

200205533

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL
SEÇÃO CIRCULANTE

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO**

**Características do Processo de Torneamento de
Materiais Endurecidos**

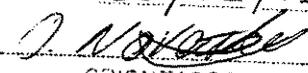
Autor: M.Sc. Francisco Elicivaldo Lima
Orientador: Prof. Dr. Olívio Novaski

Curso: Engenharia Mecânica
Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Tese de doutorado apresentado à comissão de Pós Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica, como requisito para obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Campinas, 13 de fevereiro de 2001
SP — Brasil



ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE A REDAÇÃO FINAL DA
TESE DEFENDIDA POR FRANCISCO ELICIVALDO
LIMA E APROVADA PELA
COMISSÃO JULGADORA EM 13/02/01.

ORIENTADOR

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**

**Características do Processo de Torneamento de
Materiais Endurecidos**

Autor: M.Sc. Francisco Elicivaldo Lima
Orientador: Prof. Dr. Olívio Novaski

07/2001

UNIDADE BC
 N.º CHAMADA:
TIUNICAMP
L628c
 V. _____ Ex. _____
 TOMBO BC/ 47390
 PROC. 837/02
 C D
 PREÇO R\$ 11,00
 DATA 04-02-02
 Nº CPD.

CM00163317-1

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

L628c

Lima, Francisco Elicivaldo
 Características do processo de torneamento de
 materiais endurecidos / Francisco Elicivaldo Lima . --
 Campinas, SP: [s.n.], 2001.

Orientador: Olívio Novaski..

Tese (doutorado) - Universidade Estadual de
 Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

1. Processos de fabricação. 2. Torneamento. 3.
 Acabamento. . I. Novaski, Olívio . II. Universidade
 Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica.
 III. Título.

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO**

TESE DE DOUTORADO

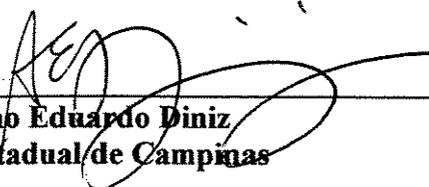
**Características do Processo de Torneamento de
Materiais Endurecidos**

Autor: Francisco Elicivaldo Lima

Orientador: Prof. Dr. Olívio Novaski



**Prof. Dr. Olívio Novaski, Presidente
Universidade Estadual de Campinas**



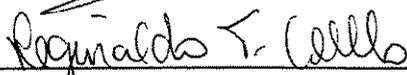
**Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz
Universidade Estadual de Campinas**



**Prof. Dr. Antonio Batocchio
Universidade Estadual de Campinas**



**Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi
Universidade Estadual Paulista / UNESP**



**Prof. Dr. Reginaldo Teixeira Coelho
Escola de Engenharia de São Carlos / USP**

Campinas, 13 de fevereiro de 2.001



Dedicatória

Dedico este trabalho aos meus pais, Edvaldo e Eliesita; à minha esposa Patrícia e à minha filha Maria Beatriz.



Agradecimentos

À DEUS, por esta e tantas outras oportunidades que me foram dadas;

Ao Prof. Dr. Olívio Novaski pela orientação, dedicação e amizade;

Ao amigo Maurício Corrêa pelas muitas demonstrações de amizade durante esta etapa de nossas vidas;

Ao CNPq e FAPESP pela ajuda financeira;

À EATON – Divisão de Transmissões Médias pela oportunidade de realização deste trabalho, diretamente em suas linhas de produção;

À SANDVIK pela cortesia das ferramentas;

Ao Engenheiro Altair Lorca pelo acompanhamento e sugestões dadas no sentido de contribuir para que este trabalho representasse com o máximo de fidelidade, às condições reais de um “chão de fábrica”;

Aos professores da Faculdade de Engenharia Mecânica da UNICAMP e aos funcionários dos diversos laboratórios utilizados durante a realização deste trabalho que, direta ou indiretamente contribuíram na realização deste trabalho;

Aos alunos de iniciação científica, Douglas Alcântara e Vinicius Sanches pela ajuda no sentido de contribuir para a realização deste trabalho;

A todos os colegas da pós graduação pela convivência e amizade.



Índice

Resumo	viii
Abstract	ix
Lista de Figuras	x
Lista de Tabela	xv
Nomenclatura	xvi
Capítulo 1 – Introdução	1
Capítulo 2 – Torneamento de materiais endurecidos	8
2.1 Introdução	8
2.2 Ferramentas de corte	10
2.2.1 Ferramentas de Nitreto Cúbico de Boro	12
2.2.1.1 Generalidades	12
2.2.2 Ferramentas cerâmicas	13
2.2.2.1 Generalidades	13
2.3 Máquina–ferramenta	16
2.4 Forças de corte na usinagem	17
2.5 Mecanismo de formação do cavaco	22
2.6 Desgaste da ferramenta de corte	24
2.6.1 Relação entre o desgaste da ferramenta de corte com:	25



2.6.1.1 Comprimento de corte	25
2.6.1.2 Material da ferramenta de corte	28
2.6.2 Efeitos do desgaste da ferramenta	29
2.6.2.1 Na força de usinagem	29
2.6.2.2 Na temperatura de corte	30
2.6.2.3 No acabamento superficial	31
2.7 Erros de forma	32
2.8 Tensão residual	33
Capítulo 3 – Procedimento Experimental	37
3.1 Máquina-ferramenta utilizada	37
3.2 Peça usinada	39
3.3 Ferramentas	40
3.4 Condições de usinagem	42
3.5 Procedimento para a obtenção das amostras	45
3.5.1 Para medidas dos parâmetros de rugosidade	45
3.5.2 Para medidas da circularidade e cilindridade	45
3.5.3 Para medida da tensão residual	46
3.5.4 Para análise metalográfica	46
Capítulo 4 – Resultados e Discussões	47
4.1 Processo de retificação	47
4.1.1 Rugosidade média Ra	49
4.1.2 Circularidade e cilindridade	49
4.1.3 Tensão residual	51
4.2 Processo de torneamento de materiais endurecidos	52
4.2.1 Resultados preliminares	52



4.2.2 Quantidade de peças produzidas	56
4.2.3 Acabamento das peças usinadas	61
4.2.4 Erros de forma: circularidade e cilindricidade	72
4.2.5 Integridade superficial: zona afetada pelo calor e tensão residual	80
Capítulo 5 – Conclusões e sugestões para trabalhos futuros	87
5.1 Conclusões	87
5.2 Sugestões para trabalhos futuros	90
Referências Bibliográficas	
Referências citadas	91
Referências consultadas	96
ANEXO I	101



Resumo

LIMA, Francisco E., *Características do processo de torneamento de materiais endurecidos*, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2001, 120 p. Tese (Doutorado)

Este trabalho estuda a textura e a integridade superficial de peças tratadas termicamente. No que se refere à textura, foram analisados o acabamento, considerando os principais parâmetros de rugosidade, e os erros de forma circularidade e cilindridade. Quanto ao estudo da integridade, este se deteve em analisar a transformação microestrutural e o nível de tensão residual gerado pelo processo, tanto na superfície quanto em camadas subsuperficiais da peça usinada. O trabalho foi realizado em uma unidade fabril e teve como corpos-de-prova, engrenagens empregadas em transmissões automotivas, de aço ABNT 8620. A máquina-ferramenta empregada para a usinagem das peças foi um centro de torneamento vertical projetado especialmente para o processo de torneamento de materiais endurecidos. Utilizou-se como ferramenta, insertos de CBN. Os resultados encontrados mostram que: o processo é capaz de produzir peças que atendem as exigências de projeto das engrenagens, que limita a rugosidade média R_a em $0,4 \mu\text{m}$; o erro de forma mantém-se no nível daquele obtido com o processo de retificação; o calor gerado na superfície da peça usinada foi capaz de produzir uma alteração microestrutural nas camadas superficial e subsuperficial da peça usinada e que, nelas, são geradas tensões residuais de tração e de compressão.

Palavras chave

Torneamento de materiais endurecidos, Acabamento de superfícies, Integridade superficial, Tensão residual.



Abstract

LIMA, Francisco E., Features of hard turning process, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2001, 120p. Tese (Doutorado)

This work studies the texture and surface integrity of termical by treated workpieces. In surface texture, it had been analyzed the surface finishing, considering the main parameters of surface roughness and the also cylindricity and circularity. Concerning the study of the surface integrity, this if withheld in analyzing the microstructural hashing and the level of residual stress generated by the process, as much in the surface how much in subsurface layers of the machined workpiece. The work was carried through in a manufacturing company and had as workpieces, gears used in automotive's gear Box of ABNT 8620 steel. The machine tool used in the workpieces machining was a vertical turning center specialy projected for hard materials process turning. It was used as tool, CBN's inserts. The obtained results shows that the process is able to produce parts that take care of the requirements of design of the gears, that the average roughness Ra in 0.4 mm limits; the error of form is remained in the level of that one gotten with the grinding process; the heat generated in the surface of the machined workpiece part is able to produce a microstructural alteration in the layers superficial and subsurface of the machined part and generated residual stresses of traction and compression in both of them

Keywords

Hard turning machining, Cubic boron nitride tools, Surface finish, Integrity surface, Residual stress.



Lista de Figuras

Figura 2.1 – Seqüência de etapas a serem executadas para a usinagem de peças tratadas termicamente empregando os processos de retificação e torneamento	09
Figura 2.2 – Representação esquemática das principais propriedades apresentadas pelas ferramentas de corte empregadas no processo de torneamento de materiais endurecidos	11
Figura 2.3 – Comparação entre o rendimento obtido pelos processos de retificação e torneamento de materiais endurecidos empregando inserto de CBN	13
Figura 2.4 – Representação esquemática do chanfro protetor nos insertos cerâmicos	14
Figura 2.5 – Desempenho do inserto de CBN comparado ao de cerâmica. (a) Torneamento; (b) Mandrilamento	15
Figura 2.6 – (a) Sistema de fixação radial e axial; (b) Sistema de refrigeração; (c) representação esquemática da distribuição de forças	17
Figura 2.7 – Representação esquemática das condições geométricas no processo de torneamento de materiais duros	18
Figura 2.8 – Componentes da força de usinagem em função do comprimento e tempo de usinagem para diferentes valores de velocidade de corte	19
Figura 2.9 – Variação das componentes da força de usinagem em função do desgaste da ferramenta, do avanço e da profundidade de corte	20
Figura 2.10 – Variação das componentes da força de usinagem para três tipos de materiais de ferramenta de corte	21

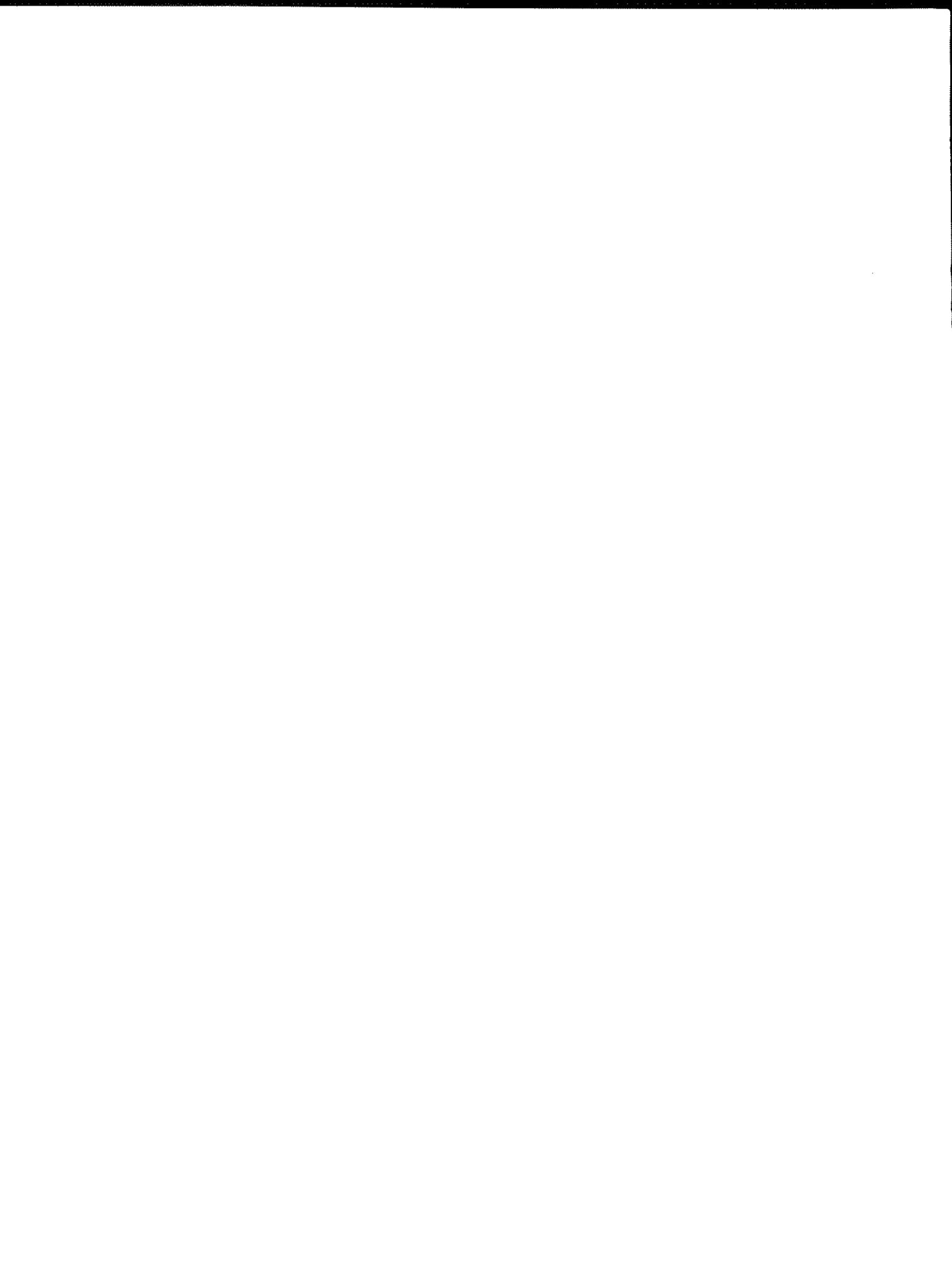


Figura 2.11 – Variação das componentes da força de usinagem quando usinando uma liga metálica de elevada dureza com insertos de CBN e sem refrigeração	22
Figura 2.12 – Representação esquemática das etapas do processo de geração do cavaco do tipo “dente de serra”	23
Figura 2.13 – Fatores que influenciam diretamente o mecanismo de desgaste da ferramenta de corte	24
Figura 2.14 – Influência do comprimento de corte no desgaste da ferramenta, quando variando a velocidade	26
Figura 2.15 – Influência do comprimento de corte no desgaste da ferramenta, quando variando: (a) avanço e (b) profundidade de corte, para V_c constante	27
Figura 2.16 – Variação da vida da ferramenta de corte para diferentes materiais empregados na fabricação da mesma	28
Figura 2.17 – Variação das componentes da força de usinagem (F_c e F_p) com o aumento do desgaste de flanco V_B	29
Figura 2.18 – Variação da temperatura de corte nas interfaces Ferramenta – peça e cavaco – ferramenta	30
Figura 2.19 – Efeito do desgaste de flanco sobre a rugosidade da peça usinada	31
Figura 2.20 – Representação esquemática do modelo da deformação elástica que ocorre na região de corte	32
Figura 2.21 – Influência dos parâmetros de corte e raio de ponta da ferramenta, na usinagem de materiais endurecidos	35
Figura 2.22 – Variação da tensão residual nas camadas subsuperficiais em função dos parâmetros de corte	36
Figura 3.1 – (a) Centro de Torneamento Vertical VSC250 Romi-Emag; (b) Placa autocentrante; (c) torre	38
Figura 3.2 – (a) Croqui; vistas (b) superior e (c) inferior da engrenagem	39
Figura 3.3 – (a) Inserto de CBN e (b) porta-insertos empregados na operação de desbaste	41



Figura 3.4 – (a) Inserto de CBN e (b) porta-insertos empregados na operação de acabamento	42
Figura 3.5 – Porta-ferramenta adaptado com o sistema de refrigeração a ar	44
Figura 3.6 – (a) Gaiolas de esferas; (b) Engrenagem envolvida pela gaiolas de esferas	45
Figura 4.1 – Distribuição da quantidade de peças produzidas por rebolo	48
Figura 4.2 – Rugosidade média das peças retificadas	49
Figura 4.3 – Variação do erro de circularidade das peças retificadas	50
Figura 4.4 – Variação do erro de cilindricidade das peças retificadas	50
Figura 4.5 – Tensão residual gerada na superfície e em camadas subsuperficiais de peças retificadas	51
Figura 4.6 – Variação da rugosidade média apresenta pela peças usinadas com as quatro condições de corte adotadas	54
Figura 4.7 – Variação da quantidade de peças usinadas com as quatro condições de corte adotadas	55
Figura 4.8 – Distribuição dos valores referentes à quantidade de peças produzidas por aresta de corte quando usinando sob os parâmetros de corte definidos na terceira e quarta condições de usinagem	57
Figura 4.9 – Ferramenta de corte empregada na usinagem do lote de peças sob a terceira condição de usinagem	59
Figura 4.10 – Ferramenta de corte empregada na usinagem do lote de peças sob a quarta condição de usinagem	60
Figura 4.11 – Quantidade de peças produzidas pelos processos de retificação e torneamento	61
Figura 4.12 – Variação da rugosidade média Ra na usinagem de três lotes de peças adotando os parâmetros de corte definidos na terceira condição de usinagem	63

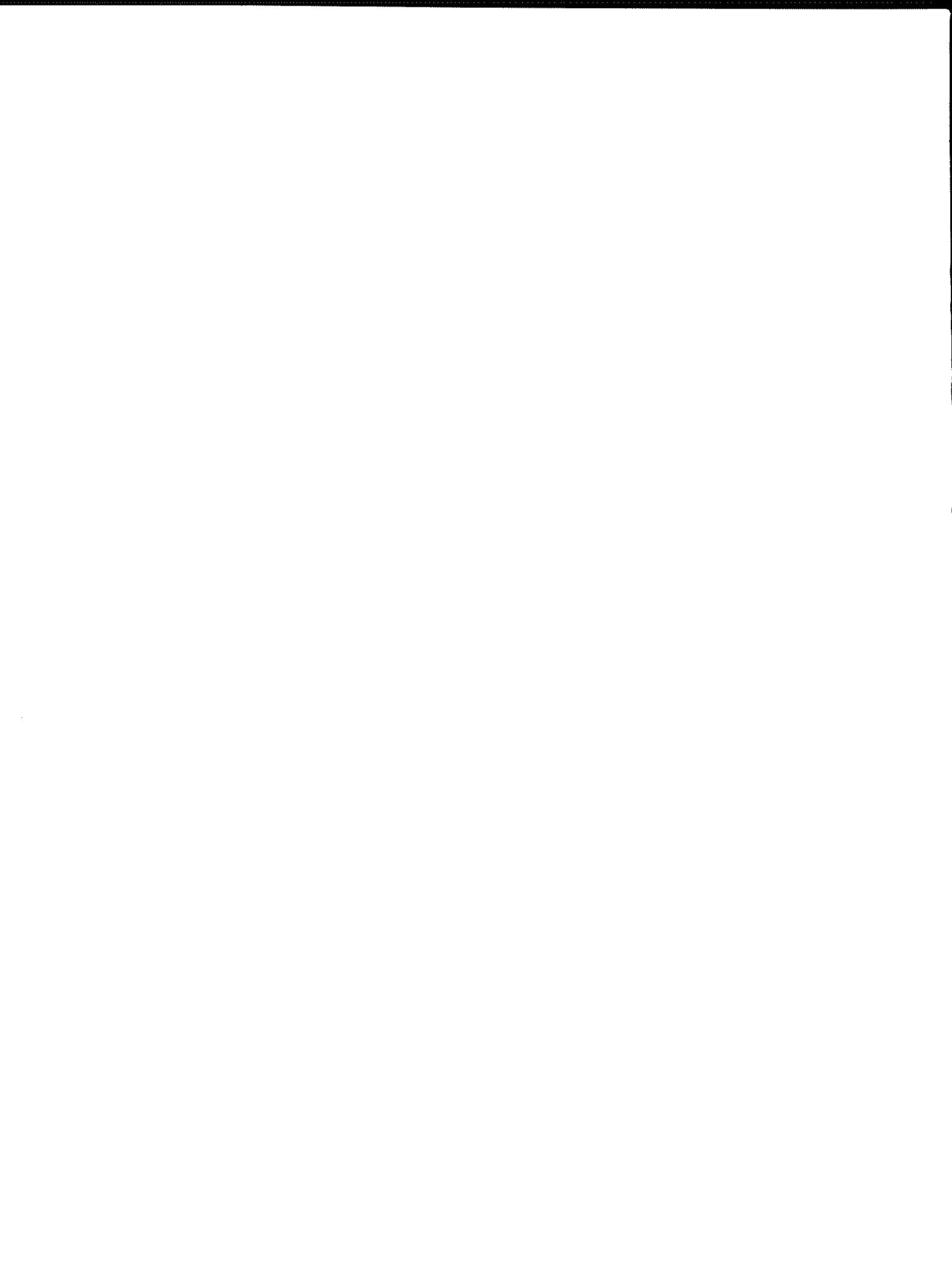


Figura 4.13 – Variação da rugosidade média R_a na usinagem de três lotes de peças adotando os parâmetros de corte definidos na quarta condição de usinagem	65
Figura 4.14 – Variação da rugosidade média R_a para as vinte primeiras peças usinadas sob a (a) terceira e (b) quarta condições de corte	66
Figura 4.15 – Variação da profundidade total da rugosidade R_t para três arestas de corte quando usinando sob a terceira condição de corte	67
Figura 4.16 – Variação da profundidade total da rugosidade R_t para três arestas de corte quando usinando sob a quarta condição de corte	68
Figura 4.17 – Variação do espaçamento médio entre os picos R_{Sm} para três arestas de corte quando usinando sob a terceira condição de corte	68
Figura 4.18 – Variação do espaçamento médio entre os picos R_{Sm} para três arestas de corte quando usinando sob a quarta condição de corte	69
Figura 4.19 – Variação dos parâmetros R_a , R_t e R_{Sm} para as peças usinadas com a segunda aresta quando usinando sob a terceira condição de corte	69
Figura 4.20 – Variação dos parâmetros R_a , R_t e R_{Sm} para as peças usinadas com a primeira aresta quando usinando sob a quarta condição de corte	70
Figura 4.21 – Perfil de rugosidade da primeira peça do lote usinado com a segunda aresta de corte sob a terceira condição de corte	70
Figura 4.22 – Perfil de rugosidade da última peça do lote usinado com a segunda aresta de corte sob a terceira condição de corte	71
Figura 4.23 – Perfil de rugosidade da primeira peça do lote usinado com a primeira aresta de corte sob a quarta condição de corte	71
Figura 4.24 – Perfil de rugosidade da última peça do lote usinado com a primeira aresta de corte sob a quarta condição de corte	72
Figura 4.25 – Variação dos valores do erro de circularidade ao longo do comprimento do furo usinado sob a terceira condição	



de corte	73
Figura 4.26 – Variação dos valores do erro de circularidade ao longo do comprimento do furo usinado sob a quarta condição de corte	74
Figura 4.27 – Variação dos valores do erro de cilindridade ao longo do comprimento do furo usinado sob a terceira condição de corte	75
Figura 4.28 – Variação dos valores do erro de cilindridade ao longo do comprimento do furo usinado sob a quarta condição de corte	76
Figura 4.29 – Distribuição do erro de cilindridade apresentado pelas peças usinadas sob a terceira e quarta condições de corte	77
Figura 4.30 – Variação da rugosidade média Ra, circularidade e cilindridade apresentada pelas peças usinadas sob a terceira condição de corte	78
Figura 4.31 – Variação da rugosidade média Ra, circularidade e cilindridade apresentada pelas peças usinadas sob a quarta condição de corte	78
Figura 4.32 – Distribuição dos valores dos erros de cilindridade apresentados pelos processos de retificação e torneamento	79
Figura 4.33 – Amostras metalográficas de peças usinadas sob a terceira condição de corte. (a) primeira e (b) última peça do lote	81
Figura 4.34 – Amostras metalográficas de peças usinadas sob a quarta condição de corte. (a) primeira e (b) última peça do lote	82
Figura 4.35 – Variação da tensão residual para as peças usinadas sob a terceira condição	85
Figura 4.36 – Variação da tensão residual para as peças usinadas sob a quarta condição	86



Lista de Tabelas

Tabela 3.1 – Tolerâncias dimensionais definidas para a engrenagem	40
Tabela 3.2 – Especificação dos insertos e porta-insertos empregados	40
Tabela 3.3 – Condições de usinagem empregadas na realização dos ensaios	43



Nomenclatura

Letras Latinas

V_c – Velocidade de corte (m/min)

f_n – Taxa de avanço (mm/volta)

a_p – Profundidade de corte (mm)

L_c – Comprimento de corte (m)

r_ϵ – Raio de ponta da ferramenta (mm)

Abreviações

Máx – Valor Máximo

Mín – Valor Mínimo

Méd – Valor Médio

DP – Desvio padrão

R_a – Rugosidade média (μm)

R_{sm} – Espaçamento médio entre picos (μm)

R_t – Profundidade total da rugosidade (μm)

HRC – Dureza Rockwell C

CBN – Nitreto Cúbico de Boro

h = Espessura de corte (mm)

ϕ = ângulo d cisalhamento ($^\circ$)

V_B = Desgaste de flanco (mm)



CAPÍTULO 1

Introdução

Tradicionalmente, a usinagem de componentes de aço endurecido tem sido de domínio do processo de retificação. Porém, nos últimos anos, várias indústrias automobilísticas estão, gradativamente, substituindo a retificação de peças de aço tratado por operações de torneamento. **Matsumoto e Diniz, (1998)** citam que o torneamento de materiais endurecidos tornou-se possível com o desenvolvimento de novos materiais para ferramentas de corte — que apresentam alta dureza e grande resistência ao desgaste a altas temperaturas — e de máquinas-ferramentas mais rígidas e com maior rotação. Também, pode-se adicionar a esta lista de fatores, um outro não menos importante: novos projetos de sistemas de fixação. Assim, acredita-se que todos estes fatores têm possibilitado o avanço nas pesquisas, tornando, desta forma, mais confiável e mais fácil substituir a retificação tradicional pelo torneamento, em casos específicos.

Segundo **Andrae (2000)**, no processo de torneamento de materiais endurecidos, as condições de usinagem diferem daquelas empregadas no torneamento convencional — torneamento de materiais de dureza mais baixa — pois se caracteriza basicamente por envolver uma pressão extremamente alta na área de contato ferramenta-peça. Assim, decorre disso uma tendência ao desgaste prematuro da ferramenta de corte além de uma predisposição para que ocorram vibrações entre a ferramenta e a peça, principalmente quando em cortes

intermitentes. Nestes casos, em especial, é necessário que as fixações axial e radial da peça possuam maior rigidez.

Como preferencialmente a operação de torneamento de materiais endurecidos é de acabamento, é importante que a máquina-ferramenta destinada à usinagem de materiais endurecidos tenha os seguintes requisitos:

- Escoamento do cavaco que não afete a qualidade superficial;
- Sistema de arrefecimento que permita alcançar rapidamente a estabilidade térmica;
- Precisão e repetitividade de posicionamento e quando possível um sistema de medição em processo;
- Controle da força de fixação.

Segundo **Tönshoff**, (1995), **Klocke**, (1995), **König**, (1990), as principais vantagens do torneamento de materiais endurecidos sobre o processo de retificação incluem, dentre outras:

- Menor custo de produção;
- Maior produtividade;
- Maior flexibilidade, com a possibilidade de realizar operações múltiplas com uma só fixação da peça;
- Eliminação do fluido de corte;
- Possibilidade da eliminação de etapas intermediárias de fabricação;
- Destacada qualidade da peça usinada.

Em muitos casos, afirma **Bossom**, (1990), ferramentas de corte de aresta única podem completar todo o processo de usinagem de uma peça, com uma única fixação, reduzindo, assim, o tempo de *set-up* e, conseqüentemente, o custo de produção. Segundo **Naikai**, (1991) e **Töenshoff**, (1996), comparando-se o torneamento com a retificação, o primeiro apresenta melhores benefícios ambientais devido à eliminação de fluidos de corte. Além disso, afirma **Malkin**, (1999), vários benefícios associados à qualidade da peça usinada têm sido observados, incluindo

uma maior durabilidade de certos componentes usinados por este processo, tensão residual compressiva gerada no interior da peça e uma maior resistência à fadiga. Todavia, o processo de torneamento de materiais endurecidos poderá, também, gerar tensões residuais de tração indesejáveis, além da presença de camadas de martensita não revenida e revenida; fenômenos estes, afirma **Töenshoff, (1994)**, causados pela alta temperatura e o rápido resfriamento na região de corte.

Chou, (1995) e **Wang, (1998)**, identificaram o desgaste da ferramenta de corte como sendo um dos principais fatores de influência na formação das camadas de martensita não revenida — também conhecida como “camada branca” — e revenida. Segundo estes pesquisadores, isto é devido ao fato de que no processo de torneamento, o desgaste de flanco apresentado pela ferramenta influencia sobretudo a temperatura de usinagem.

Embora o processo de torneamento de materiais endurecidos tenha sido objeto de estudo para vários pesquisadores, ainda apresenta alguns pontos obscuros que, segundo **Fleming, (1998)**; **Abrão (1996)** e **König, (1993)**, é o principal motivo para que ainda haja certa hesitação, por parte de muitas indústrias, em adotar este processo como substituto definitivo ao processo de retificação. Segundo o que é citado por **Matsumoto (1998)**, os principais receios recaem sobre as características da superfície, além da precisão dimensional e geométrica da peça usinada.

Não obstante, no Brasil — no ano de 2000 — inúmeras indústrias adquiriram máquinas-ferramentas com o propósito de adotar o processo de torneamento de materiais endurecidos como substituto ao processo de retificação. Contudo, este processo de substituição nestas indústrias está ocorrendo de maneira gradual pois, em princípio, existem dúvidas sobre até que ponto os resultados apresentados em diversos estudos podem ser estendidos para uma situação de “chão de fábrica”. A base de sustentação para este receio pode estar na citação de **König (1993)**; **Klocke (1995)** e **Abrão (1996)**, citados em **Matsumoto (1998)** que diz “cada aplicação precisa ser analisada individualmente, levando em consideração: o tipo e a condição da peça; os requisitos de projeto do componente; os equipamentos disponíveis e

suas condições; os custos do ferramental e mão de obra, além do tamanho do lote de peças”.

Ciente, portanto, do que foi exposto, procurou-se desenvolver este trabalho de modo a atingir diversos objetivos que, dividindo-os em dois grupos, pode-se citá-los como:

Objetivos gerais

- Estudar alguns aspectos da textura e integridade superficial de peças usinadas pelo processo de torneamento de materiais endurecidos empregando para isto, máquinas-ferramentas projetadas especialmente para este processo e utilizando corpos de prova que sejam produtos da linha de produção de uma unidade fabril.

Etapas a serem cumpridas

- Verificar os principais parâmetros de rugosidade das peças usinadas pelo processo de torneamento;
- Analisar a circularidade e cilindricidade das peças usinadas pelo processo de torneamento;
- Efetuar análise metalográfica da superfície das peças usinadas pelo processo de torneamento;
- Verificar o nível de tensão residual nas camadas superficiais e subsuperficiais das peças usinadas pelo processo de torneamento;
- Avaliar o desgaste apresentado pela ferramenta de corte empregada no processo de torneamento;

- Confrontar os resultados obtidos pelo processo de torneamento com aqueles apresentados pelas peças retificadas.

Assim, este trabalho certamente contribuirá para fornecer maiores informações acerca do processo de torneamento de materiais endurecidos, principalmente no tocante à operação de torneamento interno que é pouco conhecido quando avaliada sob todos os aspectos propostos neste estudo. Adicionado a isto, este trabalho tem como elemento individualizador, pelo menos em nível de Brasil — também não foi encontrada nenhuma referência internacional — o fato do mesmo ter sido realizado diretamente em uma linha de produção, de uma unidade fabril e cujos resultados vão de encontro às necessidades de tantas indústrias que, no momento estão investindo em máquinas-ferramentas com o intuito de substituir o processo de retificação cilíndrica pelo processo de torneamento, na usinagem de materiais endurecidos.

Acredita-se, portanto, haver uma contribuindo não só para a comunidade acadêmica mas também para a comunidade industrial.

Para atingir os objetivos propostos, buscou-se uma parceria entre o Departamento de Engenharia de Fabricação da Faculdade de Engenharia Mecânica da UNICAMP e a Indústria EATON Ltda. — Divisão de transmissões médias, situada na cidade de Valinhos-SP — no sentido de que o trabalho de pesquisa fosse desenvolvido em suas unidades. Assim, o trabalho foi realizado conforme os objetivos gerais, utilizando um centro de torneamento vertical projetado especialmente para o processo de torneamento de materiais endurecidos; foram utilizadas como corpo-de-prova, engrenagens de terceira velocidade do sistema de transmissões empregadas em carros utilitários; o estudo foi estendido — em alguns aspectos da textura e integridade superficial — ao processo de retificação, já empregado na linha de produção para a usinagem destas engrenagens, sendo que não houve o interesse em otimizar este processo e sim, compará-lo com o torneamento. Assim, na intenção de por em evidência de maneira a mais didática possível, este trabalho fica dividido em cinco capítulos, da seguinte forma:

➤ Capítulo 1 - Introdução

➤ Capítulo 2 – Revisão bibliográfica

Neste capítulo faz-se uma revisão bibliográfica acerca do torneamento de materiais endurecidos procurando não se deter em conceitos básicos e sim, nos resultados apresentados por diversos pesquisadores.

➤ Capítulo 3 – Procedimento experimental

Aqui, procura-se descrever, também almejando não se deter à descrição de pormenores, a metodologia empregada para se atingir os objetivos propostos. Isto porque muitas das etapas que compõem o procedimento experimental já são por demais conhecidas.

➤ Capítulo 4 – Resultados e discussões

Neste capítulo são expostos os resultados obtidos. Na primeira parte são mostrados resultados levantados para o processo de retificação. Em seguida são expostos os resultados obtidos quanto ao acabamento da peça usinada — avaliando alguns parâmetros de rugosidade — e o comportamento da vida da ferramenta. Seguindo a exposição dos resultados, tem-se os erros de circularidade e cilindridade e, finalmente, a análise de alguns aspectos da integridade superficial — transformação da microestrutura e níveis de tensão residual. É importante citar que não é intuito deste trabalho discutir os resultados referentes ao processo de retificação e sim, de tê-los como um referencial para melhor analisar a viabilidade do processo de torneamento de materiais endurecidos.

➤ Capítulo 5 — Conclusões e sugestões para trabalhos futuros

Finalmente, aqui, são apresentadas as principais conclusões às quais foram possíveis chegar com a realização deste trabalho, além de se fazer algumas

sugestões que certamente irão contribuir para que outros pesquisadores realizem um trabalho que venha, ainda mais, contribuir para o esclarecimento acerca do processo de torneamento de materiais endurecidos.

➤ Referência bibliográfica

A referência bibliográfica é composta de duas partes: na primeira são referenciadas todas aquelas fontes citadas no trabalho. A segunda, por sua vez, contém aquelas referências que, embora não tenham sido citadas ao longo do trabalho, foram fontes que contribuíram, não só para uma melhor compreensão do assunto mas, também, como fontes de inspiração para melhor realização deste trabalho.

CAPÍTULO 2

Revisão Bibliográfica

Torneamento de materiais endurecidos

2.1 Introdução

O novo processo de manufatura, conhecido como torneamento de materiais endurecidos, tem causado estrépito junto ao meio industrial, em razão da sua capacidade em reduzir os custos de produção e agilizar a produtividade. Este processo é definido por **Matsumoto e Diniz (1998)** como sendo o torneamento com ferramentas monocortantes de materiais com dureza superior a 55 HRc— este valor de dureza tomado como referencial é bastante variável na definição de outros pesquisadores. **Vasilash (2000)** e **Davies et. al.(1996)**, por exemplo, citam 45 e 58 HRc, respectivamente. Segundo **Ko, Kim e Chung (1999)**, a diferença básica entre este processo e o torneamento convencional consiste essencialmente na dureza da peça a ser usinada e na ferramenta — material e geometria — de corte empregada. Além disto, os parâmetros de corte são completamente diferentes daqueles empregados no torneamento convencional, é o que afirmam **Tönshoff, Kaestner e Spintin (1992)**. **Andrae (2000)** cita que a profundidade de corte (a_p) e a taxa de avanço (f_n) são baixas e que a ferramenta de corte empregada deve ter um raio de ponta da ferramenta(r_e) grande.

Segundo **Ko, Kim e Chung (1999)**, de uma maneira geral, os materiais para elementos mecânicos necessitam de tratamento térmico com o intuito de melhorar suas propriedades mecânicas como, por exemplo, a resistência à fadiga e ao desgaste. Alguns materiais devem ser usinados, quando temperados, a fim de garantir que a peça obtida apresente certas qualidades tais como um bom acabamento superficial, com baixa rugosidade, além de uma boa precisão dimensional e de forma.

Os chamados “materiais convencionais para ferramentas de corte” tais como o aço rápido e o metal duro, são inadequados à usinagem de materiais endurecidos, pois a ferramenta apresenta uma baixa vida de corte e, em função disso, o processo de retificação sempre foi empregado para a operação de acabamento.

A Figura 2.1 mostra, esquematicamente, as etapas a serem cumpridas quando da usinagem de uma peça tratada termicamente — dureza superior a 55 HRc — pelos processos de retificação e torneamento.

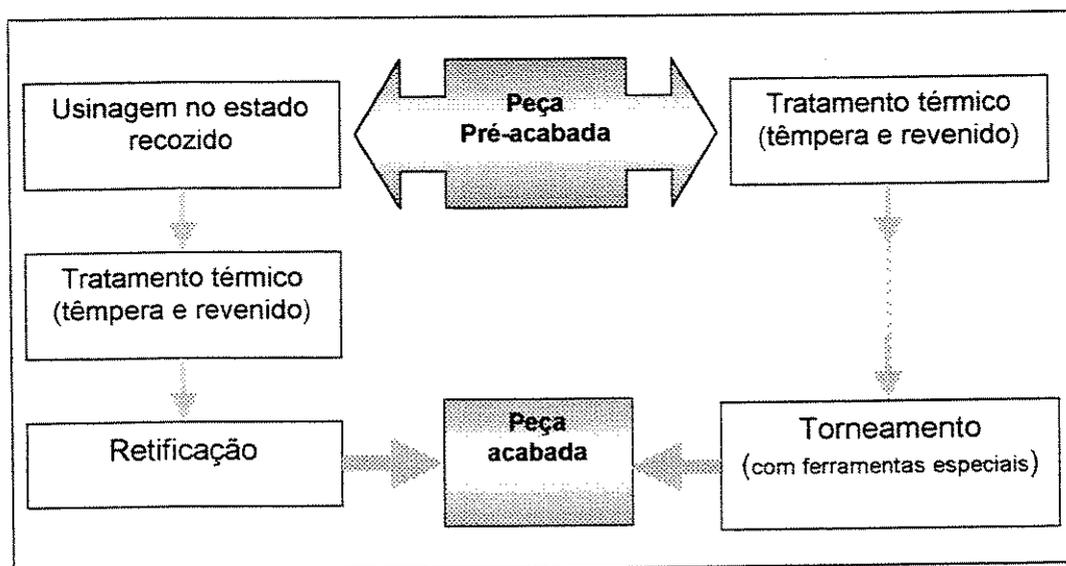


Figura 2.1 – Sequência de etapas a serem executadas para a usinagem de peças tratadas termicamente empregando processos de retificação e torneamento.

Observa-se que o processo de torneamento de materiais endurecidos requer um menor número de operações — com a economia de energia e tempo de usinagem — quando comparado ao processo de retificação, pois nesta operação — retificação — a peça na condição recozida é usinada, de modo a obter uma geometria próxima à desejada. Em seguida, a mesma passa por um tratamento térmico para atingir a dureza desejada e, finalmente, poder ser usinada através do processo de retificação e se obter as dimensões dentro de tolerâncias definidas em projeto — **Abrão e Aspinwall (1995)**.

Segundo **Wick (1988)**, **König Klinger e Link, (1990)**, **Matsumoto e Diniz, (1998)**, as principais vantagens do processo de torneamento de materiais endurecidos, sobre o processo de retificação, incluem: baixo custo de produção; maior produtividade e flexibilidade e a eliminação do fluido de corte. Os trabalhos realizados por **Naikai, Nakatani, Tomika e Goto, (1991)** e **Tönshoff, Blawit e Schmidt, (1996)** evidenciam os benefícios ambientais que se tem alcançado — devido à eliminação de fluidos de corte e uma redução significativa do desperdício industrial — com o processo de torneamento, destacando sua superioridade quando comparado ao processo de retificação.

