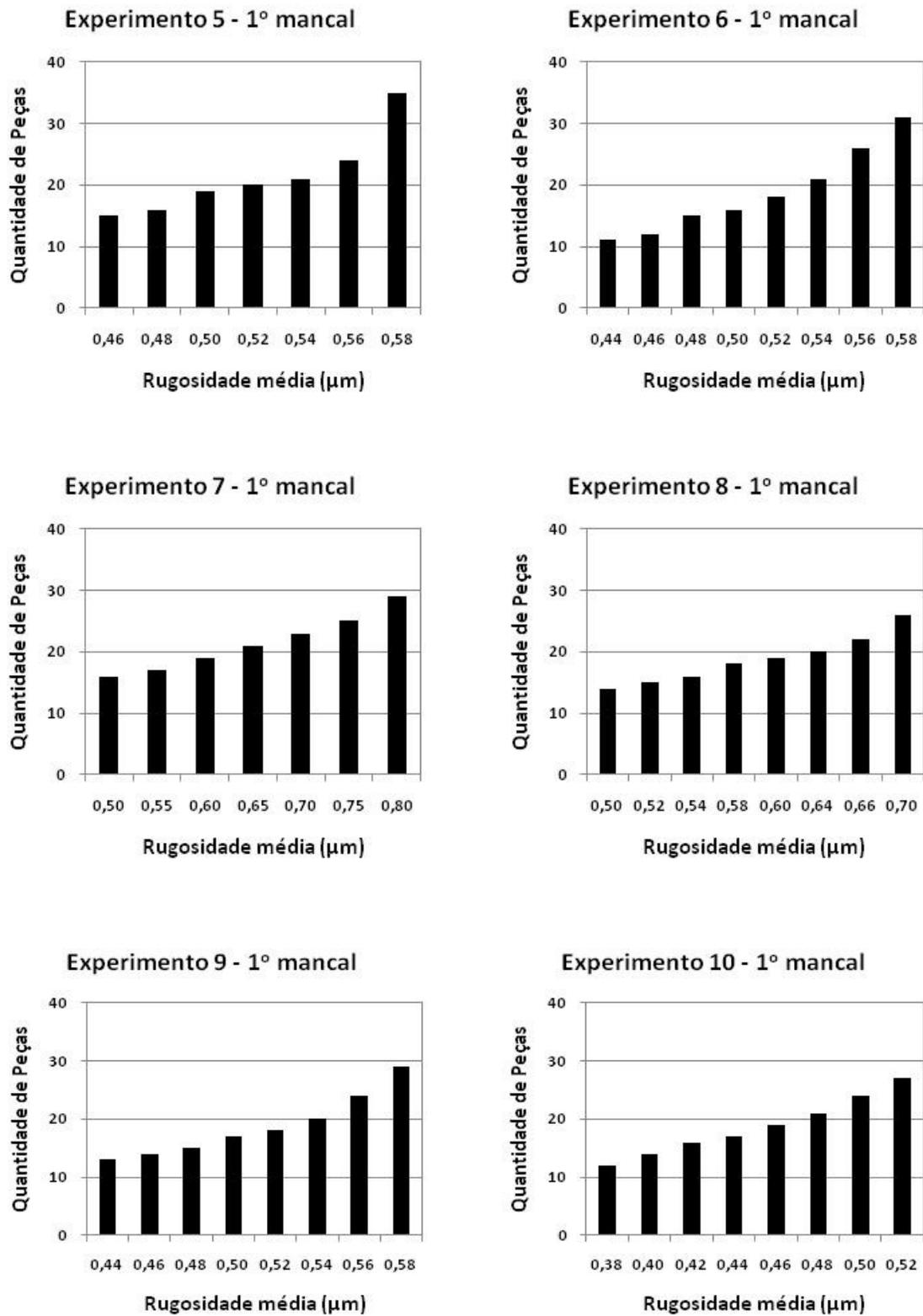


Figura 5.27 - Valores encontrados na medição da Rugosidade média (μm) para o diâmetro do primeiro mancal

Na figura 5.27 pode-se observar que após a medição da rugosidade média (Ra) do diâmetro do primeiro mancal, foram encontrados valores entre 0,38 μm (experimento 10) a 0,8 μm (experimento 7).

A especificação de rugosidade para o diâmetro do primeiro mancal é de no máximo 0,4 μm . Nesse caso, observa-se que a menos de algumas peças no experimento 10, todas as outras apresentaram rugosidade média (Ra) acima do especificado.

Portanto, para o caso do primeiro mancal, em termos de rugosidade, as medidas tomadas não foram suficientes, requerendo uma operação posterior, no caso retificação, para diminuir a rugosidade da peça.

O resultado obtido contrariou o esperado, haja vista que a rugosidade média (Ra) teórica apresentou valores abaixo do especificado (experimento 6, 9 e 10 com valores calculados de 0,1 μm , 0,2 μm e 0,06 μm , respectivamente).

Isso sem considerar o efeito alisador da pastilha utilizada. Esse resultado indica que existem fatores no processo contribuindo de forma significativa para o aumento da rugosidade.

O primeiro mancal apresenta pequeno balanço, mas ainda assim está localizado bem próximo a uma das extremidades, o que faz com que a rigidez da usinagem possa ser considerada boa, já que está próximo a um dos contra pontos.

Os melhores resultados em termos de rugosidade foram obtidos nos experimentos 5 e 6 para ferramentas de Cermet, e 9 e 10 para ferramentas de CBN.

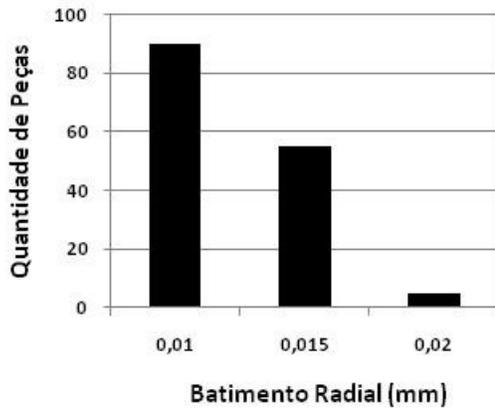
Caso a especificação de rugosidade seja aumentada de 0,4 μm para 0,6 μm , é possível a utilização das condições mencionadas, porém todas elas apresentam taxas de remoção de cavaco relativamente baixas.

A melhor situação se dá na condição do experimento 9.

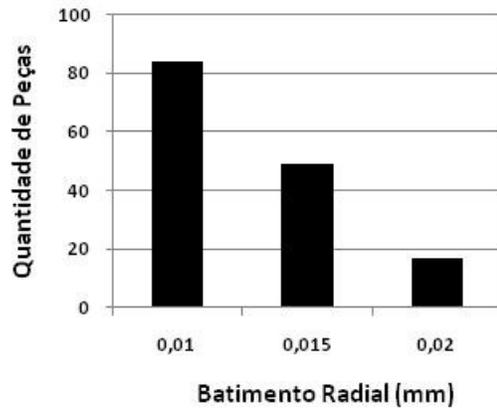


Figura 5.28 - Eixo Comando - 1º Manca (Batimento)

