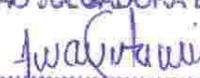


ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE A REDAÇÃO FINAL DA
TESE DEFENDIDA POR ENEAS ROSSI NETO

..... E APROVADA
PELA COMISSÃO JULGADORA EM 05 / 02 / 2009.


.....

ORIENTADOR

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

Torneamento Interno de Cilindros Automotivos de Ferro Fundido Cinzento Centrifugado

Autor: Enéas Rossi Neto

Orientador: Prof. Dr. Amauri Hassui

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

Torneamento Interno de Cilindros Automotivos de Ferro Fundido Cinzento Centrifugado

Autor: Enéas Rossi Neto

Orientador: Prof. Dr. Amauri Hassui

Curso: Engenharia Mecânica

Área de Concentração: Usinagem dos Metais

Dissertação de mestrado acadêmico apresentado à comissão de Pós-Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica, como requisito para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Campinas, 2009

S.P. - Brasil

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

R73t Rossi Neto, Enéas
Torneamento interno de cilindros automotivos de ferro fundido cinzento centrifugado / Enéas Rossi Neto. -
-Campinas, SP: [s.n.], 2009.

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

1. Automóveis - Motores - Cilindros. 2. Tornos -
Controle numérico. 3. Ferro fundido centrifugado. I.
Hassui, Amauri. II. Universidade Estadual de Campinas.
Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

Título em Inglês: Internal turning for cylinder liners made of centrifuged gray cast iron
Palavras-chave em Inglês: Cylinder liners, Boring, Internal Turning, Centrifugally gray
cast iron

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Titulação: Mestre em Engenharia Mecânica

Banca examinadora: Anselmo Eduardo Diniz, João Roberto Ferreira

Data da defesa: 05/02/2009

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

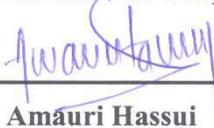
DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADÊMICO

Torneamento Interno de Cilindros Automotivos de Ferro Fundido Cinzento Centrifugado

Autor: **Enéas Rossi Neto**

Orientador: Prof. Dr. **Amauri Hassui**

A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Dissertação:



Prof. Dr. Amauri Hassui

Universidade Estadual de Campinas



Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz

Universidade Estadual de Campinas



Prof. Dr. João Roberto Ferreira

Universidade Federal de Itajubá

Campinas, 05 de Fevereiro de 2009

Dedicatória:

Dedico este trabalho ao meu pai (*in memoriam*), à minha mãe e aos meus irmãos, que sempre estiveram presentes em todos os momentos da minha vida e que sempre incentivaram minhas decisões.

Agradecimentos:

Este trabalho não poderia ser concluído sem a ajuda de diversas pessoas às quais presto minha homenagem:

Primeiramente agradeço à Deus.

Novamente agradeço à minha família, pelo incentivo prestado em todos os momentos da minha vida.

À minha namorada Gabriela, pela convivência, companheirismo e confiança.

Ao meu orientador, que me mostrou os caminhos a serem seguidos.

A todos os companheiros das Indústrias Romi, que confiam em meu trabalho e apoiam minhas ações profissionais, pessoais e acadêmicas.

Aos amigos da Magneti Marelli, que autorizaram a elaboração deste trabalho abordando seus produtos e disponibilizaram as informações, equipamentos e intervenções necessárias para conclusão do mesmo.

À Sandvik e a todas as empresas e pessoas que ajudaram na elaboração deste trabalho.

A todos os professores e colegas do departamento, que ajudaram de forma direta e indireta na conclusão deste trabalho.

O sonho sem ação é pura ilusão.

Resumo

ROSSI NETO, Enéas. *Torneamento Interno de Cilindros Automotivos de Ferro Fundido Cinzento Centrifugado*, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2009. 115 p. Dissertação (Mestrado).

Neste trabalho procurou-se estudar e desenvolver um processo inédito de usinagem para ser implementado na manufatura dos cilindros automotivos, componentes muito importantes utilizados nos motores de automóveis que possuem bloco de alumínio. São poucos e conhecidos os fabricantes do segmento automotivo que fabricam este produto, sendo que, até então, todos utilizavam operação de mandrilamento para usinagem do diâmetro interno da camisa. Entre outras vantagens, este trabalho propõe aumentar a produtividade de maneira significativa, atendendo todas as especificações técnicas do produto. A operação de mandrilamento foi substituída por torneamento interno, utilizando um centro de torneamento com sistema de carga e descarga integrado, ferramentas de corte e dispositivos de fixação especiais e estratégias de usinagem diferenciadas. As camisas para cilindro são fabricadas de ferro fundido cinzento centrifugado, um material extremamente abrasivo que requer cuidados na sua manufatura. Após o desenvolvimento completo do processo e prévios ensaios de usinagem para definição das premissas, utilizou-se uma metodologia objetiva para otimização do processo proposto, realizada no ambiente fabril, considerando todas as variáveis encontradas nas condições reais de produção. Os resultados obtidos mostraram que os insertos de metal duro com cobertura apresentaram um melhor desempenho que os insertos de cerâmica à base de nitreto de silício e de óxido de alumínio na aplicação em estudo, sendo constatado também as melhores condições de corte para o torneamento interno de cilindros automotivos de ferro fundido cinzento centrifugado.

Palavras Chave: Cilindros automotivos, Mandrilamento, Torneamento interno, Ferro fundido cinzento centrifugado.

Abstract

ROSSI NETO, Enéas. *Internal Turning for Cylinder Liners made of Centrifuged Gray Cast Iron*, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2009. 115 p. Dissertação (Mestrado).

This investigation describes and shows an unprecedented machining process to be used for manufacturing cylinder liners, which are very important parts used in aluminum engine blocks for automobiles. There are few known companies that manufacture this kind of component, and until now, all of them use a boring process to machine the internal diameter of the cylinder liner. Among other advantages, this investigation intends to increase significantly productivity, while respecting all technical specifications of the product. The boring process was replaced by internal turning, which uses a turning center with load/unload system, special cutting tools and clamp devices, as well as audacious machining strategies. The cylinder liners are made from centrifuged gray cast iron, an extreme abrasive material that needs special care during its machining process. After the complete development of the process and tryouts to define the preliminary data, it has been used an objective methodology to optimize the proposed process, developed on the shop floor, considering all the variables found in real production conditions. The investigation results shown the carbide inserts had better performance than the silicon nitride and aluminum oxide ceramic inserts in this studied application, evidencing the best cutting conditions to internal turning for cylinder liners made of centrifuged gray cast iron.

Key Words: Cylinder liners, Boring, Internal turning, centrifugally gray cast iron.

Sumário

Dedicatória	iv
Agradecimentos	v
Resumo.....	vii
Abstract	viii
Sumário	ix
Lista de Figuras	xi
Lista de Tabelas.....	xiii
Nomenclatura	xiv
Capítulo 1	1
Introdução.....	1
Capítulo 2	3
Revisão da Literatura	3
2.1 Ferro Fundido	3
2.1.1 Generalidades dos ferros fundidos	3
2.1.1.1 Processo de fabricação dos ferros fundidos	5
2.1.1.2 Diagrama de equilíbrio Fe-C.....	5
2.1.1.3 Fatores que influenciam a estrutura do ferro fundido	8
2.1.1.4 Componentes estruturais dos ferros fundidos	10
2.1.1.5 Fatores que influenciam nos característicos de grafitização dos ferros fundidos	12
2.1.1.6 Fatores metalúrgicos que afetam a usinabilidade dos ferros fundidos.....	12
2.1.2 Ferro fundido cinzento	14
2.1.2.1 Propriedades dos ferros fundidos cinzentos	15
2.1.3 Ferro fundido cinzento centrifugado	20
2.1.3.1 Aplicação do ferro fundido cinzento centrifugado.....	20
2.1.3.2 Processo de fundição centrífuga.....	23
2.1.3.3 Características do ferro fundido cinzento centrifugado	24
2.2 Usinagem de Ferro Fundido.....	26
2.2.1 Mecanismo de formação de cavaco	26
2.2.2 Materiais das ferramentas de corte.....	28
2.2.2.1 Metal duro	28
2.2.2.2 Metal duro com cobertura	30
2.2.2.3 Cerâmica.....	36
2.2.3 Fluidos de corte para ferro fundido	39
2.2.3.1 Fluido de corte como refrigerante	39
2.2.3.2 Emulsões	40
2.2.3.3 Usinagem sem fluido de corte.....	41

2.2.4 Mecanismos de desgaste da ferramenta na usinagem do ferro fundido	42
2.3 Operações de Usinagem	45
2.3.1 Torneamento interno	45
2.3.1.1 Forças de corte em operações de torneamento interno.....	47
2.3.1.2 Fixação da barra de torneamento	51
2.3.1.3 Escoamento de cavacos	52
2.3.2 Mandrilamento	53
2.3.2.1 Tipos de operações de mandrilamento	54
2.3.2.2 Ferramentas para mandrilamento	56
2.3.2.3 Mandrilamento dos cilindros automotivos.....	57
Capítulo 3	62
Materiais, Equipamentos e Métodos Experimentais	62
3.1 Processo de usinagem proposto.....	62
3.1.1 Peça	62
3.1.2 Máquina-ferramenta	65
3.1.3 Sistema de fixação.....	67
3.1.4 Ferramental.....	68
3.2 Medições das especificações técnicas	69
3.2.1 Dimensional	70
3.2.2 Cilindricidade	70
3.2.3 Rugosidade	71
3.2.4 Medição dos desgastes dos insertos	71
3.3 Procedimento Experimental	72
3.3.1 Ensaios preliminares	72
3.3.1.1 Objetivos	72
3.3.1.2 Dificuldades e ajustes necessários.....	73
3.3.1.3 Testes e definições das premissas iniciais.....	79
3.3.2 Critérios para os ensaios de usinagem.....	80
3.3.3 Planejamento experimental	81
3.3.4 Ensaios com insertos de metal duro	82
3.3.5 Ensaios com insertos de cerâmica	83
Capítulo 4	85
Resultados e Discussões.....	85
4.1 Resultados dos ensaios de usinagem com insertos de metal duro.....	85
4.1.1 Desgaste de flanco dos insertos.....	85
4.1.2 Rugosidade	91
4.1.3 Cilindricidade	93
4.1.4 Tolerância dimensional	95
4.2 Resultados dos ensaios de usinagem com insertos de cerâmica	98
4.2.1 Cerâmica à base de nitreto de silício	98
4.2.2 Cerâmica à base de óxido de alumínio	105
Capítulo 5	107
Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros.....	107
5.1 Conclusões	107
5.2 Sugestões para Trabalhos Futuros	109
Referências Bibliográficas	110

Lista de Figuras

2.1 - Diagrama de equilíbrio Fe-C	6
2.2 - Aspecto micrográfico da ledeburita	7
2.3 - Aspecto micrográfico apresentado por um ferro fundido hipoeutético	7
2.4 - Aspecto micrográfico de ferro fundido branco hipereutético	7
2.5 - Estrutura de ferro fundido cinzento do tipo eutético	9
2.6 - Forma e distribuição dos veios de grafita	10
2.7 - Estrutura de ferro fundido apresentando grandes veios de grafita, o eutético complexo rico em fósforo e mais inclusões, numa matriz perlítica	11
2.8 - Comparação de usinabilidade entre os principais tipos de ferros fundidos	13
2.9 - Capacidade de amortecimento do ferro fundido em comparação com o aço	15
2.10 - Morfologia da grafita no ferro fundido cinzento	17
2.11 - Estrutura do ferro fundido cinzento convencional e depois da deformação	18
2.12 - Relação típica entre carbono equivalente e resistência à tração	19
2.13 - Bloco de alumínio para motor automotivo com camisas para cilindros	21
2.14 - Superfície de um inserto com e sem camada de MnS	22
2.15 - Máquina para fundição centrífuga	23
2.16 - Efeito da velocidade de agitação na estrutura do ferro fundido	24
2.17 - Formação de cavaco do ferro fundido	27
2.18 - Composição química e características dos tipos de metal duro	29
2.19 - Imagem da secção transversal de uma camada de WC/C	33
2.20 - Ilustração do processo CVD	33
2.21 - Secção transversal de uma cobertura de diamante	34
2.22 - Falhas tribológicas na superfície da cobertura de TiN + multi TiAlSiN + TiN	34
2.23 - Falha da cobertura de TiN + multi TiAlSiN + TiN	35
2.24 - Falhas tribológicas na superfície da cobertura de TiC +Ti(C,N) + Al ₂ O ₃ + TiN	35
2.25 - Comparação dos desgastes verificados nos insertos de metal duro e de cerâmica	44
2.26 - Forças de corte tangencial e radial com suas deflexões	47
2.27 - Ângulos de posição, forças de corte e suas tendências à vibração	48
2.28 - Raios de ponta, forças radiais e suas tendências à vibração	49
2.29 - Relação entre raio de ponta, profundidade de corte e ângulo de posição	49
2.30 - Configurações de afiação para arestas	50
2.31 - Tipos de fixação para barras de torneamento	51
2.32 - Ação da força centrífuga no torneamento interno	52
2.33 - Operação de mandrilamento	54
2.34 - Operações de mandrilamento com corte de aresta única, multi-arestas e escalonado	55
2.35 - Operação de alargamento	55
2.36 - Ferramentas utilizadas para mandrilamento em desbaste	56

2.37 - Ferramentas utilizadas para mandrilamento em acabamento	57
2.38 - Mandriladora vertical com dois eixos-árvores e sistema de fixação utilizado para camisas .	58
2.39 - Sistemas de fixação, barras de mandrilar e detalhes da ferramenta de mandrilar	59
2.40 - Distribuição de temperatura na camisa para cilindro	60
3.1 - Análises metalográficas das amostras	63
3.2 - Dimensões das peças bruta e usinada	64
3.3 - Peças bruta e usinada	64
3.4 - Irregularidades do diâmetro interno	64
3.5 - Diferenciadores da máquina utilizada	65
3.6 - Máquina em projeto e após sua montagem	66
3.7 - Detalhes do sistema de fixação	67
3.8 - Análise da barra de mandrilar com insertos cruzados	68
3.9 - Projeto da barra de mandrilar e sua utilização na área de usinagem da máquina-ferramenta .	69
3.10 - Súbito e anel padrão	70
3.11 - Sistema de medição Form Tester e a malha gerada durante a medição da cilindricidade ..	70
3.12 - Rugosímetro	71
3.13 - Ilustração do processo em estudo	73
3.14 - Barra de mandrilar inicial e ajustes da cápsula ISO	74
3.15 - Simulação da barra de mandrilar sem defasagem dos insertos e ilustração do teste com desbaste e acabamento em dois passes	75
3.16 - Condição inicial “seqüencial” e condição atual “cruzada”	76
3.17 - Análise de deformação da barra com insertos seqüenciais	76
3.18 - Sistemas de fixação dos insertos anterior e atual	77
3.19 - Geometria e ângulos dos insertos definidos	78
3.20 - Classes dos insertos adotados para usinagem dos cilindros automotivos	80
4.1 - Desgaste de flanco dos insertos de MD x número de peças usinadas nos testes	86
4.2 - Desgaste do inserto 1 de desbaste ao fim da vida (metal duro com cobertura)	87
4.3 - Desgaste do inserto 2 de pós-desbaste (metal duro com cobertura)	88
4.4 - Desgaste do inserto 3 de pré-acabamento (metal duro com cobertura)	89
4.5 - Desgaste do inserto 4 de acabamento (metal duro com cobertura)	90
4.6 - Comparação de rugosidade x número de peças usinadas nos testes com MD	91
4.7 - Desgaste acentuado do inserto 4 de acabamento no teste com ajuste inicial da dimensão ...	92
4.8 - Aumento da rugosidade em função do desgaste acentuado do inserto 4 de acabamento	93
4.9 - Cilindricidade x número de peças usinadas nos testes com MD	93
4.10 - Desgastes verificados nos insertos da 4ª condição testada com MD	94
4.11 - Cilindricidade x rugosidade na 4ª condição testada com MD	95
4.12 - Dimensões do diâmetro interno x número de peças usinadas nos testes com MD	95
4.13 - Dimensões das peças acabadas x rugosidade x desgaste dos insertos	96
4.14 - Desgastes dos insertos de cerâmica à base de nitreto de silício na 1ª condição	99
4.15 - Desgastes dos insertos de cerâmica à base de nitreto de silício na 2ª condição	99
4.16 - Desgaste do inserto 1 de desbaste (nitreto de silício).	100
4.17 - Desgaste do inserto 2 de pós-desbaste (nitreto de silício).	101
4.18 - Desgaste do inserto 3 de pré-acabamento (nitreto de silício).	102
4.19 - Desgaste do inserto 4 de acabamento (nitreto de silício).	103
4.20 - Rugosidade nos ensaios com insertos de cerâmica à base de nitreto de silício.	104
4.21 - Cilindricidade nos ensaios com insertos de cerâmica à base de nitreto de silício.	104
4.22 - Dimensional nos ensaios com insertos de cerâmica à base de nitreto de silício.	104

Lista de Tabelas

2.1 - Composição química dos ferros fundidos típicos comuns	5
2.2 - Efeitos estruturais de alguns elementos químicos no ferro fundido	8
2.3 - Composição química dos ferros fundidos cinzentos	14
2.4 - Propriedades mecânicas dos ferros fundidos cinzentos	16
2.5 - Aplicações dos ferros fundidos cinzentos	16
2.6 - Propriedades de tensão depois de diferentes reduções	18
2.7 - Composição química sugerida para o ferro fundido cinzento centrifugado	25
2.8 - Comparação entre os materiais cerâmicos e o metal duro	38
2.9 - Elementos químicos verificados nos desgastes utilizando o sistema EDS	45
3.1 - Composição química das amostras	62
3.2 -Grafitização e matriz das amostras	63
3.3 - Posições dos insertos na barra de mandrilar	68
3.4 -Planejamento fatorial 2^2 para cada material dos insertos de corte	82
3.5 - Parâmetros de corte para metal duro recomendados e propostos para os ensaios	82
3.6 - Parâmetros de corte para cerâmica à base de nitreto de silício recomendados e propostos ..	83
3.7 - Parâmetros de corte para cerâmica mista à base de óxido de alumínio recomendados e propostos para os ensaios	84
4.1 - Condições testadas, tempos de ciclo e quantidade de peças usinadas com MD	85
4.2 - Condições testadas com a cerâmica à base de nitreto de silício	98
4.3 - Condições testadas com a cerâmica à base de óxido de alumínio	98

Nomenclatura

Letras Latinas

Ra – Rugosidade média aritmética	[μm]
ap – Profundidade de corte	[mm]
f – Avanço de corte	[mm/rot]
r_e – Raio de ponta do inserto	[mm]
V_B – Desgaste de flanco	[mm]
V_c – Velocidade de corte	[m/min]
χ_r – Ângulo de posição	[°]
T – Temperatura	[°C]
N – Rotação do eixo-árvore	[rpm]
P – Potência	[kW]
G₀ – Deslocamento rápido dos eixos da máquina	[m/min]

Abreviações

AFS – Sociedade dos Fundidores Americanos
ANSI – Instituto de Padronização Nacional Americano
ASTM – Sociedade Americana para Testes e Materiais
DIN – Instituto Alemão para Normalização
ISO – Organização Internacional para Padronização

HB – Dureza Brinell
HV – Dureza Vickers
IT – Índice de tolerância de fabricação

CVD – Deposição química de vapor
PVD – Deposição física de vapor

EDS – Espectrometria de energia dispersiva
LAM – Usinagem assistida por laser
MEV – Microscópio eletrônico de varredura
MQL – Mínima quantidade de fluido
MMC – Compósitos de matriz metálica

Al – Alumínio
C – Carbono
Ca – Cálcio
Cl – Cloro
Co – Cobalto
Cr – Cromo
Cu – Cobre
Fe – Ferro
Mg – Magnésio
Mn – Manganês
Mo – Molibdênio
Na – Sódio
Ni – Níquel
P – Fósforo
S – Enxofre
Si – Silício
Ti – Titânio
V – Vanádio
W – Tungstênio
Zn – Zinco

Al₂O₃ – Óxido de alumínio
CH₄ – Metano
CrN – Nitreto de cromo
Fe₃C – Carboneto de ferro
Fe₃P – Fosfeto de ferro
MnS – Sulfeto de manganês
NbC – Carboneto de nióbio
Si₃N₄ – Nitreto de silício
SiO₂ – Óxido de silício
TaC – Carboneto de tântalo
TiAlN – Nitreto de titânio-alumínio
TiAlCN – Carbonitreto de titânio-alumínio
TiAlSiN – Nitreto de titânio-alumínio-silício
TiC – Carboneto de titânio
TiCl₄ – Tetracloro de titânio
TiCN – Carbonitreto de titânio
TiZrN – Nitreto de titânio-zircônio
WC – Carboneto de tungstênio
Y₂O₃ – Óxido de ítrio
ZrO₂ – Óxido de zircônio

Capítulo 1

Introdução

Neste trabalho procurou-se estudar e desenvolver um processo de usinagem para ser implementado na manufatura de camisas para cilindros. As camisas para cilindros são componentes mecânicos utilizados nos motores de automóveis que possuem bloco de alumínio. Esses motores fazem parte da tendência automotiva mundial, pois além de permitir reparo e substituição dos itens danificados, seu peso reduzido influencia de maneira significativa o desempenho dos automóveis.

São poucos e conhecidos os fabricantes deste produto dentro do segmento automotivo, sendo que, até então, todos utilizavam a operação de mandrilamento para usinagem do diâmetro interno da camisa. O processo proposto neste trabalho visa aumentar a produtividade de maneira significativa, permitir flexibilidade da máquina utilizada e diminuir os custos relacionados a esta fase do sistema produtivo. Para isso, foi feita a substituição da operação de mandrilamento pelo torneamento interno, utilizando-se uma máquina especial com sistema de carga e descarga integrado, ferramentas de corte e dispositivos de fixação especiais, assim como estratégias de usinagem diferenciadas para atender às especificações técnicas do produto.

As camisas para cilindro são fabricadas de ferro fundido cinzento centrifugado, um material extremamente abrasivo que requer cuidados na sua manufatura. Este material proporciona alta resistência mecânica e térmica para a câmara de combustão, pois as temperaturas e pressões internas durante o trabalho são muito elevadas.

Na revisão da literatura serão apresentadas as generalidades dos ferros fundidos, as principais características dos ferros fundidos cinzentos e as especificações técnicas do ferro fundido cinzento centrifugado. Os principais fatores relacionados à usinagem de ferro fundido

serão abordados, focando principalmente o mecanismo de formação de cavaco, os materiais dos insertos de corte utilizados, as funções do fluido de corte e os mecanismos de desgaste encontrados nos testes realizados. O entendimento dos processos de mandrilamento e torneamento interno são fundamentais para compreensão do trabalho, pois com a comparação de ambos, ficam evidentes as dificuldades encontradas e as vantagens obtidas com a implementação do processo proposto.

Após o desenvolvimento completo do processo (máquina, ferramenta, fixação, peça e automação) foi feita uma otimização do mesmo em ambiente fabril, considerando-se todas as variáveis presentes nas condições reais de produção. Essa é uma metodologia bastante adequada para empresas do segmento de autopeças. Segundo Coppini e Baptista (2005), uma das metodologias de otimização do processo de usinagem, desenvolvida já há alguns anos e em constante aprimoramento, baseia-se no próprio ambiente fabril. Alguns dados obtidos a partir de ensaios de laboratório realizados em condições ideais e específicas não permitem extrapolações, o que os tornam impraticáveis na indústria. Os ensaios no chão de fábrica são importantes quando usados para desenvolver conceitos e explicar fenômenos como mecanismos de desgastes e comportamento da vida das ferramentas. Neste trabalho o conhecimento teórico do comportamento do processo de usinagem foi usado para proposição de melhorias.

Atender às especificações técnicas da peça em estudo (rugosidade, cilindridade e dimensão do diâmetro interno) e aumentar a produtividade do processo são tecnicamente os objetivos desse trabalho e, em função disso, após os ensaios preliminares para ajuste e premissas iniciais, foram realizados ensaios variando-se material (metal duro com cobertura, cerâmica à base de nitreto de silício e cerâmica à base de óxido de alumínio), geometria dos insertos bem como parâmetros de corte.

Para Sudo, Braghini e Coelho (2001), a usinagem altamente eficiente é a chave para obtenção de resultados bem sucedidos do sistema de manufatura ágil, com melhoria da flexibilidade até seu limite sem reduzir a produtividade. Produzir peças com qualidade a custos baixos são as metas de todos os sistemas produtivos.

Capítulo 2

Revisão da Literatura

2.1 Ferro Fundido

2.1.1 Generalidades dos ferros fundidos

Dentre as ligas de ferro-carbono, os ferros fundidos constituem um grupo de importância fundamental para a indústria, não só devido às características inerentes ao próprio material, como também pelo fato de, mediante introdução de elementos de liga, aplicação de tratamentos térmicos adequados e desenvolvimento do ferro fundido nodular, ter seu emprego viável em aplicações que, de certo modo, eram exclusivas dos aços.

Pelo conhecimento do diagrama de equilíbrio Fe-C, costuma-se definir ferro fundido como “ligas de Fe-C cujo teor de carbono se situa acima de 2,0% aproximadamente”. Face à influência do silício nessa liga, sobretudo sob o ponto de vista de sua constituição estrutural, o ferro fundido é geralmente considerado uma “liga ternária Fe-C-Si”, pois o silício está freqüentemente presente em teores superiores ao do próprio carbono. Por outro lado, em função de sua constituição estrutural, o carbono está geralmente presente, em grande parcela, na forma “livre”, chamada grafita (Chiaverini, 1996a).

Para Callister (2000), os ferros fundidos são genericamente classes de ligas de ferros que contém acima de 2,14% de carbono em sua composição. Na prática, a maior parte dos ferros fundidos contém carbono entre 3,0 e 4,5%, somado a outros elementos de liga.

De acordo com Diniz, Marcondes e Coppini (2001), ferros fundidos são ligas ferro-carbono com porcentagem de carbono entre 2 e 4%, contendo ainda outros elementos de liga como silício, manganês, fósforo e enxofre, além de níquel, cromo, molibdênio e cobre.

Dentro da denominação geral de “ferro fundido”, podem ser distinguidos os seguintes tipos de liga (Chiaverini, 1996a):

Ferro fundido cinzento – cuja fratura mostra uma coloração escura (daí a sua denominação), caracterizada por apresentar como elementos de ligas fundamentais o carbono e o silício e estrutura em que uma parcela relativamente grande do carbono encontra-se no estado livre (grafita lamelar) e outra parcela no estado combinado (Fe_3C).

Ferro fundido branco – cuja fratura mostra uma coloração clara (daí a sua denominação), caracterizado por apresentar ainda como elementos de liga fundamentais o carbono e o silício, mas cuja estrutura, devido às condições de fabricação e menor teor de silício, apresenta o carbono quase inteiramente na forma combinada (Fe_3C).

Ferro fundido mesclado – cuja fratura mostra uma coloração mista entre branca e cinzenta (daí a sua denominação), caracterizado igualmente por uma mescla de porções variáveis de ferro fundido branco e ferro fundido cinzento.

Ferro fundido maleável – caracterizado por ser obtido a partir do ferro fundido branco, mediante um tratamento térmico especial (maleabilização), resultando numa transformação de praticamente todo o ferro combinado em grafita na forma de nódulos.

Ferro fundido nodular – caracterizado por apresentar, devido a um tratamento realizado ainda no estado líquido, carbono livre na forma de grafita esferoidal, o que confere ao material característica de boa ductilidade, de onde a denominação freqüente para esse material de ferro fundido dúctil.

Ferro fundido de grafita compactada – caracterizado pelo fato da grafita apresentar-se em “escamas”, ou seja, com a forma de plaquetas ou estrias, motivo pelo qual tem sido também designado por “quase-escama”. Outras denominações são: escama agregada, semi-nodular e vermicular. É um produto que, como o ferro fundido nodular, exige adição de elementos especiais como terras raras. Com um elemento adicional, como o titânio, ocorre a redução da

formação de grafita esferoidal. O ferro fundido de grafita compactada pode ser considerado um material com propriedades intermediárias entre o ferro fundido cinzento e o ferro fundido nodular. Possui a fundibilidade do ferro fundido cinzento, com melhor resistência mecânica e alguma ductilidade. Sua comercialização é relativamente recente.

A faixa de composição dos cinco principais tipos de ferros fundidos, sem elementos de liga, está indicada na tabela 2.1:

Tabela 2.1 - Composição química dos ferros fundidos típicos comuns (Chiaverini, 1996a).

Tipo	Composição química, %				
	C	Si	Mn	S	P
Branco	1,80 / 3,60	0,50 / 1,90	0,25 / 0,80	0,06 / 0,20	0,06 / 0,20
Maleável	2,20 / 2,90	0,90 / 1,90	0,15 / 1,20	0,02 / 0,20	0,02 / 0,20
Cinzento	2,50 / 4,00	1,00 / 3,00	0,20 / 1,00	0,02 / 0,25	0,02 / 1,00
Nodular	3,00 / 4,00	1,80 / 2,80	0,10 / 1,00	0,01 / 0,03	0,01 / 0,10
Vermicular	2,50 / 4,00	1,00 / 3,00	0,20 / 1,00	0,01 / 0,03	0,01 / 0,10

2.1.1.1 Processo de fabricação dos ferros fundidos

O processo de fundição é a mais conveniente técnica de fabricação utilizada para processar os ferros fundidos. Hankin, Merriman e Buzzoni (1979) comentam que o ferro fundido foi produzido pela primeira vez na Inglaterra, no começo do século XV. O processo utilizado na época era basicamente o mesmo utilizado atualmente. Os minérios de ferro são desoxidados (reduzidos) e fundidos num alto forno, produzindo o ferro gusa. O ferro gusa é refundido em fornos de cúpula (cubilote) ou de indução, sendo posteriormente derramado em moldes para formar a peça fundida. A maior parte dos metais e ligas é fundida e vazada em formas acabadas ou semi-acabadas (Smith, 1996a).

2.1.1.2 Diagrama de equilíbrio Fe-C

É fundamental o conhecimento do diagrama de equilíbrio Fe-C no estudo dos ferros fundidos. Esse diagrama é relativo apenas à liga binária Fe-C, em que o principal elemento de liga é o carbono. O diagrama de equilíbrio Fe-C é mostrado pela figura 2.1.

(cementita) do outro. Esse eutético cristalizado é chamado ledeburita e é constituído de um fundo de cementita com aproximadamente 6,7% de carbono e cristais dendríticos de austenita, contendo 2,0% de carbono.

As figuras 2.2 a 2.4 mostram aspectos micrográficos encontrados nos ferros fundidos:

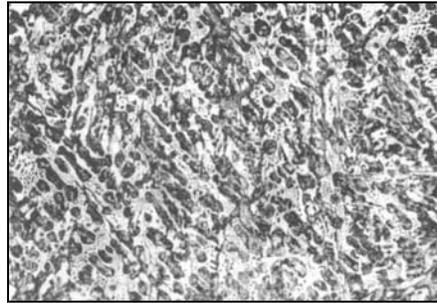


Figura 2.2 - Aspecto micrográfico da ledeburita. Estrutura típica de ferro fundido branco com 4,3% de carbono, com glóbulos de perlita sobre um fundo de cementita (Chiaverini, 1996a).

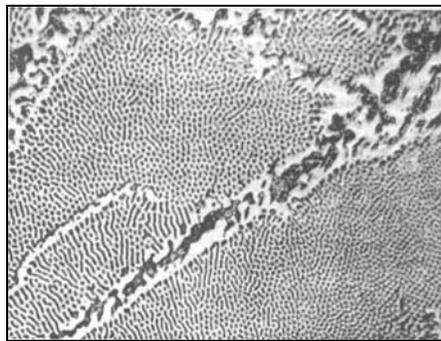


Figura 2.3 - Aspecto micrográfico apresentado por um ferro fundido hipoeutético. A estrutura apresenta dendritas de perlita, áreas pontilhadas constituídas de ledeburita e algumas áreas brancas constituídas de cementita (Chiaverini, 1996a).

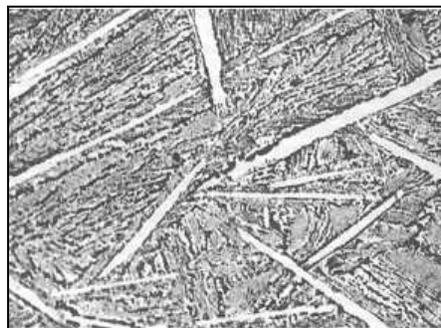


Figura 2.4 - Aspecto micrográfico de ferro fundido branco hipereutético. A estrutura apresenta longos cristais de cementita sobre um fundo de ledeburita (Chiaverini, 1996a).

2.1.1.3 Fatores que influenciam a estrutura do ferro fundido

São dois os fatores preponderantes na determinação da estrutura do ferro fundido: composição química e velocidade de resfriamento.

Composição química – os elementos que mais influem na estrutura são o carbono e o silício. O carbono determina a quantidade de grafita que se pode formar e o silício é essencialmente elemento grafitizante, favorecendo a decomposição do carboneto de ferro. Sua presença, independente do teor de carbono, pode fazer um ferro fundido tender para o cinzento ou para o branco. A tabela 2.2 mostra os efeitos dos elementos químicos durante a solidificação:

Tabela 2.2 - Efeitos estruturais de alguns elementos químicos no ferro fundido (Chiaverini, 1996a).

Elemento	Efeitos durante a solidificação	Efeitos durante a reação eutetóide
Alumínio	Forte grafitizante	Promove a formação de ferrita e grafita
Antimônio	Nas quantidades usadas, pequeno efeito	Forte estabilizador da perlita
Boro até 0,15%	Forte grafitizante	Promove a formação de grafita
Boro acima de 0,15%	Estabilizador do carboneto	Forte tendência à retenção da perlita
Cromo	Forte ação carbonetante. Forma carbonetos complexos muito estáveis	Forte tendência à formação de perlita
Cobre	Grafitizante fraco	Promove a formação de perlita
Manganês	Fraca tendência carbonetante	Formador de perlita
Molibidênio	Fraca tendência carbonetante	Forte formador de perlita
Níquel	Grafitizante	Fracamente promotor de perlita
Silício	Forte grafitizante	Promove a formação de ferrita e grafita
Telúrio	Forte tendência carbonetante, mas não estabilizadora	Muito fraco estabilizador da perlita
Estanho	Pequeno efeito na quantidade usada	Forte tendência à retenção da perlita
Titânio até 0,25%	Grafitizante	Promove a formação de grafita
Vanádio	Forte tendência carbonetante	Forte formador de perlita

O manganês, sempre presente, tem efeito oposto ao do silício, isto é, estabiliza a cementita e compensa de certo modo, a ação grafitizante do silício. A rigor, o manganês nos ferros fundidos, tanto quanto nos aços, é adicionado como dessulfurante. Entretanto, como na prática há sempre um excesso de manganês, este atua como estabilizador da perlita. Daí o seu efeito oposto ao do silício e sua utilidade para produzir estruturas com matriz predominantemente perlítica,

sobretudo em peças fundidas volumosas. O enxofre, que é uma impureza usualmente encontrada nos ferros fundidos, não tem uma ação muito significativa do ponto de vista de tendência grafitizante. O fósforo, que também é uma impureza usual, é um estabilizador relativamente forte do carboneto de ferro.

Velocidade de resfriamento – esse fator relaciona a velocidade de resfriamento propriamente dita durante a solidificação no interior dos moldes e a espessura das peças moldadas. Em outras palavras, secções espessas implicam em velocidades de resfriamento relativamente baixas e secções finas, em velocidades altas, o que significa também que em peças de secções com diferentes espessuras, ocorrem também diferentes velocidades de resfriamento. Para elevadas velocidades de resfriamento, como as que se verificam em secções finas ou nas áreas adjacentes às paredes do molde, não há muito tempo para a decomposição da cementita, de modo que, dependendo dos teores de carbono e de silício, pouca ou nenhuma grafitização ocorre e há tendência à formação de ferro fundido branco. Produz-se o que se chama na prática de secções coquilhadas.

Com as velocidades de resfriamento baixas das secções mais espessas, ocorre uma apreciável grafitização, dependendo sempre do teor de silício. A estrutura será essencialmente de grafita e perlita. Para resfriamento ainda mais lento e teor de silício mais elevado, a cementita da perlita pode também se decompor parcialmente, originando-se assim, a estrutura constituída de veios de grafita, perlita e ferrita, representada na figura 2.5. Essa estrutura confere ao material características de baixa dureza e excelente usinabilidade, além de razoável resistência mecânica (Chiaverini, 1996a).

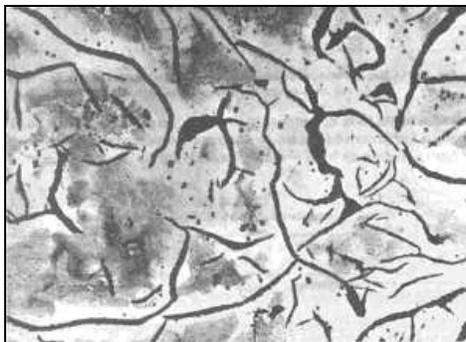


Figura 2.5 - Estrutura de ferro fundido cinzento do tipo eutético, mostrando os constituintes perlita, ferrita e veios de grafita (Chiaverini, 1996a).

É claro que haverá secções intermediárias, com alguma formação de grafita, resultando nelas, ferro fundido mesclado. A velocidade de resfriamento influi também na forma, distribuição e tamanho dos veios de grafita. Velocidades altas produzem veios finos, com uma distribuição dendrítica, comumente indesejável. Velocidades médias resultam em distribuição e tamanho normais, e velocidades muito lentas em uma distribuição de veios grosseiros de grafita.

2.1.1.4 Componentes estruturais dos ferros fundidos

A **grafita** é o mais importante componente estrutural do ferro fundido (carbono puro), por ser o elemento que determina fundamentalmente as características mecânicas dos ferros fundidos. Costuma-se comparar os ferros fundidos aos aços, chamando-os de aços contendo grafita em veios, pois a rigor os outros constituintes estruturais importantes (cementita, perlita e ferrita) são constituintes básicos dos aços. A razão pela qual os ferros fundidos apresentam propriedades tão distintas dos aços reside no fato dos veios de grafita constituírem uma solução de continuidade na estrutura ou matriz básica do material, em outras palavras, interrompem a uniformidade ou continuidade dessa matriz.

