

unesp 

UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA

Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

BRADO

**SUBSTITUIÇÃO DO PROCESSO DE
RETIFICAÇÃO PELO TORNEAMENTO DE AÇOS
ENDURECIDOS EM PEÇAS FORJADAS**

Elaine Alves Pedrosa

1210001203



Ilha Solteira - SP

unesp 

cm 1 2 3 4 5 6 7 8 12 13 14 15 16 17 18 19



ELAINE ALVES PEDROSA

**SUBSTITUIÇÃO DO PROCESSO DE
RETIFICAÇÃO PELO TORNEAMENTO DE
AÇOS ENDURECIDOS EM PEÇAS
FORJADAS**

Elaine Alves Pedrosa

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira da Universidade Estadual Paulista "Júlio de Mesquita Filho", como parte dos requisitos para a obtenção do título de **Mestre em Engenharia Mecânica**.

Orientador: Prof. Dr. Hidekasu Matsumoto

Ilha Solteira, Abril de 2001



“Substituição do Processo de Retificação pelo Torneamento de Aços Endurecidos em Peças Forjadas”

ELAINE ALVES PEDROSA

ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA ADEQUADA PARA OBTENÇÃO DO TÍTULO DE

MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA

NA ÁREA DE CONCENTRAÇÃO EM MATERIAIS E PROCESSOS DE FABRICAÇÃO E APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

1210001203



André Seixlack
Prof. Dr. André Luiz Seixlack – Coordenador

COMISSÃO EXAMINADORA:

Hidekazu Matsumoto
Prof. Dr. Hidekazu Matsumoto- Orientador

Anselmo Eduardo Diniz
Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz

Miguel Angelo Menezes
Prof. Dr. Miguel Angelo Menezes

Ilha Solteira – SP, abril de 2001

Pro. Ono 12001-110 08/10/01

| | | | |
|---|-------------------|-------------------|-----------------------|
| UNESP - "CAMPUS DE ILHA SOLTEIRA" SERVIÇO TÉCNICO DE BIBLIOTECA E DOCUMENTAÇÃO | DATA DE CATEGORIA | DATA DE REGISTRO | DATA DE CLASSIFICAÇÃO |
| | <i>10.8.01</i> | <i>30.8.01</i> | <i>Te. 12003</i> |
| | <i>Onilza</i> | <i>Associação</i> | <i>Unib</i> |
| | | | <i>12/11/00</i> |

30303060 TRATAMENTO TÉRMICOS, MECÂNICOS E QUÍMICOS

BCpIS - FEIS - UNESP

Dedicatória

Dedico este trabalho ao meu marido Luís Carlos, pelo amor, constante incentivo e encorajamento que contribuiu muito para o final deste trabalho

A meus pais, pela dedicação incansável no aprimoramento de minha formação.

A Deus, pela presença constante.

Agradecimentos

Ao professor Hidekasu Marsumoto pela orientação.

Ao professor Anselmo Eduardo Diniz por permitir a utilização dos laboratórios da UNICAMP.

Ao professor Miguel Ângelo Menezes que colaborou com sua experiência em alguns dos momentos mais difíceis deste trabalho.

Aos técnicos Edvaldo Silva de Araujo e Marino Teixeira Caetano que trabalharam arduamente na confecção dos corpos de prova.

Ao Arlindo Avanso Urzulin da sessão de pós-graduação que sempre foi muito atencioso e prestativo com os alunos.

Ao bibliotecário João Josué Barbosa pela sua gentileza e atenção.

Ao colega Marco Anderson da Cruz Araujo, que me auxiliou muito nas fotografias deste trabalho.

À UNESP/FEIS/DEM por permitir a realização deste trabalho.

À CAPES, pela bolsa concedida.

Aos professores, colegas e funcionários da UNICAMP/FEM/DEF e da UNESP/FEIS/DEM, que direta ou indiretamente contribuíram na realização deste trabalho.

À Woforja pelo tratamento térmico realizado nos corpos de prova.



Sumário

| | |
|--|--------------|
| Lista de Figuras..... | xiii |
| Lista de Tabelas..... | xvii |
| Nomenclatura..... | xix |
| Resumo..... | xxi |
| Abstract..... | xxiii |
| | |
| Capítulo 1: Introdução..... | 1 |
| Capítulo 2: Torneamento de Materiais Endurecidos..... | 8 |
| 2.1. Introdução..... | 8 |
| 2.2. Ferramentas de Corte..... | 13 |
| 2.2.1. Materiais Cerâmicos..... | 14 |
| 2.2.2. Insetos a Base de Nitreto de Boro Cúbico..... | 16 |
| 2.3. Avarias e Desgastes da Ferramenta..... | 19 |
| 2.4. Vida das Ferramentas..... | 23 |
| 2.5. Acabamento Superficial..... | 25 |
| 2.6. Tensões Residuais..... | 27 |
| 2.7. Características da Máquina Ferramenta..... | 30 |
| 2.8. Mecanismo de Formação do Cavaco..... | 31 |
| Capítulo 3: O Processo de Forjamento..... | 33 |
| 3.1. Introdução..... | 32 |
| 3.2. Defeitos de Forja..... | 34 |
| 3.3. Tensões Residuais em Forjamento..... | 35 |
| 3.4. Forjamento de Precisão..... | 36 |
| 3.5. Forjamento Isotérmico e Forjamento com Matriz Aquecida..... | 39 |
| 3.5.1. Forjamento Isotérmico..... | 39 |
| 3.5.2. Forjamento com Matriz Aquecida..... | 40 |



| | |
|---|-----------|
| Capítulo 4: O Processo de Retificação..... | 41 |
| 4.1. Introdução..... | 41 |
| 4.2. Características e Propriedades de Rebolos..... | 42 |
| 4.3. Características da Operação de Dressagem..... | 43 |
| 4.4. Mecanismos de Formação do Cavaco..... | 44 |
| 4.5. A Operação de Faiscamento do Rebolo..... | 46 |
| Capítulo 5: Monitoramento do Processo de Usinagem..... | 47 |
| 5.1. Introdução..... | 47 |
| 5.2. Sensores..... | 52 |
| 5.3. Método dos Parâmetros Elétricos do Motor..... | 53 |
| Capítulo 6: Comparação entre Torneamento e Retificação de Aços | |
| Endurecidos..... | 56 |
| 6.1. Introdução..... | 56 |
| 6.2. Comparação Entre os Dois Processos Quanto à Integridade Superficial..... | 56 |
| 6.3. Comparação Entre os Dois Processos com Relação à Precisão..... | 57 |
| Capítulo 7: Procedimento Experimental..... | 61 |
| 7.1. Características da Máquina-Ferramenta, da Ferramenta de Corte, dos Instrumentos de Medida e dos Corpos de Prova utilizados..... | 61 |
| 7.2. Ensaio Preliminares..... | 64 |
| 7.3. Ensaio Definitivos..... | 66 |
| 7.3.1. Ensaio Realizados..... | 68 |
| Capítulo 8: Resultados e Discussões..... | 69 |
| 8.1. Vida da Ferramenta de Corte..... | 71 |
| 8.1.1. Resultados Obtidos em Corpos de Prova Curtos (L = 30 mm)..... | 71 |
| 8.1.2. Resultados Obtidos em Corpos de Prova Longos (L = 45 mm)..... | 77 |
| 8.1.3. Conclusões Parciais..... | 82 |
| 8.2. Análise da Influência do Avanço e da Profundidade de Usinagem na Rugosidade e no Desgaste de Flanco..... | 84 |
| 8.2.1. Conclusões Parciais..... | 87 |
| 8.3. Análise da Influência do Avanço e da Profundidade de Usinagem na Vida da Ferramenta..... | 88 |
| 8.3.1. Resultados Obtidos em Corpos de Prova Curtos (L = 30 mm)..... | 88 |



| | |
|--|------------|
| 8.3.2. Resultados Obtidos em Corpos de Prova Longos ($L = 45 \text{ mm}$)..... | 90 |
| 8.3.3. Conclusões Parciais..... | 92 |
| 8.4. Acabamento Superficial e Dimensional das Peças..... | 93 |
| 8.4.1. Acabamento Superficial..... | 93 |
| 8.4.2. Acabamento Dimensional..... | 95 |
| 8.4.3. Conclusões Parciais..... | 97 |
| 8.5. Monitoramento Via Corrente do Motor Principal..... | 98 |
| 8.5.1. Análise da Evolução da Corrente do Motor..... | 98 |
| 8.5.2. Conclusões Parciais..... | 101 |
| Capítulo 9: Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros..... | 102 |
| 9.1. Conclusões..... | 102 |
| 9.2. Sugestões Para Trabalhos Futuros..... | 104 |
| Referências Bibliográficas..... | 105 |



Lista de Figuras

| | |
|---|----|
| Figura 2.1 – Comparação entre os processos de usinagem convencional e torneamento de materiais endurecidos..... | 9 |
| Figura 2.2 – Evolução do torneamento de aços endurecidos para a fabricação de pistas de mancais de rolamento, engrenagens, cames, etc. | 10 |
| Figura 2.3 - Regiões ativas do corte ortogonal..... | 22 |
| Figura 2.4 - Características dos micro perfis..... | 26 |
| Figura 2.5 - Distribuição (teórica) das tensões na aresta de corte..... | 30 |
| Figura 4.1 - Fases de formação do cavaco na retificação..... | 45 |
| Figura 5.1 – Aplicação de sistemas de monitoramento nos diversos processos de fabricação..... | 49 |
| Figura 5.2 – Desempenho dos sistemas de monitoramento..... | 50 |
| Figura 7.1 – Dimensões dos corpos de prova utilizados..... | 62 |
| Figura 7.2 – Comprimento dos corpos de prova e sobremetal retirado (no diâmetro) dos dois corpos de prova..... | 63 |
| Figura 8.1 – $R_a \times l_c$, $R_y \times l_c$ para o torneamento de corpos de prova curtos para $v_c = 130$ m/min, $f = 0,07$ mm/volta e $a_p = 0,4$ mm (ensaio n° 1)..... | 71 |
| Figura 8.2 – Desgaste da ferramenta para $v_c = 130$ m/min, $f = 0,07$ mm/volta e $a_p = 0,4$ mm, aumento de 50 vezes (ensaio n° 1)..... | 72 |
| Figura 8.3 – $R_a \times l_c$, $R_y \times l_c$ para o torneamento de corpos curtos para $v_c = 130$ m/min, $f = 0,07$ mm/volta e $a_p = 0,2$ mm (ensaio n° 4)..... | 73 |
| Figura 8.4 – Desgaste de cratera para $v_c = 130$ m/min, $f = 0,07$ mm/volta e $a_p = 0,2$ mm, aumento de 50 vezes (ensaio n° 4)..... | 74 |
| Figura 8.5 – $R_a \times l_c$, $R_y \times l_c$ para o torneamento de corpos curtos para $v_c = 130$ m/min, $f = 0,1$ mm/volta e $a_p = 0,2$ mm (ensaio n° 12)..... | 75 |
| Figura 8.6 – Lascamento da aresta de corte para $v_c = 130$ m/min, $f = 0,1$ mm/volta e $a_p = 0,2$ mm, aumento de 30 vezes (ensaio n° 12)..... | 76 |

| | |
|--|----|
| Figura 8.7 – Ra x lc, Ry x lc para o torneamento de corpos curtos para $v_c = 130$ m/min, $f = 0,1$ mm/volta e $a_p = 0,4$ mm (ensaio n° 13)..... | 77 |
| Figura 8.8 – Ra x lc, Ry x lc para o torneamento de corpos curtos para $v_c = 130$ m/min, $f = 0,07$ mm/volta e $a_p = 0,2$ mm (ensaio n° 2)..... | 77 |
| Figura 8.9 – Desgaste da ferramenta para $v_c = 130$ m/min, $f = 0,07$ mm/volta e $a_p = 0,2$ mm, aumento de 30 vezes (ensaio n° 2)..... | 78 |
| Figura 8.10 – Ra x lc, Ry x lc para o torneamento de corpos longos para $v_c = 130$ m/min, $f = 0,07$ mm/volta e $a_p = 0,4$ mm (ensaio n° 6)..... | 79 |
| Figura 8.11 – Ra x lc, Ry x lc para o torneamento de corpos longos para $v_c = 130$ m/min, $f = 0,1$ mm/volta e $a_p = 0,2$ mm (ensaio n° 10)..... | 80 |
| Figura 8.12 – Ra x lc, Ry x lc para o torneamento de corpos longos para $v_c = 130$ m/min, $f = 0,1$ mm/volta e $a_p = 0,4$ mm (ensaio n° 7)..... | 81 |
| Figura 8.13 - Desgaste e Ra para para $v_c = 130$ m/min, $f = 0,07$ mm/volta e $a_p = 0,2$ mm..... | 84 |
| Figura 8.14 - Desgaste e Ra para para $v_c = 130$ m/min, $f = 0,1$ mm/volta e $a_p = 0,2$ mm..... | 85 |
| Figura 8.15 - Desgaste e Ra para para $v_c = 130$ m/min, $f = 0,07$ mm/volta e $a_p = 0,4$ mm..... | 85 |
| Figura 8.16 - Desgaste e Ra para para $v_c = 130$ m/min, $f = 0,1$ mm/volta e $a_p = 0,4$ mm..... | 86 |
| Figura 8.17 – Influência do avanço na vida da ferramenta de corte para o torneamento de corpos de prova curtos para diferentes profundidades de corte. $v_c = 130$ m/min..... | 88 |
| Figura 8.18 – Influência da profundidade de usinagem na vida da ferramenta de corte para o torneamento de corpos de prova curtos para diferentes avanços. $v_c = 130$ m/min..... | 89 |
| Figura 8.19 – Vida da ferramenta de corte para o torneamento de corpos de prova longos para diferentes profundidade de corte. $v_c = 130$ m/min..... | 90 |



| | |
|---|-----|
| Figura 8.20 – Vida da ferramenta de corte para o torneamento de corpos de prova longos para diferentes avanços. $v_c = 130$ m/min..... | 91 |
| Figura 8.21 – Influência do avanço nos valores da rugosidade R_a para diferentes l_c . $v_c = 130$ m/min, $a_p = 0,4$ mm..... | 93 |
| Figura 8.22 – Influência da profundidade de usinagem nos valores da rugosidade em R_a para diferentes l_c . $v_c = 130$ m/min, $f = 0,07$ mm/volta..... | 94 |
| Figura 8.23 – Variação do diâmetro dos corpos de prova em função de l_c . $v_c = 130$ m/min, $f = 0,1$ mm/volta e $a_p = 0,2$ mm..... | 95 |
| Figura 8.24 – Variação do diâmetro dos corpos de prova em função de l_c . $v_c = 130$ m/min, $f = 0,1$ mm/volta e $a_p = 0,4$ mm..... | 96 |
| Figura 8.25 – Variação do diâmetro dos corpos de prova em função de l_c . $v_c = 130$ m/min, $f = 0,07$ mm/volta e $a_p = 0,4$ mm..... | 96 |
| Figura 8.26 - Variação da corrente do motor principal com o comprimento de corte para o torneamento de corpos de prova curtos. $v_c = 130$ m/min, $f = 0,07$ mm/volta e $a_p = 0,4$ mm..... | 98 |
| Figura 8.27 - Variação da corrente do motor principal com o comprimento de corte para o torneamento de corpos de prova longos. $v_c = 130$ m/min, $f = 0,1$ mm/volta e $a_p = 0,4$ mm..... | 99 |
| Figura 8.28 - Variação da corrente do motor principal com o comprimento de corte para o torneamento de corpos de prova longos. $v_c = 130$ m/min, $f = 0,07$ mm/volta e $a_p = 0,2$ mm..... | 100 |
| Figura 8.29 - Variação da corrente do motor principal com o comprimento de corte para o torneamento de corpos de prova longos. $v_c = 130$ m/min, $f = 0,1$ mm/volta e $a_p = 0,2$ mm..... | 100 |



Lista de Tabelas

| | |
|--|----|
| Tabela 7.1 – Composição química do aço ABNT 52100 (Villares)..... | 62 |
| Tabela 7.2 - Número de ensaios para as duas dimensões do corpo de prova e os respectivos parâmetros de usinagem utilizados nos ensaios..... | 68 |
| Tabela 8.1 - Tempo de corte t_c (min) e o respectivo comprimento de corte l_c (m) para os ensaios com as seguinte condições de usinagem: $v_c = 130$ m/min, $f = 0,07$ mm/volta..... | 70 |
| Tabela 8.2 - Tempo de corte t_c (min) e o respectivo comprimento de corte l_c (m) para os ensaios com as seguinte condições de usinagem: $v_c = 130$ m/min, $f = 0,1$ mm/volta..... | 70 |



Nomenclatura

Letras Latinas

- V.....tensão elétrica (V)
I.....corrente elétrica (A)
f.....avanço (mm/volta)
 a_pprofundidade de usinagem (mm)
 P_cpotência de corte (W)
 F_cforça de corte (N)
 v_cvelocidade de corte (m/min)
 P_{el}potência elétrica consumida pela máquina (W)

Letras gregas

- ηrendimento da máquina

Abreviações

- Ra.....rugosidade média aritmética (μm)
Ry.....máxima distância pico-vale (μm)
 V_Bdesgaste de flanco da ferramenta (mm)
 K_Tprofundidade do desgaste de cratera (mm)
 l_ccomprimento de corte (mm)
CNC.....comando numérico computadorizado
CBN.....nitreto de boro cúbico
PCBN.... nitreto de boro cúbico policristalino
HRC.....dureza Rockwell
MFDP....sistema máquina-ferramenta, ferramenta de corte, dispositivo de fixação da peça e peça



Siglas

UNESP – Universidade Estadual Paulista

FEIS – Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira

DEM – Departamento de Engenharia Mecânica

UNICAMP – Universidade Estadual de Campinas

FEM – Faculdade de Engenharia Mecânica

DEF – Departamento de Engenharia de Fabricação



PEDROSA, E.A., Substituição do Processo de Retificação pelo Torneamento de Aços Endurecidos em Peças Forjadas, Ilha Solteira: Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista, 2001. Dissertação de Mestrado.