2.2 Ferramentas de corte

O emprego do processo de torneamento de materiais endurecidos, como uma alternativa viável à substituição do processo de retificação, nas operações de acabamento, tornou-se possível já há alguns anos — **König, Komanduri, Tönshoff e Ackerschott, (1984)**, **Matsumoto, Brash e Liu, (1986)**, **Nakai, Nakatani, Tomika, e Goto, (1991)**. Uma das principais razões para esta mudança foi o desenvolvimento de novos materiais para a ferramenta de corte, é o que afirma **Abrão, Aspinwall, Wise, (1996)**, **König, Klinger, Link, (1990)**. Segundo **König, Komanduri, Tönshoff e Ackerschott, (1984)**, estas ferramentas devem apresentar certas características indispensáveis na obtenção da qualidade e da produtividade. A Figura 2.2 mostra algumas destas propriedades.

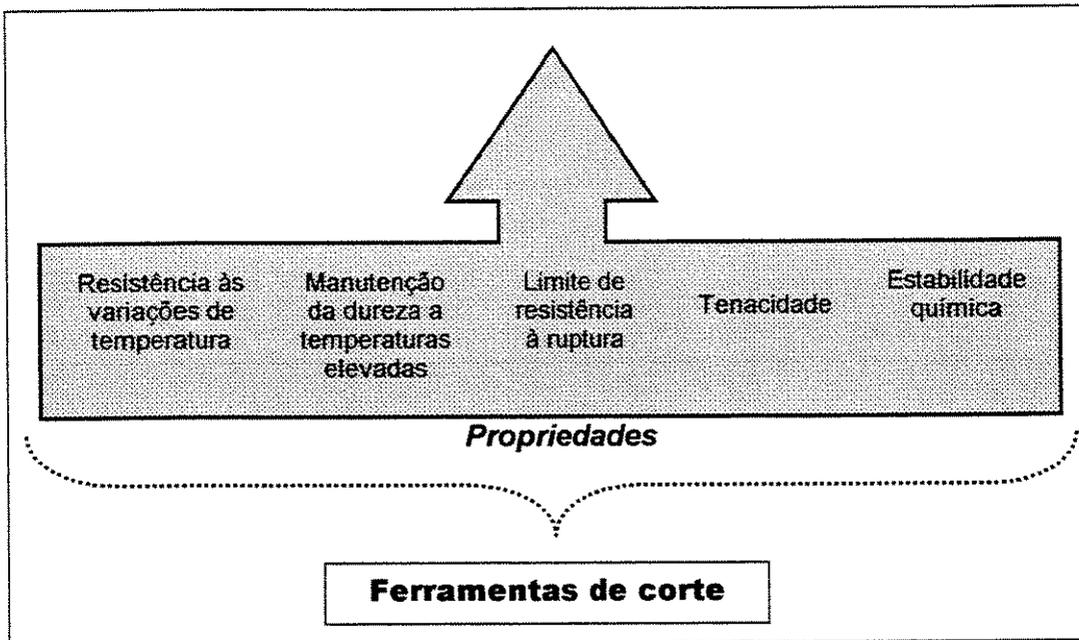


Figura 2.2 – Representação esquemática das principais propriedades apresentadas pelas ferramentas-de-corte empregadas no processo de torneamento de materiais endurecidos.

Dentre as opções de materiais para ferramentas de corte, cujas propriedades mais se aproximam das expostas na Figura 2.2 e que, portanto, atendem às expectativas na usinagem de materiais com dureza superior a 50HRC, destacam-se o nitreto cúbico de boro (CBN) e a cerâmica. Materiais como o diamante policristalino e o metal duro, embora apresentem algumas das propriedades descritas acima, não são empregados pois: o primeiro, quando em contato com o aço a temperaturas superiores a 800 °C apresenta elevada afinidade química com o ferro. O segundo, por sua vez, não apresenta dureza suficiente capaz de resistir a usinagem de materiais tratados termicamente.

2.2.1 Ferramentas de Nitreto Cúbico de Boro (CBN)

2.2.1.1 Generalidades

O nitreto cúbico de boro (CBN) é um material sintético cuja dureza só é superada pelo diamante. Uma ferramenta de CBN, em primeira análise, é formada por uma plaqueta deste material, soldada em um inserto de metal duro. Esta plaqueta, por sua vez, é obtida pelo processo de sinterização dos grãos de CBN, podendo ter como material aglomerante, a cerâmica, o metal duro ou até mesmo, um metal comum.

Abrão e Aspinwall (1995), citam a capacidade que o CBN tem de manter sua dureza, mesmo quando sujeito a elevadas temperaturas e sua baixa solubilidade no ferro, como sendo suas principais características.

As ferramentas de CBN são utilizadas na usinagem de diversos materiais, destacando-se aqueles com dureza superior a 45 HRc. Na operação de usinagem denominada “torneamento de materiais endurecidos”, que procura substituir o processo de retificação, empregam-se estas ferramentas. Em outras operações como fresamento e madrilamento, o CBN é uma opção àquelas ferramentas de material cerâmico, afirma **Diniz, Marcondes e Coppini(2000)**.

Segundo **Abrão e Aspinwall (1995)**, as ferramentas de nitreto cúbico de boro (CBN) são preferencialmente empregadas na usinagem de corte interrompido — quando comparados às ferramentas cerâmicas — uma vez que esse tipo de ferramenta apresenta alta ductilidade.

Na Figura 3.1 é possível comparar o rendimento obtido através do processo de torneamento — utilizando insertos de CBN — com o processo de retificação. Percebe-se que os cinco tornos, empregados para a primeira operação, foram capazes de produzir a mesma quantidade obtida quando da utilização de dez máquinas retificadoras.

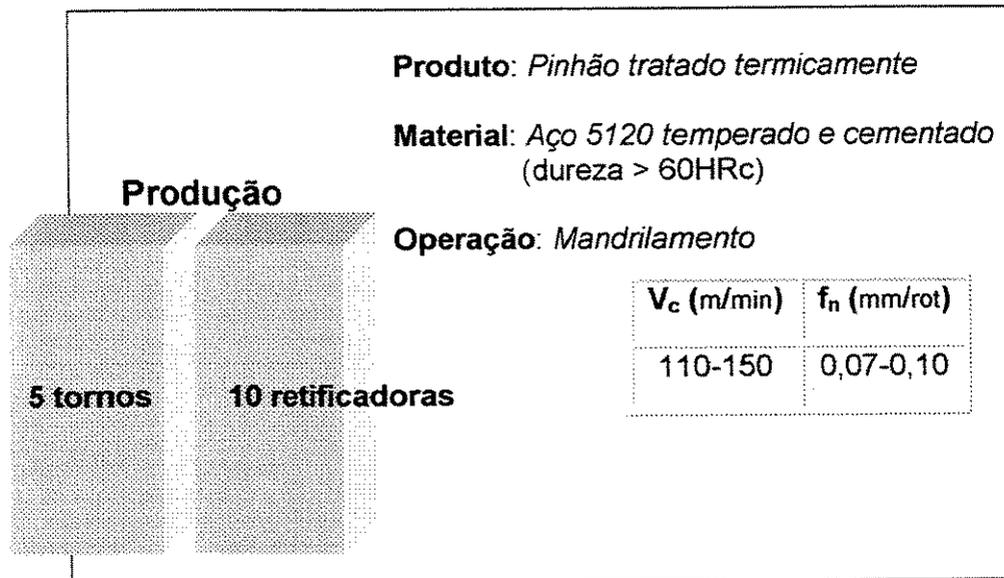


Figura 2.3 – Comparação entre o rendimento obtido pelos processos de retificação e torneamento de materiais endurecidos empregando inserto de CBN — os parâmetros de corte, para a operação de retificação, não foram fornecidos pela fonte) (Adaptada de **Diniz, Marcondes e Coppini, 2000**).

2.2.2 Ferramentas cerâmicas

2.2.2.1 Generalidades

Novaski (1997), cita que dentre todas as vantagens apresentadas pela cerâmica, como material para ferramenta de corte, destacam-se: grande resistência a temperaturas elevadas, alta resistência ao desgaste e elevada estabilidade química, evitando, assim, o fenômeno da difusão. Contudo, a pequena capacidade de resistir às mudanças de temperatura, associada à baixa tenacidade, são características indesejáveis apresentadas pelos insertos de cerâmica. Segundo **Diniz, Marcondes e Coppini (2000)**, esta baixa tenacidade é a principal razão porque o material cerâmico não foi, há mais tempo, empregado como ferramenta de corte. O autores lembram ainda que, na última década tem-se investido na busca de melhorias desta propriedade dos materiais cerâmicos, com bons resultados.

As ferramentas de cerâmica, à base de alumina reforçada com carbeto de titânio ($\text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiC}$), são apropriadas para a usinagem de ligas ferrosas, especialmente para operações de usinagem em corte contínuo, citam **Abrão e Aspinwall (1995)**.

A fim de compensar a baixa tenacidade, os inserts cerâmicos apresentam, além da geometria negativa, um chanfro na sua superfície de saída (Figura 2.4).

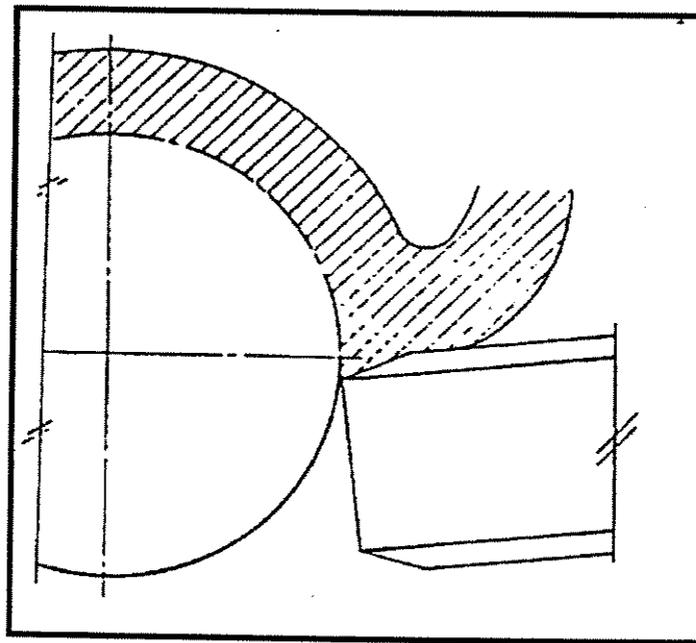


Figura 2.4 – Representação esquemática do chanfro protetor nos inserts cerâmicos (**Novaski,1997**).

Na Figura 2.5, **Diniz, Marcondes e Coppini (2000)** exemplificam o emprego do CBN, como ferramenta de corte, em operações de usinagem — torneamento e mandrilamento, comparando seu desempenho ao do material cerâmico.

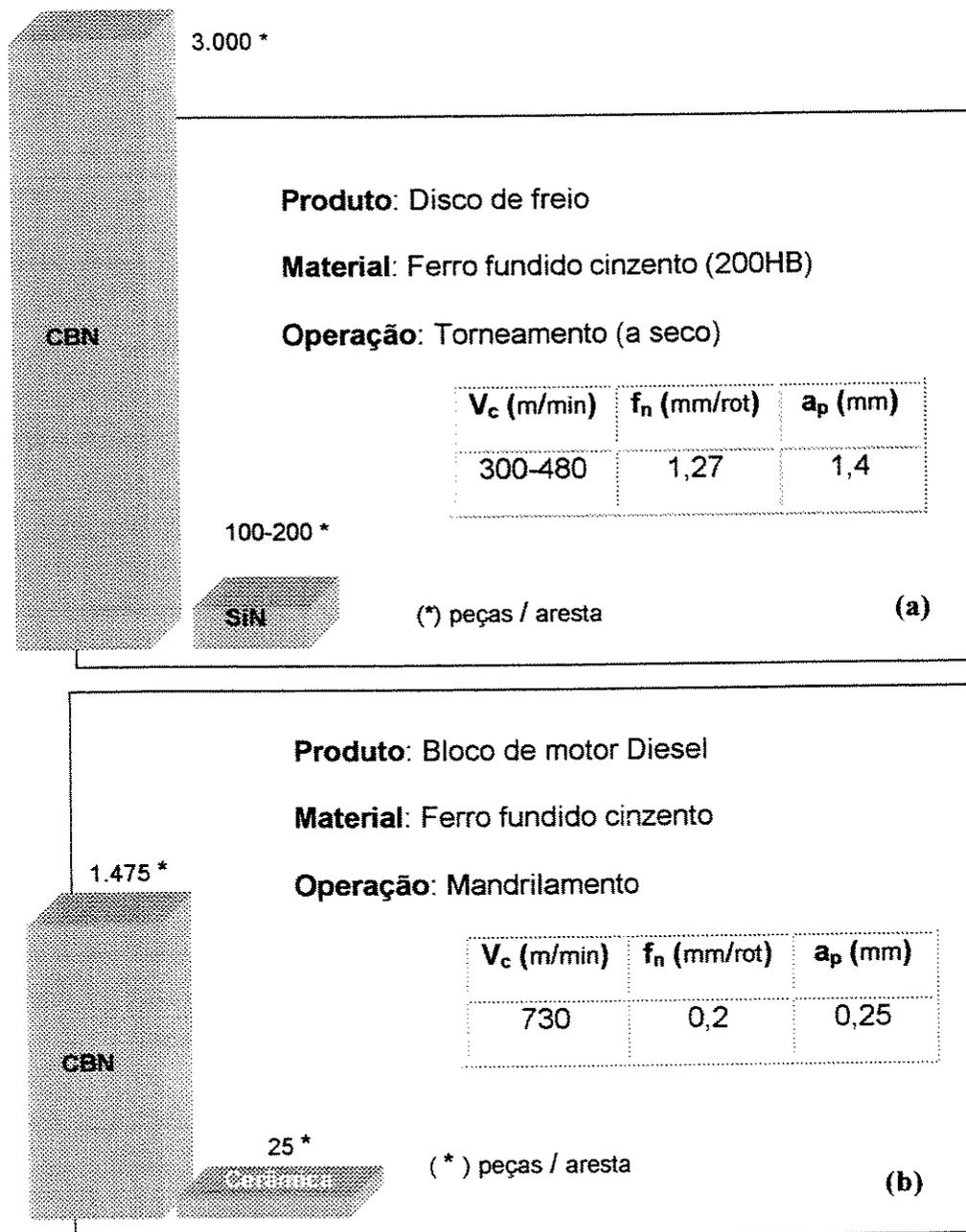


Figura 2.5 – Desempenho do inserto de CBN comparado ao de cerâmica. (a) Torneamento. (b) Mandrilamento — não foi fornecido pela fonte, o tipo de cerâmica empregada no exemplo b.) (Adaptada de Diniz, Marcondes e Coppini, 2000).

2.3 Máquina-ferramenta

O torneamento de materiais endurecidos se caracteriza basicamente por envolver grandes esforços de corte, apesar do sobremetal ser reduzido. Este fato induz a uma tendência ao desgaste prematuro da ferramenta de corte — podendo induzir aos erros dimensionais e aos de forma da superfície usinada — além de uma pré-disposição para que ocorram vibrações no conjunto ferramenta-peça, principalmente quando se trata da operação de usinagem com corte interrompido. Neste caso, em especial, são necessárias que as fixações, tanto axial quanto radial, da peça à placa sejam bastante rígidas. Segundo **Matsumoto e Diniz (1998)**, estes elevados esforços de corte provocam deformações elásticas no conjunto máquina-ferramenta-peça.

Como o processo de torneamento de materiais endurecidos é empregado em operações de acabamento, a máquina-ferramenta utilizada deve apresentar algumas características, tais como: permitir o escoamento do cavaco de maneira a não reduzir a qualidade da superfície usinada; possuir um sistema de arrefecimento que permita alcançar a estabilidade térmica rapidamente; possibilitar que as forças de fixação sejam controladas e que a distribuição de força seja simétrica, de modo que a máquina apresente alta rigidez estática e dinâmica — *N.N*; Catálogo **EMAG (2000)**. **Matsumoto e Diniz (1998)** citam que, a utilização de mancais e guias de deslizamento hidrostáticos é um recurso capaz de aumentar a precisão das máquinas-ferramenta utilizadas no processo de torneamento.

Um sistema de estabilização térmica é de especial importância devido à crescente demanda por alta precisão, sendo ainda mais crítico quando se trata de processos de usinagem a seco e em materiais com elevada dureza. A Figura 2.6 exemplifica algumas das características descritas acima — *N.N*; Catálogo **EMAG (2000)**.

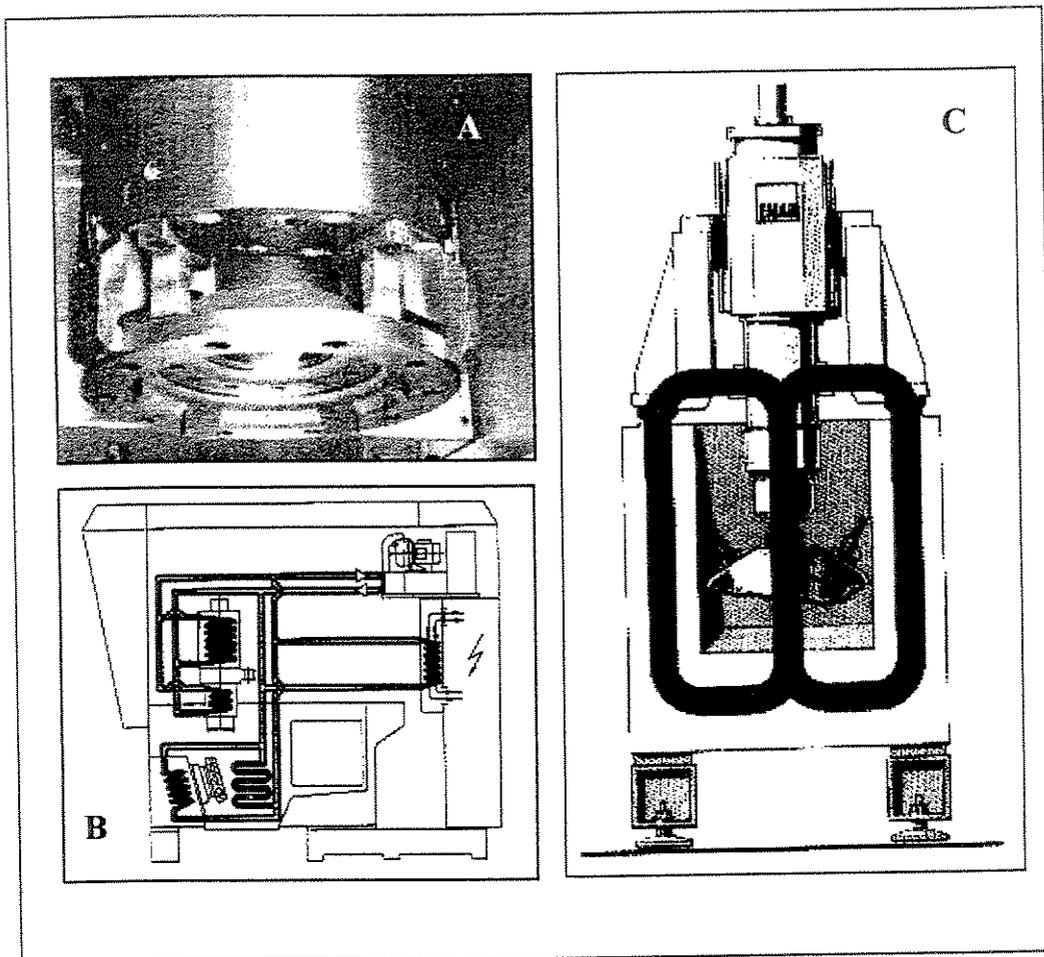


Figura 2.6 – (a) Sistema de fixação radial e axial. (b) Sistema de refrigeração. (c) Representação esquemática da distribuição de forças.

2.4 Forças de corte na usinagem

A Figura 2.7 mostra as condições geométricas típicas do processo de torneamento de materiais endurecidos, além das componentes da força de usinagem — Força de corte (F_c), Força de avanço (F_f) e a Força passiva (F_p). Andrae (2000) cita que as forças de usinagem geradas, quando usinando — por torneamento — materiais de elevada dureza, diferem daquelas produzidas durante a usinagem de materiais de dureza inferior, destacando que a força passiva (F_p) parece ser maior. Estas forças de corte, segundo Tönshoff, Wobker e Brandt (1994), são os principais critérios usados para descrever os mecanismos de atrito e desgaste.

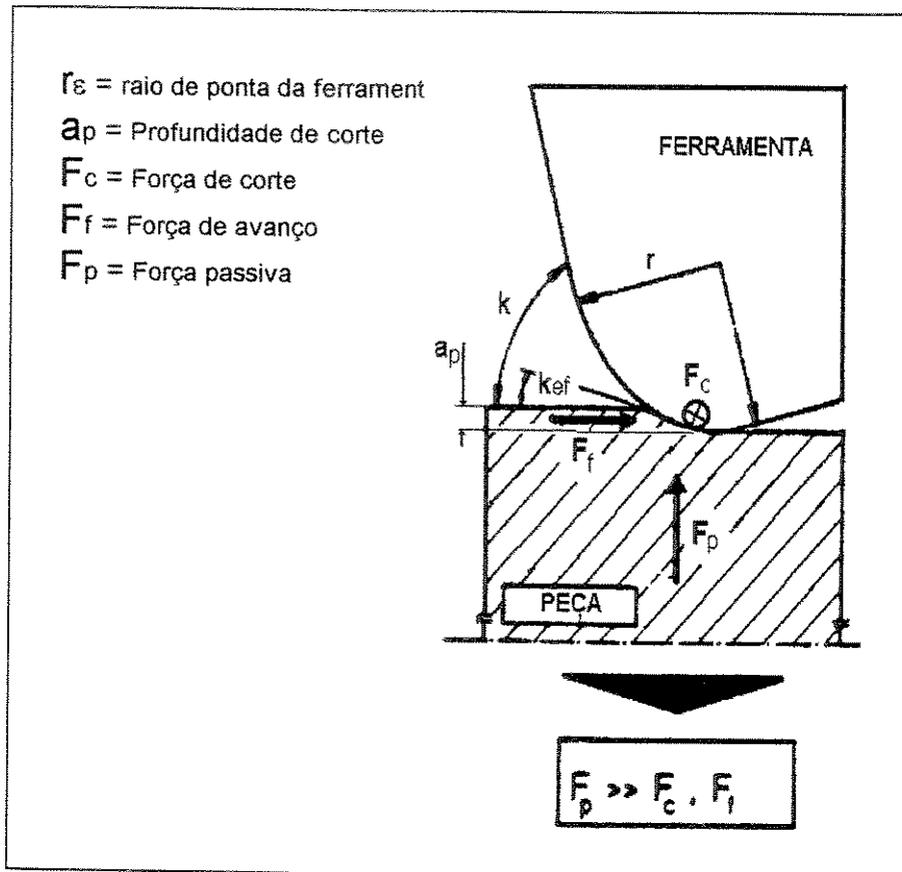


Figura 2.7 – Representação esquemática das condições geométricas no processo de torneamento de materiais duros.

As forças de usinagem, geradas no processo de torneamento de materiais endurecidos, têm sido tema de estudo de vários pesquisadores, desde que este processo ganhou notoriedade mostrando ser capaz de substituir o processo de retificação na usinagem de materiais endurecidos e alcançar uma redução significativa no tempo e custo de produção.

A influência da velocidade de corte e do desgaste de flanco nas forças de usinagem, quando usinando a liga metálica 16MnCr5 pelo processo de torneamento, e, utilizando ferramenta de material cerâmico (Al_2O_3/TiC) foi pesquisada por **Tönshoff, Wobker e Brandt (1994)** e é mostrada na Figura 2.8.

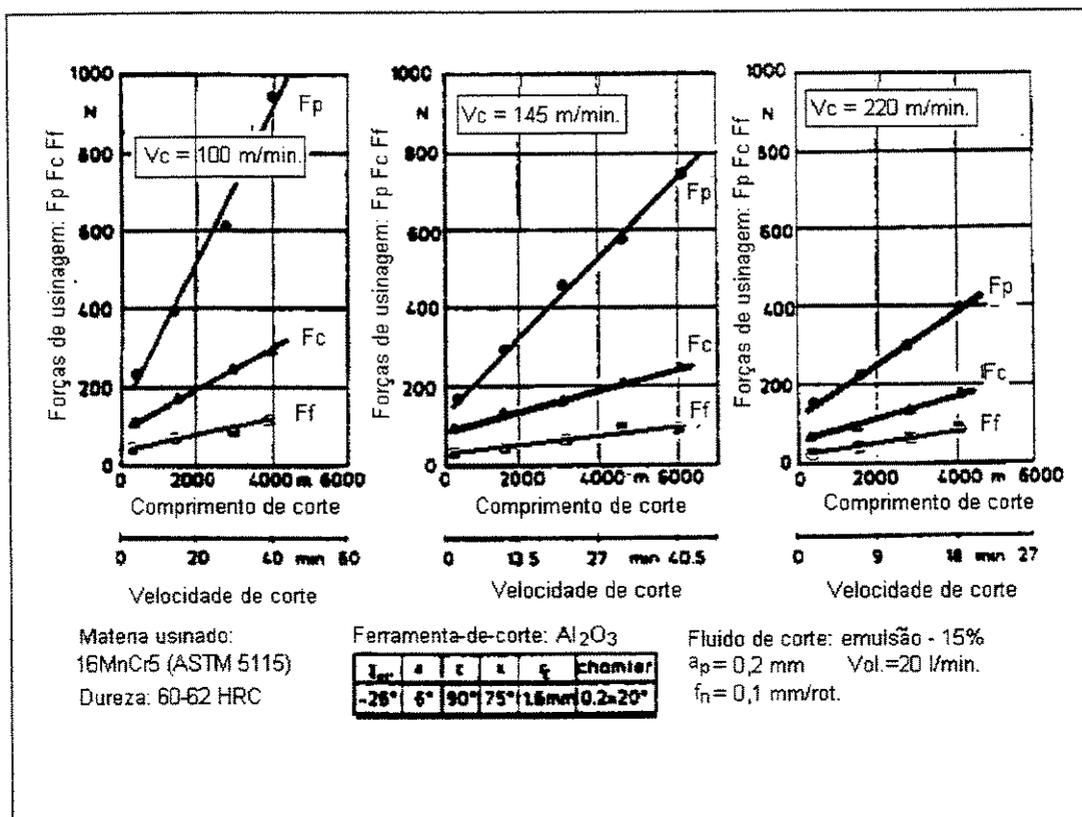


Figura 2.8 – Componentes da força de usinagem em função do comprimento e tempo de usinagem para diferentes valores de velocidade de corte.

Segundo os pesquisadores citados acima, o ângulo de saída da ferramenta (γ_0) negativo e de elevado valor, é o principal fator que contribui para o aumento da força passiva (F_p).

Hong (1990), cita que o desgaste de flanco aumenta proporcionalmente ao tempo de usinagem e, como consequência, ocorreu o aumento das forças de usinagem. König, Iding e Link (1989), por sua vez, afirmam que altas velocidades de corte proporcionam maior energia ao processo de usinagem, e, quanto maior a quantidade de energia dissipada, maior é a temperatura na área de contato ferramenta-peça. Baseado nestas afirmações, Tönshoff, Wobker e Brandt (1994) explicam os resultados mostrados na Figura 2.8, citando que, em função deste calor gerado, na região de corte, o material na zona de cisalhamento primária pode sofrer

uma redução no valor de dureza e, como consequência, são geradas menores forças de corte durante a usinagem.

Em pesquisa realizada por **Abrão, Aspinwall e Wise (1996)**, quando usinando o aço AISI E52100 (62 HRC) os mesmos perceberam que as componentes da força de usinagem sofreram uma ligeira redução com o aumento da velocidade de corte. A componente radial — força passiva — quando comparada à componente tangencial — força de corte — mostrou-se maior na operação de acabamento enquanto que, na operação de desbaste, ocorreu o oposto (Figura 2.9).

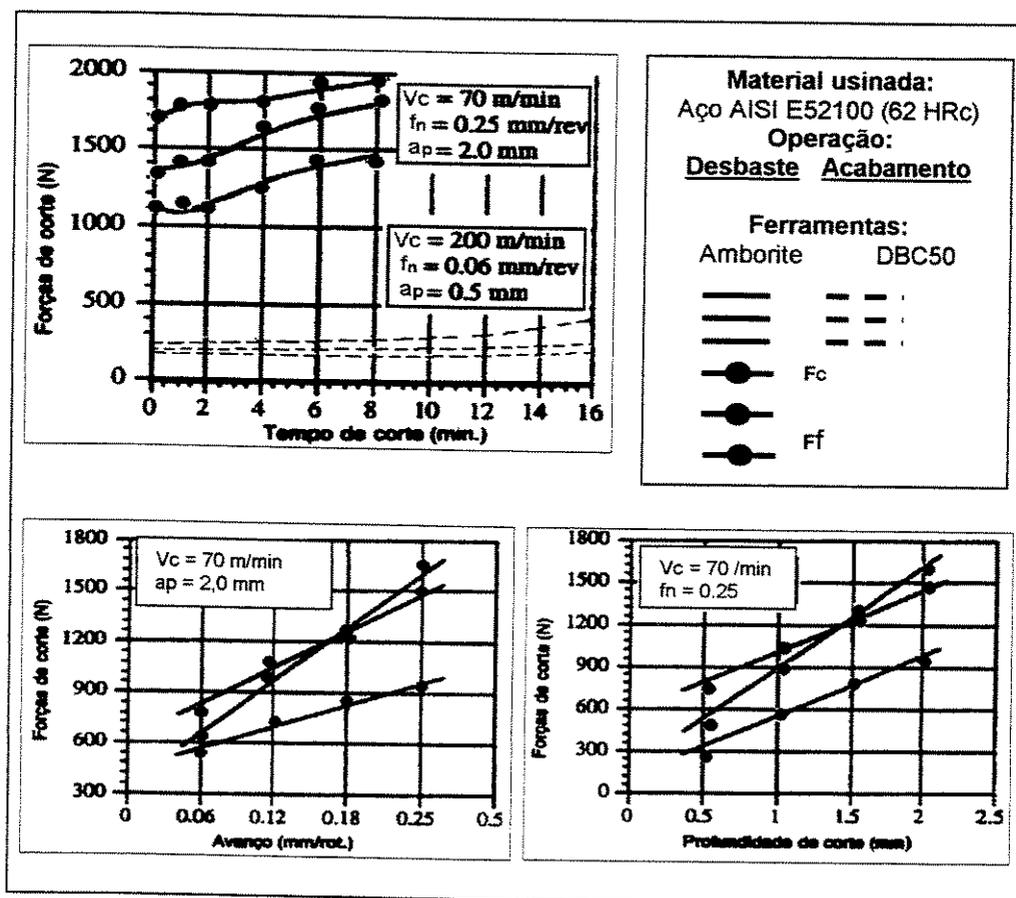


Figura 2.9 – Variação das componentes da força de usinagem em função do desgaste da ferramenta, do avanço e da profundidade de corte (adaptado de **Abrão, Aspinwall e Wise, 1996**).

A Figura 10 mostra a variação das componentes da força de usinagem quando usinando o aço AISI 52100 (62 HRC) em operação de acabamento empregando ferramentas de corte de três tipos de materiais.

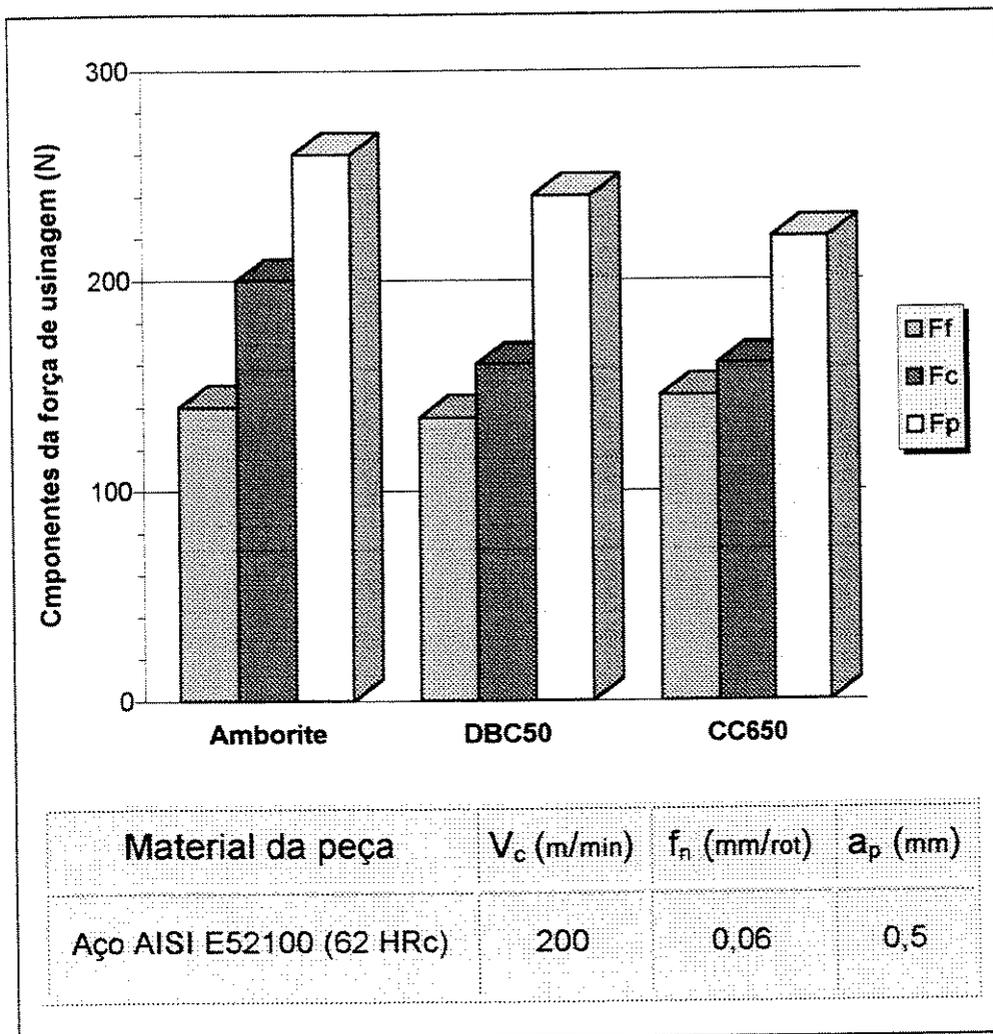


Figura 2.10 – Variação das componentes da força de usinagem para três tipos de materiais de ferramenta-de-corte (adaptado de **Abrão, Aspinwall e Wise, 1996**).

Segundo **Andrae (1998)**, a relação entre as forças de corte (F_c) e passiva (F_p) não é similar ao torneamento convencional pois, com o aumento do comprimento de corte, o que leva a um aumento do desgaste de flanco, observa-se um aumento significativo na força passiva F_p , explica o pesquisador (Figura 2.11).

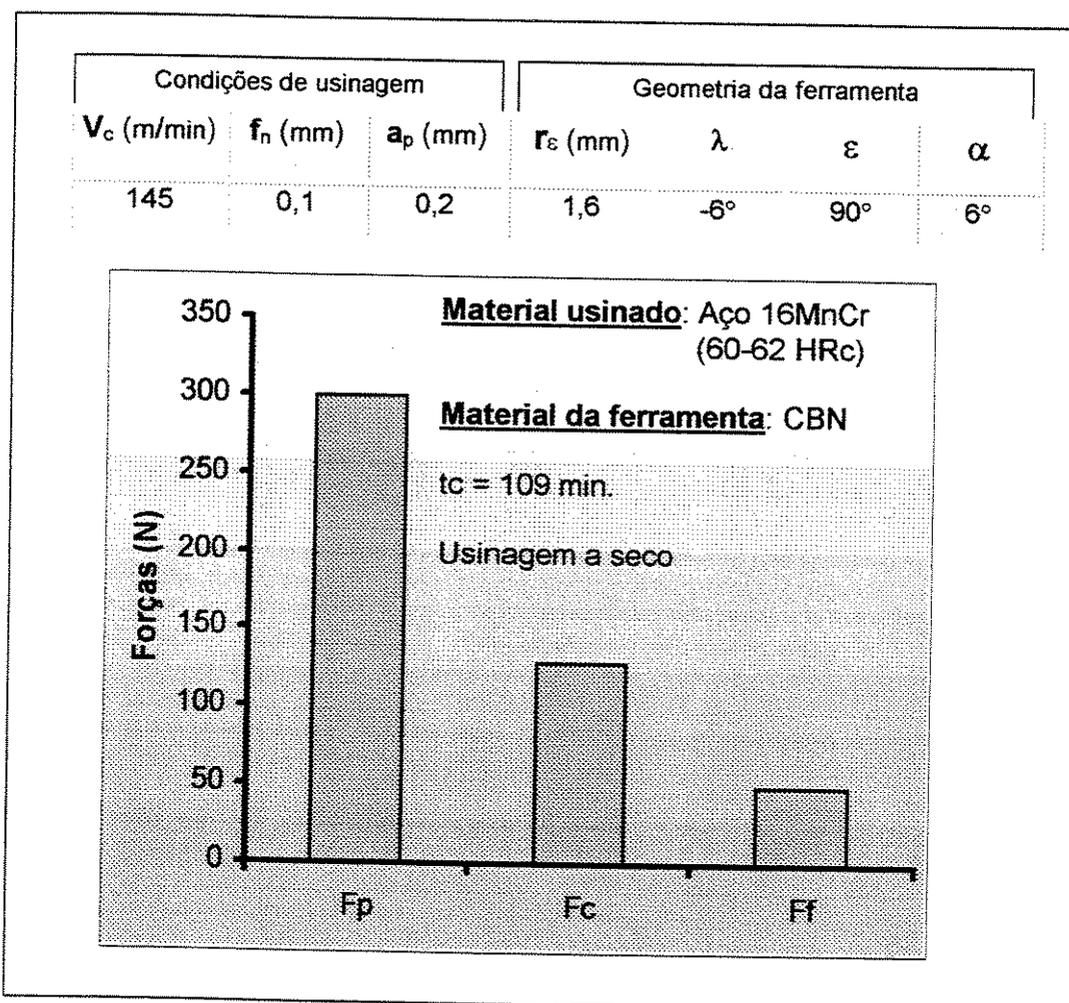


Figura 2.11 – Variação das componentes da força de usinagem quando usando uma liga metálica de elevada dureza com insertos de CBN e sem refrigeração (adaptada de **Andrae, 1998**).

2.5 Mecanismo de formação do cavaco

Durante a usinagem — por torneamento — de materiais endurecidos, o cavaco gerado apresenta um perfil cuja forma é irregular — essa irregularidade é proporcional à espessura do cavaco. O mecanismo de formação deste cavaco tem sido um dos temas mais pesquisados, concernentes ao processo de torneamento de materiais endurecidos. Para um estudo mais detalhado acerca do assunto, pode-se consultar as seguintes referências: **Shaw e Vyas, (1993)**; **König, Klinger e Link,**

(1990); Nakayama, Arai e Kanda, (1988); Hodgson, Trendler e Micheletti, (1981).

De forma resumida pode-se explicar a formação deste tipo de cavaco partindo-se do fato de que a peça usinada concentra elevadas tensões de compressão — provocada pelo ângulo negativo da ferramenta — que induz o aparecimento de trincas que se propagam em direção à ponta da ferramenta, a partir da superfície livre. Dessa forma há a liberação da energia armazenada, além da geração de uma superfície, sobre a qual o segmento de material desliza, concluindo, assim, um ciclo que se repete dando origem a diversos segmentos de cavaco que se unem por meio do elevado aquecimento e deformação plástica sofrida por uma pequena quantidade de material destes segmentos. Assim, isto provoca uma pequena soldagem entre estes segmentos, fazendo com que o cavaco seja longo e com um perfil em forma de serrilhado — daí, a denominação “dentes de serra” para a forma do cavaco gerado. A Figura 2.12 mostra — de modo esquemático — as diversas etapas no processo de geração deste tipo de cavaco.