A ASTM e a AFS classificam o aspecto e a forma de apresentação da grafita em cinco tipos, sendo A = irregular desorientada, B = em roseta, C = desigual irregular, D = interdendrítica desorientada e E = interdendrítica orientada (Chiaverini, 1996a), conforme mostra a figura 2.6.

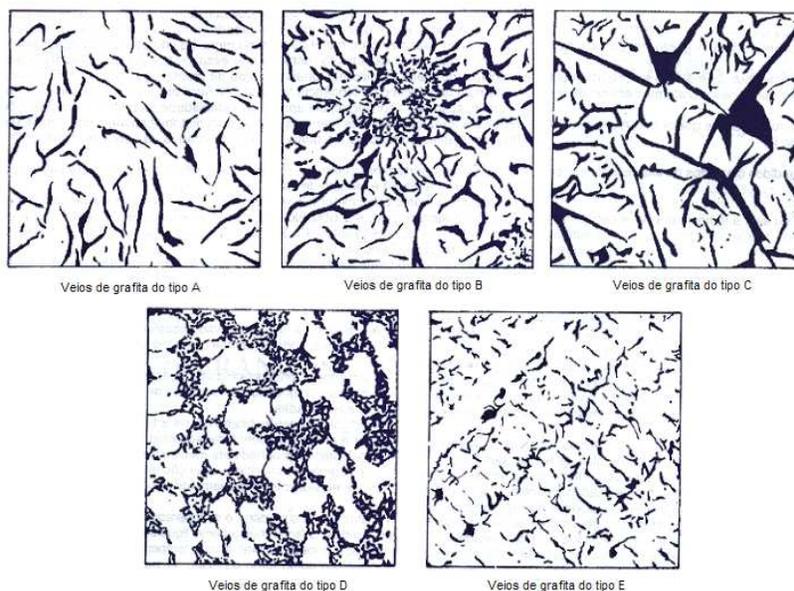
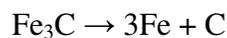


Figura 2.6 - Forma e distribuição dos veios de grafita, segundo as normas da ASTM e da AFS (Chiaverini, 1996a).

Do mesmo modo, essas associações classificam a grafita, pelas suas dimensões, em oito tamanhos, de 1 a 8, correspondendo o n° 1 às dimensões maiores (veios mais longos) e o n° 8 às dimensões menores.

A **ferrita** é ferro no estado alotrópico α , contendo em solução traços de carbono. Apresenta também uma estrutura de grãos poligonais irregulares, possui baixa dureza e baixa resistência à tração, mas excelente resistência ao choque e elevado alongamento.

A **cementita** é o carboneto de ferro Fe_3C contendo 6,67% de carbono, muito dura e quebradiça, possui estrutura cristalina ortorrômbica e é responsável pela elevada dureza e resistência, assim como pela menor ductilidade do ferro fundido. Callister (2000) afirma que a cementita é um composto meta-estável, que em algumas circunstâncias pode desassociar-se ou decompor-se para formar ferrita α e grafita, de acordo com a reação:



A **perlita** é a mistura mecânica de 88,5% de ferrita e 11,5% de cementita, na forma de lâminas finas dispostas alternadamente. As propriedades mecânicas da perlita são intermediárias entre as da ferrita e da cementita, dependendo, entretanto, do tamanho das partículas de cementita.

A **steadita** é um constituinte de natureza eutética, compreendendo partículas de fosfeto de ferro Fe_3P e carboneto de ferro Fe_3C , com baixo ponto de fusão (inferior a 982°C). Ocorre em áreas interdendríticas, formando uma segregação, pois essas áreas são as últimas que solidificam. A steadita ocorre quando a quantidade de fósforo presente é superior a 0,15%. É muito dura e frágil. Seu aspecto micrográfico é mostrado na figura 2.7:



Figura 2.7 - Estrutura de ferro fundido apresentando grandes veios de grafita, o eutético complexo rico em fósforo e mais inclusões, numa matriz perlítica (Chiaverini, 1996a).

A **ledeburita**, que ocorre nos ferros fundidos brancos, é um constituinte formado de pequenos glóbulos de perlita, sobre um fundo de cementita e por isso, apresenta elevada dureza (Chiaverini, 1996a).

2.1.1.5 Fatores que influenciam nos característicos de grafitação dos ferros fundidos

A grafitação (forma, distribuição e dimensões dos veios de grafita) e, portanto, a estrutura e as características mecânicas dos ferros fundidos, são influenciadas por outros fatores além da composição química e velocidade de resfriamento. O mais importante desses é a chamada **inoculação**, que consiste na adição de uma liga metálica no metal, enquanto este estiver líquido, quer no próprio forno ou na “panela de fundição” pouco antes do vazamento do material. Essa prática provoca o aparecimento de “núcleos” no metal fundido nos quais a formação de grafita pode começar. O efeito consiste num decréscimo da tendência de formação de ferro fundido branco, além de favorecer a formação de veios menores de grafita, com distribuição mais uniforme.

Outro fator a se considerar é o **superaquecimento**, ou seja, a temperatura de aquecimento do ferro fundido quando inteiramente líquido. Deve-se manter, geralmente, para melhores resultados, o metal fundido a uma temperatura muito alta (1500 a 1700°C), o que exige um forno elétrico. O superaquecimento resulta em início de grafitação em temperaturas mais baixas, o que promove a formação de veios menores e mais finos de grafita. Outro resultado obtido pelo superaquecimento diz respeito ao material tornar-se menos sensível à influência da variação da secção das peças. Nota-se, entretanto, uma tendência de grafita adquirir uma disposição interdendrítica, com conseqüente queda da resistência mecânica do material, que é corrigido pela inoculação (Chiaverini, 1996a).

2.1.1.6 Fatores metalúrgicos que afetam a usinabilidade dos ferros fundidos

Os diferentes tipos de ferros fundidos possuem diferentes comportamentos durante o processo de usinagem. A figura 2.8 mostra uma comparação entre esses tipos de ferros fundidos com respeito à usinabilidade. Pode-se verificar nesta figura que a usinabilidade varia muito entre as ligas, pois o ferro fundido branco (cheio de carbonetos duros e abrasivos) apresenta uma usinabilidade muito inferior que o ferro fundido cinzento.

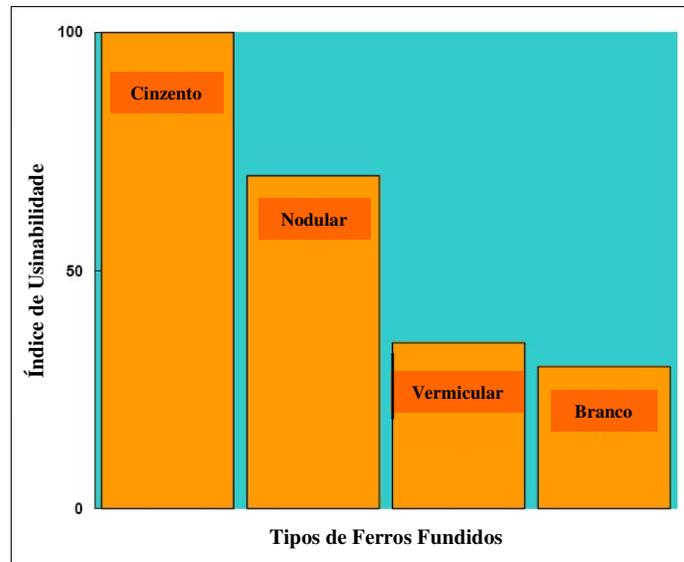


Figura 2.8 - Comparação de usinabilidade entre os principais tipos de ferros fundidos (Srivastava e Finn, 2004).

Para Pereira, Boehs e Guesser (2006), a usinabilidade pode ser melhorada com a escolha correta dos parâmetros de usinagem (profundidade de corte, avanço, velocidade de corte, fluido de corte, geometria e material da ferramenta) ou através de ajustes no material da peça.

Melhoras na manufatura envolvem dois aspectos: técnicos e econômicos. Entre os aspectos técnicos estão a possibilidade de produzir uma peça de acordo com as especificações, a facilidade da remoção do cavaco, o melhor desempenho do mecanismo de formação do cavaco, etc. As melhorias econômicas podem estar associadas com pequenos desgastes da ferramenta, baixas forças de corte e baixo consumo de energia, que podem combinar com uma redução do tempo de usinagem e menor custo da peça.

Os ferros fundidos cinzentos formam cavacos de ruptura, enquanto que os maleáveis e nodulares formam cavacos longos. Na usinagem de ferros fundidos cinzentos o uso fluido de corte líquido pode fazer com que os minúsculos cavacos formados sejam levados pelo fluido e, com isso, penetrem nas partes de atrito da máquina-ferramenta, danificando-a. Porém, em cortes totalmente sem fluido de corte se torna difícil a obtenção de tolerâncias apertadas, pois a peça é bastante aquecida e, com isso, dilata-se muito, principalmente se ela possuir parede fina.

Além do silício, outros elementos de liga influenciam a usinabilidade dos ferros fundidos. Esses elementos podem atuar de 2 maneiras: como formadores de carbonetos (cromo, cobalto,

manganês, molibdênio e vanádio) que prejudicam a usinabilidade, pois esses carbonetos são partículas muito duras e abrasivas, e como grafitizantes (silício, níquel, alumínio e cobre), que devido as baixas tensões de cisalhamento que promovem no material, auxiliam a usinabilidade. O sulfeto de manganês também é utilizado nos ferros fundidos para melhorar a usinabilidade, pois além de fragilizar ainda mais o cavaco, atua como uma espécie de lubrificante sólido durante o cisalhamento. Para concluir, em termos gerais pode ser dito que quanto maior a dureza e a resistência de um tipo de ferro fundido, pior é a sua usinabilidade (Chiaverini, 1996a).

Para melhorar a usinabilidade de materiais críticos, vem sendo estudada a usinagem assistida por laser (LAM), para aumentar a vida das ferramentas e a taxa de remoção de material. Esta técnica consiste em utilizar o laser para aquecer o local da peça onde o material será removido, diminuindo a resistência localizada e aumentando a ductilidade. Skvarenina e Shin (2006) realizaram ensaios de usinagem com camisas para cilindros de ferro fundido vermicular e utilizaram o conceito LAM. Eles obtiveram resultados interessantes, onde aumento da taxa de remoção de material e da vida da ferramenta proporcionaram uma redução de aproximadamente 20% no custo de usinagem das camisas para cilindros.

2.1.2 Ferro fundido cinzento

Esta é, dentre as ligas de ferros fundidos, a mais usada, devido às características de fácil fusão e moldagem, boa resistência mecânica, excelente usinabilidade, boa resistência ao desgaste e boa capacidade de amortecimento. Como em todas as ligas metálicas, existe uma correlação íntima entre as propriedades do ferro fundido e a sua estrutura, correlação essa que, no caso particular do ferro fundido cinzento, é mais estreita e mais complexa. Portanto, pode-se prever, com razoável aproximação, as propriedades dos ferros fundidos cinzentos, em função da composição química, principalmente dos teores de carbono grafítico e de silício, da espessura das peças e da forma como a grafita se apresenta. Os ferros fundidos cinzentos apresentam-se dentro de uma faixa de composição química muito ampla, conforme apresenta a tabela 2.3:

Tabela 2.3 - Composição química dos ferros fundidos cinzentos (Smith, 1996b).

	Composição química, %
C	2,50 a 4,00
Si	1,00 a 3,00
Mn	0,20 a 1,00
P	0,02 a 1,00
S	0,02 a 0,25

É freqüente a utilização de outros elementos de liga, visando alterar certas características do material. Essa prática é utilizada no “ferro fundido cinzento centrifugado”, que é utilizado nas camisas para cilindros de motores de automóveis. Por se tratar da liga que será utilizada nos ensaios deste trabalho, o item 2.1.3 tratará especificamente do ferro fundido cinzento centrifugado.

2.1.2.1 Propriedades dos ferros fundidos cinzentos

É fundamental o conhecimento das propriedades mecânicas dos materiais para direcioná-los corretamente às diversas aplicações.

Uma propriedade típica dos ferros fundidos cinzentos é sua capacidade de amortecimento. A importância dessa propriedade reside no fato de que esse material tem grande aplicação em máquinas-ferramenta, sobretudo em suas bases e estruturas. O ensaio Foeppl-Pertz compara corpos de prova de ferro fundido e de aço, conforme a figura 2.9.

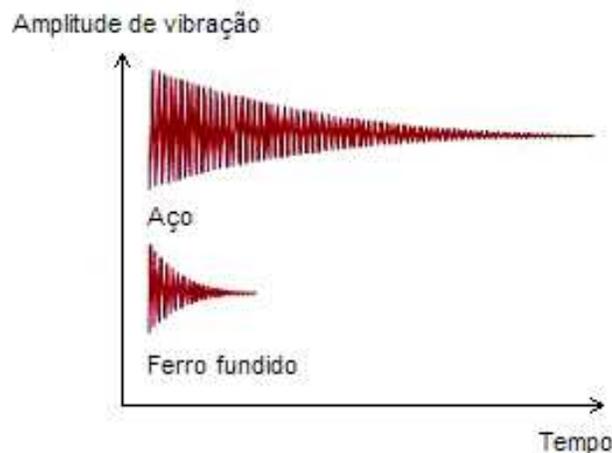


Figura 2.9 - Capacidade de amortecimento do ferro fundido em comparação com o aço, pelo método de ensaio Foeppl-Pertz (Callister, 2000).

Além de muito eficazes para absorção de energia de vibração, os ferros fundidos cinzentos mostram uma alta resistência ao desgaste (Callister, 2000). Somado a isso, em seu estado fundido eles possuem alta fluidez para temperatura de envasamento, o que permite fundir peças irregulares de baixa contração. Finalmente e, talvez o mais importante, os ferros fundidos cinzentos estão entre os materiais metálicos mais baratos. A tabela 2.4 mostra mais propriedades mecânicas dos ferros fundidos cinzentos:

Tabela 2.4 - Propriedades mecânicas dos ferros fundidos cinzentos, segundo a norma DIN (Chiaverini, 1996b).

	CG-10	CG-15	CG-20	CG-25	CG-30	CG-35	CG-40
Limite de resistência à tração, kgf/mm ² (MPa)	10 (100)	15 (150)	20 (200)	25 (250)	30 (290)	35 (340)	40 (390)
Limite de resistência à flexão, kgf/mm ² (MPa)	20 / 31 (200 / 300)	23 / 37 (230 / 360)	29 / 43 (280 / 420)	35 / 44 (340 / 430)	41 / 55 (400 / 540)	47 / 61 (460 / 600)	53 / 67 (520 / 660)
Resistência à compressão, kgf/mm ² (MPa)	50 / 60 (490 / 590)	57 / 70 (580 / 690)	60 / 83 (590 / 810)	70 / 100 (690 / 980)	82 / 120 (800 / 1000)	95 / 140 (930 / 1370)	110 / 140 (1080 / 1370)
Módulo de elasticidade, 10 ³ kgf/mm ²	7,5 / 10	8 / 10,5	9 / 11,5	10,5 / 12	11 / 14	12,5 / 14,5	12,5 / 15,5
Limite de fadiga, kgf/mm ² (MPa)	0,35 a 0,5 do limite de resistência à tração						
Estrutura	ferrítica <-----> perlítica						

Sudo, Braghini e Coelho (2001) dizem que se utiliza muito o ferro fundido na fabricação de peças, principalmente na indústria automobilística, apesar da existência de uma grande variedade de materiais metálicos e não-metálicos no mercado.

A aplicação das diferentes classes de ferros fundidos cinzentos está associada à espessura das paredes da peça. A tabela 2.5 relaciona as classes com suas aplicações:

Tabela 2.5 - Aplicações dos ferros fundidos cinzentos, segundo as classes ASTM (Chiaverini, 1998).

Classe	Aplicações
20	Utensílios domésticos, anéis de pistão, produtos sanitários, etc. Bases de máquinas, fundidos ornamentais, carcaças metálicas, tampas de poços de inspeção, etc. Certos tipos de tubos, conexões, bases de máquinas pesadas, etc.
25	Aplicações idênticas às da classe 20, quando se necessita de maior resistência mecânica.
30	Elementos construtivos: pequenos tambores de freio, placas de embreagem, carters, blocos de motor, cabeçotes, buchas, grades de filtros, rotores, carcaças de compressor, tubos, conexões, pistões hidráulicos, barramentos e componentes diversos usados em conjuntos elétricos, mecânicos e automotivos.
35	Aplicações idênticas às da classe 30.
40	Aplicações de maior responsabilidade, de maiores dureza e resistência à tração, para o que se pode usar inoculação ou elementos de liga em baixos teores: engrenagens, eixo de comando de válvulas, pequenos virabrequins, grandes blocos de motor, cabeçotes, buchas, bombas, compressores, rotores, válvulas, munhões, cilindros e anéis de locomotivas, bigornas, pistões hidráulicos, etc.
50	Aplicações idênticas às da classe 40.
60	É a classe de maior resistência mecânica, usando-se normalmente pequenos teores de Ni, Cr e Mo. Tambores de freio especiais, virabrequins, bielas, cabeçotes, corpos de máquinas diesel, peças de bombas de alta pressão, carcaças de britadores, matrizes para forjar a quente, cilindros hidráulicos, etc.

As propriedades desses materiais dependem dos seguintes fatores: microestrutura, composição química e secção do material.

Na **microestrutura**, a presença de carbono livre ou grafita é o fator predominante, porque quanto maior sua quantidade, mais mole e menos resistente será o material. Além disso, a forma da grafita, a dimensão dos veios e a sua distribuição afetam igualmente as propriedades. A microestrutura é influenciada pelas condições de resfriamento do local (como espessura de parede), pela quantidade de inoculação e pela microestrutura da matriz (sendo ferrita ou perlita). A morfologia da grafita e o tamanho da célula, juntas com as propriedades da matriz, afetam o limite de resistência à fadiga e o comportamento da tensão/deformação (Willidal, Bauer e Schumacher, 2005). Segundo Sudo, Braghini e Coelho (2001), a microestrutura do ferro fundido cinzento é o principal indicador de sua usinabilidade. A perlita aumenta a resistência mecânica do ferro fundido e diminui a sua usinabilidade. Além da influência da própria matriz ou da porcentagem relativa de ferrita e perlita, os veios de grafita (quantidade, distribuição e tamanho) também são fatores importantes na usinabilidade do material. Os veios de grafita introduzem descontinuidades na matriz do metal e agem como um “quebra-cavacos”, formando cavacos de ruptura. A grafita é um lubrificante natural.

De acordo com Zhao, Wang e Jing (2007), um novo processo de deformação plástica para o ferro fundido cinzento, chamado compressão por cilindro revestido, modifica a direção das lamelas de grafita e aumenta a resistência à tração, ductilidade e microdureza do material. A figura 2.10 mostra a mudança de direção das lamelas de grafita.

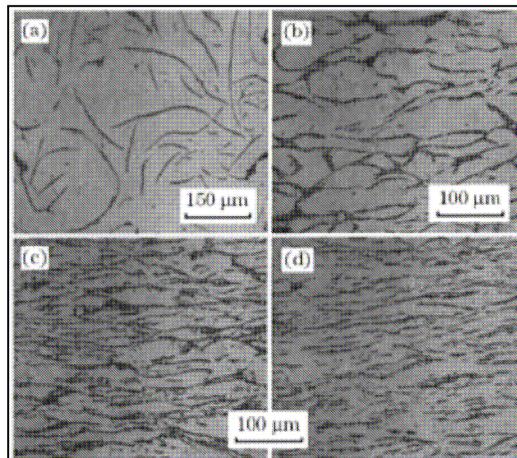


Figura 2.10 - Morfologia da grafita no ferro fundido cinzento com convencional (a), depois de 45% (b), 60% (c) e 80% de deformação (Zhao, Wang e Jing, 2007).

A figura 2.11 mostra a mudança de direção das lamelas de grafita com sua estrutura após as deformações e a tabela 2.6 indica algumas propriedades de tensão após diferentes reduções.

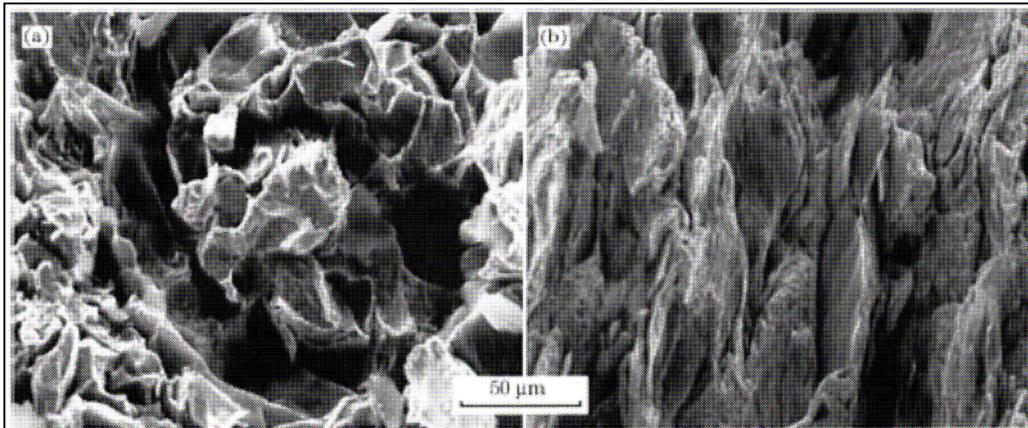


Figura 2.11 - Estrutura do ferro fundido cinzento convencional (a) e depois de 45% de deformação (Zhao, Wang e Jing, 2007).

Tabela 2.6 - Propriedades de tensão depois de diferentes reduções (Zhao, Wang e Jing, 2007).

Redução (%)	Resistência à tração (MPa)	Alongamento total (%)
0	117	~ 0
45	141	2,0
60	195	2,7
80	249	5,2

A microestrutura e as propriedades do ferro fundido cinzento são sensíveis à morfologia da grafita. A excepcional capacidade de amortecimento do ferro fundido cinzento é atribuída à estrutura das lamelas de grafita, somado a alta resistência ao desgaste que está relacionada à morfologia da grafita. Em função disso, fica evidente a importância do controle da morfologia das lamelas de grafita, que tem uma influência direta nas propriedades do ferro fundido cinzento (Zhao, Wang e Jing, 2007).

Collini, Nicoletto e Konečná (2008) compararam as propriedades mecânicas e microestruturais dos ferros fundidos cinzentos e utilizaram amostras de três fundições distintas com as mesmas especificações. Eles concluíram que as propriedades mecânicas não dependem somente da heterogeneidade da microestrutura, mas também do local de extração da amostra.

No que diz respeito à **composição química**, os elementos básicos que influem nas propriedades mecânicas são o carbono e o silício e, em menor extensão, o fósforo. Desses três elementos o silício é o mais importante, pois ele é o principal responsável pela formação de grafita. O silício melhora ainda a resistência à corrosão e à oxidação em temperaturas elevadas do material. O efeito simultâneo do carbono, silício e fósforo é representado por uma equação, que define o “carbono equivalente” (Chiaverini, 1996b).

$$C \text{ equivalente} = \% C + \frac{\% Si + \% P}{3} \quad (1)$$

A equação (1) indica que, na base de porcentagem em peso, os teores de silício e fósforo do ferro fundido cinzento afetam as propriedades mecânicas, do mesmo modo que seu carbono total, porém, em proporções menores. A figura 2.12 indica a relação típica entre carbono equivalente e a resistência à tração de uma barra de ferro fundido cinzento:

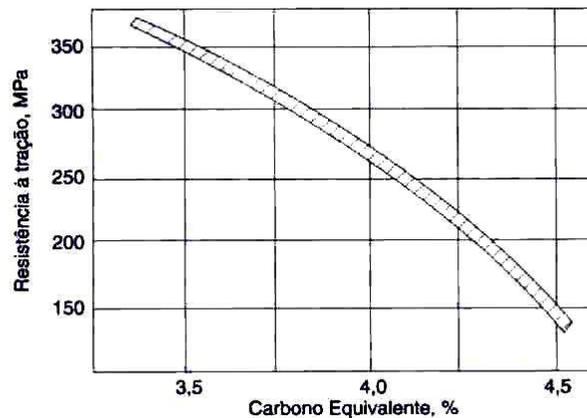


Figura 2.12 - Relação típica entre carbono equivalente e resistência à tração de uma barra de 30mm de diâmetro de ferro fundido cinzento (Chiaverini, 1996b).

De acordo com Pereira, Boehs e Guesser (2006), importantes resultados foram obtidos tornando viável o uso de uma alta porcentagem de enxofre na produção de ferro fundido cinzento, sem afetar as propriedades mecânicas, microestrutura e usinabilidade. Aumentando o teor de enxofre no ferro fundido cinzento, ocorre um aumento do tamanho das inclusões de sulfeto de manganês. Dependendo de condições adequadas, as inclusões de sulfeto de manganês formam

uma camada protetora na superfície da ferramenta, promovendo redução do desgaste e diminuição das forças de corte.

A **secção das peças** é outro fator significativo que influencia as propriedades mecânicas dos ferros fundidos cinzentos. Isso devido ao efeito da velocidade de resfriamento, a qual, se lenta, proporciona maior quantidade de carbono livre ou grafita e, se rápida, pode levar à formação de ferro fundido branco ou mesclado, com apreciáveis variações nas propriedades mecânicas, principalmente dureza e resistência ao desgaste. Assim em peças com secções muito espessas, fundidas em moldes de areia, por exemplo, há tendência de se formar muita grafita e peças de secções mais finas, mesmo se fundidas em moldes de areia, podem apresentar menos grafita. Se os moldes forem metálicos a quantidade de grafita diminui ainda mais.

Finalmente, peças fundidas de secções variadas podem apresentar diferenças na quantidade de grafita e nas dimensões de seus veios, ficando afetada igualmente a matriz metálica, a qual pode apresentar durezas diferentes nas áreas entre as secções finas e as secções espessas (Chiaverini, 1996b).

2.1.3 Ferro fundido cinzento centrifugado

2.1.3.1 Aplicação do ferro fundido cinzento centrifugado

Devido à tendência mundial do mercado automobilístico, os fabricantes de automóveis têm utilizado blocos de alumínio para reduzir o peso dos motores. Contudo, as câmaras de combustão devem possuir alta resistência térmica e ao desgaste para garantir o funcionamento do motor durante longos ciclos de trabalho. Surgiu então a necessidade dos cilindros automotivos serem construídos a partir de um material altamente resistente e para isto foi desenvolvido o ferro fundido cinzento centrifugado.

Segundo Carrera et. al (2007), a utilização de alumínio vem aumentando nos automóveis para diminuir peso e consumo de combustível, sem implicar na performance e segurança dos usuários. Um exemplo é a substituição dos blocos de motores de ferro fundido por ligas de alumínio de alta performance, contudo as camisas para cilindros devem ser resistentes ao desgaste, sendo fabricadas de ferros fundidos.

De acordo com Szankowski (1953), existem dois tipos de camisas para cilindros utilizados em motores com bloco de alumínio, do tipo seco e do tipo molhado. As camisas do tipo seco não têm contato direto com o fluido de arrefecimento do bloco do motor, eliminam as possibilidades de vazamentos e são as que permitem troca mais fácil. Já as camisas do tipo molhado ficam em contato direto com o fluido de arrefecimento e, embora vedadas por juntas de borracha, existem possibilidades de vazamento. Em função disso, as camisas do tipo seco são mais utilizadas, mesmo proporcionando menor eficiência para arrefecimento do motor. A camisa em estudo é do tipo seco.

Motores com bloco de alumínio necessitam de camisas de ferro fundido cinzento para resistir aos desgastes das vedações montadas nos pistões, conforme mostra a figura 2.13. As camisas de ferro fundido podem ser inseridas no bloco após serem usinadas ou podem ser fundidas dentro do bloco. O segundo método citado permite uma maior produtividade, mas tem como desvantagem o fato da possibilidade de ocorrência de tensões residuais em áreas críticas entre o cilindro e o bloco. Estas tensões elevam as diferenças do coeficiente de expansão térmica entre o cilindro e o bloco. Estas tensões elevam as diferenças do coeficiente de expansão térmica entre o ferro fundido e o alumínio, podendo gerar falhas de fabricação no bloco (Carrera et. al, 2007).



Figura 2.13 - Bloco de alumínio para motor automotivo com camisas para cilindros (Carrera et. al, 2007).

Keller et al. (2007) comentam que, sob o ponto de vista da evolução das normas e padrões internacionais com relação à poluição gerada pelos motores de combustão interna, alguns conceitos que definem as camisas em motores diesel podem progredir.

De acordo com Heck et al. (2008), o ferro fundido de grafita compactada (vermicular) é o material mais adequado para nova geração de motores diesel de alta potência. Isso ocorre devido à sua maior resistência quando comparado ao ferro fundido cinzento, o que permite um aumento da pressão do cilindro e, portanto, uma melhor economia de combustível e performance.

A razão pela qual o ferro fundido vermicular não vem sendo utilizado em alta escala de produção é porque ele possui uma usinabilidade muito pior do que o ferro fundido cinzento, principalmente em altas velocidades de corte. Especialmente em operações de usinagem contínua, como no caso do mandrilamento do diâmetro interno, comparando-se o ferro fundido vermicular com o ferro fundido cinzento, a vida da ferramenta diminui em cerca de 20 vezes. A diferença da vida da ferramenta é atribuída à formação de uma camada de sulfeto de manganês (MnS) em sua superfície, no caso do ferro fundido cinzento. Esta camada não ocorre na usinagem de ferro fundido vermicular, pois a formação de inclusões de MnS não ocorre neste material devido ao alto teor de magnésio, elemento responsável pela formação de nódulos explodidos de grafita (*vermicles*). A camada de MnS atua como lubrificante e evita a adesão de partículas da peça, como mostra a figura 2.14. Esta é a razão da grande redução de desgaste no ferro fundido cinzento em operação com altas velocidades de corte (Heck et al., 2008).

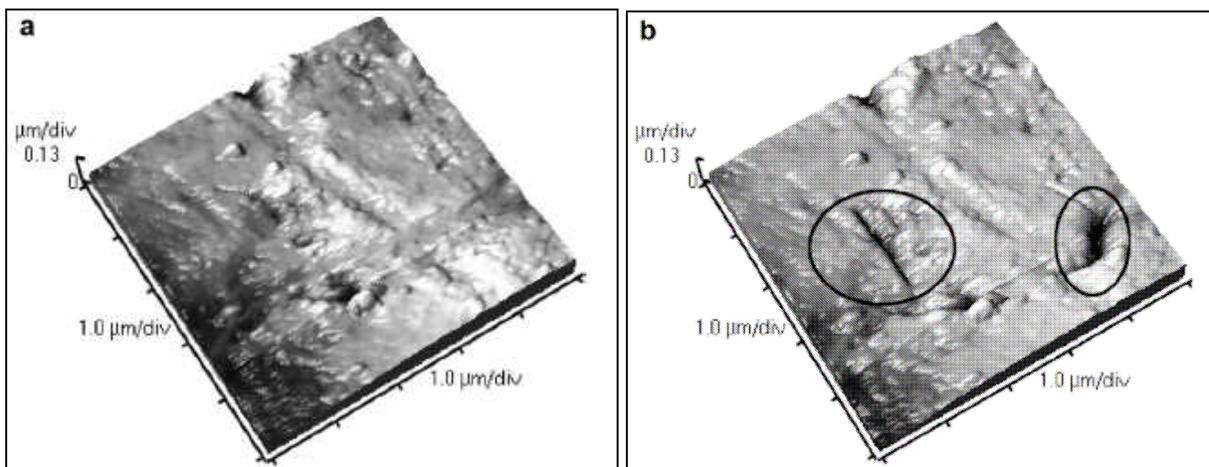


Figura 2.14 - Superfície de um inserto com camada de MnS sem danos (a) e de um inserto sem camada de MnS (b) com riscos (Heck et al., 2008).

Durante, Rutelli e Rabezzana (1997) comentam que a indústria automotiva testou protótipos de camisas para cilindros fabricados a partir de alumínio com base em compósitos de matriz metálica (alumínio baseado em MMC), visando diminuição de peso para redução do

tempo de permanência no processo de fundição centrífuga, aumenta-se a quantidade de partículas com maior densidade concentradas próximas ao diâmetro externo da peça.

Altas velocidades de rotação aumentam o gradiente de dureza na direção radial (Poolthong, Qui e Nomura, 2003). Devido à densidade da ledeburita, em alta rotação ocorre maior formação destas partículas próximas ao diâmetro interno da peça, promovendo conseqüente aumento de dureza. A figura 2.16 mostra diferentes estruturas de ferro fundido centrifugado, que variam ao longo da espessura da peça em função da velocidade de rotação do processo de fundição centrífuga.

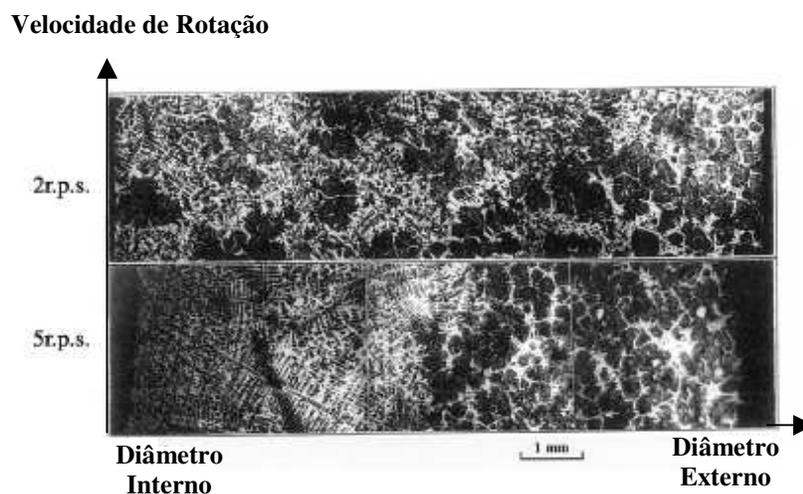


Figura 2.16 - Efeito da velocidade de agitação na estrutura do ferro fundido devido à ação da força centrífuga (Poolthong, Qui e Nomura, 2003).

Segundo Poolthong, Qui e Nomura (2003), o arrefecimento do ferro fundido no processo de fundição centrífuga promove alteração de densidade na estrutura do material, juntamente com a velocidade de rotação do molde e da ação da força centrífuga.

2.1.3.3 Características do ferro fundido cinzento centrifugado

De acordo com a Magneti Marelli - Cofap (2000), o ferro fundido cinzento centrifugado é um material muito especial, com difícil usinabilidade e utilizado em camisas para cilindros. Este material é fabricado conforme a composição química sugerida, indicado pela tabela 2.7, sendo esta genérica e utilizada para efeito de referência.

Tabela 2.7 - Composição química sugerida (%) para o ferro fundido cinzento centrifugado (Magneti Marelli - Cofap, 2000).

	Composição química, %
C	3,10 a 3,40
Si	2,00 a 2,60
Mn	0,50 a 0,80
P	0,25 máximo
S	0,06 a 0,15%
Cr	0,20 a 0,40
Cu	0,50 a 1,30
Mo	0,05 máximo

Keller et al.(2007) comenta que a adição de fósforo e boro em camisas para cilindros melhora a resistência ao desgaste do ferro fundido cinzento porque aumenta sua dureza.

A microestrutura do ferro fundido cinzento centrifugado é basicamente definida pela grafitização e pelo tipo de matriz. Para Magneti Marelli – Cofap (2000), as especificações técnicas da microestrutura sugeridas para o ferro fundido cinzento centrifugado são:

➤ **Grafitização:** Grafita lamelar 70% mínimo do tipo A, tipo B é permissível, tipo C não deve exceder 10%, tipos D e E devem ser no máximo 20% quando considerada a média dos campos analisados (locais específicos determinados para análise). A grafita dos tipos D e E devem possuir tamanho de 4 até 7, conforme estabelece a norma ASTM.

➤ **Matriz:** Deve ser 90% lamelar fina perlítica, com no máximo 5% de carbonetos livres bem distribuídos (não apresentando uma rede contínua) e com no máximo 5% de ferrita livre bem distribuída.

Segundo Magneti Marelli – Cofap (2000), as propriedades mecânicas são determinadas principalmente pela dureza e resistência mecânica do material, tendo como especificações:

➤ **Dureza:** Entre 197 e 269 HB, ou equivalente. Vale comentar que a microestrutura e a dureza devem ser medidas na superfície de trabalho da peça, definida por uma área de 25x44mm, abaixo da extremidade superior (topo do flange).

➤ **Resistência:** Resistência à tração mínima de 240 MPa.

2.2 Usinagem de Ferro Fundido

2.2.1 Mecanismo de formação de cavaco

De acordo com Doyle (1984), a parte mais importante de uma operação de usinagem é o ponto em que a ferramenta de corte encontra a peça e remove cavacos. Quando uma ferramenta corta um metal, esta aplica uma força necessária para vencer as forças de atrito e as forças de coesão desse metal.

Segundo Ferraresi (1977), existem diversas teorias sobre o mecanismo de formação do cavaco. Além disso, o mecanismo de formação do cavaco nas condições normais de trabalho é um fenômeno periódico.

O tipo de cavaco obtido no torneamento de ferro fundido cinzento centrifugado é classificado como cavaco de ruptura. Este tipo de cavaco é constituído de fragmentos arrancados da peça usinada. A superfície de contato entre o cavaco e superfície de saída da ferramenta é reduzida, assim como a ação do atrito. Desta forma, o ângulo de saída do inserto de corte deve assumir valores baixos, nulos ou negativos. Em geral, materiais frágeis como ferros fundidos e latões formam cavacos de ruptura. Logicamente, não tem sentido definir as formas de um cavaco se ele é do tipo de ruptura. Este cavaco é sempre muito pequeno, sendo geralmente em forma de pó.

Para Diniz, Marcondes e Coppini (2001), a formação do cavaco na usinagem de ferro fundido, nas condições normais de usinagem com insertos de metal duro e cerâmica, se processa conforme mostra a figura 2.17, basicamente em três estágios:

- Estágio 1 - Uma pequena porção do material solidária à peça é recalçada (deformações elástica e plástica) contra a superfície de saída da ferramenta;
- Estágio 2 - Esta deformação plástica aumenta progressivamente, até que as tensões de cisalhamento se tornem suficientemente grandes, de modo a se iniciar um deslizamento (sem que haja perda de coesão) entre a porção de material recalçada e a peça;

➤ Estágio 3 - Continuando a penetração da ferramenta, haverá uma ruptura (cisalhamento) completa do cavaco, acompanhando o plano de cisalhamento, dependendo da ductilidade do material e das condições de usinagem.