Resumo

Procurou-se substituir a operação de retificação pelo torneamento de aços endurecidos, visando a eliminação e/ou substituição de etapas de fabricação em peças fabricadas pelo processo de forjamento. Para isso, procurou-se verificar a viabilidade de se torneiar a peça já endurecida aproveitando o calor do forjamento, ao invés de torneiar a peça recozida, fazer o tratamento térmico e posteriormente a retificação, ou ainda, simplesmente substituir a retificação no caso de forjamento a frio. Os ensaios foram realizados em corpos de provas de aço ABNT 52100, temperados e revenidos, de 49,5 mm de diâmetro e comprimentos de 30 e 45 mm de comprimento. Utilizou-se ferramentas de CBN para acabamento e usinou-se sobremetal de 0,4 e 0,8 mm, com a finalidade de variar a produtividade. Para uma determinada condição, estudou-se a vida da ferramenta de corte, utilizando como critério de fim de vida a rugosidade média $R_a \leq 0,6 \mu\text{m}$ e/ou desgaste de flanco da ferramenta - $V_B = 0,4 \text{ mm}$. Também fez-se uma análise da influência do avanço e da profundidade de usinagem na vida da ferramenta e foram analisadas as variações dimensionais e o acabamento superficial das peças, com a finalidade de verificar a rugosidade e a qualidade obtida. Na tentativa de detectar o fim de vida da ferramenta, monitorou-se a corrente do motor principal, porém os resultados não se mostraram satisfatórios. Os demais resultados obtidos mostraram que é possível substituir a operação de retificação por torneamento de aços endurecidos e em casos de peças forjadas, substituir e/ou eliminar etapas de fabricação.

Palavras chave

- Torneamento de aços endurecidos, Retificação, Acabamento Superficial e Forjamento.



Abstract

PEDROSA, E.A ., The Replacing of the Grinding Process by the Turning Hardened Steels in Forged Workpieces, Ilha Solteira: Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista, 2001. Dissertação de Mestrado.

The goal of this work was to replace the grinding operation by turning hardened steels, aiming mainly the elimination of manufacturing steps in workpieces fabricated by forging process. For that, it was sought to verify the viability to turn the workpiece already hardened using the forging heating, instead of turning the annealing workpiece, to do heat treatment and after words the grinding, or yet, simply to replace the grinding in the case of cold forging. The tests were realised using workpieces of 49,5 mm diameter and of 30 and 45 mm lengths. It was employed CBN tools for surface finishing and machined the material excess of 0,4 and 0,8 mm, aiming to vary productivity. For a determinate condition, it was studied the tool life of cutting using as a criterion of the tool life ending the average roughness – $R_a \leq 0,6 \mu\text{m}$ and/or the flank wear of the tool – $V_B = 0,4 \text{ mm}$. It was also done an analysis of the feed influence and the cutting depth on the tool life and it were analysed the dimensional variations and the surface finishing of workpieces, aiming to verify the roughness and the obtained quality. Attempting to detect the tool life ending, it was monitored the electrical current of the main motor, although the results have not been shown satisfactories. The other obtained results shown that is possible to replace the grinding operation to the turning of hardened steels and in special cases of forged workpieces, to replace and/or to eliminate manufacturing steps.

Keywords

- Turning hardened steels, Grinding, Surface Finishing and Forging.



Capítulo 1

Introdução

Até há algum tempo, a retificação, por ser um processo abrasivo de usinagem, era um dos únicos processos utilizados em peças que já haviam sido endurecidas por tratamento térmico. Atualmente, parte destas operações, principalmente as realizadas em superfícies de revolução, tem sido substituídas por outros processos, como o torneamento, por exemplo. Este fato se explica pelo surgimento de materiais de ferramentas como o nitreto de boro cúbico e o material cerâmico, que podem ser utilizados para o torneamento de peças duras e também devido à melhoria das características de projeto e construção das máquinas-ferramenta. O torneamento tem substituído a retificação cilíndrica externa (e, às vezes, interna) em muitos processos produtivos que exigem tolerância dimensional na casa de IT5. Por outro lado, novos desenvolvimentos tem ocorrido com o processo de retificação, tais como:

- Novos materiais para ferramentas (CBN e diamante como material do grão abrasivo do rebolo);
- Projeto mecânico mais moderno da máquina retificadora (mancais e guias hidrostáticas, mecanismo de compensação da deformação térmica, etc.).

Assim, pode-se dizer que o espaço que a retificação tem perdido para outros processos sempre que a ordem de tolerância é IT5 ou maior, tem sido recuperado em situações em que as classes de tolerâncias são mais apertadas, como IT4 ou menor (Diniz *et al.*, 1999).

O processo de acabamento usando torneamento de materiais endurecidos pode reduzir as etapas de produção, em comparação ao processo de produção convencional, com a vantagem adicional de economia de energia e tempo de usinagem (Ko *et al.*, 1999). No processo de fabricação de peças forjadas, tradicionalmente se faz um aquecimento da peça, depois esta é forjada, resfriada, e em seguida é feita uma usinagem de desbaste. Posteriormente, a peça passa por um tratamento térmico para finalmente ser retificada.

Neste trabalho, pretende-se discutir a viabilidade da eliminação de algumas etapas de produção, como o resfriamento e a usinagem de desbaste, ou seja, a peça depois de aquecida e

forjada, ser tratada termicamente aproveitando a temperatura do forjamento e em seguida, ser torneada na dimensão final e com o acabamento superficial desejado. Para isso, será apresentado a seguir uma breve revisão sobre o assunto.

No passado, torneamento de aços endurecidos era praticamente impossível, devido à pouca resistência da ferramenta e à falta de precisão e rigidez da máquina-ferramenta. Com isto, não se conseguia torner peças de aço endurecido e, mesmo quando se conseguia, não se obtinha a precisão da peça necessária. Então, sempre era necessário uma operação final de retificação nas peças de aço depois do tratamento térmico de têmpera. Nos últimos anos, o projeto de novos tornos tem avançado consideravelmente, buscando o aumento de precisão e rigidez, utilizando elementos como guias e mancais hidrostáticos ou aerostáticos, maior rotação no eixo-árvore, fusos de esferas recirculantes, enfim, com o desenvolvimento de máquinas-ferramentas mais rígidas e com maior rotação, tornou-se possível o torneamento de aços endurecidos. Com relação ao desenvolvimento das ferramentas de corte que suportem o torneamento de aços de elevada dureza, dois tipos tem se destacado: os materiais cerâmicos e o nitreto cúbico de boro, que além de apresentar alta dureza, também possuem grande resistência ao desgaste e a altas temperaturas.

As ferramentas de PCBN são geralmente empregadas na usinagem de aços endurecidos (45 a 65 HRC), mesmo em condições severas (corte interrompido), aços-ferramenta, aços rápidos, ligas ferrosas resistentes a altas temperaturas a base de cobalto, metais duros, e, revestimentos duros com altas percentagens de carboneto de tungstênio ou Cr-Ni, aplicadas por soldagem de deposição ou jato de material liquefeito por chama. De uma maneira geral, as aplicações onde o CBN é utilizado são aquelas onde o diamante policristalino não pode ser utilizado e o metal duro não possui propriedades adequadas para realizar a tarefa. O CBN compete então com o processo de retificação na substituição deste processo pelo torneamento, por exemplo, e com os materiais cerâmicos nos processos de fresamento, torneamento e mandrilamento (Diniz *et al.*, 1995).

O custo do inserto de CBN é mais alto que o de material cerâmico, mas devido à maior vida da ferramenta de CBN, o custo do ferramental muitas vezes é compensado não somente pelo maior número de peças usinadas por aresta de corte, como também pela conseqüente diminuição do tempo em que a máquina permanece parada para retirada da ferramenta gasta e ajustagem da nova.

De acordo com Ko *et al.*, (1999), a boa integridade superficial das peças usinadas é outra consideração a favor do torneamento de materiais endurecidos. Segundo Chou e Evans, (1997), além do acabamento superficial e precisão, a integridade superficial pode ser outro fator

limitante da vida da ferramenta em um processo de acabamento. A precisão geométrica é muito alta e a rugosidade superficial pode ser menor que $1.0 \mu\text{m}$ ($R_a < 1.0 \mu\text{m}$). As tensões residuais devidas ao torneamento de materiais endurecidos ficam dentro da faixa compressiva, a qual é mais favorável. Porém, tensões residuais em aços endurecidos retificados são principalmente de tração, mas podem ser compressivas quando se utiliza condições suaves de retificação (Liu e Mittal, 1996). Entretanto, em torneamento de materiais endurecidos a ferramenta de corte é sujeita a tensões residuais e temperaturas extremas. Portanto, a vida da ferramenta é reduzida devido à altas tensões mecânicas e térmicas, bem como reações químicas aceleradas. Portanto, as exigências para ferramentas em torneamento de materiais endurecidos inclui dureza adequada à quente e resistência térmica. Além disso, materiais de ferramentas devem ser quimicamente estáveis, isto é, com resistência à oxidação e difusão à elevadas temperaturas.

Qualidades IT6 e IT7 e rugosidades R_a de 0,2 a 0,3 μm , são possíveis de se obter na produção industrial em tornos de precisão comandados numericamente. Essas qualidades correspondem à qualidade obtida na retificação em geral. Pesquisas mais recentes mostram que com a utilização de tornos de alta precisão (alta rigidez e mancais hidrostáticos), geometria da ferramenta especial e parâmetros de corte otimizados, é possível a obtenção de peças com qualidades como as obtidas na retificação fina (IT3 até IT5 e $R_a < 0,1 \mu\text{m}$) e que pode-se praticamente evitar a ocorrência de camada superficial danificada na peça (Klocke et al., 1995).

O processo de acabamento pode também alterar a microestrutura da camada superficial. No caso do aço, se esta camada é feita de martensita não revenida, isto é chamada de camada branca. Imediatamente abaixo desta camada branca pode existir uma camada mole de martensita revenida. Esta estrutura com camadas acredita-se ter um efeito prejudicial na resistência à fadiga do componente. Ogata, (1989), notou que a camada branca não foi formada quando o desgaste de ferramenta era inferior a 0.15 mm, devido ao gume da ferramenta e aos pequenos valores de avanço e profundidade de usinagem da ferramenta.

Os cavacos produzidos no torneamento de aços endurecidos são chamados de “dente de serra”, dada a forma da sua seção transversal. Quando a espessura do cavaco é muito pequena, a forma é de pequenos dentes de serra com seções transversais semelhantes aos dos cavacos contínuos (Chao e Trigger, 1951; Nakayama, 1974; König *et al.*, 1990; Elbestawi *et al.*, 1996; Davies *et al.*, 1997; Sidjanin e Kovac, 1997).

Devido à utilização de ferramentas com ângulo de saída negativo, aparecem na ferramenta e na peça grandes tensões de compressão. Como o material é frágil, essa alta tensão de compressão induz à formação de trincas ao invés da deformação plástica do cavaco. Essa



trinca inicia-se na superfície livre (não sujeita à pressões hidrostáticas) e aprofunda-se na direção da ponta da ferramenta, aliviando a energia armazenada e servindo como uma superfície deslizante para o segmento de material. Simultaneamente ocorre aquecimento e deformação plástica do material. Após o segmento de cavaco ter deslizado, a pressão de corte é renovada, dando início ao aparecimento de uma nova trinca e reiniciando o ciclo. Os segmentos de cavaco assim formados, são ligados por uma pequena porção de material a qual foi deformada plasticamente e aquecida a alta temperatura, fazendo com que o cavaco seja longo mas com aparência serrilhada (Matsumoto, 1998).

Sobre a retificação podemos afirmar que muitas das peças usinadas tem este processo de usinagem como a última operação de uma ou várias de suas superfícies (Diniz *et al.*, 1999). Suas principais características são:

- Possibilidade de obtenção de tolerâncias apertadas (tolerância dimensional entre IT4 e IT6 e tolerância geométrica compatível) e de baixas rugosidades (R_a de 0,2 a 1,6 μm);
- Baixa capacidade de remoção de cavaco.

Algumas vezes, a retificação também é utilizada como uma operação intermediária, para gerar superfícies de referência para outras operações, mas na maioria das vezes é a última operação a ser realizada em uma dada superfície. Então, o processo de retificação requer bastante atenção, pois se a peça for danificada nesta operação, todo o custo acumulado nas operações anteriores não poderá ser recuperado. Neste aspecto torna-se interessante a substituição do processo de retificação pelo torneamento de aços endurecidos. Porém, algumas das características da operação de retificação são apresentadas de modo diferente das demais operações de usinagem:

- Maior força radial por unidade de área total de corte;
- Maior número de cortes subseqüentes;
- Geralmente maior exatidão nas peças produzidas.

Sobre a operação de forjamento que faz parte da seqüência de produção, faremos algumas considerações a seguir.

As operações de forjamento são realizadas a quente, ou seja, a temperatura acima das de recristalização do metal, embora alguns metais possam ser forjados a frio. A máxima

temperatura de forjamento corresponde àquela em que pode ocorrer fusão incipiente ou aceleração da oxidação e a mínima corresponde àquela abaixo da qual poderá começar a ocorrer encruamento. Para o caso dos aços-carbono, a faixa usual de temperatura é 800^o- 1000^oC. Em aços altamente ligados, as temperaturas empregadas são mais elevadas, devido à complexidade da estrutura do material.

Atualmente a perda de matéria prima decorrente de processos convencionais de forjamento tem se tornado ponto de grande interesse das indústrias do ramo. Sempre visando minimizar essas perdas, torna-se amplamente viável o emprego de processos de forjamento de precisão (near-net-shape), os quais têm como objetivo a redução do sobremetal para possível usinagem subsequente (Button e Caporalli Filho, 1993). O termo forjamento de precisão tem como meta obter peças com dimensões acabadas ou próximas das acabadas, que são as peças chamadas "net-shape" e "near-net-shape", respectivamente. Como neste trabalho procurou-se substituir a operação de retificação pelo torneamento de aços endurecidos, visando principalmente a eliminação de etapas de fabricação em peças fabricadas pelo processo de forjamento de precisão, faremos a seguir algumas considerações sobre o forjamento de precisão.

Processos de forjamento de precisão são geralmente processos onde muitas peças, dependendo da geometria, são obtidas acabadas sem nenhuma usinagem subsequente. Devido às dificuldades em se conseguir tolerâncias apertadas e superfície forjada final aceitável em peças obtidas por processos de forjamento a quente tradicional, esses forjados são projetados com sobremetal generoso para posterior usinagem. Algumas vezes esse sobremetal tem 3 mm (1/8 in) ou mais. O objetivo do forjado de precisão é eliminar ou conseguir uma redução, por menor que seja, no custo associado a este sobremetal deixado para subsequente usinagem.

Um outro fator importante do processo de forjamento de precisão é que as propriedades mecânicas do produto obtido através desse processo são frequentemente superiores quando comparadas com aquelas de um produto que tenha sofrido intensa usinagem. Isso ocorre devido à microestrutura do forjado ser preservada intacta nos processos de forjamento de precisão.

Tendo em vista as poucas informações existentes em relação ao torneamento de aços endurecidos utilizando tornos com projeto mecânico convencional (sem mancais hidrostáticos) comandados numericamente, principalmente em relação à qualidade dimensional e de forma e ao acabamento superficial e em relação ao monitoramento do desgaste da ferramenta, e tendo em vista que, atualmente a maioria das indústrias dispõem de tornos com projeto mecânico convencional, procurou-se neste trabalho, estudar a viabilidade de se retirar o sobremetal da peça forjada, utilizando o processo de torneamento de aços endurecidos. Assim, a peça pode ser



torneada até atingir a dimensão e o acabamento superficial, já endurecida, eliminando etapas de fabricação no caso do forjamento à quente, ou simplesmente substituindo o processo de retificação. Para isso analisou-se os seguintes itens:

- A possibilidade de substituir a operação de retificação pelo torneamento, em termos de qualidade dimensional e de forma e em termos de acabamento superficial (rugosidade) que se consegue obter, utilizando um torno CNC convencional (sem guias e mancais hidrostáticos), já com algum desgaste devido ao tempo de utilização;
- O desgaste e a vida das ferramentas de CBN, em função das condições de usinagem utilizadas;
- Utilização do monitoramento via corrente elétrica do motor principal do torno, visando determinar o momento adequado para a substituição das ferramentas de corte, uma vez que o aproveitamento racional da ferramenta de corte é de suma importância.