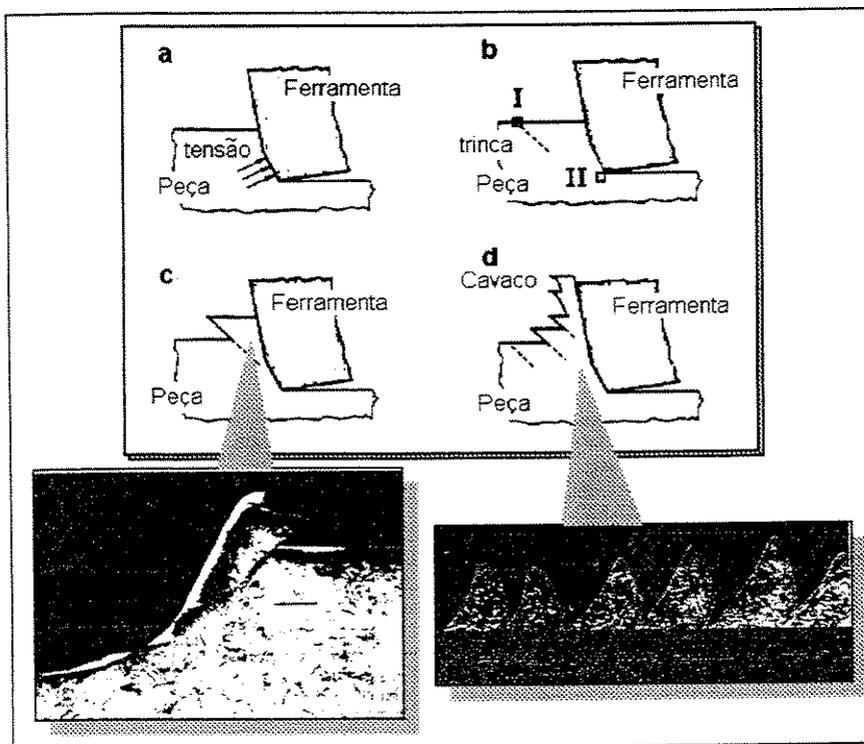


Figura 2.12 – Representação esquemática das etapas do processo de geração do cavaco do tipo “dente de serra” (adaptada de Packeisen e Theisen, 1999; König, Klinger e Link, 1990).

2.6 Desgaste da ferramenta de corte

O desgaste da ferramenta de corte — afirma **Ber e Goldblatt (1989)** — é o principal parâmetro na definição da vida da ferramenta e é acompanhado por alguns efeitos, tais como: acabamento da peça usinada; precisão dimensional; erros de forma e etc.

Ainda, segundo os pesquisadores citados acima, há dois principais grupos de fatores envolvidos no processo de desgaste da ferramenta de corte. O primeiro se refere às condições de corte. O segundo, por sua vez, está relacionado às características físicas e mecânicas da ferramenta. Na Figura 2.13 é possível se observar estes fatores.

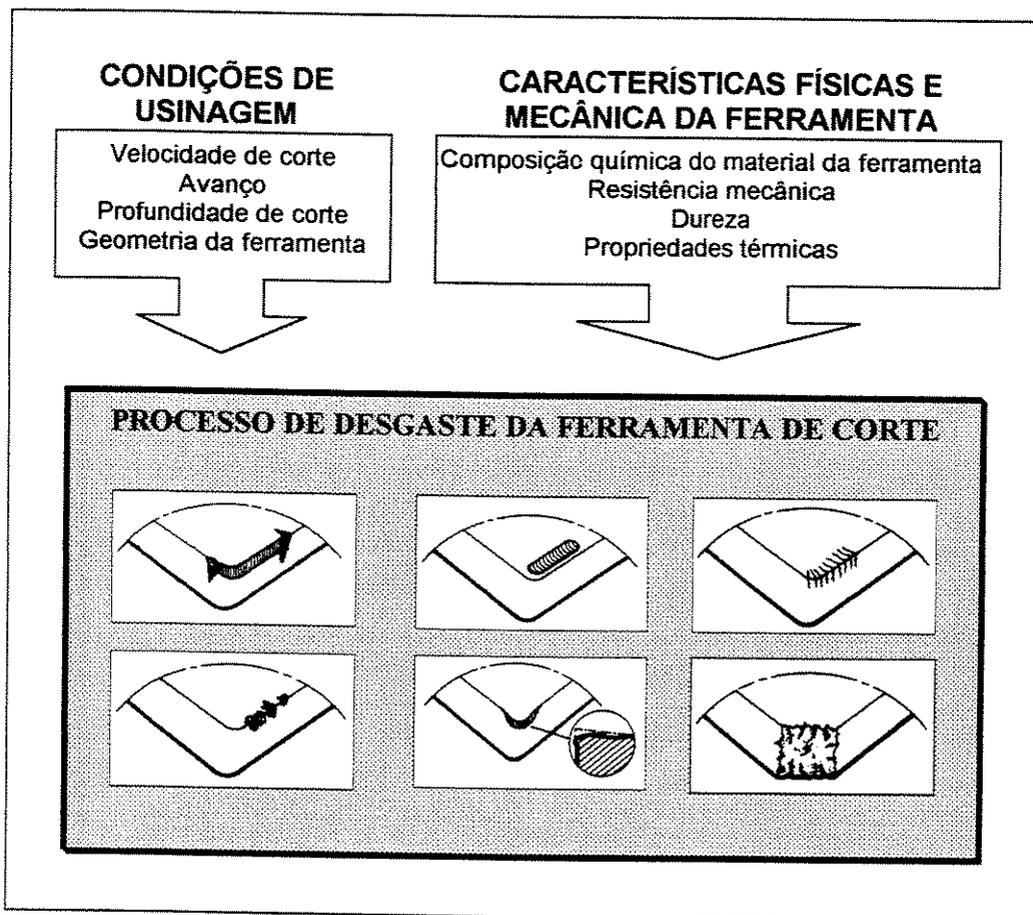


Figura 2.13 – Fatores que influenciam diretamente o mecanismo de desgaste da ferramenta de corte (adaptada da citação de **Ber e Goldblatt, 1989** e de **Diniz, Marcondes e Coppini, 2000**).

Segundo Cho, (1994) — citado por Ko, (1999) — a causa do desgaste das ferramentas de Nitreto Cúbico de Boro (CBN), quando usinando materiais endurecidos, é uma combinação dos efeitos provocados pela abrasão, adesão, difusão e oxidação.

Em diversos trabalhos — Chou e Evans, 1999; Ueda, Huda, Yamada e Nakayama, 1999; Wang e Liu, 1999; Ko, 1999; Ko, Kim e Chung, 1999; Abrão e Aspinwall, 1996; Tönshoff, Wobker e Brandt, 1990; König, Klinger e Link, 1990; Nakayama, Arai e Kanda, 1988 — buscou-se estudar a relação existente entre o desgaste apresentado pela ferramenta de corte e outros fatores como: dureza do material usinado; comprimento de corte; tempo de usinagem; velocidade de corte; o uso ou não de fluido de corte; etc. Além disso, buscou-se estudar os diversos efeitos provocados pelo desgaste da ferramenta na: força de corte; acabamento da peça usinada; temperatura de corte; etc.

2.6.1 Relação entre o desgaste da ferramenta de corte com:

2.6.1.1 Comprimento de corte

Em trabalho realizado por Ueda, Huda, Yamada e Nakayama (1999) percebe-se — Figura 2.14 — que o comprimento do desgaste de flanco aumenta rapidamente no início da usinagem — pequeno comprimento de corte — e que, após o comprimento de corte de 50 m, aproximadamente, o crescimento do desgaste apresentado pela ferramenta já não é tão acentuado. Na análise apresentada pelos pesquisadores citados acima, a velocidade de corte influencia sobremaneira o desgaste de flanco apresentado pela ferramenta de corte, principalmente para elevados valores de comprimentos de corte.

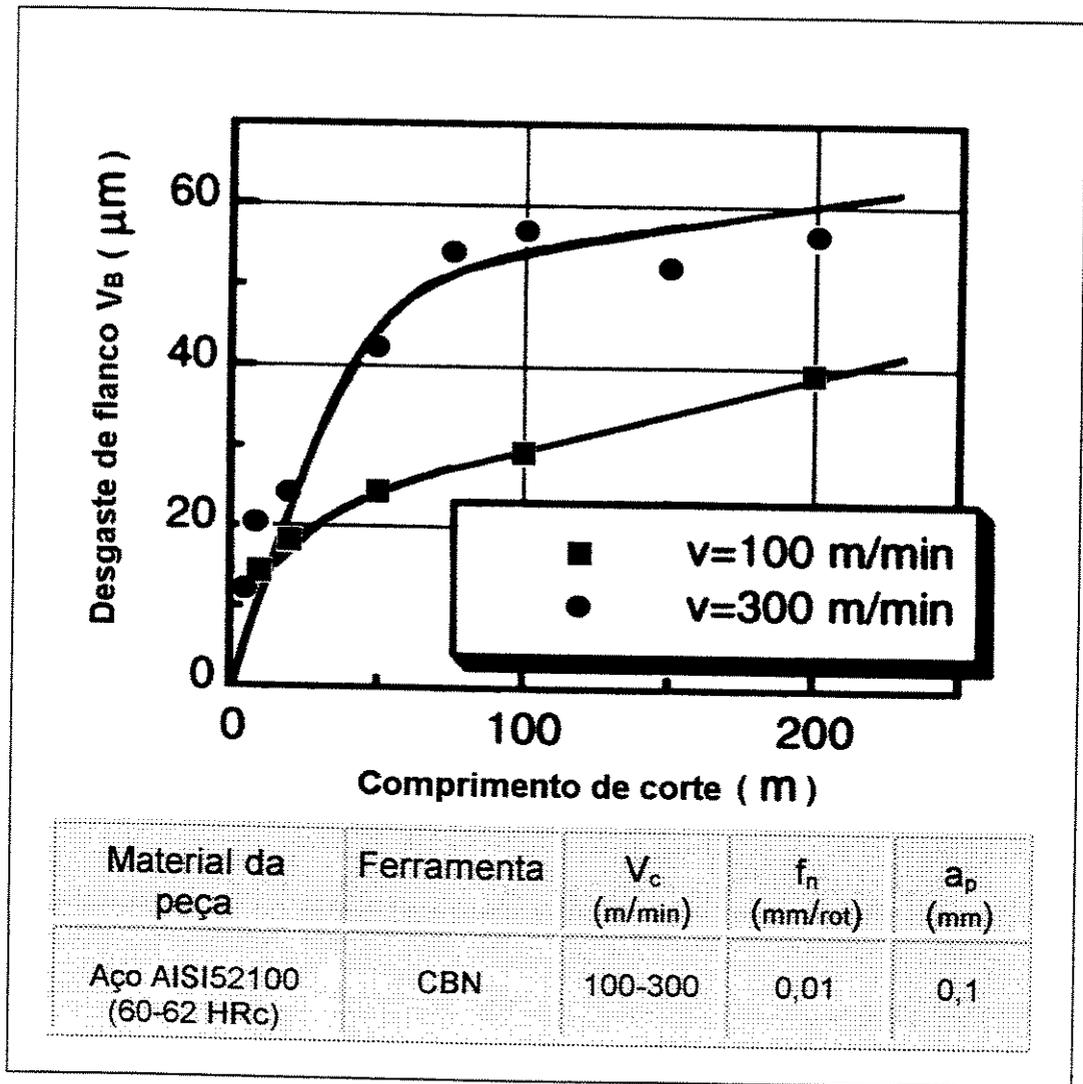


Figura 2.14 – Influência do comprimento de corte no desgaste da ferramenta, quando variando a velocidade (Ueda, Huda, Yamada e Nakayama, 1999).

Ko (1999), por sua vez, mostra a variação do desgaste da ferramenta em função do comprimento de corte, agora, fixando-se a velocidade de corte e variando-se o avanço (f_n) e a profundidade de corte (a_p) — Figura 2.15.

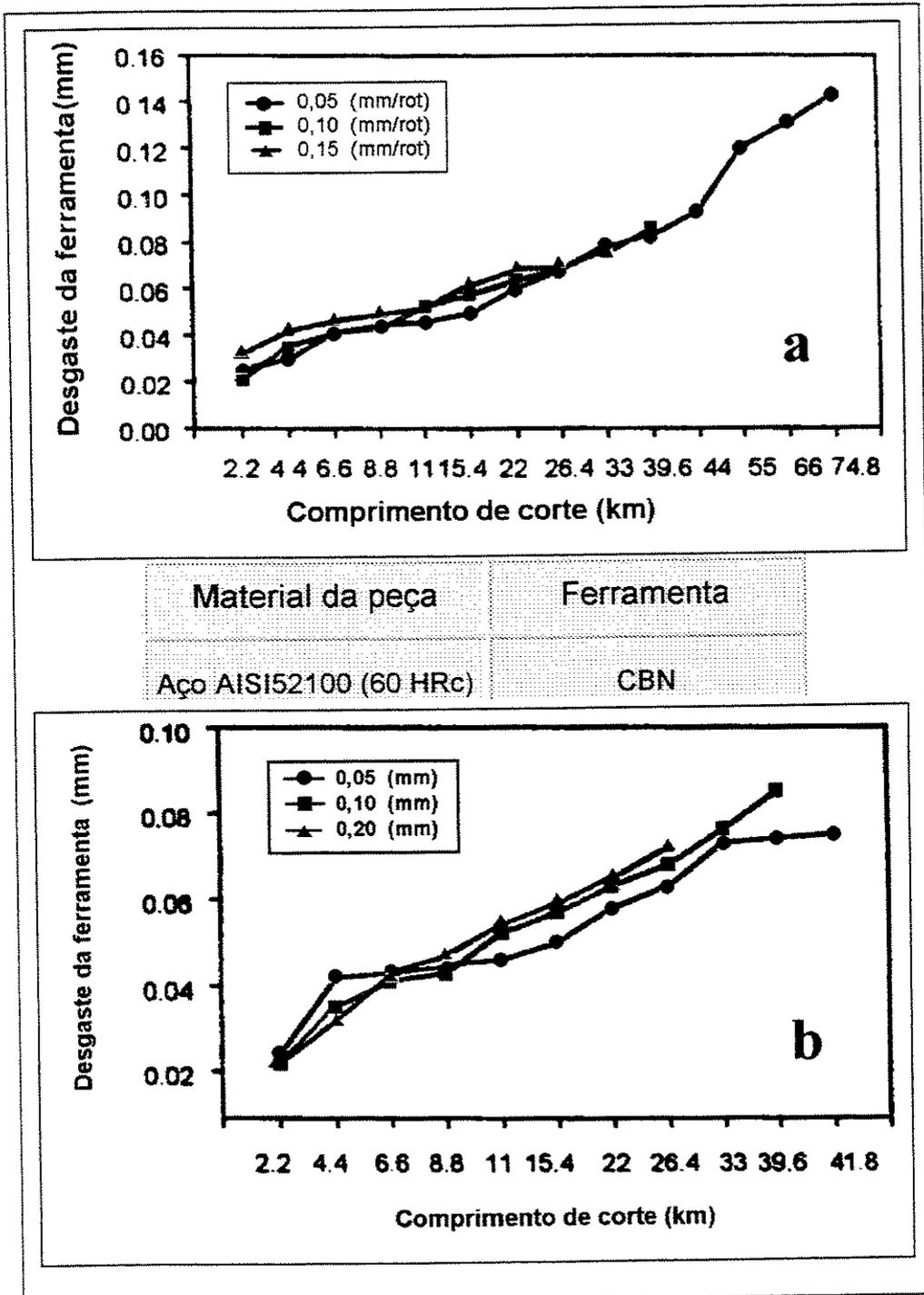


Figura 2.15 – Influência do comprimento de corte no desgaste da ferramenta, quando variando: (a) avanço e (b) profundidade de corte, para a velocidade de corte constante (adaptada de Ko, 1999).

2.6.1.2 Material da ferramenta de corte

Como é sabido, o aumento da velocidade de corte é um dos meios mais eficazes de aumentar a produtividade, mas é também a causa da geração de altas temperaturas na ferramenta de corte — o que leva ao desgaste da mesma. Porém, sabe-se também que, o desgaste da ferramenta poderá variar em função da condutividade térmica do material da mesma. Com esta concepção, **König, Klinger e Link**, (1990) realizaram pesquisas buscando determinar, para uma determinada condição de usinagem e critério de fim de vida da ferramenta, a resistência de determinados materiais para ferramenta de corte. O resultado pode ser observado na Figura 16.

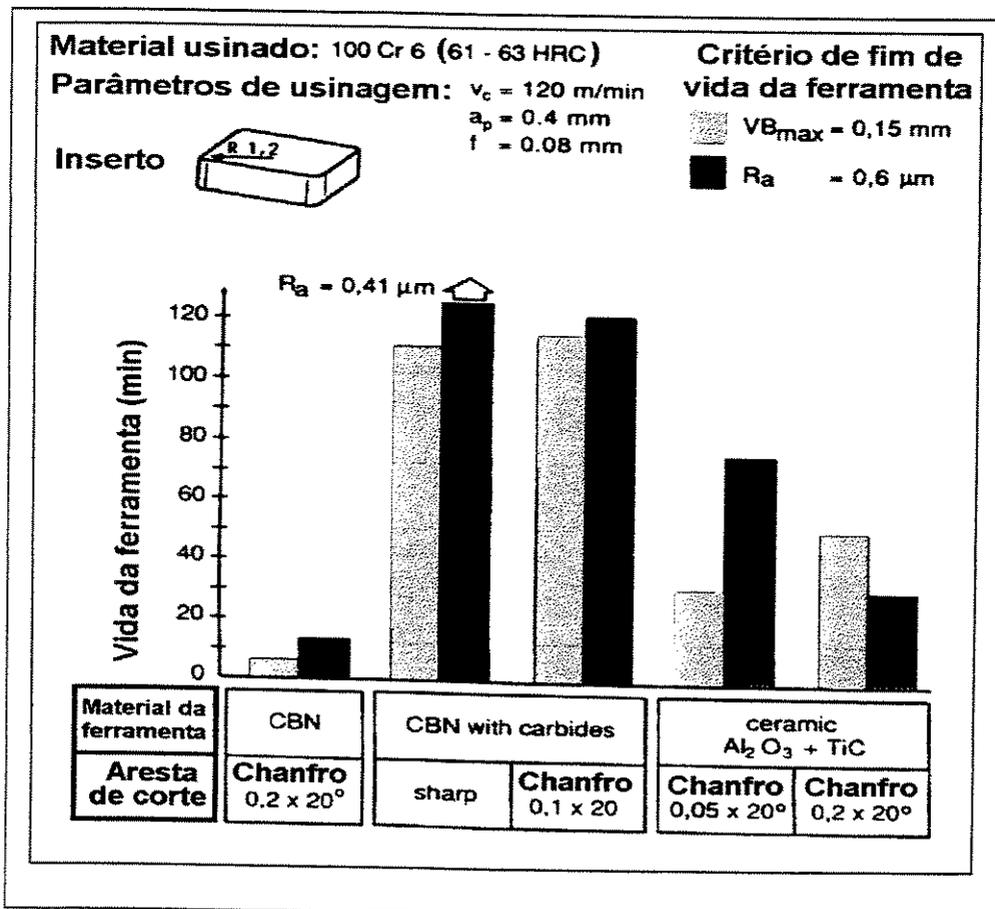


Figura 2.16 – Variação da vida da ferramenta de corte para diferentes materiais empregados na fabricação da mesma (König, Klinger e Link, 1990).

2.6.2 Efeitos do desgaste da ferramenta

2.6.2.1 Na força de usinagem

Durante a usinagem de materiais de elevada dureza o desgaste da ferramenta de corte é acelerado tanto pelo fenômeno da abrasão quanto pela elevada temperatura gerada no processo e, a usinagem com uma ferramenta desgastada e, conseqüentemente, com baixa eficiência no corte, tende a causar o aumento das componentes da força de usinagem, especialmente a força passiva (F_p), é o que afirmam Nakayama, Arai e Kanda, (1988).

Na Figura 2.17 tem-se o resultado da variação das componentes da força de usinagem (F_c e F_p) com o aumento do desgaste de flanco, quando usinando um aço sob duas condições: temperado (HV720) e normalizado (HV220).

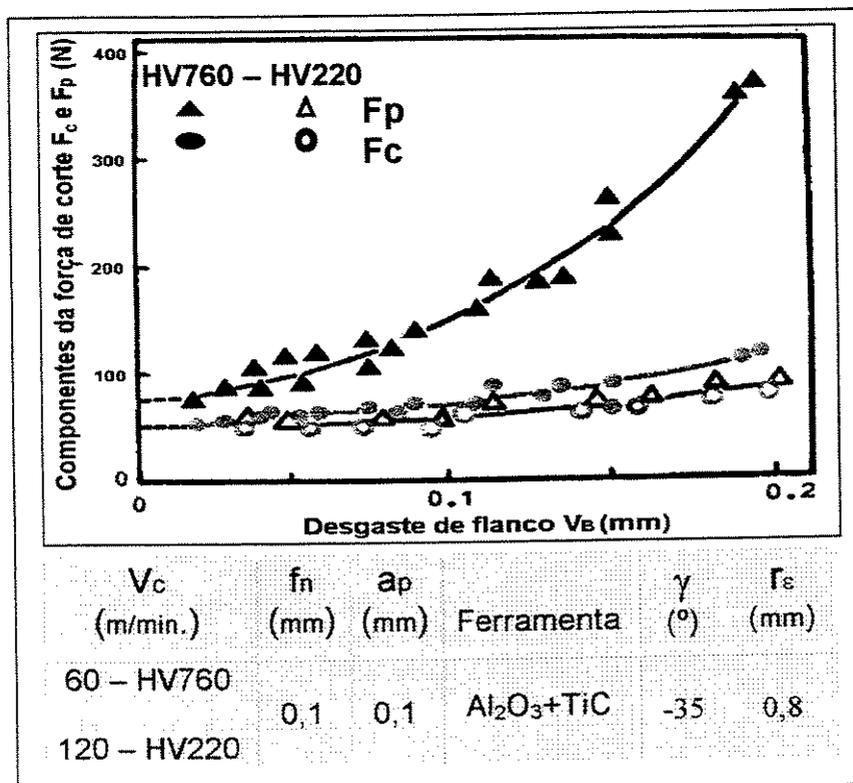


Figura 2.17 - Variação das componentes da força de usinagem (F_c e F_p) com o aumento do desgaste de flanco V_B (Adaptada de Nakayama, Arai e Kanda, 1988).

2.6.2.2 Na temperatura de corte

Sabe-se que de todo calor gerado — durante a usinagem por torneamento — nas interfaces ferramenta-peça e cavaco-ferramenta, a maior parte vai para a peça usinada. Segundo Wang e Liu (1999), o calor gerado nestas interfaces é fortemente influenciado pelo desgaste da ferramenta de corte. Observando-se a Figura 2.18 percebe-se a variação da temperatura nestas interfaces.

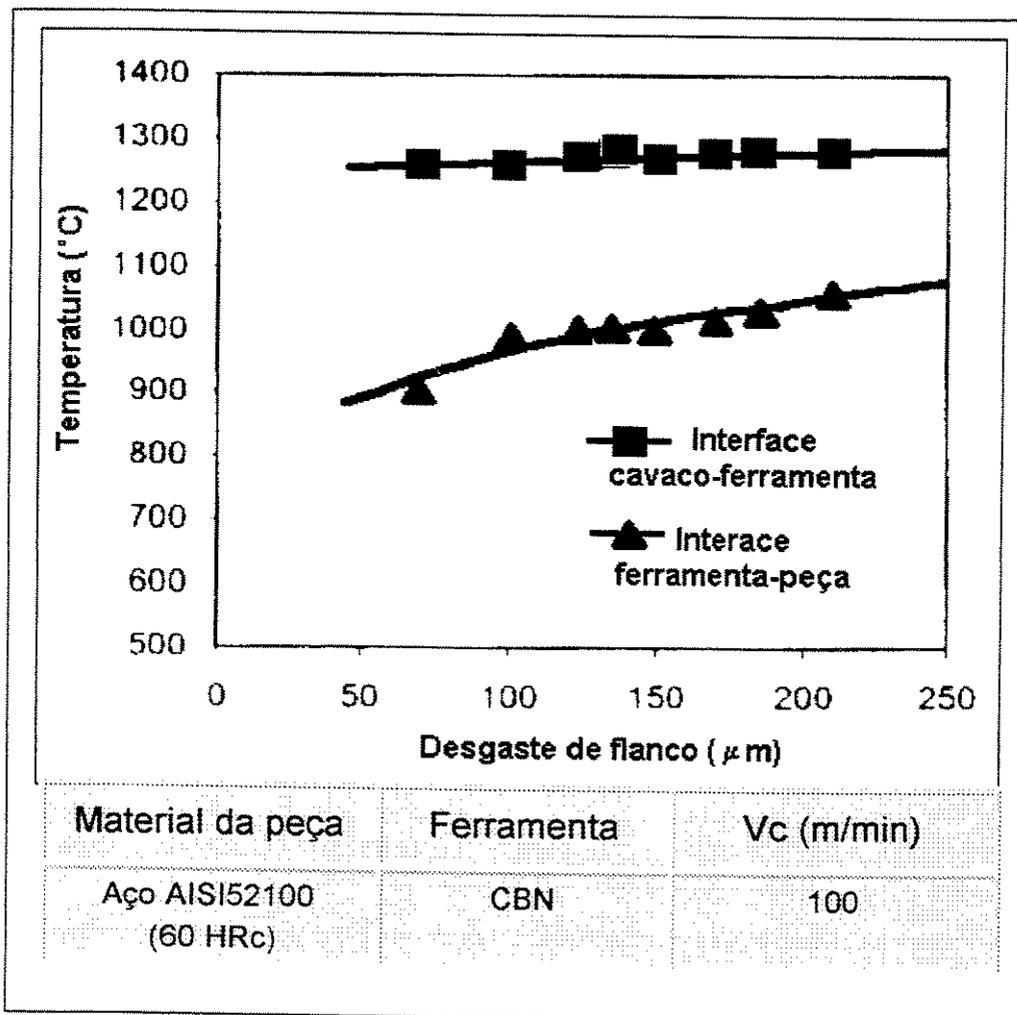


Figura 2.18 – Variação da temperatura de corte nas interfaces ferramenta-peça e cavaco-ferramenta (Wang e Liu, 1999).

2.6.2.3 No Acabamento superficial

Quando da usinagem de materiais endurecidos, a presença da aresta postiça de corte é praticamente nula uma vez que o material possui pouca ductilidade e a temperatura gerada é significativamente elevada. Como resultado, a peça usinada apresenta uma migrogeometria que ilustra — com bastante precisão — o perfil inverso da aresta-de-corte da ferramenta. Assim, quanto maior o desgaste e, conseqüentemente, a distância entre os picos e vales apresentado pelo perfil da aresta-de-corte, maior será a rugosidade da superfície da peça usinada. A Figura 2.19 mostra um exemplo da variação do perfil de rugosidade da peça usinada à medida que cresce o desgaste de flanco da ferramenta de corte.

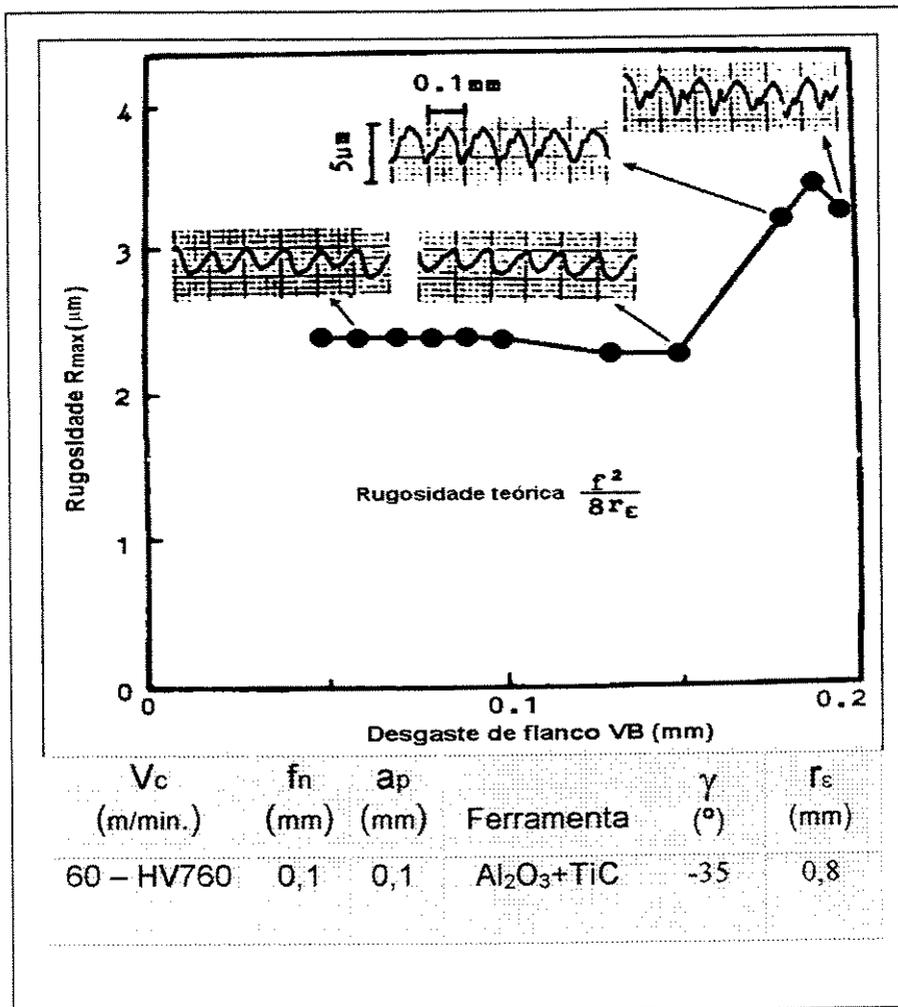


Figura 2.19 – Efeito do desgaste de flanco sobre a rugosidade da peça usinada (Nakayama, Arai e Kanda, 1988).

2.7 Erros de forma

Segundo Nakayama, Arai e Kanda (1988), a grande força passiva na usinagem de materiais duros causa erros dimensionais em peças usinadas, devido a dois tipos de deformação elástica:

- Deformação elástica do conjunto peça–ferramenta de corte–máquina–ferramenta. Isto pode ser minimizado simplesmente pelo aumento da rigidez do sistema e redução da força passiva.
- Deformação elástica localizada próxima à região de corte, como indicado por δ na Figura 2.20.

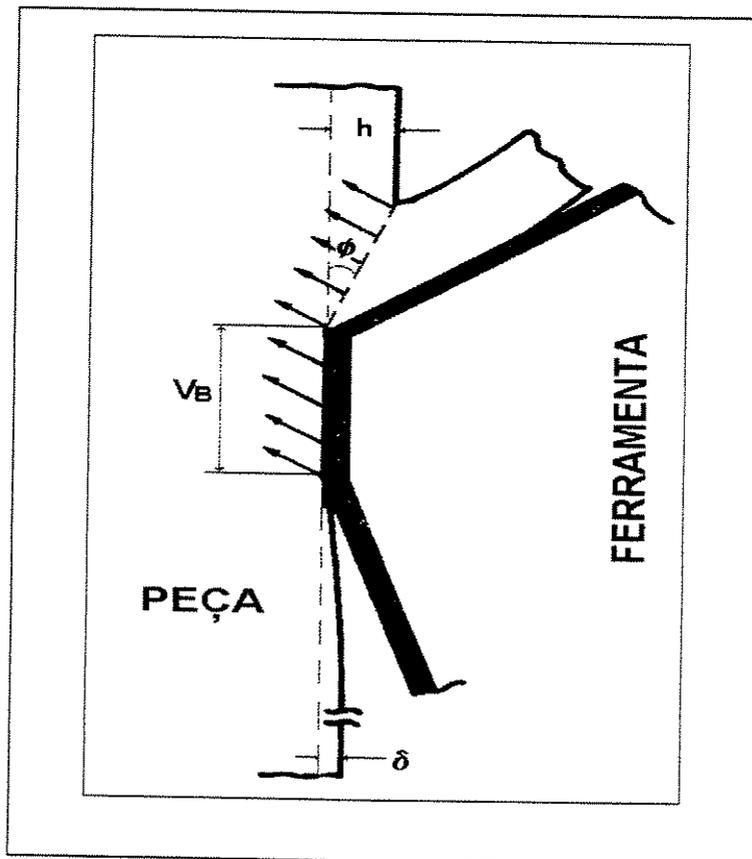


Figura 2.20 – Representação esquemática do modelo da deformação elástica que ocorre na região de corte (Nakayama, Arai e Kanda, 1988).

Ainda, segundo os pesquisadores citados acima, uma vez que os materiais duros são caracterizados pela elevada dureza e baixo módulo de elasticidade (E), as altas tensões geradas na região de contato ferramenta-peça causam apreciável quantidade de deformação elástica da ordem de 1 a 10 μm . Esta deformação elástica localizada pode ser minimizada por:

- Redução da espessura do cavaco (h);
- Aumento do ângulo de cisalhamento ϕ , e
- Redução do desgaste de flanco (VB).

2.8 Tensão residual

Segundo **Capello, Davoli, Bassanini e Bisi, (1999)**, o acabamento superficial e a tensão residual podem afetar, de maneira significativa, a resistência dos componentes quando estes são submetidos a altos ciclos de fadiga, sob cargas. As trincas geradas por fadiga, em geral, são nucleadas na superfície das peças e, posteriormente, se propagam para o seu interior. Como as trincas se expandem, a resistência da seção é reduzida e, como consequência, a mesma não resistirá a carga aplicada e uma falha poderá ocorrer. Portanto, o estado de tensão na superfície dos componentes usinados é de fundamental importância, afirmam os pesquisadores citados acima.

O estado de tensão em que se encontra uma peça usinada é a soma de tensões devido à carga aplicada e a tensão residual gerada durante a usinagem. Se a tensão residual na superfície é de tração e a tensão aplicada, também é de tração, a resistência à fadiga poderá ser reduzida de maneira significativa, afirmam **Sigwart e Fessenmeyer, (1995)**.

Capello, Davoli, Bassanini e Bisi, (1999), ao mesmo tempo em que citam o acabamento da peças usinadas como sendo um dos importantes aspectos da integridade superficial das mesmas, citam, também, que no passado o acabamento superficial foi considerado como fator primordial na resistência à fadiga, hoje, porém, afirmam os pesquisadores, a atenção está voltada para a tensão residual.

Resumindo, as informações extraídas da literatura estabelecem que:

- O limite de resistência à fadiga é diretamente afetado pela integridade superficial dos componentes usinados;
- Até o momento, o mecanismo de formação da tensão residual não é claro e não tem sido identificado uma afinidade, definitiva, das condições de usinagem com a tensão residual para diferentes materiais;
- Quando a ferramenta de corte está afiada, a deformação plástica da camada superficial da peça usinada é a principal causa de tensão residual. O efeito térmico, por sua vez, desempenha um papel menos importante, embora, juntamente com o desgaste de flanco apresentado pela ferramenta, seja de enorme importância.

Capello, Davoli, Bassanini e Bisi, (1999) realizaram pesquisas no sentido de determinar a influência de diversos parâmetros de usinagem, no acabamento e na tensão residual gerada na superfície de peças endurecidas, usinadas pelo processo de torneamento. Os resultados mostraram que a taxa de avanço e o raio de ponta da ferramenta são os que mais influenciam o acabamento final e o nível de tensão residual, produzida em um componente usinado. A velocidade de corte e o ângulo de saída da ferramenta, por sua vez, não apresentam tanta influência sobre estes dois aspectos (Figura 2.21).

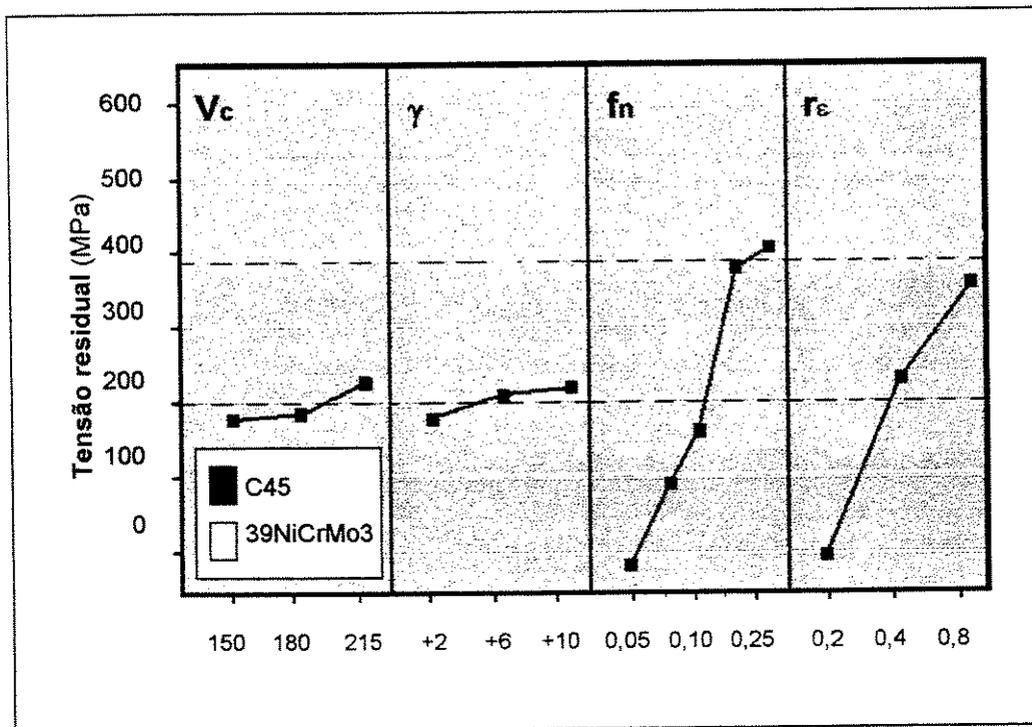


Figura 2.21 – Influência dos parâmetros de corte e raio de ponta da ferramenta, na usinagem de materiais endurecidos (Capello, Davoli, Bassanini e Bisi, 1999).

Matsumoto, Hashimoto e Lahoti (1999) realizaram testes de fadiga com o objetivo de descobrir o efeito do processo de torneamento de materiais endurecidos no limite de resistência à fadiga de componentes usinados. Os testes mostraram que este processo é capaz de proporcionar resultados com performance comparável àquela obtida com o processo de retificação. A causa do aumento da resistência à fadiga, apresentada pelas peças usinadas com o processo de torneamento, foi a tensão residual compressiva produzida nas camadas subsuperficiais. Neste mesmo trabalho o autor mostra, ainda, que tanto os parâmetros de corte quanto a geometria da ferramenta empregada na usinagem, são fatores que influenciam sobremaneira a tensão residual gerada em camadas subsuperficiais de peças endurecidas usinadas pelo processo de torneamento (Figura 22).

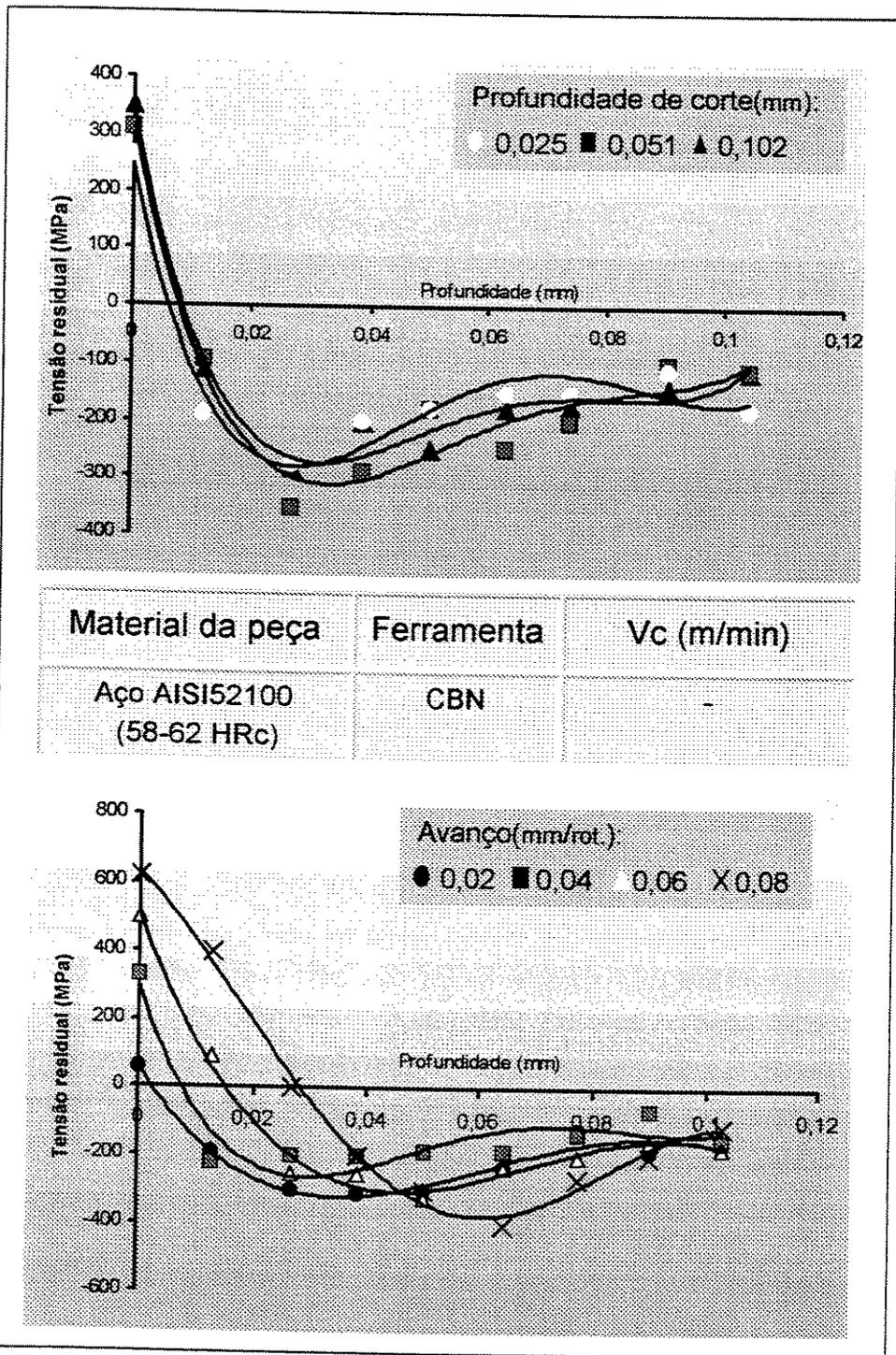


Figura 2.22 – Variação da tensão residual nas camadas subsuperficiais em função dos parâmetros de corte (Matsumoto, Hashimoto e Lahoti (1999)).