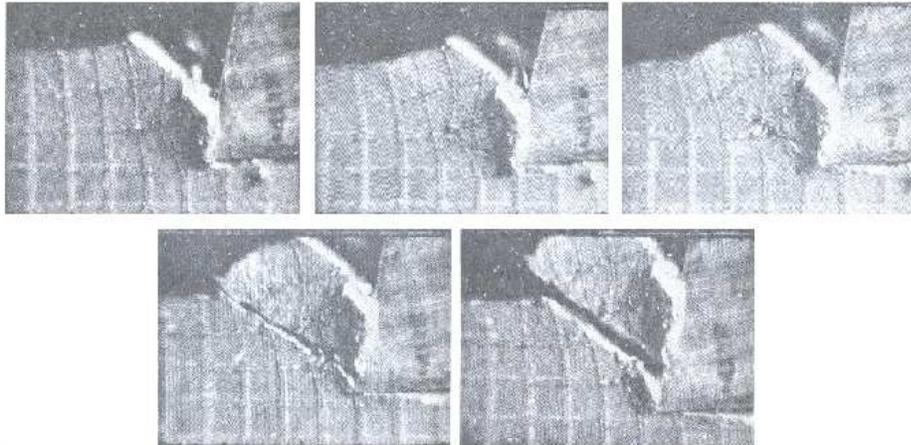


Figura 2.17 - Formação de cavaco do ferro fundido (Shaw, 2004).

Resumidamente, em materiais frágeis como o ferro fundido, que possuem zona plástica bem pequena e, por isso, rompem-se com pouca deformação plástica quando submetidos à tensão, os estágios 1 e 2 citados são bem curtos e no estágio 3 a ruptura do cavaco é total (não somente em relação à peça, mas também das porções anteriores e posteriores de cavaco).

O cavaco de ruptura prejudica drasticamente a máquina-ferramenta. A forma em pó dificulta sua retenção durante longos períodos de usinagem, danificando principalmente as partes móveis da máquina-ferramenta. Para Trent e Wright (2000), os cavacos do ferro fundido são fragmentos muito pequenos que podem ser prontamente retirados da área de usinagem, sendo uma operação um tanto suja e agressiva, que pulveriza pequenas partículas de grafita no ar, sendo necessário alguma proteção para os operadores.

Em relação ao ferro fundido cinzento centrifugado, os problemas provenientes da usinagem são maiores ainda, pois este material é extremamente abrasivo e danifica rapidamente todos os componentes expostos ao cavaco. Além disso, tratando-se de usinagem com fluido de corte, a remoção do cavaco e filtragem do fluido requer cuidados especiais quando comparado a outros tipos de ferros fundidos.

2.2.2 Materiais das ferramentas de corte

Este tópico relata os materiais dos insertos de corte utilizados na usinagem de camisas para cilindros. As geometrias dos insertos e demais recomendações referentes às ferramentas de corte serão abordadas no capítulo referente às operações de usinagem.

Para Rodrigues et al. (2005), as necessidades do mercado mundial geram um grande interesse em pesquisa e desenvolvimento de novos materiais utilizados na fabricação de ferramentas. Segundo Shaw (2004), o material da ferramenta de corte é um dos elementos mais importantes no sistema de usinagem. O material e a geometria da ferramenta devem ser cuidadosamente escolhidos em relação ao material da peça a ser usinado, da cinemática e estabilidade da máquina-ferramenta empregada, da quantidade de material a ser removido e da precisão e acabamento superficial requeridos.

Bitterlich, Bitsch e Friederich (2008) comentam que existe uma necessidade contínua para melhorar os materiais das ferramentas de corte, que é acelerado pela forte competição no mercado e também pelas dificuldades de usinar materiais como ferros fundidos cinzentos altamente ligados.

De acordo com Skvarenina e Shin (2006), a vida das ferramentas de usinagem é particularmente importante para as indústrias automotivas, que necessitam de usinagem rápida para manter alta produtividade.

Neste trabalho foram utilizados basicamente dois tipos de materiais para ferramenta, a saber, insertos de metal duro e insertos de cerâmica. As composições químicas, particularidades e aplicações para os insertos de corte citados serão detalhados, abordando principalmente a conceituação teórica apresentada pelos fabricantes de ferramentas.

2.2.2.1 Metal duro

O metal duro é um produto da metalurgia do pó feito de partículas duras finamente divididas de carbonetos de materiais refratários, sinterizados com um ou mais metais do grupo do ferro (ferro, níquel ou cobalto), formando um corpo de alta dureza e resistência à compressão. As partículas duras são carbonetos de tungstênio, usualmente em combinação com outros

carbonetos, como carbonetos de titânio, tântalo e nióbio. O tamanho destas partículas varia geralmente entre 1 a 10 μm e ocupam de 60 a 95 % do volume do material. Atualmente, porém, já são produzidos metais duros com partículas com cerca de 0,1 μm , o que aumenta sua resistência ao desgaste.

O metal aglomerante é, na grande maioria das vezes, o cobalto. A utilização do metal duro é feita, na maioria das vezes, na forma de pastilhas fixadas mecanicamente (intercambiáveis) sobre um porta-ferramentas de aço.

Existem metais duros de elevada tenacidade e metais duros com alta resistência ao desgaste ou dureza à quente. Juntamente com a estabilidade química, estas são as principais características analisadas durante a escolha dos insertos de metal duro.

Trent e Wright (2000) comentam que os principais carbonetos utilizados são os de titânio (TiC), o de tântalo (TaC) e o de nióbio (NbC). A figura 2.18 apresenta a composição química e algumas características correspondentes às principais classes e subgrupos de metal duro.

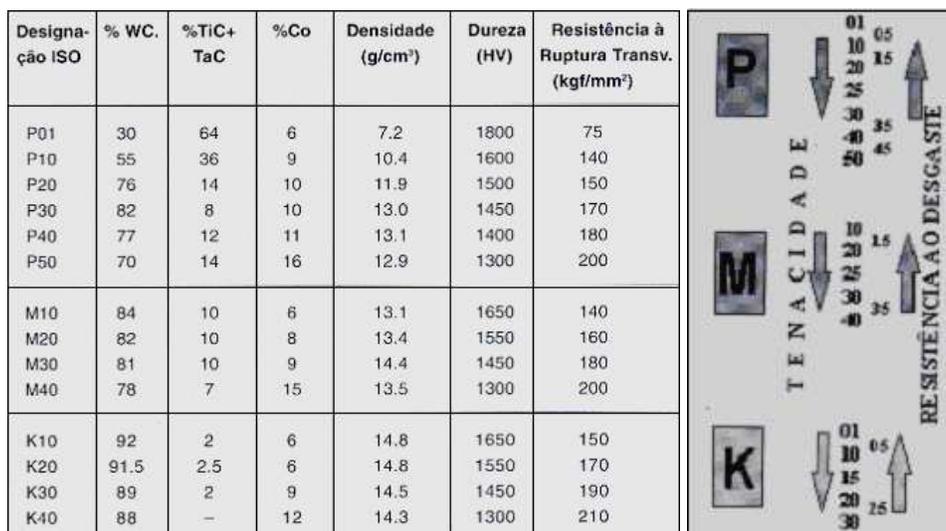


Figura 2.18 - Composição química e características dos tipos de metal duro (adaptado de Diniz, Marcondes e Coppini, 2001).

Pode-se verificar que à medida que a quantidade de TiC + TaC sobe, a densidade cai e a dureza aumenta. Quando se introduz TaC (com ou sem nióbio), melhora-se a tenacidade em relação às composições isentas deste carboneto. A substituição de TiC pelo TaC aparentemente não traz vantagens apreciáveis sob o ponto de vista de melhora da capacidade de corte.

Entretanto, é certo que o aumento simultâneo dos dois carbonetos produz melhores resultados na usinagem, provavelmente devido à dureza a quente dessas composições. Vê-se também na figura 2.18 que à medida que o volume de cobalto cresce (e, com isso diminui o volume de carbonetos) a tenacidade (medida pela resistência à ruptura transversal) aumenta. Uma última característica do metal duro que deve ser analisada é o tamanho de grão das partículas duras. Partículas grandes produzem maior tenacidade enquanto partículas pequenas auxiliam a obtenção de um metal duro mais duro e resistente.

Tratando-se de usinagem de camisas para cilindros fabricados de ferro fundido cinzento centrifugado, são indicados insertos de corte do grupo K. O grupo K foi o primeiro tipo de metal duro a ser desenvolvido. São compostos de carbonetos de tungstênio aglomerados pelo cobalto. Esse tipo de metal duro, por possuir baixa estabilidade química em relação ao ferro, não é resistente à difusão, que é o mecanismo que gera o desgaste de cratera. Assim, os metais mais duros desta classe são indicados para a usinagem de materiais frágeis, que formam cavacos curtos e que não atrimam muito com a superfície de saída da ferramenta, pois ao sofrerem uma pequena deformação, já se rompem e saem da região de corte (Diniz, Marcondes e Coppini, 2001).

2.2.2.2 Metal duro com cobertura

Os revestimentos para ferramentas de corte foram desenvolvidos no final dos anos 60, como uma alternativa para resolver os problemas apresentados pelas mesmas, associando boa tenacidade do substrato do inserto com uma superfície resistente ao desgaste (Santos et al., 2004). De acordo com Trent e Wright (2000), o primeiro revestimento utilizado foi o carboneto de titânio (TiC), que possuía coloração verde e dificultava ou impossibilitava a inspeção do desgaste.

Para Diniz, Marcondes e Coppini (2001), a finalidade principal dos revestimentos é aumentar a resistência ao desgaste da camada superior que entra em contato com o cavaco e com a peça, mantendo o núcleo da pastilha com tenacidade característica do metal duro mais simples (WC + Co). Assim, consegue-se, em muitos casos, aumentar bastante a vida da ferramenta e diminuir os esforços de corte. Com isto, é possível conjugar no mesmo material características que eram até então inconciliáveis, quais sejam, tenacidade com resistência ao desgaste e dureza à quente.

Segundo Santos et al. (2004), os revestimentos representam um fator importante no presente estágio de desenvolvimento da tecnologia das ferramentas de corte. O uso de ferramentas revestidas é uma tendência essencial para usinagem por muitas razões. A alta geração de calor quando usinando sem refrigerante de corte e em usinagem com altas velocidades de corte, e mais recentemente, altas velocidades de corte e a seco simultaneamente, demandam ferramentas de corte com uma elevada resistência térmica ou a presença de um revestimento para isolamento térmico na superfície. Este cenário promove os revestimentos para ferramentas de corte e a consequência foi e está sendo o desenvolvimento de vários tipos de revestimentos para aplicações específicas.

O inserto de metal duro que vêm sendo muito utilizado, principalmente em torneamento e fresamento de aço (antes da têmpera) e ferro fundido, é aquele que possui três camadas de cobertura, sendo carboneto de titânio ou carbonitreto de titânio (camada inferior), óxido de alumínio (camada intermediária) e nitreto de titânio (camada superior), respectivamente (Diniz, Marcondes e Coppini, 2001).

Convencionalmente, a primeira camada acima do núcleo é o **carbonitreto de titânio (TiCN)**, que possui excelente resistência ao desgaste por abrasão, além de funcionar como elemento que promove a adesão das camadas de cobertura com o metal duro do núcleo, já que o óxido de alumínio (camada que normalmente está por cima do TiCN) não possui alta afinidade físico-química com o metal duro. Na verdade, se outra camada que não seja o TiCN (ou TiC) for colocada sobre o metal duro utilizando-se o processo CVD (que será comentado a seguir), que exige altas temperaturas, a diferença na dilatação e contração térmica das camadas com o substrato de metal duro pode causar trincas na interface. Por isso, em geral, o TiCN é a única camada de cobertura ou é a camada que está embaixo das demais.

O carbonitreto de titânio possui alta dureza. Outras características importantes deste material são a baixa tendência de soldagem com o material da peça, dificultando o desgaste por adesão e a formação da aresta postiça de corte e baixo coeficiente de dilatação térmica. A espessura da camada varia de 4 a 8 μm . Por conter carbono, a camada de TiCN necessita de uma barreira térmica para evitar o desgaste difusivo durante o processo de usinagem. Por essa razão, muitas vezes, o óxido de alumínio é utilizado como camada de cobertura sobre a camada de TiCN.

A camada intermediária é usualmente de **óxido de alumínio** (Al_2O_3), garantindo estabilidade térmica necessária em temperaturas elevadas, pois este material é cerâmico refratário e possui alta resistência ao desgaste por abrasão. A camada de óxido de alumínio também promove alta resistência a ataques químicos e à oxidação, contudo estas características não são exploradas por tratar-se de uma camada intermediária (ou abaixo da camada de TiN). É o principal responsável pela baixa tendência de formação do desgaste de cratera das ferramentas de metal duro recoberto. Por outro lado, apresenta pequena resistência a choques térmicos e mecânicos.

Finalmente a camada superficial de **nitreto de titânio** (TiN), que reduz o coeficiente de atrito entre a pastilha e o cavaco. É quimicamente mais estável que o TiC e possui espessura de camada entre 5 e 7 μm . Para Santos et al. (2004), o TiN vêm sendo considerado um revestimento universal para ferramentas de corte, sendo também indicado para usinar peças com diferentes materiais utilizando a mesma ferramenta de corte.

Atualmente, a maior parte das ferramentas de metal duro usadas na usinagem de ferro fundido cinzento tem camadas de revestimento. Os principais materiais para revestimento são carboneto de titânio TiC, óxido de alumínio Al_2O_3 , nitreto de titânio TiN e carbonitreto de titânio (TiCN). Atualmente outros tipos de revestimentos para metal duro vêm sendo utilizados, como nitreto de titânio-alumínio (TiAlN), nitreto de cromo (CrN), nitreto de titânio-zircônio (TiZrN) e carbonitreto de titânio-alumínio (TiAlCN), sendo que, na maioria das vezes, são utilizados como revestimento em multicamadas. Estes revestimentos possuem grãos menores que os revestimentos com somente uma camada, aumentando a resistência ao desgaste (Diniz e Ferrer, 2008).

Essa característica é ainda mais importante se a usinagem for realizada sem fluido de corte. Assim como o revestimento TiN, o composto carbono-tungstênio/carbono (CW/C) é um material duro com propriedade lubrificante (figura 2.19), que é depositado no TiAlN para melhorar o desempenho do revestimento, principalmente pela redução do atrito. A deposição deste revestimento duro é uma alternativa para eliminar o fluido de corte ou para trabalhar com o mínimo volume de lubrificante em algumas aplicações (Santos et al., 2004).

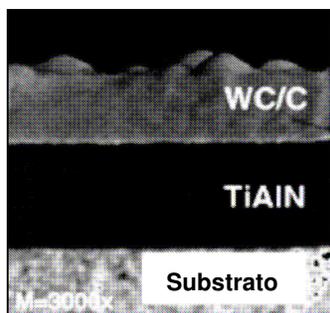


Figura 2.19 - Imagem da secção transversal de uma camada de WC/C sobre a camada de TiAlN depositado no substrato de metal duro, obtida por um microscópio eletrônico de varredura (Santos et al., 2004).

A espessura total das camadas que recobrem o metal duro varia entre 2 e 12 μm . Quando se aumenta a espessura de cobertura, a resistência ao desgaste aumenta, porém a tenacidade diminui e aumenta a tendência ao lascamento das arestas.

Estas camadas de revestimento são aplicadas utilizando-se o processo CVD (deposição química de vapor), que é ilustrado pela figura 2.20. Por exemplo, para a deposição de uma camada de TiC, vaporiza-se uma mistura basicamente de tetracloreto de titânio (TiCl_4) e metano (CH_4). Essa mistura é colocada em um forno com atmosfera protetora de hidrogênio, com temperatura da ordem de 1000°C e pressão levemente negativa, onde se encontram as pastilhas de metal duro que receberão o recobrimento. Neste ambiente acontece uma reação química cujo resultado é o vapor de TiC, que se condensa sobre o metal duro formando a camada de revestimento. As outras camadas também são produzidas e depositadas em processo semelhante (Diniz, Marcondes e Coppini, 2001), conforme mostra a figura 2.21.

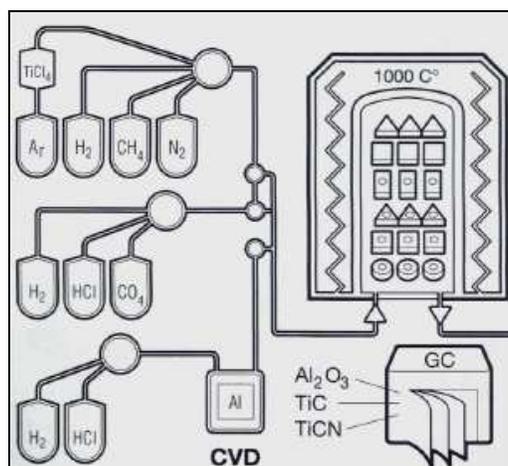


Figura 2.20 - Ilustração do processo CVD (Diniz, Marcondes e Coppini, 2001).

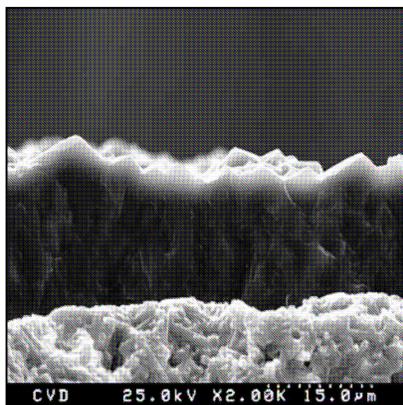


Figura 2.21 - Secção transversal de uma cobertura de diamante sobre o substrato do inserto depositada pelo processo CVD (Martinho, Silva e Baptista, 2007).

Ferramentas revestidas pelos processos PVD (deposição física de vapor) e CVD para camadas finas resistentes são os métodos mais comumente utilizados para aumentar a vida das ferramentas. Segundo Santos et al. (2004), TiN e TiCN são os mais tradicionais revestimentos PVD utilizados para melhorar a performance da ferramenta.

Estudos dos revestimentos determinam suas propriedades mecânicas, composição química e estrutura, possibilitando torná-los ótimos para as aplicações industriais. Dobrzański et al. (2006) realizaram testes para verificação de dureza e adesão das coberturas multicamadas comercialmente utilizadas. As figuras 2.22, 2.23 e 2.24 mostram falhas tribológicas encontradas nas superfícies das coberturas aplicadas em insertos de cerâmica Si_3N_4 .

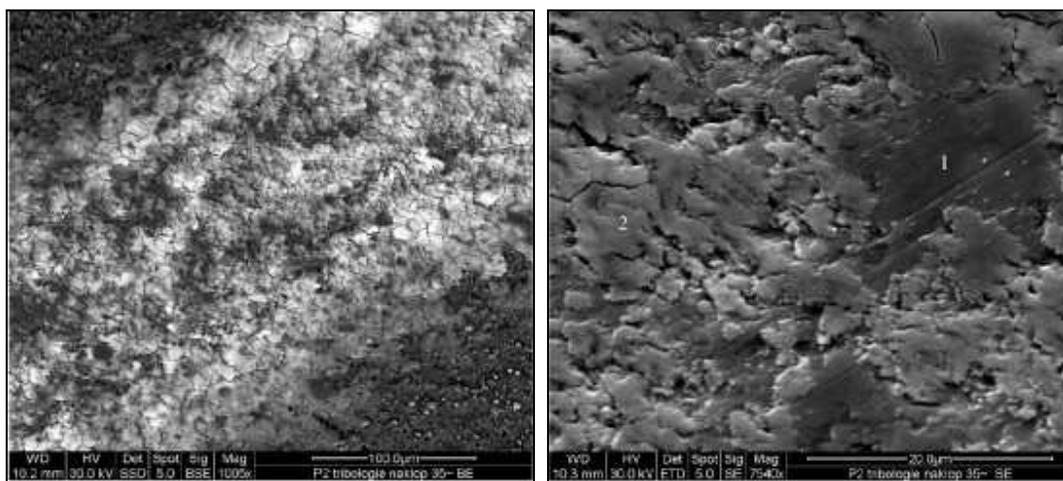


Figura 2.22 - Falhas tribológicas na superfície da cobertura de TiN + multi TiAlSiN + TiN depositado em inserto de cerâmica Si_3N_4 (Dobrzański et al., 2006).

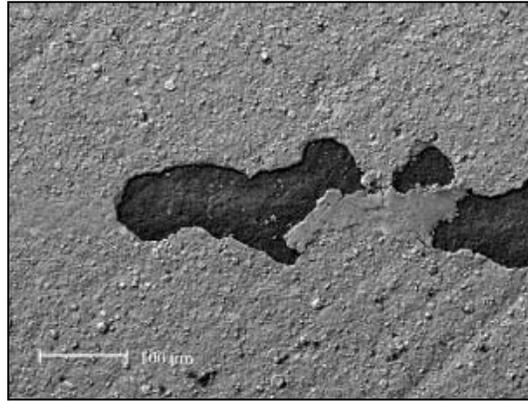


Figura 2.23 - Falha da cobertura de TiN + multi TiAlSiN + TiN depositado em inserto de cerâmica Si_3N_4 (Dobrzński et al., 2006).

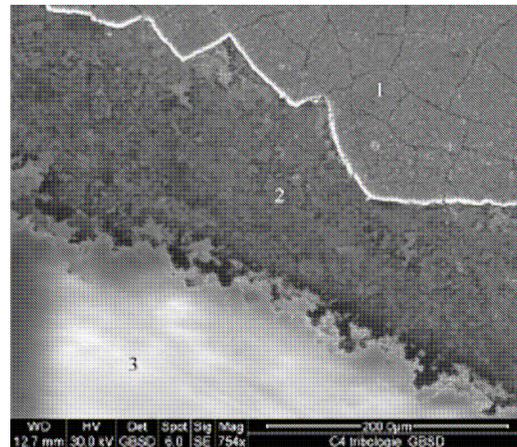


Figura 2.24 - Falhas tribológicas na superfície da cobertura de $\text{TiC} + \text{Ti}(\text{C},\text{N}) + \text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiN}$ depositado em inserto de cerâmica Si_3N_4 (Dobrzński et. al, 2006).

As figuras 2.22, 2.23 e 2.24 mostram as localizações, formas e dimensões das falhas tribológicas verificadas nas superfícies dos revestimentos. Dobrzański et. al (2006) concluíram que os revestimentos depositados pelo processo PVD possuem propriedades tribológicas inferiores aos depositados pelo processo CVD, principalmente no que diz respeito às falhas por adesão.

De acordo com Diniz e Ferrer (2008), a maior parte dos insertos usados para usinar ferro fundido cinzento são revestidos por camadas de $\text{TiCN} + \text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiN}$, utilizando a técnica de deposição química de vapor (CVD). Alguns destes insertos recebem um jateamento de areia na superfície de saída, para aumentar a tensão residual de compressão (Sandvik Coromant, 2006). O processo CVD provoca tensões de tração na superfície da ferramenta devido à diferença de

expansão térmica entre os revestimentos e o substrato, podendo promover trincas nos revestimentos depositados.

Segundo Dobrzański et. al (2006), a deposição de revestimentos pelos processos PVD e CVD em insertos de corte aumentam muito a dureza da camada superficial, em até 100% quando comparado com a dureza do substrato.

2.2.2.3 Cerâmica

O material cerâmico é citado na literatura como ferramenta de usinagem desde a década de 50, quando as primeiras ferramentas foram utilizadas, mas só passou a ser um material com uma porcentagem não desprezível do mercado de ferramentas de corte na década de 80, depois dos desenvolvimentos conseguidos no campo das propriedades da cerâmica (Diniz, Marcondes e Coppini, 2001).

Para Bitterlich, Bitsch e Friederich (2008), especialmente cerâmicas à base de nitreto de silício são excelentes para usinagem de ferros fundidos devido a sua combinação de alta tenacidade à fratura, dureza à quente e resistência ao choque térmico. Segundo Sarma e Dixit (2007), insertos de cerâmica são geralmente empregados em usinagem a seco.

O material cerâmico possui algumas propriedades que são muito interessantes para uma ferramenta de usinagem, tais como: dureza à quente e à frio, resistência ao desgaste e excelente estabilidade química (o que evita difusão química e é muito importante quando se usina em altas velocidades e temperaturas). Algumas propriedades desses materiais, porém, fazem com que sua utilização na usinagem não seja tão fácil, que são:

- Baixa condutividade térmica, o que, logicamente, dificulta a transferência de calor e faz com que as regiões próximas do contato cavaco-ferramenta e peça-ferramenta atinjam temperaturas muito altas;
- Baixa tenacidade, o que facilita o trincamento e a quebra da ferramenta. Essa baixa tenacidade foi a principal razão que fez com que o material cerâmico não fizesse parte do mercado de ferramentas de corte há mais tempo.

Podem-se classificar as ferramentas cerâmicas como sendo à base do óxido de alumínio e à base de nitreto de silício (Diniz, Marcondes e Coppini, 2001).

As cerâmicas **à base do óxido de alumínio (Al_2O_3 - alumina)** dividem-se em cerâmicas puras (muitas vezes chamadas de brancas, pois quando prensadas a frio apresentam esta cor, porém, quando prensadas a quente, estas cerâmicas são de cor cinza), cerâmicas mistas e alumina reforçada com “whiskers”.

Quando os fundidos são de boa qualidade (sem impurezas ou poros) e pré-usinados (sem casca de fundição e sem excentricidade) os cerâmicos puros são recomendados, pois nestes casos a possibilidade de choques (causados pelas impurezas ou pelos poros) ou variação térmica (causada pela variação de profundidade de usinagem de peças excêntricas) é menor, logo não se exige grande tenacidade e resistência ao choque térmico.

As cerâmicas **à base de nitreto de silício (Si_3N_4)** são basicamente cristais de Si_3N_4 com uma fase intergranular de SiO_2 , que são sinterizados na presença da alumina (conhecidas como sialon) e/ou óxido de ítrio (Y_2O_3) e manganês (Mn).

Os cerâmicos à base de nitreto, também chamados de Sialon, possuem maior dureza, maior tenacidade e maior resistência ao choque térmico que as cerâmicas à base de óxidos. Por isso, são mais adequados para torneamento em desbaste e operações com corte interrompido ou variação térmica, em função da tenacidade requerida para estas aplicações. Quando a variação térmica está presente, estas cerâmicas também são recomendadas, pois possuem boa resistência a trincas de origem térmicas.

Segundo Martinho, Silva e Baptista (2007), as ferramentas de cerâmica à base de nitreto de silício são amplamente utilizadas em função da sua alta dureza, alta condutividade térmica e baixo coeficiente de expansão térmica, que proporcionam uma melhor resistência ao choque térmico que outros tipos de cerâmicas. São usadas em operações de torneamento contínuo e a seco de ferro fundido cinzento.

A tabela 2.8 mostra algumas propriedades relativas dos diversos tipos de materiais cerâmicos comparados com o metal duro.

Tabela 2.8 - Comparação entre os materiais cerâmicos e o metal duro (adaptado de Sandvik 1994 por Diniz, Marcondes e Coppini, 2001).

	Tenacidade	Dureza a quente	Resistência ao choque mecânico	Estabilidade química (Fe)	Estabilidade química (Ni)
Cerâmica Pura	2	2	1	5	5
Cerâmica Mista	1	3	2	4	4
Cerâmica com Whiskers	4	3	3	2	3
Sialon	3	5	4	1	2
Metal Duro	5	1	5	3	1

Diniz e Ferrer (2008) comentam que, para usinagem de ferro fundido cinzento, a cerâmica mais amplamente utilizada é à base de nitreto de silício. Comparado com a Al_2O_3 , a cerâmica à base de Si_3N_4 possui maior tenacidade (exceto as cerâmicas reforçadas com whiskers), maior dureza, maior resistência ao choque térmico, mas pior estabilidade química em relação ao ferro. Esta última é a razão pela qual é usada somente na usinagem de ferro fundido cinzento. Este material produz cavacos de ruptura que não atrimam com a extensão da superfície de saída da ferramenta e, em função disso, não provocam desgaste de cratera, que é principalmente causado pela reação química entre cavaco e ferramenta (difusão).

Além de testes para verificação de dureza e adesão dos revestimentos multicamadas, Dobrzański et. al (2006) realizaram testes de usinagem em ferro fundido cinzento e utilizaram insertos de cerâmica à base de nitreto de silício, sem revestimento e com vários tipos de revestimentos depositados pelos processos PVD e CVD. Os resultados mostraram que, de maneira geral, os insertos com revestimentos depositados pelo processo CVD foram os que apresentaram melhor resistência ao desgaste.

Devido à sua fragilidade, a utilização do material cerâmico no processo de usinagem deve vir acompanhada de alguns cuidados para evitar quebra ou lascamento da aresta de corte. Assim, em geral, os insertos de cerâmica possuem um chanfro na região da aresta de corte cuja dimensão varia de 0,05 a 0,3mm, com ângulo entre 20 a 30 graus. É importante que o ângulo do chanfro não seja muito grande, pois ele tende a aumentar os esforços de corte.

Outro cuidado a ser tomado é a usinagem de um chanfro na peça antes da operação com o inserto de cerâmica, a fim de que o contato ferramenta-peça ocorra de forma gradativa. Além disso, em operações de desbaste, os insertos de cerâmica costumam ser mais espessos que os de metal duro, exceto as de Si_3N_4 que, por serem mais dúcteis, não necessitam de uma maior área para resistir aos esforços de corte e aos choques.

A usinagem do ferro fundido em peças da indústria automobilística ainda é a área de maior aplicação dos cerâmicos e todas as categorias de cerâmicas podem ser usadas, dependendo das aplicações e das especificações técnicas do produto.

2.2.3 Fluidos de corte para ferro fundido

Os processos de usinagem utilizam fluidos de corte como meio de lubrificação e refrigeração da peça produzida. Segundo Pereira, Correa e Pivato (2005), a tendência mundial é produzir peças cada vez mais sofisticadas, com elevado grau de tolerância geométrica, dimensional e acabamento superficial, com baixo custo e sem poluir o meio ambiente.

De acordo com Diniz, Marcondes e Coppini (2001), mesmo com todo esforço aplicado, o calor continua sendo gerado no processo de usinagem, em maior ou menor escala, dependendo das condições de corte, material da peça e da ferramenta de corte. Assim, esse calor deve ser extraído da região de corte, da peça e da ferramenta, para evitar seus efeitos danosos.

As principais finalidades dos fluidos de corte são lubrificar e/ou refrigerar o corte. Para Shaw (2004), as duas principais funções dos fluidos de corte são lubrificar a usinagem com velocidades de corte relativamente baixas e refrigerar a usinagem com velocidades de corte relativamente altas. Como este trabalho foca usinagem de cilindros automotivos fabricados a partir de ferro fundido cinzento centrifugado, o fluido de corte utilizado possui somente ação refrigerante.

2.2.3.1 Fluido de corte como refrigerante

Os requisitos que um fluido de corte deve possuir para retirar eficientemente o calor da região de corte, da peça e da ferramenta são:

- Baixa viscosidade a fim de que flua facilmente;
- Capacidade de “molhar” bem o metal para estabelecer um bom contato térmico;
- Alto calor específico e alta condutividade térmica.

Tais propriedades são esperadas de um fluido de corte típico de ação refrigerante, pois tal ação ocorre pela retirada do calor do conjunto peça-ferramenta após este ser gerado durante a usinagem (deformação do cavaco e atritos entre as superfícies de saída e de folga com o cavaco e superfície usinada, respectivamente).

A não refrigeração afeta o comportamento térmico da máquina, e como consequência, a precisão dimensional e geométrica das peças (Ribeiro, Silva e Machado, 2003). Para Diniz, Marcondes e Coppini (2001), em boa parte das operações de usinagem, o fluido de corte com ação refrigerante trabalha realmente no sentido de aumentar a vida da ferramenta.

O fluido de corte neste trabalho visa beneficiar principalmente a peça, pois trata-se de uma operação onde as tolerâncias dimensionais e de forma são críticas. É necessário então que a ação refrigerante do fluido evite a dilatação da peça, propiciando a obtenção de tolerância dimensional e de forma apertadas. Neste caso, esta ação térmica é mais crítica, pois as peças possuem paredes finas e tendem a deformar durante a usinagem, somado ainda à ação do sistema de fixação adotado.

Os fluidos refrigerantes aquosos podem ser água, emulsões, microemulsões (semi-sintéticos) ou soluções químicas (sintéticos). O fluido refrigerante utilizado no processo em estudo é do tipo emulsão.

2.2.3.2 Emulsões

Segundo Sales, Diniz e Machado (2001), os óleos solúveis são conhecidos popularmente por emulsões, que são compósitos de óleos minerais adicionados em água, em uma proporção que varia entre 1:10 e 1:100. As **emulsões** compõem-se de pequena porcentagem de um concentrado de óleo emulsionável, usualmente composto por emulsificadores de óleo mineral e outros ingredientes, dispersos em pequenas gotículas na água. Os **emulsificadores** são substâncias que reduzem a tensão superficial da água e, com isso, facilitam a dispersão do óleo na

mesma e o mantém finamente disperso como uma emulsão estável. Portanto, não são soluções de óleo em água, pois óleo e água não se misturam, mas água com partículas de óleo dispersas em seu interior. Assim, o nome de óleo solúvel normalmente dado a esse produto não é correto.

Essas emulsões são essencialmente água, assim sendo possuem um alto poder refrigerante. Por outro lado, a presença de óleo mineral, emulsificadores e inibidores de corrosão superam as desvantagens básicas da água, que são a sua ação corrosiva e seu baixo poder de umedecimento dos metais. Para evitar os efeitos nocivos da água presente na emulsão, empregam-se aditivos anticorrosivos, tais como nitrito de sódio. São usados ainda biocidas que inibem o crescimento de bactérias e fungos, que devem ser compatíveis com a pele humana e não serem tóxicos.

Portanto, as emulsões são especialmente adequadas para as operações de usinagem, onde o requisito principal é a refrigeração da ferramenta e da peça, como é o caso da manufatura de cilindros automotivos em condição de alta produção.

2.2.3.3 Usinagem sem fluido de corte

De acordo com Diniz, Marcondes e Coppini (2001), nos últimos anos intensificaram-se as pesquisas com o objetivo de restringir ao máximo o uso de fluido refrigerante e/ou lubrificante na produção metal-mecânica. Os fatores importantes que justificam tal procedimento incluem os custos operacionais da produção, as questões ecológicas, as exigências legais quanto à preservação do meio ambiente, a preservação da saúde do ser humano, etc. Outras vantagens do uso dessa técnica relacionam-se à manutenção de cavacos limpos, redução de custos de reprocessamento, limpeza e acondicionamento.

Para Narutaki et al. (1997), é evidente que usinagem limpa ambientalmente ou “verde” é considerada uma opção desejável e necessária para um empreendimento de fabricação auto-sustentável. Interessa ao meio ambiente, saúde e segurança dos operadores, assim como os requisitos para obrigar leis de proteção ambiental, regulamentações de segurança ocupacional e saúde, que as indústrias utilizem usinagem a seco como uma alternativa viável no lugar do uso de fluidos de corte.

Walter (2005) explica que a utilização da usinagem a seco e o método da mínima quantidade de lubrificante (MQL), que consiste na aplicação de fluido pulverizado em fluxo de ar

comprimido, representam alternativas para o uso convencional de fluido refrigerante, mas será possível atingir uma substituição completa das tarefas e funções desse produto (refrigerar, lubrificar, transportar, limpar e conservar) somente em casos isolados.

Os efeitos dos fluidos de corte incidem significativamente no custo do sistema, sendo o próprio fluido, sistema de bombeamento, sistema de coleta e filtragem, disposição e armazenagem e, algumas vezes, sistema de arrefecimento. Os efeitos fisiológicos no operador, isto é, vapores tóxicos, odores desagradáveis, fumaça, irritações na pele (dermatites) ou reações de bactérias são os efeitos gerais no ambiente (Narutaki et al., 1997).

A usinagem a seco somente poderá ser aplicada a qualquer processo de usinagem se atender duas condições:

- A qualidade da peça não for comprometida;
- A vida da ferramenta atender as condições de custo x benefício estabelecidas.

Referente à segunda condição, algumas vezes, os custos com ferramentas crescem um pouco devido à restrição do uso de fluidos de corte; mesmo assim o custo total de produção de uma peça pode ser menor quando comparado aos custos de se utilizar uma alta vazão de fluido de corte.

Por um longo tempo, devido a limitações nos materiais das ferramentas de corte disponíveis, o uso de fluidos de corte foi considerado uma parcela essencial no processo de usinagem. Todos os efeitos negativos associados ao uso do fluido de corte eram considerados como um mal necessário (Narutaki et al., 1997).

2.2.4 Mecanismos de desgaste da ferramenta na usinagem do ferro fundido

A interação entre ferramenta, cavaco e peça geralmente causa desgastes e avarias como lascamento e trincas de origem térmica e mecânica. Os mecanismos que geram desgastes e avarias são formação da aresta postiça de corte, abrasão, difusão, atrito, variações de cargas térmicas e mecânicas e impactos entre ferramenta e peça (Sandvik Coromant , 1994).

Para Ávila et al. (2005), os principais desgastes verificados nas ferramentas de corte são os desgastes de flanco e de cratera, que são bidimensionais e medidos conforme a norma ISO 3685/93.

A estabilidade química é importante para evitar ou minimizar o desgaste de cratera, visto que a difusão é geralmente o mecanismo responsável pelo desgaste na superfície de saída da ferramenta (Trent e Wright, 2000). Como os cavacos do ferro fundido centrifugado são do tipo ruptura, a formação do mesmo não gera desgaste de cratera na superfície de saída do inserto, ocorrendo principalmente desgaste de flanco gerado pela abrasão mecânica.

A abrasão mecânica é uma das principais causas de desgaste da ferramenta, principalmente do desgaste de flanco (ou frontal), já que a superfície de folga atrita com um elemento rígido, que é a peça. O desgaste gerado pela abrasão é incentivado pela presença de partículas duras no material da peça e pela temperatura de corte, que reduz a dureza da ferramenta. Assim, quanto maior a dureza à quente da ferramenta, maior sua resistência ao desgaste abrasivo. Às vezes, partículas duras arrancadas de outra região da ferramenta por aderência ou mesmo por abrasão, são arrastadas pelo movimento da peça, causando desgaste abrasivo em uma área adjacente da ferramenta.