Para atingir os objetivos citados anteriormente, dividiu-se este trabalho em 9 capítulos da seguinte forma:

- **Capítulo 1** – Introdução;
- **Capítulo 2** - Torneamento de Materiais Endurecidos: neste capítulo, fez-se uma revisão teórica sobre os materiais para ferramentas de corte, dando-se ênfase aos materiais utilizados. Fez-se ainda uma revisão dos aspectos da usinagem de aços endurecidos, e também sobre alguns fatores causadores de erros no torneamento;
- **Capítulo 3**- O Processo de Forjamento: neste capítulo, fez-se uma revisão teórica sobre o processo de forjamento e, principalmente, sobre o forjamento de precisão;
- **Capítulo 4** – O Processo de Retificação: neste capítulo, fez-se uma revisão teórica sobre o processo de retificação. É estritamente necessário conhecermos este processo, já que o trabalho visa a substituição da retificação pelo processo de torneamento de aços endurecidos;



- **Capítulo 5** – Monitoramento do Processo de Usinagem: aqui, revisou-se o monitoramento do processo de torneamento via corrente do motor principal;
- **Capítulo 6** – Comparação entre Torneamento e Retificação de Aços Endurecidos: aqui, fez-se uma comparação entre os dois processos, depois de realizadas a revisão bibliográfica de cada um destes processos.
- **Capítulo 7** - Procedimento Experimental: descreveu-se as características das máquinas, instrumentos, ferramentas de corte, material usinado, corpos de prova etc., e o procedimento experimental adotado;
- **Capítulo 8** – Resultados e Discussões: discutiu-se a apresentação dos resultados e discussões em 5 itens, sendo o item 8.1 relativo à vida da ferramenta de corte, no item 8.2 fez-se uma análise da influência do avanço e da profundidade de usinagem na rugosidade e no desgaste de flanco, no item 8.3 fez-se uma análise da influência do avanço e da profundidade de usinagem na vida da ferramenta, o item 8.4 referiu-se ao acabamento superficial e dimensional das peças e o item 8.5 foi relativo ao monitoramento via corrente do motor principal. Apresentou-se ao final de cada item, as conclusões parciais;
- **Capítulo 9** – Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros: apresentou-se as principais conclusões do capítulo anterior e algumas sugestões para trabalhos futuros;
- **Referências Bibliográficas.**



Revisão da Literatura

Capítulo 2

Torneamento de Materiais Endurecidos

2.1. Introdução

De acordo com Ko *et al.* (1999), o torneamento de aços endurecidos é definido como uma usinagem de acabamento de materiais tratados termicamente mais duros que 58 HRC. Em geral, materiais para elementos de máquinas necessitam de tratamento térmico para a melhora da força e resistência ao desgaste. Alguns materiais devem ser usinados no estado endurecido para manter qualidades da peça tais como acabamento superficial, precisão dimensional e de forma. Ferramentas de corte com materiais convencionais, tais como aços rápidos e carboneto de tungstênio, são inadequadas para usinagem de materiais endurecidos devido à reduzida vida da ferramenta de corte, além do que um processo de retificação é usado para a usinagem de acabamento. Como mostrado na Figura 2.1, o processo de acabamento usando torneamento de materiais endurecidos pode reduzir os passos de produção, em comparação ao processo de produção convencional, com a vantagem adicional de economia de energia e tempo de usinagem pela eliminação do processo de retificação.

Segundo Chou e Evans (1997), por mais de uma década, o uso do torneamento de aços endurecidos cresceu em uma ampla faixa de aplicações industriais. Matsumoto *et al.* (1999), afirmaram que o torneamento de aços endurecidos têm aumentado drasticamente na indústria automobilística nos últimos 15 anos, porém, poucos novos desenvolvimentos têm ocorrido recentemente. Segundo estes autores, isto se deve à dificuldade da precisão no torneamento de aços endurecidos (precisão da geometria de alguns microns). Porém, este fato pode ser superado com uma máquina-ferramenta de alta precisão e um rigoroso controle do processo. O significativo custo-benefício do torneamento de aços endurecidos vem da redução da mão-de-obra, diminuição das etapas de usinagem e diminuição no tempo de montagem, ajustagem e regulagem.



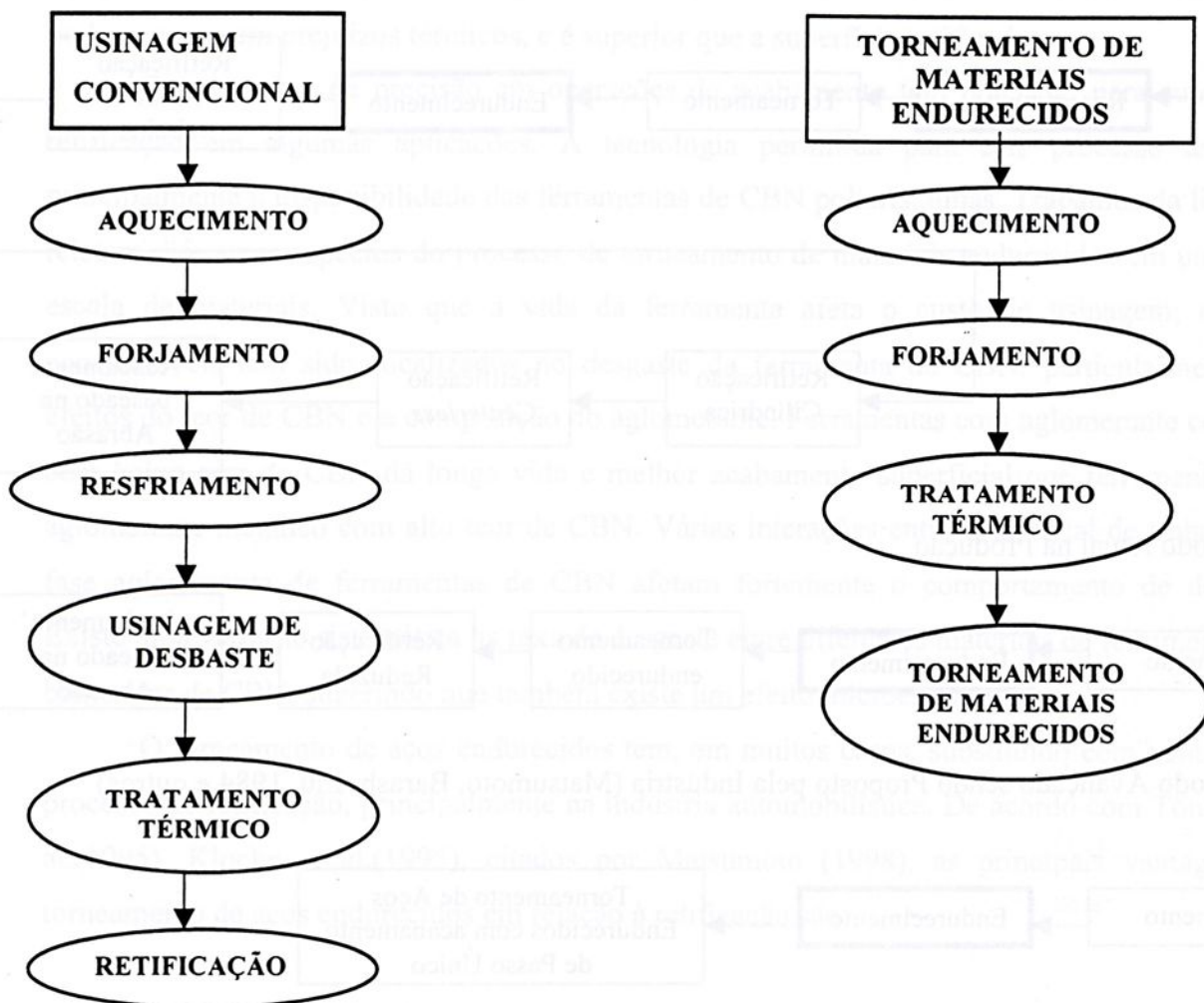
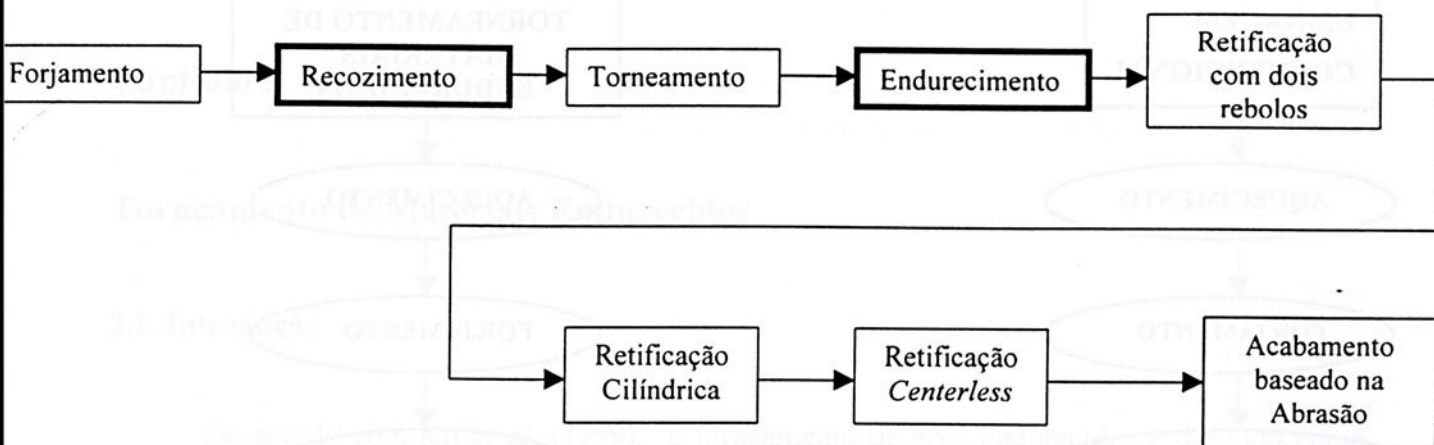
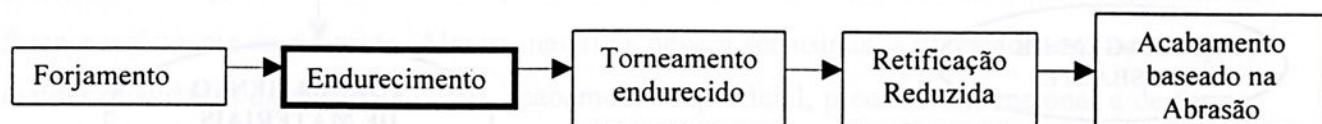


Figura 2.1. Comparação entre os processos de usinagem convencional e torneamento de materiais endurecidos

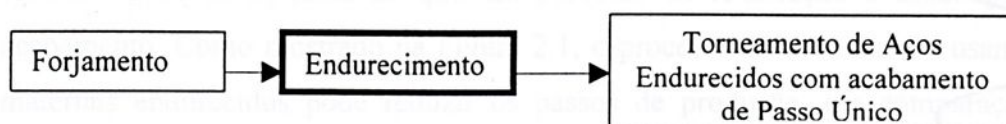
Agha e Liu (2000), afirmaram que o processo de torneamento de aços endurecidos como um processo de acabamento oferece claros benefícios econômicos para a substituição da retificação. A Figura 2.2 mostra os benefícios que podem ser atingidos usando o torneamento de aços endurecidos como uma alternativa.



(a) Método Atual na Produção



(b) Método Avançado sendo Proposto pela Indústria (Matsumoto, Barash, Liu, 1984 e outros)



(c) O método proposto será capaz de uma maior melhora [Liu 90; Liu e Mittal 92,95]

Figura 2.2. Evolução do torneamento de aços endurecidos para da fabricação de pistas de mancais de rolamento, engrenagens, cames, etc. (Agha e Liu, 2000).

De acordo com Liu e Mittal (1998), o método atual de acabamento de componentes de aços endurecidos (segundo a Figura 2.2) exige a aplicação de processos baseados na abrasão, tais como retificação, acabamento, etc., todos usando abrasivos para a remoção do material. Visto que várias seqüências de processos são necessárias, a produção é muito ineficiente. Além disso, é mais desejável que a necessidade para retificação e acabamento possa ser satisfeita pela usinagem com ferramenta monocortante. Foi recentemente constatado a viabilidade de eliminar a

retificação e acabamento abrasivo pelo torneamento por passo único de aços endurecidos, de 64 R_c, para um Ra de 0.5 μm. A integridade da superfície, quando usina-se em certas condições, pode ocorrer sem prejuízos térmicos, e é superior que a superfície retificada.

Torneamento de precisão em operações de acabamento tem potencial para substituir a retificação em algumas aplicações. A tecnologia permitida para este processo tem sido principalmente a disponibilidade das ferramentas de CBN policristalinas. Trabalhos da literatura relatam diferentes aspectos do processo de torneamento de materiais endurecidos em uma larga escala de materiais. Visto que a vida da ferramenta afeta o custo de usinagem, esforços consideráveis tem sido focalizados no desgaste da ferramenta de CBN, particularmente nos efeitos do teor de CBN e a composição do aglomerante. Ferramentas com aglomerante cerâmico com baixo teor de CBN dá longa vida e melhor acabamento superficial que ferramentas com aglomerante metálico com alto teor de CBN. Várias interações entre o material de trabalho e a fase aglomerante de ferramentas de CBN afetam fortemente o comportamento de desgaste. Existe uma variação sistemática na taxa de desgaste entre diferentes materiais de ferramenta com baixo teor de CBN, sugerindo que também existe um efeito microestrutural.

O torneamento de aços endurecidos tem, em muitos casos, substituído com vantagens o processo de retificação, principalmente na indústria automobilística. De acordo com Tönshoff et al.(1995), Klocke et al.(1995), citados por Matsumoto (1998), as principais vantagens do torneamento de aços endurecidos em relação à retificação são:

- Possibilidade de eliminar etapas de fabricação;
- Possibilidade de trabalhar sem fluido de corte;
- Possibilidade de trabalhar com várias operações de corte simultâneas;
- Maior produtividade;
- Baixo consumo de energia por volume de material usinado;
- Máquinas-ferramentas mais simples e de menor custo;
- Possibilidade de realização de operações múltiplas em uma só fixação da peça, mantendo as características geométricas da peça e reduzindo o tempo de montagem;
- Flexibilização do processo;
- Menor custo das ferramentas de corte, uma vez que é possível realizar várias operações com a mesma ferramenta, tornando viável a usinagem de pequenos lotes de peças.

Cada aplicação precisa ser analisada individualmente, levando em consideração o tipo e a condição da peça, requisitos de projeto do componente, os equipamentos disponíveis e suas condições, os custos do ferramental e mão de obra, tamanho do lote de peças, etc. (König et al., 1993; Klocke et al., 1995; Abrão et al., 1996).

O torneamento de aços endurecidos exige alguns requisitos especiais, como por exemplo, ferramentas de corte de alta dureza e resistentes a altas temperaturas e máquinas-ferramentas que atinjam alta rotação com grande precisão e rigidez. A operação de torneamento em peças endurecidas é normalmente a última operação realizada em uma dada superfície da peça (já que ela pretende substituir a operação de retificação), onde procura-se minimizar os erros dimensionais e geométricos, a fim de se obter peças com precisão compatível com o projeto do produto.

De acordo com Barbacki e Kawalec (1997), existem pelo menos dois lados de um processo de usinagem aos quais são de interesse para um metalurgista: a mudança estrutural que ocorre em uma ferramenta de corte e a peça. Existe uma vasta quantidade de publicações à respeito da ferramenta de corte e muito menos sobre a peça, especialmente quando a usinagem de materiais endurecidos é considerada. A usinagem de materiais endurecidos, especialmente, torneamento, furação e fresamento, tem que ser aplicada sem o uso de fluidos de corte. A usinagem à seco de aços endurecidos quando se usa nitreto de boro cúbico e cerâmica mista como ferramentas de corte afetam a camada superficial da peça. A usinagem de materiais endurecidos produz usualmente forças de corte altas e gera altas temperaturas.

Liu e Mittal (1998), afirmaram que dados experimentais foram relatados na literatura para mostrar que a vida em termos de fadiga de superfícies endurecidas torneadas são melhores que das retificadas. O método de selecionar parâmetros de torneamento de aços endurecidos é extremamente importante para obter grandes benefícios na vida em termos de fadiga de torneamento de aços endurecidos.

Thiele e Melkote (1999), afirmaram que o torneamento de materiais endurecidos serve como um processo ideal para examinar os efeitos das propriedades da peça e geometria da aresta da ferramenta na rugosidade superficial como nas forças de corte. Propriedades da peça tais como dureza são significativas em torneamento de materiais endurecidos, porque este processo é definido por um tipo de característica de formação do cavaco (segmentado), resultado típico da usinagem de materiais de alta dureza. Adicionalmente, torneamento endurecido contém uma ampla faixa de valores de dureza dos materiais ($\approx 45-70$ HRC). Geometria da aresta de

ferramenta de corte é crítica em torneamento de materiais endurecidos porque ferramentas com arestas com resistência superior são exigidas para suportar as grandes tensões produzidas.

2.2. Ferramentas de Corte

De acordo com König et al. (1984), para se obter qualidade e produtividade através do processo de torneamento de aços endurecidos, faz-se necessário a utilização de ferramentas de corte confeccionadas com materiais que atendam a alguns requisitos relacionados a seguir:

- Alta dureza à temperatura ambiente e à quente (maiores que as ferramentas tradicionais de metal duro);
- Alta resistência à ruptura transversal (maior que 390 N/mm^2);
- Alta resistência à fratura (K_{IC} maior que $5 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$);
- Alta resistência à compressão;
- Alta resistência ao choque térmico;
- Alta resistência à reações químicas.

Os materiais tradicionalmente utilizados, como o aço rápido e o metal duro não atendem à grande parte os requisitos, principalmente em relação à dureza, uma vez que não são indicados para a usinagem de aços com dureza superior a 50 HRC. O diamante policristalino atende à maioria dos requisitos, porém, é altamente reativo com o ferro em temperaturas superiores a 800°C , o que provoca uma deterioração prematura da ferramenta.

De acordo com Barbacki e Kawalec (1997), a ferramenta de nitreto de boro cúbico (CBN) não é apenas considerada dura, mas tem aproximadamente duas vezes a condutividade térmica da cerâmica mista. Ambos tipos de ferramentas de corte, diferem também, em relação à geometria da aresta de corte. Todas essas diferenças são responsáveis pela grande alteração estrutural observada na camada superficial da peça usinada com ferramenta de cerâmica mista, embora, até agora não existam claras evidências como cada um deles afeta o processo de corte.