CAPÍTULO 3

Procedimento experimental

3.1 Máquina-ferramenta utilizada

Para a realização deste trabalho foi utilizado um Centro de Torneamento Vertical VSC250 Romi-Emag (Figura 3.1) especialmente apropriado à operação desejada. Esta máquina apresenta as seguintes características:

- Base de Mineralit®
- Carro Multifuncional
- Sistema de Estabilização Térmica
- Torre - 12 Posições
- Sistema de Medição Integrado a Máquina.
- Estação de Carga e Descarga
- Potência max (eixo árvore): 39,5 kW
- Rotação máx.: 6000 RPM
- Torque: 460 Nm

Seguindo o conceito de rigidez e estabilidade, a torre não é fixada apenas por parafusos mas, também, envolvida em todo o seu diâmetro de fixação pela base de Mineralit® através de uma resina polimérica. O eixo árvore e o motor principal formam uma unidade integrada e todo o conjugado está apoiado sobre está apoiado

sobre três mancais de rolamentos de precisão, com lubrificação permanente. Todo o conjunto é mantido à temperatura ambiente por uma unidade de resfriamento.

Para a realização deste trabalho foram levantados os índices de capacidade da máquina-ferramenta, que apresentou os seguintes valores de Cpk para: a tolerância dimensional – 3,85; o acabamento – 2,85; o batimento das faces – 4,41. No ANEXO I tem-se as respectivas cartas de controle.

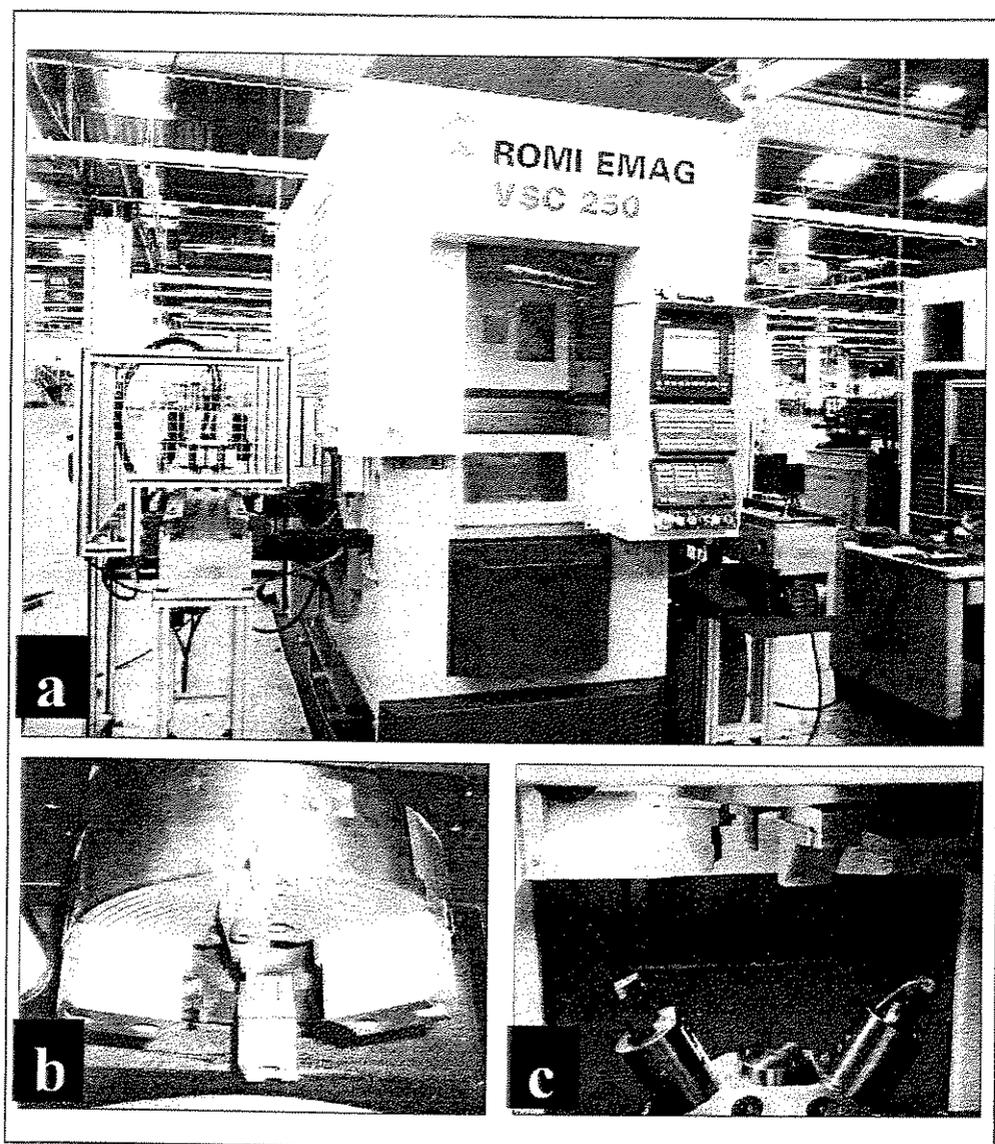


Figura 3.1 – (a) Centro de Torneamento Vertical VSC250 Romi-Emag; (b) Placa autocentrante; (c) torre.

3.2 Peça usinada

Foram usinadas engrenagens utilizadas para transmissões automotivas — Figura 3.2 — fabricadas pela Empresa EATON Ltda. — Divisão de Transmissões - Valinhos - SP — para clientes como: FORD, GMC, GMB, VW, DINAMICA e IVECO.

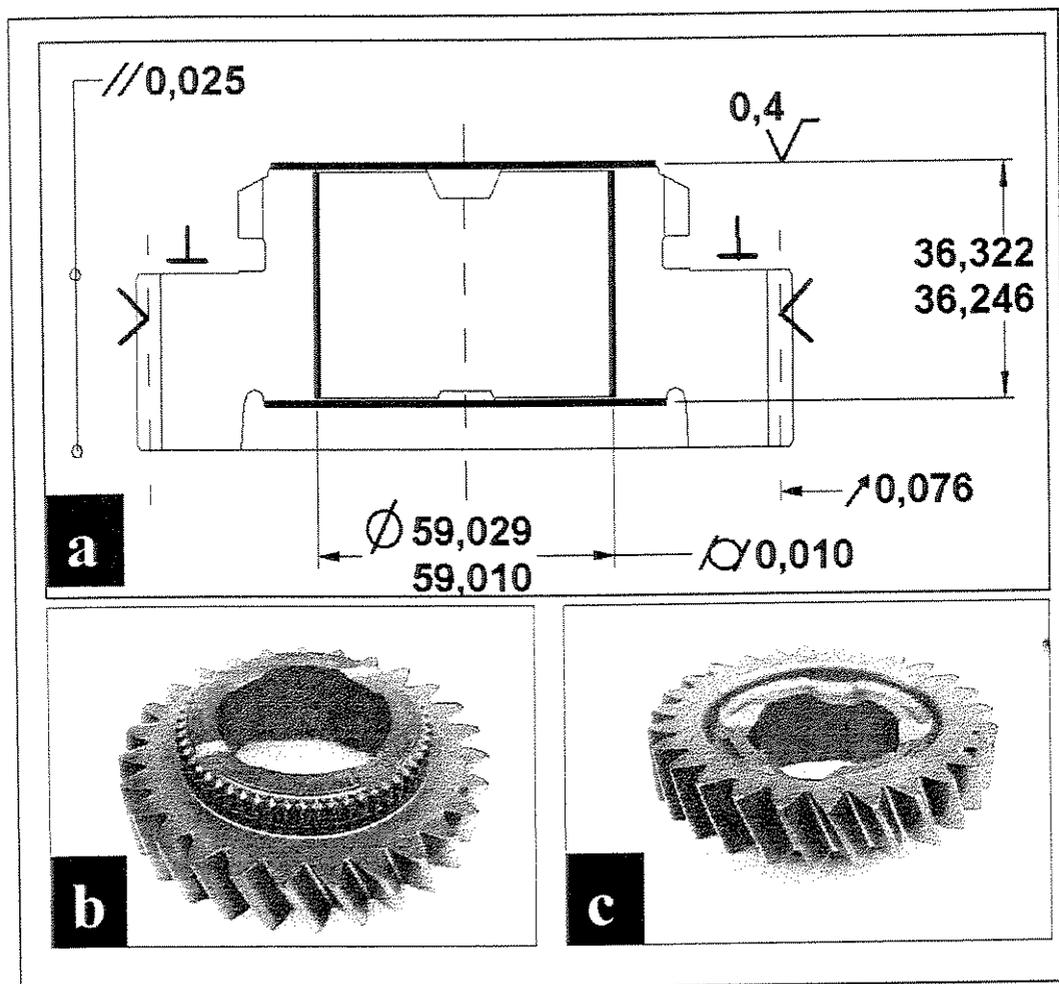


Figura 3.2 – (a) Croqui; vistas (b) superior e (c) inferior da engrenagem.

O material empregado para a fabricação destas engrenagens é o aço ABNT 8620 e as etapas executadas para a obtenção das mesmas são as seguintes:

- ⇒ Conformação;
- ⇒ Cementação, têmpera e revenimento;
- ⇒ Torneamento (operação de desbaste e acabamento).

Após o tratamento térmico, as engrenagens apresentam uma dureza da ordem de 58 a 63 HRC e suas especificações de projeto devem apresentar as seguintes tolerâncias dimensionais:

Tabela 3.1 – Tolerâncias dimensionais definidas para a engrenagem.

Diâmetro do furo (μm)	Cilindricidade (μm)	Batimento radial (μm)	Paralelismo das faces (μm)	Rugosidade média Ra (μm)
19	10	76	25	0,4

3.3 Ferramentas

Este trabalho foi realizado utilizando insertos de nitreto cúbico de boro (CBN) — Tabela 3.2. — da classe de 7020, baseada em CBN com um acréscimo de nitreto de titânio. Esta é uma classe resistente ao desgaste e às alterações químicas, e é indicada para usinagem de materiais endurecidos.

Tabela 3.2 – Especificação dos insertos e porta-insertos empregados.

	Desbaste	Acabamento
Inserto	TNGA 160412 S01020 CB7020	CNGA 120408 S01020 CB7020
Porta-ferramenta	S40 V PCLNL12	S40V PCLNL12

Tanto os insertos quanto os porta-ferramentas utilizados são da Sandvik e podem ser visto em detalhes nas Figuras 3.3 e 3.4.

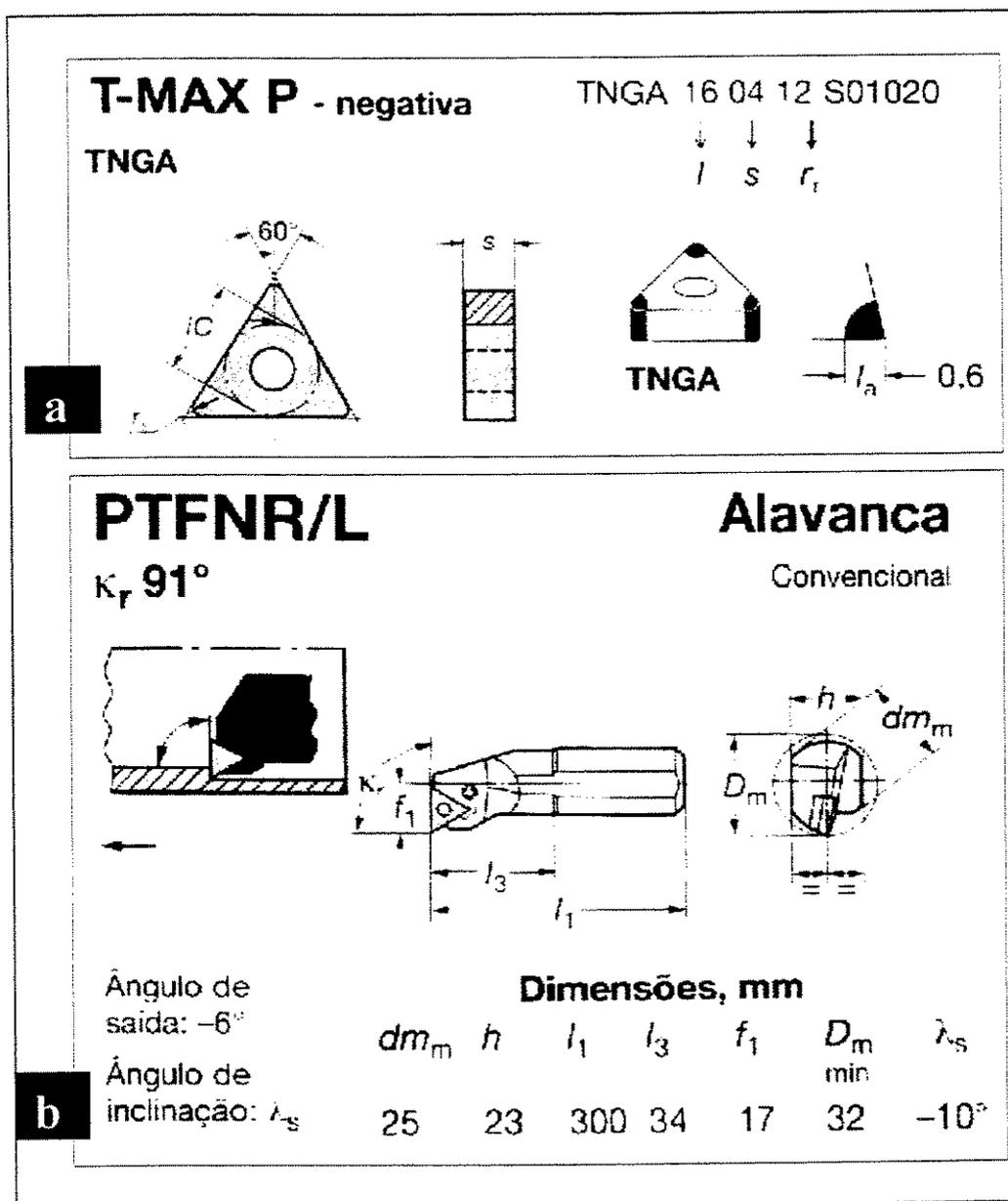


Figura 3.3 – (a) Inserto de CBN e (b) porta-insertos empregados na operação de desbaste.

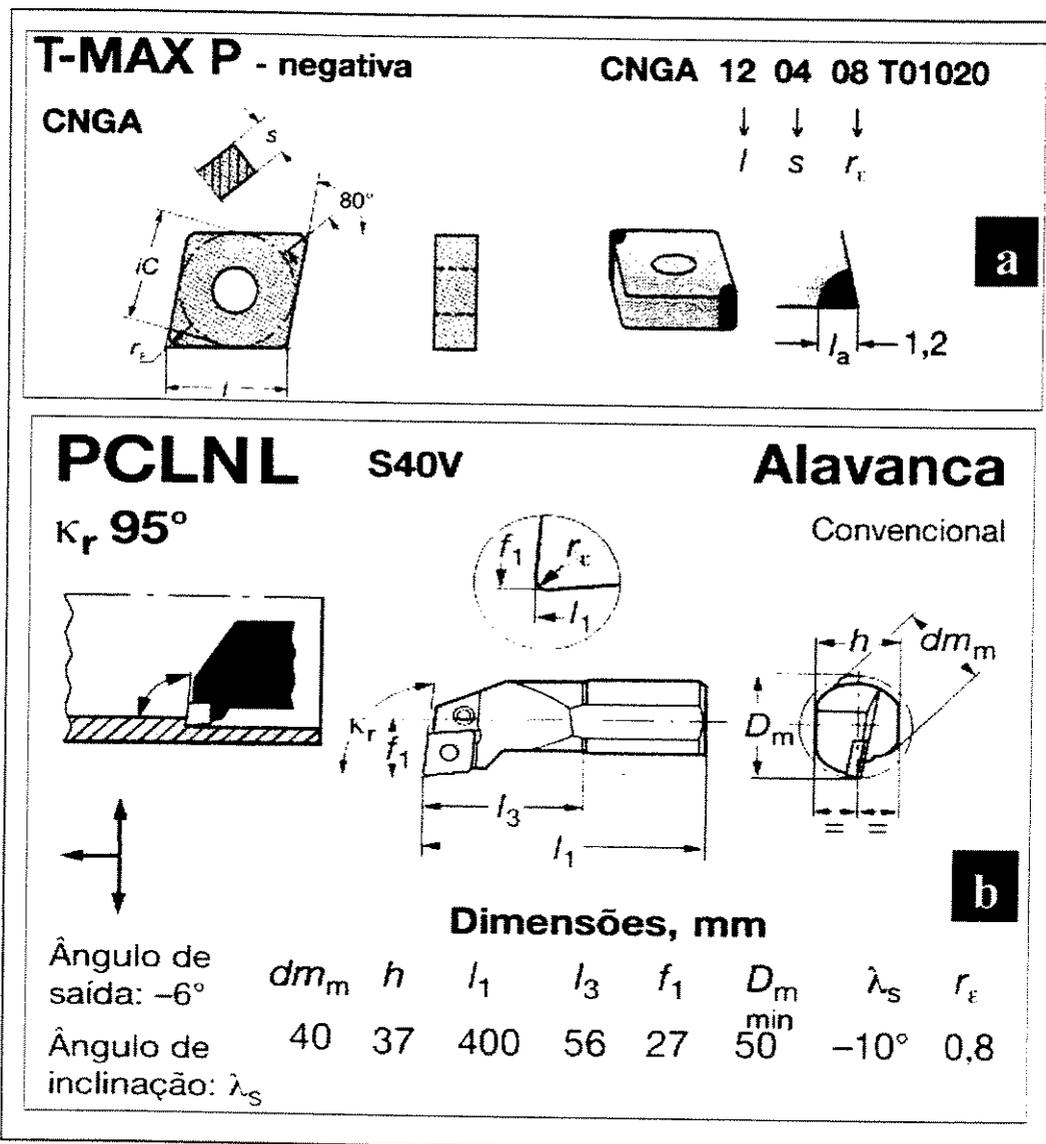


Figura 3.4 – (a) Inserto de CBN e (b) porta-insertos empregados na operação de acabamento.

3.4 Condições de usinagem

Para a realização deste trabalho foram realizados diversos ensaios na tentativa de se chegar àquelas condições de corte que fossem viáveis e que, desta forma, atendessem às especificações de projeto. Assim, para os resultados apresentados foram empregadas as condições de usinagem mostradas na Tabela 3.3 — Os

valores destacados nas condições 2, 3 e 4 representam as únicas alterações feitas em relação à condição imediatamente anterior às mesmas.

Tabela 3.3 – Condições de usinagem empregadas na realização dos ensaios.

	OPERAÇÃO	V_c (m/min)	f_n (mm/rot)	a_p (mm)	r_s (mm)
Primeira condição	Desbaste	150	0,16	0,10-0,15	0,8
	Acabamento	165	0,08	0,05	0,8
Segunda condição	Desbaste	165	0,20	0,10-0,15	0,8
	Acabamento	165	0,08	0,05	0,8
Terceira condição	Desbaste	165	0,20	0,10-0,15	1,2
	Acabamento	165	0,08	0,05	0,8
Quarta condição	Desbaste	165	0,20	0,10-0,15	1,2
	Acabamento	200	0,08	0,05	0,8

Além dos parâmetros de corte, também foram verificados os efeitos da mudança nos valores do raio de ponta da ferramenta — condição 3.

É importante esclarecer que foram averiguadas diversas condições de corte, tendo-se em mente, resultados que fossem satisfatórios tanto no que diz respeito ao acabamento das peças usinadas quanto à viabilidade econômica. Os critérios de fim da vida da ferramenta eram, evidentemente, as especificações de projeto, ou seja, as tolerâncias dimensionais definidas na Tabela 3.2.

Durante os pré-testes, foi utilizada uma placa de diafragma, porém, levando em consideração os critérios descritos no parágrafo anterior, optou-se para os testes definitivos, pela placa autocentrante.

Para a operação de acabamento utilizou-se um sistema de refrigeração a ar que tinha como propósito, não apenas refrigerar o conjunto ferramenta-peça mas, também, estimular a remoção do cavaco da região de corte para que, dessa forma, o mesmo não riscasse a superfície da peça usinada — Figura 3.5 — Para a operação desbaste não se utilizou nenhum sistema para refrigeração.

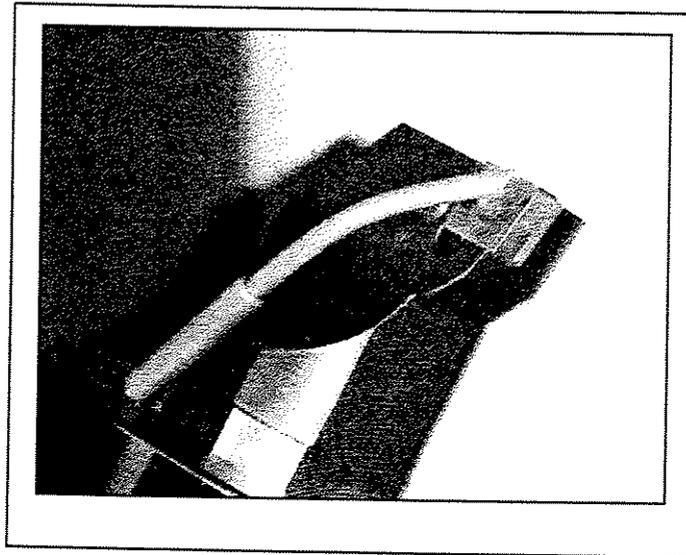


Figura 3.5 – Porta-ferramenta adaptado com o sistema de refrigeração a ar.

A fixação da engrenagem pela placa se dava com a ajuda de um dispositivo, denominado de “gaiola”, que evitava a ação direta dos mordentes sobre os dentes da engrenagem. Com esse sistema de fixação, garantia-se que a fixação da engrenagem ocorresse no diâmetro primitivo da mesma — Figura 3.6.

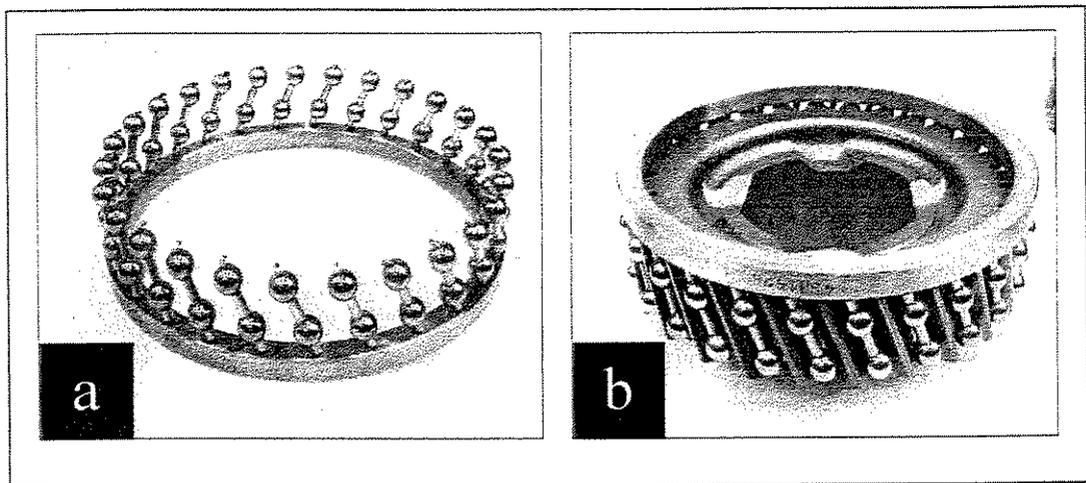


Figura 3.6 – (a) Gaiolas de esferas; (b) Engrenagem envolvida pela gaiolas de esferas.

3.5 Procedimento para obtenção das amostras

3.5.1 Para medidas dos parâmetros de rugosidade

As medidas dos parâmetros de rugosidade foram obtidas a partir de uma amostragem constituída a partir de uma peça a cada cinco peças usinadas. Teve-se o cuidado de sempre seleccionar a primeira e a última de todo o lote de engrenagens usinado.

3.5.2 Para medida da circularidade e cilindricidade

Para as medidas de circularidade e cilindricidade, a metodologia da amostragem foi a mesma empregada para a obtenção dos parâmetros de rugosidade, descrito acima.

3.5.3 Para medida da tensão residual

As medidas de tensões residuais foram efetuadas nas mesmas peças selecionadas para a medição de microdureza. Para medir as tensões residuais utilizou-se um difratômetro de raio X e, estas medidas foram realizadas tanto na camada superficial da peças quanto nas camadas subsuperficiais. As medidas de tensão, nestas camadas, foram sempre realizadas no mesmo ponto e, a remoção destas camadas — após medida seu valor de tensão — foi efetuada por ataque químico. A distância entre estas camadas era de 40 μm e, para cada peça selecionada, tomou-se seis medidas de tensão — uma na camada superficial e cinco em camadas subsuperficiais.

3.5.4 Para análise metalográfica

Para a análise metalográfica, foram extraídas amostras das mesmas peças utilizadas para medidas de tensão residual e, conseqüentemente, as mesmas empregadas para traçar o perfil de microdureza. Para esta análise foram utilizados microscópios ótico e eletrônico de varredura.

CAPÍTULO 4

Resultados

Este capítulo mostra os resultados obtidos tanto para o processo de retificação quanto para o processo de torneamento de materiais endurecidos. É importante lembrar que não é objetivo deste trabalho, otimizar o processo de retificação mas, somente mostrar alguns aspectos tanto do acabamento quanto da tensão residual das peças usinadas com este processo — sem se aprofundar na análise — para, assim, poder confrontar com o processo de torneamento. Os resultados obtidos para o processo de retificação representam fielmente as condições em que são produzidas as peças na linha de produção da indústria onde foi realizado este trabalho. Para o processo de torneamento foram, inicialmente, testadas quatro condições de usinagem, sendo que, o estudo quanto ao acabamento superficial, erros de forma e integridade superficial, só foi realizado para aquelas condições de usinagem que mostraram melhor desempenho quanto à quantidade de peças usinadas por aresta, indicando, assim, a viabilidade econômica para o emprego de tais condições de corte.

4.1 Processo de retificação

Antes de realizar as medidas dos parâmetros de rugosidade, erros de forma e tensão residual das peças usinadas pelo processo de retificação, foi verificada a

quantidade média de peças produzidas por rebolo — para isto foi verificada a produção de dez rebolos. Os critérios de fim de vida adotados foram as especificações de projeto, especificamente a rugosidade média $Ra > 0,4 \mu\text{m}$ e/ou a cilindricidade $> 10 \mu\text{m}$. A Figura 4.1 mostra a distribuição da quantidade de peças produzidas por rebolo.

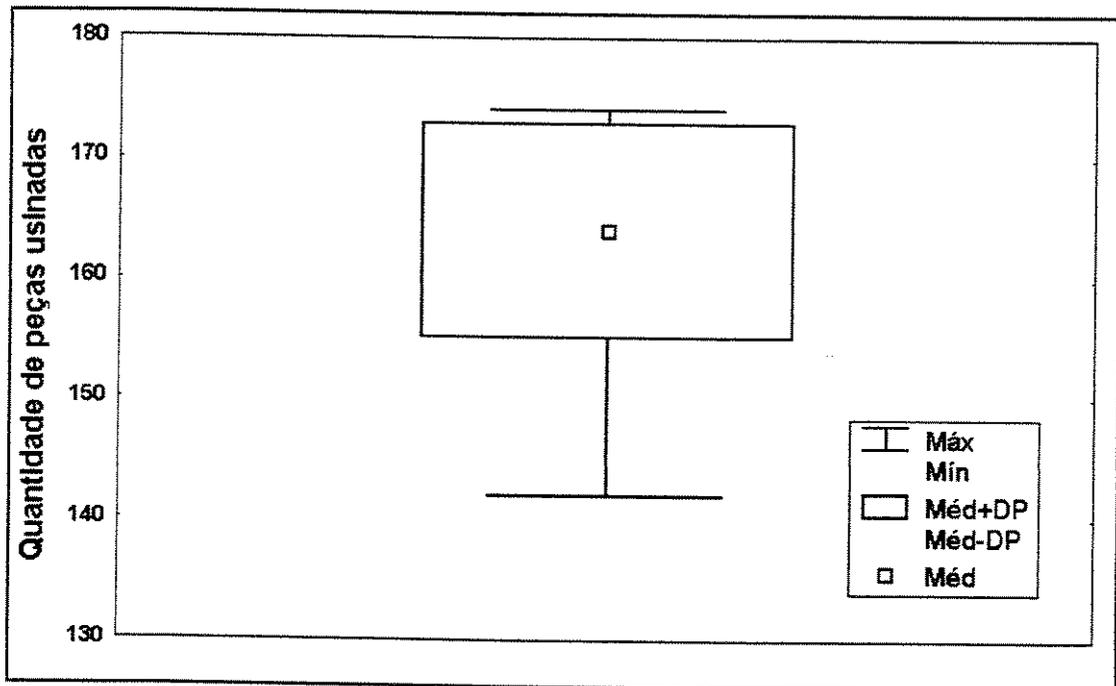


Figura 4.1 – Distribuição da quantidade de peças produzidas por rebolo.

Como se pode perceber na figura acima, a variação entre a quantidade mínima e máxima de peças produzidas por rebolo é bastante alta, porém, nota-se que na maioria das vezes, a quantidade de peças produzidas por rebolo fica muito próxima de 165 peças. Assim, resolveu-se adotar um lote de 165 peças/rebolo para levantar os parâmetros de rugosidade, erros de forma, e medidas de tensão residual.

4.1.1 Rugosidade média Ra

A Figura 4.2 mostra como estão distribuídos os valores da rugosidade média Ra à medida que aumenta a quantidade de peças usinadas. Os valores plotados no gráfico representam a média das medidas realizadas nas extremidades e centro do furo da engrenagem.

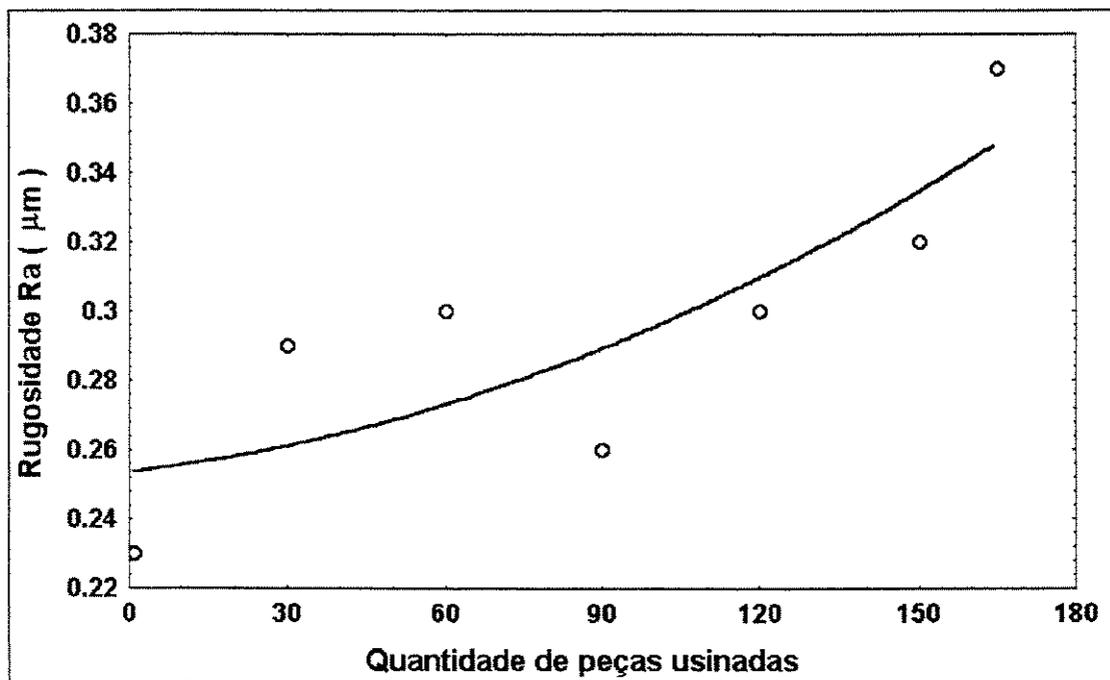


Figura 4.2 – Rugosidade média das peças retificadas.

4.1.2 Circularidade e Cilindricidade

Como se pode perceber na Figura 4.3, as peças usinadas pelo processo de retificação apresentaram valores para o erro de circularidade que variaram entre 2 e 4 µm. Estes valores foram obtidos com a medição realizada no centro do furo. A Figura 4.4, por sua vez, mostra como variaram os valores de cilindricidade para estas peças. Como se pode constatar, os furos das engrenagens retificadas apresentaram erros de cilindricidade que variaram entre 4 e 5 µm. Erros estes, inferiores àquele definido como critério de fim de vida, ou seja, 10 µm.

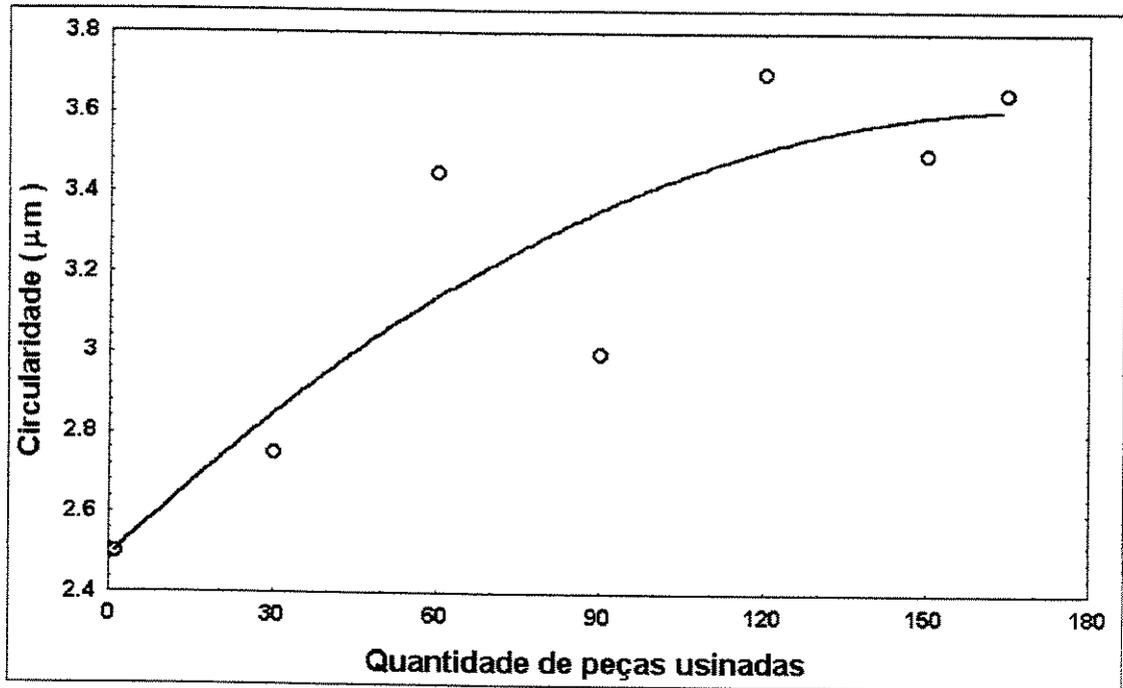


Figura 4.3 – Variação do erro de circularidade das peças retificadas.

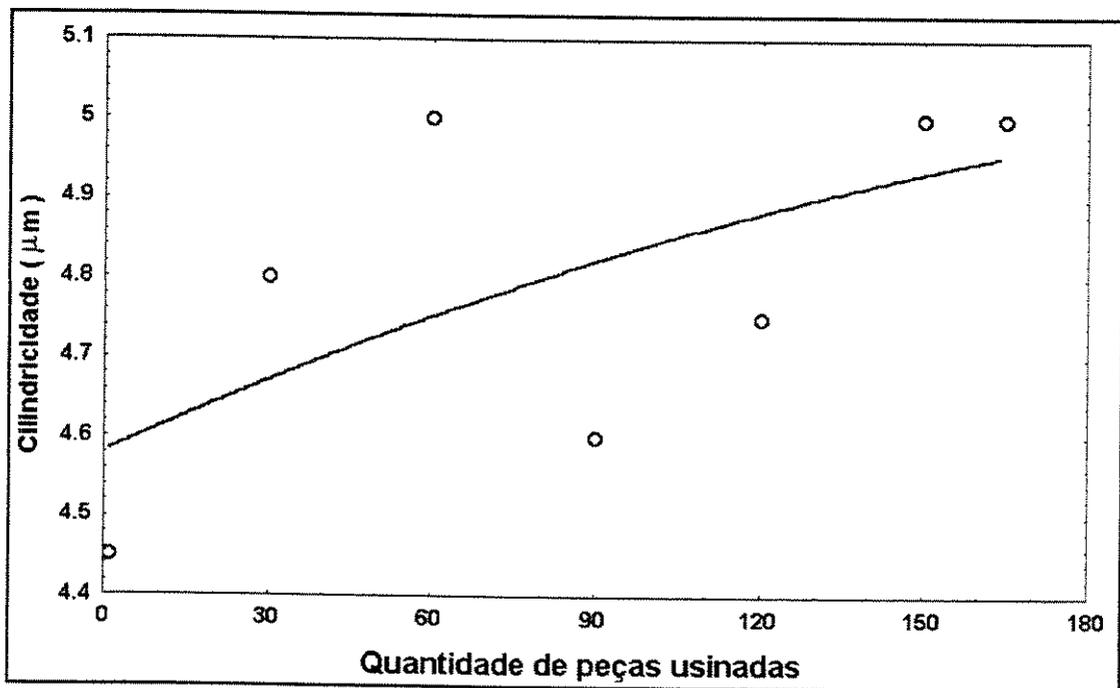


Figura 4.4 – Variação do erro de cilindridade das peças retificadas.

4.1.3 Tensão residual

Conforme literatura acerca do assunto, uma peça usinada pelo processo de retificação apresenta tensões residuais tanto na sua superfície, bem como nas camadas subsuperficiais. Estas tensões — de tração e de compressão — podem afetar sobremaneira a resistência de um componente mecânico.

Do lote de peças retificadas e que serviu de amostragem para a obtenção do parâmetro de rugosidade média Ra, da circularidade e da cilindricidade, e cujos valores já foram apresentados, extraíram-se três peças para que nelas fossem medidos os valores de tensão residual, tanto na superfície quanto nas camadas subsuperficiais. Estas peças representavam a primeira, a metade (50%) e a última peça do lote. Na Figura 4.5 têm-se os valores da tensão residual medidos tanto na superfície bem como em outras duas camadas subsuperficiais — a 40 e a 120 μm abaixo da superfície.