Sudo, Braghini e Coelho (2001) realizaram um trabalho experimental para investigação do desgaste de ferramentas em torneamento com alta velocidade aplicado ao ferro fundido cinzento e as principais conclusões foram:

- o sistema de lubrificação MQL diminui o desgaste da ferramenta;
- o menor desgaste foi demonstrado pela cerâmica mista, cujo desgaste de flanco foi inferior ao do metal duro com revestimento;
- o tipo de desgaste predominante nas ferramentas testadas foi o de flanco, sendo que os mecanismos de desgaste que predominaram foram a abrasão mecânica e a delaminação (microlascamento do revestimento);
- com o aumento da velocidade de corte agrava-se o processo de delaminação e também o de abrasão mecânica;

- a lubrificação MQL reduz os processos de delaminação e de abrasão mecânica, ambos dependentes da temperatura na região de corte;
- a alta variação nos valores de rugosidade Ra pode ser devido à presença de veios de grafita na estrutura da matriz do ferro fundido cinzento.

Diniz e Ferrer (2008) realizaram testes de fresamento em peças com superfícies irregulares de ferro fundido cinzento, comparando insertos de metal duro com cobertura e insertos de cerâmica à base de nitreto de silício (Sialon). Os desgastes das arestas de corte dos insertos foram analisados por um microscópio eletrônico de varredura com sistema EDS, para permitir a análise dos mecanismos de desgaste. Foi verificado nos pontos indicados na figura 2.25 elementos químicos que não fazem parte da composição dos insertos testados, conforme a tabela 2.9, indicando que ocorreu difusão química e possível aderência dos elementos da peça no inserto, que somado com o atrito, contribuíram para os desgastes apresentados.

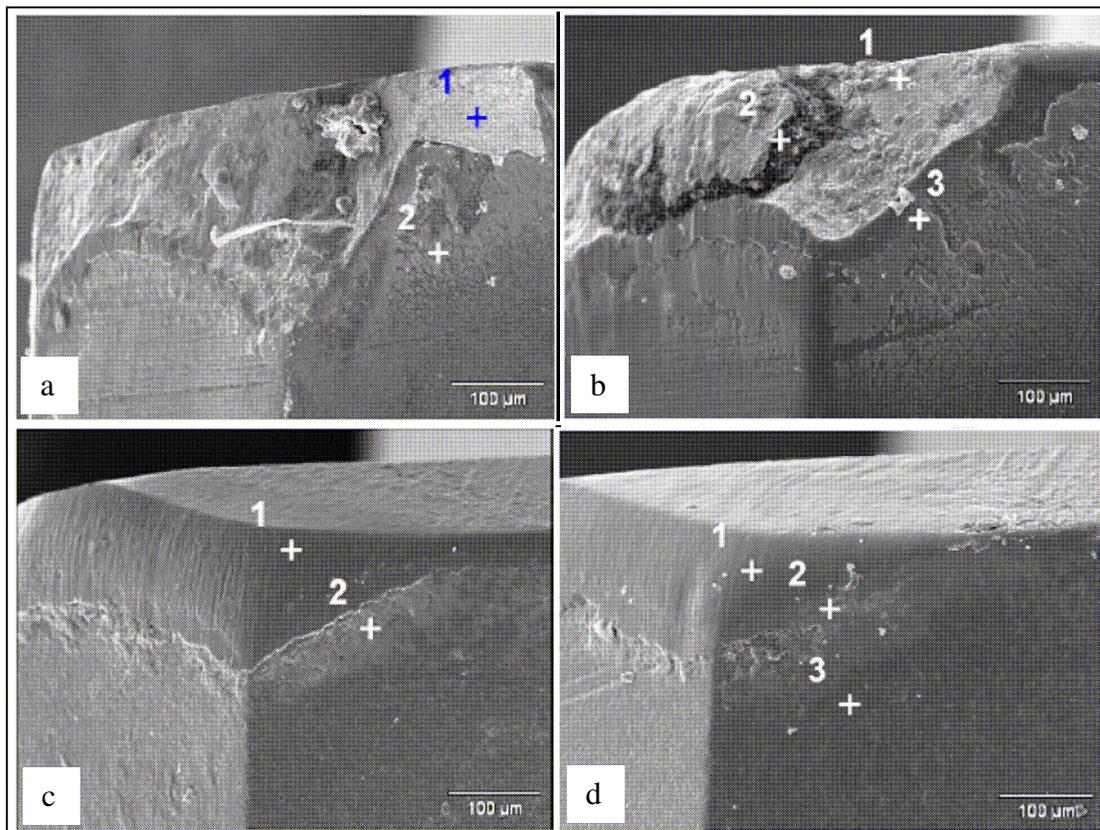


Figura 2.25 - Comparação dos desgastes verificados nos insertos de metal duro (a e b) com $v_c = 450$ m/min e nos insertos de cerâmica (c e d) com $v_c = 1000$ m/min após os testes realizados, onde o critério para fim de ensaio foi $V_{Bmax} = 0,2$ mm (Diniz e Ferrer, 2008).

Tabela 2.9 - Elementos químicos verificados nos desgastes utilizando o sistema EDS (Diniz e Ferrer, 2008).

Inserto	Ponto	Al	Si	Ti	Fe	Co	W	Mn	Zn
Metal Duro (a)	1	-	-	-	-	15	85	-	-
	2	2,5	4	2	69	-	-	-	-
Metal Duro (b)	1	-	-	-	2	2	88	-	-
	2	2	5	0,08	15	2	68	-	-
	3	2	4	2	68	-	-	0,75	-
Cerâmica (c)	1	-	51	-	-	-	-	7	-
	2	-	11	-	46	-	-	-	17
Cerâmica (d)	1	-	76	-	2	-	-	2	-
	2	-	10	-	54	-	-	-	-

As ferramentas de cerâmica apresentaram resistência suficiente para suportar os impactos inerentes do fresamento das peças irregulares de ferro fundido cinzento. Os resultados mostraram que, a ferramenta cerâmica proporcionou uma vida muito maior que a de metal duro, em altas velocidades de corte, indiferente do tipo de peça. É importante comentar que a velocidade de corte utilizada para os insertos de cerâmica foi 2,2 vezes maior que a utilizada no metal duro, proporcionando um corte 2,2 vezes mais rápido (Diniz e Ferrer, 2008).

2.3 Operações de Usinagem

Neste tópico serão abordados os conceitos práticos e teóricos relacionados às operações de torneamento interno e mandrilamento. As ferramentas de corte, geometrias de insertos, esforços de usinagem, escoamento de cavacos e sistema de fixação das barras de torner e de mandrilar são alguns dos principais fatores de influência para um bom desempenho destas operações de usinagem.

O mandrilamento é um processo muito utilizado para usinagem do diâmetro interno dos cilindros automotivos. O torneamento interno é o processo proposto para substituir o mandrilamento, o sucesso de tal aplicação é um dos objetivos deste trabalho.

2.3.1 Torneamento interno

Basicamente, o torneamento gera formas de revolução com uma ferramenta de corte usinando com uma única aresta e, na maioria dos casos, a ferramenta tem deslocamento axial e a peça sofre rotação. Em muitos aspectos, o torneamento é o método de corte de metal em que a

ferramenta avança em sentido linear, gerando formas não muito complexas (Sandvik Coromant, 2006). Por outro lado, por ser o processo mais amplamente utilizado e que mais facilmente permite desenvolvimento, atualmente o torneamento é um processo altamente otimizado, exigindo uma cuidadosa avaliação dos diversos fatores em aplicações variadas. As ferramentas de torneamento atuais são cuidadosamente projetadas, com base em décadas de experiência, pesquisa e desenvolvimento.

De acordo com Doyle (1984), as operações de torneamento podem ser subdivididas em duas classes, aquelas realizadas com a peça presa entre centros e aquelas com a peça presa à placa numa de suas extremidades, com ou sem suporte na outra extremidade.

Sandvik Coromant (1994) define torneamento como combinação de dois movimentos, a rotação da peça e o movimento de avanço da ferramenta. Em algumas aplicações, a peça pode ser estacionária, com a ferramenta girando ao seu redor para cortá-la, mas basicamente o princípio é o mesmo. O movimento de avanço da ferramenta pode ser ao longo do eixo da peça, o que significa que o diâmetro da peça será torneado para um diâmetro menor ou maior, em operações externa e interna, respectivamente. Alternativamente, a ferramenta pode avançar em direção ao centro da peça, o que significa que a peça será faceada. A combinação dessas duas direções resulta em superfícies cônicas ou curvas, sendo esses movimentos conhecidos por interpolação.

Para Sudo, Braghini e Coelho (2001), o processo de torneamento pode ser aplicado até mesmo em peças com ultraprecisão, especialmente pela facilidade de se controlar uma ferramenta com uma única aresta de corte.

A maioria das operações de torneamento externo também é encontrada no torneamento interno, desde que realizadas com ferramentas internas. No torneamento externo, o balanço da ferramenta não é afetado pelo comprimento da peça e o tamanho do suporte porta-ferramenta pode ser escolhido em função das forças e tensões que surgem durante as operações. No torneamento interno a escolha da ferramenta é muito mais restrita devido ao diâmetro e ao comprimento do furo da peça, já que esses fatores determinam o balanço da ferramenta.

Uma regra geral que se aplica a todas as operações de torneamento interno é a de sempre minimizar o balanço da ferramenta e selecionar o maior tamanho de ferramenta possível, para obter a melhor estabilidade e, dessa forma, a melhor precisão. A estabilidade é aumentada quando

se usa uma barra de torneamento interno com diâmetro maior, mas freqüentemente as possibilidades são limitadas, já que o espaço permitido pelo diâmetro do furo na peça deve ser levado em consideração, para o escoamento dos cavacos e para qualquer movimento radial.

As limitações relacionadas com estabilidade no torneamento interno implicam em cuidados extras que devem ser tomados no planejamento e na preparação da produção. A seleção do suporte adequado da ferramenta, a aplicação correta e sua fixação de maneira apropriada produzem um efeito considerável para manter a deflexão e a vibração da ferramenta em valores pequenos e, conseqüentemente, influenciam positivamente a qualidade do furo que está sendo usinado.

2.3.1.1 Forças de corte em operações de torneamento interno

Thomas e Beauchamp (2003) comentam que as forças de corte são influenciadas pela geometria, dinâmica, material e propriedades superficiais da ferramenta corte.

De acordo com Trent e Wright (2000), as ações das forças de corte nas ferramentas são importantes para concepção das máquinas-ferramenta, desde a estimativa de potência necessária para usinagem como para o projeto de estruturas rígidas e livres de vibrações. As componentes radial (força de profundidade) e tangencial (força de corte) da força de usinagem forçarão a ferramenta a defletir para fora da peça no torneamento interno. A força tangencial forçará a ferramenta para baixo e para fora da linha de centro e, ao fazer isso, também reduzirá o ângulo de folga da ferramenta, conforme a figura 2.26.

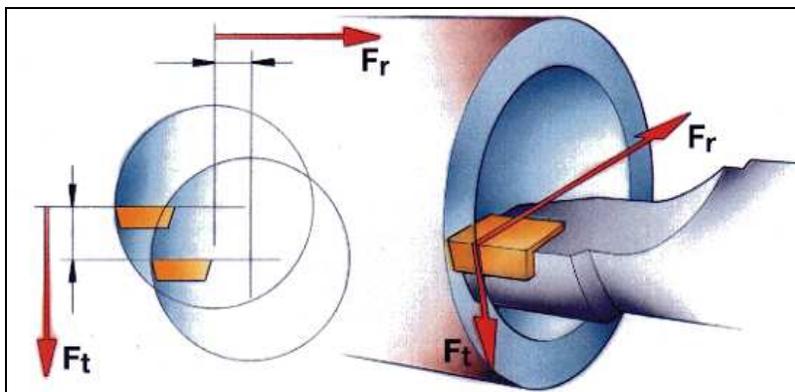


Figura 2.26 - Forças de corte tangencial e radial com suas deflexões (Sandvik Coromant, 2006).

No torneamento de furos pequenos é particularmente importante que o ângulo de folga da pastilha seja suficiente para evitar o contato entre a ferramenta e a parede do furo. Qualquer deflexão radial implica na redução da profundidade de corte e também da espessura de cavaco, o que pode induzir à vibrações. Então, a estabilidade da ferramenta e da fixação será decisiva para a magnitude da vibração e se a mesma será amplificada (Sandvik Coromant, 2006).

Segundo Thomas e Beauchamp (2003), as forças de corte que agem na ferramenta contribuem para a modificação da resposta dinâmica da mesma, por afetar sua rigidez e sua capacidade de amortecimento.

As forças de corte variam de acordo com os ângulos da ferramenta (Trent e Wright, 2000). A geometria do inserto tem influência decisiva sobre o processo de torneamento interno, pois uma geometria mais positiva significa uma menor força tangencial. O ângulo de posição da ferramenta de torneamento interno afeta a direção e a magnitude das forças de corte axial e radial e das deflexões resultantes. Um ângulo de posição grande (até o máximo de 90°) produz uma elevada componente da força de corte axial, enquanto um ângulo de posição pequeno resulta em maior força de corte na direção radial (ver figura 2.27).

Entretanto, a força de corte axial não causa grande efeito sobre a operação, já que a força é direcionada ao longo do suporte da ferramenta. Conseqüentemente, é vantajoso escolher um ângulo de posição grande. Recomenda-se que o ângulo de posição seja o mais próximo possível de 90 graus e nunca inferior a 75 graus, já que isso implica em um aumento substancial da força de corte radial (Sandvik Coromant, 2006).

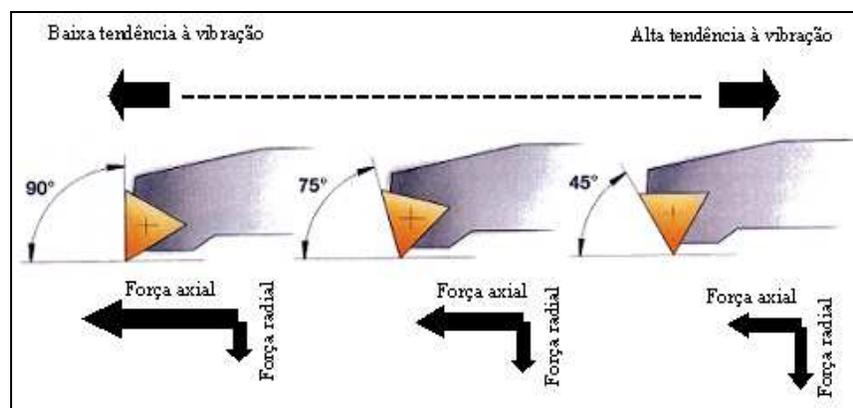


Figura 2.27 - Ângulos de posição, forças de corte e suas tendências à vibração (adaptado de Sandvik Coromant, 2006).

No torneamento interno, geralmente um pequeno raio de ponta deve ser a primeira escolha. Quanto maior o raio de ponta, maior a área de contato entre o inserto e a peça, aumentando as forças de corte radial e tangencial (ver figura 2.28).

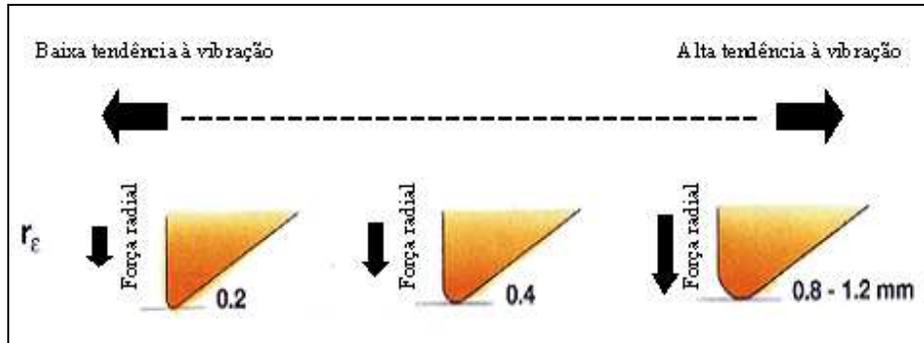


Figura 2.28 - Raios de ponta, forças radiais e suas tendências à vibração (adaptado de Sandvik Coromant, 2006).

Por outro lado, a deflexão da ferramenta na direção radial é mais afetada pela combinação entre a profundidade de corte e o tamanho do raio de ponta (ver figura 2.29). Com uma menor relação entre a profundidade de corte e o raio de ponta, as forças de corte radiais aumentarão com o aumento da profundidade de corte. Assim que a profundidade de corte se igualar ou ficar maior do que o raio de ponta, a deflexão radial será determinada pelo ângulo de posição.

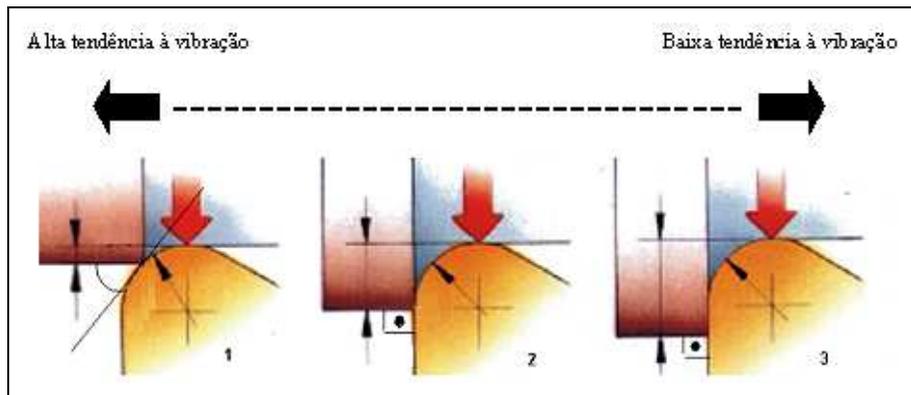


Figura 2.29 - Relação entre raio de ponta, profundidade de corte e ângulo de posição, onde (1) $a_p < r_e$ e $\chi_r < 90^\circ$, (2) $a_p = r_e$ e $\chi_r = 90^\circ$ e (3) $a_p > r_e$ e $\chi_r = 90^\circ$ (adaptado de Sandvik Coromant, 2006).

Uma regra importante é escolher um raio de ponta um pouco menor do que a profundidade de corte. Dessa forma, as forças de corte radiais serão mantidas em um valor mínimo e ao mesmo tempo se faz uso das vantagens do maior raio de ponta possível que produz uma aresta de corte

mais robusta, melhor acabamento superficial e pressão ainda maior sobre a aresta de corte. Se a profundidade de corte é menor que o raio de ponta da ferramenta, o ângulo de posição efetivo vai ser pequeno e, por isso, a força radial vai ser grande, ou seja, ocorrerá força de profundidade maior que tende a promover vibrações.

A fonte de vibração de um sistema de máquina-ferramenta é um importante fator de desenvolvimento para a rugosidade. A produção de um componente com superfície usinada depende de dois importantes fatores, do perfil teórico devido à cinemática da operação e do perfil dinâmico devido às vibrações da aresta de corte (Thomas e Beauchamp, 2003).

Segundo Ranganath, Campbell e Gorkiewicz (2007), a presença de uma aresta afiada afeta a performance de uma operação de usinagem de muitas maneiras. O estado de afiação da aresta de corte está diretamente associado às ações de corte, resultando em redução das vibrações para condições específicas de corte, geração e transferência de calor na zona de corte e alterações nas características de desgaste da ferramenta. O comportamento da tensão residual e os valores de rugosidade em superfícies acabadas são modificados devido à ação da fricção e das condições de remoção com a afiação. A necessidade de entendimento do impacto da afiação das arestas de corte das ferramentas e insertos tem melhorado ainda mais aplicações de usinagem de precisão e tecnologias emergentes. As arestas dos insertos de corte podem ter várias configurações de geometria, conforme mostra a figura 2.30:

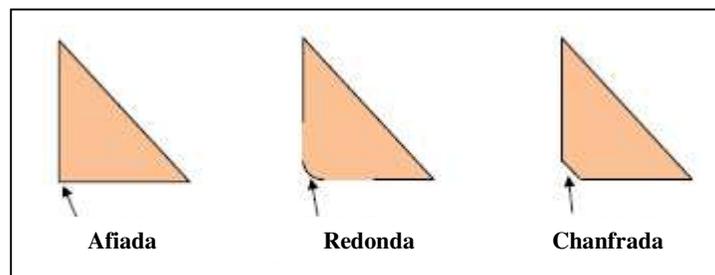


Figura 2.30 - Configurações de afiação para arestas (Ranganath, Campbell e Gorkiewicz, 2006).

A presença da aresta de corte pode afetar de maneira significativa as forças e temperaturas durante o corte, especialmente em espessuras de cavaco abaixo da afiação. De um ponto de vista prático, eles podem ter efeitos na qualidade e precisão das peças usinadas, assim como na própria vida da ferramenta.

2.3.1.2 Fixação da barra de torneamento

A deflexão da barra de torneamento depende do material da barra, de seu diâmetro, do balanço, do grau das forças de corte radial e tangencial e do suporte da barra na máquina. Um pequeno movimento na extremidade presa da barra de torneamento já provocará deflexão da ferramenta. As modernas ferramentas de torneamento de alto desempenho precisam ser fixadas com alta estabilidade, de forma a não inserir um elo fraco no conjunto, conforme mostra a figura 2.31. Inicialmente é importante que as superfícies internas do suporte de fixação da ferramenta estejam limpas, possuam ótimo acabamento superficial e dureza suficiente para não ocorrer desgaste. A solução ideal de estabilidade para a fixação da barra de torneamento é uma ferramenta com a adaptação integrada. Para barras de torneamento convencionais, o suporte sólido é sempre melhor do que parafusos atuando sobre a barra, já que podem danificar a mesma. Barras de torneamento anti-vibratórias, que são projetadas especialmente para operações com grandes balanços e reforçadas com metal duro, nunca devem ser fixadas com parafusos. A melhor estabilidade é obtida com um suporte em que o comprimento de fixação da barra fique totalmente embutido.

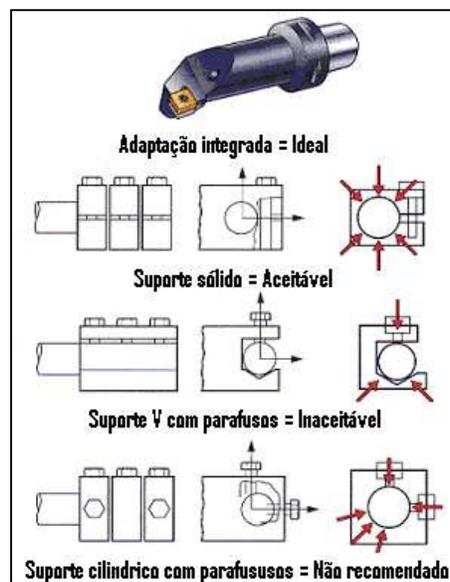


Figura 2.31 - Tipos de fixação para barras de torneamento (Sandvik Coromant, 2006).

Um suporte do tipo V com parafusos pode ser adequado, mas não se recomenda um suporte cilíndrico com parafusos, devido à decomposição das forças de fixação da ferramenta. A fixação da barra de torneamento é um fator crítico de estabilidade.

Na prática as ferramentas raramente são projetadas com base em cálculos de tensão e deformação. Testes e métodos empíricos somados à experiência acumulada são as bases para projetos de ferramentas (Trent e Wright, 2000).

Atualmente, é comum encontrar-se barras de torneamento que possuem refrigeração interna, por meio de canais ou furos, dependendo do diâmetro da barra (Sandvik Coromant, 2006).

2.3.1.3 Escoamento de cavacos

O escoamento de cavacos durante o torneamento interno é crítico para o desempenho e para a segurança da aplicação, particularmente quando são usinados furos profundos. A quebra de cavacos forçada quando se obtém cavacos muito pequenos, consome mais energia e pode aumentar a tendência às vibrações. A força centrífuga (figura 2.32) pressiona os cavacos para fora e, no torneamento interno, isso significa que os cavacos permanecem na peça.

Os cavacos remanescentes podem ser pressionados contra a superfície usinada ou ficarem comprimidos, danificando a ferramenta. Dessa forma, no torneamento interno, recomendam-se ferramentas com um fluxo interno de fluido de corte. Dessa forma, os cavacos serão arrastados para fora do furo de maneira efetiva. Pode ser utilizado ar comprimido no lugar do fluido de corte e, em furos passantes, os cavacos podem ser assoprados através do furo e coletados em um recipiente.

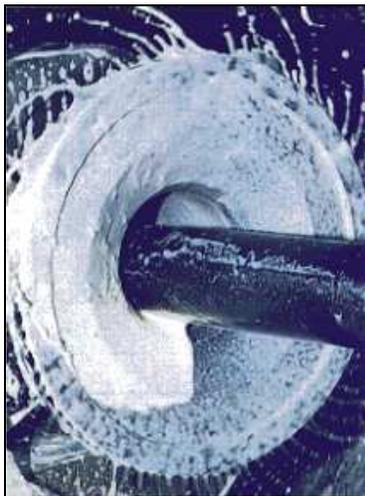


Figura 2.32 - Ação da força centrífuga no torneamento interno (Coromant, 2006).

Segundo Trent e Wright (2000), a temperatura do cavaco pode afetar a performance da ferramenta e dificultar a obtenção de tolerâncias apertadas nas peças. Boud (2007), comenta a necessidade de identificar todos os parâmetros que influenciam a temperatura e o fluxo de calor nos processo de usinagem, pois a identificação é um ponto de referência para assegurar a validade das teorias existentes.

2.3.2 Mandrilamento

De acordo com Sandvik Coromant (2006), as operações de mandrilamento que envolvem ferramentas rotativas são aplicadas na usinagem de furos que foram feitos por meio de métodos como usinagem prévia, fundição, forjamento, extrusão, oxicorte, etc. As operações de desbaste são feitas para alargar o furo existente com tolerâncias grandes e normalmente para preparar para o acabamento, o que deixa o furo dentro dos limites de tolerância e acabamento superficial desejados.

O mandrilamento é aplicado quando se deseja usinar furos cilíndricos de diâmetros médios e grandes, em peças não de revolução e/ou com peso alto, nas quais a utilização do torneamento interno fica dificultada devido à impossibilidade de colocar a peça em alta rotação.

Para Doyle (1984), o mandrilamento é a operação que serve para aumentar o diâmetro de um furo, implicando, algumas vezes, numa execução com maior precisão que a alcançada na furação.

O mandrilamento pode ser definido como uma operação de usinagem de pré-furos fundidos, forjados ou extrudados com ferramenta de geometria definida, no qual tanto a ferramenta quanto a peça podem executar o movimento de rotação (Schroeter e Godinho, 2008).

Tipicamente, as operações de desbaste são feitas em centros de usinagem e em máquinas de mandrilamento vertical. A ferramenta rotativa avança axialmente ao longo do furo. A maioria dos furos é passante, freqüentemente em peças prismáticas. Já em relação às profundidades dos furos, geralmente a profundidade máxima recomendada é quatro vezes o diâmetro do furo. Diferentes ferramentas possuem seus próprios tamanhos máximos de furo.

Para mandrilamento de desbaste e de precisão de furos mais profundos (de até seis vezes o diâmetro) devem ser empregadas ferramentas de mandrilar anti-vibratórias. A figura 2.33 mostra a operação de mandrilamento:

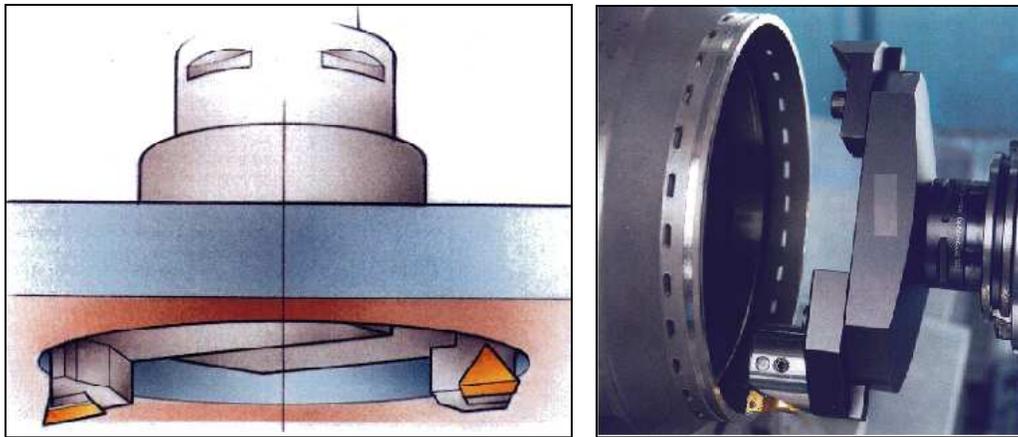


Figura 2.33 - Operação de mandrilamento (Sandvik Coromant, 2006).

No tocante à qualidade do furo, de maneira típica, em mandrilamento de acabamento pode se obter furos com tolerâncias de IT6 a IT9. Podem ser obtidos acabamentos superficiais melhores do que $Ra\ 1\ \mu m$. As ferramentas para acabamento têm possibilidades de ajuste preciso do diâmetro a ser usinado.

2.3.2.1 Tipos de operações de mandrilamento

As operações de mandrilamento são classificadas em cortes de aresta única, cortes multi-aresta, mandrilamento escalonado e alargamento (Sandvik Coromant, 2006).

Geralmente, o mandrilamento com aresta única mostrado pela figura 2.34a é aplicado em operações para desbaste e acabamento de materiais em que exige-se um bom controle de cavacos. Uma ferramenta de mandrilamento com aresta única também pode ser uma solução quando a potência da máquina for um fator limitante. O mandrilamento com multi-arestas mostrado pela figura 2.34b, envolvendo duas ou três arestas, é empregado para operações de acabamento em que a taxa de remoção de material é a principal prioridade. Pode-se manter altos níveis de produtividade com duas ou três pastilhas, ajustadas na mesma altura axial, cada uma usinando no avanço por dente recomendado. Isso resulta em um alto avanço por rotação em todo o furo. O

mandrilamento escalonado é executado no desbaste por uma ferramenta de mandrilamento que possua pastilhas ajustadas em diferentes posições radiais e axiais, conforme a figura 2.34c.

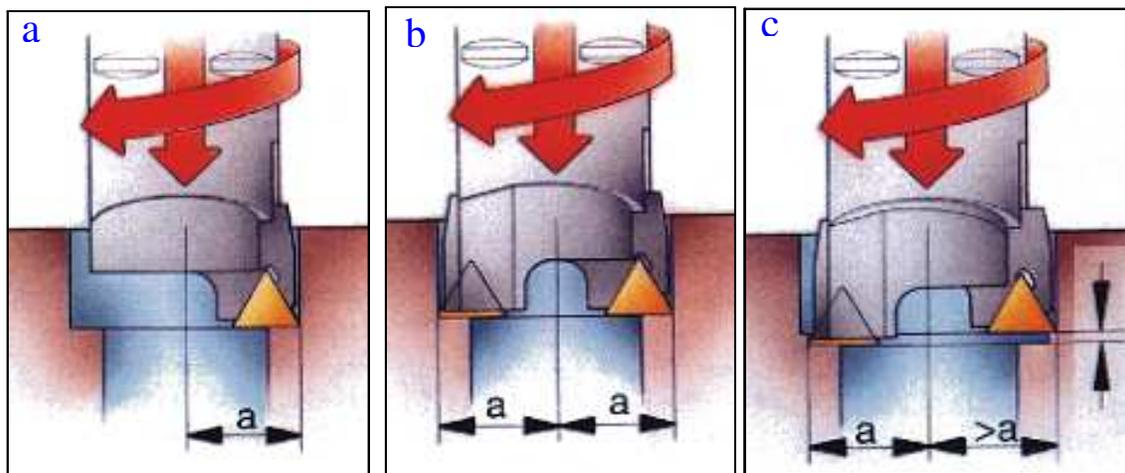


Figura 2.34 - Operações de mandrilamento com corte de aresta única (a), multi-arestas (b) e escalonado (c) (adaptado de Sandvik Coromant, 2006).

O alargamento também é considerado uma operação de mandrilamento para aplicação em acabamento leve, executada com uma ferramenta multi-aresta que permite furos de alta precisão. A figura 2.35 mostra a operação de alargamento:



Figura 2.35 - Operação de alargamento (Sandvik Coromant, 2006).

Acabamentos superficiais muito bons e tolerâncias dimensionais muito estreitas são obtidas com altas taxas de penetração no alargamento. O furo pré-usinado deve estar dentro de limites precisos e a profundidade radial de corte deve ser pequena (Sandvik Coromant, 2006).

2.3.2.2 Ferramentas para mandrilamento

Normalmente, uma ferramenta para mandrilamento consiste em um suporte básico, um adaptador e uma unidade de corte na forma de cápsula, cassete ou unidade de mandrilamento de precisão. Uma cabeça para mandrilamento de precisão é montada em uma barra de mandrilamento que é ajustável radialmente. As ferramentas são ajustáveis radialmente dentro de uma faixa específica de diâmetros (Sandvik Coromant, 2006).

Os menores diâmetros de furo, com 3 mm ou pouco mais, são mandrilados com cabeças de mandrilamento, ao passo que os furos maiores são furados e acabados com uma ferramenta de aresta única que possua um cassete com extensão ajustável montado em uma barra excêntrica. Uma ferramenta de mandrilamento específica é a melhor solução para operações em peças de lotes pequenos e médios, com a principal característica sendo a boa produtividade (alta taxa de penetração e alta versatilidade).

As ferramentas para mandrilamento em desbaste com mais de uma aresta de corte possuem possibilidades de ajuste relativamente simples, conforme mostra a figura 2.36.

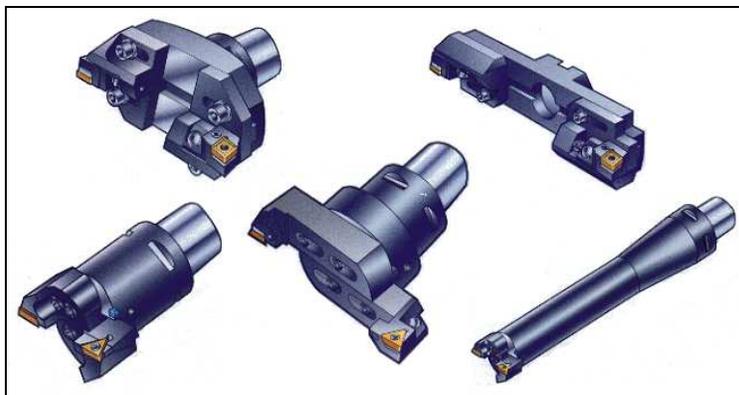


Figura 2.36 - Ferramentas utilizadas para mandrilamento em desbaste (Sandvik Coromant, 2006).

As ferramentas de mandrilamento para acabamento com uma aresta de corte devem ser passíveis de ajuste com uma precisão de microns. As ferramentas devem ser ajustadas com um aparelho de ajuste prévio ou então possuir mecanismo de ajuste conforme mostrado na figura 2.37.

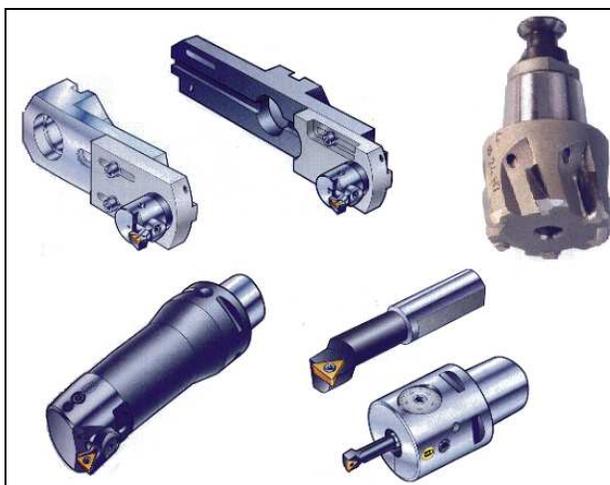


Figura 2.37 - Ferramentas utilizadas para mandrilamento em acabamento (Sandvik Coromant, 2006).

Com somente uma aresta de corte, a ferramenta de corte experimentará um certo grau de deflexão radial durante a usinagem. Isso significa que normalmente é necessário um corte com medição prévia, seguido por um ajuste da ferramenta.

Schroeter e Godinho (2008) realizaram testes no processo de mandrilamento dos cilindros do bloco de motor em ferro fundido vermicular, por meio da análise dos desvios geométricos, variando as geometrias e concepções das ferramentas de corte. Eles concluíram que as diferenças encontradas na qualidade de forma relacionada aos desvios geométricos de circularidade e de retilineidade dos cilindros não foram muito significativas, apesar das variações nas concepções das ferramentas e das diferentes condições de corte. Deduziram que o fator de maior influência sobre a qualidade geométrica foi o desgaste das ferramentas, pois na condição de fim de vida de ferramenta ocorre o aumento dos valores de circularidade e de retilineidade, em todas as condições de corte e para todas as ferramentas testadas.

2.3.2.3 Mandrilamento dos cilindros automotivos

As indústrias automotivas estão cada vez mais demandando esforços para melhorar a precisão de usinagem das camisas para cilindros, visando melhorar o desempenho dos motores. O diâmetro interno das camisas para cilindros são comumente usinadas pelo processo de mandrilamento. Contudo a precisão de usinagem das camisas é afetada pelas forças de corte e pela geração de temperatura proveniente do processo de usinagem. A perda de precisão do

processo de mandrilamento aumenta os custos de fabricação e o tempo de brunimento, que em geral, é a operação subsequente nesta superfície. Com o propósito de melhorar a precisão de usinagem das camisas para cilindros, muitos pesquisadores vêm estudando os efeitos das forças de corte e do aumento de temperatura na precisão de usinagem durante o processo de mandrilamento (Tang e Sasahara, 2007).

As máquinas convencionalmente utilizadas para usinagem do diâmetro interno das camisas são mandriladoras verticais com dois eixos-árvores, máquinas grandes, lentas e dedicadas para esta aplicação, nas quais carga e descarga são necessariamente manuais (figura 2.38a).

Os sistemas de fixação utilizados são pinças ranhuradas, que são comprimidas por mangueiras hidráulicas. As peças brutas são fixadas pelo diâmetro externo, sendo totalmente envolvidas pelas pinças para garantir a cilindricidade necessária (figura 2.38b). O conjunto que compreende os sistemas de fixação é montado diretamente na coluna da mandriladora, promovendo o deslocamento vertical das peças estáticas na direção das ferramentas em rotação.