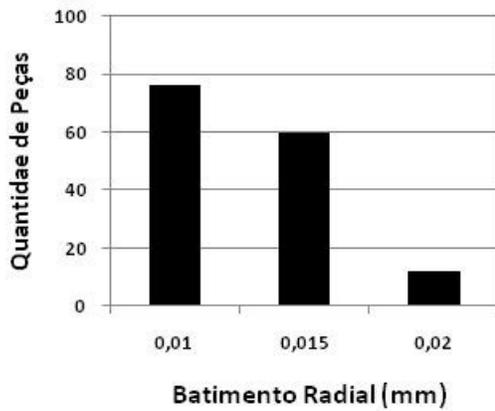
Experimento 1 - 1º mancal



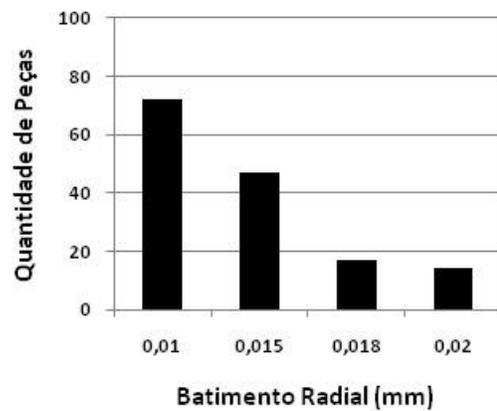
Experimento 2 - 1º mancal



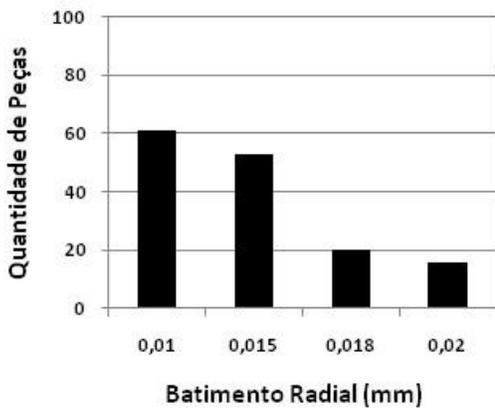
Experimento 3 - 1º mancal



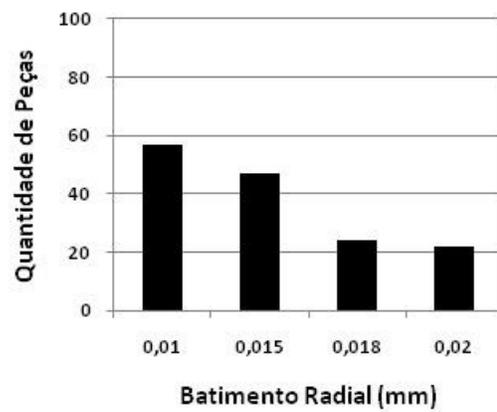
Experimento 4 - 1º mancal



Experimento 5 - 1º mancal



Experimento 6 - 1º mancal



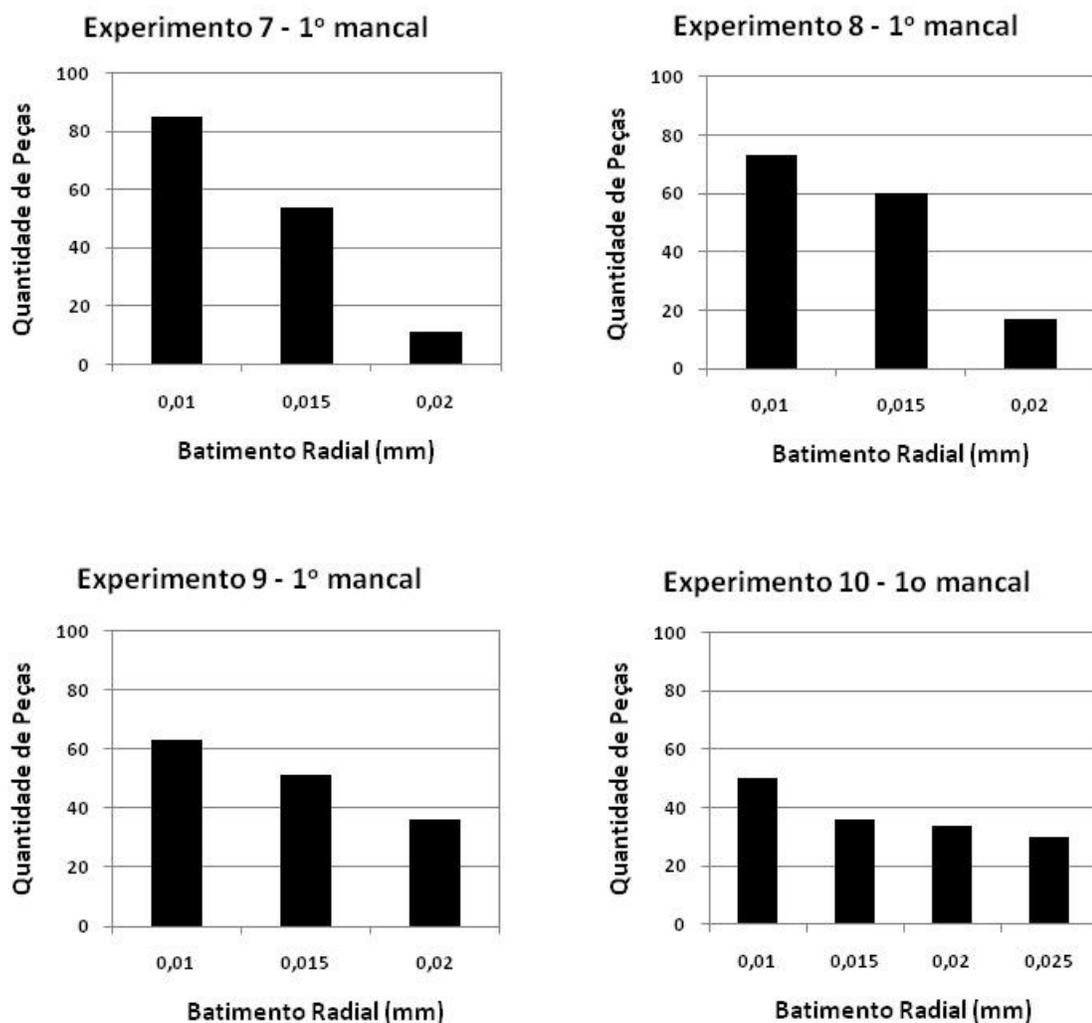


Figura 5.29 - Valores encontrados na medição do Batimento Radial (mm) para o diâmetro do primeiro mancal para todos os experimentos realizados