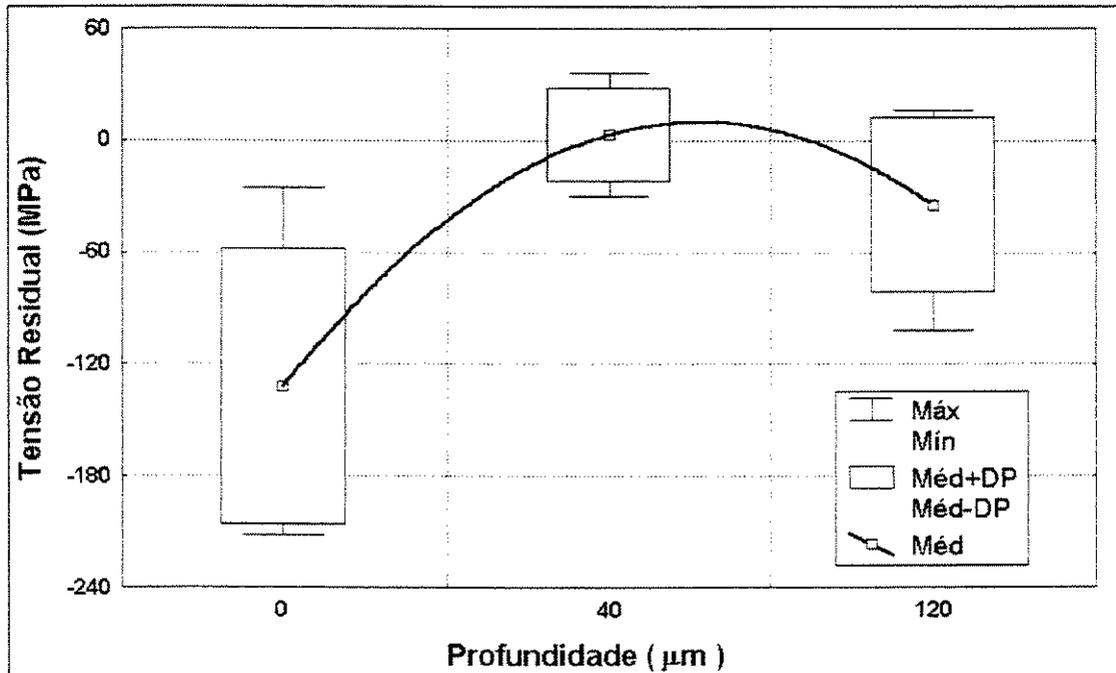


Figura 4.5 – Tensão residual gerada na superfície e em camadas subsuperficiais de peças retificadas.

Pode-se perceber na figura anterior que, para as três regiões onde foram medidos os valores de tensão residual — superfície, e camadas abaixo da superfície (a 40 e 120 μm) — foi mostrada a distribuição destes valores com a sua média e desvio padrão, para as três peças selecionadas.

Analisando a distribuição dos valores de tensão residual mostrados na figura anterior, nota-se que tensão gerada na superfície varia de 30 a 210 MPa compressiva. Na camada subsuperficial a 40 μm abaixo, a tensão gerada varia de tração a compressão e, a 120 μm , a tensão medida chegou próxima a 100 MPa compressiva.

É importante salientar, mais uma vez, que não está nos objetivos deste trabalho discutir os resultados referentes ao processo de retificação e sim, de tê-los como um referencial para melhor analisar a viabilidade do processo de torneamento de materiais endurecidos.

4.2 Processo de torneamento de materiais endurecidos

4.2.1 Resultados preliminares

Neste item serão mostrados os resultados do torneamento de materiais endurecidos para quatro condições de usinagem, sendo que, o estudo quanto ao acabamento superficial, erros de forma e integridade superficial, só foi realizado para aquelas condições de usinagem que mostraram melhor desempenho quanto à quantidade de peças usinadas, indicando, assim, a viabilidade econômica para o emprego de tais condições de corte.

Para efeito didático repetem-se neste capítulo, através da Tabela 3.3, as quatro condições de usinagem já descritas no capítulo 3 referente ao procedimento experimental.

Tabela 3.3 – Condições de usinagem empregadas no torneamento das engrenagens.

	OPERAÇÃO	V_c (m/min)	f_n (mm/rot)	a_p (mm)	r_e (mm)
Primeira condição	Desbaste	150	0,16	0,10-0,15	0,8
	Acabamento	165	0,08	0,05	0,8
Segunda condição	Desbaste	<u>165</u>	<u>0,20</u>	0,10-0,15	0,8
	Acabamento	165	0,08	0,05	0,8
Terceira condição	Desbaste	165	0,20	0,10-0,15	<u>1,2</u>
	Acabamento	165	0,08	0,05	0,8
Quarta condição	Desbaste	165	0,20	0,10-0,15	1,2
	Acabamento	<u>200</u>	0,08	0,05	0,8

A diferença entre as quatro condições de usinagem, como se pode observar na Tabela 3.3, consiste, essencialmente, no aumento da velocidade de corte V_c , no avanço f_n e no raio de ponta do inserto r_e adotados na operação de desbaste, e no aumento da velocidade de corte V_c na operação de acabamento.

Na segunda condição de usinagem, para a operação de desbaste, elevou-se a velocidade de corte de 150 para 165 m/min. e o avanço, de 0,16 para 0,20 mm/volta, mantendo-se o emprego de insertos com as mesmas medidas para o raio de ponta, ou seja $r_e=0,8$ mm.

Na terceira condição de corte, para a operação de desbaste, foram mantidas as alterações levadas a efeito na segunda condição e adotou-se insertos com raio de ponta de 1,2 mm e, finalmente, na quarta condição de usinagem alterou-se apenas a velocidade de corte na operação de acabamento, elevando-a de 165 para 200 m/min.

Na Figura 4.6 tem-se a variação da rugosidade média Ra em função da quantidade de peças produzidas para cada uma das quatro condições de usinagem adotadas inicialmente para a realização dos testes. Embora, para cada uma das quatro condições de usinagem tenha-se utilizado três arestas de corte, os pontos marcados no gráfico desta figura representam, no eixo das ordenadas, os valores da rugosidade média Ra obtidos com a aresta de corte que apresentou melhor desempenho.

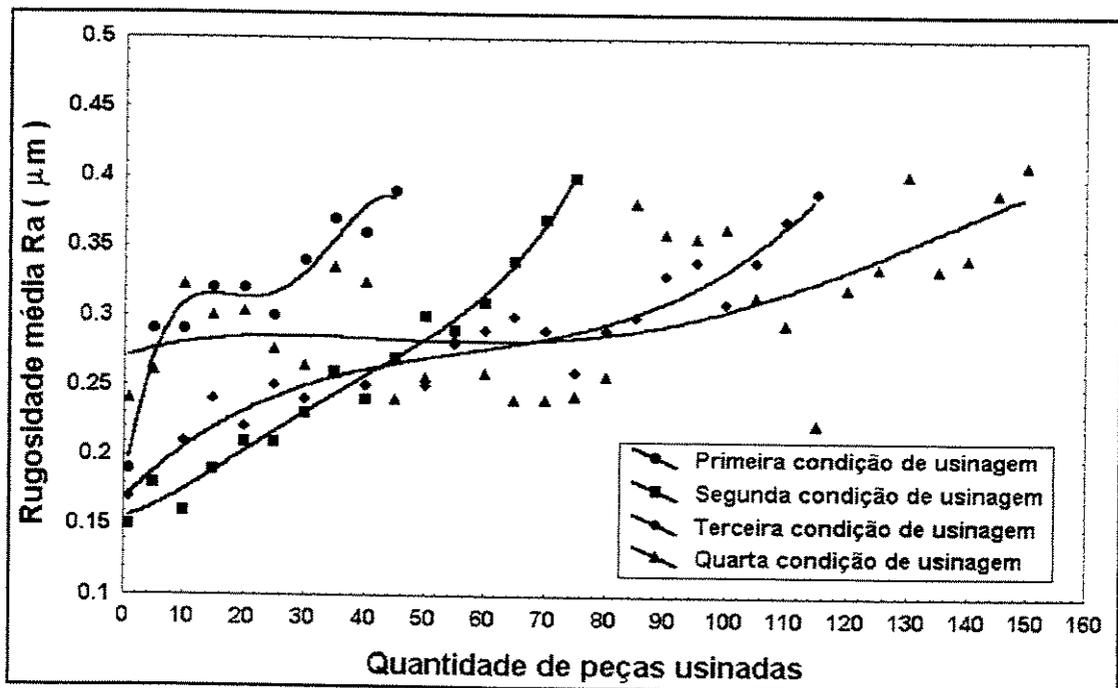


Figura 4.6 – Variação da rugosidade média apresentada pela peças usinadas com as quatro condições de corte adotadas.

Na Figura 4.7, por sua vez, pode-se observar que dentre todas as condições de usinagem empregadas, a primeira e a segunda mostraram menor eficiência na capacidade de produzir um maior número de peças que atendessem às especificações de projeto, mantendo o valor do parâmetro de rugosidade média Ra abaixo de 0,4 µm. Em contrapartida, a terceira e quarta condições de usinagem adotadas mostraram-se mais eficientes, possibilitando, assim, que um maior número de peças fosse usinado.

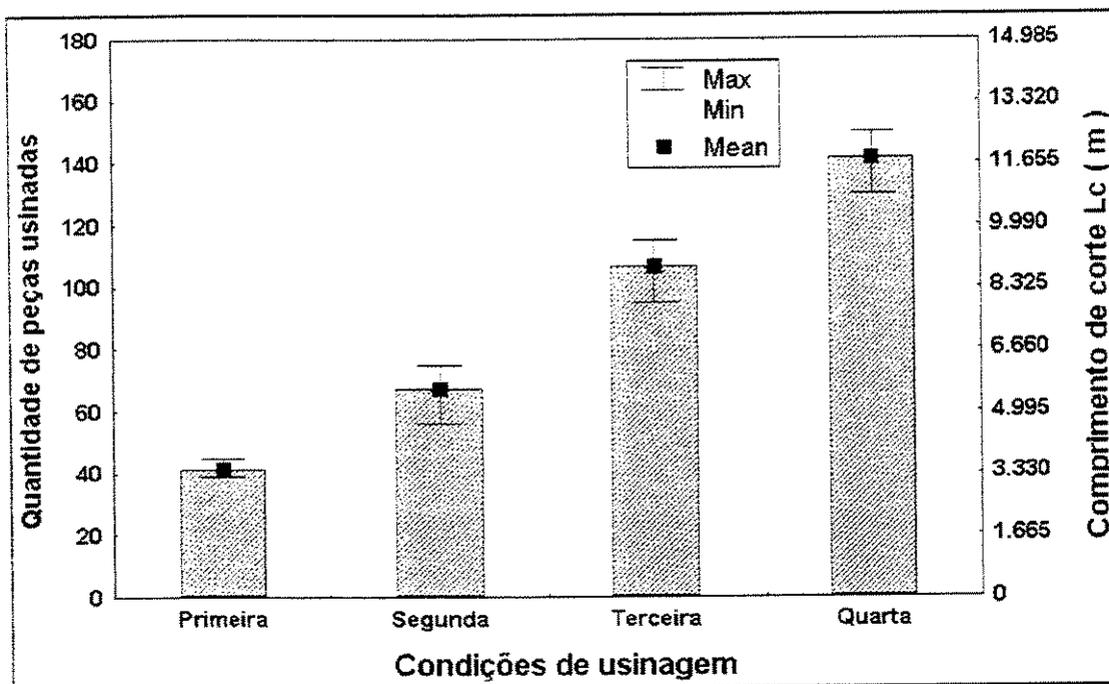


Figura 4.7 – Variação da quantidade de peças usinadas com as quatro condições de corte adotadas.

Analisando, ainda, a Figura 4.7, os resultados apresentados quanto ao número de peças produzidas ou comprimento de corte L_c , em metros, para cada uma das quatro condições adotadas, nos levam a inferir que o aumento da velocidade de corte, de 150 para 165 m/min, e do avanço, de 0,16 para 0,20 mm/volta, na operação de desbaste, foi capaz de aumentar a produção em cerca de 60%. Também é possível se contatar que a utilização de insertos com raio de 1,2 mm, para a operação de desbaste, foi capaz de aumentar a produção em cerca de 57%, quando comparado ao resultado obtido com a segunda condição de usinagem. Por fim, percebe-se que o aumento da velocidade de corte V_c de 165 para 200 m/min, na operação de acabamento foi capaz de provocar um acréscimo na produção, em torno de 27%.

Assim, conclui-se que o aumento da velocidade de corte V_c e do raio de ponta do inserto r_ϕ , na operação de desbaste, juntamente com o aumento da velocidade de corte V_c na operação de acabamento, são responsáveis pela obtenção de um maior número de peças com rugosidade média inferior a 0,4 μm . Este resultado, como

resposta ao aumento da velocidade de corte V_c vai de encontro ao citado pela literatura a respeito do assunto. O aumento no raio de ponta da ferramenta r_e empregada na operação de desbaste, reforça-a permitindo, assim, que a mesma apresente uma maior vida.

Diante desses resultados, optou-se por estender a pesquisa focando apenas a terceira e quarta condições de usinagem, uma vez que seria inviável, economicamente, trabalhar com as demais condições de corte, tendo em vista o alto preço do inserto de nitreto cúbico de boro (CBN). Assim, adotando-se os parâmetros de usinagem definidos para estas condições de corte, usinou-se, sob cada uma destas condições, três lotes de peças com três arestas de corte distintas, objetivando, assim, obter uma resposta mais confiável no que diz respeito aos resultados extraídos quando usinando sob tais condições.

4.2.2 Quantidade de peças produzidas

A Figura 4.8 mostra o comportamento — no que se refere à capacidade de produzir uma maior quantidade de peças atendendo as exigências de projeto — de cada uma das três arestas utilizadas quando usinando sob a terceira e quarta condições de usinagem.

Percebe-se que a quantidade de peças produzidas por aresta, quando usinando sob a terceira condição, apresenta uma dispersão significativa, com uma média em torno de 105 peças e com valores mínimo e máximo de 60 e 130 peças por aresta, respectivamente. Para a quarta condição, no entanto, a dispersão da quantidade de peças produzidas por aresta é menor, com o valor mínimo de 125 e o máximo de 170 peças por aresta de corte. O valor médio, neste caso, é cerca de 150 peças por aresta.

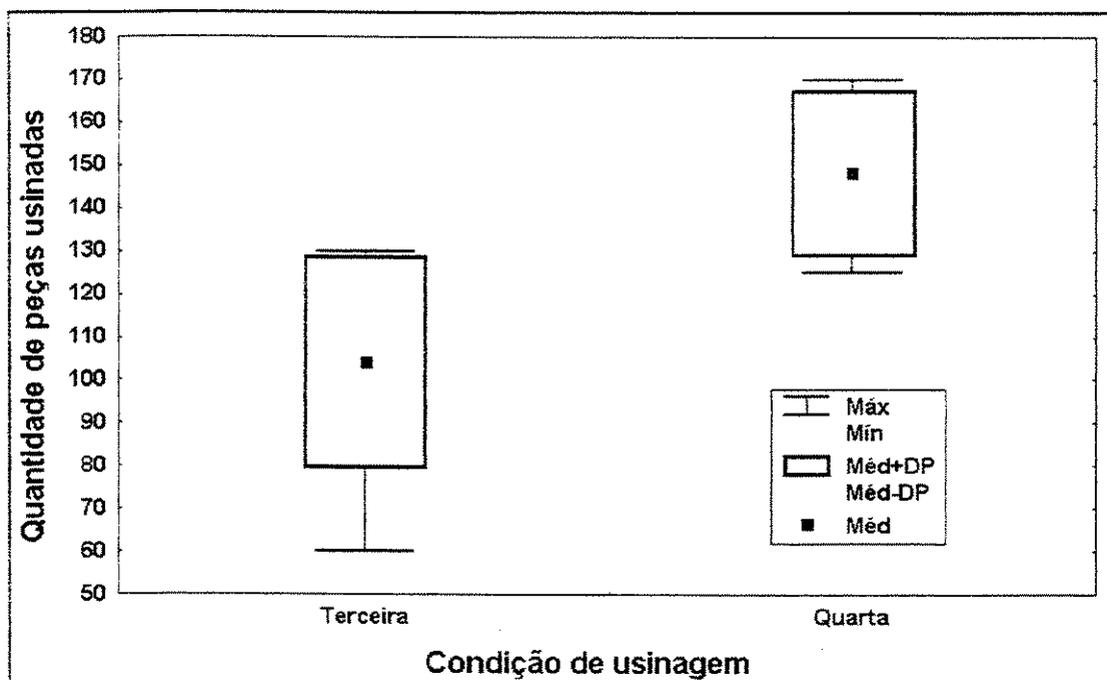


Figura 4.8 – Distribuição dos valores referentes à quantidade de peças produzidas por aresta de corte quando usinando sob os parâmetros de corte definidos na terceira e quarta condições de usinagem.

Face à dispersão mencionada no parágrafo anterior, resolveu-se fazer uma análise microscópica de alguns insertos, extraídos aleatoriamente do lote disponível para a realização deste trabalho, e constatou-se que alguns destes insertos apresentavam pequenas “crateras” — provenientes da fabricação — próximas a aresta de corte.

Para efeito de comprovação, posteriormente aos ensaios realizados para este trabalho, foram utilizados alguns destes insertos para a usinagem de alguns lotes de peças e, a quantidade de peças obtidas foi, sempre, inferior àquela obtida quando utilizando insertos que não apresentavam tais “crateras”. Assim, acredita-se que estas falhas nas ferramentas, oriundas da fabricação das mesmas, acelerem o fenômeno do “lascamento” da ponta da ferramenta e que isto seja a causa da dispersão tão acentuada nos valores da quantidade de peças usinadas pelo processo de torneamento, sob cada uma das condições mencionadas. Contudo, deve-se estar atento à observação feita por **Matsumoto, (1998)** que menciona a possibilidade de

que a ferramenta venha a se chocar com algum ponto duro da peça, o que provocaria, de imediato, o lascamento da mesma.

Além do fenômeno do lascamento, as ferramentas de nitreto cúbico de boro (CBN) sofrem desgaste de flanco e de cratera que, ao contrário do lascamento, são fenômenos contínuos e previsíveis.

A Figura 4.9 mostra a condição em que se encontravam — ao usinar todo o segundo lote de peças sob a terceira condição de corte — as ferramentas empregadas nas operações de desbaste e acabamento.

Observando as Figuras 4.9a e 4.9b, percebe-se que a ferramenta empregada na operação de desbaste sofreu, além dos desgastes de flanco e de cratera, o fenômeno do lascamento e que, provavelmente, tenha sido a causa da elevação do valor da rugosidade apresentado pela peça, determinando, assim, o fim de vida da ferramenta.

Analisando, agora, as Figuras 4.9c e 4.9d nota-se que a ferramenta empregada na operação de acabamento sofreu apenas os desgastes de flanco e de cratera, ficando isento, portanto, do fenômeno do lascamento. A explicação para isto está nos baixos valores de avanço f_n e profundidade de corte a_p adotados para esta operação.

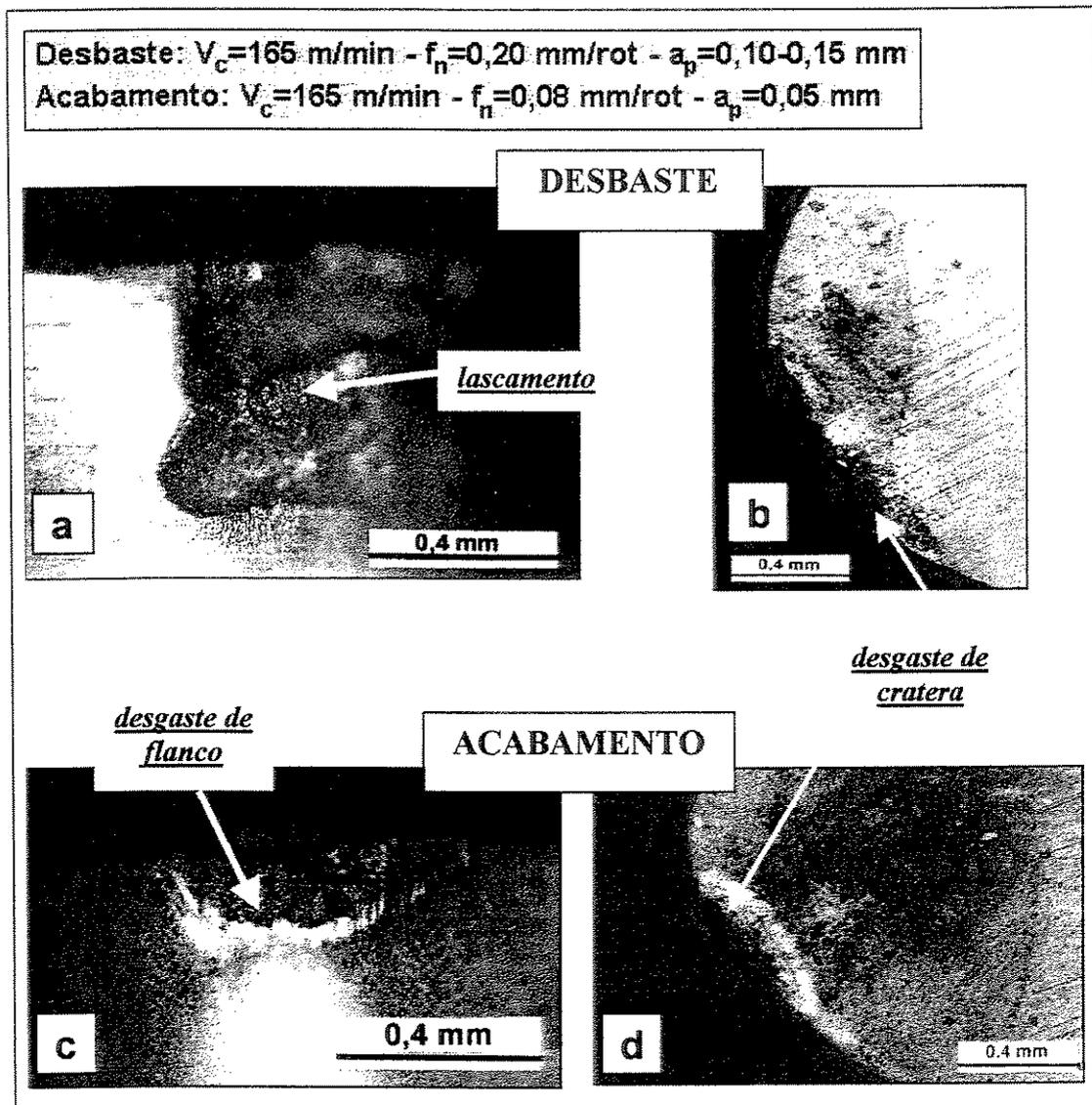


Figura 4.9 – Ferramenta de corte empregada na usinagem do lote de peças sob a terceira condição de usinagem.

Na Figura 4.10, por sua vez, tem-se as ferramentas empregadas nas operações de desbaste e acabamento, quando usinando o primeiro lote de peças sob a quarta condição de usinagem. Percebe-se que, a exemplo do que ocorreu com a terceira condição de usinagem, aqui, também, a ferramenta empregada na operação de desbaste sofreu, além dos desgastes, o fenômeno do lascamento — Figura 4.10a. Neste caso, porém, percebe-se que a avaria causada à ferramenta foi maior do que na terceira condição de usinagem. A ferramenta empregada na operação de

acabamento, por sua vez, apresentou apenas os desgastes de flanco e de cratera — Figuras 4.10c e 4.10d — repetindo o comportamento apresentado pela ferramenta empregada para a mesma operação, quando usinando sob a terceira condição.

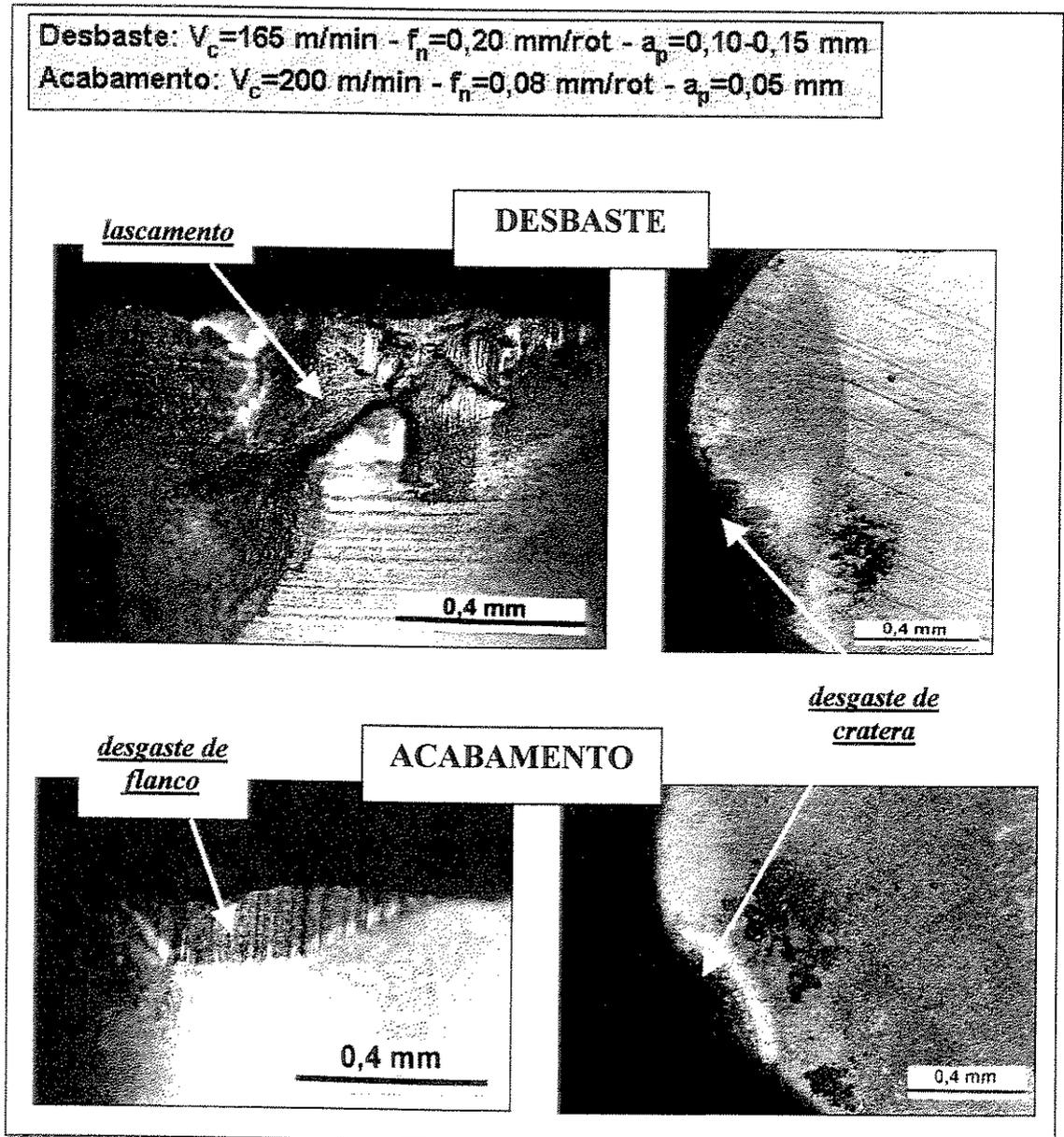


Figura 4.10 – Ferramenta de corte empregada na usinagem do lote de peças sob a quarta condição de usinagem.

Comparando, agora, as tendências de produtividade apresentadas pelo processo de torneamento, com aquela mostrada pelo processo de retificação — quando usinando sob as condições apresentadas neste trabalho — pode-se perceber — Figura 4.11 — que há uma vantagem significativa do processo de retificação, tanto em valores médios de peças usinadas quanto na dispersão da quantidade de peças produzidas em torno desta média, quando comparado ao processo de torneamento utilizando os parâmetros de corte adotados na terceira condição de usinagem. Porém, quando comparado ao processo de torneamento, utilizando, desta vez, os parâmetros de corte adotados na quarta condição de usinagem, esta vantagem, embora persista, já não é tão expressiva.

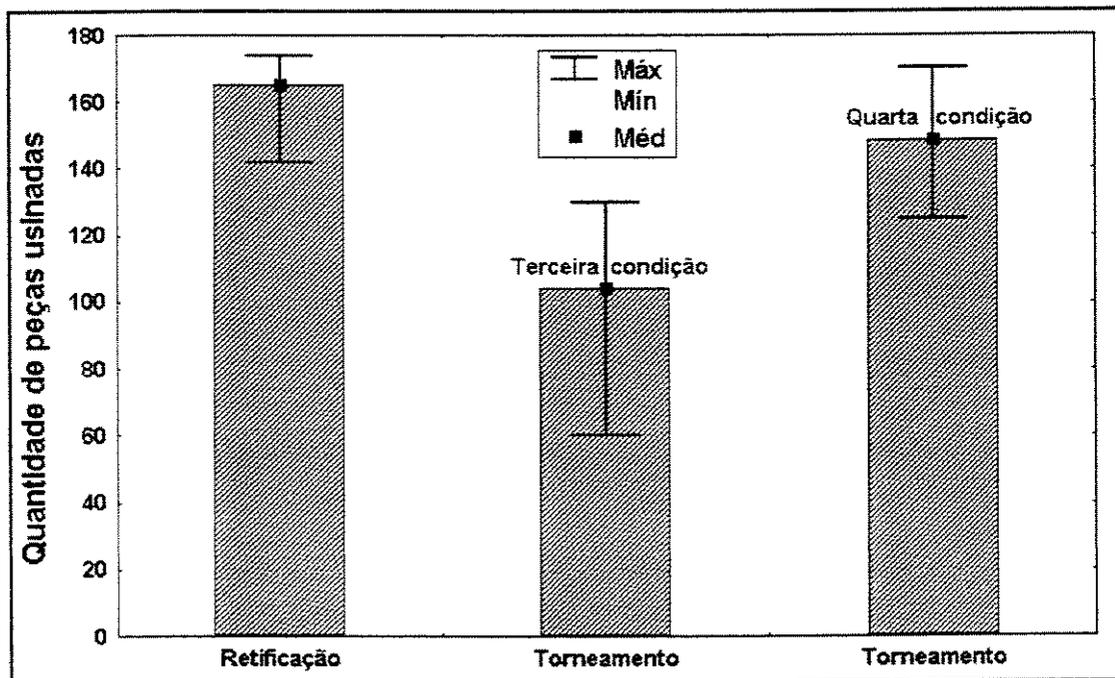


Figura 4.11 – Quantidade de peças produzidas pelos processos de retificação e torneamento.

4.2.3 Acabamento das peças usinadas

A Figura 4.12 mostra como variam, para as três arestas utilizadas, os valores de rugosidade média R_a com a quantidade de peças produzidas, de modo a atender as especificações definidas em projeto — rugosidade média $R_a \leq 0,4 \mu\text{m}$ e erro de

cilindricidade $\leq 10 \mu\text{m}$ — sob a terceira condição de corte. Como se pode perceber, os valores da rugosidade média R_a da primeira peça usinada, para cada uma das arestas empregadas nos ensaios, variam entre 0,15 e 0,20 μm . Ao longo da usinagem de todo o lote de peças, percebe-se que esses valores de rugosidade média R_a variam bastante, chegando a atingir um valor mínimo inferior a 0,15 μm — peça 15, aresta 3. Esta dispersão nos valores da rugosidade média R_a , onde em determinado número de peças usinadas o valor da rugosidade é baixo, atingindo, rapidamente, valores elevados — quando comparado ao anterior — para as peças seguintes, pode ter uma explicação no desgaste da ferramenta que, tomando como exemplo — no gráfico da Figura 4.12, aresta 3 — os valores de rugosidade apresentados pelas peças de 70 a 115 — representas no eixo das abscissas — em determinado instante pode sofrer uma falha de lascamento, fazendo, assim, com que o valor da rugosidade da peça usinada sofra um aumento. Esse valor elevado de rugosidade tende a permanecer nas peças usinadas até que ocorra uma “acomodação” da aresta, dando à mesma, um novo perfil que já não “agride” tanto a superfície da peça usinada, fazendo, assim, com que a mesma apresente um menor valor de rugosidade média R_a . Essa situação permanece até que ocorra, novamente, o fenômeno do lascamento na aresta de corte da ferramenta fazendo, assim, com que o ciclo descrito anteriormente, recomece.

Ainda, analisando o comportamento da rugosidade média R_a , à medida em que se aumenta a quantidade de peças usinadas, é possível constatar que para as quinze primeiras peças usinadas — de modo mais evidente, com as arestas 2 e 3 — a rugosidade destas peças sobe abruptamente, chegando — como é o caso da décima peça usinada com a aresta 3 — a valores bem próximos a 0,40 μm — Esta colocação será discutida posteriormente.

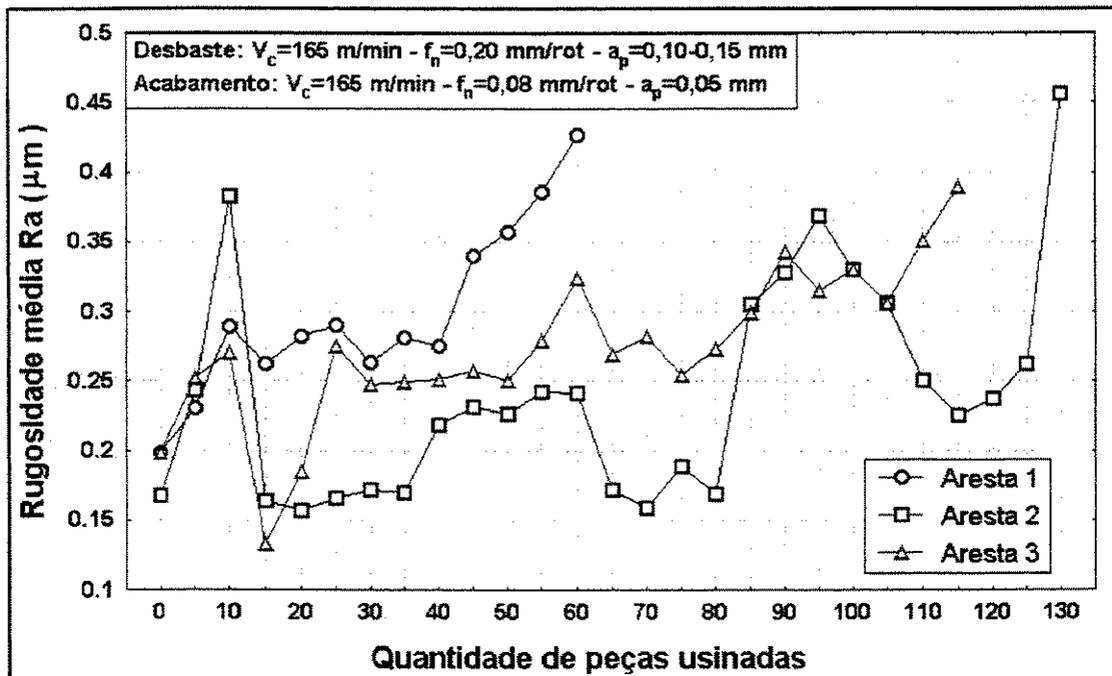


Figura 4.12 – Variação da rugosidade média Ra na usinagem de três lotes de peças adotando os parâmetros de corte definidos na terceira condição de usinagem.

A Figura 4.13, por sua vez, mostra o comportamento das arestas de corte utilizadas na usinagem das peças empregando os parâmetros de corte definidos na quarta condição de usinagem. Percebe-se que o parâmetro que define a rugosidade média da primeira peça usinada, para cada uma das arestas utilizadas, apresentou valores entre 0,20 e 0,30 μm . Atentando-se aos valores da rugosidade média Ra das peças usinadas com a primeira e segunda aresta de corte, constata-se que a última peça destes lotes apresentou um valor ligeiramente superior a 0,20 μm e a 0,25 μm , respectivamente; um valor, portanto, muito inferior ao valor máximo admitido em projeto — 0,40 μm . Todavia, não foi possível continuar a usinagem destes lotes de peças com a mesma aresta pois, o valor do erro de cilindricidade atingido por estas peças já superava àquele definido no projeto — 10,0 μm .

Com a terceira aresta de corte foi possível usinar a mesma quantidade de peças que a primeira, sendo que, neste caso, o motivo para a troca do inserto não foi o alto valor do erro de cilindridade, que neste caso foi inferior a 10,0 μm , e sim, o valor da rugosidade média Ra superior a 0,40 μm apresentado pela última peça do lote.

Diante destes resultados é importante destacar a necessidade de se monitorar não apenas os valores da rugosidade média Ra mas, também, o valor do erro de cilindridade que as peças usinadas pelo processo de torneamento de materiais endurecidos, apresentam. A explicação para que tenha ocorrido o aumento significativo do erro de cilindridade pode estar no fenômeno do lascamento ocorrido na ferramenta de desbaste.

As peças usinadas sob os parâmetros definidos na quarta condição apresentaram valores de rugosidade média Ra bastante dispersos. Esta elevada dispersão se fez notar para as três arestas utilizadas, ao contrário da terceira condição, onde uma dispersão maior foi observada apenas nas peças usinadas com a aresta 2. Estes resultados sugerem que o aumento da velocidade de corte Vc de 165 para 200 m/min provocou, repetidas vezes, o fenômeno do lascamento na aresta de corte da ferramenta, fazendo, assim, com que o ciclo que marca o início da avaria que ocorre na ferramenta — provocando o aumento abrupto do valor da rugosidade média Ra — seguido por uma acomodação da aresta — provocando a redução dos valores da rugosidade média Ra — aconteça com maior frequência.