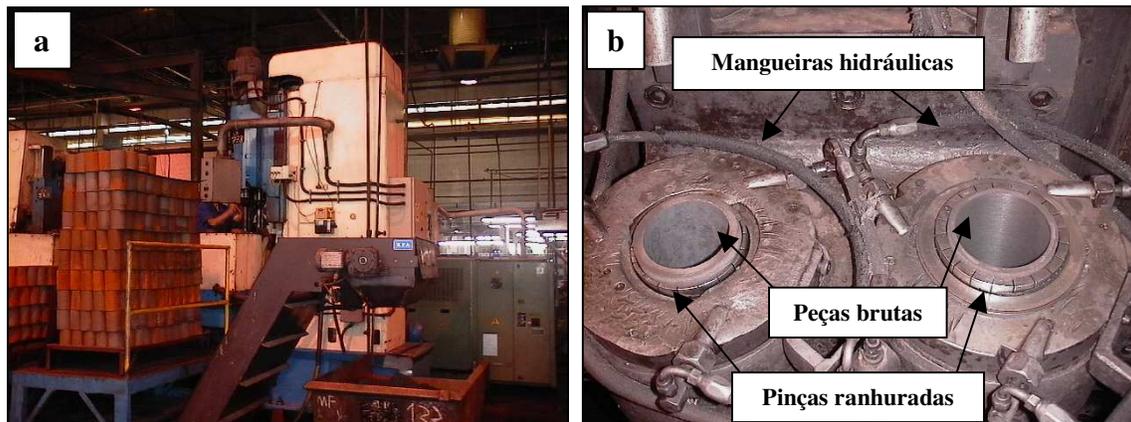


Figura 2.38 - Mandriladora vertical com dois eixos-árvores (a) e sistema de fixação utilizado para camisas (b).

Para executar o mandrilamento, geralmente realizado pelas etapas de desbaste, semi-acabamento e acabamento, são usadas ferramentas de geometria definida (Schroeter e Godinho, 2008). Como a máquina promove somente movimento vertical do conjunto que contempla os sistemas de fixação e os movimentos de rotação das ferramentas (figura 2.39a), não ocorre movimento radial de nenhuma das partes. Portanto, após a usinagem do diâmetro interno, ocorrerão riscos na superfície usinada da peça durante o recuo da ferramenta. Os insertos utilizados no processo mencionado são de metal duro sem cobertura, com geometria especial para

este tipo de ferramenta (figura 2.39b). Após a fixação dos inserts nas barras por sistema de cunha, os ajustes dimensionais e os ângulos necessários são realizados por retificação. Além dos ajustes da ferramenta demandarem muito tempo, também são necessárias ferramentas reservas junto à máquina para substituição imediata, garantindo o funcionamento contínuo do processo.

Em termos de produtividade, o processo de mandrilamento apresentado garante uma produção de 140 peças/hora, onde as condições de usinagem utilizadas para não comprometer as especificações técnicas da peça são $v_c = 80$ m/min e $f = 0,25$ mm/rot, em uma barra de mandrilar com 8 inserts de metal duro sem cobertura (todos com a mesma posição radial e axial).

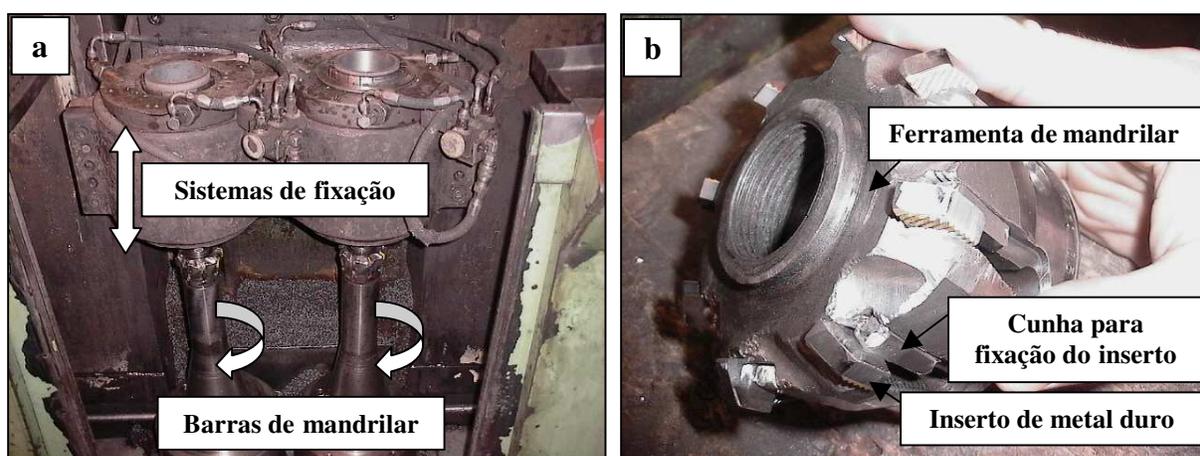


Figura 2.39 - Sistemas de fixação e barras de mandrilar (a) e detalhes da ferramenta de mandrilar (b).

A falta de cilindricidade das camisas usinadas piora o desempenho dos anéis dos pistões dos motores. Tem-se então os esforços das indústrias para melhorar a cilindricidade das camisas para cilindros. O processo de mandrilamento dos cilindros afeta principalmente a cilindricidade das camisas para cilindros, devido as ações das forças de corte e das temperaturas geradas pelo processo.

Tang e Sasahara (2007) realizaram experimentos para verificar o comportamento térmico das camisas para cilindros na operação de mandrilamento. Eles realizaram mandrilamento a seco e com fluido refrigerante, verificando a distribuição de temperatura na parede das camisas para cilindros (figura 2.40) e as forças de corte durante a usinagem.

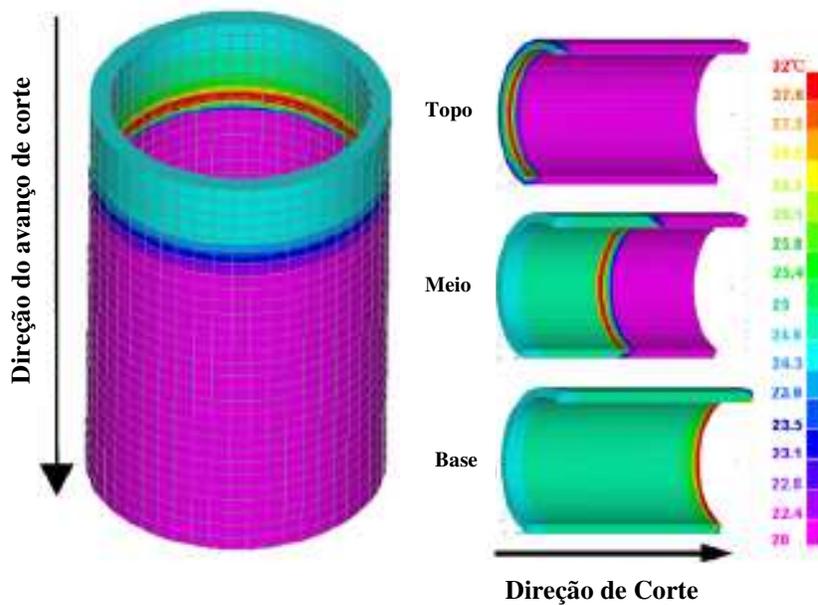


Figura 2.40 - Distribuição de temperatura na camisa para cilindro gerada pelo processo de mandrilamento a seco (Tang e Sasahara, 2007).

Durante o processo de mandrilamento das camisas para cilindros, a deflexão da barra de mandrilar e as forças de corte fazem com que o sobremetal não seja totalmente removido na direção radial. Isso leva a erros de usinagem e afeta a precisão. Então, os erros de usinagem dependem da magnitude das forças de corte e da rigidez das camisas para cilindros. Por outro lado, durante a usinagem, a energia mecânica é transformada em calor devido à deformação plástica inerente à formação do cavaco e pelo atrito entre ferramenta e cavaco. A porção de calor gerado durante a usinagem vai para a camisa e causa expansão térmica. Tanto a magnitude das forças de corte quanto o aumento de temperatura das camisas para cilindros dependem das condições de corte do processo de mandrilamento, estrutura da camisa e geometria da ferramenta (Tang e Sasahara, 2007).

Nos últimos anos, altas velocidades de corte têm se tornado a principal estratégia de usinagem empregadas no processo de mandrilamento dos cilindros. Tang e Sasahara (2007) concluíram que o efeito da refrigeração utilizando ar comprimido é muito inferior comparado à utilização do fluido refrigerante. Contudo a usinagem a seco é requerida cada vez mais pelas indústrias recentemente. Utilizando como estratégia altas velocidades de corte, baixas taxas de avanço e profundidade de corte, o fluido de corte aumenta a precisão de usinagem das camisas para cilindros no processo de mandrilamento.

No caso da Magneti Marelli, a operação gargalo do sistema produtivo das camisas para cilindro era justamente a usinagem do diâmetro interno e, em função disso, foi desenvolvido um processo inédito para substituir o processo o processo de mandrilamento mencionado.

Capítulo 3

Materiais, Equipamentos e Métodos Experimentais

Neste capítulo será apresentado o processo de usinagem em estudo, as medições das especificações técnicas do cilindro automotivo e o procedimento experimental adotado, visando facilitar a compreensão da metodologia utilizada, possibilitar a reprodução deste processo e garantir a confiabilidade dos resultados obtidos.

3.1 Processo de usinagem proposto

Este trabalho propõe a substituição do processo de mandrilamento do diâmetro interno dos cilindros automotivos pelo processo de torneamento, utilizando como ferramenta uma barra de mandrilar para realizar operações simultâneas. Neste item serão apresentados os componentes do processo de usinagem proposto.

3.1.1 Peça

As camisas para cilindros são fabricadas de ferro fundido centrifugado. Foram feitos ensaios metalográficos em 3 amostras, sendo analisadas composição química, microestrutura e propriedades mecânicas do material. A tabela 3.1 mostra a composição química encontrada nas amostras analisadas:

Tabela 3.1 - Composição química das amostras.

	Composição Química, %												
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al	Cu	Ti	V	Mg
Amostra 1	3,310	2,140	0,562	0,180	0,048	0,272	0,045	0,032	0,012	1,140	0,014	0,010	0,002
Amostra 2	3,290	2,070	0,515	0,162	0,038	0,305	0,034	0,029	0,015	0,983	0,012	0,010	0,002
Amostra 3	3,440	1,990	0,534	0,144	0,039	0,259	0,041	0,029	0,006	1,208	0,013	0,009	0,002

Em relação às propriedades físicas do material, foram analisadas grafitação e matriz das amostras, (conforme tabela 3.2), fazendo ensaios metalográficos com e sem ataque de reagentes (conforme figura 3.1):

Tabela 3.2 -Grafitação e matriz das amostras.

	Amostra 1	Amostra 2	Amostra 3
Tipo	VII	VII	VII
Tamanho	5-6	5-6	5-6
Distribuição	A	A	A
Matriz perlítica	> 90%	> 90%	> 90%
Presença de Steadita	~7%	~7%	~7%

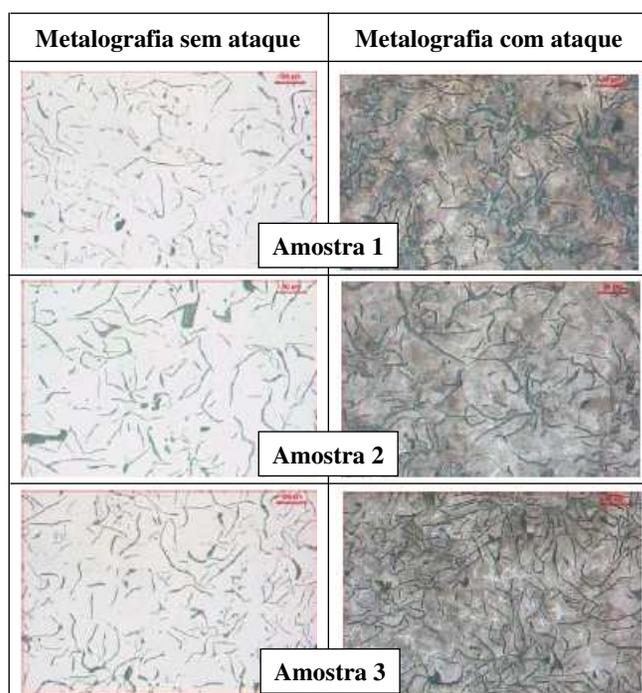


Figura 3.1 - Análises metalográficas das amostras.

Quanto às propriedades mecânicas do material, a dureza é uma das mais importantes e todas as medições apresentaram valores entre 197 e 269 HB, ou seja, as amostras estavam de acordo com a tolerância estabelecida pelo fabricante.

No que diz respeito às especificações técnicas, deve-se analisar somente as especificações referentes ao diâmetro interno da peça, foco deste trabalho. Além da tolerância dimensional (apresentadas na figura 3.2), deve-se atender as tolerâncias de forma macrogeométrica e microgeométrica, no caso cilindridade $\leq 0,06$ mm e rugosidade $Ra \leq 6.3$ μ m, respectivamente.

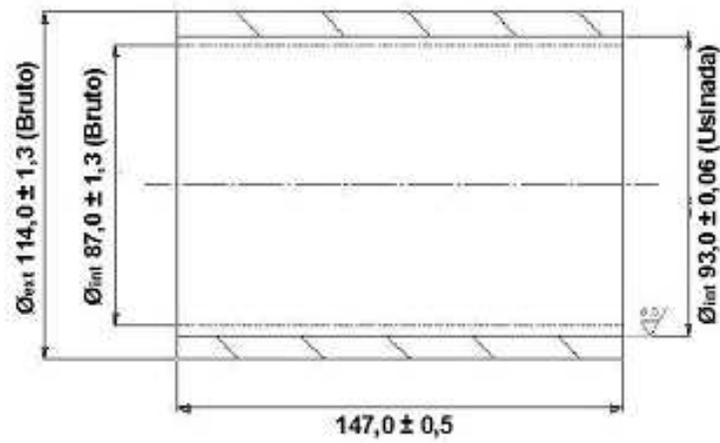


Figura 3.2 - Dimensões das peças bruta e usinada.

A figura 3.3 apresenta as peças bruta e acabada, enquanto que a figura 3.4 mostra as irregularidades do diâmetro interno que serão usinadas pelo processo proposto.

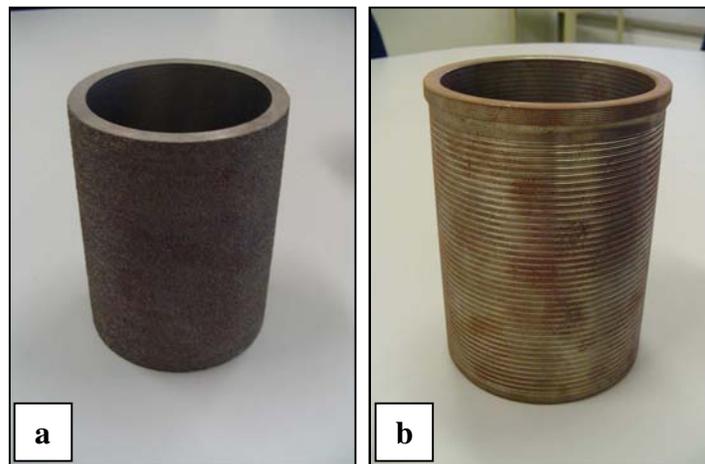


Figura 3.3 - Peças bruta (a) e usinada (b).

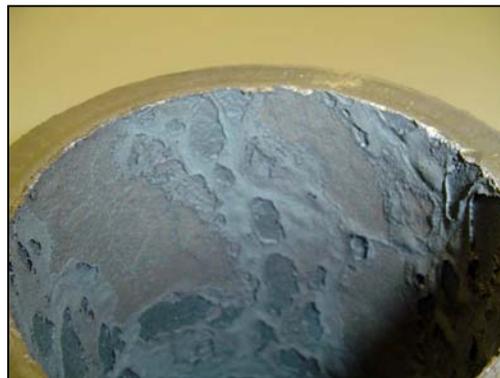


Figura 3.4 - Irregularidades do diâmetro interno.

É importante comentar que o diâmetro interno bruto geralmente é muito irregular, apresenta escamações, escórias e variações de dureza provenientes do processo de centrifugação do fundido. Estas irregularidades influenciam muito o atendimento das especificações técnicas e diminuem drasticamente a vida dos insertos de corte.

3.1.2 Máquina-ferramenta

Trata-se de um centro de torneamento vertical multifuncional Romi – Emag modelo VSC 250 Twin, comando Siemens 840D, composto por dois eixos-árvores com guias hidrostáticas, sistema “*pick up*” para carga e descarga automática, dispositivo anti-colisão e base com estrutura de concreto polimérico (conforme mostra a figura 3.5). A máquina possui 39 kW de potência, rotação máxima de 6.000 rpm no eixo árvore e 45/30 m/min de deslocamento rápido nos eixos X/Z, respectivamente.

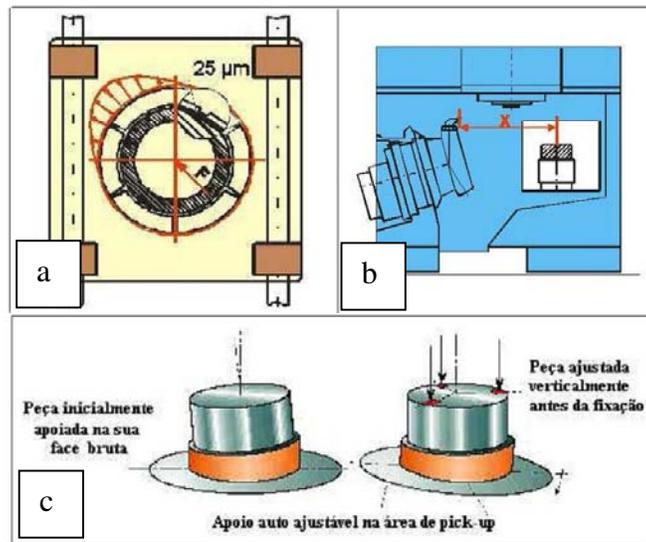


Figura 3.5 - Diferenciadores da máquina utilizada, guia hidrostática (a), sistema *pick up* (b) e dispositivo anti-colisão (c), (Emag Maschinenfabrik GMBH, 2003).

Comumente os componentes estruturais das máquinas são fabricados a partir de ferro fundido cinzento, devido a sua capacidade de amortecimento quando comparado a outros metais. Contudo o concreto polimérico, material que compõe a estrutura da máquina utilizada, possui melhor capacidade de amortecimento que o ferro fundido cinzento e este vem sendo empregado nas bases de máquinas-ferramenta utilizadas em aplicações que requerem altíssima precisão. De

acordo com Cortés e Castilho (2007), o amortecimento estrutural é o fator mais importante que determina o comportamento dinâmico de uma máquina-ferramenta e, conseqüentemente, isso tem influência na capacidade do processo. A figura 3.6 mostra a máquina em projeto e após sua montagem.

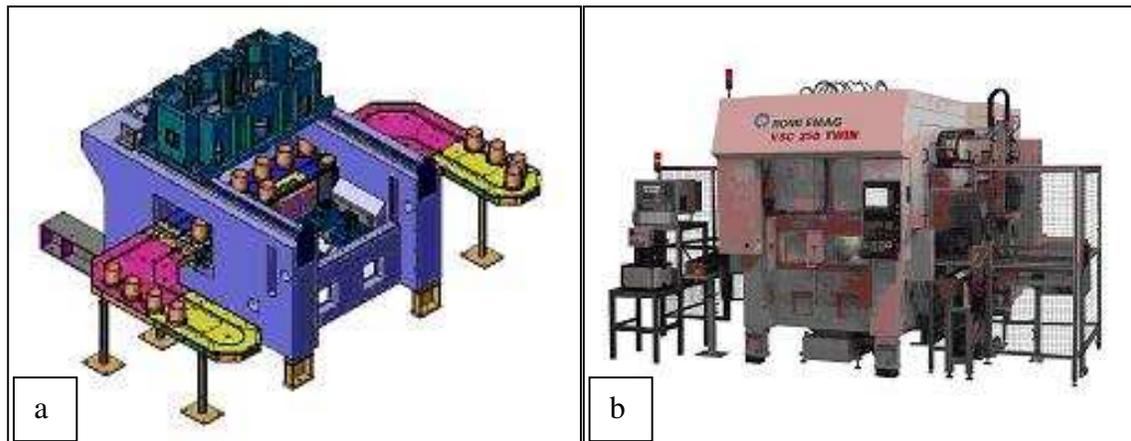


Figura 3.6 - Máquina em projeto (a) e após sua montagem (b), (Emag Maschinenfabrik GMBH, 2003).

As principais vantagens do centro de torneamento vertical para usinagem de cilindros automotivos em relação à mandriladora são:

- menor área ocupada no espaço fabril;
- máquina flexível para usinagens internas e externas;
- possibilidade de fazer correções dimensionais após os desgastes dos inserts e eliminar os riscos deixados pela ferramenta no recuo após a usinagem;
- utilizar inserts padronizados, reduzindo custo e dispensando ajustes prévios;
- carga e descarga automática para aumentar a produtividade e diminuir a fadiga do operador;
- aumento significativo da produtividade do processo.

3.1.3 Sistema de fixação

Segundo Grant (1982), placas são sistemas de fixação utilizados para peças de revolução. Existem muitas formas de placas, tanto para fixação interna quanto para fixação externa, onde as castanhas movem-se horizontalmente ou inclinadas, podendo ainda oscilar em torno de uma posição. Para o processo em questão, foram utilizadas placas blindadas “tipo copo” fabricadas pela TAG para fixação externa das camisas, pois as peças brutas possuíam diâmetros internos e externos irregulares e necessitaram de cuidados especiais.

As placas utilizadas possuíam castanhas pendulares auto-centrantes, proporcionando 12 pontos de contato na peça em 2 planos de fixação distintos (6 pontos de fixação ao redor da peça em cada plano), fazendo com que a linha de centro teórica da peça permaneça alinhada com a linha de centro do dispositivo de fixação, conforme mostra a figura 3.7. Os corpos das placas são blindados para evitar que os cavacos do ferro fundido entrem nos seus mecanismos, ocasionando desgastes prematuros e problemas funcionais. Se o tubo centrifugado for cortado de forma irregular, não ocorre colisão da peça bruta com o dispositivo de fixação, pois a máquina possui sistema anti-colisão na esteira de carga e corrige esta variação.

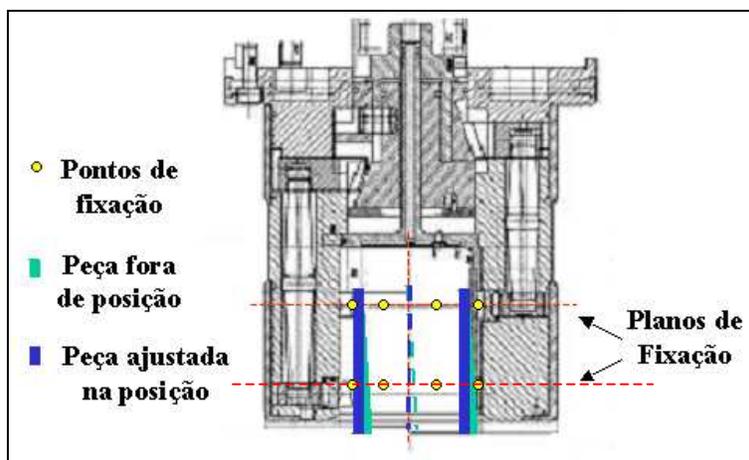


Figura 3.7 - Detalhes do sistema de fixação.

Segundo Feng et al. (2008), a produtividade e a precisão de usinagem podem ser aumentadas pela redução do ajuste prévio da força de fixação ou aumentando a velocidade de rotação da placa, especialmente em peças com paredes finas, como no caso as camisas para cilindros.

3.1.4 Ferramental

Foram utilizadas como ferramentas barras de mandrilar com insertos defasados em ângulo, altura e diâmetro, fabricadas pela Sandvik. As defasagens entre os insertos são 0,6 mm na altura, 90 graus angular e 1 mm no diâmetro. Na condição atual com os insertos cruzados, que será mencionada no item 3.3.1.2, a disposição dos mesmos minimiza a flexão total da barra. A figura 3.8 mostra a quantidade de material que cada inserto retira na condição cruzada e a posição dos insertos em relação à peça bruta.

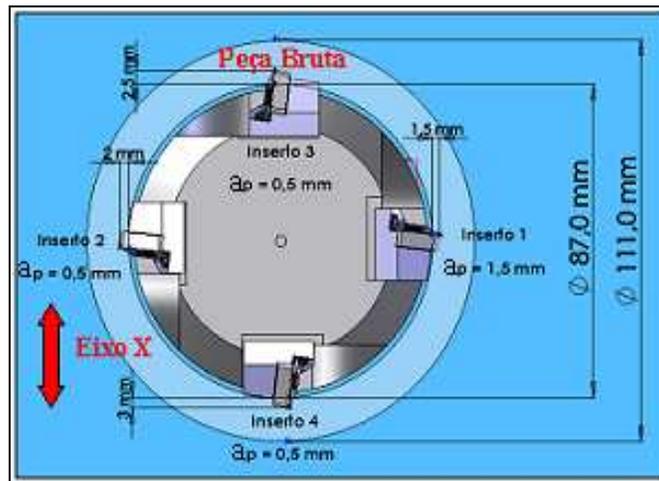


Figura 3.8 - Análise da barra de mandrilar com insertos cruzados.

O centro de torneamento vertical utilizado possui cabeçotes com controles independentes, permitindo correções de desgaste pelos eixos transversais (eixos X). As correções de desgaste são sempre realizadas nos insertos 4 de acabamento. A tabela 3.3 mostra as posições radiais e verticais (Z) dos insertos na barra de mandrilar:

Tabela 3.3 - Posições dos insertos na barra de mandrilar.

Inserto	Posição na barra de mandrilar	
Desbaste "1"	$\varnothing 90 \pm 0,05$ mm	Z = 172,3 mm
Pós-desbaste "2"	$\varnothing 91 \pm 0,05$ mm	Z = 171,7 mm
Pré-acabamento "3"	$\varnothing 92 \pm 0,05$ mm	Z = 171,1 mm
Acabamento "4"	$\varnothing 93 \pm 0,05$ mm	Z = 170,5 mm

A figura 3.9 mostra o projeto da barra de mandrilar e sua utilização na área de usinagem da máquina-ferramenta.

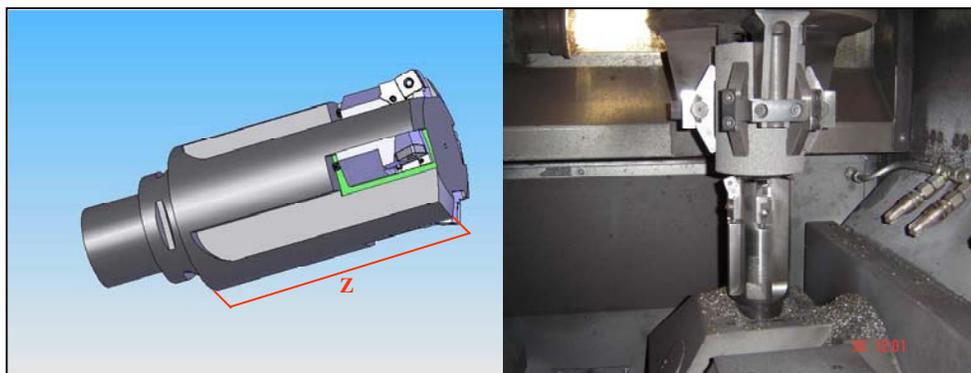


Figura 3.9 - Projeto da barra de mandrilar e sua utilização na área de usinagem da máquina-ferramenta.

As barras de mandrilar são montadas sobre suportes porta-ferramentas fixos na área de usinagem da máquina, utilizando sistema de troca rápida para substituição rápida e precisa.

Os materiais, classes, geometrias e parâmetros de corte dos insertos serão detalhados juntamente com a apresentação dos ensaios de usinagem, pois foram as variáveis em estudo e muitas condições foram testadas.

3.2 Medições das especificações técnicas

Neste item serão apresentados os equipamentos e os instrumentos de medição utilizados para medição das especificações técnicas do diâmetro interno dos cilindros automotivos, assim como o procedimento adotado para medição e os critérios utilizados.

As tolerâncias de fabricação necessárias para o diâmetro interno dos cilindros automotivos são: dimensional, cilindridade e rugosidade. A cilindridade e a rugosidade são tolerâncias de forma geométricas, sendo definidos como o grau de variação das superfícies reais com relação aos sólidos geométricos que os definem (Ruffino et al., 1977).

3.2.1 Dimensional

Foi utilizado um súbito com precisão milesimal para medição do diâmetro interno. O súbito é aferido utilizando-se um anel padrão, conforme figura 3.10. A peça é girada e medida em pontos de seu comprimento, verificando o maior e menor diâmetro, sendo considerado como dimensão final a média dos valores obtidos.



Figura 3.10 - Súbito e anel padrão.

A tolerância dimensional requerida é bilateral, sendo $\varnothing 93 \pm 0,06$ mm. A média das medições é considerada como valor para controle dimensional.

3.2.2 Cilindricidade

A cilindridade é definida como uma tolerância de forma macrogeométrica. Foi utilizado para medição da cilindridade um sistema de medição Form Tester da marca Mahr (figura 3.11).

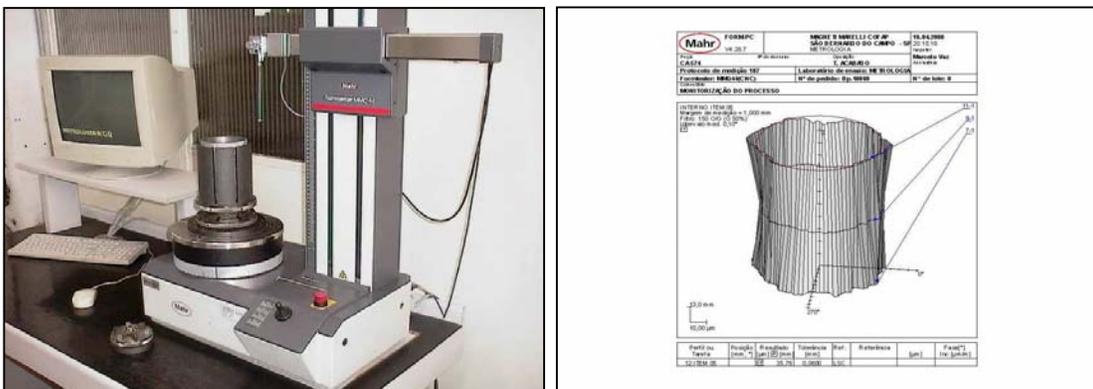


Figura 3.11 - Sistema de medição Form Tester e a malha gerada durante a medição da cilindridade.

O sistema de medição mencionado utiliza um sensor apalpador para verificação de pontos em diferentes planos no comprimento da peça. A medição pode ser realizada manualmente, porém para os ensaios realizados foi elaborado um programa para o sensor apalpador realizar as medições automaticamente.

3.2.3 Rugosidade

A rugosidade é definida como uma tolerância de forma microgeométrica. A figura 3.12 mostra o rugosímetro utilizado para medição das camisas, acoplado a um dispositivo que possui um prisma para apoio da peça e um suporte regulável para ajustar a altura do apalpador.



Figura 3.12 - Rugosímetro.

Foi realizada uma única medição de rugosidade em cada peça, sempre entre o meio e a extremidade superior. O rugosímetro utilizado foi da marca Mahr, modelo M4Pi, com *cut-off* de 0,8 mm.

3.2.4 Medição dos desgastes dos insertos

Durante os ensaios de usinagem, foi utilizada uma lupa com precisão de décimo de milímetro para medição do desgaste de flanco em todos insertos da barra de mandrilar, para acompanhar o aumento progressivo dos desgastes ao longo dos ensaios realizados. Com as dimensões dos desgastes e conhecendo a quantidade de peças usinadas em cada condição testada, foram selecionados os insertos que apresentaram os resultados mais interessantes para compreensão do trabalho e estes foram levados ao Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV)

LEO 440i, da Faculdade de Engenharia Química da Unicamp, que possui o recurso de espectrometria de energia dispersiva (ou *EDS*, do inglês *Energy Dispersive x-ray Spectrometer*), o qual permite identificar os elementos químicos presentes em quaisquer pontos dos insertos e, assim, fundamentar os mecanismos de desgaste predominantes nos insertos testados.

3.3 Procedimento Experimental

3.3.1 Ensaios preliminares

3.3.1.1 Objetivos

Segundo Schroeter e Godinho (2008), na usinagem do diâmetro interno dos cilindros automotivos, cada etapa da operação de mandrilamento deve fornecer peças com qualidade geométrica e dimensional conforme os limites de tolerância especificados. Caso uma das operações de mandrilamento não ocorra de acordo com o planejado, pode haver redução na vida da ferramenta durante as etapas posteriores de mandrilamento ou de brunimento. Como resultado, são gerados problemas de instabilidade da linha de fabricação e elevação do custo de produção.

O objetivo inicial deste trabalho foi desenvolver um processo para usinagem do diâmetro interno das camisas mais confiável, ágil, ergonômico, flexível e produtivo que o convencional, diminuindo custos com os ajustes das ferramentas e com o fluido de corte. Para isso, foi feita a substituição da operação de mandrilamento pelo torneamento interno.

Além de uma máquina especial com sistema de carga e descarga integrado, de ferramentas de corte e dispositivos de fixação especiais, foi necessária uma estratégia de usinagem diferenciada para atender as especificações técnicas do produto, desbastando e acabando o diâmetro interno em um único passe para diminuir o tempo de ciclo e proporcionar o aumento de produtividade esperado. A figura 3.13 apresenta os componentes do processo em estudo e suas disposições dentro da área de usinagem da máquina, mostrando o porta-ferramentas estático abaixo da barra de mandrilar e o sistema de fixação prendendo a peça.

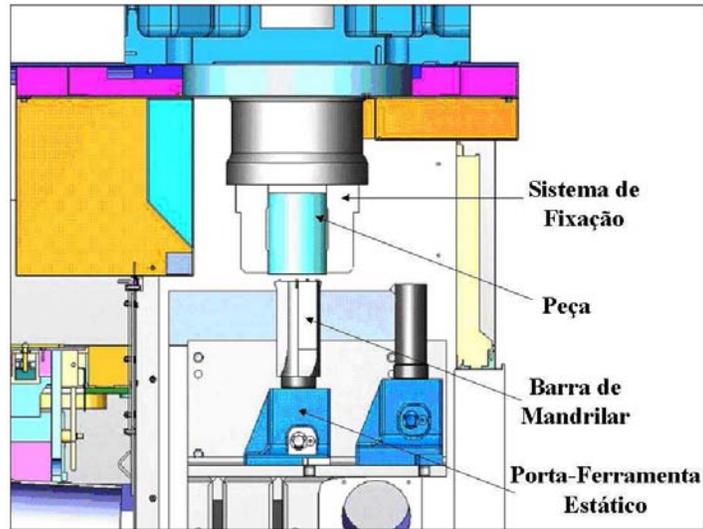


Figura 3.13 - Ilustração do processo em estudo.

Inicialmente idealizou-se o processo para usinagem a seco, sendo necessária a utilização de condições de usinagem adequadas. A ferramenta ideal deveria ter baixo coeficiente de atrito, alta dureza à quente e boa estabilidade química, tudo isso visando uma vida da ferramenta longa sem perda de qualidade da peça. Com isso, a primeira escolha recaiu sobre as ferramentas cerâmicas, já que estas possuem as características necessárias para os fins citados, lembrando que algumas classes de cerâmicas não podem ser utilizadas com fluido de corte, devido à baixa resistência ao choque térmico.

3.3.1.2 Dificuldades e ajustes necessários

Durante o desenvolvimento do processo muitas variáveis influenciaram os resultados previstos, impedindo o funcionamento contínuo da máquina e o atendimento das especificações técnicas da camisa. Os ensaios iniciais foram realizados na fábrica onde a máquina foi montada para ajustar o processo, ou seja, condições diferentes do ambiente fabril.

Na barra de mandrilar inicial utilizou-se cápsulas ISO (cassetes porta-insertos) para testar diferentes geometrias de insertos, conforme mostra a figura 3.14. Os ajustes das cápsulas foram feitos através de parafusos, sendo verificadas as posições dos insertos utilizando um micrômetro de altura ou equipamento óptico específico para este fim.

Verificou-se durante a usinagem que as cápsulas movimentavam-se com a ação dos esforços de corte, implicando em variação dimensional das peças. Em função disso, após a definição da geometria mais adequada, os alojamentos dos insertos foram usinados na própria barra de mandrilar.

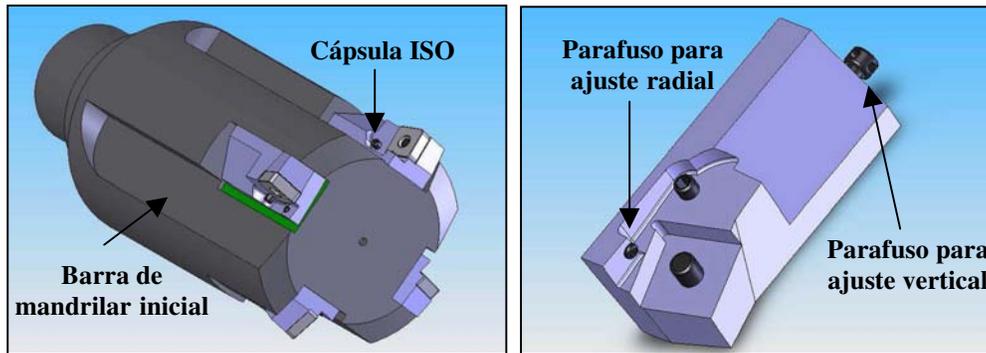


Figura 3.14 - Barra de mandrilar inicial e ajustes da cápsula ISO.

Segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2001), pode-se manter altos níveis de produtividade com duas ou três pastilhas, ajustadas na mesma altura axial, cada uma usinando no avanço por dente recomendado. Isso resulta em um alto avanço por rotação em todo o furo. Para evitar os ajustes das cápsulas e possibilitar o aumento do avanço (no caso avanço por inserto da barra de mandrilar) com conseqüente redução do tempo de ciclo, testou-se usinagem sem diferenças de posições radiais e axiais entre os insertos, como uma operação de alargamento, em que todos os insertos entrariam na peça ao mesmo tempo e seriam submetidos às mesmas profundidades de corte. O resultado não foi satisfatório, pois no recuo das peças após a usinagem ocorreram riscos no diâmetro interno usinado (riscos paralelos com o recuo das peças sem rotação e helicoidais com o recuo em rotação) que influenciaram a rugosidade. Além disso, ocorreram muitas quebras de insertos devido ao recuo das peças, pois os insertos padronizados não eram resistentes como os insertos especiais utilizados no processo de mandrilamento convencional. Esta condição sem defasagem das cápsulas também implica na correção de desgaste dos insertos, pois formando o diâmetro interno como no processo de alargamento, não seria possível deslocar o eixo transversal da máquina para realizar a correção dimensional. Somado a isso, o processo deveria ser interrompido com maior freqüência para substituição dos insertos devido a vida inferior (sem correção de desgaste) e implicaria em custos superiores com as ferramentas e tempos improdutivos no processo.