Assim, para serem utilizados como ferramentas para o torneamento de aços endurecidos, restam os materiais cerâmicos e os nitretos de boro cúbico (CBN), cujas características serão apresentadas a seguir.



2.2.1. Materiais Cerâmicos

Os materiais cerâmicos começaram a ser utilizados como ferramenta de usinagem na década de 50, porém, só passaram a ser utilizadas expressivamente na década de 80, após os desenvolvimentos conseguidos no campo das propriedades das cerâmicas e também no desenvolvimento do projeto de máquinas mais rígidas.

Os insertos de materiais cerâmicos têm boa dureza a quente e a frio, alta resistência à abrasão e excelente estabilidade química (evita a difusão, o que é muito importante quando-se usina em altas velocidades e temperaturas). Porém, a baixa tenacidade os torna altamente frágil, o que limita a sua aplicação em operações pouco severas.

De uma maneira geral, os materiais cerâmicos estão divididos em dois grandes grupos, divisão esta feita em função do material empregado como matriz: alumina (Al_2O_3) e nitreto de silício (Si_3N_4), que por sua vez, também são subdivididos. Os materiais desses subgrupos diferem entre si, pela composição química, pelo processo de fabricação e propriedades (Brinksmeier e Bartsch., 1988; Costa, 1993).

Atualmente a utilização de cerâmicos na usinagem de aços está restrita ao torneamento de aços de baixa liga ou endurecidos, sendo que, tanto as cerâmicas brancas como as mistas podem ser utilizadas. Em geral, a medida que a dureza da peça ou a velocidade de corte crescem, mais adequada é a utilização das cerâmicas mistas que resistem melhor às tensões térmicas e ao efeito combinado de alta temperatura e esforços de corte do que as cerâmicas baseadas em óxidos, razão pela qual são as mais indicadas na usinagem de aços, porém com menores velocidades de corte, devido à sua menor resistência ao desgaste.

Segundo Nakayama, *et al.*, 1988, a dureza a frio da aresta de corte deve ser geralmente, três vezes maior que a dureza da peça. Logo, para torneiar aços com dureza superior a 60 HRC (~ 760 Hv), seria necessário uma ferramenta com dureza maior que 2200 Hv. Os que apresentam maior dureza, a temperatura ambiente, dentre os insertos cerâmicos, são os cerâmicos à base de alumina reforçada com whiskers (2000 Hv) e a cerâmica mista (2200 Hv) (Baldoni e Buljan, 1988). Porém, o fato de alguns insertos não apresentarem dureza a temperatura ambiente ideal, não deve ser considerado isoladamente, pois a dureza a quente do material da ferramenta e da peça, variam de acordo com o par ferramenta-peça.

As cerâmicas geralmente falham por fratura frágil. A ruptura ocorre devido à propagação catastrófica de um defeito (trinca), quando sujeito a tensões suficientemente altas. Os insertos cerâmicos apresentam alta resistência à compressão, que varia muito pouco com a variação da

temperatura. A resistência ao choque térmico é inversamente proporcional ao coeficiente de expansão térmica e diretamente proporcional à condutividade térmica. Alterações bruscas de temperatura, corte interrompido, ou o uso ininterrupto de fluido de refrigerante podem causar fraturas nos insertos cerâmicos. Os insertos a base de nitreto de silício (Si_3N_4), são os mais resistentes ao choque térmico, devido à sua boa condutividade térmica e baixo coeficiente de expansão (Matsumoto, H., 1998).

Os requisitos de um inserto cerâmico são exigências da aplicação em si. Ou seja, do tipo de material a ser usinado, das condições de corte e das condições da máquina-ferramenta, e que a capacidade em atender a esses requisitos é função direta de suas propriedades físicas, mecânicas, químicas e térmicas, e estas por sua vez são dependentes da composição química, da microestrutura e do processo de fabricação.

Algumas considerações podem ser feitas sobre algumas propriedades relativas dos diversos tipos de materiais cerâmicos se comparados com o metal duro (Sandvik):

- A cerâmica pura (Al_2O_3) é ótima com relação à estabilidade química, mas é sofrível com relação à tenacidade e dureza a quente e péssima com relação à resistência ao choque térmico. Por isso, ela é utilizada somente em operações de acabamento (onde não se precisa de muita tenacidade) de peças endurecidas e/ou ferro fundido, onde as temperaturas atingidas são altas e a tendência ao desgaste por difusão é grande (necessita de estabilidade química);
- A cerâmica mista apresenta um compromisso um pouco melhor entre dureza a quente e estabilidade química que a cerâmica pura (estabilidade química um pouco pior e dureza a quente pouco melhor). Porém a tenacidade é péssima. Assim, ferramentas com este material são as mais recomendadas para o torneamento em acabamento de aços endurecidos, onde se necessita tanto dureza a quente, quanto estabilidade química e, como este tipo de operação é geralmente um acabamento fino, a tenacidade não é tão importante;
- Os Sialons são ótimos em termos de dureza a quente e resistência ao choque térmico e são bons com relação à tenacidade, porém são péssimos com relação à estabilidade química. Devido a isso, são utilizados principalmente na usinagem do ferro fundido (onde o cavaco curto formado não tende a causar difusão na superfície de saída da ferramenta),

principalmente em desbaste, onde dureza a quente, resistência ao choque térmico e tenacidade são fundamentais;

- Os cermets são utilizados principalmente na usinagem em acabamento fino de aços moles, devido ao fato de possuírem propriedades intermediárias entre os cerâmicos e os metais duros. Assim, por serem mais resistentes ao desgaste que os metais duros, são bons para acabamento de aços moles, onde as velocidades de corte são bem altas. Porém, para a usinagem de aços endurecidos, sua dureza a quente não é suficiente;
- As cerâmicas reforçadas com “whiskers” tem toda as suas propriedades em um nível intermediário. Provavelmente devido a isto, é o tipo de ferramenta cerâmica menos utilizada.

2.2.2. Insertos a Base de Nitreto de Boro Cúbico

Em 1957 a forma cúbica do nitreto de boro foi produzido por pesquisadores da General Electric, utilizando o mesmo aparato empregado na síntese do diamante. Porém, somente em 1972 é que os insertos de nitreto de boro cúbico policristalino (PCBN) foram produzidos comercialmente. O PCBN é quimicamente mais estável que o diamante, podendo ser utilizado na usinagem de ligas ferrosas sem que ocorra grande desgaste por difusão. Sua tenacidade é similar ao material cerâmico baseado em nitretos. Sua dureza só é superada pelo diamante. Os insertos de PCBN são produzidos com padrões dimensionais e geométricos, com ou sem furo para fixação e sem quebra cavaco sinterizado, ou em formas de “blanks” (Sorrell e McCartney, 1986).

Existem diversos tipos de PCBN no mercado e cada fabricante usa diferentes materiais e quantidades de aglomerantes e diferentes tamanhos e distribuição de partículas. Porém, de uma maneira geral, pode-se dividir os PCBNs em duas categorias, segundo suas aplicações (Costa, 1993; Abrão e Aspinwall, 1995):

- PCBNs para usinagem em desbaste (a_p entre 0,5 e 8 mm);
- PCBNs para usinagem em acabamento (a_p menor que 0,5 mm).

De acordo com Abrão e Aspinwall, (1995), catálogos da GE, De Beers e Sumitomo, os PCBNs para desbaste possuem maior concentração de nitreto de boro cúbico (90% em volume) o

que aumenta a ligação cristal com cristal e faz sua tenacidade aumentar. Além disto, devido ao alto teor de CBN, estes materiais são os que apresentam maior dureza dentre os PCBNs. Devido a estas propriedades, estes CBNs são muito eficientes quando o mecanismo predominante de desgaste é a abrasão (onde não se verifica um desgaste adesivo ou químico) e/ou onde estão presentes forças de corte muito altas ou corte interrompido, como no torneamento e no fresamento em desbaste de aços endurecidos e ferro fundido cinzento onde as durezas envolvidas estão entre 45 e 65 HRC.

Segundo Diniz *et al.* (1995), estes tipos de CBNs não se comportam tão bem quando se necessita de algumas características químicas e térmicas, como é o caso do torneamento em acabamento, onde, devido às maiores velocidades de corte utilizadas e, conseqüentemente, maiores temperaturas, o desgaste químico é muito importante. Por outro lado, ferramentas cerâmicas não possuem tamanha tenacidade e dureza, mas tem resistências química e térmica excelentes.

Os PCBNs indicados para o acabamento são aqueles onde uma fase cerâmica é adicionada, de tal maneira que ele possui menor tenacidade e dureza, mas melhor estabilidade química e térmica que os PCBNs indicados para desbaste (Diniz *et al.*, 1995), combinando as propriedades das duas fases presentes (CBN e cerâmica), já que a cerâmica possui, em geral, maior resistência à difusão que o CBN.

Em operações de acabamento os cavacos produzidos são pequenos, devido aos pequenos avanços e profundidades de corte. A pequena massa de cavaco gerada não é suficiente para levar embora todo o calor gerado pelo corte e, por isso, a ferramenta atinge altas temperaturas, o que faz com que propriedades como estabilidade térmica e química (para impedir a difusão que é incentivada pela alta temperatura) sejam imprescindíveis.

Segundo Bossom (1994), um fator importante que deve ser levado em consideração na comparação das ferramentas com alto e baixo teor de nitreto de boro cúbico é a sua condutividade térmica, pois nas operações de acabamento a geração de calor é muito alta. Uma ferramenta com maior teor de CBN tem maior condutividade térmica, o que faz com que o calor seja retirado da zona de corte, não causando o amolecimento necessário do material da peça ao seu redor, o que facilitaria o corte. Já um material com menor teor de CBN e maior teor cerâmico, tem condutividade térmica menor, não retirando muito calor da região de corte, o que possibilita um certo amolecimento da peça ao redor da região de corte e facilita a usinagem.

De acordo com Diniz *et al.* (1995), alguns cuidados devem ser tomados quando se utiliza ferramentas de CBN, dentre eles:



- Materiais fáceis de serem cortados por outros materiais de ferramenta como aços não endurecidos, não devem ser usinados com CBN;
- O sistema máquina-ferramenta-dispositivo de fixação-peça deve ser o mais rígido possível;
- A geometria da ferramenta deve ser negativa (normalmente $\gamma = -5^\circ$) para garantir a resistência aos choques com ângulo de folga $\alpha = 5 - 9$ e o maior possível ângulo lateral de posição (no mínimo 15) para minimizar trincas na aresta. A geometria negativa auxilia na diminuição do desgaste da ferramenta pois gera mais calor devido à grande deformação plástica imposta ao material, o que amolece o material da peça em torno da região de corte, facilitando a usinagem;
- A aresta de corte deve ser chanfrada (chanfro de 0,1 mm x 20 a 45) o que direciona os esforços de corte para o centro da ferramenta e, assim, diminui a possibilidade de quebra da aresta;
- Com relação à utilização do fluido de corte, algumas considerações devem ser feitas. Na usinagem do ferro fundido cinzento, onde a utilização de óleo de corte não é recomendada, pode-se tentar a utilização de ar comprimido. O refrigerante tem pouco efeito nos esforços de corte e pode também até aumentar o desgaste da ferramenta, pois diminui a geração de calor, dificultando o corte devido ao não amolecimento do material da peça ao redor da região de corte. Por outro lado, ao reduzir a temperatura do componente, o refrigerante auxilia na manutenção de tolerâncias apertadas, o que é particularmente verdade para componentes de secções finas ou para pequenos componentes com massa térmica baixa.

2.3. Avarias e Desgastes da Ferramenta

Consideram-se como avarias em ferramentas de corte as quebras, trincas, sulcos distribuídos em forma de pente e deformações plásticas, que ocorrem no gume cortante durante o processo de usinagem. A quebra da ferramenta normalmente ocorre pela atuação de elevada força de usinagem no gume da mesma. As ferramentas com pequenos ângulos de ponta ou cunha, os materiais frágeis, as operações com corte interrompido e a paralisação sem a prévia retirada da ferramenta de corte são as principais causas de quebra da ferramenta de corte.

As causas principais dos desgastes da ferramenta são: o cisalhamento da aresta postiça de corte, a abrasão mecânica, a difusão e a ação química e eletrolítica (oxidação). Uma ou mais dessas causas podem prevalecer no processo de desgaste da ferramenta, dependendo sobretudo das condições de corte. A separação quantitativa dos componentes do desgaste é praticamente impossível de se realizar, porém, qualitativamente, pode-se concluir que o desgaste da ferramenta é influenciado principalmente pelo cisalhamento da aresta postiça de corte em baixas velocidades de corte. Ao contrário, em velocidades maiores de corte, o desgaste é influenciado por fatores cuja intensidade depende principalmente da temperatura de corte, tais como abrasão mecânica, difusão e oxidação.

O desgaste ocorrido na superfície de folga da ferramenta (superfície de incidência) é denominado de desgaste frontal ou desgaste do flanco, sendo V_B , a altura do desgaste e, quando ocorrido na superfície de saída da ferramenta (desgaste na face), é denominado de desgaste de cratera, sendo K_t , a profundidade da cratera. O desgaste frontal é influenciado principalmente pela velocidade de corte, depois pelo avanço e por último pela profundidade de corte. Uma avaria que pode ocorrer é o lascamento da aresta, ou seja, quebra de pedaços da aresta, produzindo superfícies ásperas e irregulares.

O lascamento representa uma falha acidental e prematura da ferramenta e é devido a sobre-solicitações de origem mecânica ou térmica da aresta. Por outro lado, não existe nenhum material de ferramenta capaz de resistir integralmente e por longo tempo aos efeitos de contato e escorregamento sob altas temperaturas e pressões como ocorrem na usinagem, sem que sofra desgaste e alterações na forma e no aspecto de seus contornos. O desgaste se dá de forma progressiva e acaba por deixar a ferramenta “cega”, isto é, sem habilidade de cortar o material com eficiência.

A marca de desgaste é a faixa desgastada no flanco da ferramenta. A largura da marca de desgaste é que exprime o grau de desgaste. Essa largura, em geral, não é uniforme, mas é maior



nos extremos da marca e na ponta da ferramenta. Um raio de ponta adequado pode diminuir a largura da marca nesta zona. Uma marca de desgaste irregular é devida normalmente a um micro-lascamento da aresta.

A medida que a ferramenta vai se desgastando, observam-se variações mais ou menos profundas no processo de usinagem. A temperatura se eleva progressivamente, a força de corte e a potência consumida aumentam, as dimensões da superfície usinada se alteram, o acabamento superficial piora. Em condições extremas, ocorre um faiscamento intenso no corte, a superfície usinada se apresenta áspera. Muitas vezes, o aumento das forças de corte, no caso de um desgaste excessivo, provoca o lascamento e destruição total do gume. A utilização de uma ferramenta até este ponto é de todo desaconselhável, pois será necessário um longo trabalho de reafiação com a remoção de uma extensa camada de material de corte, antes que se possa restabelecer um gume adequado, além do risco de quebra da ferramenta de corte.

A importância do efeito do desgaste de flanco na integridade superficial das peças foram estudadas por Liu (1973), Liu e Barash (1976) e outros poucos pesquisadores a partir dos anos 70. Estes estudos mostraram que o desgaste do flanco da ferramenta pode produzir alterações microestruturais, conhecidas como camadas brancas e tensões residuais de tração na camada superficial usinada, os quais podem ter efeitos prejudiciais na vida da ferramenta de peças que foram endurecidas.

De acordo com Barbacki e Kawalec (1997), o aumento do desgaste da ferramenta de corte afeta significativamente o grau de alteração da camada superficial. Segundo os mesmos autores, o aumento do desgaste do flanco da aresta influencia substancialmente o processo de corte e a microestrutura da camada superficial. O aumento do desgaste do flanco amplia o contato superficial entre a ferramenta e a peça, aos quais resultam em altas temperaturas atingidas nas áreas de contato.

Wang e Liu (1999), afirmaram que o desgaste do flanco da ferramenta é a maior causa de prejuízo térmico na camada superficial danificada em acabamento de aços endurecidos e que a transferência de calor e formação do cavaco são alterados enquanto o desgaste de flanco cresce. Segundo os mesmos autores, todo o calor gerado na interface peça-ferramenta acompanhada de alguma fração do calor gerado na interface cavaco-ferramenta é transferida para a peça. Por outro lado, a fração de calor que vai para o cavaco aumenta quando o desgaste do flanco começa a aumentar. Portanto, o balanço de calor e a distribuição de calor associado entre as interfaces peça-ferramenta e ferramenta-cavaco são fortemente dependentes do desenvolvimento do desgaste do flanco. Os autores concluíram então que a temperatura da interface ferramenta-peça



aumenta com o desgaste do flanco enquanto a temperatura da interface cavaco-ferramenta se mantém relativamente constante. Como afirmaram Ueda *et al.* (1999), é razoável admitir que a distribuição de temperatura na região da aresta de corte seja negligenciada, isto é, que a temperatura seja constante. A análise da distribuição de calor mostra que o calor gerado na interface ferramenta-cavaco tem um importante papel à respeito do fluxo de calor através da interface ferramenta-peça, especialmente quando o desgaste do flanco é relativamente pequeno (Wang e Liu, 1999).