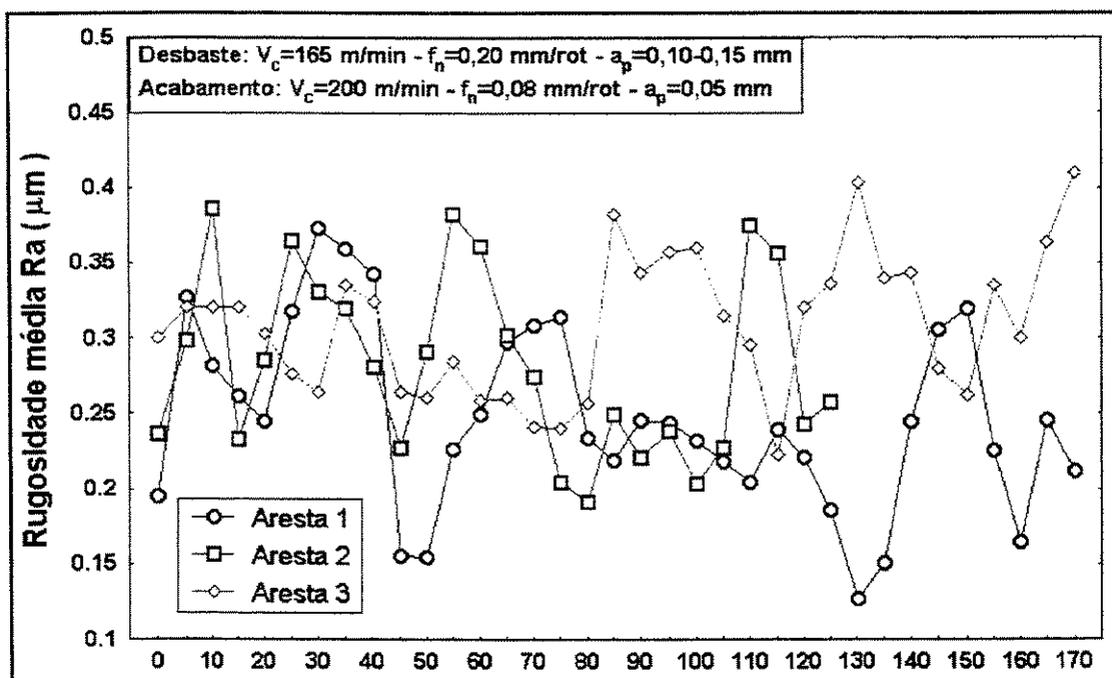
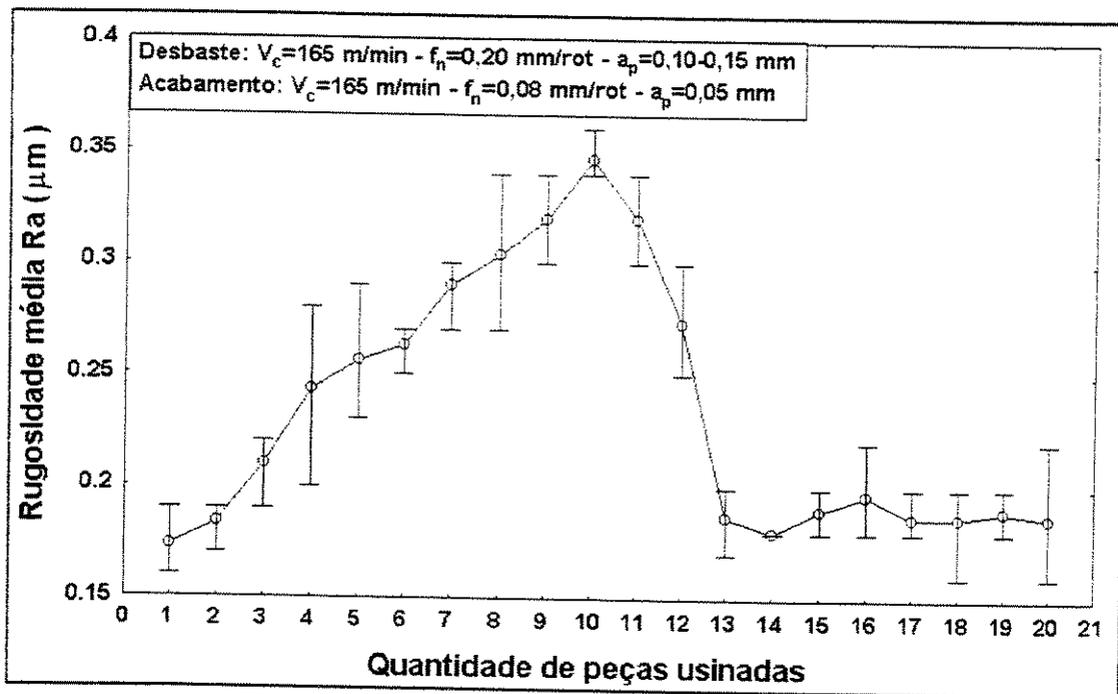


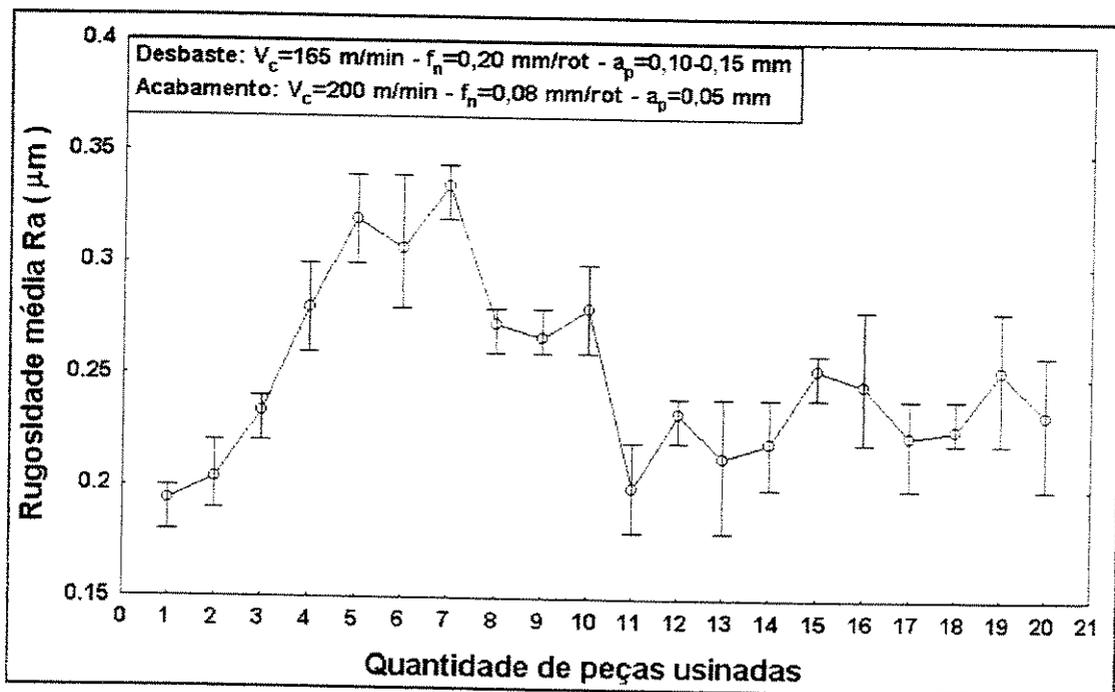
Figura 4.13 – Variação da rugosidade média Ra na usinagem de três lotes de peças adotando os parâmetros de corte definidos na quarta condição de usinagem.

Durante a obtenção dos valores de rugosidade média Ra para as condições analisadas, observou-se inicialmente que estes cresciam rapidamente, nas primeiras peças usinadas, podendo, às vezes, atingir um ponto de inflexão bem próximo ao limite de $0,40 \mu\text{m}$. Para as peças seguintes, constatou-se que estes valores decresciam de maneira a alcançar valores da mesma grandeza que a peça inicial e, posteriormente, a rugosidade voltava a crescer de maneira menos abrupta e mais coerente com o desgaste da aresta de corte. Assim, resolveu-se observar melhor este fenômeno e o resultado é mostrado na Figura 4.14.

O comportamento descrito acima, sugere que o motivo para o aumento brusco dos valores da rugosidade média Ra das primeiras peças usinadas é provocado por um rápido desgaste que ocorre na aresta de corte, uma vez que a mesma é, em princípio, aguda; seguido por uma adaptação da aresta de corte a uma geometria que permite à mesma resistir melhor às condições de corte empregadas, fazendo, assim, com que a rugosidade da peça diminua, chegando a atingir valores próximos — às vezes até inferior — àquele apresentado pela primeira peça usinada.



(a)



(b)

Figura 4.14 – Variação da rugosidade média Ra para as vinte primeiras peças usinadas sob a (a) terceira e (b) quarta condições de corte.

Além do parâmetro da rugosidade média R_a , levantou-se, também, a título de ilustração, os parâmetros que definem a profundidade total da rugosidade R_t e o espaçamento médio entre os picos R_{Sm} para a terceira e quarta condições de usinagem. Apesar destes parâmetros não serem exigidos pelo projeto, apresentam importância, principalmente o parâmetro que define a profundidade total da rugosidade R_t , uma vez que este informa sobre a máxima deteriorização da superfície vertical da peça, tem grande aplicação na maioria dos países, além de fornecer informações complementares ao parâmetro R_a — que dilui o valor dos picos e vales.

As Figuras 4.15 a 4.18 mostram a variação dos valores dos parâmetros R_t e R_{Sm} nas terceira e quarta condições de corte. A causa desta variação é a mesma do parâmetro de rugosidade média R_a , discutida anteriormente.

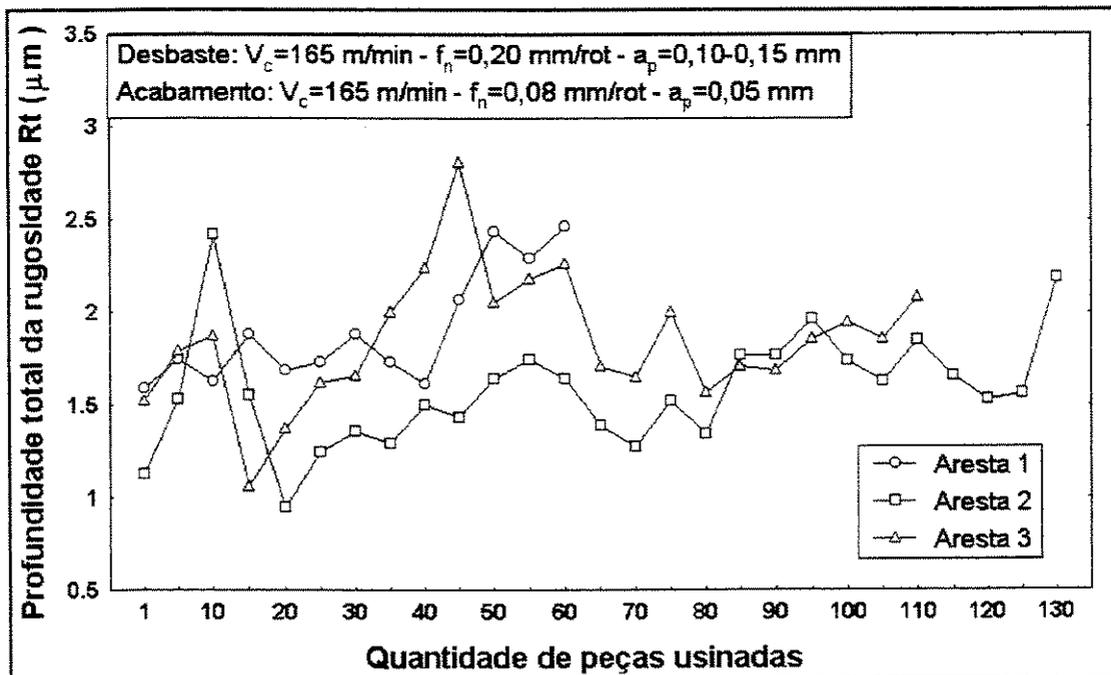


Figura 4.15 – Variação da profundidade total da rugosidade R_t para três arestas de corte quando usinando sob a terceira condição de corte.

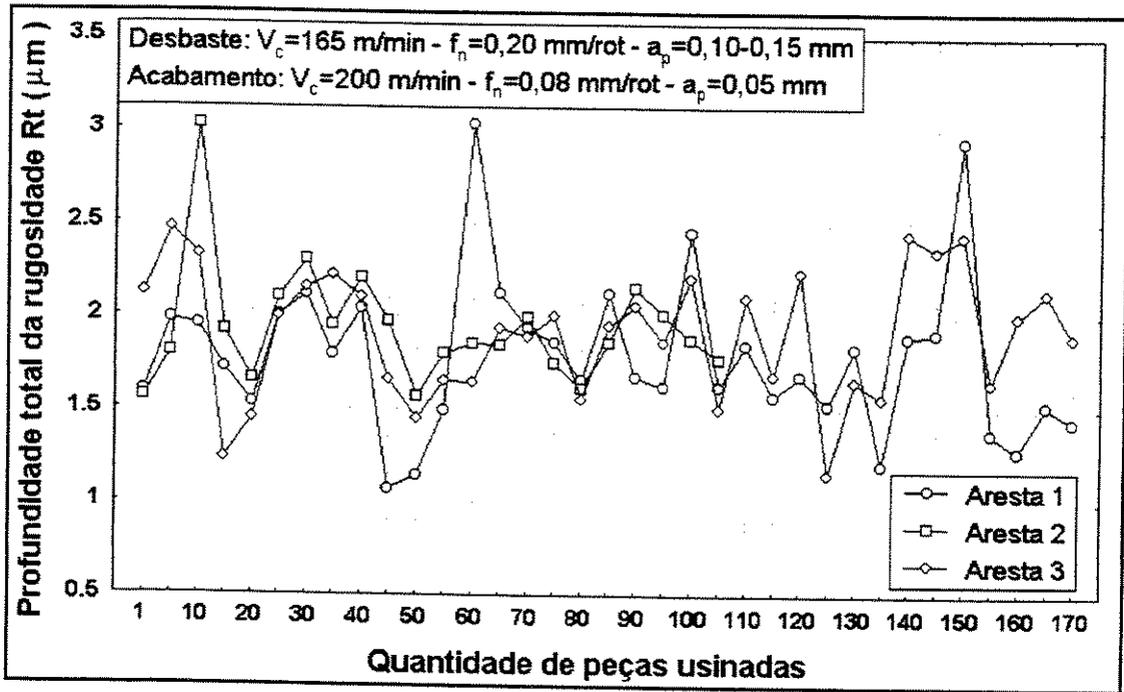


Figura 4.16 – Variação da profundidade total da rugosidade R_t para três arestas de corte quando usando sob a quarta condição de corte.

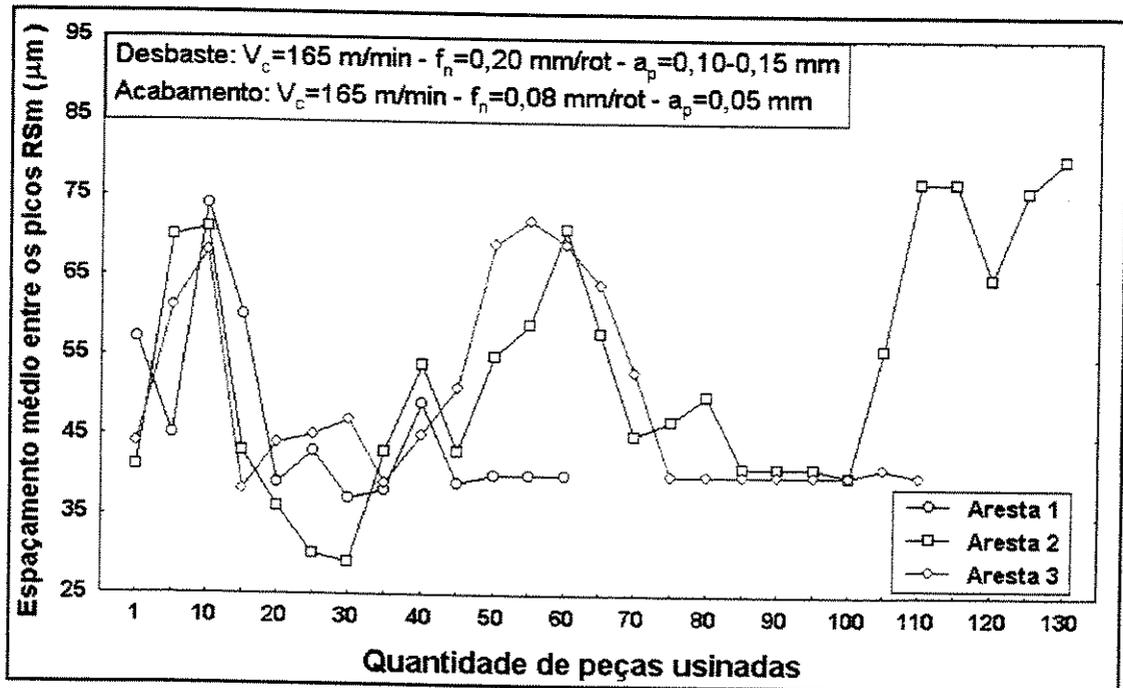


Figura 4.17 – Variação do espaçamento médio entre os picos R_{Sm} para três arestas de corte quando usando sob a terceira condição de corte.

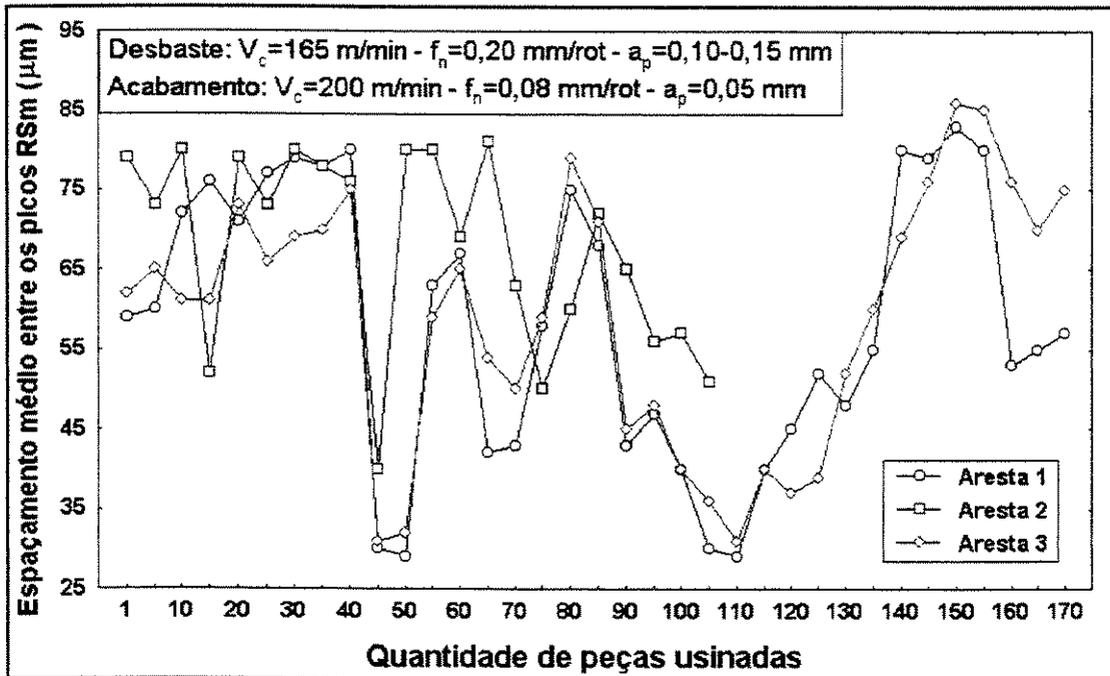


Figura 4.18 – Variação do espaçamento médio entre os picos RSm para três arestas de corte quando usinando sob a quarta condição de corte.

As Figuras 4.19 e 4.20 mostram de maneira sucinta a variação dos três parâmetros de rugosidade estudados.

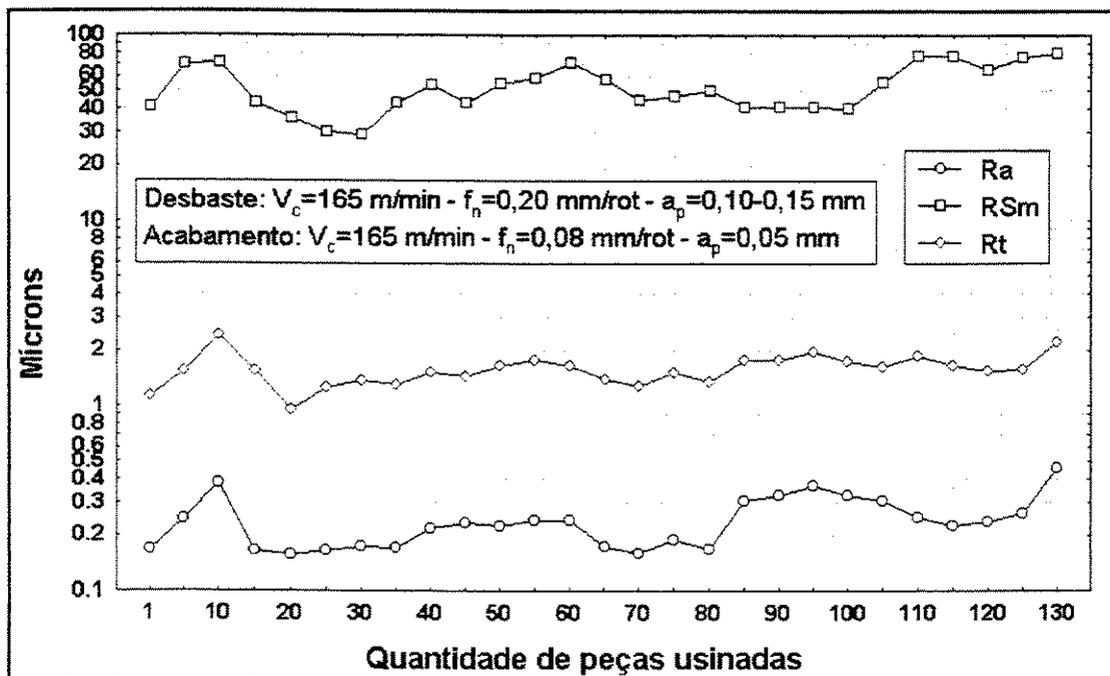


Figura 4.19 – Variação dos parâmetros Ra, Rt e RSm para as peças usinadas com a segunda aresta quando usinando sob a terceira condição de corte.

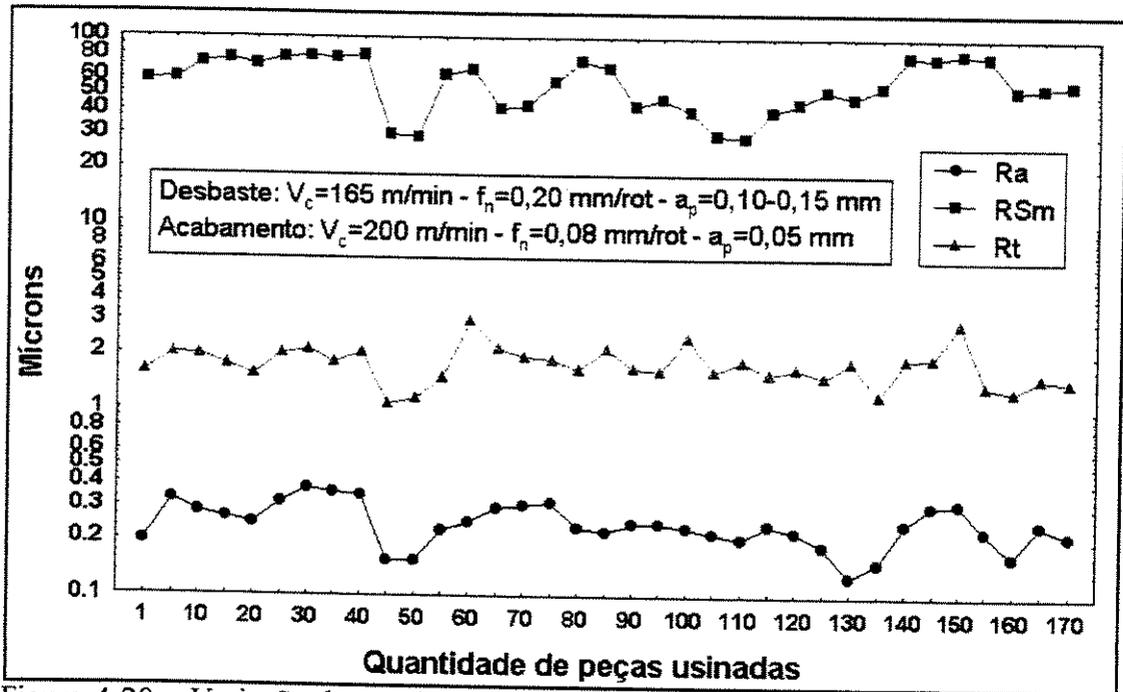


Figura 4.20 – Variação dos parâmetros Ra, Rt e RSm para as peças usinadas com a primeira aresta quando usinando sob a quarta condição de corte.

Observando, agora, o perfil da primeira peça usinada com a aresta 2 — Figura 4.21 — percebe-se que a maioria dos picos e vales apresentados situam-se entre 0,2 a 0,4 μm . Em contrapartida, o perfil de rugosidade da última peça do lote usinado com a mesma aresta — Figura 4.22 — mostra que os picos e vales neste caso, localizam-se entre 0,8 e 1,0 μm

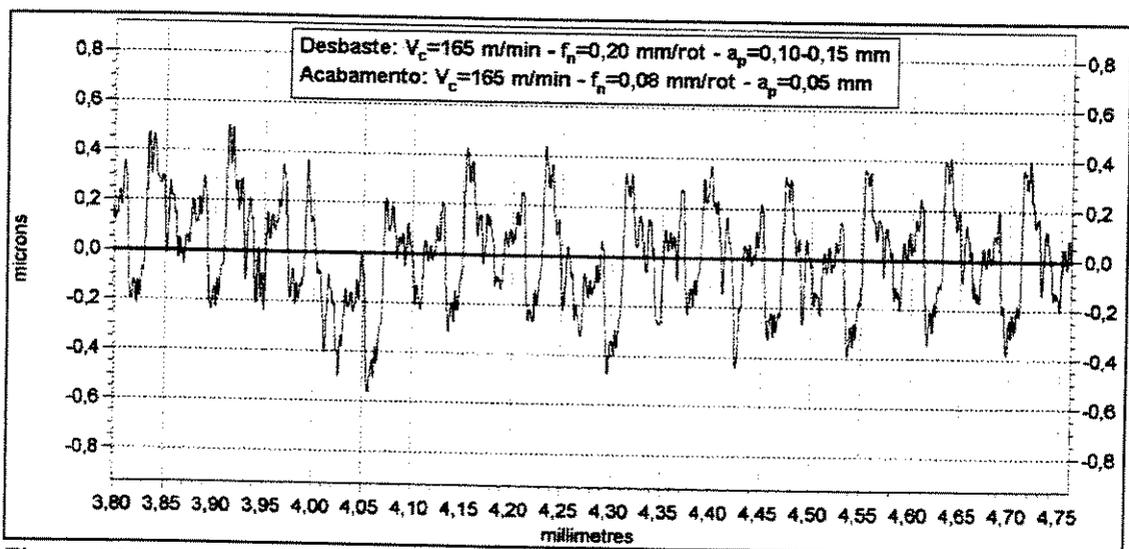


Figura 4.21 – Perfil de rugosidade da primeira peça do lote usinado com a segunda aresta de corte sob a terceira condição de corte

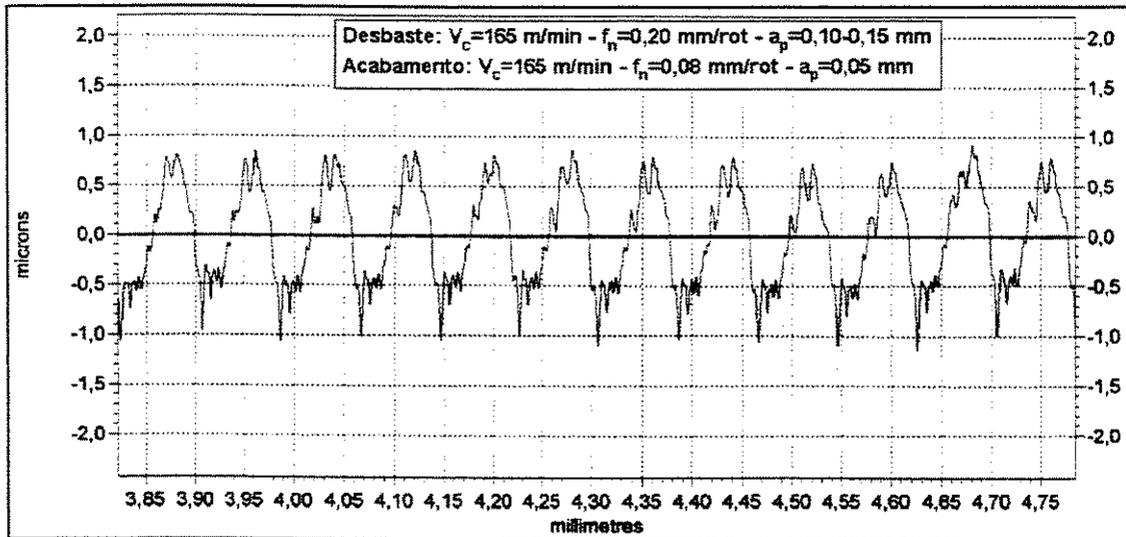


Figura 4.22 – Perfil de rugosidade da última peça do lote usinado com a segunda aresta de corte sob a terceira condição de corte

Analisando agora as Figuras 4.23 e 4.24, percebe-se uma semelhança entre os perfis apresentados pela primeira e última peça do lote usinado com aresta 1 sob a quarta condição de corte, com aqueles apresentados acima. O perfil de rugosidade traçado para a primeira peça usinada, mostra que a maioria dos picos situa-se entre 0,4 e 0,6 μm , enquanto que o perfil de rugosidade da última peça mostra que os picos estão a 0,4 μm da linha média de referência para o cálculo da rugosidade média da peça.

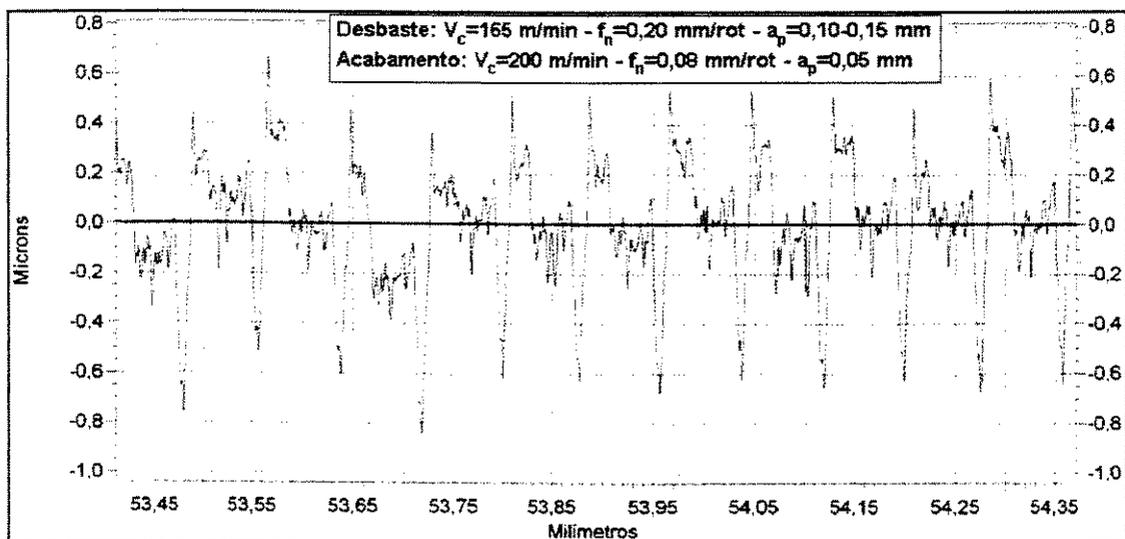


Figura 4.23 – Perfil de rugosidade da primeira peça do lote usinado com a primeira aresta de corte sob a quarta condição de corte

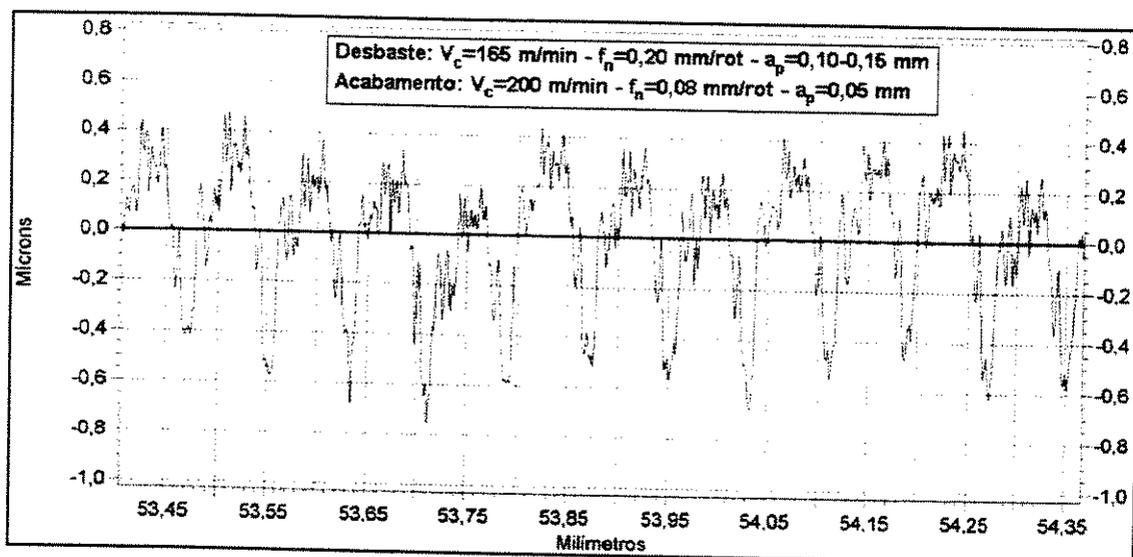


Figura 4.24 – Perfil de rugosidade da última peça do lote usinado com a primeira aresta de corte sob a quarta condição de corte

Os perfis expostos acima evidenciam claramente o desgaste da ferramenta de corte ao longo da usinagem. Pode-se perceber que o perfil da peça usinada apresenta uma forma inversa das ranhuras presentes na aresta de corte das ferramentas. Para as duas condições de usinagem testadas — terceira e quarta — nota-se que o perfil das últimas peças usinadas quando comparados às primeiras, apresenta uma maior distância entre os picos, o que sugere que isto seja provocado pela nova forma adquirida pela aresta de corte em função do desgaste sofrido.

4.2.4 Erros de forma: circularidade e cilindricidade

A Figura 4.25 mostra a variação — em função do número de peças — do erro de circularidade apresentado pelas peças usinadas com a segunda aresta sob os parâmetros de corte definido na terceira condição de usinagem. Percebe-se que esta variação dos valores de circularidade atinge intervalos distintos, ao longo de todo o comprimento do furo usinado (36 mm). Na entrada do furo o erro de circularidade

apresenta um valor médio de $4,8 \mu\text{m}$ e um valor máximo de, aproximadamente, $6,0 \mu\text{m}$. No centro do furo, que corresponde a um comprimento de corte de 18 mm , o valor médio para o erro de circularidade apresentado fica em torno de $3,5 \mu\text{m}$, enquanto que, na saída do furo este valor é de $2,5 \mu\text{m}$ e, o valor mínimo do erro de circularidade pode chegar a um pouco mais de $2,0 \mu\text{m}$. Assim, percebe-se que a variação dos valores médios do erro de circularidade pode variar, ao longo de todo o comprimento de usinagem, cerca de $2,0 \mu\text{m}$ e, a diferença entre os valores máximo e mínimo atingidos pode chegar à ordem de $4,0 \mu\text{m}$.

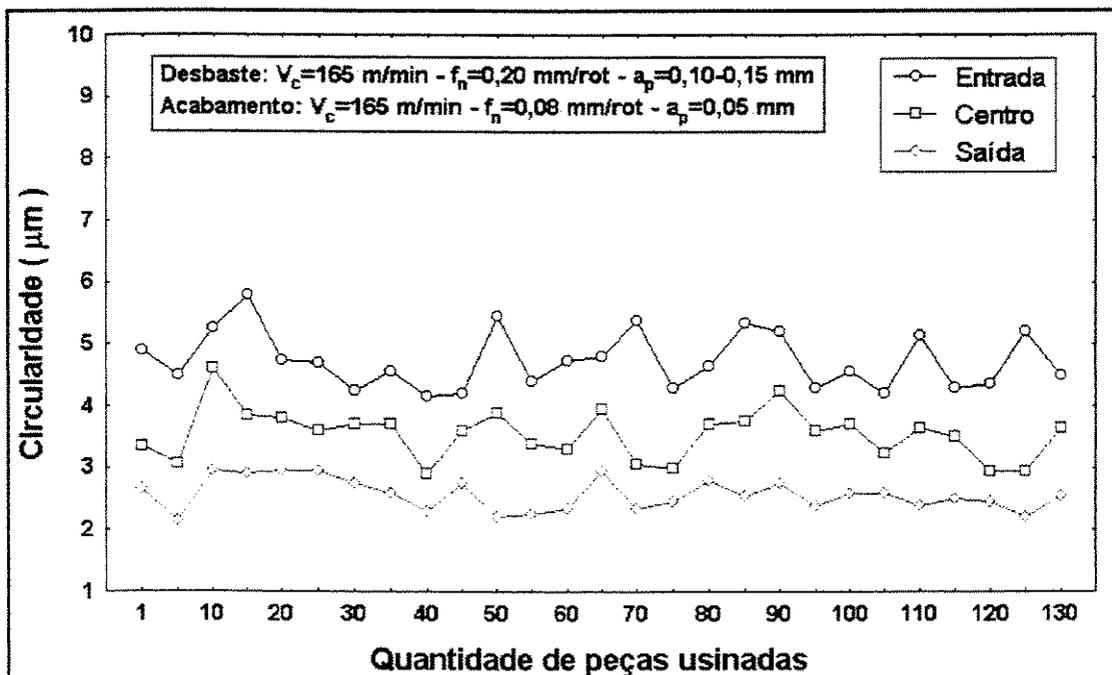


Figura 4.25 – Variação dos valores do erro de circularidade ao longo do comprimento do furo usinado sob a terceira condição de corte.

Analisando, agora, a Figura 4.26, percebe-se que o valor do erro de circularidade apresentado pelas peças do lote usinado na quarta condição de corte, a exemplo do que ocorreu com as peças usinadas sob os parâmetros de corte da terceira condição, apresentam o mesmo comportamento decrescente destes valores à medida que se afasta da extremidade definida como “entrada do furo”, para a outra, denominada “saída do furo”. O erro de circularidade, tanto na entrada quanto no

centro do furo, apresenta valores ligeiramente superiores àqueles apresentados pelas peças usinadas na terceira condição; enquanto que, na saída do furo estes valores são semelhantes. Estes resultados sugerem que a vibração da peça, no momento da usinagem pode ser a causa desta variação nos valores do erro de circularidade, uma vez que o sistema de fixação garante maior rigidez na parte superior da engrenagem.

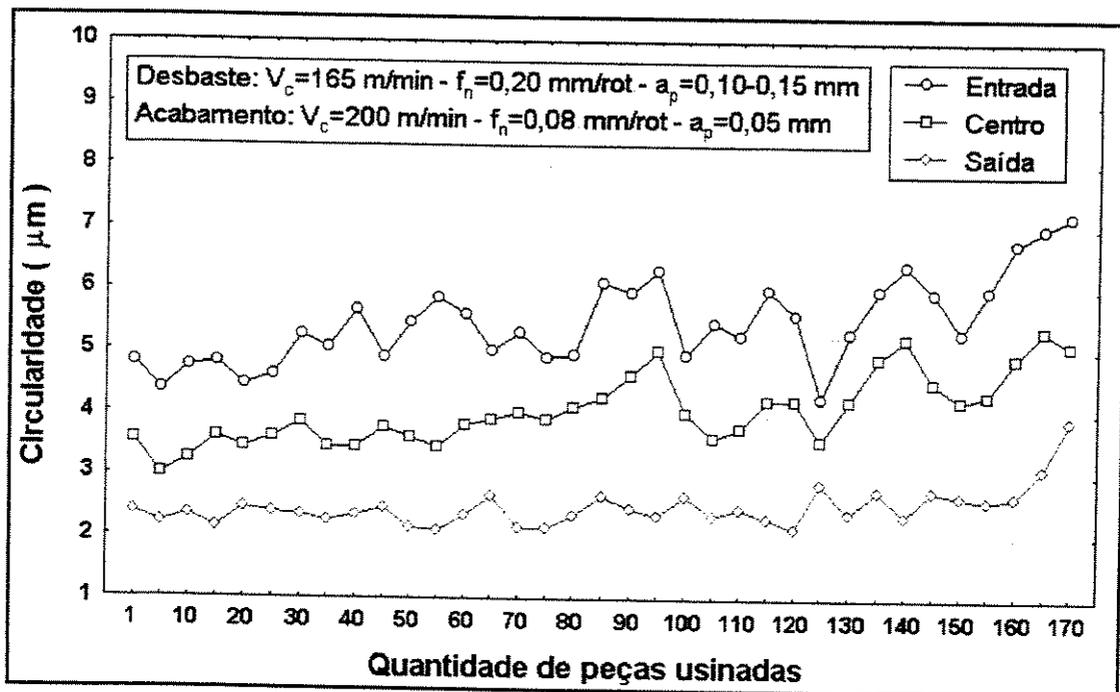


Figura 4.26 – Variação dos valores do erro de circularidade ao longo do comprimento do furo usinado sob a quarta condição de corte.

Concluindo, então, a análise acima, observa-se que para a terceira condição de usinagem, o erro de circularidade — em função da quantidade de peças usinadas — apresenta uma tendência a se manter constante até a última peça usinada, enquanto que na quarta condição de usinagem tem-se uma leve tendência de aumento nos valores deste erro à medida que aumenta a quantidade de peças usinadas. Este resultado pode ser explicado pelo aumento no desgaste da ferramenta de corte.

Analisando, agora, o erro de cilindricidade apresentado pelas peças usinadas com a segunda aresta de corte, na terceira condição de usinagem, constatou-se uma leve tendência ao aumento com a quantidade de peças usinadas — Figura 4.27. A

dispersão dos resultados é bastante significativa, apresentando um desvio padrão de $0,75 \mu\text{m}$ e um valor médio de aproximadamente $5,3 \mu\text{m}$. Contudo, o maior valor do erro de cilindridade resultante desta condição de usinagem, para um lote de 130 peças, foi inferior a $7,0 \mu\text{m}$. É importante citar que o erro máximo admitido em projeto é de $10,0 \mu\text{m}$.