Chegou-se a testar a usinagem do diâmetro interno em dois passes, um desbaste rápido com os parâmetros de corte máximos para controlar o sobremetal e um acabamento com avanço de corte no limite para não comprometer a rugosidade (figura 3.15). Para isso fez-se necessário aumentar o raio de ponta dos insertos, deixando o de desbaste mais resistente e a relação raio de ponta x avanço no inserto de acabamento mais produtiva, com o objetivo de atender a rugosidade especificada. Esta condição atendeu plenamente as especificações técnicas da peça, porém o tempo de ciclo aumentou em relação ao previsto, impossibilitando o aumento de produtividade desejado.

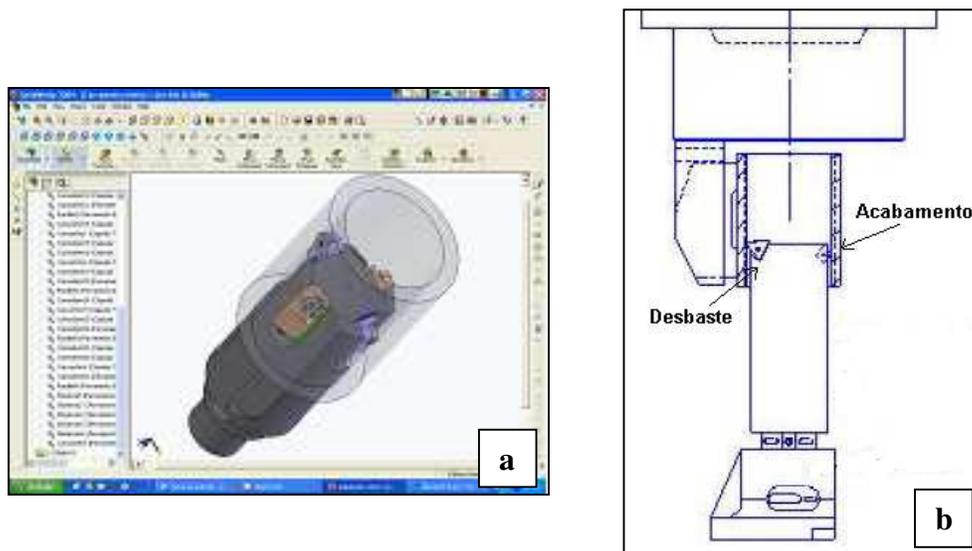


Figura 3.15 - Simulação da barra de mandrilar sem defasagem dos insertos (a) e ilustração do teste com desbaste e acabamento em dois passes (b).

Nos primeiros testes os insertos foram dispostos seqüencialmente em termos de posição angular (previa-se remoção seqüencial, conforme a figura 3.16a), porém verificou-se que a resultante dos esforços de corte estava fletindo a barra de mandrilar e prejudicando o atendimento das tolerâncias dimensionais e de forma. Foi adotado então a disposição cruzada dos insertos para minimizar esta flexão (figura 3.16b), melhorando de maneira significativa o controle dimensional. A figura 3.17 mostra a deformação da barra de mandrilar após análise de elementos finitos com a flexão resultante. Na condição atual com os insertos cruzados, o inserto 2 de pós-desbaste compensa o esforço do inserto 1 de desbaste e o inserto 3 de pré-acabamento compensa o esforço do inserto 4 de acabamento, minimizando a flexão resultante da barra.

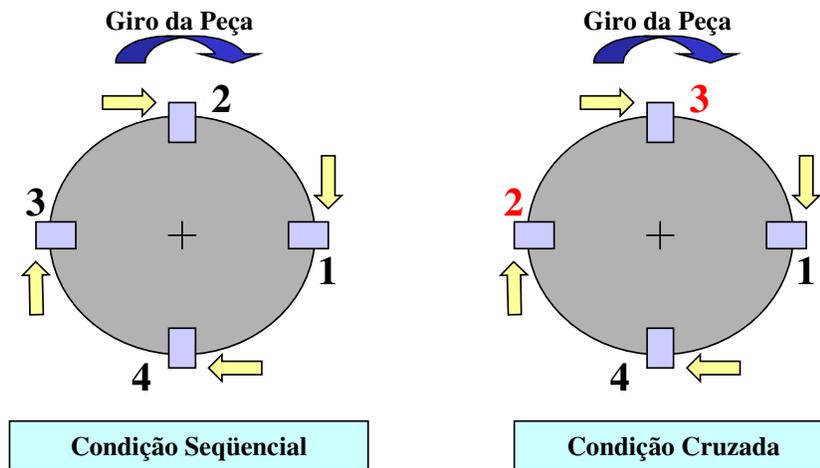


Figura 3.16 - Condição inicial “sequencial” e condição atual “cruzada”.

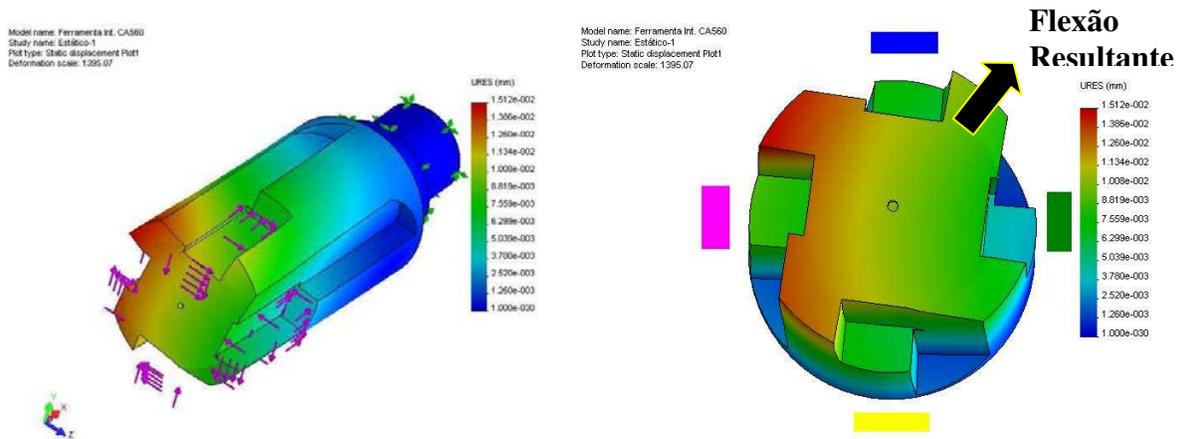


Figura 3.17 - Análise de deformação da barra com insertos sequenciais utilizando método de elementos finitos.

O sistema de fixação dos insertos utilizado inicialmente possuía mecanismo interno que pressiona as laterais do inserto contra o alojamento (figura 3.18a), porém o cavaco minúsculo e abrasivo gerado danificou o mecanismo de fixação e comprometeu vários testes. Concluiu-se que se nos ensaios realizados o problema mencionado comprometeu a fixação dos insertos. No ambiente fabril em regime de alta produção este problema seria agravado e muito danoso. Decidiu-se então utilizar um sistema de fixação externo (*rigid clamp*), para facilitar a limpeza e também pressionar a face do inserto contra o alojamento da barra de mandrilar (figura 3.18b).



Figura 3.18 - Sistemas de fixação dos insertos anterior (a) e atual (b).

A medida que os testes possibilitaram usinar mais peças, verificou-se alguns detalhes que fizeram diferença no funcionamento da máquina e na cadência do processo, como por exemplo:

- as rebarbas excessivas nas extremidades das peças prejudicam a atuação do sistema de fixação e são mais agressivas aos insertos de corte, devendo ser evitadas;
- verificou-se que a variação do sobremetal do diâmetro interno promove oscilação da pressão de corte e conseqüentemente variação dimensional;
- os desgastes dos insertos influenciaram as especificações técnicas das peças, principalmente em relação ao inserto 4 de acabamento, que quando ultrapassa 0,2 mm prejudica a rugosidade;
- após testar vários tipos de insertos (classes, geometrias, parâmetros de corte, etc), verificou-se que o inserto de desbaste 1 sempre foi o que apresentou maior desgaste. Chegou-se a testar um inserto diferente dos demais nesta posição, mas a classe mais tenaz desgastou rapidamente e a classe com maior dureza à quente e resistência à abrasão não resistiu aos impactos do primeiro contato com a peça (além de dificultar a troca dos insertos pelo operador em regime de produção);
- em função da abrasividade do ferro fundido centrifugado e da borra gerada após a usinagem nos testes com fluido de corte, fez-se necessário utilizar equipamentos especiais para garantir o funcionamento contínuo da máquina, sendo:

- ❑ transportador de cavacos do tipo arraste, para evitar o acúmulo de cavaco no fundo do equipamento e travamento da esteira;
- ❑ sistema de filtragem com filtro de papel (ou à gravidade), para reter a borra gerada pelo processo de usinagem e evitar danos nos demais equipamentos da máquina;
- ❑ válvulas direcionais do sistema de refrigeração com maior vazão, minimizando o entupimento que diminuía o fluxo do fluido de corte;
- ❑ sensores da automação mais resistentes ao desgaste, pois estes ficavam expostos dentro da área de usinagem e apresentaram problemas funcionais.

Com base nos testes realizados, definiu-se a geometria dos inserts, sendo: quadrado (S), sem ângulos de folga (N), com tolerâncias de fabricação intermediárias (M), lisos e com furo central (A). Com o intuito de reforçar a aresta de corte, os inserts neutros foram montados sobre alojamentos inclinados previamente usinados na barra de mandrilar, formando ângulos efetivos de inclinação e de saída negativos conforme a figura 3.19.

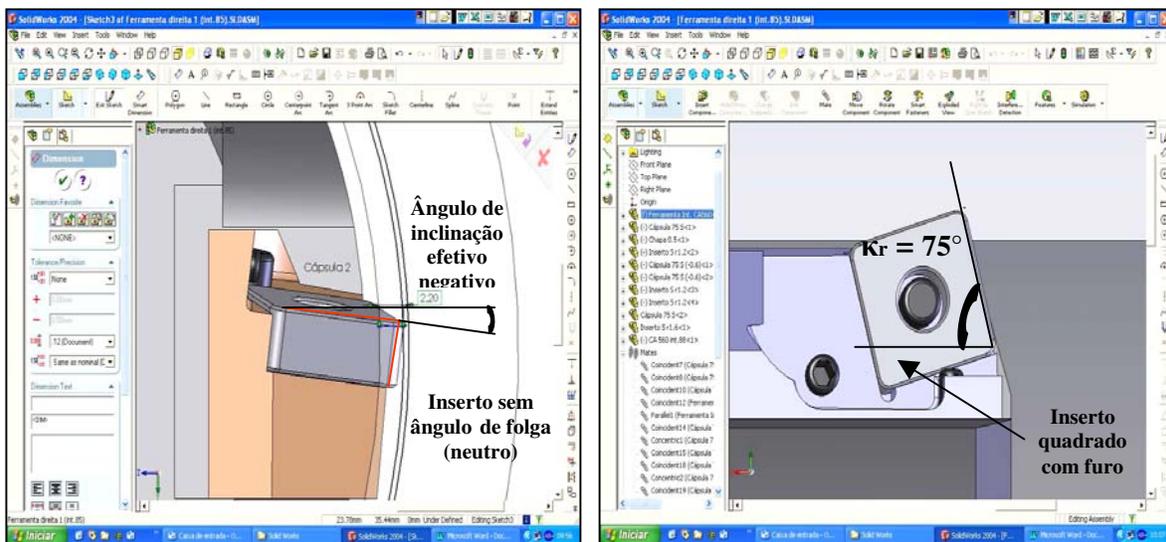


Figura 3.19 - Geometria e ângulos dos inserts definidos.

Observando os detalhes mencionados e ajustado o processo de usinagem, foram iniciados os testes de longa duração, variando-se ferramentas, condições de usinagem e uso da refrigeração de corte.

3.3.1.3 Testes e definições das premissas iniciais

Nos testes com insertos de cerâmicas, tanto à base de óxido de alumínio quanto à base de nitreto de silício, verificou-se que a não utilização de fluido de corte influenciou de muitas maneiras no “não” atendimento das especificações técnicas e no funcionamento contínuo da máquina.

As cerâmicas puras são aquelas constituídas somente de óxidos. A cerâmica utilizada nos testes iniciais a seco consistiu basicamente em um óxido cerâmico puro à base de alumina, com uma pequena adição de óxido de zircônio (ZrO_2) para garantir mais tenacidade. Essa classe é apropriada para cortes em altas velocidades de ferro fundido em condições estáveis, não permitindo uso de fluido refrigerante. Nos testes iniciais nesta condição, verificou-se um aumento na dimensão do diâmetro interno de 0,1 mm após 25 peças usinadas, pois sem refrigeração ocorreu dilatação das peças e não foi possível obter controle dimensional, levando a resultados não satisfatórios.

Testou-se também insertos de metal duro revestidos sem refrigerante de corte, para utilização de velocidade de corte inferior e redução do calor gerado pelo processo, mas a influência térmica também comprometeu esta condição. Segundo Sarma e Dixit (2007), a utilização de ar para refrigerar a usinagem de ferro fundido cinzento reduz significativamente o desgaste da ferramenta em altas velocidades de corte. Foi adaptado um sistema pneumático na base da ferramenta, pelo centro do sistema de fixação e através da ferramenta direcionando ar para as pontas dos insertos, todos visando resfriar a usinagem, mas as peças continuaram dilatando e impossibilitando o atendimento das especificações técnicas. Neste momento ficou claro que seria necessário utilizar fluido de corte no processo de usinagem proposto.

Em função da dilatação das peças verificada no processo, foram testados insertos de cerâmica e de metal duro revestido utilizando fluido de corte com ação refrigerante. Com isso o calor gerado pelo processo foi reduzido e controlou-se a influência térmica, evitando a dilatação das peças. Além de evitar a dilatação, foi possível “lavar” as bases das barras de mandril e evitar o acúmulo de cavacos (que freqüentemente gerava alarme da máquina devido ao esforço excessivo imposto pelo eixo-árvore, por pressionar o cavaco acumulado nas bases das barras de

mandrilar). A emulsão utilizada como fluido refrigerante nesta aplicação foi com proporção de foi 1:20 (óleo/água).

Neste momento o processo tornou-se capaz de atender as especificações técnicas, promoveu um aumento de produtividade significativo e garantiu o funcionamento contínuo da máquina. Mesmo utilizando-se as estratégias de corte e insertos adequados, os resultados obtidos não possibilitaram a usinagem a seco, expectativa prevista no desenvolvimento do processo.

Para conclusão do trabalho ainda faltava saber qual tipo de material seria o mais adequado para os insertos e em quais parâmetros de corte seriam mais eficientes, obviamente atendendo as especificações técnicas do produto e proporcionando a melhor relação custo x benefício. Foram realizados então novos ensaios de usinagem, variando-se o material dos insertos e os parâmetros de corte, definindo-se frequências para as medições e critérios para o fim dos ensaios, possibilitando conhecer a influência das principais variáveis ao longo do processo de usinagem.

3.3.2 Critérios para os ensaios de usinagem

Foram realizados ensaios de usinagem com insertos de metal duro e insertos de cerâmica, ambos fabricados pela Sandvik (figura 3.20), variando-se os parâmetros de corte para analisar em qual condição os insertos apresentavam melhor desempenho, bem como conhecer o comportamento das especificações técnicas da peça e dos desgastes dos insertos ao longo do processo de usinagem.

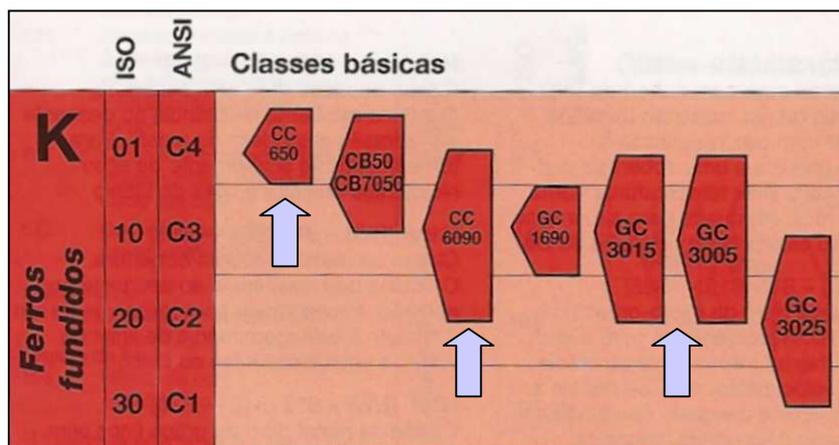


Figura 3.20 - Classes dos insertos adotados para usinagem dos cilindros automotivos (Sandvik Coromant, 2006).

Foram utilizados insertos da classe K, os mais facilmente encontrados no mercado, visando testar insertos tenazes, duros e com propriedades intermediárias.

Em todos os ensaios realizados foram medidos os desgastes de flanco de todos insertos da barra de mandrilar, para analisar a influência dos desgastes nas especificações técnicas da peça. As medições foram realizadas a cada 20 peças. Os critérios estabelecidos para fim de ensaio foram:

- rugosidade média $Ra = 6,3 \mu\text{m}$, sendo esta uma das especificações técnicas da peça;
- desgaste de flanco do inserto 1 de desbaste em 0,6 mm, para evitar que não ocorra a quebra da aresta, comprometendo as medições e as análises posteriores;
- desgaste de flanco do inserto 4 de acabamento em 0,2 mm, evitando sua influência na rugosidade da peça.

Os critérios para fim dos ensaios foram estabelecidos baseando-se nos ensaios preliminares e nas especificações técnicas da peça. Foram realizadas as réplicas dos ensaios em todas as condições testadas, para comparação dos resultados obtidos e maior confiabilidade estatística dos mesmos. Caso houvesse divergência em $\pm 20\%$ da quantidade de peças usinadas, tendo como base os critérios para fim de ensaio, um terceiro deveria ser realizado para verificação de possíveis variáveis que poderiam ter influenciado os resultados.

3.3.3 Planejamento experimental

Neste trabalho decidiu-se por estudar a influência de duas variáveis para cada material de inserto, a saber, velocidade de corte (v_c) e avanço de corte (f), lembrando que a profundidade de corte (a_p) é variável para o inserto 1 de desbaste (pois depende do sobremetal e das irregularidades da peça bruta) e constante para os demais insertos da barra. Dessa forma, foi montado um planejamento fatorial 2^2 para cada tipo de inserto (sabe-se que cada material utiliza uma faixa de velocidade de corte específica), com as variáveis de entrada velocidade de corte (v_c) e avanço de corte (f) aplicadas em dois níveis, configurando quatro diferentes experimentos.

Tabela 3.4 -Planejamento fatorial 2^2 para cada material dos insertos de corte.

Velocidade de corte	Avanço de corte	
	f_1	f_2
v_{c1}	- -	- +
v_{c2}	+ -	+ +

3.3.4 Ensaio com insertos de metal duro

Os insertos de metal duro utilizados foram da classe GC3210 - ISO K10 e possuíam revestimento multi-camadas composto por TiCN, Al_2O_3 e TiN respectivamente. Outras classes foram testadas previamente, mas a adotada foi a que apresentou melhores resultados. Esta classe de metal duro foi especialmente desenvolvida para usinagem de ferros fundidos em alta velocidade, utilizando de fluido de corte com ação refrigerante. Os insertos possuíam geometria SNMA 120412, pois, baseado nos ensaios preliminares, foram os que apresentaram melhor desempenho neste tipo de aplicação. O raio de ponta $r_e = 1,2$ mm foi o que proporcionou melhor desempenho em relação à rugosidade e tempo de ciclo da peça. Os parâmetros de corte propostos para os ensaios e os recomendados pelo fabricante Sandvik Coromant (2006) são apresentados na tabela 3.5:

Tabela 3.5 - Parâmetros de corte para metal duro propostos para os ensaios e recomendados pelo fabricante (Sandvik Coromant, 2006).

Ensaio		v_c	f	a_p inserto 1 (Desbaste)	a_p demais insertos
		m/min	mm/rot	mm	
- -	1ª Condição	315	0,35	Variável	0,5
- +	2ª Condição	315	0,42		
+ -	3ª Condição	380	0,35		
+ +	4ª Condição	380	0,42		
Dados de corte recomendados pelo fabricante		245 (190 - 315)	0,45 (0,2 - 0,8)	4,0 (0,3 - 8,0)	

A velocidade de corte inicialmente testada foi a máxima recomendada pelo fabricante do inserto, $v_c = 315$ m/min. Como trata-se de uma operação gargalo na manufatura do produto e buscou-se o aumento de produtividade do processo em questão, foi testado $v_c = 380$ m/min (aproximadamente 20% superior), para verificar-se influência da velocidade de corte na vida dos insertos e nas especificações técnicas da peça.

Em relação ao avanço de corte, foi testado inicialmente $f = 0,35$ mm/rot, pois respeitando a relação geométrica entre avanço e raio de ponta do inserto, esta condição teoricamente apresentaria rugosidade superficial inferior à permitida pelo produto, lembrando que além de ser uma especificação técnica, a rugosidade também é um dos critérios estabelecidos para fim de ensaio. Na tentativa de diminuir o tempo de ciclo sem comprometer a rugosidade da peça, testou-se o avanço de corte de $f = 0,42$ mm/rot, aumentando em 20% o avanço inicial e ainda respeitando a relação geométrica entre avanço e raio de ponta do inserto.

3.3.5 Ensaios com insertos de cerâmica

Foram testados insertos de cerâmica à base de óxido de alumínio e de nitreto de silício, ambos utilizando refrigerante de corte e com geometria SNMA 120412. Primeiramente foram testadas cerâmicas à base de nitreto de silício puro da classe CC6090 - K10, pois de acordo com as recomendações do fabricante, proporcionam boa resistência ao desgaste em altas temperaturas e são indicadas tanto para desbaste quanto para acabamento de ferros fundidos com altas velocidades. Para minimizar os impactos do primeiro contato entre a ferramenta e a peça, estes insertos possuem chanfros nas arestas de corte com fase negativa, com largura 0,25 mm e ângulo de 20 graus. Testou-se também cerâmica mista à base de óxido de alumínio da classe CC650 - K01, que contém outros componentes além dos óxidos e são recomendadas para acabamento de ferro fundido cinzento em alta velocidade. Estes insertos também possuem chanfros nas arestas de corte com fase negativa, com largura 0,10 mm e ângulo de 20 graus. Os parâmetros de corte propostos para os ensaios e os recomendados pelo fabricante Sandvik Coromant (2006) são apresentados nas tabelas 3.6 e 3.7, para as cerâmicas à base de nitreto de silício e de óxido de alumínio, respectivamente.

Tabela 3.6 - Parâmetros de corte para cerâmica à base de nitreto de silício propostos para os ensaios e recomendados pelo fabricante (Sandvik Coromant, 2006).

Ensaio		v_c	f	a_p inserto 1 (Desbaste)	a_p demais insertos
		m/min	mm/rot	mm	
- -	1ª Condição	645	0,35	Variável	0,5
- +	2ª Condição	645	0,42		
+ -	3ª Condição	775	0,35		
+ +	4ª Condição	775	0,42		
Dados de corte recomendados pelo fabricante		540 (410 - 645)	0,3 (0,15 - 0,54)	3,6 (0,1 - 6,0)	

Tabela 3.7 - Parâmetros de corte para cerâmica mista à base de óxido de alumínio propostos para os ensaios e recomendados pelo fabricante (Sandvik Coromant, 2006).

Ensaio		v_c	f	a_p inserto 1 (Desbaste)	a_p demais insertos
		m/min	mm/rot	mm	
- -	1ª Condição	670	0,35	Variável	0,5
- +	2ª Condição	670	0,42		
+ -	3ª Condição	805	0,35		
+ +	4ª Condição	805	0,42		
Dados de corte recomendados pelo fabricante		540 (410 - 640)	0,3 (0,05 - 0,54)	3,6 (0,1 - 6,0)	

A velocidade de corte inicialmente testada foi a máxima recomendada pelo fabricante do inserto, $v_c = 645$ m/min para cerâmica à base de nitreto de silício e $v_c = 670$ m/min para cerâmica à base de óxido de alumínio. Da mesma forma testada com os insertos de metal duro, foi considerado o aumento da velocidade de corte utilizada inicialmente em aproximadamente 20%, como sendo $v_c = 775$ m/min para cerâmica à base de nitreto de silício e $v_c = 805$ m/min para cerâmica à base de óxido de alumínio.

Em relação ao avanço de corte, as mesmas condições de avanço de corte do metal duro foram utilizadas nos insertos de cerâmica, testando inicialmente $f = 0,35$ mm/rot e posteriormente $f = 0,42$ mm/rot (aumentando em 20% o avanço inicial e ainda respeitando a relação geométrica entre avanço e raio de ponta do inserto).

Capítulo 4

Resultados e Discussões

4.1 Resultados dos ensaios de usinagem com insertos de metal duro

Todas as condições propostas para os ensaios com insertos de metal duro com cobertura foram realizadas e todos os resultados relacionados a quantidade de peças usinadas estavam dentro da variação estabelecida ($\pm 20\%$), dispensando o terceiro ensaio para confirmação e entendimento da condição em teste. As condições testadas com seus respectivos tempos de ciclo e quantidades de peças usinadas (média entre ensaio e réplica) são apresentadas na tabela 4.1:

Tabela 4.1 - Condições testadas, tempos de ciclo e quantidade de peças usinadas com os insertos de metal duro.

Ensaio		v_c	f	Tempo de Ciclo	Quantidade de Peças Usinadas
		m/min	mm/rot	seg	
- -	1ª Condição	315	0,35	37,6	150
- +	2ª Condição	315	0,42	33,4	80
+ -	3ª Condição	380	0,35	33,1	170
+ +	4ª Condição	380	0,42	29,8	60

A grande quantidade de peças usinadas em todas as condições permitiu o detalhamento das especificações técnicas em análise e o entendimento do comportamento do processo ao longo dos ensaios.

4.1.1 Desgaste de flanco dos insertos

Devido ao contato contínuo dos insertos com a peça, os desgastes foram aumentando progressivamente a medida que mais peças foram usinadas. Em todos os testes, o inserto 1 de desgaste foi sempre o que apresentou maiores valores de desgaste, pois este é o primeiro que entra em contato com a peça e recebe variações de sobremetal, diferentes durezas e

irregularidades do fundido. Somente na 1ª condição o teste foi interrompido devido ao desgaste atingir 0,6 mm no inserto de desbaste e 0,2 mm no de acabamento (critérios estabelecidos para fim de ensaio), pois nas demais condições os testes foram finalizados em função da rugosidade.

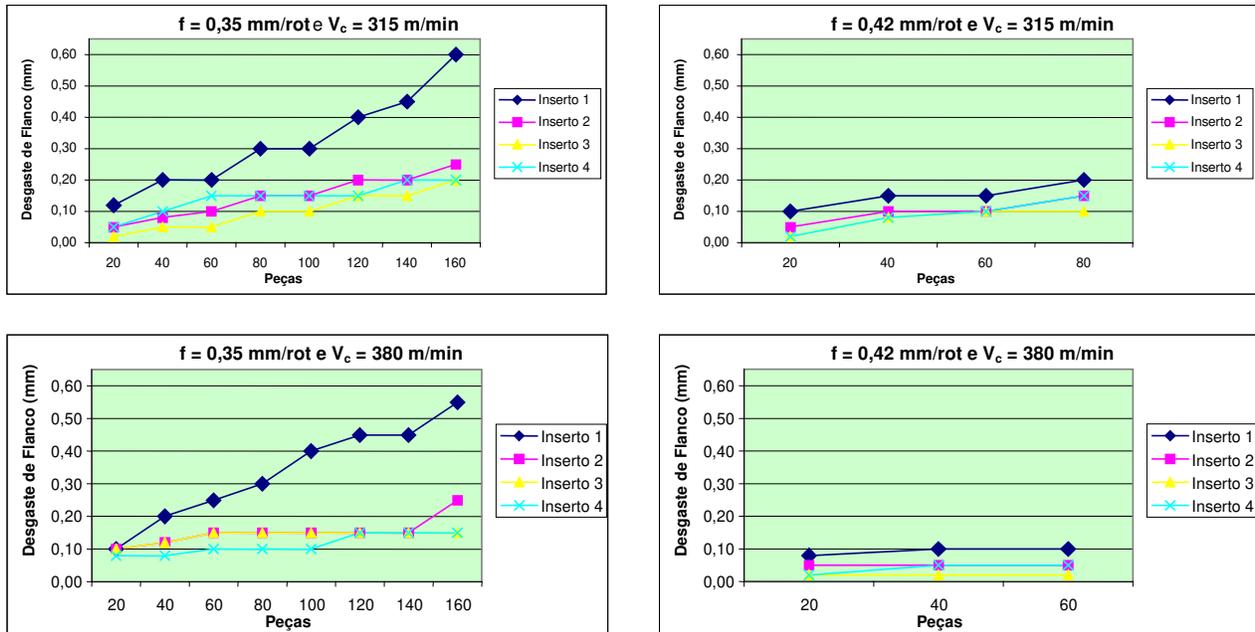


Figura 4.1 - Desgaste de flanco dos insertos x número de peças usinadas nas condições testadas.

Analisando a figura 4.1, os insertos 2 de pós-desbaste e 3 de pré-acabamento apresentaram tendências e valores de desgaste similares. Ambos removem a mesma quantidade de material devido ao controle do sobremetal realizado pelo inserto 1 de desbaste. Esperava-se desgastes maiores nos insertos de 2 pós-desbaste comparado aos insertos 3 de pré-acabamento, devido à maior proximidade com a periferia interna da peça (onde foi constatada maior dureza e resistência mecânica nas análises metalúrgicas).

Observa-se que, de maneira geral, o inserto 4 de acabamento sofreu desgastes iniciais menores que os insertos de 2 pós-desbaste e 3 de pré-acabamento. Contudo, após as correções dimensionais que foram realizadas no inserto 4 de acabamento e que ocorreram no decorrer dos ensaios, este apresentou valores de desgaste similares aos demais insertos mencionados. Comparando-se os parâmetros de corte das condições testadas, pode-se observar que utilizando $f = 0,35 \text{ mm/rot}$, as 1ª e 3ª condições proporcionaram maior quantidade de peças usinadas e, devido ao maior tempo de contato efetivo entre os insertos e a peça, os desgastes encontrados

nestas condições assumiram valores bem maiores, já próximos dos limites estabelecidos como critérios para fim de ensaio. Nas 2ª e 4ª condições com $f = 0,42$ mm/rot, os desgastes foram menores devido a pequena quantidade de peças usinadas, sendo que estes testes foram interrompidos em função do limite de rugosidade estabelecido. Em relação às velocidades de corte testadas, tanto nas 1ª e 3ª condições com $f = 0,35$ mm/rot, quanto nas 2ª e 4ª condições com $f = 0,42$ mm/rot, verificou-se que o aumento deste parâmetro não influenciou a quantidade de peças usinadas e os valores de desgaste encontrados nos insertos, lembrando que a velocidade de corte foi aumentada em 20% com relação ao limite máximo indicado pelo fabricante.

Tendo como base a quantidade de peças usinadas, o tempo de ciclo obtido e o atendimento prévio das especificações técnicas do produto, a 3ª condição foi a que apresentou melhores resultados. Optou-se então pelo detalhamento dos desgastes de todos os insertos nesta condição, para melhor compreensão dos mecanismos de desgaste e conhecer meios para minimizá-los posteriormente. As figuras 4.2, 4.3, 4.4 e 4.5 mostram os desgastes dos insertos 1 de desbaste, 2 de pós-desbaste, 3 de pré-acabamento e 4 de acabamento, respectivamente.

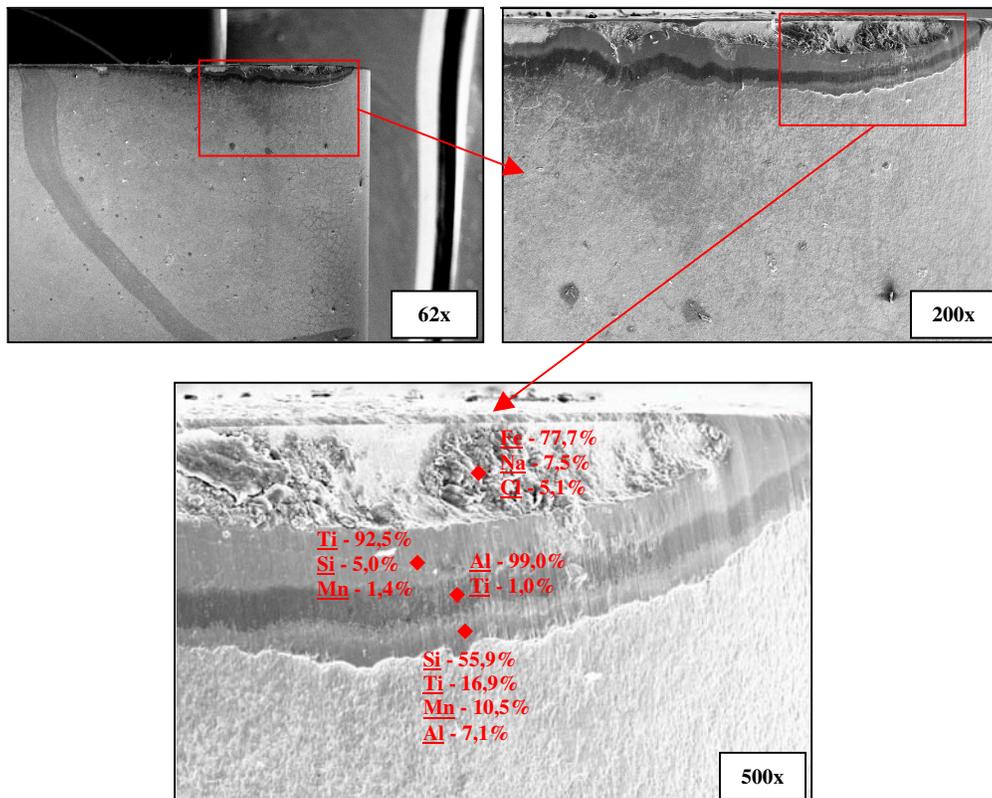


Figura 4.2 - Desgaste do inserto 1 de desbaste ao fim da vida (metal duro com cobertura).

As figuras dos desgastes dos insertos mostram três níveis de imagens obtidas no MEV, com ampliações de 62 vezes para localização do desgaste na aresta, de 200 vezes para visualização macro do mecanismo de desgaste e de 500 vezes para análise dos elementos químicos encontrados em diferentes pontos do desgaste, utilizando o sistema EDS.

A figura 4.2 mostra um desgaste de flanco com $V_B = 0,55$ mm, atingindo o substrato do inserto em grande parte da aresta de corte. Pode-se verificar na aresta um desgaste de origem mecânica, com indícios de marcas abrasivas na superfície de folga. Pode-se constatar também evidências de adesão ou desgaste por origem difusiva, pois verificou-se altos teores de silício (Si) próximo ao revestimento superior de nitreto de titânio (TiN), além de adesão de partículas de ferro (Fe) no substrato. Sabe-se que o Si e o Fe não estão presentes nos revestimentos usados no inserto testado (TiCN, Al_2O_3 e TiN) e também no seu substrato (WC, TiC, TaC e Co), porém estão presentes no ferro fundido centrifugado em teores consideráveis. A camada acima do substrato confirma a predominância de titânio (Ti) no revestimento de carbonitreto de titânio (TiCN) e verifica-se também na camada intermediária entre os revestimentos a predominância de alumínio (Al), exatamente na camada de óxido de alumínio (Al_2O_3).

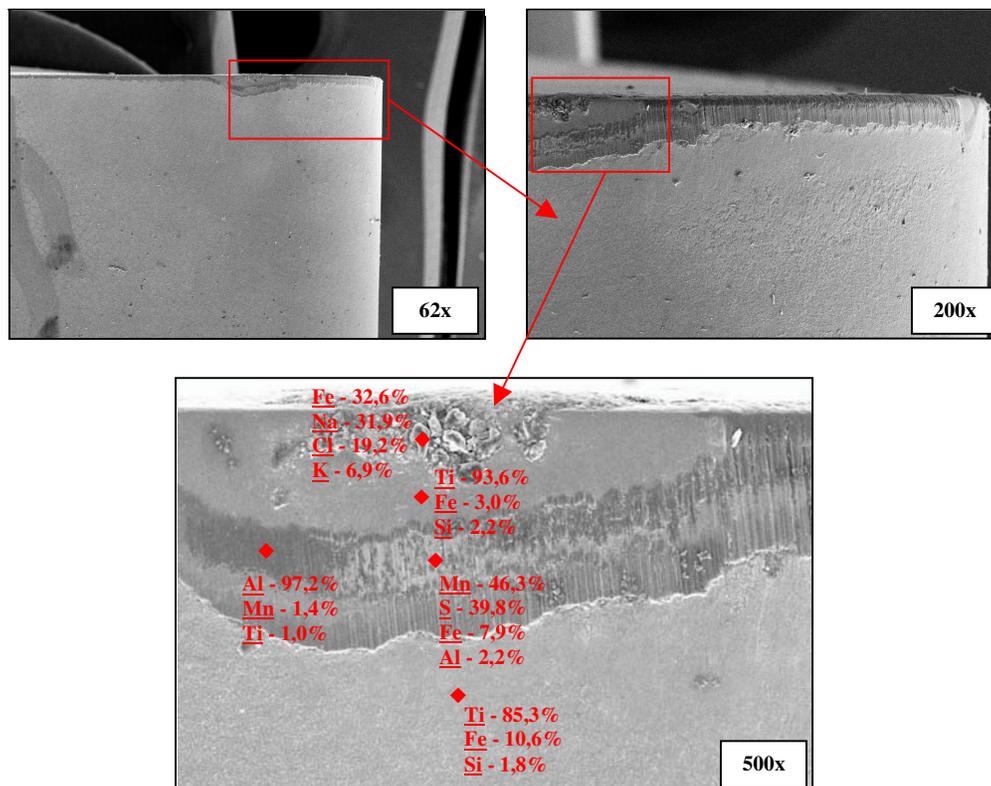


Figura 4.3 - Desgaste do inserto 2 de pós-desbaste (metal duro com cobertura).