Segundo Ko *et al.* (1999), o desgaste da ferramenta em torneamento de materiais endurecidos resulta principalmente da diminuição da dureza por causa das altas temperaturas (600-1000°C) na região de corte. Ueda *et al.* (1999), afirmaram que a temperatura do flanco da ferramenta tem um efeito na vida da ferramenta e na integridade da superfície usinada, ou seja, devido às altas temperaturas geradas na região da aresta de corte da ferramenta, a vida da ferramenta e a integridade superficial da peça deterioram. Isto causa desgaste na ferramenta de corte e a geração de tensões residuais na camada superficial da peça e que existe uma relação entre a temperatura da ferramenta e a dureza da peça. Também afirmaram que a influência da velocidade de corte na temperatura da ferramenta é grande e a influência da taxa de avanço e profundidade de corte não são tão grandes e que a temperatura aumenta quase linearmente com o aumento da velocidade de corte.

Ko *et al.* (1999), também fizeram uma análise da temperatura de corte. Isso foi feito pela análise térmica ao redor da ferramenta de corte, considerando-se a teoria do corte ortogonal. Existem quatro regiões ativas no processo de usinagem ortogonal como mostra a Figura 2.3.

Visto que 99% da energia total consumida no processo de corte é dissipada em calor, essas regiões podem ser consideradas como fonte de geração de calor no corte. A equação da energia neste caso é a seguinte:

$$\rho c \left(u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} \right) - k \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) - q = 0 \quad (1)$$

onde c é o calor específico, ρ é densidade, u e v são velocidades na direção x e y , respectivamente; k é a condutividade térmica do material da ferramenta; e q é o fluxo de calor.

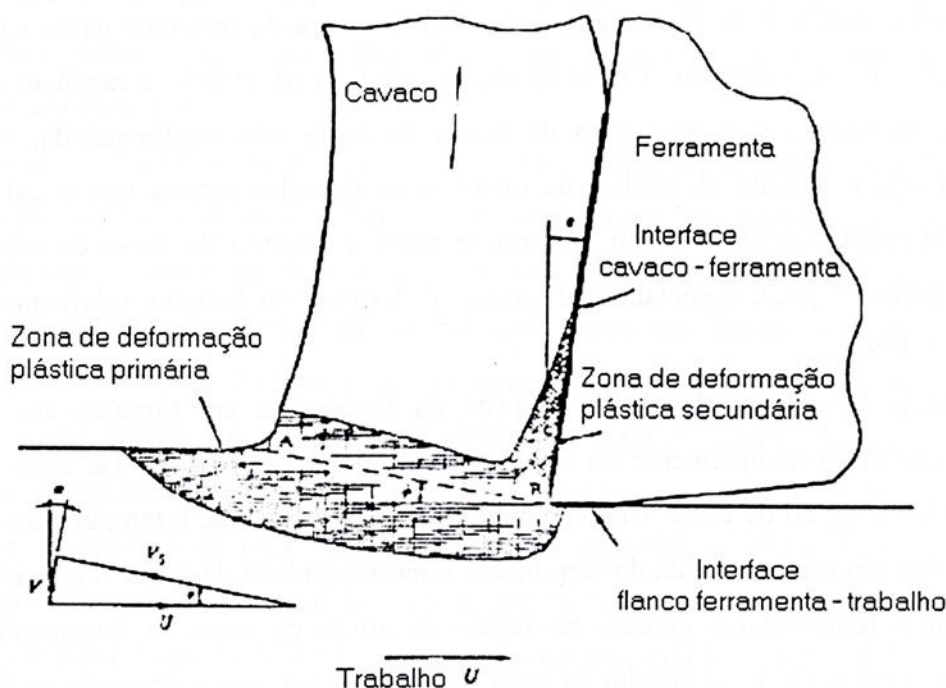


Figura 2.3. Regiões ativas do corte ortogonal (Ko *et al.*, 1999).

As regiões ativas são:

1. A zona de deformação plástica primária;
2. A zona de deformação plástica secundária;
3. A zona de interface ferramenta-cavaco.
4. A interface flanco da ferramenta - peça.

De acordo com Chou e Evans (1997), dureza e microestrutura, todos afetam o comportamento de desgaste da ferramenta. Relativamente, pequena atenção tem sido prestada aos efeitos microestruturais no desgaste de ferramenta de CBN. Takatsu *et al.* (1983), testou uma ampla faixa de combinações de ferramentas e peças e indicou que a microestrutura da peça afeta a formação de camadas aderentes e portanto diferentes condições de desgaste. Entretanto, não é oferecido explicações para o mecanismo.

Ferramentas de CBN com tamanhos pequenos de grão aparentemente tem maior resistência ao desgaste e mostram baixa taxa de desgaste. Todas as ferramentas exibem uma camada aderente fraturada e uma estrutura delaminada na região de desgaste do flanco, indicando o mesmo comportamento de desgaste (Chou e Evans, 1997).

Ainda segundo os mesmos autores, desgaste térmico e químico (difusão, dissolução e desgaste químico e por abrasão) dão praticamente a mesma contribuição para o processo de desgaste total, pelo menos nos estágios precoces de desgaste, antes que, diferenças na temperatura de corte devido à diferenças no desgaste afete o processo. Assim é possível mostrar diferenças no desgaste mecânico associado com mudanças na microestrutura. CBN é usado em torneamento de aços endurecidos porque este não é inerte com materiais ferrosos e de alta dureza. Embora partículas de CBN e fase ligante tais como TiN são tão duros quanto carbonetos em aços, ainda é possível que a ferramenta encontre suave desgaste abrasivo.

Segundo Chou e Evans (1997), existe uma avaliação qualitativa do desgaste mecânico em ferramentas de CBN em torneamento de acabamento de aços endurecidos à partir de uma perspectiva microestrutural. Foi concluído que o tamanho dos carbonetos das peças tem um efeito decisivo na fina película de atrito, os quais parece ser o mecanismo dominante para ferramentas com baixos teores de CBN, com aglomerante cerâmico.

2.4. Vida das Ferramentas

Vida da ferramenta é o tempo durante o qual a mesma trabalha efetivamente (deduzido os tempos passivos), até perder a sua capacidade de corte, dentro de um critério previamente estabelecido, como o acabamento superficial e/ou tolerância dimensional da peça, força de usinagem, potência máxima de usinagem, nível de desgaste da ferramenta, temperatura do gume de corte, etc.

Os critérios utilizados para o estabelecimento do momento de troca da ferramenta são vários. Assim podemos considerar o fim da vida da ferramenta quando:

- O desgaste da superfície de saída da ferramenta atingir proporções tão elevadas que se receie uma quebra da mesma e conseqüente dano para com a peça, o suporte da mesma ou mesmo a máquina;
- Os desgastes chegarem a valores tais que a temperatura do gume cortante se aproxime da temperatura na qual a ferramenta perde o fio de corte;

- Devido ao desgaste da superfície de folga da ferramenta, não se consegue mais a manutenção das tolerâncias e/ou rugosidade superficial exigidas pelo projeto da peça, principalmente em operações de acabamento;
- O aumento da força de usinagem proveniente dos desgastes elevados da ferramenta interferir no funcionamento da máquina. Pode-se fixar o limite de vida da ferramenta pelo aumento, de uma quantidade determinada, da força de corte, do torque ou da potência da máquina. Lembrando que a força de corte aumenta com o desgaste frontal devido ao maior atrito entre a ferramenta e a peça, e diminui com o desgaste de cratera devido ao aumento do ângulo de saída efetivo da ferramenta;
- Largura da marca de desgaste no flanco, é o critério de emprego mais freqüente na indústria para a determinação do fim de vida da ferramenta. Uma vez alcançada uma largura da marca de desgaste, as ferramentas perdem a eficiência de corte. As larguras maiores de marca de desgaste são admissíveis em ferramentas de maiores dimensões, velocidades de corte mais baixas e com pastilhas mais tenazes. Pastilhas mais duras e frágeis, não admitem larguras da marca de desgaste maiores do que 0,5 mm, sob pena de ocorrer severo lascamento do gume;
- Vibrações intensas (chatter) da peça ou da ferramenta, ruídos fortes por vibrações da máquina, impedem o prosseguimento da usinagem. Podem ter como causa o desgaste do flanco da ferramenta;
- Forma dos cavacos, uma brusca variação da forma dos cavacos pode ser usada como critério de fim de vida;
- Aumento da força de avanço, está intimamente relacionado com o desgaste no flanco (superfície de incidência) e, portanto, com a largura da marca de desgaste.

Os diferentes tipos de materiais para ferramentas apresentam diferentes comportamentos quando em processo de corte e deve-se atentar para o critério de fim de vida de tais ferramentas.

A norma ISO 3685 padroniza os valores do máximo desgaste frontal em aproximadamente 0,3 mm para o caso do desgaste uniforme na superfície de folga da ferramenta, e de aproximadamente 0,6 mm, caso o desgaste não apresente um comportamento uniforme na superfície de folga da ferramenta. Para valores do desgaste inferiores a 0,3 mm, teríamos uma dispersão muito grande dos resultados, devido à maior influência da taxa inicial do desgaste. Para valores do desgaste superiores a 0,6 mm, os ensaios se tornariam mais dispendiosos, podendo não se alcançar o fim da vida da ferramenta

2.5. Acabamento Superficial

De acordo com Costa, D.D. (1993), no torneamento de aços endurecidos, dificilmente ocorre a formação de aresta postiça, por causa da baixa ductilidade do material da peça e da alta temperatura de corte. Como resultado, a forma da aresta de corte é transferida para a superfície usinada com razoável precisão. Então, contanto que o desgaste da superfície de folga permaneça pequeno e uniforme, a rugosidade não aumentará. Com o progresso do desgaste, entretanto, a aresta de corte tende a “engrossar” e, conseqüentemente, deteriora a superfície usinada.

Chou e Evans (1997), afirmaram que, em muitas aplicações, ferramentas de CBN são usadas em cortes interrompidos de aços endurecidos. Além do acabamento superficial e precisão, a integridade superficial pode ser outro fator limitante da vida da ferramenta em um processo de acabamento.

Segundo Matsumoto *et al.* (1999), o acabamento superficial e integridade obtida em torneamento de materiais endurecidos podem ser tão boas quanto, se não for melhor que, aqueles obtidos pela retificação.

Enquanto comparamos o acabamento superficial do torneamento e acabamento baseado na abrasão é importante descrever as diferenças nos microperfis da superfície de corte bem como estas podem ter alguns efeitos na vida em termos de fadiga dos mancais. Perfis característicos obtidos do torneamento e acabamento baseado na abrasão são mostrados na Figura 2.4 (Liu e Mittal, 1996).



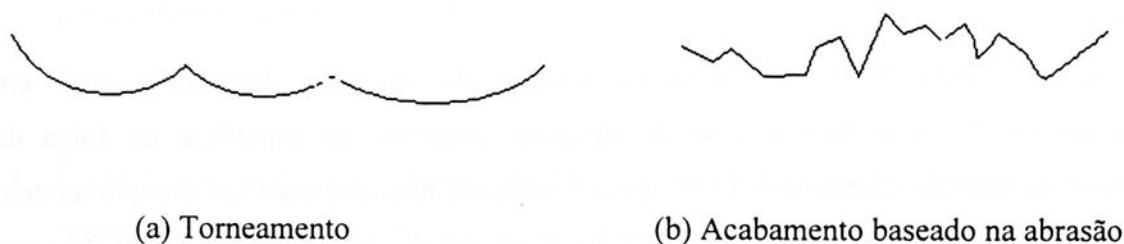


Figura 2.4. Características dos micro perfis (Liu e Mittal, 1996).

A superfície do componente endurecido obtido pelo torneamento é caracterizado por linhas periódicas, como pode ser observado na Fig. 2.4.

As vantagens deste tipo de perfil são as seguintes:

- Embora o valor médio R_a (rugosidade média) seja igual em ambos os casos, a superfície torneada terá um menor valor R_t (pico do vale). Além disso, um menor valor de R_t também implica num menor comprimento de trinca inicial;
- Acredita-se ter melhor retenção de óleo nas linhas de avanço delgadas deixadas na superfície torneada

O processo de acabamento pode também alterar a microestrutura da camada superficial. No caso do aço, se esta camada é feita de martensita não revenida, isto é chamada de camada branca. Imediatamente abaixo desta camada branca pode existir uma camada mole de martensita revenida. Esta estrutura com camadas acredita-se ter um efeito prejudicial na resistência à fadiga do componente. Ogata (1989), notou que a camada branca não foi formada quando o desgaste de ferramenta era inferior a 0.15 mm, devido à aresta da ferramenta e aos pequenos valores de avanço e profundidade de corte da ferramenta.

Matsumoto *et al.*(1999), afirmaram que torneamento de aços endurecidos pode produzir martensita não revenida e martensita revenida próximo da superfície usando uma ferramenta

gasta. Também afirmaram que o acabamento não gera calor suficiente ou deformação plástica próxima da superfície para criar alterações microestruturais.

2.6. Tensões Residuais

De acordo com Liu e Mittal (1998) e Agha e Liu (2000), sabe-se que o torneamento de materiais endurecidos produz tensões residuais compressivas e que parâmetros de usinagem tais como velocidade, avanço e profundidade de corte afetam a distribuição de tensão residual. Acredita-se que estas tensões residuais compressivas são mais favoráveis para a vida em termos de fadiga que as tensões residuais de tração. De acordo com Ueda *et al.* (1999), tensões residuais de tração devem ser evitadas porque reduzem a vida de fadiga da peça. O mais interessante no estudo de acabamento em torneamento de aços endurecidos é a capacidade de produzir tensões compressivas residuais, além da eliminação de processos convencionais baseados na abrasão. Matsumoto *et al.* (1999), afirmaram que tensões residuais compressivas são geralmente criadas na superfície.

Agha e Liu (2000), afirmaram que as tensões altamente compressivas produzidas no torneamento de aços endurecidos são acompanhadas por uma fina camada superficial com uma mudança microestrutural. Também afirmaram que o desgaste do flanco da ferramenta de corte afetam o modelo de tensões residuais. Lembraram que, o tratamento térmico não apenas muda a dureza, mas também a distribuição de tensões residuais e que ferramentas afiadas e gastas produzem diferentes distribuições de tensões residuais.

Liu e Mittal (1998), observaram ainda que tensões residuais menos compressivas (tração maior) eram menos benéficas. Os autores concluíram que a tensão residual compressiva na subsuperfície aumenta a vida em termos de fadiga e que a tensão residual compressiva profunda é mais resistente à fadiga que as camadas superficiais. Matsumoto *et al.* (1999), também, concluíram que uma tensão compressiva residual nas camadas profundas são mais benéficas que uma tensão compressiva residual superficial de grande magnitude.

Harris *et al.* (1992), concluíram que a tensão compressiva residual do material tende estender a vida em termos de fadiga no contato de laminação dos mancais.

Scott *et al.* (1962), realizaram testes para estudar o efeito do início do estado de tensões residuais próximas da superfície no contato de laminação nas propriedades de fadiga de rolamento de esferas e Matsumoto *et al.* (1999), também realizaram estes testes. Baseado nos

testes os autores concluíram que as tensões residuais compressivas da subsuperfície aumentam a vida em termos de fadiga e que as profundas tensões compressivas residuais são mais resistentes à fadiga que as camadas superficiais. Portanto, as tensões residuais compressivas profundas criadas pelo torneamento de aços endurecidos são benéficas.

De acordo com Liu e Mittal (1996), tensões residuais em aços endurecidos retificados são principalmente de tração, mas podem ser compressivas quando se utiliza condições suaves de retificação. Tensões residuais em acabamento são geralmente superficiais e compressivas por natureza. Numerosos autores, como Matsumoto *et al.* (1987), Weidorf, T. (1988), Liu e Barash (1982), König *et al.* (1990), Brinksmeier, E. (1986), Ogata, M. (1989), Shreiber e Schlicht (1986) tem determinado experimentalmente os modelos de tensões residuais em aços endurecidos obtidos por torneamento. Algumas observações documentadas são listadas abaixo:

- Tensões residuais, são primariamente compressivas e tornam-se mais compressivas quando a dureza dos aços endurecidos aumenta;
- Tensões residuais na direção circunferencial (direção da velocidade de corte) induzida pelo torneamento pode ser mantida extremamente pequena, e segundo certas condições podem até mesmo tornar-se de tração. Por contraste, as tensões compressivas paralelas associadas com a direção axial são relativamente altas;
- Aumento de avanços, resultando em altas deformações plásticas comprimidas, tendem a aumentar o nível máximo de tensão compressiva e aumentar a profundidade da zona afetada;
- Valores grandes de profundidade de usinagem produz grandes tensões residuais compressivas na superfície;
- Tensões residuais tendem à tornar-se de tração com o aumento do desgaste da ferramenta;
- O uso de refrigerante não afeta a formação da tensão residual de maneira significativa.

Algumas observações documentadas por Matsumoto *et al.* (1999) são listadas abaixo:

- A geometria da aresta da ferramenta é um fator decisivo no perfil de tensão residual;
- A taxa de avanço apenas muda a tensão residual próxima da superfície, mas não na camada profunda;
- A profundidade de corte não produz um efeito significativo na tensão residual para torneamento de precisão de aços endurecidos. A zona de deformação primária tem um efeito secundário nas tensões residuais;
- No torneamento de aços endurecidos se obtém uma vida de fadiga tão longa quanto nas superfícies retificadas;
- A profundidade das tensões residuais compressivas é a maior diferença entre superfícies de torneamento de aços endurecidos e retificadas (a tensão compressiva residual gerada pelo torneamento de aços endurecidos é mais profunda).