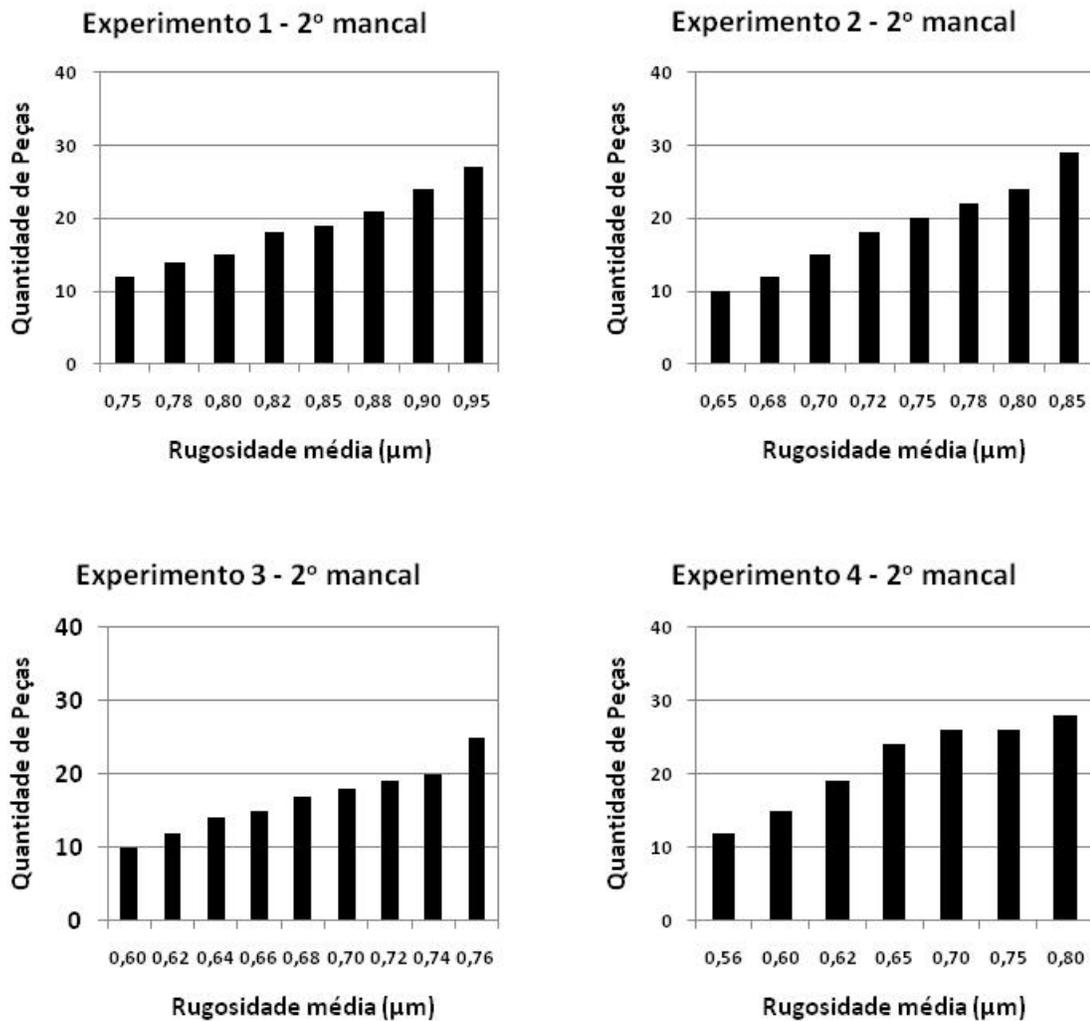
Na figura 5.29 pode-se observar que após a medição do batimento do diâmetro do primeiro mancal, foram encontrados valores entre 0,01mm e 0,025 mm (experimento 10). A especificação de batimento radial é de no máximo 0,025 mm, ou seja, todas as peças produzidas atendem a especificação. Portanto, do ponto de vista do batimento radial, as medidas tomadas foram eficientes, faz-se necessário, porém, melhorar a rugosidade gerada na operação.

Comparando com a situação de desgaste, houve melhora em termos de batimento radial, que pode ser creditada à melhor rigidez do sistema ou à menor solicitação mecânica, haja vista que com parâmetros de corte menores, os esforços de corte também são menores.

Na figura 5.31 são mostrados os valores encontrados, na medição da rugosidade média (Ra) para o diâmetro do segundo mancal ou mancal central e na figura 5.33, são mostrados os valores encontrados na medição do batimento em todos os experimentos.



Figura 5.30 - Eixo Comando – 2º Mancal (Rugosidade)



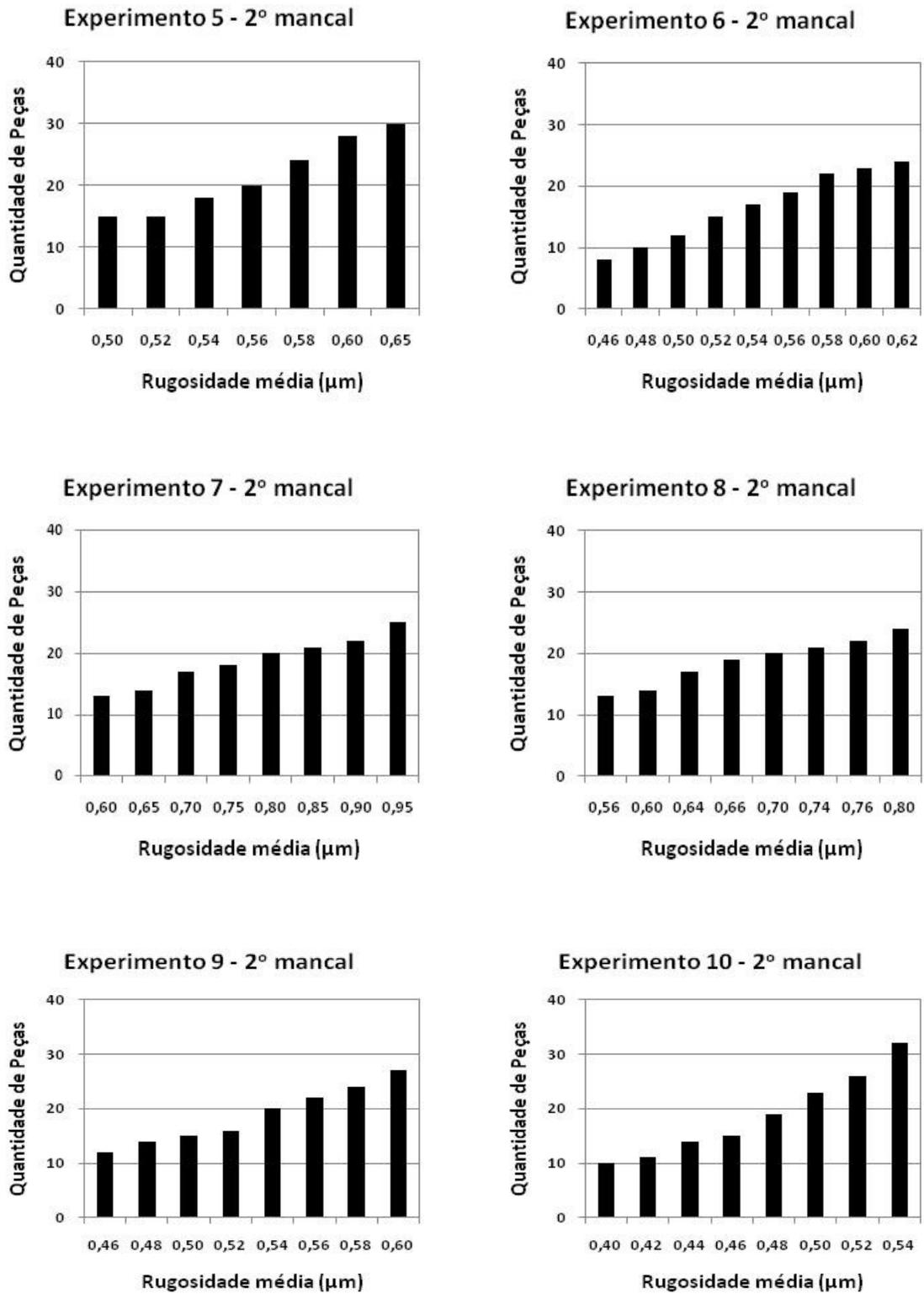


Figura 5.31 - Valores encontrados na medição da Rugosidade média (μm) para o diâmetro do segundo mancal para todos os experimentos realizados

Na figura 5.31 pode-se observar que após a medição da rugosidade média (Ra) do diâmetro do segundo mancal, foram encontrados valores entre 0,4 μm (experimento 10) e 0,95 μm (experimentos 1 e 7).

A especificação de rugosidade para o diâmetro do segundo mancal é de 0,4 μm .

Novamente, a menos de poucas peças produzidas no experimento 10, todas as demais apresentaram rugosidade média acima do especificado.

Isso indica que em termos de rugosidade o aumento da rigidez do sistema não foi suficientemente eficiente.

Por outro lado, os valores de rugosidade foram próximos aos obtidos no primeiro mancal, o que indica que a rigidez estava semelhante, mostrando que as medidas tomadas tornaram o torneamento do segundo mancal similar ao do primeiro.

Novamente, para o segundo mancal há a necessidade de uma operação posterior de acabamento para atender à especificação de rugosidade.

Fazendo uma análise similar à feita para o primeiro mancal, caso a especificação de rugosidade passe de 0,4 μm para 0,6 μm , as condições dos experimentos 9 e 10, ambos com ferramentas de CBN, seriam suficientes.