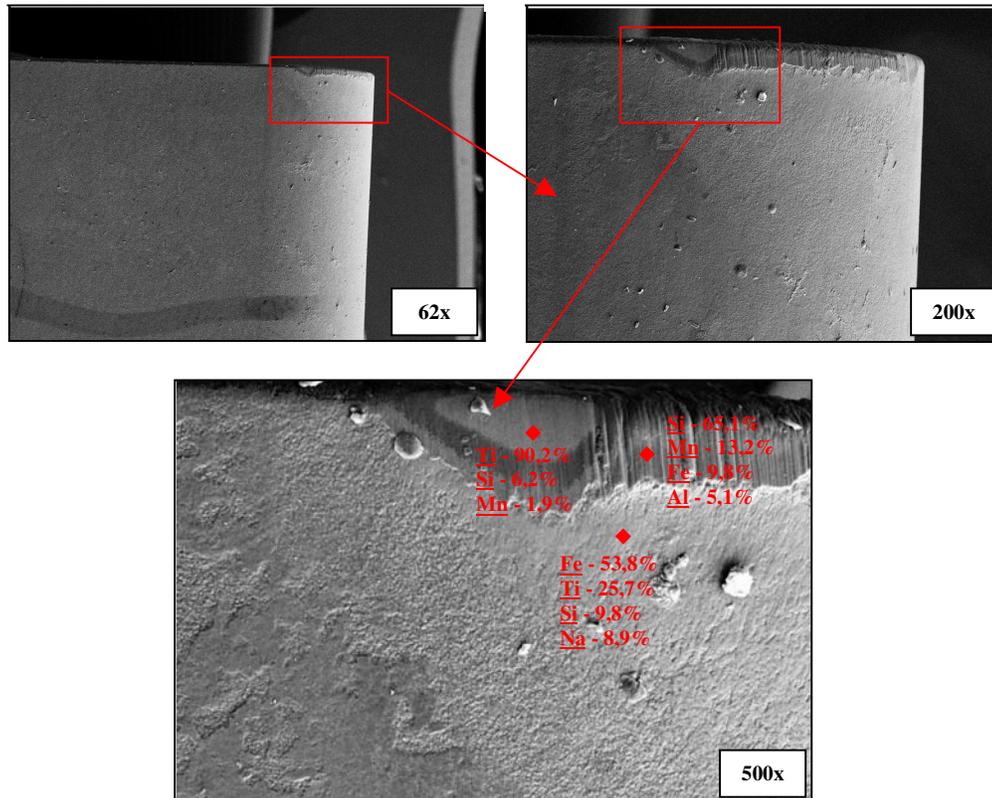


Figura 4.4 - Desgaste do inserto 3 de pré-acabamento (metal duro com cobertura).

As figuras 4.3 e 4.4 mostram os desgastes de flanco com $V_B = 0,25$ mm no inserto 2 de pós-desbaste e $V_B = 0,15$ mm no inserto 3 de pré-acabamento, respectivamente. Somente o desgaste do inserto 2 de pós-desbaste atingiu o substrato em uma pequena região da aresta de corte, onde novamente observou-se a aderência de partículas de ferro (Fe). Os desgastes dos insertos 2 e 3 apresentam características de abrasão mecânica na superfície de folga. Pode-se constatar também evidências de desgastes difusivos nos insertos mencionados.

No inserto 2 observou-se uma mancha clara sobre a camada de Al_2O_3 , onde foi encontrado manganês (Mn) e enxofre (S) em grande proporções, assim como ferro (Fe), sódio (Na) e cloro (Cl) no substrato do inserto. O Mn, o S e o Fe estão presentes na composição química do ferro fundido centrifugado e associa-se o Na e o Cl ao fluido de corte utilizado. A camada acima do substrato (TiCN) e a superior as demais (TiN) confirmam a predominância de titânio (Ti), assim como outro ponto verificado na camada de intermediária (Al_2O_3) apresenta predominância de alumínio (Al). Mesmo apresentando um desgaste em menor proporção comparado ao inserto 2 e sem atingir o substrato, observa-se no inserto 3 indícios de adesão e/ou difusão na camada

superior as demais (TiN), pois constatou-se Fe superficialmente e Si no interior desta camada, ambos os elementos em teores consideráveis.

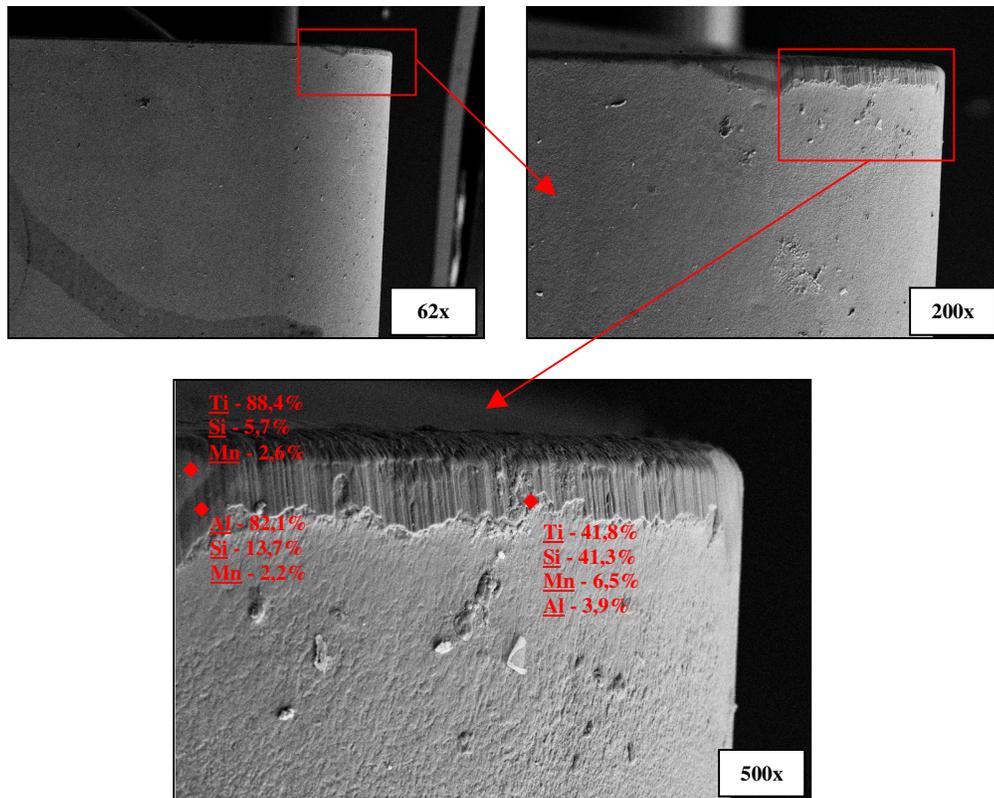


Figura 4.5 - Desgaste do inserto 4 de acabamento (metal duro com cobertura).

A figura 4.5 mostra o desgaste de flanco do inserto 4 de acabamento com $V_B = 0,15$ mm, que não atinge o substrato do inserto. Pode-se verificar na aresta de corte um desgaste evidente por abrasão mecânica, com possibilidade de adesão e/ou difusão química no revestimento externo (TiN), devido à grande quantidade de Si nesta região. A camada acima do substrato (TiCN) confirma a predominância de titânio (Ti) e verifica-se também a predominância de Al na camada intermediária entre os revestimentos (Al_2O_3).

Pode-se concluir de maneira geral que os desgastes verificados em todos os insertos da barra de mandrilar apresentam predominantemente características mecânicas de abrasão. As partículas de Fe indicam ocorrência de adesão e a presença de Si e Mn em várias regiões distintas dos diferentes insertos sugerem difusão química, principalmente na camada de TiN superior as demais coberturas.

4.1.2 Rugosidade

Em todas as condições testadas, a rugosidade apresentou tendência de aumento a medida que mais peças foram usinadas, comprovando que o desgaste frontal dos insertos influencia diretamente a rugosidade da peça, devido à modificação da forma da aresta de corte original e ao aumento do contato entre a superfície de folga dos insertos com o diâmetro interno da peça.

As 1ª e 3ª condições testadas, ambas com $f = 0,35$ mm/rot, apresentaram uma pequena diminuição da rugosidade após o início até a metade dos ensaios, porém posteriormente, apresentou tendência de aumento a medida que mais peças foram usinadas. A diminuição inicial da rugosidade é atribuída a um pequeno desgaste da aresta de corte dos insertos, que remove as camadas de revestimento e o arredondamento da aresta, tornando-a mais afiada e positiva para favorecer o cisalhamento do cavaco, que resulta em melhor acabamento superficial. À medida que este desgaste assume proporções consideráveis já no substrato dos insertos, o efeito comentado deixa de ocorrer, gerando o aumento gradativo da rugosidade.

A figura 4.6 mostra que somente na 1ª condição a rugosidade encontrada no final do teste foi menor que a verificada inicialmente, mesmo com o aumento contínuo apresentado a partir da 100ª peça usinada. Esta foi a única condição onde os critérios para fim do ensaio foram os desgastes dos insertos de desbaste e de acabamento.

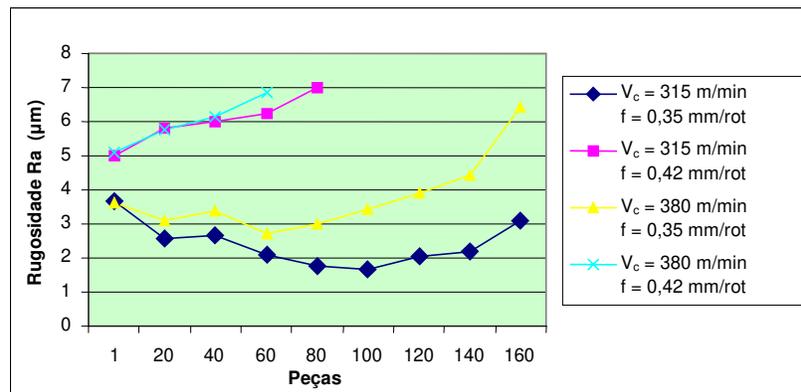


Figura 4.6 - Comparação de rugosidade x número de peças usinadas nas condições testadas.

Em relação às 2ª e 4ª condições testadas, ambas com $f = 0,42$ mm/rot, os valores de rugosidade verificados inicialmente já estavam próximos ao limite estabelecido, implicando em poucas peças usinadas e indicando claras tendências de aumento da rugosidade com o aumento da quantidade de peças usinadas. Comparando os parâmetros de corte testados, pode-se observar

que para $f = 0,42$ mm/rot, a velocidade de corte pouco influenciou a quantidade de peças usinadas, pois a rugosidade inicial já apresentava valores altos, próximos do limite estabelecido como critério para fim de ensaio e conseqüente atendimento da especificação técnica do produto. Por outro lado, utilizando $f = 0,35$ mm/rot, foram obtidas as maiores quantidades de peças usinadas dentre as condições testadas, porém com $v_c = 380$ m/min, os valores de rugosidade foram maiores mesmo com desgastes menores dos insertos. Atribui-se este aumento de rugosidade à maior vibração gerada pelo conjunto “máquina - fixação - peça - ferramenta” na rotação imposta pela velocidade de corte mencionada.

Na réplica da 1ª condição testada ocorreu um fato interessante que deve ser comentado. Sempre nos inícios de cada ensaio foi usinada uma peça para verificar a necessidade de ajuste dimensional e, neste teste, foi feito uma correção considerável de + 0,1 mm, ou seja, avançando o inserto 1 de acabamento e recuando o inserto 3 de pré-acabamento em relação ao diâmetro interno da peça. Associou-se esta variação dimensional à tolerância de fabricação do inserto e também à possíveis frações de cavaco nos alojamentos dos insertos da barra de mandrilar. Esta correção dimensional fez com que houvesse o aumento da profundidade de corte no inserto 4 de acabamento e diminuição no inserto 3 de pré-acabamento, ocasionando uma diferença significativa em relação aos outros testes realizados. Em função do aumento da profundidade de corte comentado, no final deste ensaio verificou-se um desgaste acentuado no inserto 4 de acabamento, sendo que, após a 140ª peça usinada, o desgaste de flanco encontrado foi $V_B = 0,5$ mm, um valor muito acima do determinado como critério para fim de ensaio, que deveria ser no máximo $V_B = 0,2$ mm. Sendo assim, encerrou-se o ensaio em função do desgaste mencionado e verificou-se que a rugosidade também havia excedido a condição estabelecida, conforme mostram as figuras 4.7 e 4.8.

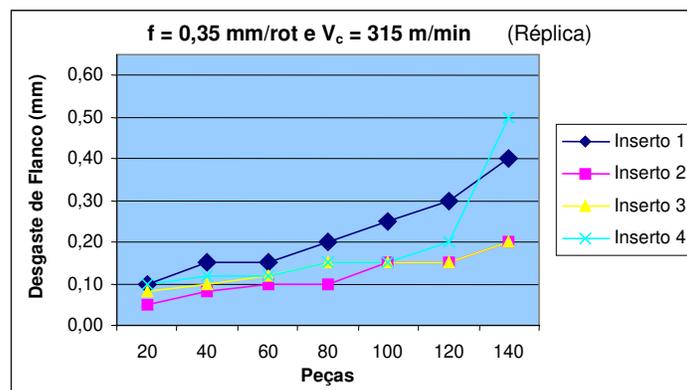


Figura 4.7 - Desgaste acentuado do inserto 4 de acabamento no teste com ajuste inicial da dimensão.

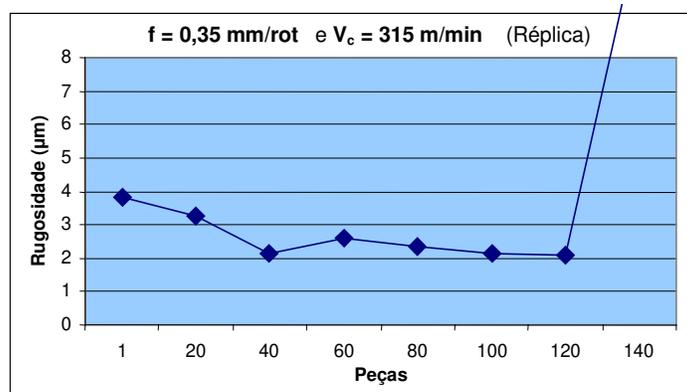


Figura 4.8 - Aumento da rugosidade em função do desgaste acentuado do inserto 4 de acabamento.

As figuras 4.7 e 4.8 indicam também que, quando o inserto de desbaste assume um desgaste $V_B = 0,2$ mm, este é acelerado rapidamente por estar ocorrendo no substrato do inserto, comprometendo muito a rugosidade da peça e confirmando que o desgaste do inserto 4 de acabamento não poderá exceder o limite estabelecido. Segundo Thomas e Beauchamp (2003), a rugosidade não depende somente da taxa de avanço, do raio de ponta da ferramenta e da velocidade de corte, pois a superfície também pode ser deteriorada pelo excesso de vibração da ferramenta, pela presença de aresta postiça de corte, pelo atrito da superfície usinada contra a ferramenta e presença de partículas incrustadas do material durante sua usinagem.

4.1.3 Cilindricidade

As medições de cilindridade verificadas nas condições testadas não indicam tendência de diminuir ou aumentar à medida que as peças são usinadas, conforme pode ser visto na figura 4.9. As 1ª, 2ª e 3ª condições mostram que a cilindridade oscila ao longo dos ensaios, indicando que mesmo variando-se os parâmetros de corte, nenhuma das condições mencionadas tende a aumentar ou diminuir a macro deformação da peça.

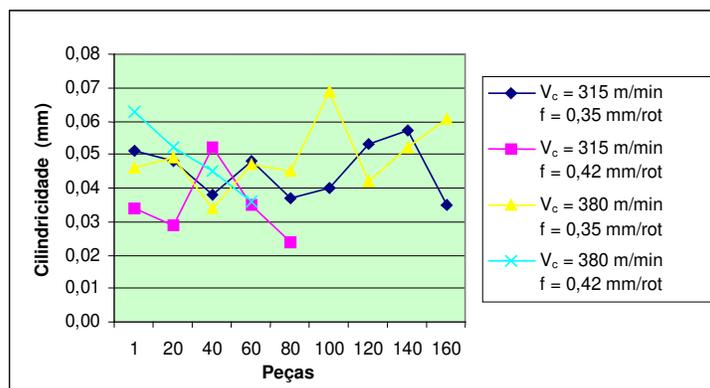


Figura 4.9 - Cilindridade x número de peças usinadas nas condições testadas.

As 3ª e 4ª condições testadas foram as únicas que apresentaram valores de cilindridade acima do especificado. O não atendimento da cilindridade ocorreu em diferentes momentos dos ensaios, sendo a 100ª peça usinada na 3ª condição e a 1ª peça na 4ª condição. Em ambas as condições a velocidade de corte utilizada foi $v_c = 380$ m/min, implicando em uma rotação da peça superior às demais condições, podendo ocasionar vibrações atípicas para influenciar a cilindridade. Segundo Thomas e Beauchamp (2003), a vibração não é observada somente na usinagem de materiais heterogêneos, mas também durante a usinagem de materiais homogêneos. Isso indica que a vibração é também verificada na dinâmica dos processos de usinagem, somado com as propriedades aleatórias dos materiais.

Como os picos de cilindridade ocorreram em somente duas das peças medidas nestas condições, associou-se inicialmente estes valores ao diâmetro interno das peças brutas, no caso $\varnothing 87,0$ mm e $\varnothing 87,9$ mm, respectivamente. Contudo estas dimensões estão dentro da tolerância da peça bruta que é $\varnothing 87,0 \pm 1,3$ mm e observou-se também que em peças com variações maiores de sobremetal estes picos de cilindridade não ocorreram. Segundo o fabricante do dispositivo de fixação, a cilindridade está diretamente associada aos erros de forma do diâmetro interno bruto da camisa e a possíveis pontos salientes no diâmetro externo, onde a peça é fixada.

Em relação à 4ª condição onde utilizou-se as maiores velocidade de corte e avanço de corte, esta indica uma diminuição da cilindridade à medida que as peças são usinadas. Não é possível afirmar-se que os desgastes dos inserts influenciaram a cilindridade das peças, pois conforme a figura 4.10, a 4ª condição mostra que os desgastes ocorreram em pequenas proporções e praticamente não aumentaram, devido à curta duração do teste (foram usinadas somente 60 peças).

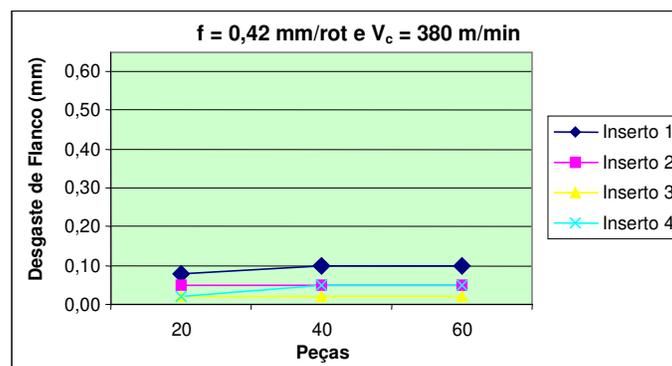


Figura 4.10 - Desgastes verificados nos inserts da 4ª condição testada.

Comparando a cilindridade com a rugosidade, verifica-se na 4ª condição uma tendência inversa quanto a estas especificações, pois enquanto a rugosidade aumenta a medida que se usina mais peças, verifica-se uma diminuição da cilindridade, como mostra a figura 4.11.

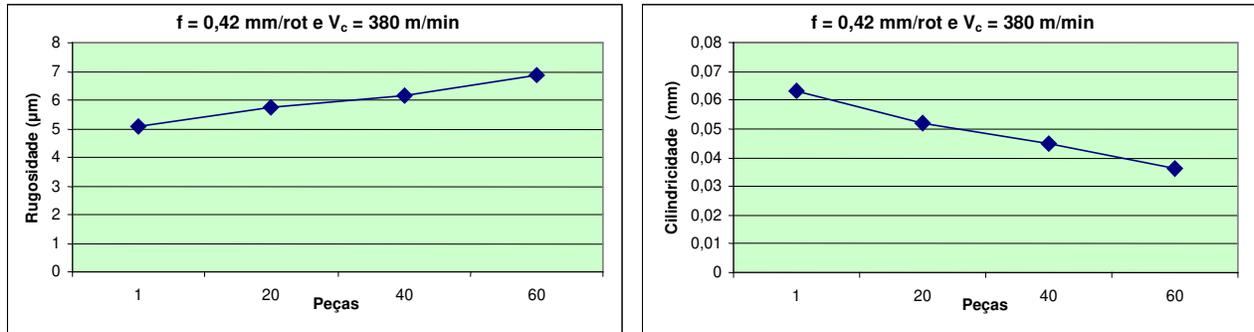


Figura 4.11 - Cilindridade x rugosidade na 4ª condição testada.

Pode-se atribuir a diminuição da cilindridade à pequena quantidade de amostras (somente 4 peças) e à possíveis contribuições da forma cilíndrica da peça bruta, pois acredita-se que a próxima medição poderia apresentar um valor acima dos verificados se a peça bruta fosse irregular.

4.1.4 Tolerância dimensional

Todas as condições testadas apresentaram oscilações na dimensão do diâmetro interno a medida que as peças foram usinadas, não apresentando tendências claras de aumento ou diminuição ao longo do processo (figura 4.12). Todas as peças medidas nas quatro condições testadas apresentaram dimensões internas dentro da especificação.

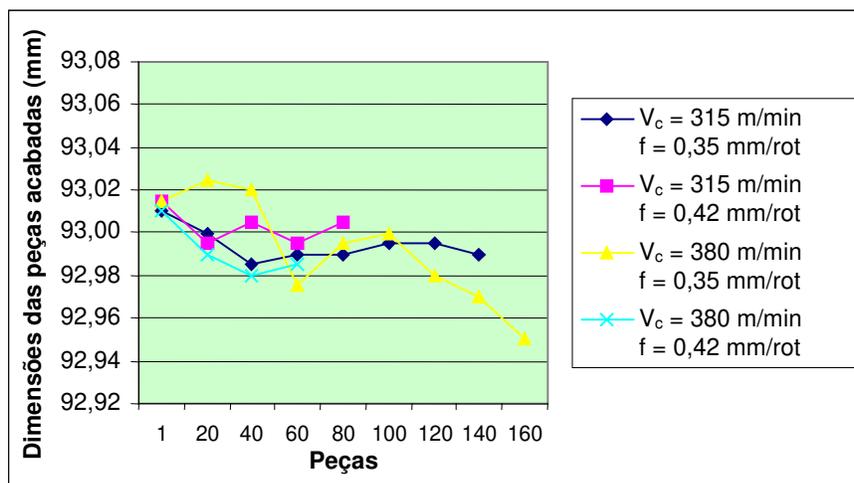


Figura 4.12 - Dimensões do diâmetro interno x número de peças usinadas nas condições testadas.

Como existe o atrito contínuo dos insertos com a peça, sabe-se que a abrasão mecânica gera desgaste frontal dos insertos e, tratando-se de usinagem do diâmetro interno da peça, ocorrerá diminuição desta dimensão. Por outro lado, mesmo utilizando refrigeração em abundância para retirar o cavaco da área de usinagem, aumentar a vida dos insertos e evitar dilatação térmica da peça, sabe-se que como em todos processos de usinagem, o torneamento do diâmetro interno das camisas gera calor. Logo as peças e as barras de mandrilar sofrem dilatação devido ao seus aquecimentos (mesmo que em pequenas proporções), fazendo com que as dimensões internas da peça venham a aumentar. Verifica-se nas 1ª e 2ª condições testadas que a variação dimensional não excedeu 0,04 mm (o campo de trabalho admissível é 0,12 mm), ou seja, mesmo variando-se os avanços de corte e mantendo-se $v_c = 315$ m/min constante, consegue-se obter um excelente controle dimensional e inclusive assegurar a capacidade do processo nestas condições. Em relação à 3ª condição, a velocidade de corte foi aumentada para $v_c = 380$ m/min e observou-se uma variação dimensional de $\pm 0,025$ mm até a 120ª peça usinada. Na 140ª peça a dimensão atingiu o limite inferior de controle e, a partir daí, passou a diminuir mais em função dos desgastes dos insertos. Observou-se também que após a 100ª peça, o inserto de desgaste assumiu um desgaste de grandes proporções e que, a partir da 120ª peça, a rugosidade superficial também passou a aumentar continuamente. A figura 4.13 mostra os desgastes dos insertos, a rugosidade e a dimensão interna das peças usinadas na 3ª condição:

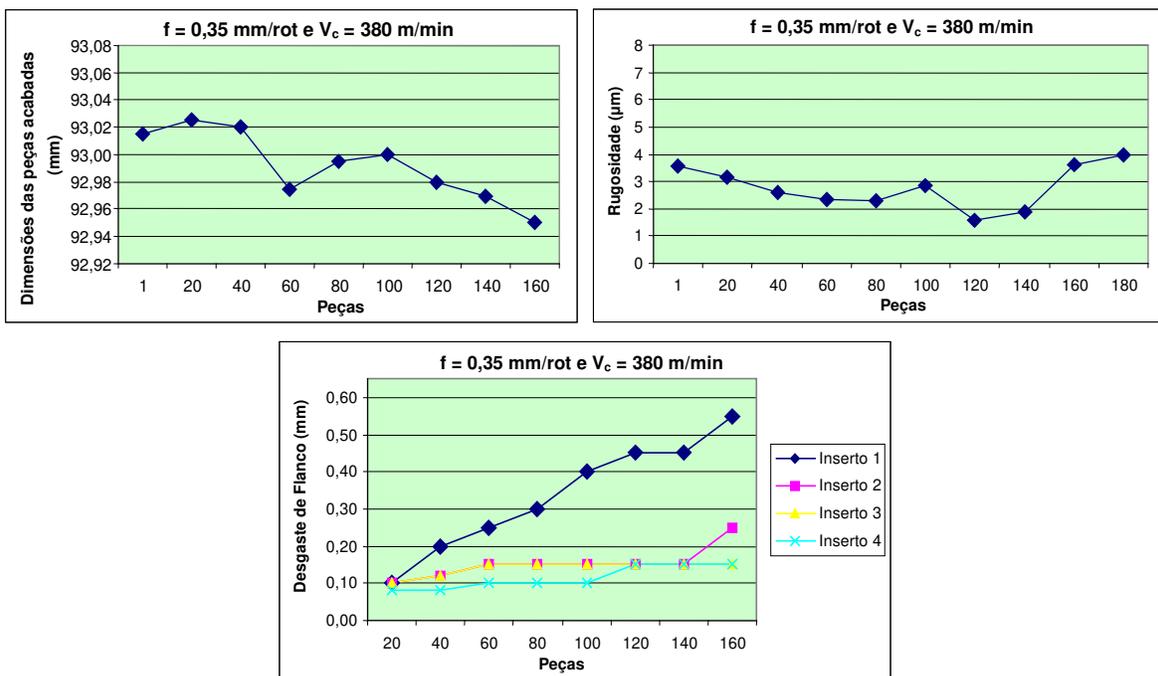


Figura 4.13 - Dimensões das peças acabadas x rugosidade x desgaste dos insertos na 3ª condição testada.

Na 4ª condição as dimensões também não excederam $\pm 0,02$ mm da medida nominal, apresentaram uma diminuição inicial contínua até a 40ª peça, mas a 60ª medição apresentou um valor superior, ou seja, mesmo aumentando velocidade de corte para $v_c = 380$ m/min e avanço de corte para $f = 0,42$ mm/rot, não foi comprovada a tendência de diminuição das dimensões internas a medida que mais peças foram usinadas.

As peças brutas possuem variáveis que não são possíveis de serem controladas, pois não são realizadas seleções das peças antes da usinagem do diâmetro interno. Pode-se citar como exemplos de variáveis das peças brutas:

- variação da forma;
- imperfeições superficiais;
- variação de sobremetal e conseqüente variação da pressão de corte;
- variação de dureza e resistência mecânica.

Estas variáveis estão diretamente relacionadas às dimensões do diâmetro interno e às demais especificações técnicas do produto. Logo deve-se utilizar meios para que estas variáveis não influenciem os resultados pretendidos.

Conhecendo o comportamento da vida dos insertos e fazendo um controle dimensional e da rugosidade após a 100ª peça, pode-se controlar o processo de torneamento interno da camisa utilizando insertos de metal duro, atender todas as especificações técnicas do produto e garantir capacidade do processo. Sabe-se que não é possível controlar a profundidade de corte no inserto de desbaste e variar este parâmetro nos demais insertos. Verificou-se também que o aumento da velocidade de corte pouco influencia a quantidade de peças usinadas e os valores de desgaste dos insertos. Constatou-se ainda que o avanço de corte é o parâmetro que mais influencia a quantidade de peças usinadas e a rugosidade das camisas para cilindros.

Desta maneira, conclui-se que a 3ª condição testada com velocidade de corte $v_c = 380$ m/min e avanço de corte $f = 0,35$ mm/rot apresentou os melhores resultados dentre os ensaios realizados com insertos de metal duro com cobertura, proporcionando grande quantidade de peças usinadas, baixo tempo de ciclo para aumentar significativamente a produtividade do processo e o atendimento das especificações técnicas da peça.

4.2 Resultados dos ensaios de usinagem com insertos de cerâmica

Somente parte dos ensaios propostos com insertos de cerâmicas foram realizados, pois os insertos quebraram em várias condições testadas e os critérios adotados para fim de ensaio limitaram os testes em poucas peças usinadas. As tabelas 4.2 e 4.3 mostram as condições testadas com as cerâmicas à base de nitreto de silício e com as de óxido de alumínio, respectivamente. Os tempos de ciclo foram verificados para todas as condições testadas, porém foi dada continuidade nos ensaios em somente duas condições, sendo apresentadas para estas as quantidades de peças usinadas.

Tabela 4.2 - Condições testadas com a cerâmica à base de nitreto de silício, seus tempos de ciclo e quantidade de peças usinadas.

Ensaio		v_c	f	Tempo de Ciclo	Quantidade de Peças Usinadas
		m/min	mm/rot	seg	
- -	1ª Condição	645	0,35	25,3	20
- +	2ª Condição	645	0,42	23,4	19
+ -	3ª Condição	775	0,35	23,4	-
+ +	4ª Condição	775	0,42	21,8	-

Tabela 4.3 - Condições testadas com a cerâmica à base de óxido de alumínio e seus tempos de ciclo.

Ensaio		v_c	f	Tempo de Ciclo	Quantidade de Peças Usinadas
		m/min	mm/rot	seg	
- -	1ª Condição	670	0,35	24,9	-
- +	2ª Condição	670	0,42	23,1	-
+ -	3ª Condição	805	0,35	23,0	-
+ +	4ª Condição	805	0,42	21,5	-

Em relação às réplicas dos ensaios, somente duas das condições propostas para os insertos de cerâmica à base de nitreto de silício foram reproduzidas. Quanto aos insertos de cerâmica à base de óxido de alumínio, estes não possibilitaram a continuidade dos ensaios e de suas réplicas, pois ocorreram quebras constantes dos insertos e imediata finalização dos testes realizados.

4.2.1 Cerâmica à base de nitreto de silício

Nos testes iniciais onde utilizou-se a máxima velocidade de corte recomendada pelo fabricante, $v_c = 645$ m/min, a quantidade de peças usinadas foi muito inferior ao que se pensou, chegando no máximo a 20 peças em cada ensaio. Tanto nos primeiros ensaios de cada condição quanto nas suas réplicas, as primeiras peças de todos os testes foram medidas e todas as

especificações técnicas foram atendidas. Após as 20 primeiras peças usinadas, os ensaios foram interrompidos para verificação dos desgastes de todos os inserts da barra de mandril e os resultados das medições ultrapassaram os limites estabelecidos como critérios para fim de ensaio. As figuras 4.14 e 4.15 mostram as dimensões dos desgastes verificados nos ensaios e nas suas réplicas, nas quais utilizou-se $v_c = 645$ m/min em ambas condições e testou-se $f = 0,35$ mm/rot e $f = 0,42$ mm/rot, respectivamente.

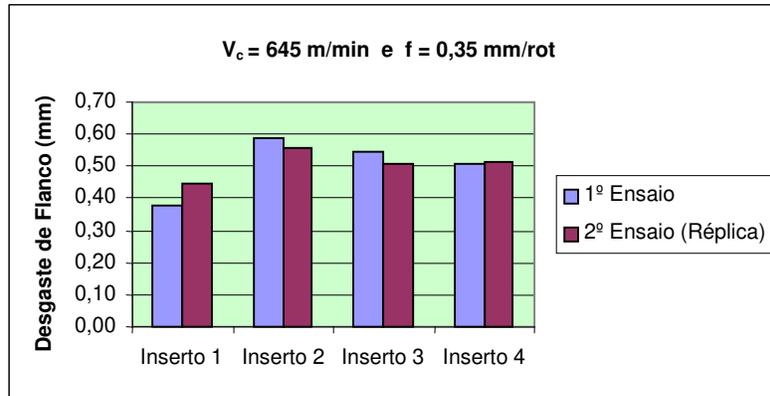


Figura 4.14 - Desgastes dos inserts de cerâmica à base de nitreto de silício na 1ª condição.

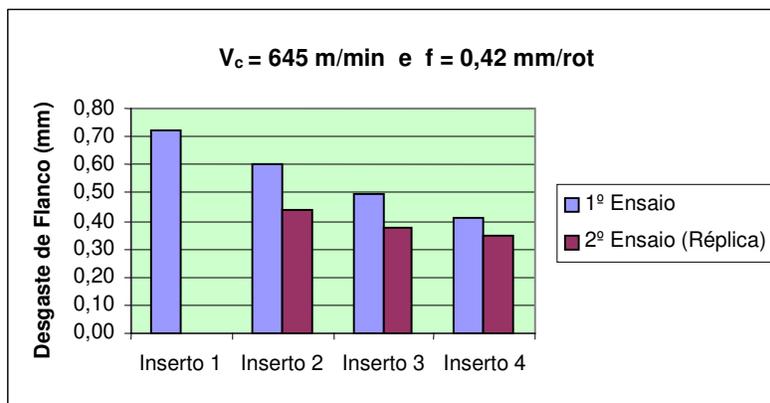


Figura 4.15 - Desgastes dos inserts de cerâmica à base de nitreto de silício na 2ª condição.

Pode-se observar na primeira condição com $v_c = 645$ m/min e $f = 0,35$ mm/rot que o desgaste do inserto 1 de desbaste foi inferior aos demais inserts, exatamente o oposto de todos os testes realizados com inserts de metal duro com cobertura. Nesta condição o ensaio e sua réplica foram finalizados devido ao desgaste do inserto 4 de acabamento. Em relação à segunda condição com $v_c = 645$ m/min e $f = 0,42$ mm/rot, observou-se que o aumento do avanço de corte acelerou o desgaste do inserto 1 de desbaste no 1º ensaio. Acredita-se que o desgaste acelerado

também ocorreu na réplica da segunda condição, provocando a quebra do inserto devido às proporções atingidas pelo desgaste.

Tendo como base os desgastes superiores verificados em todos os insertos da barra de mandrilar e pela não ocorrência de quebras durante o 1º ensaio e na sua réplica, optou-se pelo detalhamento dos desgastes de todos os insertos da 1ª condição testada, para uma melhor compreensão dos mecanismos de desgaste e concluir a viabilidade da utilização de cerâmica à base de nitreto de silício nesta aplicação. Assim como no detalhamento dos desgastes apresentados para os insertos de metal duro com cobertura, as figuras dos desgastes dos insertos de nitreto de silício mostram três níveis de imagens obtidas no MEV, com ampliações de 62 vezes para localização do desgaste na aresta, de 200 vezes para visualização macro do mecanismo de desgaste e de 500 vezes para análise dos elementos químicos encontrados em diferentes pontos do desgaste, utilizando o sistema EDS. As figuras 4.16, 4.17, 4.18 e 4.19 mostram os desgastes dos insertos 1 de desbaste, 2 de pós-desbaste, 3 de pré-acabamento e 4 de acabamento, respectivamente.

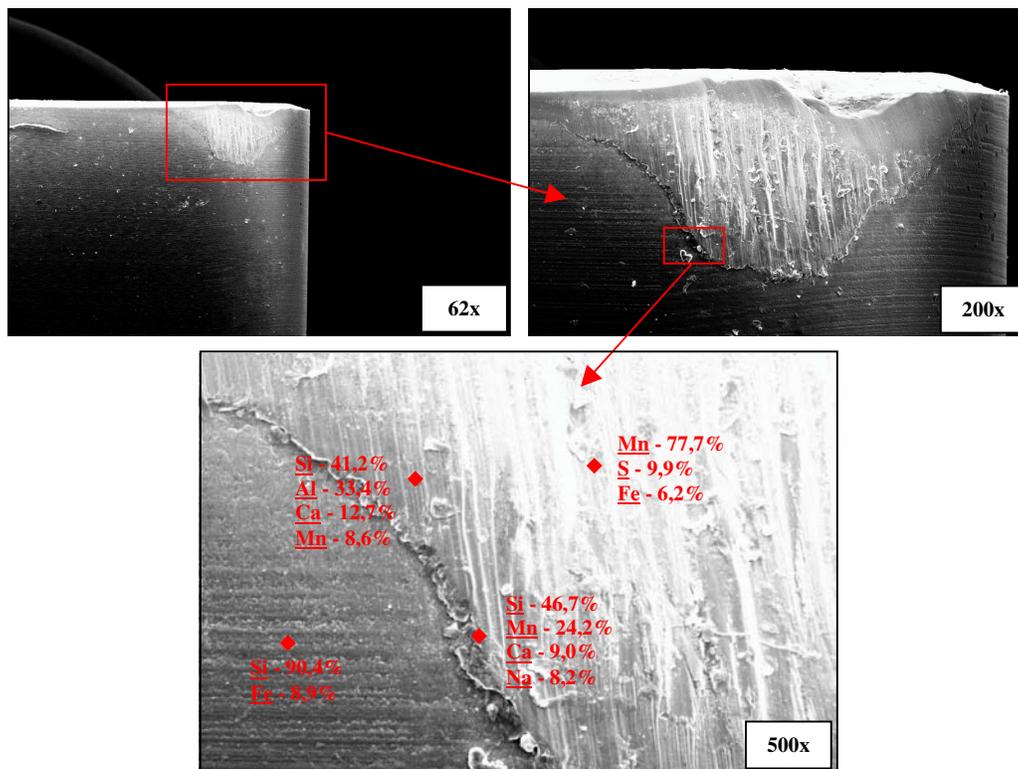


Figura 4.16 - Desgaste do inserto 1 de desbaste (nitreto de silício).