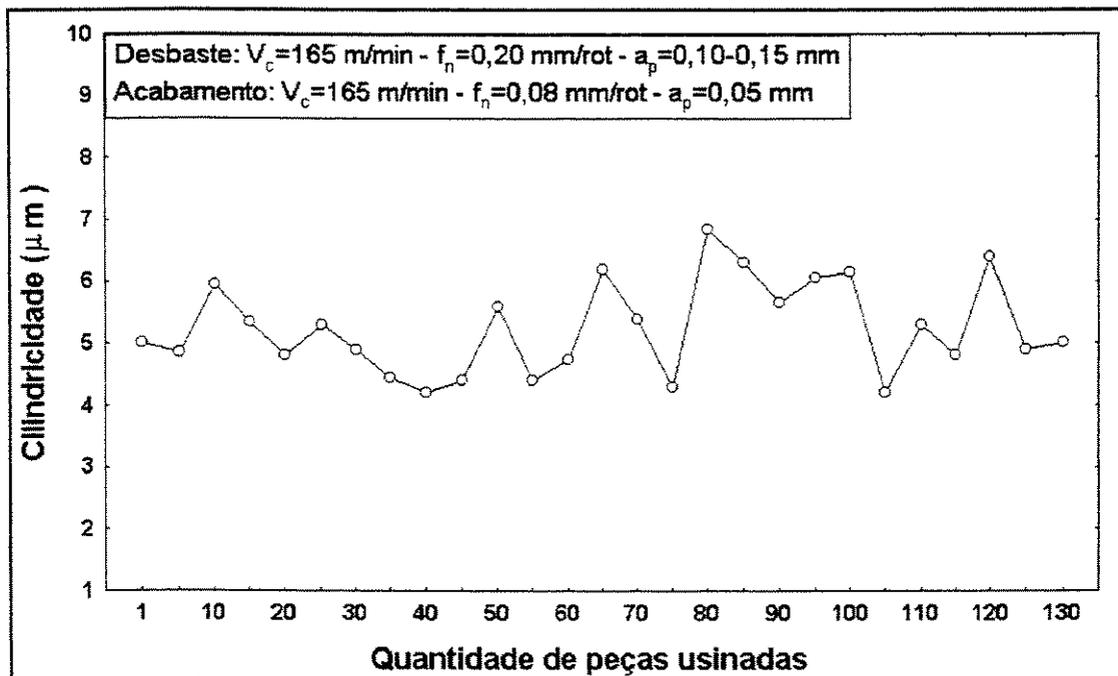


Figura 4.27 – Variação dos valores do erro de cilindridade ao longo do comprimento do furo usinado sob a terceira condição de corte.

Analisando, agora, o erro de cilindridade apresentado pelas peças usinadas com a aresta 1, na quarta condição de usinagem, percebe-se que há uma tendência ao aumento deste erro à medida que se avança na quantidade de peças usinadas — Figura 4.28. Consta-se, também, que a última peça do lote — peça 170 — usinada sob a quarta condição, apresenta um erro de cilindridade de $14,0 \mu\text{m}$ — valor este, superior ao permitido em projeto.

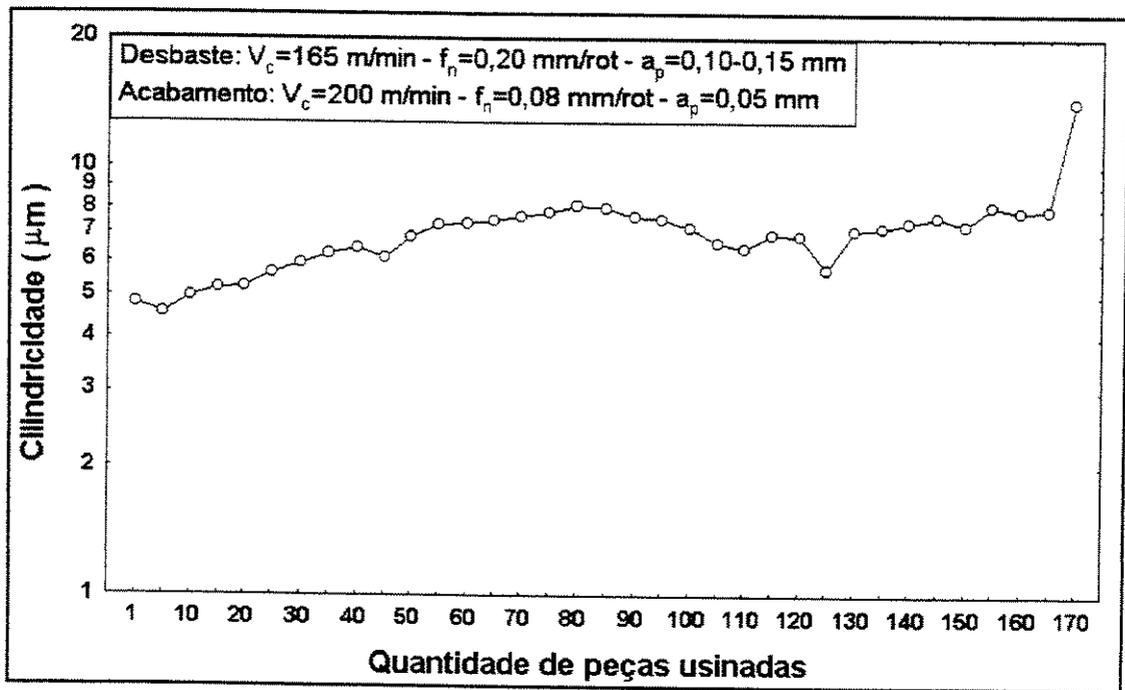


Figura 4.28 – Variação dos valores do erro de cilindridade ao longo do comprimento do furo usinado sob a quarta condição de corte.

Concluindo, então, a análise quanto ao erro de cilindridade, a Figura 4.29 mostra — considerando os valores médios — que este erro, na quarta condição de usinagem é superior àquele apresentado pela terceira condição. A explicação para este resultado pode ser atribuída à maior vibração da peça e ao desgaste de flanco apresentado pela ferramenta, à medida que aumenta a quantidade de peças usinadas.

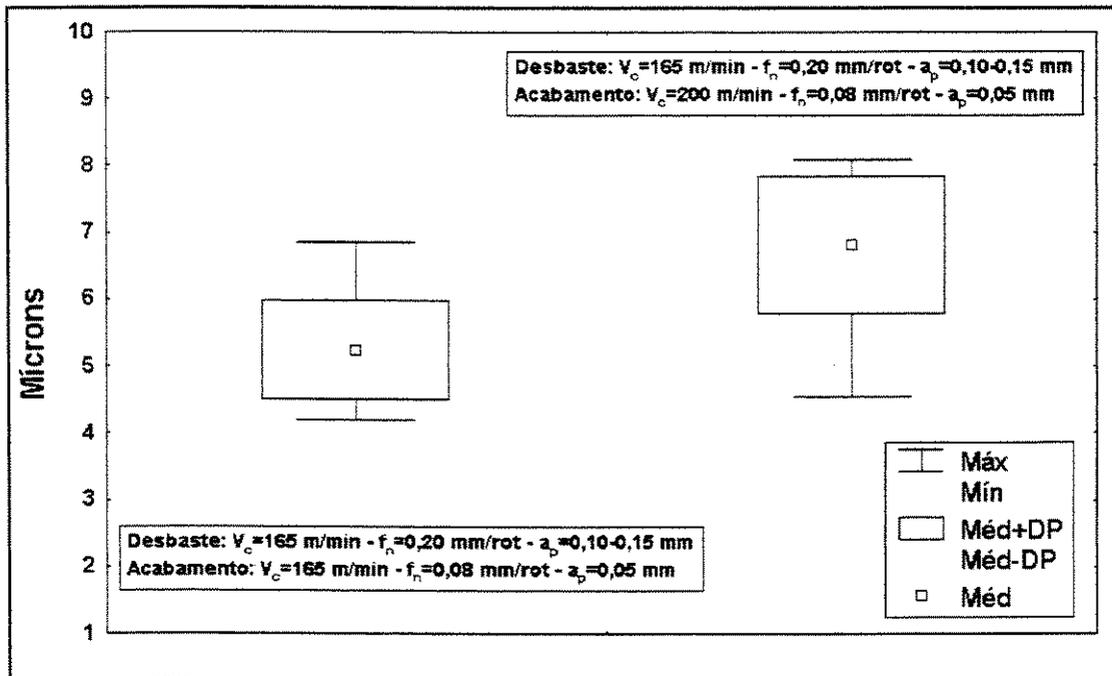


Figura 4.29 – Distribuição do erro de cilindridade apresentado pelas peças usinadas sob a terceira e quarta condições de corte.

A Figura 4.30 possibilita a observação conjunta da variação dos erros de forma — circularidade e cilindridade — e da rugosidade média R_a obtidos com a usinagem do lote de 130 peças com a aresta 2, sob a terceira condição de usinagem, discutidos anteriormente. Como se pode observar, o fator determinante para o encerramento da usinagem do lote de peças foi a rugosidade apresentada pela peça, uma vez que, das especificações de projeto analisadas, esta foi a que primeiro atingiu o valor máximo admissível — $R_a = 0,4 \mu\text{m}$.

Fazendo, agora, esta análise para a quarta condição de corte, pode-se perceber — Figura 4.31 — que o fator determinante para o encerramento da usinagem do lote de peças foi o erro de cilindridade apresentado pela peça, ao atingir o valor máximo permitido de $10,0 \mu\text{m}$.

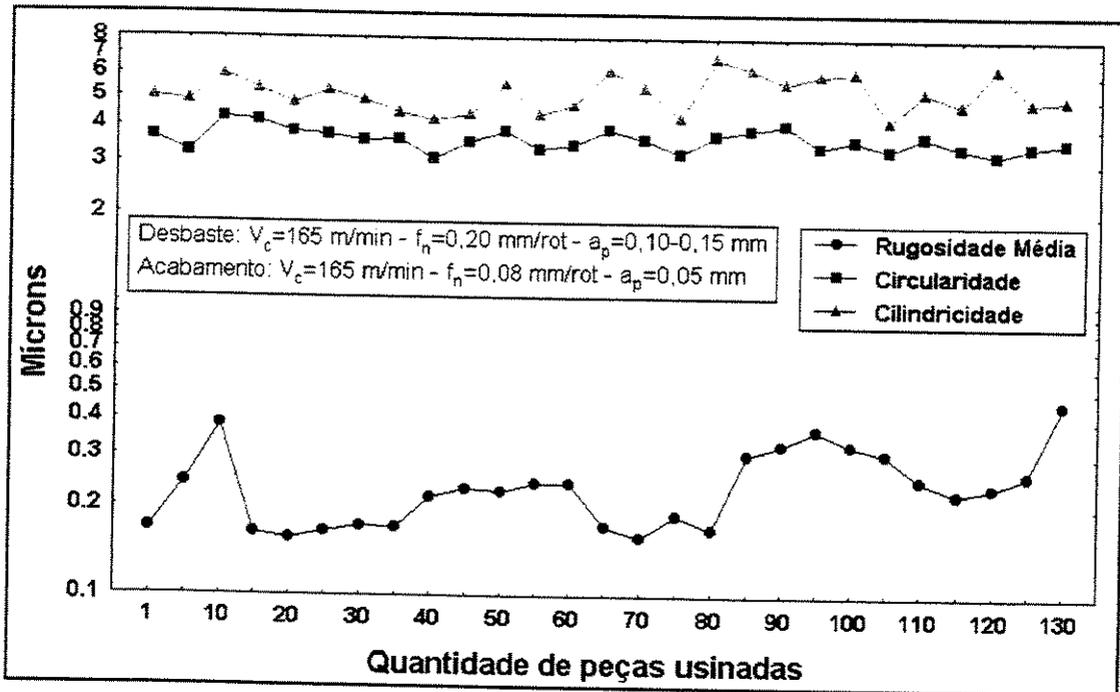


Figura 4.30 – Variação da rugosidade média Ra, circularidade e cilindridade apresentada pelas peças usinadas sob a terceira condição de corte.

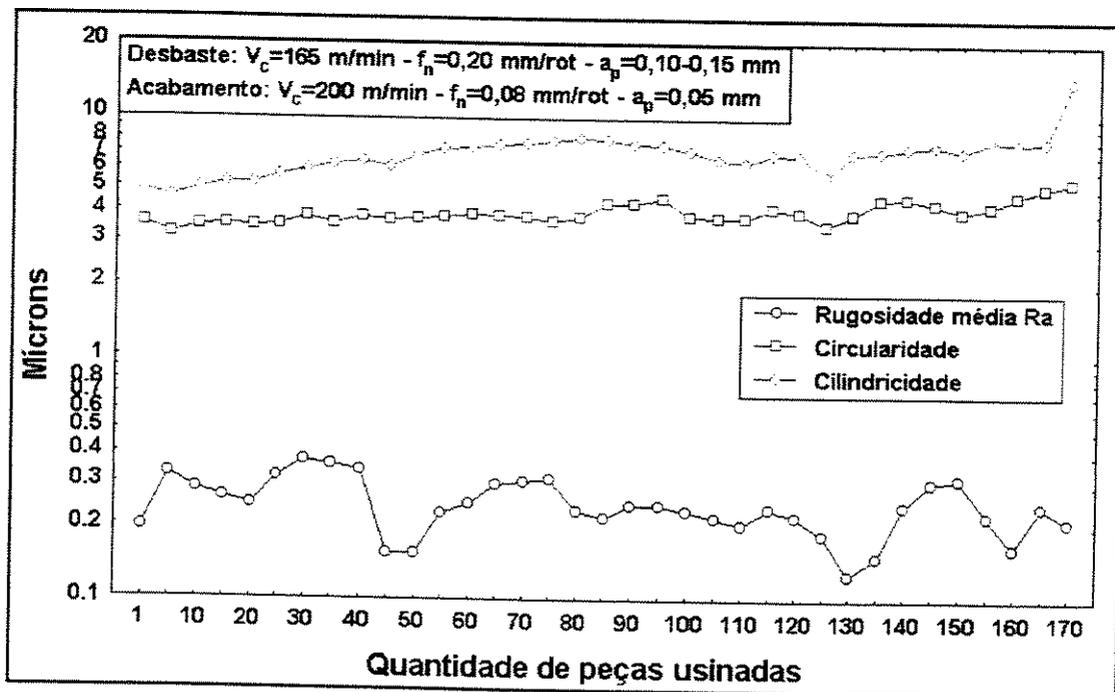


Figura 4.31 – Variação da rugosidade média Ra, circularidade e cilindridade apresentada pelas peças usinadas sob a quarta condição de corte.

A Figura 4.32 mostra a distribuição dos valores do erro de cilindridade apresentado pela peças usinadas pelos processos de torneamento e retificação. Percebe-se que o processo de retificação mostrou um menor erro de cilindridade quando comparado ao processo de torneamento.

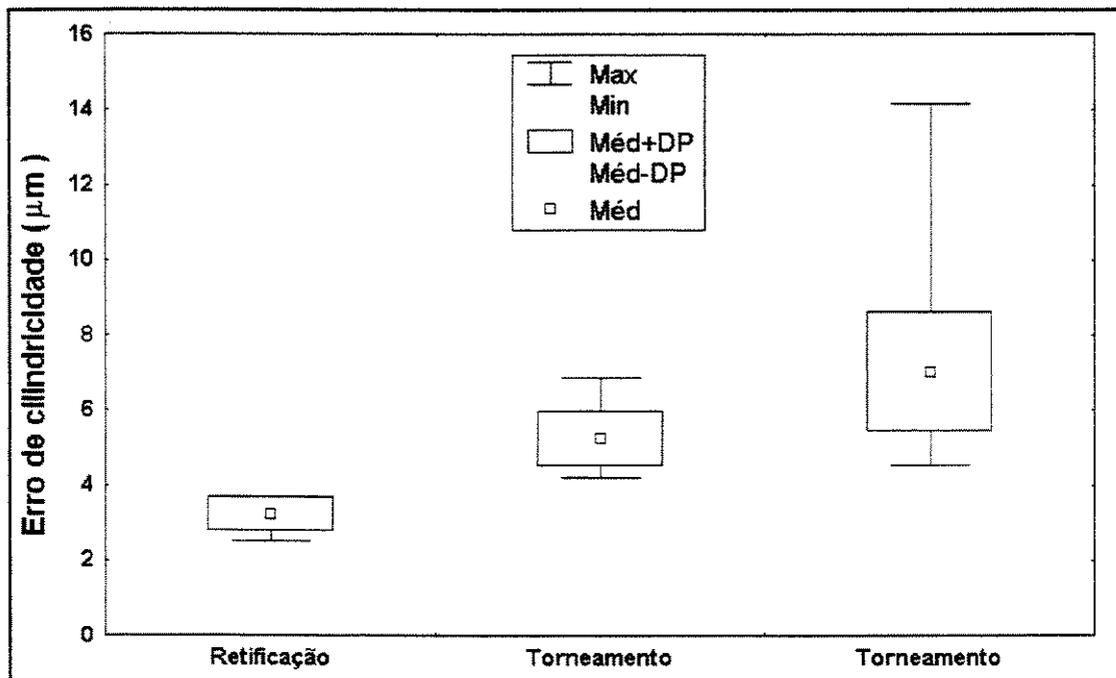


Figura 4.32 – Distribuição dos valores dos erros de cilindridade apresentados pelos processos de retificação e torneamento.

4.2.5 Integridade superficial: zona afetada pelo calor e tensão residual

Analisando a microestrutura das peças usinadas sob a terceira condição de corte pode-se constatar, pela Figura 4.33a, que a primeira peça do lote não tem, em sua camada superficial, a presença da camada de martensita não revenida ou “camada branca”, indicando, assim, que a mesma não sofreu mudança microestrutural. A Figura 4.33b, por sua vez, mostra que a última peça do lote sofreu mudanças microestruturais, tanto na superfície quanto na subsuperfície pois, como se pode constatar, a superfície da peça apresenta uma camada de martensita não revenida — marcada por uma camada branca — e, logo abaixo, ou seja, na subsuperfície, pode-se perceber a presença da camada de martensita revenida — marcada por uma região de cor escura. Na parte inferior desta figura tem-se uma cópia da micrografia acima, obtida de analisador de imagens, onde fica evidente a presença destas camadas indicando, assim, que a última peça do lote sofreu mudanças microestruturais.

A explicação para o que foi exposto acima é que o calor gerado na superfície da última peça usinada foi alto o suficiente a ponto de exceder a temperatura de austenização, fazendo, assim, com que a estrutura martensítica não revenida — camada branca — fosse produzida. O surgimento da camada de martensita revenida na camada subsuperficial, por sua vez, é explicado pelo fato da temperatura nesta região ter excedido a temperatura de revenimento. Assim, pode-se concluir que o calor gerado na superfície da primeira peça usinada, não foi tão elevado. Este comportamento é explicado pelo fato de que o calor gerado na interface ferramenta-peça é crescente com o desgaste de flanco apresentado pela ferramenta à medida que aumenta a quantidade de peças usinadas.

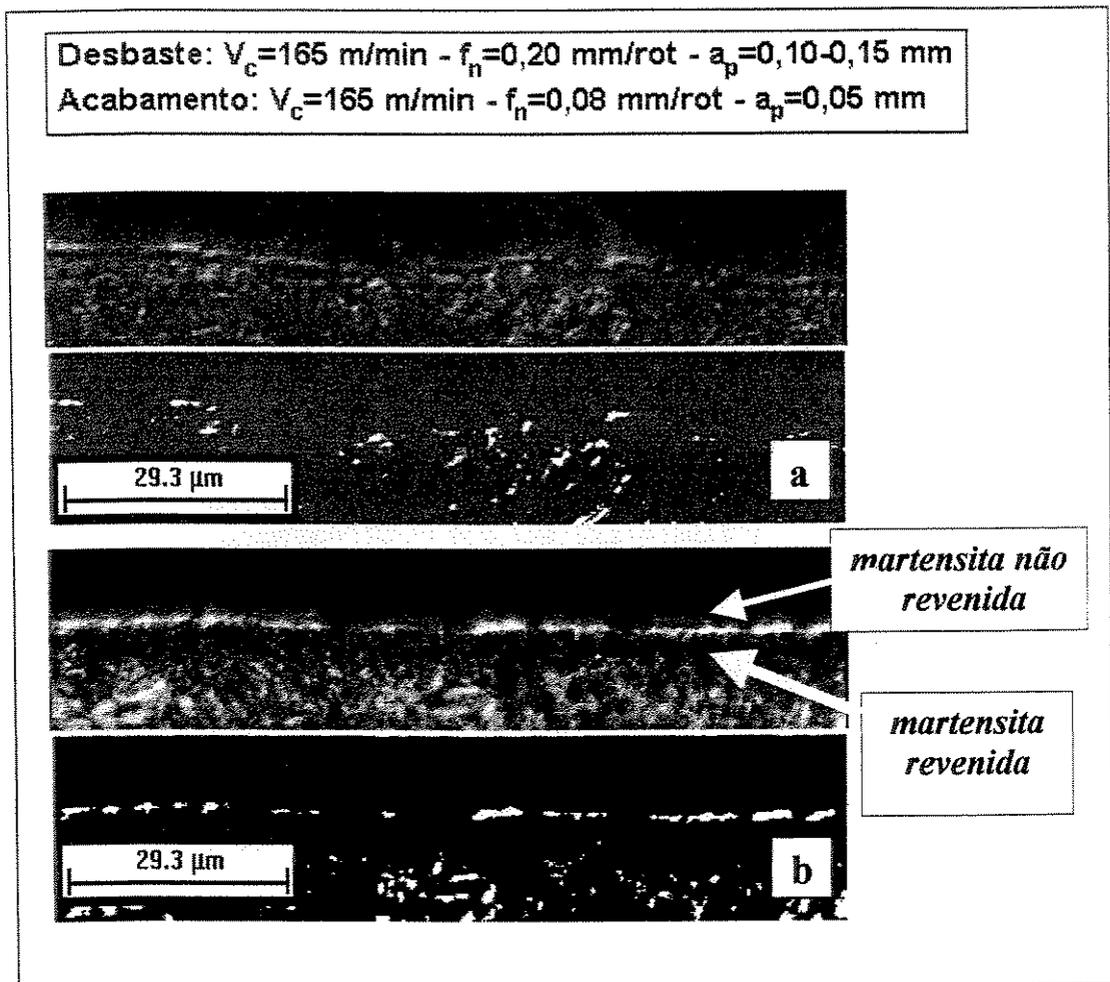
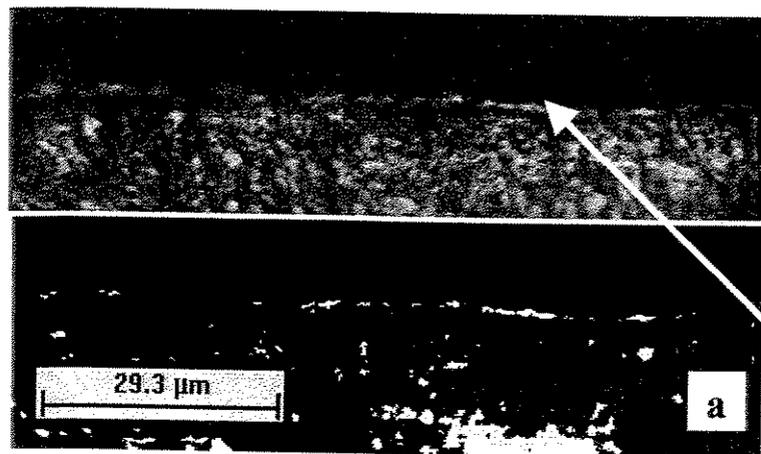


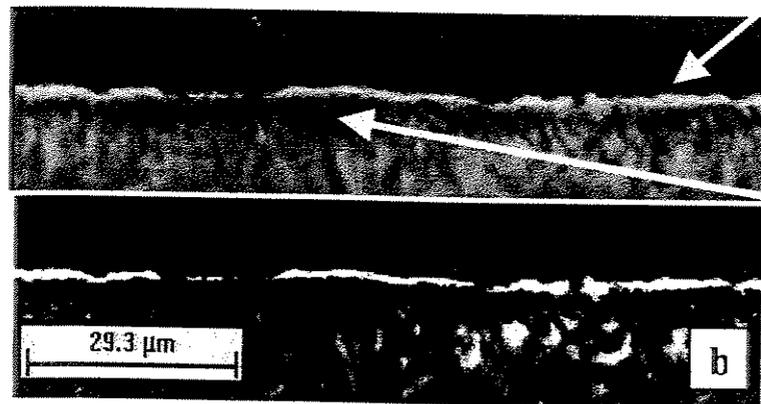
Figura 4.33 – Amostras metalográficas de peças usinadas sob a terceira condição de corte. (a) primeira e (b) última peça do lote.

Analisando, agora, a Figura 4.34a, percebe-se que a primeira peça do lote usinada sob efeito dos parâmetros de corte definidos na quarta condição de usinagem apresenta em sua superfície, uma fina e intermitente camada de martensita não revenida. A última peça do lote — Figura 4.34b — por sua vez, apresenta uma contínua e espessa camada de martensita não revenida em sua superfície, além da martensita não revenida localizada na camada subsuperficial.

Desbaste: $V_c=165$ m/min - $f_n=0,20$ mm/rot - $a_p=0,10-0,15$ mm
Acabamento: $V_c=200$ m/min - $f_n=0,08$ mm/rot - $a_p=0,05$ mm



*martensita não
revenida*



*martensita
revenida*

Figura 4.34 – Amostras metalográficas de peças usinadas sob a quarta condição de corte. (a) primeira e (b) última peça do lote.

Como se pode perceber, comparando as Figuras 4.33 e 4.34, as peças usinadas sob a quarta condição de corte apresentam uma mudança microestrutural mais evidente que as peças usinadas sob a terceira condição, principalmente a primeira do lote. A explicação para o exposto é que o calor gerado na interface ferramenta-peça é maior quando usinando na quarta condição.

Para a análise dos resultados quanto ao nível de tensão residual apresentado tanto na superfície quanto em camadas subsuperficiais, deve-se considerar o fato de que nas operações de desbaste e acabamento, a que foram submetidas as peças, removeu-se uma camada de material da ordem de 150 a 200 μm . Um outro fato que deve ser levado em consideração é que para uma amostra, extraída aleatoriamente do lote usinado com sob a terceira condição de usinagem, a tensão residual nesta camada ficava entre 0 e 100 MPa compressiva. Para a amostra representante do lote usinado sob a quarta condição de usinagem, o valor apresentado pela tensão foi o mesmo que o anterior.

Como se pode perceber — Figura 4.35 — a superfície da peça do primeiro do lote usinado, sob a terceira condição de corte, apresenta uma tenção de compressão próxima a 400 MPa. Levando-se em consideração que a peça usada como amostra deste lote apresentava na sua superfície uma tensão residual de compressão da ordem de 100 MPa, pode-se concluir, então, que para este ponto prevaleceram os esforços mecânicos, uma vez que os mesmos induzem tensões compressivas.

Analisando, agora, a superfície da peça que representa 50% do lote usinado, percebe-se que o nível de tensão residual neste ponto está em torno de 100 MPa compressiva, indicando, assim, que houve a indução de uma tenção de tração quando comparado ao resultado apresentado pela primeira peça. Com isso conclui-se que, neste caso, o que prevaleceu foi a carga térmica que, como se sabe, induz a uma tensão de tração que se contrapõe a tensão de compressão gerada na superfície da peça. Isto pode ser explicado pelo desgaste da ferramenta que aumenta com a quantidade de peças usinadas, elevando, assim, a temperatura gerada na interface ferramenta-peça.

Para a última peça lote, consta-se que a tensão gerada na sua superfície fica em torno de 300 MPa compressiva, indicando, assim, que, quando comparado ao resultado apresentado pela peça que representa a metade do lote, houve a adição de tensão compressiva, indicando, assim, que neste caso, o que prevaleceram foram os esforços mecânicos. A explicação mais genérica para o que foi exposto até então, está no desgaste de flanco da ferramenta pois, à medida em que este desgaste cresce

— com a quantidade de peças usinadas — aumenta-se a carga térmica, que induz a uma tensão de tração, e os esforços de corte — principalmente (no caso do torneamento de materiais endurecidos) a uma força passiva — que induzem a uma tensão compressiva.

Procurando, agora, explicar em maiores detalhes os resultados apresentados quanto ao nível de tensão gerada na superfície das peças usinadas sob a terceira condição de corte, deve-se levar em conta que a ferramenta não apresenta, no momento da usinagem da primeira peça do lote, desgaste de flanco e, portanto, o calor induzido na superfície da peça não é o bastante para gerar uma tensão de tração que contraponha à tensão compressiva gerada na peça, proveniente da força passiva.

À medida que aumenta a quantidade de peças usinadas, aumenta-se, também, o desgaste de flanco da ferramenta e, conseqüentemente, o calor gerado na superfície da peça usinada. Este calor, como já foi dito, induz a uma tensão de tração que se contrapõe à tensão de compressão induzida pela força passiva, explicando, assim, o valor de tensão residual apresentado na superfície da peça que representa 50% do lote usinado. Porém, à medida que aumenta ainda mais o desgaste de flanco — com a quantidade de peças usinadas — o efeito da força passiva passa a contrapor o efeito da carga térmica e, assim, a tensão de compressão começa a contrapor-se à tensão de tração.

Analisando, agora, a camada subsuperficial a 40 μm abaixo da superfície, pode-se perceber que a primeira, aquela que representa 50% e a última peça do lote, apresentou o mesmo comportamento constatado em suas superfícies, porém, com valores de tensão distintos. A explicação para isto está no fato de que existe um gradiente de temperatura entre estas camadas e, como conseqüência, a tensão de tração induzida pelo calor, na camada subsuperficial, é menor quando comparada àquela induzida na superfície das peças. Também é possível perceber que a tensão residual gerada nas peças — para a terceira condição de corte — chega a atingir cerca de 120 μm .

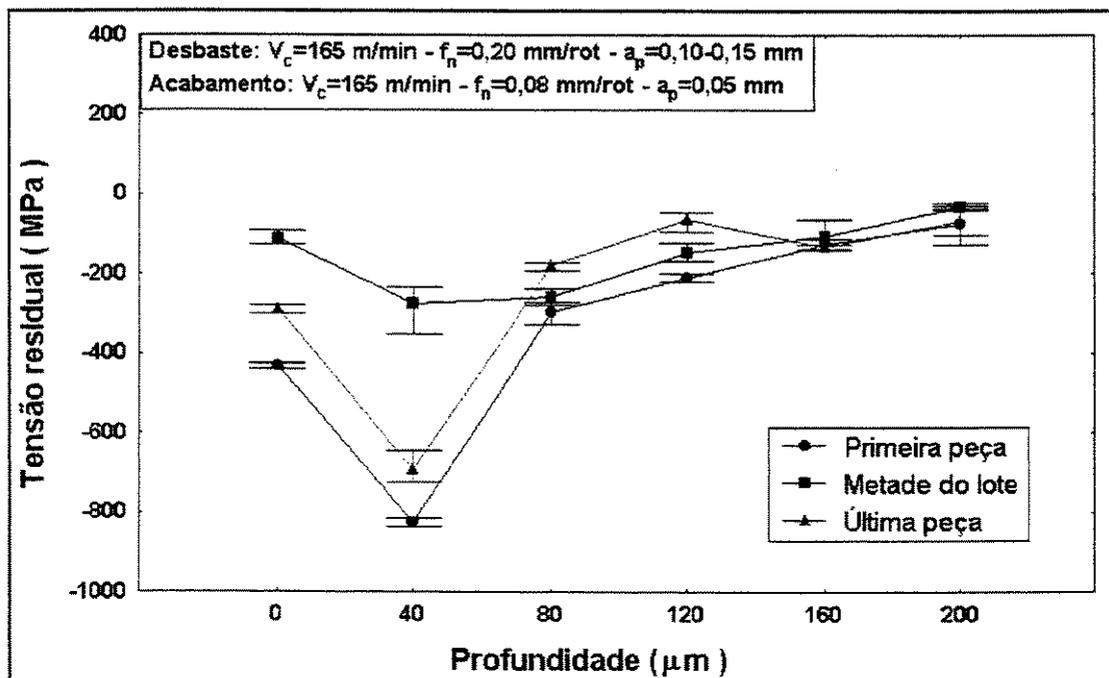


Figura 4.35 – Variação da tensão residual para as peças usinadas sob a terceira condição.

Na Figura 4.36 tem-se o comportamento para o nível de tensão residual gerada nas camadas superficial e subsuperficiais das peças usinadas sob a quarta condição de corte. Como é possível constatar, a tensão gerada na superfície das peças analisadas, apresenta um ligeiro aumento quando comparada às peças usinadas sob a terceira condição de corte. A explicação para isto está no fato de que o calor gerado na superfície das peças usinadas sob a quarta condição é maior, uma vez que a velocidade de corte empregada foi maior que aquela empregada na terceira condição de corte. Percebe-se, também que, a tensão residual gerada, neste caso, poderá atingir cerca de $160 \mu\text{m}$, sendo portanto, superior aquela gerada na terceira condição.

A última peça do lote usinado apresentou, para as camadas subsuperficiais, valores de tensão compressiva maiores que aqueles apresentados pela última peça

do lote usinado sob a terceira condição de corte. Este resultado sugere que a força passiva induzida, provavelmente, pelo desgaste de flanco, foi bem maior, neste caso.

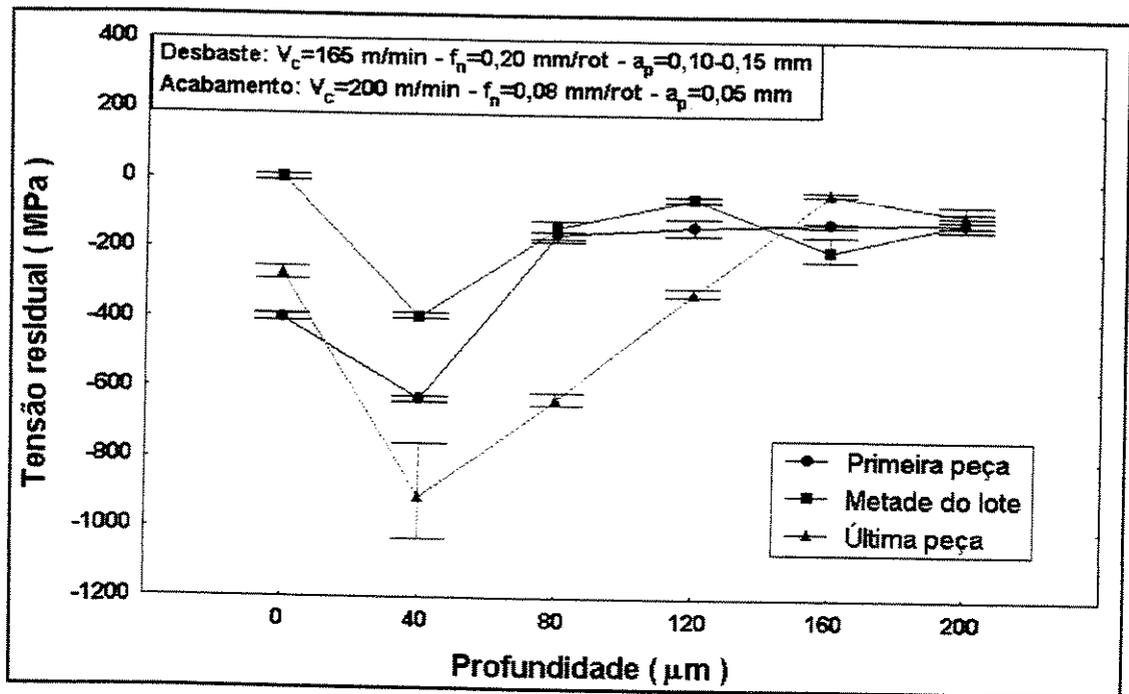


Figura 4.36 – Variação da tensão residual para as peças usinadas sob a quarta condição.

Comparando, então, a tensão residual gerada pelo processo de torneamento com aquela induzida pelo processo de retificação, pode-se perceber que o processo de torneamento tende a induzir tensão de compressão, enquanto que o processo de retificação tende a induzir tensão de tração.

CAPÍTULO 5

Conclusões e sugestões para trabalhos futuros

5.1 Conclusões

Analisando os resultados obtidos quanto ao acabamento, erros de forma e integridade superficial de peças usinadas pelo processo de torneamento de materiais endurecidos, nas condições em que foram mostradas neste trabalho, chegou-se às seguintes conclusões:

- O aumento da velocidade de corte, de 150 para 165 m/min, e do avanço, de 0,16 para 0,20 mm/volta, na operação de desbaste, cujo raio de ponta é 0,8 mm, é capaz de aumentar a produção em cerca de 60% quando, para a operação de acabamento a velocidade de corte é 165 m/min, o avanço é 0,08 mm/volta, a profundidade de corte, 0,05 mm e o inserto tenha um raio de ponta de 0,8 mm;
- Considerando as condições anteriores, e se em vez de utilizar um inserto de 0,8 mm, for utilizado inserto com raio de 1,2 mm, para a operação de desbaste, a produção aumenta cerca de 57%;
- O aumento da velocidade de corte de 165 para 200 m/min, na operação de acabamento é capaz de provocar um acréscimo na produção, em torno de 27%

quando, para a operação de desbaste são mantidos os parâmetros descritos acima.

- As falhas presentes nas ferramentas oriundas da fabricação das mesmas, podem acelerar o fenômeno do “lascamento” da aresta reduzindo, assim, a sua vida de trabalho;
- Além do fenômeno do lascamento, as ferramentas de nitreto cúbico de boro — CBN — são passíveis de desgaste de flanco e de cratera, quando na usinagem de materiais endurecidos;
- O processo de retificação apresenta vantagens, tanto em valores médios de peças produzidas quanto na dispersão em torno desta média, quando comparado ao processo de torneamento;
- Quando usinando com o processo de torneamento de materiais endurecidos é importante controlar não apenas os valores da rugosidade média R_a mas, também, o valor do erro de cilindricidade das peças usinadas;
- O aumento da velocidade de corte de 165 para 200 m/min, na operação de acabamento, faz com que ocorra a aresta de corte da ferramenta esteja sujeita ao fenômeno do lascamento, com muito mais frequência, provocando uma maior dispersão dos valores de rugosidade da peça;
- Durante a usinagem de materiais endurecidos ocorre um rápido desgaste da aresta de corte; seguido por uma adaptação da mesma a uma geometria que permite a ferramenta resistir melhor às condições de corte empregadas e isto faz com que a rugosidade das primeiras peças usinadas aumente rapidamente e em seguida diminua;
- Considerando o furo apresentado pela engrenagem utilizada neste estudo, pode-se afirmar que o mesmo apresenta diferentes valores para o erro de circularidade ao longo de seu comprimento;

- O erro de circularidade é maior na entrada do furo, indicando, assim, que a vibração é a causa;
- Com o aumento da velocidade de corte de 165 para 200 m/min, aumentou-se o erro de circularidade e cilindridade, apresentados pela peça;
- O processo de retificação apresentou menores valores para o erro de cilindridade para as peças usinadas;
- O calor gerado na superfície das peças usinadas provoca transformação microestrutural, fazendo surgir uma camada de martensita não revenida e revenida, principalmente com o aumento da velocidade de corte e, também, com o desgaste da ferramenta;
- Na superfície da peça usinada é gerada tensão residual de tração que se contrapõe a tensão de tração;
- Nas camadas subsuperficiais, menos sujeitas ao efeito da carga térmica, predomina a tensão de compressão;
- O aumento da velocidade de corte de 165 para 200 m/min aumenta a espessura da camada sujeita à tensão residual gerada pelo processo;
- Para uma mesma condição de corte, a espessura da camada sujeita à tensão residual aumenta com o desgaste de flanco apresentado pela ferramenta de corte.

5.2 Sugestões para trabalhos futuros

No sentido de contribuir para o completo conhecimento acerca do processo de torneamento de materiais endurecidos, sugere-se que sejam observados os seguintes pontos:

- Efetuar o estudo sobre textura e integridade superficial de peças usinadas sob outras condições de corte;
- Empregar insertos de material cerâmico, comparando-os com o nitreto cúbico de boro;
- Traçar o perfil de micro dureza para conhecer a variação da dureza provocada pelo processo na região afetada pelo calor;
- Fazer o mesmo estudo quanto a textura e integridade superficial em torneamento externo.

Referências Bibliográficas

Bibliografias citadas

Abrão, A. M., Aspinwall, D. *Pastilhas de PCBN e cerâmica facilitam e melhoram a usinagem de materiais duros*. Máquinas e Metais, N° 357, p. 22-28, Outubro 1995.

Abrão, A. M., Aspinwall, D., Wise, M. L. H. *O desgaste de ferramenta, as forças e a temperatura de corte na usinagem do aço-rolamento temperado*, Máquinas e Metais, N° 364, p. 84-97, Maio 1996.

Abrão, A. M., Aspinwall, D., Wise, M.L.H., *A vida de ferramentas e a integridade das peças no torneamento de aços temperados*. Máquinas e Metais, N° 363, p. 200-217, Abril 1996.