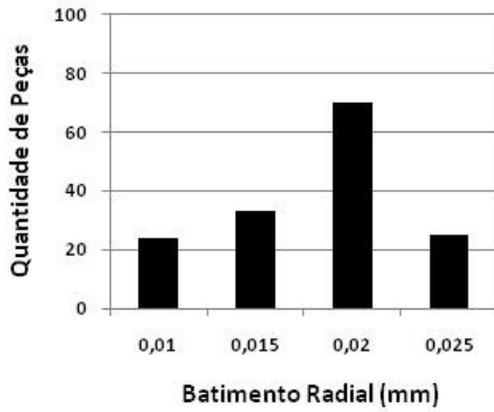
Talvez fosse necessário efetuar a troca antes, evitando que o desgaste da pastilha produza peças com rugosidades mais elevadas.

Isso, provavelmente aumentaria a capacidade do processo.

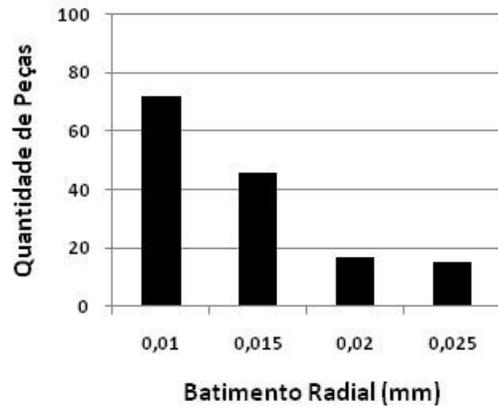


Figura 5.32 - Eixo Comando – 2º Mancal (Batimento)

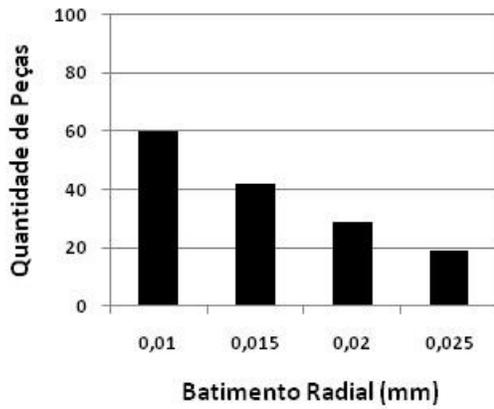
Experimento 1 - 2º mancal



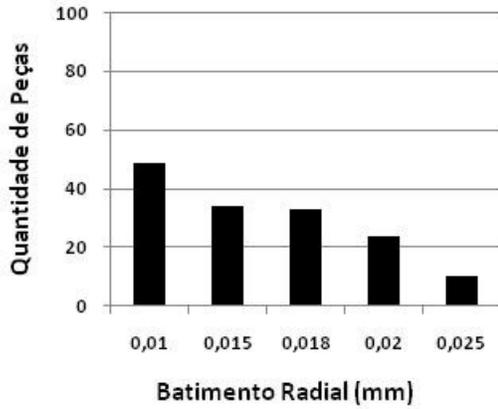
Experimento 2 - 2º mancal



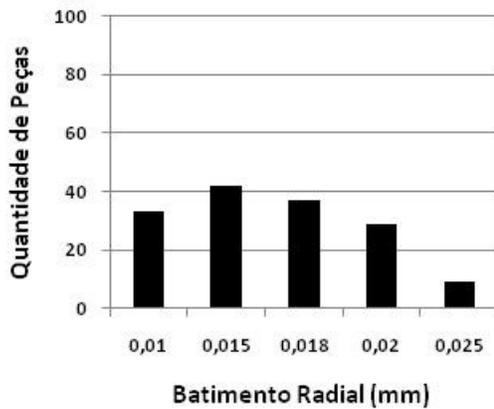
Experimento 3 - 2º mancal



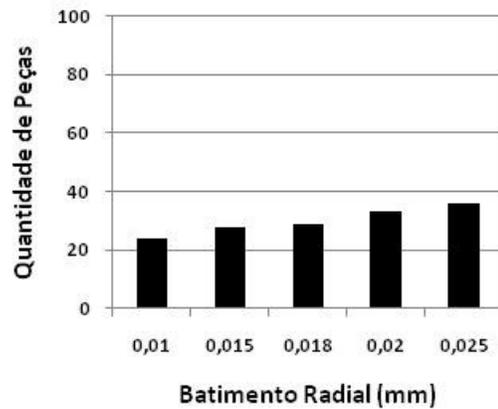
Experimento 4 - 2º mancal



Experimento 5 - 2º mancal



Experimento 6 - 2º mancal



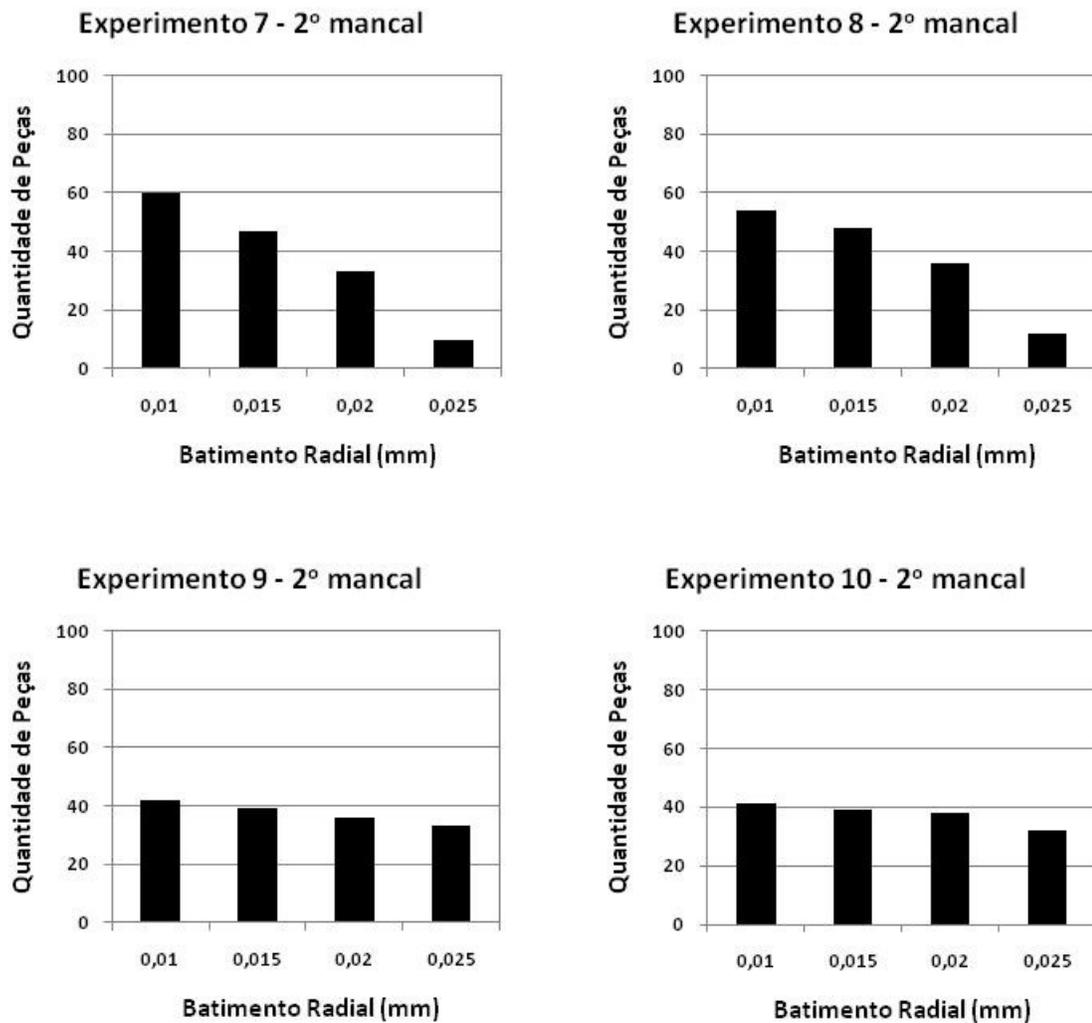


Figura 5.33 - Valores encontrados na medição do Batimento Radial (mm) para o diâmetro do segundo mancal para todos os experimentos realizados

Na figura 5.33 pode-se observar que após a medição do batimento do diâmetro do segundo mancal, foram encontrados valores entre 0,01mm a 0,025mm em todos os experimentos.