A figura 4.16 mostra um desgaste de flanco com $V_B = 0,40$ mm e evidências de abrasão mecânica na superfície de folga. Pode-se constatar fortes indícios de desgaste por origem difusiva, pois visualmente observa-se uma região lisa próximo ao chanfro da aresta de corte, assim como partículas aderidas ao redor do desgaste. Sabe-se que o material do inserto é basicamente constituído por silício (Si), porém verificou-se altos teores de manganês (Mn) na região que apresenta marcas de origem abrasivas, principalmente na área com coloração mais clara onde não foi encontrado Si. Atribui-se o alto teor de alumínio (Al) encontrado em um dos pontos analisados à presença de óxido de alumínio (alumina, Al_2O_3), pois os cristais de nitreto de silício são sinterizados com partículas deste material. Em relação ao cálcio (Ca), ao sódio (Na), ao enxofre (S) e ao ferro (Fe) encontrados, sabe-se que o Fe e o S estão presentes na composição do ferro fundido centrifugado e associa-se o Ca e o Na ao fluido de corte utilizado.

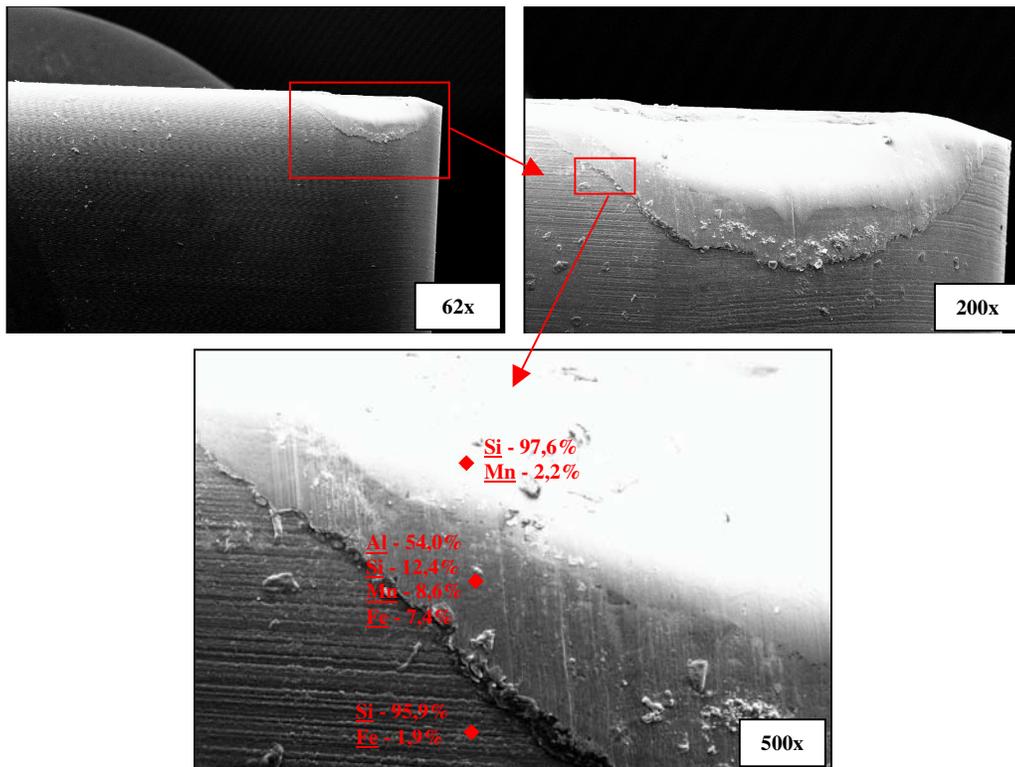


Figura 4.17 - Desgaste do inserto 2 de pós-desbaste (nitreto de silício).

A figura 4.17 mostra o desgaste de flanco $V_B = 0,60$ mm do inserto 2 de pós-desbaste, um desgaste superior ao do inserto 1 de desbaste ($V_B = 0,40$ mm) que recebe as irregularidades do material bruto e que deveria estar mais danificado. O desgaste do inserto 2 visualmente indica ocorrência de difusão química na região clara, que apresenta um aspecto liso entre o chanfro da

aresta de corte e a superfície de folga, além da presença de partículas aderidas. Os pontos analisados mostram a predominância de Si e de Al, elementos que fazem parte da composição química do inserto.

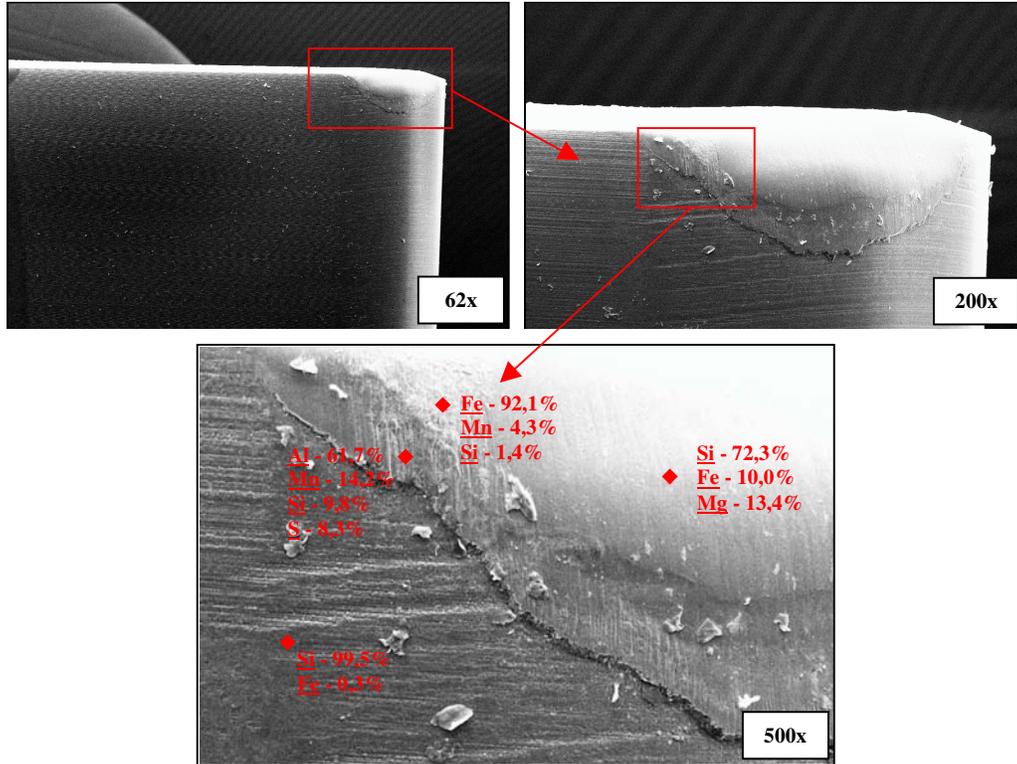


Figura 4.18 - Desgaste do inserto 3 de pré-acabamento (nitreto de silício).

A figura 4.18 mostra o desgaste de flanco $V_B = 0,55$ mm do inserto 3 de pré-acabamento, que assim como o inserto 2 de pós-desbaste mencionado anteriormente, também apresentou um desgaste superior ao do inserto 1 de desbaste ($V_B = 0,40$ mm). O desgaste do inserto 3 indica visualmente características de origem difusiva, por apresentar um aspecto liso entre o chanfro da aresta de corte e a superfície de folga. Nos pontos analisados novamente ocorreu a predominância Si e de Al, elementos que fazem parte da composição química do inserto. Contudo, foi encontrado em um dos pontos analisados um alto teor de Fe, numa região áspera que indica a ocorrência de adesão, pois este elemento que não faz parte da composição química do inserto e está presente em grande quantidade no ferro fundido centrifugado.

Nos ensaios com insertos de metal duro com cobertura os desgastes dos insertos 2 e 3 foram sempre menores que os dos demais insertos, pois mesmo nos ensaios com 150 e 170 peças usinadas não ultrapassaram $V_B = 0,25$ mm, por estarem removendo uma quantidade de

sobremetal controlada, sem irregularidades e com uma dureza inferior. Como a condição de remoção de material é favorável para estes insertos comparando com o inserto 1 de desbaste e os desgastes encontrados nos ensaios com insertos de nitreto de silício foram superiores, pode-se evidenciar a ocorrência de difusão química, do silício predominante do inserto com silício presente na composição do ferro fundido centrifugado.

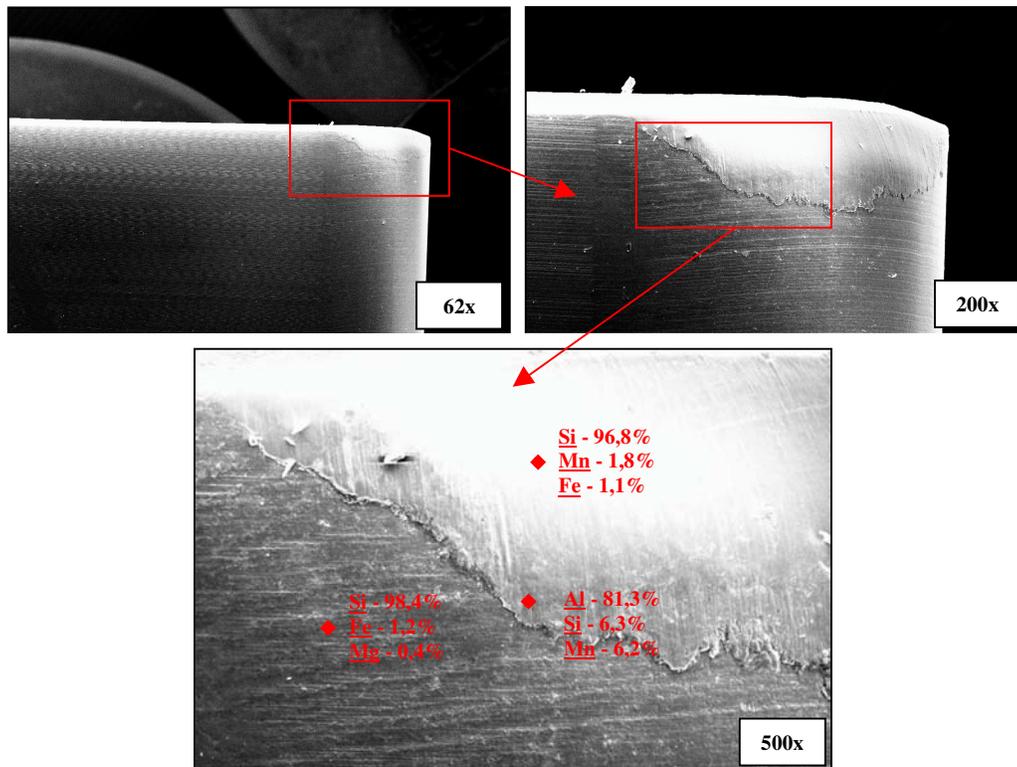


Figura 4.19 - Desgaste do inserto 4 de acabamento (nitreto de silício).

A figura 4.19 mostra o desgaste de flanco $V_B = 0,50$ mm do inserto 4 de acabamento, um valor muito alto que levou a finalização deste ensaio. Assim como os insertos 2 e 3, o inserto 4 apresentou características de abrasão mecânica e principalmente de difusão química. Os pontos analisados novamente mostram a predominância de Si e de Al da composição química do inserto.

Em relação ao atendimento das especificações técnicas do produto, na 1ª condição com $v_c = 645$ m/min e $f = 0,35$ mm/rot, a tolerância dimensional, a rugosidade e a cilindridade foram plenamente atendidas em todas peças medidas, porém o desgaste do inserto 4 de acabamento ultrapassou o limite para fim de ensaio. Na 2ª condição com $v_c = 645$ m/min e $f = 0,42$ mm/rot, a tolerância dimensional foi plenamente atendida em todas peças medidas, porém os desgastes dos

insertos 1 e 4 ultrapassaram os limites para fim de ensaio. Nesta condição onde o avanço de corte foi aumentado em aproximadamente 20%, a rugosidade das peças também excedeu o limite estabelecido, pois no 1º ensaio com 20 peças foi obtido-se $Ra = 6,74 \mu\text{m}$ e na sua réplica com 18 peças chegou a $Ra = 7,34 \mu\text{m}$. A cilindricidade também foi comprometida no 1º ensaio desta 2ª condição, chegando a $0,062 \text{ mm}$. As figuras 4.20, 4.21 e 4.22 mostram as especificações técnicas das peças usinadas com insertos de cerâmica à base de nitreto de silício.

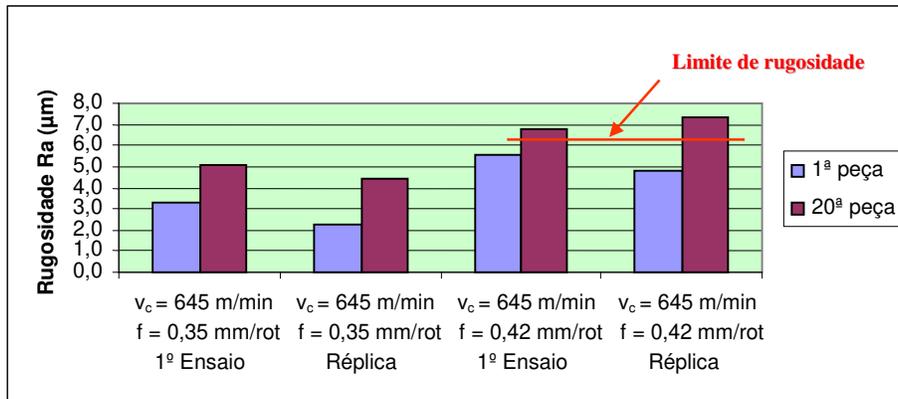


Figura 4.20 - Rugosidade nos ensaios com insertos de cerâmica à base de nitreto de silício.

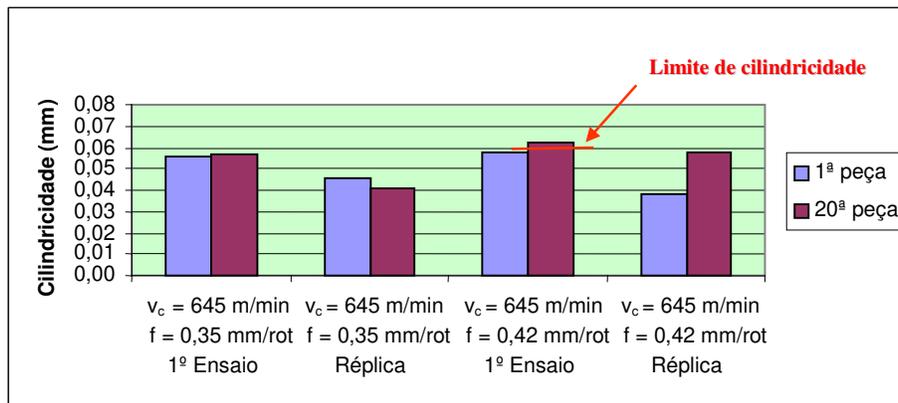


Figura 4.21 - Cilindricidade nos ensaios com insertos de cerâmica à base de nitreto de silício.

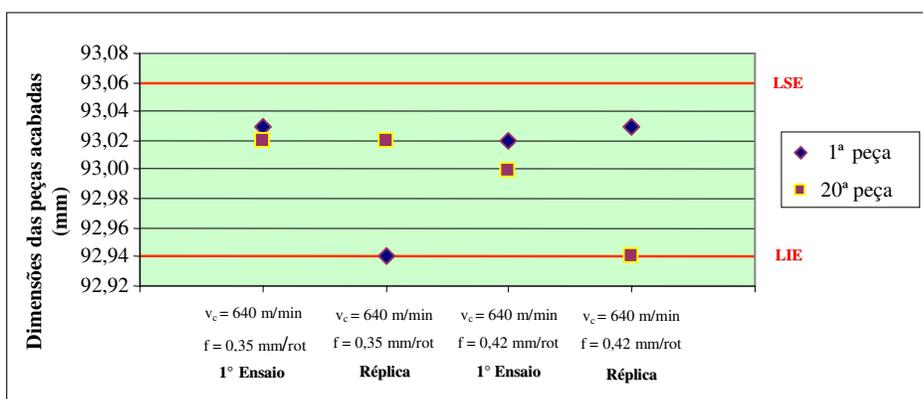


Figura 4.22 - Dimensional nos ensaios com insertos de cerâmica à base de nitreto de silício.

Em função da pequena quantidade de peças usinadas, não foi possível atribuir tendências para nenhuma das especificações técnicas em estudo. Pode-se notar, por exemplo, que os valores de cilindridade aumentaram com o aumento do avanço de corte, porém duas amostras por condição testada não é suficiente para dedução de tendências. Em relação à velocidade de corte, não foi possível analisar sua influência nos testes com insertos de cerâmica à base de nitreto de silício, pois com a velocidade de corte inicial ocorreu um desgaste acelerado dos insertos limitando os testes realizados a poucas peças e, caso a velocidade de corte fosse aumentada, seria agravado a geração do calor do processo e acelerado o desgaste dos insertos. Quanto ao avanço de corte, pode-se concluir que, assim como nos testes com insertos de metal duro, a medida que este parâmetro é aumentado a rugosidade é prejudicada (relação geométrica com o raio de ponta do inserto) e que os desgastes dos insertos aumentam, implicando nas especificações técnicas do produto e na duração dos ensaios. Nos ensaios preliminares a quantidade de peças usinadas com insertos de cerâmica à base de nitreto de silício foi superior a quantidade verificada nos ensaios finais, porém naquela ocasião os desgastes dos insertos não foram medidos e estes foram definidos como parte dos critérios para fim dos ensaios.

Os resultados mostram que os insertos de cerâmica à base de nitreto de silício não podem ser utilizados no corte contínuo de ferro fundido centrifugado, como no caso do torneamento com barra de mandrilar de cilindros automotivos. Pode-se concluir que o mecanismo de desgaste predominante nos insertos de nitreto de silício tem origem difusiva, devido a compatibilidade química entre o Si do inserto e o Si do ferro fundido centrifugado. Outras análises dos desgastes indicam que partículas de Fe, Mn e S do ferro fundido centrifugado migraram para os pontos analisados nos desgastes, evidenciando a ocorrência de difusão química e de adesão. Observou-se que também ocorre desgaste por abrasão mecânica em menores proporções, principalmente no inserto 1 de desgaste, que entra em contato com as irregularidades da peça bruta.

4.2.2 Cerâmica à base de óxido de alumínio

Como os insertos de cerâmica à base de nitreto de silício apresentaram afinidade química com o ferro fundido centrifugado, optou-se por uma ferramenta com maior dureza, inerte quimicamente e que pudesse ser utilizada com refrigerante de corte, neste caso uma cerâmica à

base de óxido de alumínio mista que, segundo as recomendações do fabricante, poderia ser aplicada em ferro fundido cinzento.

Assim como nos demais ensaios realizados, os testes foram iniciados utilizando a máxima velocidade de corte indicada pelo fabricante, $v_c = 670$ m/min, com avanço de corte $f = 0,35$ mm/rot, porém já na primeira peça os insertos 1 de desbaste e 3 de pré-acabamento quebraram. Todos os parâmetros de corte utilizados foram verificados novamente, até mesmo a profundidade de corte do inserto 1 de desbaste que é variável (devido às variações do sobremetal da peça bruta), porém todos estavam de acordo com as especificações indicadas pelo fabricante. Foi realizado a repetição deste ensaio com os mesmos parâmetros de corte e dois insertos quebraram novamente, o inserto 1 de desbaste e o 2 de pós-desbaste. Uma última tentativa com estes insertos foi realizada, mantendo a velocidade de corte em $v_c = 670$ m/min e aumentando o avanço de corte para $f = 0,42$ mm/rot, porém mais uma vez ocorreu quebra de inserto, desta vez somente do inserto 2 de pós-desbaste.

Ghani, Choudhury e Husni (2002) realizaram ensaios de usinagem utilizando cerâmica mista para usinar ferro fundido nodular e concluíram que o processo de usinagem torna-se mais estável com o aumento da velocidade de corte. Eles verificaram que a vibração foi menor durante a usinagem com altas velocidades, sugerindo que altas rotações promovem condições mais estáveis para o sistema “ferramenta-peça-máquina”. Testou-se então $v_c = 805$ m/min, uma velocidade de corte aproximadamente 20% acima da recomendada pelo fabricante, utilizando $f = 0,35$ mm/rot inicialmente e depois $f = 0,42$ mm/rot, porém novamente os insertos quebraram na 1ª peça de cada condição testada. Optou-se então por finalizar os testes com insertos de cerâmica mista, para preservar os insertos testados e realizar as análises dos desgastes e avarias.

Concluiu-se que a cerâmica mista à base de óxido de alumínio não tem tenacidade suficiente para resistir as irregularidades do diâmetro interno bruto das camisas (impactos intermitentes, variação de dureza, imperfeições nas formas, etc) e portanto não podem ser utilizadas no processo de torneamento com barra de mandrilar para cilindros automotivos.

Capítulo 5

Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros

5.1 Conclusões

O propósito de desenvolver e aplicar um novo processo para usinagem do diâmetro interno de camisas para cilindros de automóveis foi realizado e os resultados obtidos foram muito bons, principalmente quando comparado ao processo convencional de mandrilamento que é mundialmente utilizado.

Foi verificado nos testes de usinagem que o ferro fundido cinzento centrifugado é um material extremamente abrasivo comparado com outros tipos de ferros fundidos. As principais dificuldades encontradas nos testes realizados referem-se às variações das características do material da peça bruta, em termos de dureza, resistência mecânica, composição química, estrutura e irregularidades no diâmetro interno do fundido, contudo, estas variáveis estavam de acordo com as especificações técnicas da peça bruta, que são muito amplas e dificultam o funcionamento do processo de fabricação, além de diminuir drasticamente a vida das ferramentas.

O ferro fundido cinzento centrifugado possui usinabilidade difícil, devido à abrasividade e às irregularidades do diâmetro interno das camisas, características inerentes do processo de fundição com molde rotativo. Em função disso faz-se necessário utilizar máquina, sistema de fixação, ferramentas e automações especiais para resistir a agressividade do material e possibilitar o controle das irregularidades das peças brutas, além de transportador de cavacos, sistema de filtragem, bombas e sensores especiais, para retirada e processamento do cavaco e do fluido de corte (que mais parece borra de retífica).

As condições dos testes realizados em ambiente fabril mostraram o real desempenho do processo na sua aplicação, pois variáveis como temperatura ambiente (no local onde a máquina foi instalada), tempos improdutivos (para limpeza, troca de insertos e medições das peças, consideradas na medição da produtividade) e prática do operador (para realizar correções de desgaste, alterar programas de usinagem, medir desgaste dos insertos e outras atividades cotidianas) foram consideradas nos resultados apresentados, condição diferenciada dos testes realizados em laboratório.

Os objetivos em relação ao aumento significativo da produtividade, flexibilidade da máquina utilizada, atendimento de todas as especificações técnicas do produto e diminuição dos custos relacionados a esta fase do sistema produtivo foram plenamente atendidos, viabilizando a implementação do processo em outras linhas de fabricação da Magneti Marelli.

Faz-se necessário a utilização de fluido de corte com ação refrigerante para assegurar o atendimento da tolerância dimensional, proporcionando capacidade do processo e indiretamente limpeza da área de usinagem (evitando acúmulo de cavaco nas bases das ferramentas).

Os insertos de cerâmica não podem ser utilizados no processo apresentado, pois os insertos à base de nitreto de silício apresentaram fortes indícios de desgaste acelerado por difusão química (afinidade físico-química entre o silício dos insertos e o presente nas peças de ferro fundido) e a cerâmica mista à base de óxido de alumínio não tem tenacidade suficiente para resistir as irregularidades do diâmetro interno bruto das camisas (impactos intermitentes, variação de dureza, imperfeições nas formas, etc...).

O metal duro com cobertura possui características que possibilitam usar as camisas de ferro fundido cinzento centrifugado, pois concilia tenacidade suficiente para resistir as imperfeições das camisas brutas e dureza à quente com resistência à abrasão para suportar as altas temperaturas impostas pelo processo. Dentre as condições de usinagem utilizadas com os insertos de metal duro, a que apresentou melhor desempenho foi com $v_c = 380$ m/min e $f = 0,35$ mm/rot, pois conforme mostrado anteriormente, o aumento da velocidade de corte pouco influenciou as especificações técnicas e a vida dos insertos e, o avanço de corte baixo, proporciona menores rugosidades, assegurando o atendimento das especificações técnicas, além de proporcionar uma boa relação de produtividade com qualidade assegurada.

5.2 Sugestões para Trabalhos Futuros

Para aumentar a produtividade do processo apresentado pode-se diminuir os tempos passivos e de corte do processo, efetuando:

- Redução dos tempos passivos otimizando os acionamentos da automação, dos eixos e dos fusos da máquina, ajustando a cinemática do processo para esta nova condição. Os tempos passivos representam aproximadamente 50% do tempo total de ciclo da peça, considerando a melhor condição apresentada por este trabalho;
- Redução dos tempos de corte utilizando insertos com geometria alisadora (tipo *wiper*), analisando cuidadosamente as forças de corte para não ocorrer vibrações durante a usinagem. Com a utilização de insertos alisadores seria possível aumentar o avanço de corte, diminuindo o tempo de ciclo sem comprometer geometricamente a rugosidade;
- Redução dos tempos de corte e passivos utilizando insertos de metal duro com revestimentos mais modernos e eficientes, visando aumentar a velocidade de corte empregada pelo processo (diminuir o tempo efetivo de corte).e/ou aumentar a vida útil dos insertos (diminuir o custo com ferramentas e frequência das trocas).

Referências Bibliográficas

ASENSIO-LOZANO, J.; ÁLVAREZ-ANTOLÍN, J. F.; VANDER VOORT, G. F. Identification and quantification of active manufacturing factors for graphite formation in centrifugally cast Nihard cast irons. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 206, p. 202 – 215, 2008. Disponível em: <www.elsevier.com/locate/jmatprotec> Acesso em: 12 nov. 2008.

ÁVILA, R. F.; GODOY, C. D.; ABRÃO, A. M. Investigação da cinemática de desgaste em ferramentas de metal duro revestidas. **Revista Máquinas e Metais**, São Paulo, n. 471, p. 292 – 309, 2005.

BITTERLICH, B.; BITSCH, S.; FRIEDERICH, K. SiAlON based ceramic cutting tools. **Journal of European Ceramic Society**, v. 28, p. 989 – 994, 2008. Disponível em: <www.elsevier.com/locate/jeurceramsoc> Acesso em: 10 jul. 2008.

BOUD, F. Bar diameter as an influencing factor on temperature in turning. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 47, p. 223 – 228, 2007. Disponível em: <www.elsevier.com/locate/ijmactool> Acesso em: 12 nov. 2008.

CALLISTER JR, W. D. Metal Alloys. In: _____. **Materials science and engineering an introduction**. 5. ed. New York: John Wiley & Sons, 2000, cap. 12, p. 351 – 380.

CARRERA, E. et al. Measurement of residual stresses in cast aluminum engine blocks. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 189, p. 206 – 210, 2007. Disponível em: <www.elsevier.com/locate/jmatprotec> Acesso em: 10 jul. 2008.

CHIAVERINI, V. Ferros fundidos – Generalidades. In: _____. **Aços e ferros fundidos**. 7. ed. São Paulo: Associação brasileira de metalurgia e materiais, 1996a. cap. 28, p. 493 – 506.

CHIAVERINI, V. Ferros fundidos – Ferros fundidos cinzentos. In: _____. **Aços e ferros fundidos**. 7. ed. São Paulo: Associação brasileira de metalurgia e materiais, 1996b. cap. 30, p. 515 – 544.

COLLINI, L.; NICOLETTO, G.; KONEČNÁ, R. Microstructure and mechanical properties of pearlitic gray cast iron. **Materials Science & Engineering A**, v. 488, p. 529 – 539, 2008. Disponível em: <www.elsevier.com/locate/msea> Acesso em: 12 nov. 2008.

COPPINI, N. L.; BAPTISTA, E. A. Influência dos parâmetros no processo de usinagem. **Revista Máquinas e Metais**, São Paulo, n. 476, p. 172 – 183, 2005.

CORTÉS, F.; CASTILLO; G. Comparison between the dynamical properties of polymer concrete and grey cast iron for machine tool applications. **Materials & Design**, v. 28, p. 1461 – 1466, 2007. Disponível em: <www.elsevier.com/locate/matdes> Acesso em: 12 nov. 2008.

DINIZ, A. E.; FERRER, J. A. G. A comparison between silicon nitride-based ceramic and coated carbide tools in the face milling of irregular surfaces. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 206, p. 294 – 304, 2008. Disponível em: <www.elsevier.com/locate/jmatprotec> Acesso em: 10 jul. 2008.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da usinagem dos materiais**. 3. ed. São Paulo: Artliber, 2001. 244 p.

DOBZJAŃSKI, L. A. et al. Tribological properties of the PVD and CVD coatings deposited onto the nitride tools ceramics. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 175, p. 179 – 185, 2006. Disponível em: <www.elsevier.com/locate/jmatprotec> Acesso em: 10 jul. 2008.

DOYLE, L. E. **Manufacturing processes and materials for engineers**. New Jersey: Prentice-Hall, 1984, 960 p.

DURANTE, S.; RUTELLI, G.; RABEZZANA, F. Aluminum-based MMC machining with diamond-coated cutting tools. **Surface & Coatings Technology**, v. 94 - 95, p. 632 – 640, 1997. Disponível em: <www.sciencedirect.com> Acesso em: 12 nov. 2008.

EMAG MASCHINENFABRIK GMBH. **Vertical multi-spindle automatics**. Salach, 2003. 14 p.

FENG, P. F. et al. Jaw-chuck stiffness and its influence on dynamic clamping force during high-speed turning. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 48, p. 1268 – 1275, 2008. Disponível em: <www.elsevier.com/locate/ijmactool> Acesso em: 12 nov. 2008.

FERRARESI, D. **Fundamentos da usinagem dos metais**. São Paulo: Edgard Blücher, 1977, v. 1, 751 p.

GHANI, A. K.; CHOUDHURY, I. A.; HUSNI. Study of tool life, surface roughness and vibration in machining nodular cast iron with ceramic tool. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 127, p. 17 – 22, 2005. Disponível em: <www.elsevier.com/locate/jmatprotec> Acesso em: 12 nov. 2008.

GRANT, H. E. Placas. In: _____. **Dispositivos em usinagem: Fixações, localizações e gabaritos não convencionais**. São Paulo: Livraria ciência e tecnologia, 1982. cap. 32, p. 771 – 792.

HANKIN, E. K.; MERRIMAN, M.; BUZZONI, H. A. **Resistência dos materiais: Merriman**. 2. ed. São Paulo: Brasiliense, 1979, p. 168 - 194.

HECK, M. et al. Analytical investigations concerning the wear behavior of cutting tools used for the machining of compacted graphite iron and gray cast iron. **International Journal of Refractory Metals & Hard Materials**, v. 26, p. 197 – 206, 2008. Disponível em: <www.elsevier.com/locate/IJRMHM> Acesso em: 10 jul. 2008.

KELLER, J. et al. Influence of chemical composition and microstructure of gray cast iron on wear of heavy duty diesel engines cylinder liners. **Wear**, v. 263, p. 1158 – 1164, 2007. Disponível em: <www.elsevier.com/locate/wear> Acesso em: 10 jul. 2008.

MAGNETI MARELLI - COFAP. **Especificação de material: Ferro fundido especial centrifugado para camisas de cilindro**. 7 ed. rev. São Bernardo do Campo, 2000. 3p.

MARTINHO, R. P.; SILVA, F. J. G.; BAPTISTA, A. P. M. Wear behavior of uncoated and diamond coated Si₃N₄ tools under severe turning conditions. **Wear**, v. 263, p. 1417 – 1422, 2007. Disponível em: <www.elsevier.com/locate/wear> Acesso em: 10 jul. 2008.

NARUTAKI, N. et al. New advanced ceramic for dry machining. **Manufacturing Technology**, v. 46, p. 43 – 46, 1997. Disponível em: <<http://www.engineeringvillage2.org/controller/servlet>> Acesso em: 10 jul. 2008.

PEREIRA, A. A.; BOEHS, L.; GUESSER, W. L. The influence of sulfur on the machinability of gray cast iron FC25. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 179, p. 165 – 171, 2006. Disponível em: <www.elsevier.com/locate/jmatprotec> Acesso em: 10 jul. 2008.

PEREIRA, C.; CORREA, S. J.; PIVATO, C. Como se apresentam e para que servem os lubrificantes e refrigerantes. **Revista Máquinas e Metais**, São Paulo, n. 471, p. 352 – 361, 2005.

POOLTHONG, N.; QUI, P.; NOMURA, H. Primary particle movement and change of property of cast iron by centrifugal effect in semi-solid processing. **Science and Technology of Advanced Materials**, v. 4, p. 481 – 489, 2003. Disponível em: <www.elsevier.com/locate/stam> Acesso em: 12 nov. 2008.

RANGANATH, S.; CAMPBELL, A. B.; GORKIEWICZ, D. W. A model to calibrate and predict forces in machining with honed cutting tools or inserts. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 47, p. 820 – 840, 2007. Disponível em: <www.elsevier.com/locate/ijmactool> Acesso em: 10 jul. 2008.

RIBEIRO, L. O.; SILVA, R. B. da; MACHADO, Á. R. A temperatura na interface cavaco-ferramenta sob diferentes condições de refrigeração/lubrificação. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO, 2., 2003, Uberlândia. **Anais...** Uberlândia: ABCM, 2003. p. 1-12.

RODRIGUES, H. L. et al. Caracterização microestrutural das ferramentas de metal duro revestidas. **Revista Máquinas e Metais**, São Paulo, n. 471, p. 310 – 319, 2005.

RUFFINO, R. T. et al. (Coord.). Tolerâncias geométricas. In: _____. **Tolerâncias, ajustes, desvios e análise de dimensões**. São Paulo: Editora Edgard Blücher Ltda, 1977, cap. 3, p. 113 – 220.

SALES, W. F.; DINIZ, A. E.; MACHADO, Á. R. Application of cutting fluids in machining processes. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences**, v. 23, n. 2, 2001. Disponível em: <http://www.scielo.br/scielo.php?script=sci_arttext&pid=S0100-73862001000200009&lng=en&nrm=iso> Acesso em: 22 mai. 2008.

SANDVIK COROMANT. **Modern metal cutting: a practical handbook**. Sandviken, 1994.

SANDVIK COROMANT. **Manual técnico de usinagem**. Sandviken, 2006.

SANTOS, S. C. et al. Tribological characterization of PVD coatings for cutting tools. **Surface and Coatings Technology**, v. 184, p. 141 – 148, 2004. Disponível em: <www.elsevier.com/locate/surfcoat> Acesso em: 10 jul. 2008.

SARMA, D. K.; DIXIT, U. S. A comparison of dry and air-cooled turning of gray cast iron with mixed oxide ceramic tool. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 190, p. 160 – 172, 2007. Disponível em: <www.elsevier.com/locate/jmatprotec> Acesso em: 12 nov. 2008.

SCHROETER, R. B.; GODINHO, A. F. C. E; ANDRADE, C. L. F. de. Comparação de diferentes ferramentas na usinagem de cilindros de FoFo vermicular. **Revista Máquinas e Metais**, São Paulo, n. 509, p. 46 – 59, 2008.

SHAW, M. C. **Metal cutting principles**. New York: Oxford University Press, 2004, 651 p.

SKVARENINA, S.; SHIN, Y. C. Laser-assisted machining of compacted graphite iron. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 46, p. 7 – 17, 2006. Disponível em: <www.elsevier.com/locate/ijmactool> Acesso em: 12 nov. 2008.

SMITH, F. W. Solidificação, defeitos cristalinos e difusão em sólidos. In: _____. **Princípios de ciência e engenharia dos materiais**. 3. ed. Lisboa: McGraw-Hill, 1996a, cap. 4, p. 121 – 184.

SMITH, F. W. Propriedades mecânicas dos materiais metálicos. In: _____. **Princípios de ciência e engenharia dos materiais**. 3. ed. Lisboa: McGraw-Hill, 1996b, cap. 5, p. 249 – 328.

SRIVASTAVA, A. K.; FINN, M. E. **Machinability of cast iron**. TechSolve – The Manufacturing Solutions Center. Cincinnati, 2004, 7 p.

SUDO, T. T.; BRAGHINI, A. Jr; COELHO, R. T. O desgaste de ferramentas na usinagem de FoFo cinzento a alta velocidade. **O mundo da usinagem**, São Paulo, n. 1, p. 27 – 31, 2001.

SZANKOWSHI, V. J. **O motor a gasolina**. São Paulo: Editora Industrial Teco, 1953, 351 p.

TANG, Y.; SASAHARA, H. Investigation of thermal behavior on cylinder liner during its boring process. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 47, p. 2162 – 2171, 2007. Disponível em: <www.elsevier.com/locate/ijmactool> Acesso em: 12 nov. 2008.

THOMAS, M.; BEAUCHAMP, Y. Statistical investigation of modal parameters of cutting tolls in dry turning. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 43, p. 1093 – 1106, 2003. Disponível em: <www.elsevier.com/locate/ijmactool> Acesso em: 12 nov. 2008.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P.K. **Metal cutting**. 4. ed. Woburn: Butterworth Heinemann, 2000. 446 p.

WALTER, A. Refrigerantes usados com eficiência. **Revista Máquinas e Metais**, São Paulo, n. 476, p. 62 – 71, 2005.

WILLIDAL, Th.; BAUER, W.; SCHUMACHER, P. Stress/strain behavior and fatigue limit of gray cast iron. **Materials Science & Engineering A**, v. 413 - 414, p. 578 – 582, 2005. Disponível em: <www.elsevier.com/locate/msea> Acesso em: 12 nov. 2008.

ZHAO, X.; WANG, J.; JING, T. Gray cast iron with directional graphite flakes produced by cylinder covered compression process. **Journal of Iron and Steel Research International**, v. 14, p. 52 – 55, 2007. Disponível em: <www.sciencedirect.com> Acesso em: 10 jul. 2008.