De acordo com Liu e Mittal (1998), a maioria das pesquisas existentes na literatura sobre os efeitos dos parâmetros de usinagem em perfis de tensão residual tem sido de caráter experimental. Muitos poucos modelos analíticos são avaliados. Matsumoto *et al.* (1986), observou tensões residuais compressivas na usinagem de aços endurecidos e explicou sua formação com a ajuda de um modelo proposto anteriormente por Merwin e Johnson (1963), para explicar a formação de tensões residuais em mancais de rolamento. Lin *et al.* (1991) usou técnicas de Elementos Finitos para determinar perfis de tensão residual em usinagem ortogonal. Wu e Matsumoto (1990), também usaram Elementos Finitos para determinar fatores que afetam a formação de tensão residual em usinagem de aços endurecidos. Embora esses modelos produzam discernimentos úteis para o mecanismo básico de formação de tensão residual, eles são mal-sucedidos em prever o perfil de tensão residual propriamente dito para particulares condições de usinagem. Isto é principalmente graças a:

- A formação de tensão residual é um mecanismo complexo e a teoria da plasticidade não é desenvolvida suficientemente para permitir previsões acuradas de tensão residual;



- Todos requerem propriedades de materiais que não são conhecidas com exatidão.

Modelos experimentais podem ser usados mais efetivamente para predição de tensões residuais para situações particulares. Técnicas experimentais tem sido usadas com sucesso para aplicação da vida da ferramenta e para predições da rugosidade superficial. Devarajan *et al.* (1984) construíram um modelo experimental para predição de tensões residuais na superfície. Embora as tensões residuais superficiais sejam importantes, na maioria das aplicações de mancais de rolamento, as tensões residuais subsuperficiais são no mínimo igualmente importantes. Na Figura 2.5, observa-se a distribuição das tensões de compressão e tração (König *et al.*, 1993)

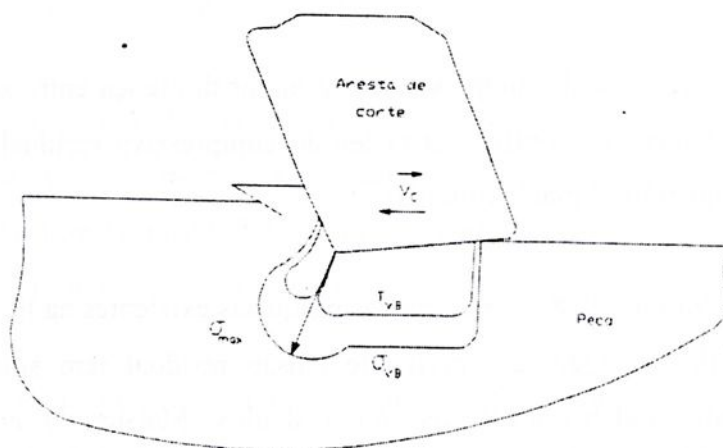


Figura 2.5. Distribuição (teórica) das Tensões na Aresta de Corte (König *et al.*, 1993).

2.7. Características da Máquina Ferramenta

O corte do material endurecido em geral proporciona maiores esforços de corte do que em materiais moles, devido à alta dureza e resistência mecânica das peças. Além disso, com o desgaste da ferramenta, ocorre um aumento das forças de corte, de avanço e da força passiva.

O aumento da força de corte e de avanço exige que a máquina-ferramenta disponha de alta potência, enquanto o aumento da força passiva faz com que ocorra deformações elásticas do

sistema máquina-ferramenta-peça e também deformação elástica local, próximo ao ponto de corte, podendo causar erros dimensionais e geométricos, além da quebra da ferramenta (Nakayama *et al.*; König *et al.*, 1993, citados por Matsumoto, 1998). Assim, para evitar falhas prematuras das ferramentas e manter as dimensões e as geometrias da superfície usinada, as máquinas-ferramentas devem apresentar alta rigidez.

Outro requisito necessário é a alta precisão, uma vez que o torneamento de materiais endurecidos visa substituir a operação de retificação. Segundo Matsumoto, (1998), com as máquinas CNC com projeto mecânico convencional, a qualidade máxima que se consegue é correspondente à IT6 e qualidade superficial R_{max} . de 2 a 3 μm , o que equivale à qualidade de uma operação de retificação simples. Uma maneira de melhorar a precisão das máquinas-ferramentas seria utilizar a tecnologia das máquinas utilizadas na usinagem de alta precisão, com a utilização de mancais e guias de deslizamento hidrostáticos e máquinas mais rígidas que as convencionais.

2.8. Mecanismo de Formação do Cavaco

O mecanismo da formação do cavaco no torneamento de aços endurecidos tem sido discutido por vários autores (Chao e Trigger, 1951; Nakayama, 1974; König *et al.*, 1990; Elbestawi *et al.*, 1996; Davies *et al.*, 1997; Sidjanin e Kovac, 1997). Os cavacos produzidos são chamados de “dente de serra”, dada a forma da sua seção transversal. Quando a espessura do cavaco é muito pequena, a forma é de pequenos dentes de serra com seções transversais semelhantes aos dos cavacos contínuos. Diferentemente do que ocorre no corte de aços dúcteis, onde acontece grande deformação plástica nas zonas de cisalhamento, o corte de aços endurecidos apresenta pequena deformação plástica. Shaw e Vyas (1998), afirmaram que na literatura o termo cavaco segmentado é freqüentemente usado para descrever todos os tipos de cavacos cíclicos, particularmente os tipos “onda” e “dente de serra”. Esta colocação é inoportuna já que esses dois tipos de cavacos são claramente diferentes.

Devido à utilização de ferramentas com ângulo de saída negativo, aparecem na ferramenta e na peça grandes tensões de compressão. Como o material é frágil, essa alta tensão de compressão induz à formação de trincas ao invés da deformação plástica do cavaco. Essa trinca inicia-se na superfície livre (não sujeita à pressões hidrostáticas) e aprofunda-se na direção da ponta da ferramenta, aliviando a energia armazenada e servindo como uma superfície

deslizante para o segmento de material. Simultaneamente ocorre aquecimento e deformação plástica do material. Após o segmento de cavaco ter deslizado, a pressão de corte é renovada, dando início ao aparecimento de uma nova trinca e reiniciando o ciclo. Os segmentos de cavaco assim formados, são ligados por uma pequena porção de material a qual foi deformada plasticamente e aquecida a alta temperatura, fazendo com que o cavaco seja longo mas com aparência serrilhada (Matsumoto, 1998).

De acordo com Wang e Liu (1999), o processo de formação do cavaco é alterado pelo desenvolvimento do desgaste de flanco. Quando o desgaste do flanco é pequeno não existe muita mudança no processo de formação do cavaco, porque menos energia é necessária.

Segundo Costa, D.D.(1993), o torneamento de aços endurecidos apresenta algumas peculiaridades relacionadas ao processo de formação de cavaco, e são as seguintes:

- Alta temperatura na área de contato cavaco-ferramenta;
- Grande valor do ângulo de cisalhamento;
- As componentes da força de usinagem diminuem com o aumento da dureza;
- Pequena área de contato cavaco-ferramenta;
- Baixo coeficiente de atrito.

Capítulo 3

O Processo de Forjamento

3.1. Introdução

Como neste trabalho, procurou-se estudar a viabilidade de se retirar o sobremetal da peça forjada, utilizando o processo de torneamento de aços endurecidos, ou seja, a peça pode ser torneada até atingir a dimensão e o acabamento superficial, já endurecida, eliminando etapas de fabricação no caso do forjamento à quente, por isso, será apresentado a seguir uma breve revisão sobre o assunto, destacando-se também o processo de forjamento de precisão.

O forjamento é o processo de conformação mecânica pelo martelamento ou pela prensagem. Esta é a mais antiga arte de transformação de metais, sendo a sua origem ligada aos primitivos ferreiros dos tempos bíblicos. O desenvolvimento de maquinarias para substituir os braços do ferreiro ocorreu primeiro durante a revolução industrial. Em princípio, há dois tipos gerais de equipamentos para forjamento: os martelos de forja ou martelos de queda e as prensas.

Nos primeiros, golpes rápidos e sucessivos são aplicados no metal, enquanto, nos segundos, o metal fica sujeito à ação de força de compressão a baixa velocidade. Assim, no forjamento por martelamento, a pressão atinge a máxima intensidade quando o martelo toca o metal, decrescendo rapidamente a seguir de intensidade, à medida que a energia do golpe é absorvida na deformação do metal. Na prensagem, atinge-se o máximo valor da pressão pouco antes que ela seja retirada.

As operações de forjamento são realizadas a quente, ou seja, a temperatura acima das de recristalização do metal, embora alguns metais possam ser forjados a frio. A máxima temperatura de forjamento corresponde àquela em que pode ocorrer fusão incipiente ou aceleração da oxidação e a mínima corresponde àquela abaixo da qual poderá começar a ocorrer encruamento. Para o caso dos aços-carbono, a faixa usual de temperatura é 800° - 1000° C. Em aços altamente ligados, as temperaturas empregadas são mais elevadas, devido à complexidade da estrutura do material.

O forjamento em matriz usa blocos de matriz cuidadosamente usinados para produzir peças forjadas com tolerâncias dimensionais bastante precisas. Normalmente, para justificar a utilização dessas matrizes relativamente dispendiosas, esse processo é usado para taxas de produção altas.



Em relação ao sobremetal para o processo de forjamento (lembrando-se que o excesso de material é função das dimensões da peça), recomenda-se o emprego da seguinte regra:

- Para peças de pequenas dimensões, até 20 mm de diâmetro ou largura, - 0,5 a 1,0 mm;
- Para peças de dimensões médias, entre 20 mm a 80 mm de diâmetro ou largura, - 1,0 a 1,5 mm;
- Para peças de 80 mm a 150 mm de diâmetro ou largura, - 1,5 a 2,0 mm;
- Para peças entre 150 mm até 250 mm de diâmetro ou largura, - 2,0 a 3,0 mm.

3.2. Defeitos de Forja

Se a deformação durante a forja estiver limitada às camadas superficiais, um lingote de estrutura dendrítica irá se fragmentar nessas condições. A penetração incompleta pode ser facilmente detectada por macrografia na seção transversal da peça. O exame por um ataque profundo para segregação, estrutura dendrítica e trincas é um procedimento usual de controle de qualidade com peças forjadas grandes. Para minimizar a penetração incompleta, o forjamento de peças com grandes seções transversais é normalmente executado em prensas de forjar.

Trincas superficiais podem ocorrer em virtude de deformação superficial excessiva em temperaturas muito baixas ou como resultado da fragilidade a quente. Uma concentração elevada de enxofre na atmosfera do forno pode provocar a fragilidade a quente em aços e ligas de níquel. As trincas na rebarba de forja no forjamento em matriz fechada constituem um outro defeito superficial, uma vez que a trinca geralmente penetra no corpo da peça quando a rebarba é aparada. Esse tipo de trincamento será comum quanto mais fina for a rebarba em relação à espessura original do metal. O trincamento devido a rebarba pode ser evitado aumentando-se a espessura da rebarba ou relocando-a para uma região menos crítica da peça. Pode ser evitado também pelo rebarbamento a quente ou por um alívio de tensão antes do rebarbamento a frio.

Um outro tipo comum de defeito superficial no forjamento em matriz fechada é a gota fria ou dobra. Uma gota fria é uma descontinuidade produzida quando duas superfícies do metal dobram-se uma contra a outra sem se fundirem completamente. Isso pode ocorrer quando o metal escoar para uma parte da matriz que já tenha sido preenchida ou que apenas é parcialmente preenchida porque o metal é insuficiente para preenchê-la devido a uma aresta aguda, um resfriamento excessivo, ou um atrito muito elevado.

Carepa perdida ou resíduos de lubrificante que se acumulam nas reentrâncias profundas da matriz dão origem a bolsas de carepa e provocam um preenchimento insuficiente. A remoção de carepa incompleta da peça a ser forjada resulta na presença de carepa na parte final da peça acabada.

Tensões de tração podem ser desenvolvidas durante o forjamento e portanto causar um trincamento. Trincas internas podem-se desenvolver durante o recalque de um cilindro ou uma esfera, como resultado de tensões trativas radiais. O projeto adequado de matrizes, entretanto, pode minimizar esse tipo de trincamento. A fim de minimizar o abarrilamento durante o recalque e o desenvolvimento de tensões trativas radiais, é uma prática comum o emprego de matrizes côncavas. O trincamento interno é menos proeminente no forjamento em matriz fechada porque são desenvolvidas tensões compressivas laterais pela reação do trabalho com as paredes da matriz.

3.3. Tensões Residuais em Forjamento

As tensões residuais produzidas no forjamento como um resultado das heterogeneidades de deformação são geralmente bem pequenas porque a deformação ocorre normalmente na região de transformação a quente. Porém, podem surgir apreciáveis tensões residuais e empenos na têmpera de aços forjados.

Devem ser adotadas precauções especiais durante o resfriamento de grandes peças forjadas de aço da temperatura de transformação a quente. Grandes peças forjadas estão sujeitas à formação de pequenas trincas, ou lascas, no centro da seção transversal. O aparecimento de lascas está associado com a alta concentração de hidrogênio normalmente presente em lingotes de aço de grandes dimensões, associado com a presença de tensões residuais. A fim de se prevenir o desenvolvimento de altas tensões térmicas ou altas tensões residuais de transformação, as grandes peças forjadas são resfriadas lentamente. Essa operação pode ser efetuada com o “enterro” da peça forjada em cinzas por períodos superiores a várias semanas ou, em tratamento de resfriamentos controlados, os quais são usados para trilhos ferroviários produzidos por laminação a quente e certas peças forjadas, através da transferência da peça forjada para um ciclo de resfriamento automaticamente controlado que coloca a peça numa temperatura segura em um certo número de horas. O uso de aços desgaseificados a vácuo elimina o problema de lascas.



3.4. Forjamento de Precisão

A operação de forjamento tem desfrutado uma posição eminente entre os vários métodos de fabricação, porque os produtos forjados oferecem uma boa confiabilidade e propriedades mecânicas superiores. Também pressões econômicas devido à competição internacional, bem como o aumento das aplicação de controles governamentais sobre o ar, água, ruído e segurança, é um sério impacto econômico na indústria de forjamento. Essas pressões econômicas acabam por forçar as indústrias de forjamento à melhorar suas técnicas atuais de fabricação para que elas possam ter preços competitivos e manter alta qualidade em relação aos outros competidores de mercado. Custos reduzidos e aumento da qualidade de forjados beneficiam a indústria de forjamento, primeiro pelo aumento das margens de lucro, e segundo, pela necessidade de manter mercado ou recuperar aqueles que foram perdidos recentemente (Douglas e Kuhlmann, 2000).

Atualmente a perda de matéria prima decorrente de processos convencionais de forjamento tem se tornado ponto de grande interesse das indústrias do ramo. Sempre visando minimizar essas perdas, torna-se amplamente viável o emprego de processos de forjamento “near-net-shape”, os quais têm como objetivo a redução do sobremetal para possível usinagem subsequente. Desse sobremetal também faz parte a bacia de rebarba. Visando a um maior controle da microestrutura da peça forjada, utiliza-se o processo de forjamento isotérmico. Esse processo é caracterizado pelo fato da matriz estar a mesma temperatura que o tarugo a ser forjado, evitando-se com isso que ocorram variações na microestrutura, as quais são comuns em processos de forjamento convencionais, onde a matriz está a uma temperatura inferior à do tarugo. Além disso, torna-se difícil o perfeito preenchimento das cavidades da matriz, o que leva a um número maior de operações até a obtenção do produto final. O termo forjamento de precisão tem como meta obter peças com dimensões acabadas ou próximas das acabadas, que são as peças chamadas “net-shape” e “near-net-shape”, respectivamente (Caporalli Filho, A., 1993).

Processos de forjamento de precisão são geralmente processos onde muitas peças, dependendo da geometria, são obtidas acabadas sem nenhuma usinagem subsequente. Devido às dificuldades em se conseguir tolerâncias apertadas e superfície forjada final aceitável em peças obtidas por processos de forjamento a quente tradicional, esses forjados são projetados com sobremetal generoso para posterior usinagem. Algumas vezes esse sobremetal tem 3 mm (1/8 in) ou mais.



O objetivo do forjado de precisão é eliminar ou conseguir uma redução, por menor que seja, no custo associado a este sobremetal deixado para subsequente usinagem.

O peso de um forjado comum é freqüentemente duas vezes maior que o peso da peça usinada e portanto acabada. Um estudo realizado pela Forging Industry Association, estimou que 20 a 40 % do peso de um forjado convencional é perdido como rebarba. Esse dado é de extrema importância uma vez que o custo do material é uma fração significativa do custo total do forjado (freqüentemente mais da metade).

No custo do excesso de material inclui-se não somente o preço da compra do material, mas também o custo associado ao transporte desse material dentro da fábrica e, ainda, o custo relativo à energia gasta com aquecimento desse material já em forma de tarugo, até a temperatura de forjamento. Entretanto, a passagem da rebarba em alguns casos é necessária para causar o aprisionamento do metal na cavidade da matriz para garantir preenchimento dos detalhes do forjado. O projeto de um forjado de precisão pode, em alguns casos, minimizar ou até mesmo eliminar totalmente a passagem e alojamento de rebarba (Caporalli Filho, A., 1993). Se, pelo forjamento de precisão, uma economia de 15% de material pode ser atingida (um objetivo razoável), então, pode-se dizer que, o custo do processo de usinagem pode ser reduzido em 7,5%. Admitindo que o forjamento de precisão aumenta o custo (e isto é discutível, devido às vantagens), a indústria de forjamento estará produzindo uma alta qualidade de peças forjadas e terá uma economia substancial (Douglas e Kuhlmann, 2000).

Um outro fator importante do processo de forjamento de precisão é que, as propriedades mecânicas do produto obtido através desse processo são freqüentemente superiores quando comparadas com aquelas de um produto que tenha sofrido intensa usinagem. Isso ocorre devido à microestrutura do forjado ser preservada intacta nos processos de forjamento de precisão.