A especificação de batimento radial para o segundo mancal é de 0,025 mm.

Portanto, todas as peças produzidas nos 10 experimentos atenderam à especificação.

Comparando a figura 5.33 com a figura 5.29, nota-se que em termos de batimento radial os resultados apresentados no torneamento do segundo mancal foram piores, haja vista que em todos os experimentos foram medidos eixos com 0,025 mm, o que só ocorreu no experimento 10 no primeiro mancal.

Isso indica que mesmo “mancalizado” o balanço do segundo mancal ainda é maior do que o do primeiro.

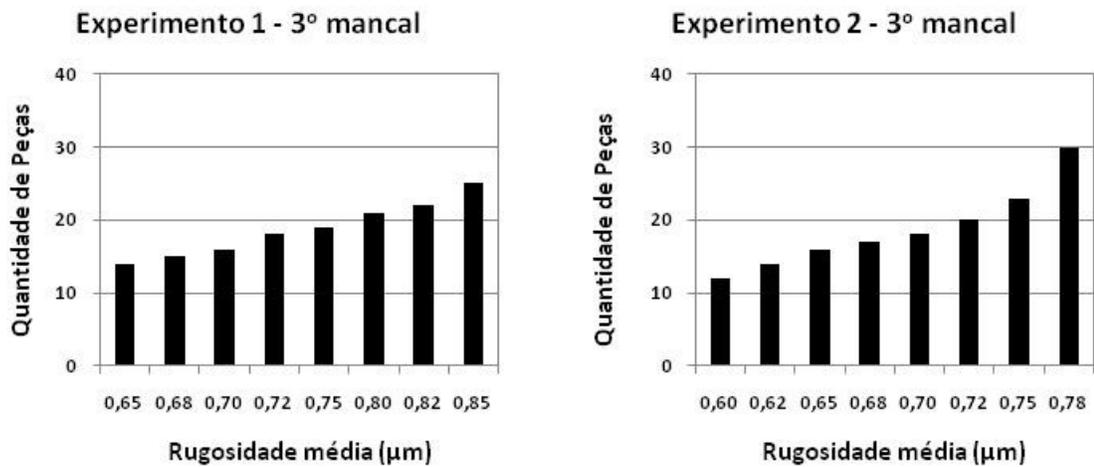
Também pode ser uma rigidez menor dos rolamentos da luneta hidráulica móvel comparada com o contra-ponto.

Em termos de batimento radial não seria necessária uma operação posterior de acabamento.

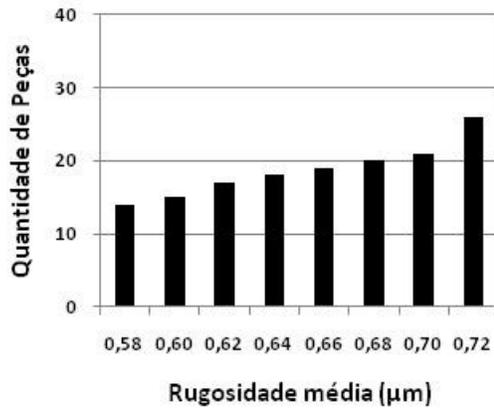
Na figura 5.35 são mostrados os valores encontrados, na medição da rugosidade média (Ra) para o diâmetro do terceiro mancal e o na figura 5.37 são mostrados os valores encontrados na medição do batimento para todos os experimentos realizados.



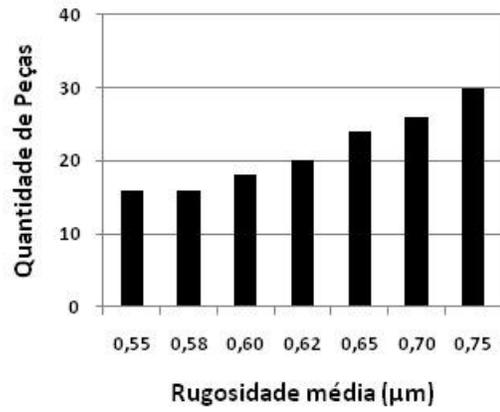
Figura 5.34 - Eixo Comando – 3º Mancal (Rugosidade)