Andrae, P., *Surface integrity in hard turning*, (www.ifw.uni-hannover.de/BEREICH3/Forschen/313_2e.htm), 2000.

Ber, A., Goldblatt, M., *The influence of temperature gradient on cutting tool's life*, Annals of the CIRP, Vol. 38/1/1989, p.69-73.

- Capello, E., Davoli, P., Bassanini e Bisi., *Residual stresses and surface roughness in turning*, Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 121, July 1999.
- Chou, Y.K., Evans, C.J., *White layers and thermal modeling of hard turned surfaces*, International journal of machining tools & manufacture, 39, 1999, p.1863-1881.
- Davies, M.A., Chou, Y., Evans, C.J., *On chip morphology tool wear and cutting mechanics in finish*, Annals of the CIRP, 45/1/1996, p.77-82
- Diniz, A.E., Marcondes, F. C., Coppini, N.L., *Tecnologia da usinagem dos materiais*, São Paulo: Art Liber Editora, 2000, 244p.
- EMAG, Multi-functional machines□VSC, Germany,2000, 17p.
- Hodgson, T., Trendler, P.H.H., *Turning hardened tool steel with cubic boron nitride inserts*, Annals of the CIRP, 30/1/1981, p. 63-72.
- Hong, X., *Wear behavior and ear mechanisms in machining hardned alloy steel*, Wear, 139/1990, p. 439-451.
- Ko, T.J., Kim, H.S., Chung, B.G., *Air-Oil cooling method for turning of hardened material*, The international journal of advanced manufacturing technology, 15:470-477, Springer-Verlag London Limited, 1999.
- Ko, T.J., *Feasibility of na intermitten hard turning based on surface integrity and machinability*, 3rd Internations Machining & Grinding Conference, p. 545-555, October 1999.
- König, W., Iding, M. Link, R., *Finish turning and drilling hardened steels*, Ind. Diamond Revis., 1/23/1989, p. 22-33.

- König, W., Klinger, M., Link, R., *Machining hard materials with geometrically defined cutting edges* □ *Field of applications and limitations*, Annals of the CIRP, Vol. 39/1/1990, p.61-64.
- König, W., Komanduri, R., Tönshoff, H.K., Ackerschott, G., *Machining of hard materials*, Annals of the CIRP, 33/2/1984, p. 417-427.
- Matsumoto, H., Diniz, A.E., *Torneamento de aço endurecido monitorado por emissão acústica e corrente do motor*, Máquinas & Metais, p. 72-79, Dezembro, 1998.
- Matsumoto, H., Diniz, A.E., *Uma contribuição ao estudo do processo de torneamento de aços endurecidos*. Campinas-SP: Faculdade de Engenharia Mecânica, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 1998. 148 p. Tese (Doutorado).
- Matsumoto, Y., Brash, M.M. Liu, C.R., *Effect of hardness on the surface integrity of AISI 4340 steel*, Journal of Eng. For Ind., 108/8/1986, p.169-175.
- Matsumoto, Y., Hashimoto, F., Lahoti, G., *Surface integrity generated by precision hard turning*, Annals of the CIRP, Vol. 48-Nº 1, p. 59-62, 1999.
- Nakagawa, Toshimichi. *High efficient & precise grinding technology by electro-plated CBN wheel*, 3rd Internations Machining & Grinding Conference, p. 527-543, October 1999.
- Nakai, T., Nakatani, S., Tomika, K., Goto, M., *Hard turning by PCBN*, Proc. of superabrasives, 1991.
- Nakayama, K., Arai, M., Kanda, T., *Maching characteristics of hard materials*, Anna;s of The CIRP, Vol. 37/1/1988, p.89-92.

- Novaski, O., *Usinagem dos materiais*, Campinas-SP, Faculdade de Engenharia Mecânica, Departamento de Engenharia de Fabricação, UNICAMP, 1997, 160p.
- Packeisen, A., Theisen, W. *Spanende bearbeitung von hartlegierungen - Drehen und Schleifen - Teil II: Drehen von Hartlegierungen*, Mat.-wiss. U. Werkstofftech. Vol. 30, p. 208-220, 1999.
- Shaw, M.C., Vyas, A., *Chip formation in the machining of hardened steel*, Annals of the CIRP, Vol.42/1/1993. p.29-33.
- Tönshoff, H.K., Blawit, C., Schmidt, J., *Potential and limitation of hard turning*, Abrasives Magazine, October/November 1996, p. 12-30.
- Tönshoff, H.K., Kaestner, W., Spintig, W., *Application and limits of carbide based cutting tools*, Proc. of the Int'l. conf. On advances in hard materials prod., 1992.
- Tönshoff, H.K., Wobker, H.-G. *Influence of surface integrity on the wear of ceramic cutting tools*, Journal of the Society of Tribologists and Lubrication Engineers, Vol. 47, N° 7, p. 579-583, 1990.
- Tönshoff, H.K., Wobker, H.G., Brandt, D. *Tribological aspects of hard turning with ceramic tools*, Journal of the Society of Tribologists and Lubrication Engineers, Vol. 51, N° 2, p. 163-168, 1994.
- Ueda, T., Huda, M.A., Yamada, K., Nakayama, K., *Temperature measurement of CBN tool in turning of high hardness steel*, Annals of the CIRP, Vol.48/1/1999. p.63-66.
- Vasilash, G.S., *CBN and Hard turning: Now's the time*, (www.automfg.com/magazine/articles/099504.html), 2000.

Wang, J.Y., Liu, C.R., *The effect of tool flank wear on the heat transfer, thermal damage and cutting mechanics in finish hard turning*, Annals of the CIRP, Vol.48/1/1999. p.53-58.

Wick, C., *Machining with PCBN tools*, *Manufacturing Engineering*, July 1988, 73-78.

Cho, Y.K., *Wear mechanisms of cubic boron nitride tools in precision turning of hardened steels*, *The international journal of advanced manufacturing technology*, 08/1994, p.235-243

Bibliografias consultadas

- Abrão, A.M., Aspinwall, D.K., *Cutting forces assesment when turning hardened bearing steel*, Journal of the Brazilian Soc. Mechanical Science, Vol. XVII, N" 4/1995, p. 353-359.
- Abrão, A.M., Aspinwall, D.K., *Then surface integrity of turned and ground hardened bearing steel*, Wear, Vol. 196/ 1996, p. 279-284.
- Bosson, P.K., *The selection of high and low CBN cutting tool materials for automotive applications*, Superabrasive, 1991, p. 1139-1160.
- Brinksmeier, E., Cammett, J.T., et alli. *Residual stresses - Measurement and causes in machining processes*, Annals of the CIRP, Vol. 31/2/1982, p. 491-506.
- Childs, T.H.C., Mahdi, M.I., *On the stress distribution between the chip and tool during metal turning*, Annals of the CIRP, Vol. 38/1/1989, p. 55-58.
- Colpaert, H., *Metalografia dos produtos siderúrgicos comuns*, São Paulo: Edgard Blücher Ltda., 3ª Ed., 1974, 412p.
- Costa, D.D., *Análise dos parâmetros de torneamento de aços endurecidos*, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Dpto. de Eng" Mecânica, UNICAMP, (Dissertação de Mestrado), 1993, 110p.
- Elbestawi, M.A., Srivastava, A.K., El-Wardny, T.I., *A model for chip formation during machining of hardened steel*, Annals of the CIRP, Vol. 45/1/1996, p. 71-76.

Field, M., Kahles, J.F., Koster, W., *Surface finish and surface integrity*, Metals Handbook[Machining Vol.10, 1989.

Fleming, M.A., Sweeney, C., Valentine, T.J., Simpkin, R., *PCBN hard turning and workpiece surface integrity*, Industrial Diamond Review, 4/1998, p.128-133.

Gupta, H., Kim, J.W. *High speed grinding: evaluation of wheel performance and surface integrity*, Journal of Materials Processing & Manufacturing Science, Vol. 5, p. 115-126, October 1996.

Klocke, F., König, W., Koch, K. F., Schroeter, R.B., *Torneamento de precisão: uma opção para o acabamento de peças de aço temperado*, Máquinas & Metais, outubro 1995, p. 56-67.

König, W., Berktold, A., Koch, K.-F., *Turning versus Grinding - A comparison of surface integrity aspects and attainable accuracies*, Annals of the CIRP, Vol. 42/1/1993, p. 39-43.

Kruszynski, B.W., Luttermelt, C.A. van, *An attempt to predict residual stresses in grinding of metals with the aid of a new grinding parameter*, Annals of the CIRP, Vol. 40-N" 1, p. 335-337, 1991.

Leskovar, P., Ferlan, D., Kovac, M. *Residual stresses as essential criteria for the evaluation of production processes*, Annals of the CIRP, Vol. 36-N" 1, p.409-412, 1987.

Liu, C.R., Mittal, S. *Single-step superfinishing using hard machining resulting in superior surface integrity*, Journal of Manufacturing Systems, Vol. 14/2/1998, p. 129-133.

- Malkin, Stephen. *Turning of hardened steels*, 3rd Internations Machining & Grinding Conference, p. 497-510, October 1999.
- Matsumoto, Y., Magda, D., Hoepfner, D.W., Kim, T.Y., *Effect of machining processes on the fatigue strength of hardened AISI 4340 steel*, Transactions of the ASME, Vol. 112/1991, p. 154-159.
- Montgomery, D.C., *Design and Analysis of Experiments*, N.Y.: Wiley, Third Edition, 1991. 649p.
- Packeisen, A., Theisen, W. *Spanende bearbeitung von hartlegierungen - Drehen und Schleifen - Teil I: Gefüge und Eigenschaften com Hartlegierungen*, Mat.-wiss. U. Werkstofftech. Vol. 30, p. 151-158, 1999.
- Peklenik, J., Kisin, M., An investigation of material structure transformation in the cutting process, *Annals of the CIRP*, Vol. 47/1/1998, p. 83–86.
- Poulachon, G., Moisan, A., A contribution to the study of the cutting mechanisms during high speed machining, *Annals of the CIRP*, Vol. 47/1/1998. p. 73-76.
- Prevey, P.S., *X-ray diffraction residual stress techniques*, Metals Handbook, Vol.10/1986, p.380-392.
- Ren, Xuejun. *Application of PCBN materials in the machining of welded hardfacings*, 3rd Internations Machining & Grinding Conference, p. 511-525, October 1999.
- Rowe, W.B., Morgan, M.N., Black, S.C.E. *Validation of Thermal Properties in Grinding*, *Annals of the CIRP*, Vol. 47-N" 1, p.275-278, 1998.

- Sadat, A.B. *Effect of high cutting speed on surface integrity of AISI 4340 steel during turning*, Materials Science and Technology, Vol. 6, p. 371-375, April 1990.
- Sannareddy, H., Raja, J., Chen, K. *Characterization of surface texture generated by multi-process manufacture*, International Journal Machining Tools and Manufacturing, Vol. 38, N° 5-6, p. 529-536, 1998.
- Serruys, W., Houtte, P. van, Aernoudt, E. *Why are X-Ray measurements of residual stresses different from mechanical residual stress measurements?*, Annals of the CIRP, Vol. 37-N° 1, p. 527-530, 1988.
- Shaw, M.C., Vyas, A., *Chip formation in the machining of hardened steel*, Annals of the CIRP, Vol. 42/1/1993, p. 29-33.
- Shaw, M.C., Vyas, A., *The mechanism of chip formation with hard turning steel*, Annals of the CIRP, Vol. 17/1/1998, p. 77-82.
- Silva, A.L. da C. e, Mei, P.R. *Aços e ligas especiais*, São Paulo: Eletrometal, 1ª Ed.
- Tönshoff, H.K., Friemuth, T., et alli. *Mechanical and thermal effects in grinding of advanced ceramics*, International Journal Soc. Prec. Eng., Vol. 33, N°1, p. 32-36, 1999.
- Venkatesh, V.C., Zhou, D.Q., Xue, W. *A study of chip surface characteristics during the machining of steel*, Annals of the CIRP, Vol. 42-N° 1, p. 631-636, 1993.
- Vieira Jr., M, Libardi, R., et alli. *Como o calor pode afetar a integridade superficial das peças*, Máquinas e Metais, N° 397, p. 28-36, Fevereiro 1999.
- Whitehouse, D.J., *Handbook of Surface Metrology*, Institute of Physics Publishing, Bristol, 1994.

Xiao, H., Wear behaviour and wear mechanism of ceramic tools in machining hardened alloy steel, *Wear*, Vol. 139/1990, p. 439-451.

Zhejun, Y., Zhonghui, H. *Surface integrity of grinding of bearing steel GCr15 with CBN wheels*, *Annals of the CIRP*, Vol. 38-N" 1, p. 553-556, 1989.

ANEXO I

Análise

1. Identificação da Amostra

Fabrica :T.M
 Departamento :CC 1160
 Cliente :ROMI
 Maquina :EMAG VSG 250 N° A9M11-002
 Operacao :100
 Peca :ENGR. 4301528
 Frequencia :100%
 Instr.Med. :AIR GAGE
 Caracterist. :DIAMETRO 59,029 / 59,010
 Unidade :MM
 Registros Data :12/01/00 07:46 -> 12/01/00 07:46 Num_Crt :0001
 Número de Amostras : 25 LSE : 59.029
 Tamanho da Amostra : 2 LIE : 59.010

Valores

*** DIÁRIO DE BORDO ***

Modificações de PESSOAS - AMBIENTE - MATERIAL - MÁQUINA - MÉTODO

Diário de bordo

X1	001	002	003	004	005	006
X2	59.019	59.018	59.017	59.017	59.017	59.016
	59.018	59.018	59.017	59.017	59.018	59.017
X bar	59.019	59.018	59.017	59.017	59.018	59.017
S	0.001	0.000	0.000	0.000	0.001	0.001
	007	008	009	010	011	012

Valores - Continuação

X1	59.016	59.016	59.017	59.018	59.018	59.017	59.018	59.017
X2	59.016	59.016	59.017	59.019	59.017	59.017	59.017	59.018
X bar	59.016	59.016	59.017	59.019	59.018	59.018	59.018	59.018
S	0.000	0.000	0.000	0.001	0.001	0.001	0.001	0.001
	013	014	015	016	017	017	018	018
X1	59.018	59.018	59.018	59.017	59.018	59.018	59.017	59.017
X2	59.018	59.017	59.017	59.018	59.017	59.017	59.019	59.019
X bar	59.018	59.018	59.018	59.018	59.018	59.018	59.018	59.018
S	0.000	0.001	0.001	0.001	0.001	0.001	0.001	0.001
	019	020	021	022	023	023	024	024
X1	59.018	59.018	59.018	59.016	59.016	59.016	59.019	59.019
X2	59.017	59.017	59.016	59.016	59.016	59.019	59.019	59.019
X bar	59.018	59.018	59.017	59.016	59.016	59.018	59.019	59.019
S	0.001	0.001	0.001	0.000	0.000	0.002	0.000	0.000
	025							
X1	59.019							
X2	59.019							
X bar	59.019							
S	0.000							

Identificação

2. CÁLCULO DOS LIMITES DE CONTROLE

X barbar	=	59.0177	S bar	=	0.0007
LSC X bar	=	59.0196	LSC S	=	0.0023
LIC X bar	=	59.0158	LIC S	=	-----

Análise - Continuação

3. ANÁLISE DAS TENDÊNCIAS

Carta X bar com 0 amostras fora de controle
Carta S com 0 amostras fora de controle

Região do Terço Médio : de 59.0171 até 59.0183
Direita ou Acima do Terço Médio = 4 (16.00 %)
Terço Médio = 13 (52.00 %)
Esquerda ou Abaixo do Terço Médio = 8 (32.00 %)

7 pto consecutivos em X bar acima da média, início: 10, final: 16
7 pto consecutivos em X bar decrescentes, início: 11, final: 17
7 pto consecutivos em S acima da média, início: 14, final: 20

PROCESSO NÃO ESTÁVEL

- Novos dados ou revisões dos pontos
- Causas Especiais
- Decisão no local
- Não se deve analisar a capacidade de um processo não estável

4. Verificação da Normalidade da Distribuição (Kolmogorov-Smirnov)

Modelo Normal * NÃO * Aceitável Nível de Significância = 4.0 %

5. CÁLCULOS EXTRAS

Especificação de Engenharia

Máximo : 59.029
Mínimo : 59.010

X barbar : 59.0177
Desvio Individual : Sbar/c4 : 0.0009

Critério : X barbar +/- 3 * Sigma (99.730 %)
LNI = 59.0150 LNS = 59.0204

Critério : X barbar +/- 4 * Sigma (99.994 %)

Análise - Continuação

LNI = 59.0141 LNS = 59.0213

Cp = 3.519
Cpk = 2.852
CV = 0.00 %

*** IMPORTANTE :

- Não se deve analisar a capacidade de um processo não estável
- A análise da capacidade não pode ser baseada nos parâmetros da distribuição normal

Maior Medida Encontrada : 59.019
Menor Medida Encontrada : 59.016

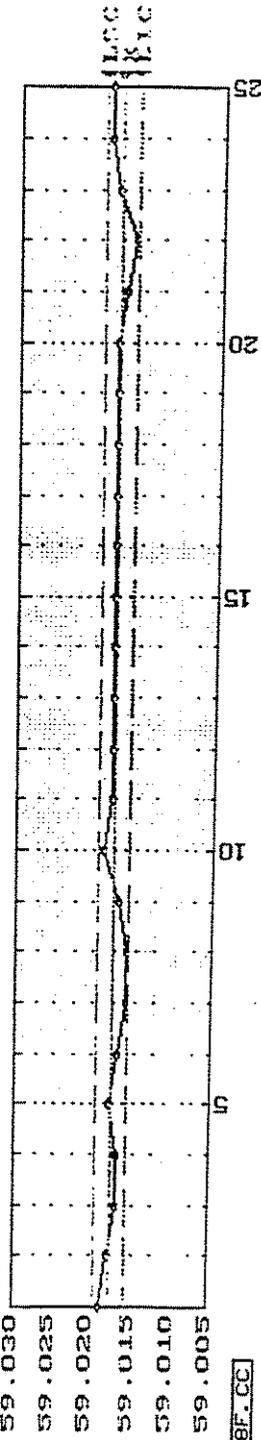
* (%) OBTIDA NA TABELA DA DISTRIBUIÇÃO NORMAL :

Z superior = 12.556 Porcentagem acima LSE = 0.000
Z inferior = 8.556 Porcentagem abaixo LIE = 0.000
Porcentagem fora da especificação = 0.000
Porcentagem dentro da especificação = 100.000

* (%) VERIFICADA NA AMOSTRA (50 valores => 100 %) :

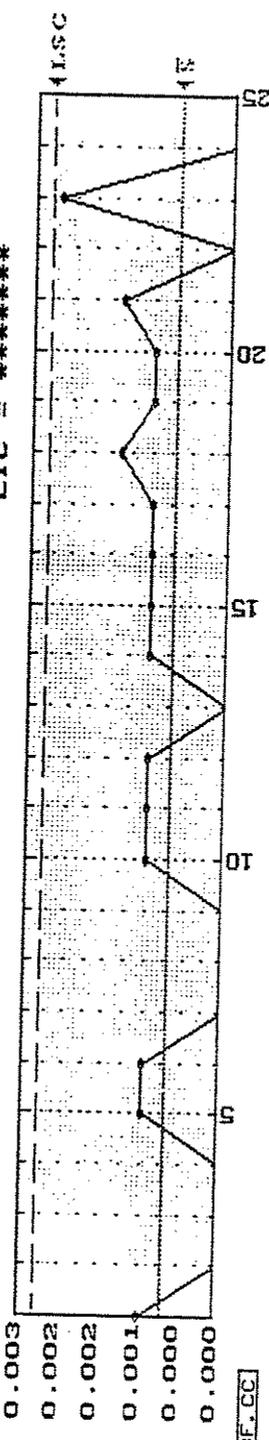
Porcentagem acima LSE (0 valores) = 0.000
Porcentagem abaixo LIE (0 valores) = 0.000
Porcentagem fora da especificação (0 valores) = 0.000
Porcentagem dentro da especificação (50 valores) = 100.000

Muestre's Control Card U2.60 VTB(c)1999 EATON LTDA. ... DIUISAO TRANSMISSOES
 Characterist. LSC = 59.0196
 CARTA X bar DIAMETRO 59,029 / 59,010 \bar{X} = 59.0177 LIC = 59.0158
 .Calcul.



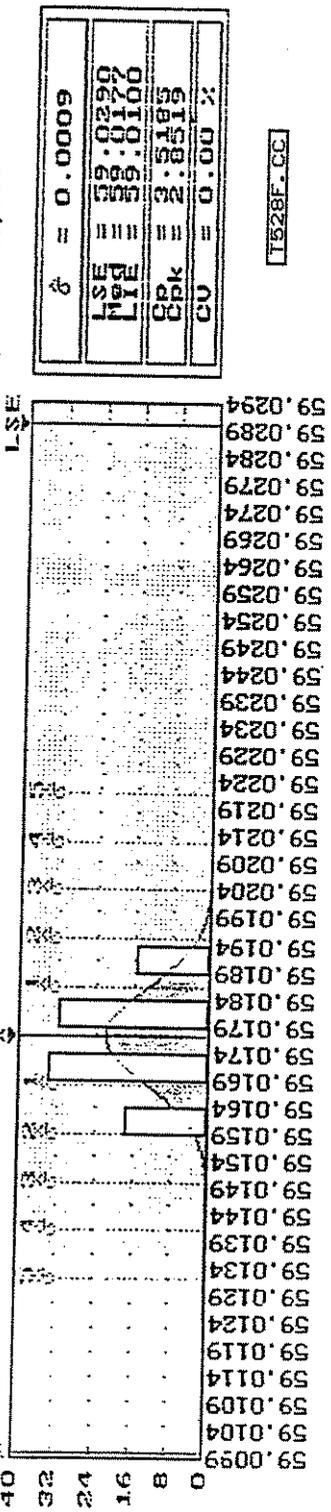
T528F.CC

Muestre's Control Card U2.60 VTB(c)1999 EATON LTDA. ... DIUISAO TRANSMISSOES
 Characterist. LSC = 0.0023
 CARTA S DIAMETRO 59,029 / 59,010 \bar{S} = 0.0007 LIC = *****
 .Calcul.



T528F.CC

Muestre's Control Card U2.60 VTB(c)1999 EATON LTDA. ... DIUISAO TRANSMISSOES
 Characterist.: DIAMETRO 59,029 / 59,010



T528F.CC

Análise

I. Identificação da Amostra

Fabrica : T.M
 Departamento : CC 1160
 Cliente : ROMI
 Maquina : EMAG VSG 250 N° A9M11 - 002
 Operacao : 100
 Peca : ENGR. 4301528
 Frequencia : 100%
 Instr.Med. : RUGOSIMETRO
 Caracterist. : ACABAMENTO FURO 0,40 UM
 Unidade : MM
 Registros Data : 12/01/00 07:46 -> 12/01/00 07:46 Num_Crt : 0001

Número de Amostras : 29 LSE : 0.400
 Tamanho da Amostra : 2 LIE : ***

Valores

*** DIÁRIO DE BORDO ***

Modificações de PESSOAS - AMBIENTE - MATERIAL - MÁQUINA - MÉTODO

Diário de bordo

	001	002	003	004	005	006
X1	0.280	0.250	0.240	0.190	0.250	0.250
X2	0.280	0.230	0.180	0.220	0.240	0.310
X bar	0.280	0.240	0.210	0.205	0.245	0.280
S	0.000	0.014	0.042	0.021	0.007	0.042
	007	008	009	010	011	012

Valores - Continuação

X1	59.016	59.016	59.017	59.018	59.018	59.017	59.018	59.017	59.017
X2	59.016	59.016	59.017	59.019	59.017	59.017	59.017	59.017	59.018
X bar	59.016	59.016	59.017	59.019	59.017	59.017	59.018	59.018	59.018
S	0.000	0.000	0.000	0.001	0.000	0.001	0.001	0.001	0.001
	013	014	015	016	017	018			
X1	59.018	59.018	59.018	59.017	59.018	59.017	59.018	59.017	59.017
X2	59.018	59.017	59.017	59.018	59.017	59.017	59.017	59.017	59.019
X bar	59.018	59.018	59.018	59.018	59.018	59.018	59.018	59.018	59.018
S	0.000	0.001	0.001	0.001	0.001	0.001	0.001	0.001	0.001
	019	020	021	022	023	024			
X1	59.018	59.018	59.018	59.016	59.016	59.016	59.016	59.016	59.019
X2	59.017	59.017	59.016	59.016	59.016	59.019	59.019	59.019	59.019
X bar	59.018	59.018	59.017	59.016	59.016	59.018	59.018	59.018	59.019
S	0.001	0.001	0.001	0.000	0.000	0.002	0.002	0.000	0.000
	025								
X1	59.019								
X2	59.019								
X bar	59.019								
S	0.000								

108

Identificação

2. CÁLCULO DOS LIMITES DE CONTROLE

X barbar	=	59.0177	S bar	=	0.0007
LSC X bar	=	59.0196	LSC S	=	0.0023
LIC X bar	=	59.0158	LSC S	=	-----

Análise - Continuação

3. ANÁLISE DAS TENDÊNCIAS

Carta X bar com 0 amostras fora de controle
Carta S com 0 amostras fora de controle

Região do Terço Médio : de 59.0171 até 59.0183
Direita ou Acima do Terço Médio = 4 (16.00 %)
Terço Médio = 13 (52.00 %)
Esquerda ou Abaixo do Terço Médio = 8 (32.00 %)

7 pto consecutivos em X bar acima da média, início: 10, final: 16
7 pto consecutivos em X bar decrescentes, início: 11, final: 17
7 pto consecutivos em S acima da média, início: 14, final: 20

PROCESSO NÃO ESTÁVEL

- Novos dados ou revisão dos pontos
- Causas Especiais
- Decisão no local
- Não se deve analisar a capacidade de um processo não estável

4. Verificação da Normalidade da Distribuição (Kolmogorov-Smirnov)

Modelo Normal * NÃO * Aceitável Nível de Significância = 4.0 %

5. CÁLCULOS EXTRAS

Especificação de Engenharia : 59.029
Máximo : 59.010
Mínimo : 59.0177
Desvio Individual : Sbar/c4 : 0.0009
Critério : X barbar +/- 3 * Sigma (99.730 %)
LNI = 59.0150 LNS = 59.0204
Critério : X barbar +/- 4 * Sigma (99.994 %)

Análise - Continuação

LNI = 59.0141 LNS = 59.0213

Cp = 3.519
Cpk = 2.852
CV = 0.00 %

*** IMPORTANTE :

- Não se deve analisar a capacidade de um processo não estável
- A análise da capacidade não pode ser baseada nos parâmetros da distribuição normal

Maior Medida Encontrada : 59.019
Menor Medida Encontrada : 59.016

* (%) OBTIDA NA TABELA DA DISTRIBUIÇÃO NORMAL :

Z superior = 12.556 Porcentagem acima LSE = 0.000
Z inferior = 8.556 Porcentagem abaixo LIE = 0.000
Porcentagem fora da especificação = 0.000
Porcentagem dentro da especificação = 100.000

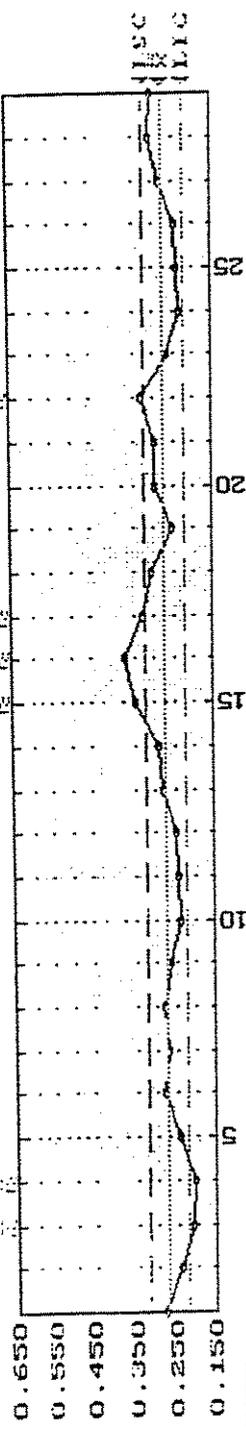
* (%) VERIFICADA NA AMOSTRA (50 valores => 100 %) :

Porcentagem acima LSE (0 valores) = 0.000
Porcentagem abaixo LIE (0 valores) = 0.000
Porcentagem fora da especificação (0 valores) = 0.000
Porcentagem dentro da especificação (50 valores) = 100.000

EATON LTDA. - DIVISAO TRANSMISSOES
 CARTA X bar ACABAMENTO FURO 0,10 UM
 Caracterist.

$\bar{x} = 0.2753$
 $s = 0.2753$

LSC = 0.3253
 LIC = 0.2253

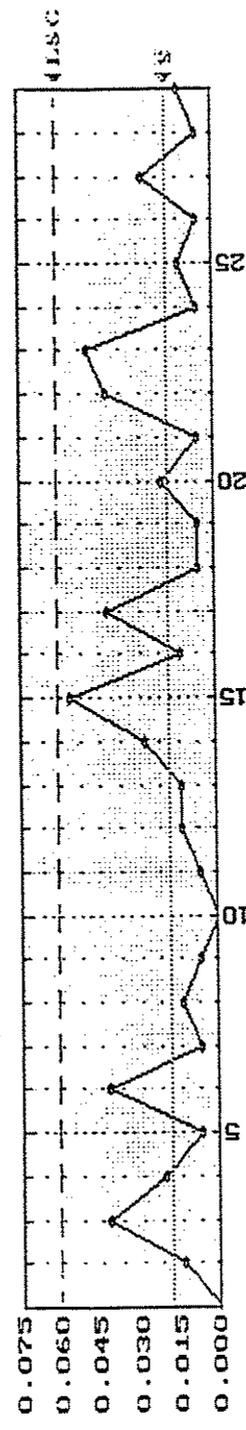


T528A.CC

EATON LTDA. - DIVISAO TRANSMISSOES
 CARTA S ACABAMENTO FURO 0,10 UM
 Caracterist.

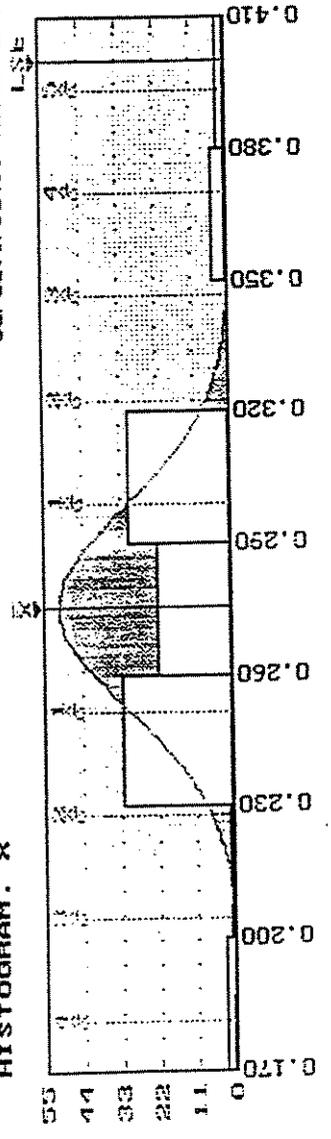
$\bar{s} = 0.0188$

LSC = 0.0614
 LIC = *****



T528A.CC

EATON LTDA. - DIVISAO TRANSMISSOES
 Caracterist.: ACABAMENTO FURO 0,10 UM
 HISTOGRAM. X



$\hat{\sigma}$	= 0.0236
LSE	= 0.4900
LIE	= *****
Cpk	= 1.7613
CU	= 0.57 %

T528A.CC

Análise

1. Identificação da Amostra

Fabrica :T.M
 Departamento :CC 1160
 Cliente :ROMI
 Maquina :EMAG VSG 250 N° A9M11 - 002
 Operacao :100
 Feca :ENGR. 4301528
 Frequencia :100%
 Instr.Med. :BASE / REL. COMP. / PADRÃO
 Caracterist. :DIMENSÃO 36,322 / 36,246
 Unidade :MM
 Registros Data :12/01/00 07:46 -> 12/01/00 07:46 Num_Crt :0001

Número de Amostras : 25 LSE : 36.322
 Tamanho da Amostra : 2 LIE : 36.246

Valores

*** DIÁRIO DE BORDO ***

Modificações de PESSOAS - AMBIENTE - MATERIAL - MÁQUINA - MÉTODO

Diário de bordo

X1	36.281	001	36.282	002	36.286	003	36.288	004	36.283	005	36.282	006
X2	36.279		36.282		36.287		36.288		36.282		36.278	
X bar	36.280		36.282		36.287		36.288		36.283		36.280	
S	0.001		0.000		0.001		0.000		0.001		0.003	
	007	008	009	010	011	012						

Valores - Continuação

X1	36.282	36.283	36.285	36.282	36.287	36.286
X2	36.284	36.282	36.285	36.287	36.290	36.287
X bar	36.283	36.283	36.285	36.285	36.289	36.287
S	0.001	0.001	0.000	0.004	0.002	0.001
	013	014	015	016	017	018
X1	36.286	36.286	36.286	36.289	36.291	36.283
X2	36.284	36.284	36.287	36.290	36.286	36.291
X bar	36.285	36.285	36.287	36.290	36.289	36.287
S	0.001	0.001	0.001	0.001	0.004	0.006
	019	020	021	022	023	024
X1	36.290	36.288	36.286	36.275	36.285	36.280
X2	36.288	36.286	36.279	36.282	36.281	36.286
X bar	36.289	36.287	36.283	36.279	36.283	36.283
S	0.001	0.001	0.005	0.005	0.003	0.004
	025					
X1	36.280					
X2	36.287					
X bar	36.284					
S	0.005					

Identificação

2. CÁLCULO DOS LIMITES DE CONTROLE

X barbar	=	36.2849	S bar	=	0.0022
LSC X bar	=	36.2907	LSC S	=	0.0072
LIC X bar	=	36.2791	LIC S	=	-----

Análise - Continuação

3. ANÁLISE DAS TENDÊNCIAS

Carta X bar com 1 amostras fora de controle
Carta S com 0 amostras fora de controle

Região do Terço Médio : de 36.2830 até 36.2868
Direita ou Acima do Terço Médio = 10 (40.00 %)
Terço Médio = 11 (44.00 %)
Esquerda ou Abaixo do Terço Médio = 4 (16.00 %)

7 ptos consecutivos em X bar acima da média, inicio: 9, final: 15

PROCESSO NÃO ESTÁVEL

- Novos dados ou revisão dos pontos
- Causas Especiais
- Decisão no local
- Não se deve analisar a capacidade de um processo não estável

4. Verificação da Normalidade da Distribuição (Kolmogorov-Smirnov)

Modelo Normal * ACEITÁVEL * Nível de Significância > 20 %

5. CÁLCULOS EXTRAS

Especificação de Engenharia
Máximo : 36.322
Mínimo : 36.246

X barbar : 36.2849
Desvio Individual : Sbar/c4 : 0.0028

Critério : X barbar +/- 3 * Sigma (99.730 %)
LNI = 36.2765 LNS = 36.2933

Critério : X barbar +/- 4 * Sigma (99.994 %)
LNI = 36.2737 LNS = 36.2961

Análise - Continuação

Cp = 4.524
Cpk = 4.417
CV = 0.01 %

*** IMPORTANTE :

- Não se deve analisar a capacidade de um processo não estável

Maior Medida Encontrada : 36.291
Menor Medida Encontrada : 36.275

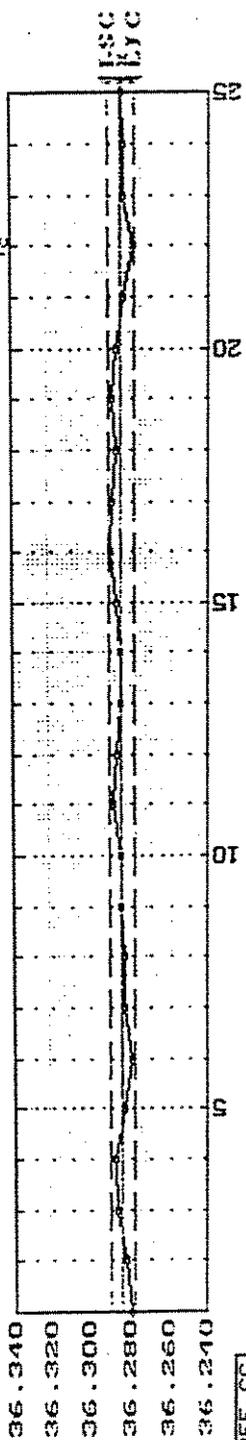
* (%) OBTIDA NA TABELA DA DISTRIBUIÇÃO NORMAL :

Z superior = 13.250 Percentagem acima LSE = 0.000
Z inferior = 13.893 Percentagem abaixo LIE = 0.000
Percentagem fora da especificação = 0.000
Percentagem dentro da especificação = 100.000

* (%) VERIFICADA NA AMOSTRA (50 valores => 100 %) :

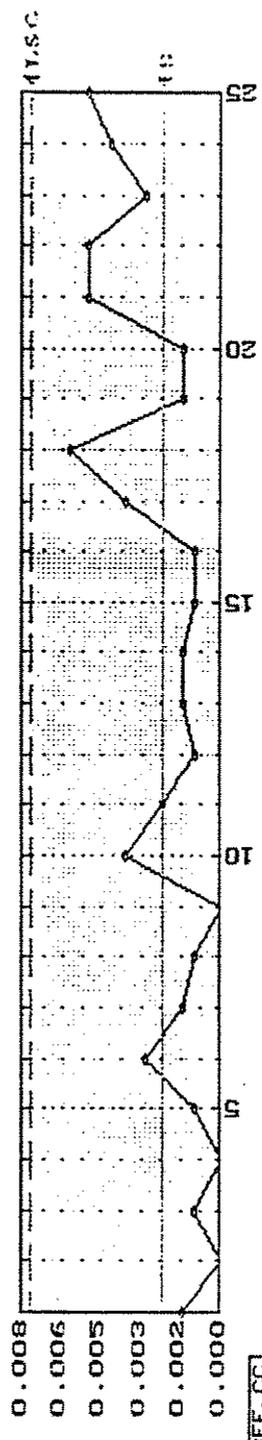
Percentagem acima LSE (0 valores) = 0.000
Percentagem abaixo LIE (0 valores) = 0.000
Percentagem fora da especificação (0 valores) = 0.000
Percentagem dentro da especificação (50 valores) = 100.000

MINIPEP Advanced U2.GB U1B(c)1999 EATON LTDA. - DIMENSAO TRANSMISSOES
 Characterist. LSC = 36.2907 .Calcul.
 CARTA X bar DIMENSAO 36,322 / 36,246 X̄ = 36.2849 LIC = 36.2791



T628FF.CC

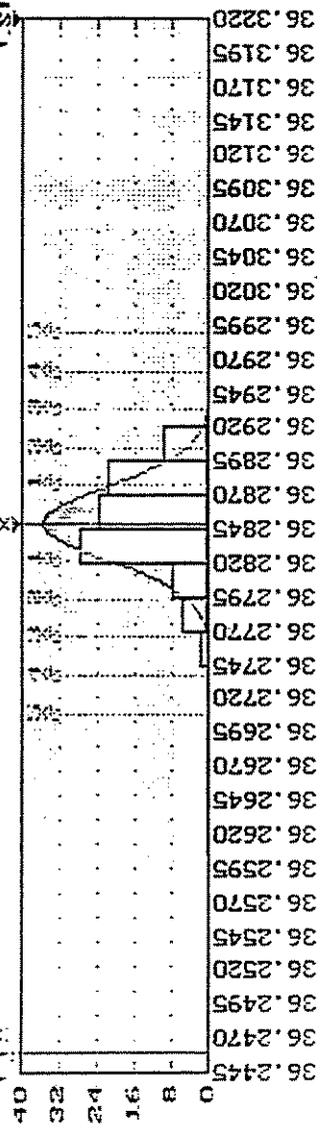
MINIPEP Advanced U2.GB U1B(c)1999 EATON LTDA. - DIMENSAO TRANSMISSOES
 Characterist. LSC = 0.0072 .Calcul.
 CARTA S DIMENSAO 36,322 / 36,246 S̄ = 0.0022 LIC = *****



T628FF.CC

MINIPEP Advanced U2.GB U1B(c)1999 EATON LTDA. - DIMENSAO TRANSMISSOES
 Characterist.: DIMENSAO 36,322 / 36,246

HISTOGRAM. X



$\hat{\sigma}$	= 0.0028
MP	= 36.3228
ME	= 36.2460
Spk	= 4.4167
CU	= 0.0122

T628FF.CC

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL
SEÇÃO CIRCULANTE