Nem toda peça pode ser obtida por processo de forjamento de precisão. A precisão de um forjado é definida em termos de sua forma final, da semelhança possível entre forjado e peça final, que é definida pela geometria total da peça, tolerância dimensional e superfície final. Essas características serão derivados do desempenho da peça desejada em trabalho.

O impacto dessas necessidades será incluído nas análises que antecedem o projeto de manufatura do produto. Na verdade, a aplicação dos processos de forjamento de precisão podem ser realçados considerando-se a capacidade tecnológica do projeto do processo.

As considerações econômicas também afetam a aplicação do processo de forjamento considerando-se que, por si só, o processo de forjamento de precisão é mais caro que processos convencionais. Isso ocorre devido ao grande número de fatores que podem ser considerados em



processo de forjamento de precisão. Muitos desses fatores são ignorados em processos de forjamento tradicionais.

O aumento do custo relativo ao processo de forjamento de precisão pode ser compensado pela economia de subseqüentes passes até a obtenção da peça forjada. Este processo é especialmente aplicado em peças com superfícies detalhadas, complexas ou que apresentem um elevado custo de usinagem.

Uma vez definida a peça a ser obtida pelo processo de precisão, essa precisão será tanto melhor quanto maior for a precisão das ferramentas. No caso da cavidade da matriz ser produzida por eletroerosão, a tolerância da ferramenta será diretamente proporcional à tolerância obtida na usinagem do eletrodo e obviamente pelo próprio processo de eletroerosão.

Depois da matriz estar pronta e ser levada a uso, sua precisão irá se deteriorando naturalmente com o uso, devido ao desgaste imposto pelo processo. Esse fator é importante na determinação da vida da matriz no processo de forjamento de precisão.

O custo de retrabalho ou substituição da ferramenta gasta deve ser incluído na análise dos aspectos econômicos do forjamento de precisão.

De acordo com Douglas e Kuhlmann (2000), o forjamento de precisão pode reduzir custos devido:

- Redução do material de 10 a 30%;
- Eliminação da operação de rebarbação;
- Redução do consumo de energia devido à menor quantidade de material a ser aquecido;
- Simplificação das etapas de limpeza posteriores ao forjamento devido à redução de oxidação e carepa;
- Eliminação de algumas operações posteriores ao forjamento tais como a normalização;
- Redução significativa das operações de usinagem.

Os custos adicionais que ocorrem no forjamento de precisão são para: (Douglas e Kuhlmann, 2000)

- Preparação do tarugo;
- Fabricação da matriz;
- Medidas ao controle do processo que devem ser adotadas;
- Manipulação especial depois do forjamento;
- Redução da vida da matriz.

- Redução da vida da matriz.

3.5. Forjamento Isotérmico e Forjamento com Matriz Aquecida

Um problema particularmente importante em forja em matriz fechada é a prevenção do resfriamento rápido da peça de trabalho pelas matrizes frias. Para estudar este problema estão sendo realizadas investigações com o forjamento isotérmico e matrizes de superligas aquecidas. São processos onde as matrizes trabalham sob temperaturas significativamente superiores às usadas em processos de forjamento a quente convencionais. Esses processos apresentam a vantagem de reduzir a queda da temperatura do tarugo quando em contato com a matriz, resultando em um processo capaz de produzir peças “near-net-shape” ou “net-shape”. A eliminação do resfriamento pela matriz resulta numa tensão de escoamento mais baixa e, conseqüentemente, uma carga de forjamento também mais baixa, e permite um completo preenchimento da matriz e tolerâncias dimensionais mais precisas. Essas técnicas de forjamento são amplamente usadas pelas indústrias aeronáuticas, como em componentes de turbinas à jato, mas essas técnicas também estão sendo aplicadas na produção de engrenagens de transmissão produzidas em aço e outros componentes. As matrizes para forjamento isotérmico e matriz aquecida devem manter sua precisão enquanto resistem à excessiva tensão imposta pelas altas temperaturas.

3.5.1. Forjamento Isotérmico

No forjamento isotérmico as matrizes são mantidas às mesmas temperaturas que o tarugo a ser forjado, isso elimina completamente o resfriamento da matriz além de manter o tarugo a uma temperatura constante ao longo do ciclo de forjamento. O processo permite o uso de taxas de deformação extremamente lentas, típicas de equipamentos como prensas hidráulicas. Sendo portanto, processos capazes de produzir peças forjadas tipo “net-shape” prontas, sem subsequente usinagem ou “near-net-shape”, as quais requerem alguma usinagem posterior.

O processo de forjamento isotérmico oferece a possibilidade de substancial redução no custo e, conseqüentemente, tem recebido uma atenção especial nos EUA e Europa, especialmente pela indústria aeronáutica.



As principais vantagens que advém do emprego da técnica de forjamento isotérmico podem ser vistas a seguir:

- Forjados complexos de precisão necessitando de pouca usinagem podem ser feitos por pré-formas simples. Dessa maneira existe pequena perda de material e o custo de usinagem posterior é baixo;
- O produto é obtido através de uma única operação de forjamento necessitando de apenas um jogo de matriz;
- As pressões de forjamento são substancialmente menores em relação às usadas em forjamentos convencionais. Isso ocorre realmente para baixas taxas de velocidade de forjamento, onde as propriedades superplásticas podem ser desenvolvidas, o que pode ser utilizado para muitas ligas;
- O metal escoava com maior uniformidade possibilitando propriedades mecânicas mais uniformes ao longo de toda a peça;
- São evitados problemas de trincas e preenchimento da superfície geométrica.

3.5.2. Forjamento com Matriz Aquecida

Esse processo de forjamento se caracteriza pelo fato de a temperatura das matrizes, durante o forjamento, estarem a uma temperatura superior às aplicadas ao forjamento convencional, porém, são inferiores às temperaturas das matrizes para forjamento isotérmico. Nesse processo as matrizes estão trabalhando numa faixa de temperatura compreendida entre 110°C a 225°C (200°F a 400°F), ou seja, inferiores à temperatura do tarugo.

Quando se compara o processo de forjamento com matriz aquecida ao processo de forjamento isotérmico, em relação à temperatura das matrizes, verifica-se que, no forjamento com matriz aquecida, uma maior faixa de materiais para confecção das matrizes está disponível, porém a capacidade de produzir peças com geometrias mais complexas está comprometida.

Capítulo 4

O Processo de Retificação

4.1. Introdução

Dentre os vários processos de usinagem, o processo de retificação faz parte da etapa final da seqüência de operações de usinagem de elementos que requeiram tolerâncias dimensionais e de formas apertadas, bom acabamento superficial, difíceis de serem conseguidos com os demais processos de usinagem. Devido à ferramenta de corte empregada na retificação, o rebolo, esta operação assume características próprias, onde a aleatoriedade dos eventos que ocorrem durante o corte é grande.

A retificação é um dos processos de acabamento mais utilizados para a obtenção de melhor qualidade superficial e tolerâncias mais apertadas. Durante os últimos anos, com a evolução das máquinas e equipamentos, passou a ocorrer cada vez mais uma necessidade de peças fabricadas com maior precisão. A retificação passou então a ser uma operação mais presente nas indústrias metal-mecânicas de precisão, principalmente na indústria automotiva (Felipe Jr, 1996).

Dentro da gama de processos de usinagem, a retificação é um exemplo ímpar devido à ferramenta usada para efetuar a remoção de material. Tal ferramenta, chamada de rebolo é composta na sua essência de duas espécies de materiais, a saber: partículas abrasivas que realizam o corte e um material aglomerante que mantém os grãos unidos possibilitando a sua ação sobre a superfície a ser trabalhada. O rebolo é um corpo, em geral cilíndrico, formado pelo material aglomerante, cuja função é reunir os inúmeros e pequenos grãos abrasivos, que vão entrar em contato com a peça e realizar a usinagem. Assim, cada grão abrasivo retira uma quantidade minúscula de material da peça (por isso o processo é chamado de abrasivo), o que confere à retificação a possibilidade de obtenção de tolerâncias bastante apertadas (Diniz *et al.*, 1999).

O processo de retificação além de se prestar para acabamento fino, pode também ser usado para desbaste leve desde que se use um rebolo adequado, é um processo onde se exige alta qualidade da peça e onde se tem força normal alta.



As operações de retificação são de vários tipos, que se diferenciam de acordo com a forma do rebolo e com sua movimentação cinemática sobre (ou em direção) ao componente a ser trabalhado. De acordo com a norma ISO a operação de retificação é classificada em retificação cilíndrica, plana e de forma, a qual é subdividida em retificação por geração de perfis, de rosca e cilíndrica de forma. Tal tipo de classificação se prende à forma da superfície usinada, deixando a desejar quanto às características do processo (Oliveira, 1989).

Para que se faça a distinção entre os diversos processos de retificação, seria mais adequado adotar uma classificação baseada no processo de retificação. Algo próximo disto pode ser obtido com a norma DIN 8589 que classifica as operações de retificação em: tangencial de mergulho e de passagem, lateral (ou de face) de mergulho e de passagem. As formas geométricas das superfícies obtidas são subdivididas em: cilíndrica externa e interna, plana e plana rotativa (Baldo, 1994).

4.2. Características e Propriedades de Rebolos

Rebolos para retificação e segmentos abrasivos, caem dentro de uma categoria de ferramentas abrasivas aglomeradas. Tais ferramentas consistem em grãos abrasivos duros, os quais fazem o corte, impregnados numa matriz aglomerante. Dependendo do tipo particular de aglomerante, os espaços entre as partículas abrasivas podem apenas ser parcialmente preenchidos com aglomerantes, gerando porosidades ou podem ser totalmente preenchidos. Além dos grãos abrasivos e do aglomerante, partículas e materiais que auxiliam a retificação podem ser adicionados. O desempenho e as propriedades das ferramentas abrasivas aglomeradas dependem do tipo de grão abrasivo, do tamanho do grão, do material aglomerante, de propriedades abrasivas do aglomerante, além da porosidade do conjunto (Malkin, 1989).

Os diferentes tipos de rebolos para retificação, juntamente com a requerida variedade de tamanhos e de formas, adaptam-se às diversas máquinas de retificação a aos trabalhos a serem feitos, conduzindo para uma quase interminável diversidade de rebolos.



De acordo com Diniz *et al.* (1999), dois fenômenos distintos, que dizem respeito à vida do rebolo, acontecem durante sua utilização, quais sejam:

- *Desgaste do rebolo (desgaste volumétrico)*: quantidade de rebolo consumida durante um determinado ciclo da operação, causando perda volumétrica ou diametral do rebolo;
- *Perda de afiação*: decorrente do arredondamento das arestas cortantes e/ou do entupimento dos poros do rebolo.

Um rebolo duro consegue segurar o grão por mais tempo e, com isso, a perda de afiação acontece mais rapidamente. Com um rebolo macio, o aglomerante não consegue suportar as tensões geradas pelo processo e solta o grão, gerando o desgaste. O mecanismo ideal na utilização do rebolo é uma combinação de perda de afiação e de desgaste do rebolo. Normalmente não é isto que acontece, pois um dos fenômenos predomina sobre o outro.

4.3. Características da Operação de Dressagem

A operação de afiação de rebolos, comumente conhecida como dressagem, visa restaurar a capacidade de remoção de material da ferramenta, restabelecer sua concentricidade e, em algumas operações, a forma da superfície do rebolo. A dressagem pode ser efetuada de várias maneiras dependendo do tipo de dressador.

Oliveira (1989), define como uma operação responsável pelo restabelecimento da face de trabalho do rebolo (conhecida também por afiação, retificação do rebolo, dressamento ou avivamento), a qual tem três objetivos principais:

- Obter concentricidade da face de trabalho com relação a seu eixo de giro;
- Reestabelecimento de forma (perfilamento da face de trabalho);
- Retirada de grãos abrasivos gastos visando aumentar a capacidade de retirar material.

Já para Diniz *et al.* (1999) a dressagem é realizada para se atingir um ou mais dos seguintes objetivos:

- Conferir ao rebolo uma determinada forma;
- Devolver ao rebolo sua forma original;
- Conferir agressividade (capacidade de corte) ao rebolo;
- Informar à máquina-ferramenta a real posição da superfície externa do rebolo (o rebolo pode se desgastar perdendo diâmetro. Assim, como a máquina está informada da posição do dressador, um passe de dressagem no rebolo informa a máquina qual é o novo diâmetro do rebolo).

4.4. Mecanismos de Formação do Cavaco

Segundo Diniz *et al.* (1999), a formação do cavaco influencia diversos fatores ligados à usinagem, tais como o desgaste da ferramenta, os esforços de corte, o calor gerado na usinagem, a penetração do fluido de corte, etc.. Assim, estão envolvidos com o processo de formação do cavaco aspectos econômicos e de qualidade da peça, a segurança do operador, a utilização adequada da máquina-ferramenta, etc.

Ainda segundo os mesmos autores, a formação do cavaco no processo de retificação se dá de uma maneira diferente dos demais processos de usinagem. A retificação é um processo abrasivo e, portanto, a abrasão é fator fundamental na retirada de cavaco. O rebolo é uma ferramenta com uma quantidade muito grande de arestas de corte distribuídas de forma aleatória. Cada grão, ao entrar em contato com a peça, possibilita a formação de um cavaco muito pequeno. Quando o grão, começa a atritar com a peça, ele causa, primeiramente, deformação elástica na pequena porção de material tocada por ele (escorregamento do grão). No processo de crescimento das tensões, a tensão de ruptura do material à frente do grão é ultrapassada e acontece a remoção de uma pequena porção do material em forma de cavaco. A Figura 4.1 ilustra a formação de cavaco na retificação.

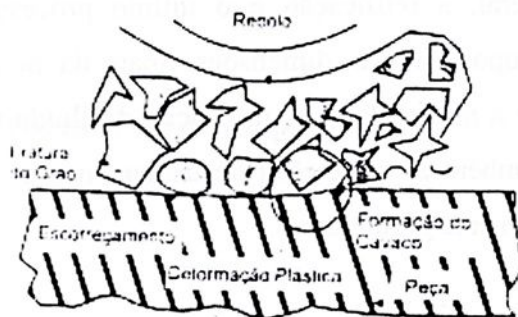


Figura 4.1. Fases de Formação do Cavaco na Retificação (Diniz *et al.*, 1999)

Este tipo de formação do cavaco, aliado à alta velocidade do grão abrasivo (cerca de 10 vezes maior que a velocidade de corte em processo como o torneamento), geram os seguintes fatos:

- As forças normais (radiais) são bem superiores às forças tangenciais, pois o atrito prevalece sobre a força de corte;
- Altas temperaturas de corte são desenvolvidas (1000° a 1600°C), como o tempo de exposição à esta temperatura é muito curto (da ordem de milésimos de segundo), é possível ao material atingir e superar sua temperatura de fusão, sem se fundir;
- A energia total requerida para o processo de retificação é da ordem de 2 a 20 vezes maior que para outros processos de usinagem, para o mesmo volume de cavaco removido na unidade de tempo. Como em outros processos, quase toda esta energia se transforma em calor;
- Em números médios, 85% do calor gerado vai para a peça, 5% para o cavaco e 10% para o rebolo. O calor que vai para o rebolo não causa dano considerável, pois este é de material refratário, na maioria das vezes é bem grande e tem bastante área para dissipar o calor. O calor que vai para o cavaco também não causa preocupações. O problema maior está no calor que vai para a peça, já que esta recebe a maior parcela de calor. Tal calor pode determinar mudanças estruturais na superfície da peça, que na maioria das vezes já recebeu tratamento térmico. Além disso, pode gerar erros de forma e dimensão da peça, o que é

muito grave, pois em geral, a retificação é o último processo da usinagem sobre a superfície, aquele que proporciona as dimensões finais da peça, isto é, determina sua qualidade. Por isso, existe a necessidade de utilização de fluido de corte de uma maneira abundante e eficiente. Também as condições de usinagem e as características do rebolo devem ser tais que minorem este problema.

4.5. A Operação de Faiscamento do Rebolo

De acordo com Diniz *et al.* (1999), para se exemplificar a operação de faiscamento (ou centelhamento ou *spark out*) do rebolo, usar-se-á a retificação cilíndrica externa de mergulho, mas a necessidade desta operação se dá em quase todos processos de retificação. Neste tipo de operação, quando o rebolo toca a peça e começa seu avanço radial, a peça e o eixo porta-rebolo se deformam elasticamente, fazendo com que, inicialmente, o avanço por volta desejado e comandado na máquina, não seja o avanço real, o que faz com que a posição real do rebolo seja atrasada em relação à posição teórica (calculada a cada instante, pelo produto do número de voltas e o avanço por volta). Depois de algumas voltas, o avanço real se iguala ao avanço comandado, mas a diferença entre a posição real e a teórica continua. Então, para garantir a dimensão desejada da peça é necessário que, ao fim do corte, o rebolo pare seu movimento de avanço radial por alguns instantes, até que a peça e o eixo porta-rebolo se recuperem da deformação e voltem às suas posições originais. A este período em que o rebolo fica rodando sem avanço, dá-se o nome de faiscamento (ou centelhamento ou “*spark out*”) do rebolo. Durante este período, ainda existe corte, com profundidade de penetração cada vez menor, a medida que a deformação elástica vai se recuperando. A fase de faiscamento aumenta o tempo de ciclo de retificação, mas é fundamental para que se obtenha uma boa qualidade da peça usinada.



Capítulo 5

Monitoramento do Processo de Usinagem

5.1. Introdução

Durante os últimos anos, com a evolução das máquinas e equipamentos, passou a ocorrer cada vez mais uma necessidade de peças fabricadas com maior precisão. Também é interessante que o tempo total gasto com cada elemento que está sendo produzido seja o menor possível. Normalmente, máquinas modernas CNC são equipadas com sensores de limite de potência, que provocam o desligamento da máquina quando é exigida muita potência do motor. Este recurso, porém, só é acionado quando a potência atinge níveis muito altos.