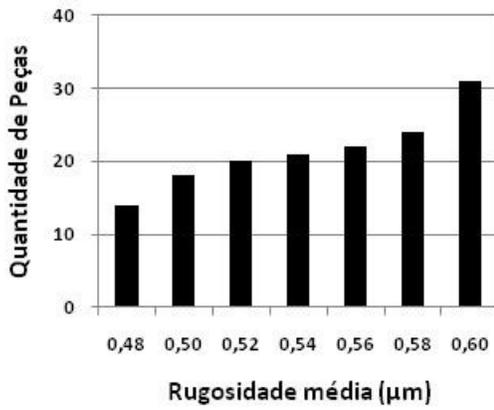
Experimento 3 - 3º mancal



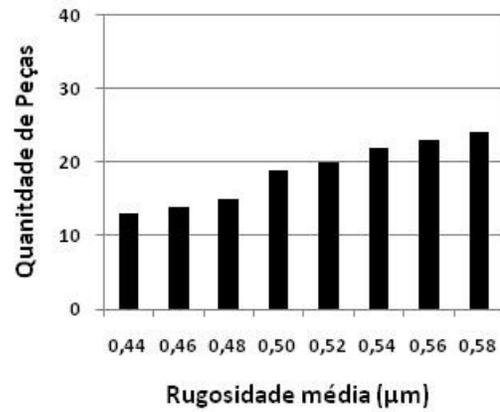
Experimento 4 - 3º mancal



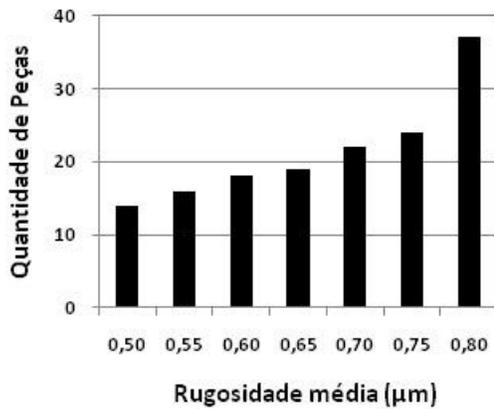
Experimento 5 - 3º mancal



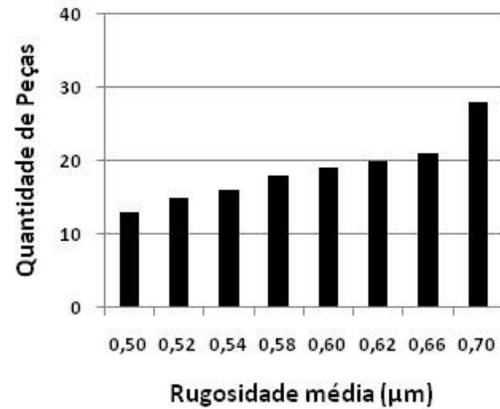
Experimento 6 - 3º mancal



Experimento 7 - 3º mancal



Experimento 8 - 3º mancal



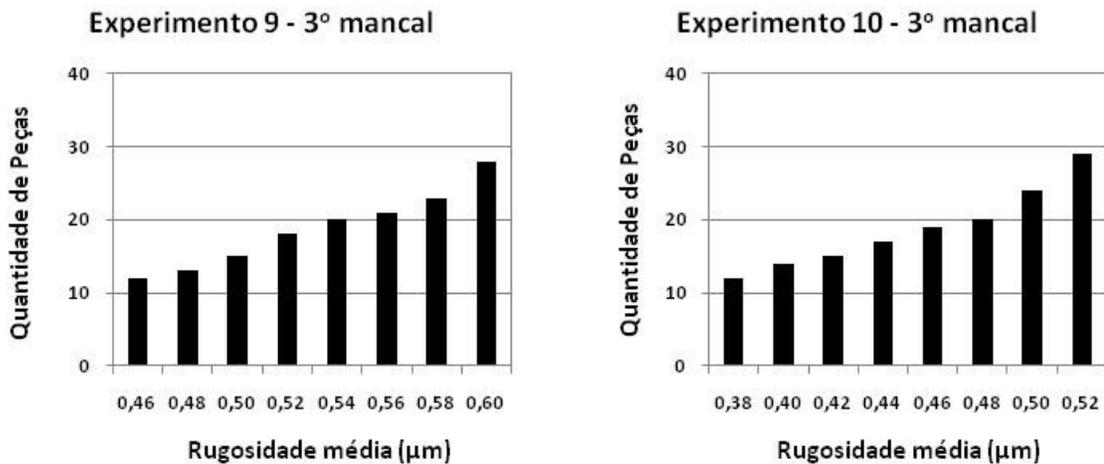


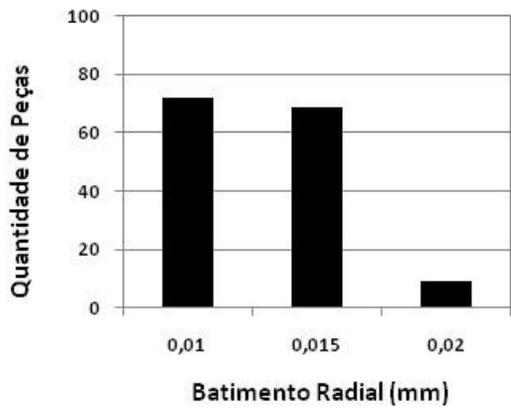
Figura 5.35 - Valores encontrados na medição da Rugosidade média (mm) para o diâmetro do terceiro mancal para todos os experimentos realizados

Na figura 5.35 pode-se observar que após a medição da rugosidade média (Ra) do diâmetro do terceiro mancal, foram encontrados valores entre 0,38 μm (experimento 10) e 0,85 μm (experimento 1). Aqui se repete o que ocorreu no torneamento do primeiro mancal. A especificação de rugosidade é 0,4 μm. Novamente, a menos poucas peças produzidas no experimento 10, as demais não atingiram o valor especificado. Isso faz com que seja necessária uma operação posterior de acabamento. A rigidez do terceiro mancal e do primeiro mancal parece semelhante, haja vista que os valores de rugosidade são similares. Os valores de rugosidade obtidos no segundo mancal apresentou-se maior, provavelmente em função do que foi mencionado anteriormente. Caso a especificação de rugosidade passasse de 0,4 μm para 0,6 μm, as condições dos experimentos 5 e 6 poderiam ser usadas, para ferramentas de Cermet, e 9 e 10 para as ferramentas de CBN. Novamente, todas elas apresentam baixa taxa de remoção de material.

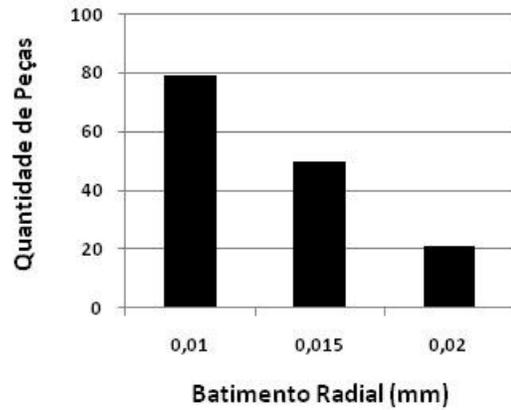


Figura 5.36 - Eixo Comando – 3º Mancal (Batimento)

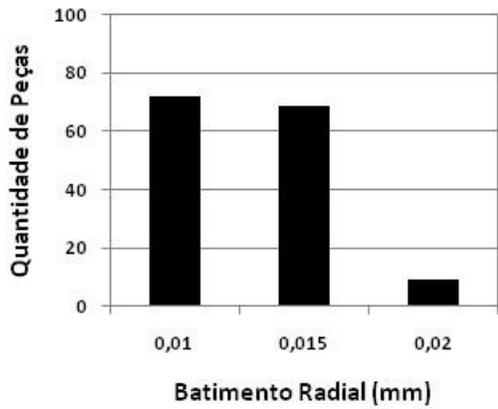
Experimento 1 - 3º mancal



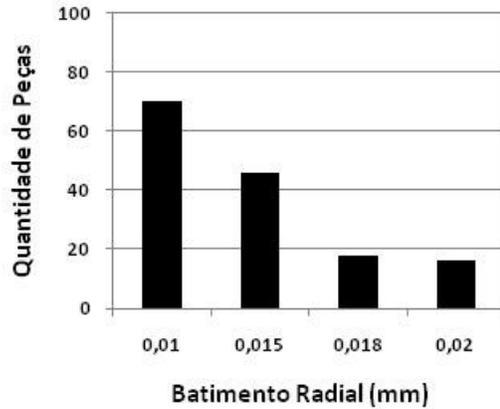
Experimento 2 - 3º mancal



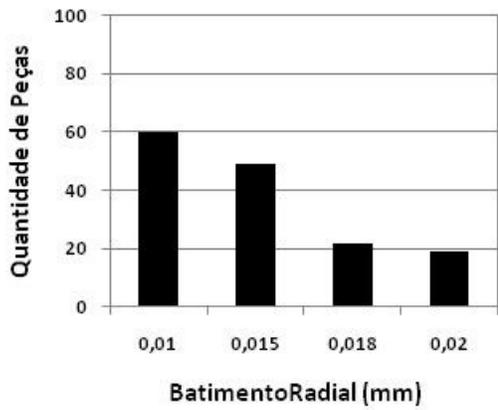
Experimento 3 - 3º mancal



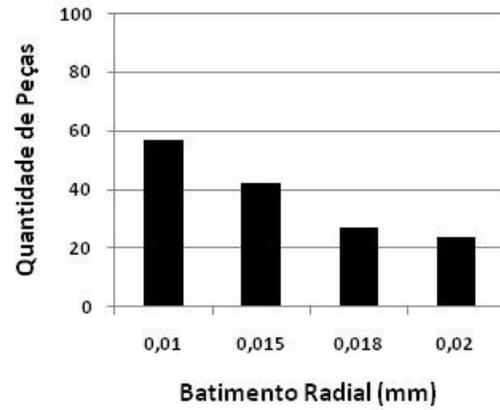
Experimento 4 - 3º mancal



Experimento 5 - 3º mancal



Experimento 6 - 3º mancal



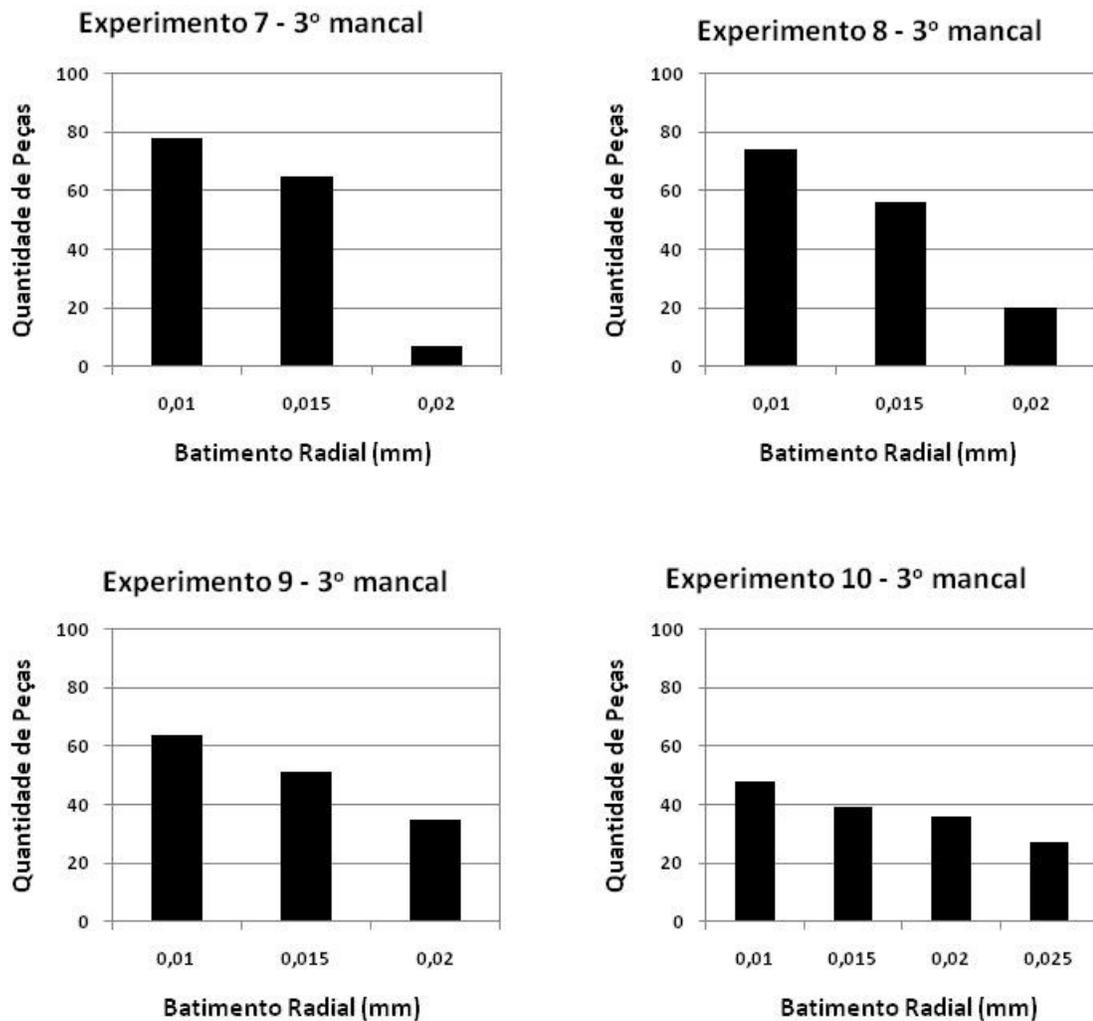


Figura 5.37 - Valores encontrados na medição do Batimento Radial (mm) para o diâmetro do terceiro mancal para todos os experimentos realizados

Na figura 5.37 pode-se observar que após a medição do batimento do diâmetro do terceiro mancal, foram encontrados valores entre 0,01mm a 0,025mm.

A especificação de batimento radial para o diâmetro do terceiro mancal é de 0,025 mm. Com isso, todos os eixos produzidos estavam dentro do especificado.

Em termo de batimento radial não seria necessário uma operação de acabamento posterior. Aqui fica a recomendação da utilização das condições dos experimentos 1 e 2 para metal duro e 8 para CBN.

Novamente, os valores de batimento radial obtidos no terceiro mancal são similares aos

obtidos no primeiro mancal, corroborando o que foi comentado em termos de rugosidade.

Isso é mais um indicador de que a rigidez apresentada na usinagem desses 2 mancais é similar.

A tabela 5.2 mostra as condições de corte testadas em todos os experimentos.

Tabela 5.2 - Condições de corte testadas

Exp.	v_c (m/min)	f_n (mm/rot)	a_p (mm)	inserto	Vida(peças/aresta)	Tc(minutos)
1	250	0,20	0,5	Metal duro	85	10,0
2	275	0,15	0,5	Metal duro	80	9,41
3	300	0,10	0,5	Metal duro	75	9,22
4	200	0,10	0,3	Cermet	65	8,15
5	250	0,08	0,3	Cermet	60	7,06
6	250	0,05	0,3	Cermet	50	6,28
7	600	0,15	0,3	CBN	150	18,05
8	650	0,10	0,3	CBN	135	16,25
9	700	0,07	0,3	CBN	125	15,05
10	750	0,04	0,3	CBN	115	14,24

6 Conclusões e sugestões para próximos trabalhos

Após o desenvolvimento do trabalho e análise dos resultados obtidos, dentro das condições testadas pode-se concluir:

Após a implantação do processo de pré-calibração, com a utilização de mais um passe no desbaste dos diâmetros usinados do eixo comando, verificou-se uma expressiva diminuição dos valores encontrados de batimento. Porém, essa melhora não foi suficiente para atingir a especificação final para o componente em nenhum dos diâmetros avaliados;

No diâmetro da espiga o batimento radial inicial era de 0,4 mm a 1,2 mm e passou para 0,01 mm a 0,05 mm;

De forma similar, o diâmetro do anel foi de 0,4 mm a 1,3 mm para 0,01 mm a 0,05 mm;

O diâmetro do primeiro mancal passou de 0,4 mm a 1,2 mm para 0,02 mm a 0,04 mm;

O diâmetro do segundo mancal passou de 0,5 mm a 1,2 mm para 0,04 mm a 0,05 mm. Nota-se que a fundição forneceu valores semelhantes de batimento radial para os diferentes diâmetros, mas a usinagem, por sua vez, apresentou batimento radial mais elevado para o segundo mancal, por causa da deflexão da peça;

O diâmetro do terceiro mancal passou de 0,8 mm a 1,3 mm para 0,02 mm a 0,04 mm;

Com a melhora apresentada, 63%, 72%, 15%, 0% e 45% das peças atenderam às especificações nos diâmetros da espiga, anel, primeiro, segundo e terceiro mancal respectivamente, insuficiente para adoção do torneamento como operação final para esse componente;

A utilização de luneta hidráulica móvel somada ao alinhamento da máquina-ferramenta, porta-ferramenta com maior rigidez e pastilha alisadora mostrou-se eficiente para melhora do acabamento superficial e batimento radial;

Como o eixo comando era fornecido bruto pela fundição, houve a necessidade de se usinar um diâmetro para ser utilizado para a pega ou localização e “mancalização” da luneta hidráulica móvel;

Essa operação aumentou o tempo de corte;

O diâmetro da espiga apresentou rugosidade média (Ra) entre 0,38 μm a 0,8 μm dentro das condições testadas;

Avanços menores geraram rugosidades médias menores;

O avanço mostrou-se mais influente na rugosidade do que a velocidade de corte;

O batimento radial do diâmetro da espiga teve seu valor máximo reduzido de 0,05 mm para 0,015 mm, de forma que todos os diâmetros usinados atenderam à especificação;

Com isso, para o diâmetro da espiga as condições do experimento 2 para o Metal duro e 7 ou 8 para o CBN podem ser usadas, todas apresentando taxas de remoção relativamente elevadas;

Para o diâmetro do anel, a rugosidade média obtida ficou entre 0,38 μm a 0,8 μm . Com isso, todas as peças usinadas atenderam à especificação;

O batimento radial máximo diminuiu de 0,05 mm para 0,02 mm, com isso, também no tocante ao batimento radial todas as peças atenderam à especificação;

As condições dos experimentos 1 e 2 para o Metal duro e 8 para o CBN podem ser utilizadas, pois atenderam às especificações de tolerância com relativa alta taxa de remoção de cavaco;

O diâmetro do primeiro mancal apresentou rugosidade média entre 0,38 μm a 0,8 μm após o torneamento de acabamento. Com isso, poucas peças atenderam às especificações;

O batimento radial passou de 0,02 a 0,04 mm para 0,01 a 0,025 mm. Com isso, todas as peças atenderam às especificações nesse quesito;

O primeiro mancal, dentro das condições testadas, necessita de uma operação posterior ao torneamento;

Caso a especificação de rugosidade média (Ra) passasse de 0,4 μm para 0,6 μm , o torneamento com as condições dos experimentos 5 e 6 para Cermet e 9 e 10 para CBN seriam suficientes porém, com taxas de remoção de cavaco relativamente baixas;

O segundo mancal apresentou comportamento semelhante ao primeiro mancal em termos de rugosidade, entre 0,4 μm e 0,95 μm . Esses valores fizeram com que poucas peças atendessem

às especificações;

A faixa de batimento radial do segundo mancal foi igual à do primeiro, com todas as peças atendendo à especificação;

Os resultados de batimento radial indicam que a “mancalização” feita foi eficiente;

No caso do segundo mancal, se a especificação de rugosidade média (Ra) passasse de 0,4 µm para 0,6 µm, as condições 9 e 10 com ferramentas de CBN poderiam atender, mas com taxas de remoção de cavaco relativamente baixas;

Para o terceiro mancal, a rugosidade média (Ra) foi entre 0,38 µm a 0,65 µm, similar ao primeiro mancal, com poucas peças dentro da especificação;

Todas as peças atenderam às especificações de batimento radial;

Caso a especificação de rugosidade média (Ra) passasse de 0,4 µm para 0,6 µm, as condições 1 e 2 para Metal duro e 8 para CBN atenderiam, com relativamente alta taxa de remoção de cavaco;

As ferramentas de CBN apresentaram vida mais elevada e taxa de remoção também maior do que as ferramentas de Metal duro e Cermet;

Como foram constatados em todos os dez experimentos realizados, os diâmetros da espiga e do anel, as especificações foram atingidas conforme especificação da engenharia do produto, a partir pode-se eliminar a operação de retificação, atualmente realizada;

Dessa forma, pode-se eliminar a retificadora cilíndrica Vigorelli, da retificação do segundo mancal ou mancal central e do terceiro mancal, passando essas operações, com as devidas alterações, para a retificadora ZEMA;

Com a eliminação da retificadora cilíndrica Vigorelli, é possível uma redução de custo relacionado com mão de obra direta, consumo de rebolos, dressadores, óleo refrigerante, papel filtro e descarte de borra de retífica, tratamento de óleo refrigerante contaminado e consumo de energia elétrica. Essa economia gira em torno de R\$ 100.000,00 anual nos dias de hoje;

A retificadora cilíndrica Vigorelli pode ser disponibilizada para uma possível venda;

O valor de mercado de uma retificadora cilíndrica Vigorelli usada é de aproximadamente

R\$ 50.000,00 nos dias de hoje;

Com a implantação das melhorias propostas, é possível uma redução de R\$ 150.000,00 nesse primeiro momento.

Referências

AGOSTINHO, O. L., VILELLA, R. C., BUTTON, S. T. 2004. Processos de Fabricação e Planejamento de Processos. 2ª Ed. Campinas, UNICAMP, Processos Produtivos em Engenharia de Produção – Usinagem. <http://mmborges.com/processos/> , 01/11/2009

AMERICAN SOCIETY FOR METALS, C1967, ASM HANDBOOK COMMITTEE. Metals Handbook. V3. Machining. 8th Ed. Ohio.

ALTINTAS, Y. Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations and CNC Design. New York: Cambridge University Press, 2000.

BELHADI, S. et.al. Experimental And Numerical Study of Chip Formation During Straight, Turning of hardened AISI 4340 Steel J.Engineering Manufacture, Part B, Vol. 219, P. 515 – 524, 2005.

BOOTHROYD, G.; KNIGHT, W.A. Fundamentals of Machining and Machine Tools. 2nd ed. New York: Marcel Dekker, 1989.

CHILDS, T.H.C. et al. Metal Machining: Theory and Applications. London: Arnold, 2000.

CIMM, Centro de Informação Metal Mecânico, 2009,

http://www.cimm.com.br/portal/noticia/material_didatico/4862/ Acesso em: 09 de julho de 2010.

DAVIM, J. P.; MARANHÃO, C. A study of plastic strain and plastic strain rate in machining of steel AISI 1045. Materials and Design. Vol.30, n.1, p.160-165, 2009.

DEGARMO, E. P.; BLACK, J. T., KOSHER, R. A. Materials and Processes in Manufacturing. Eighth edition, NJ: Prentice.Hall, 1997.

DIFER, FERRAMENTAS DIAMANTADAS, Catálogo de Produtos, 2010.

DINIZ, A. E. ; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. Tecnologia da Usinagem dos Metais, Artliber, São Paulo: 2000.

FERRARESI, D. ; 1970.Fundamentos da Usinagem dos Metais,Editora Edgard Blucher, São Paulo: 1970.

FERREIRA, A. B de H., Novo Dicionário da Língua Portuguesa. 2ª Ed. Rio de Janeiro: Editora Nova Fronteira, 1986.

FUCHS PETROLUB AG ALEMANHA. Catálogo de Produtos, 2010.

GUO, Y. B.; YEN, D. W.A FEM study on mechanisms of discontinuous chip formation in hard machining. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 155- 156, p. 1350 – 1356, 2004.

Tool Life Testing with Single-point Turning Tools

KALPAKJIAN, S.; SCHMID, S. R. Manufacturing. Engineering and Tecnology.4th ed. Upper Sadle River: Prentice Hall, 2001.

MACHADO, A. R.; Silva, M. B., Usinagem dos Metais. 4ª edição. Uberlândia: Editora da UFU. 172pg. Apostila.1999.

MILLS, B., REDFORD, A. H. 1983.Machinability of Engineering Materials, Applied Science Publishers, London, 1983.

MITUTOYO SUL AMERICANA. Catálogo Geral de Produtos p.405, 2009.

MORI SEIKI THE MACHINE TOOL COMPANY, Catálogo de Máquinas, 2010.

NG, E. – G.; ASPINWALL, D.K. The Effect of Workpiece Hardness and Cutting Speed on the Machinability of AISI H13 Hot Work Die Steel When Using PCBN Tooling.Transactions of the ASME.Vol.124, p.588-594, 2002.

PANTALE, O. et al. 2D and 3D numerical models of metal cutting with damage effects. Comput. Mech. Engrg. Vol.193, p.4383-4399, 2004.

ROHM FERRAMENTAS DE FIXAÇÃO, Catálogo Geral de Produtos, 2010.

ROSSI FERRAMENTAS DIAMANTADAS, Catálogo de Produtos, 2010.

LAND ROVER, NORMA RES 21 FC 01, ROVER ENGEERING STANDARD, TITLE: High Duty Grey Castiron, Issue nº10, de Julho de 1996.

SHAW, M.C.; 1996, Metal Cutting Principles, Oxford university Press, Great Britain, 1996.

SANDVIK COROMANT, Modern Metal Cutting – Sandvik Coromant Technical Editorial Dept, Tofters Tryckeri AB, 1º Edition ISBN 91-972299-0-3 Sweden, pp. X1 - X159, 1994.

SANDVIK COROMANT, Catálogo de Ferramentas, 2009.

SCHAEFFLER GROUP, Catálogo Geral de Rolamentos INA, FAG, 2010.

SECO TOOLS, Fundamentos do Torneamento, 2006.

SECO TOOLS, Catálogo de Ferramentas, 2008.

STEMMER, C.E. ; Ferramentas de Corte I, 3ª edição, Editora da UFSC, Florianópolis, 1995.

TRENT, M. C., WRIGHT, P. K., Metal Cutting Principles – 4th edition, Butterworth – Heinemann, USA, 2000.

VIGORELLI MÁQUINAS INDUSTRIAIS, Catálogo Geral de Máquinas Operatrizes, 2010.

WALTER TOOLS, Catálogo de Ferramentas, 2009.

ZEMA INDÚSTRIA DE MÁQUINAS, Catálogo de Máquinas Operatrizes, 2010.