Hoje há uma tendência mundial de uso de sistemas de controle que interagem com a máquina, monitorando o processo e diminuindo a interferência humana. Esta maior autonomia do processo permite obter níveis de repetibilidade nas condições de usinagem que dificilmente seriam obtidos manualmente.

Os sistemas de monitoramento de processo provocaram uma alteração nas relações entre os subsistemas (humano, controle CNC e máquina) que compõem os processos de usinagem em geral. Antes do CNC, só havia relação direta entre homem e máquina. Com o CNC, a relação homem/controle passou a ser a mais forte. Com os sistemas de monitoramento, a tendência é de que haja relação forte somente entre controle e máquina. Esta independência do elemento humano para as tomadas de decisões é atualmente um objetivo importante a ser alcançado.

A demanda de pequenos e médios lotes de peças tem exigido a implantação de sistemas automatizados de manufatura com conseqüente aumento da flexibilidade dos setores produtivos, reduzindo custos de produção e mão de obra. Esta flexibilidade está sendo possível com a implantação de Centros de Usinagem, Células de Manufatura e até mesmo a Manufatura Integrada por Computador (CIM), onde a intervenção do operador é minimizada em função da atuação mais eficiente de sistemas de monitoramento e controle no processo produtivo.

Uma constante preocupação nos sistemas de manufatura que trabalham com usinagem dos metais é o momento de troca da ferramenta de corte, o que implica na adoção de critérios físicos que determinam o fim de sua vida. Os critérios de fim de vida da ferramenta mais utilizados são: desgaste, tanto na superfície de saída como de folga da ferramenta, forças de usinagem, rugosidade superficial e/ou tolerância dimensional da peça, dentre outros (Braga, D.,



1993). Para que se atinja o estágio da manufatura completamente automatizada é importante que os parâmetros utilizados nestes critérios (desgaste, rugosidade, etc.) possam ser monitorados em tempo real, a fim de que se possa controlar o processo. Uma vantagem de se monitorar os parâmetros elétricos é que este é um método simples e barato de sensoriamento do processo.

O monitoramento de processos de fabricação por usinagem, consiste no acompanhamento geral ou específico das fases que envolvem a transformação da matéria prima em produto, onde as propriedades específicas de cada elemento da máquina-ferramenta, da peça e da ferramenta podem ser avaliadas, aumentando assim a flexibilidade de produção com um mínimo de paralisação do processo produtivo.

De acordo com Felipe Jr. (1996), com o tempo, tornou-se necessário um estudo mais amplo sobre os processos de usinagem, seus fenômenos, vantagens e limitações. Estes estudos detectaram diversos problemas enfrentados durante a usinagem, e a partir daí, diversas soluções têm sido pesquisadas. Normalmente, porém, estas soluções implicam na interrupção do processo, necessária para fazer correções. A necessidade de correções é detectada normalmente através da inspeção visual ou da verificação dimensional das peças, e as correções são feitas manualmente, por um técnico responsável ou por um operador experiente, o que implica em perda de tempo e produção interrompida.

Surgiu então a necessidade de um sistema que fosse capaz de analisar o processo através do monitoramento das grandezas físicas envolvidas ou geradas por este. Este tipo de equipamento, conhecido como Sistema de Monitoramento, foi primeiramente desenvolvido e aplicado em operações como torneamento e furação. Devido ao maior conhecimento destes processos, que empregam ferramentas de corte com geometria definida, os sistemas de monitoramento tornaram-se bastante práticos e úteis. Mas, na retificação, onde a ferramenta de corte (rebolo) apresenta uma geometria das arestas de corte aleatória, os sistemas de monitoramento encontraram dificuldades na implantação (Felipe Jr, 1996).

Para uma utilização adequada de um sistema de monitoramento, é desejável que ele tenha, dentre outras, as seguintes características:

- confiabilidade, indicando a dependência entre o parâmetro medido e o parâmetro que está sendo monitorado, incluindo o fator repetibilidade do desempenho do sensor em ambientes reais, isto é, ambiente de fábrica;

- seja não intrusivo, o que corresponde à não necessidade de se montarem complexos dispositivos que interfiram no funcionamento da máquina;
- seja econômico;
- que o parâmetro medido seja somente influenciado pelo que se deseja medir; por exemplo, fatores como vibração, ruídos, variação de parâmetros do processo não devem influenciar no parâmetro de monitoramento do desgaste da ferramenta.

Segundo Weis (apud Byrne *et al*, 1995), apenas 3% dos sistemas de monitoramento instalados são utilizados na retificação. Atualmente, com o monitoramento do diâmetro em tempo real, esta porcentagem aumenta muito, utilizando, por exemplo, o sistema “gap-less”. A Figura 5.1 mostra um gráfico elaborado por Oliveira (1995), baseado no levantamento realizado por Weis e Byrne *et al.*, especificando onde o monitoramento é mais utilizado.

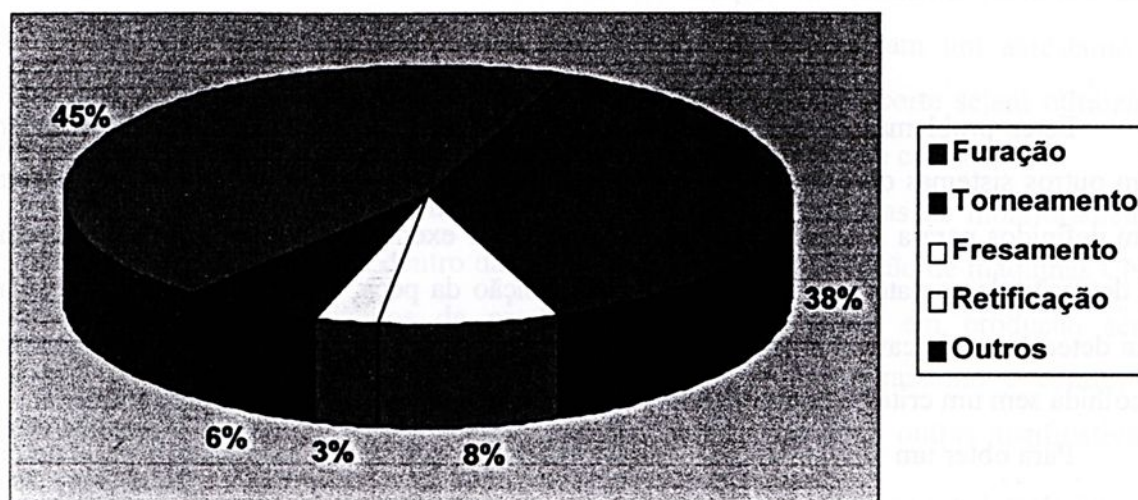


Figura 5.1. Aplicação de sistemas de monitoramento nos diversos processos de aplicação (Felipe Jr, 1996).

A Figura 5.2 mostra índices de desempenho de sistemas de monitoramento instalados, e resultados obtidos. Pode-se observar, na figura, que mais de 50% dos sistemas instalados apresentam problemas de funcionamento, segundo Felipe Jr, 1996.

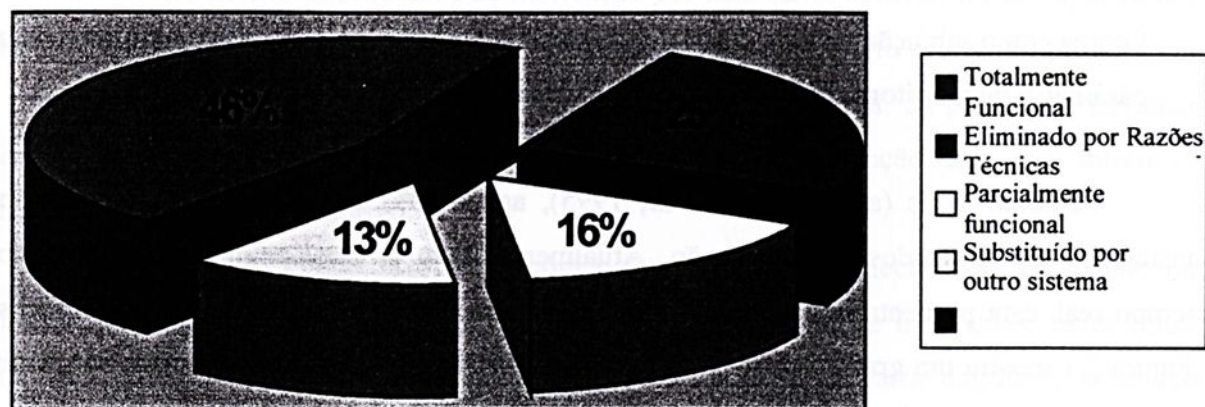


Figura 5.2. Desempenho dos sistemas de monitoramento(Felipe Jr, 1996).

Estes problemas de funcionamento estão relacionados principalmente às interferências com outros sistemas de controle ou dispositivos presentes na retificadora, e à falta de critérios bem definidos para a sua perfeita implementação. Por exemplo, diversos autores sugerem o uso da detecção de contato para determinação da posição da peça, mas nenhum analisa o dano que esta detecção pode causar à peça. Durante a programação, a dimensão final a ser programada é escolhida sem um critério bem estabelecido, variando de programador para programador.

Para obter um funcionamento satisfatório de um sistema de monitoramento, é preciso que este seja instalado e regulado de forma correta, o que implica muitas vezes na necessidade de se realizar testes de desempenho. Tal implementação é complexa e prejudicada pela falta de conhecimento, por parte do instalador, dos fenômenos físicos que estão ocorrendo. Muitas vezes chega-se à conclusão errônea de que o sistema não funciona (Felipe Jr, 1996).

O custo e a qualidade obtida da peça usinada ainda são muito dependentes da habilidade do operador em monitorar o processo. Os resultados obtidos variam com a disposição do operador no momento, e com o desempenho individual de cada operador, o que cria uma relação de dependência, e dificulta o estabelecimento de um padrão de qualidade estável. Os sistemas de

monitoramento são utilizados para romper esta relação de dependência, tornando os resultados obtidos por diferentes operadores mais próximos de um padrão estabelecido.

A viabilização da implementação de sistemas de monitoramento pode possibilitar, portanto, uma melhoria na confiabilidade das operações, aliada a um aumento de qualidade e redução de custos. Isto ocorre uma vez que um sistema de monitoramento funcione como um operador dedicado que observa com precisão o ciclo de cada peça produzida.

Para determinar qual o método de monitoramento a ser utilizado, deve-se primeiro fazer uma análise do problema a ser enfrentado. Depois de identificado o problema, é feita então a escolha dos meios e técnicas a serem utilizados no monitoramento.

Existem diversos métodos de monitoramento. Dependendo do que se deseja monitorar, pode-se escolher qual o melhor método disponível ou qual o mais adequado às condições particulares de cada problema e de cada empresa (Felipe Jr, 1996).

A introdução do computador no controle das máquinas-ferramenta aumentou a flexibilidade de produção por permitir a substituição rápida do programa em operações de usinagem, garantir um maior controle dimensional em tempos relativamente menores, dentre outros. Os investimentos associados a tais máquinas-ferramenta causam um acréscimo nos custos de mão de obra e ferramentas, exigindo que os parâmetros de corte sejam otimizados, justificando assim a utilização crescente dos sistemas de monitoramento e controle.

Assim, as justificativas econômicas para a utilização de sistemas de monitoramento e controle do processo se encaixam dentro das justificativas para a utilização de máquinas CNC e sistemas flexíveis e automatizados de produção. Quando se pensa em produção sem a participação do homem “unattended machining”, sistemas de monitoramento e controle de usinagem são peças fundamentais para que o todo funcione. Além disso outras justificativas se colocam, tais como:

- os novos e caros materiais de ferramentas (CBN e diamante) fazem com que a quebra ou a deterioração rápida da ferramenta devam ser evitadas a todo custo;
- corte de materiais difíceis de usinar e com poucas informações disponíveis sobre seu comportamento, tais como materiais reforçados com fibras, ligas resistentes ao calor, etc., faz com que o processo se torne de certo modo imprevisível, o que ressalta a necessidade de monitoramento em tempo real;

- os pequenos lotes de peças encarecem a rejeição de uma peça.

O tempo de resposta em tais sistemas é muito importante. Pois pode-se evitar choques entre elementos em movimento relativo, corrigir desvios ocorridos tanto na máquina como na ferramenta e na peça devido aos fenômenos de quebra, desgastes, vibrações e outros. Podem-se ter sistemas de monitoramento, onde o tempo é crítico (da ordem de milissegundos), o qual prevê correções em tempo real nas variáveis de controle que são importantes para continuidade do processo produtivo. Os sistemas em que o tempo não é crítico envolvem controles em tempos maiores, onde as variáveis não interferem diretamente na continuidade do processo produtivo.

A redução de tempos improdutivos, pela previsão de quebra e/ou desgaste da ferramenta, pela correção imediata de posicionamento e dimensão das peças, ou ainda a utilização de parâmetros de corte mais severos à usinagem, são algumas das principais vantagens que viabilizam a introdução do monitoramento e controle em processos de usinagem automatizados (Braga, D., 1993).

5.2. Sensores

O desenvolvimento de sistemas de controle para melhorar a automação das máquinas-ferramenta e o desenvolvimento de sistemas de diagnóstico para detectar falhas no processo requer a utilização de sensores capazes de fornecerem informações seguras do processo em geral. Projetos de sensores para máquinas ferramentas são complexos e exigem cuidados especiais, como, por exemplo: custo de aquisição, manutenção e substituição dos mesmos, segurança, durabilidade, flexibilidade (sensorear mais de uma variável ao mesmo tempo), exatidão, sensibilidade estática e dinâmica, dentre outras.

Os sensores permitem correções geométricas da peça, monitoram o desgaste e previnem quebra da ferramenta, permitem um funcionamento seguro do sistema de transmissão de potência da máquina e auxiliam no próprio sistema de controle da mesma.

O monitoramento das variáveis de interesse do processo, como o acompanhamento do desgaste ou a previsão de quebra da ferramenta, podem ser sensoreados de forma direta ou indireta. O sensoreamento de forma direta é aquele através do qual a variável de interesse é avaliada diretamente durante o processo de usinagem, apresentando distorções geradas somente pela própria característica dinâmica do sensor. O sensoreamento de forma indireta é aquele cuja

variável de interesse é monitorada através de sinais de outras variáveis do processo, apresentando distorções não só pela dinâmica do sensor mas também pela estrutura do conjunto máquina-ferramenta. Os sensores que monitoram as máquinas ferramenta são geralmente sensores indiretos.

Os sensores de força são os mais utilizados para monitorar o desgaste e a quebra da ferramenta de corte. O monitoramento da corrente e/ou voltagem do motor elétrico tem-se tornado um atrativo método de medida indireta tanto de força como da potência de usinagem, visto que o sensor (exceto o “shunt”, que é uma resistência que permite monitorar a corrente elétrica utilizando a medida da queda de tensão gerada pela mesma que é proporcional à corrente, e montagens indutivas que permitem monitorar a corrente elétrica através da medida de tensão gerada por um campo magnético proporcional à corrente) já existe no projeto de muitas máquinas-ferramenta. Portanto, esses sensores são econômicos e de fácil adaptabilidade ao sistema de manufatura. As distorções introduzidas tanto pela dinâmica do sensor (motor) como pelo sistema de acionamento podem ser determinadas.

No sensoreamento indireto deverá existir uma correlação bem definida entre o sinal sensoreado e a variável de interesse. O sensoreamento de forma indireta apresenta algumas vantagens, como, por exemplo, obter o monitoramento de variáveis que se encontram em ambientes agressivos pela correlação com outras variáveis do processo em condições mais acessíveis. Como desvantagem, podemos citar as dependências da variável de interesse com outras inerentes ao processo, como dureza da peça, condições de corte e outros.

Como neste trabalho será monitorado a corrente do motor principal com a finalidade de detectar o fim de vida da ferramenta de corte, será feito a seguir uma breve descrição sobre o monitoramento utilizando métodos dos parâmetros elétricos do motor.

5.3. Método dos Parâmetros Elétricos do Motor

Durante o processo de usinagem pode-se sensorear a corrente ou a potência elétrica dos motores de acionamento da máquina-ferramenta. A potência elétrica ou a corrente elétrica consumidas são proporcionais à potência mecânica consumida pelo processo e, com isso, proporcionais aos esforços de corte. Em outras palavras, medir parâmetros elétricos é medir indiretamente os esforços de corte, que são dependentes das condições de corte (avanço,



velocidade de corte, profundidade de usinagem), geometria da ferramenta e também desgaste da ferramenta.

A soma de todas as potências de usinagem fornece a potência mecânica útil (P) consumida e necessária ao processo de usinagem. Como a velocidade de corte é muito maior que a velocidade de avanço de ferramenta, pode-se considerar a potência mecânica útil consumida pelo processo como sendo igual a potência de corte. Assim:

$$P_c = F_c \cdot v_c \quad (2)$$

onde: P_c = potência de corte (W);

F_c = força de corte (N);

v_c = velocidade de corte (m/min).

Sabe-se que a potência elétrica consumida pela máquina (P_{el}), é proporcional aos esforços de corte:

$$P_{el} = P_c / \eta, \text{ onde } \eta \text{ é o rendimento da máquina-ferramenta.}$$

Mas, $P_{el} = V \cdot I$ (em um motor de corrente contínua como o utilizado neste trabalho).

onde: V = tensão elétrica (V);

I = corrente elétrica (A).

Assim, a medição dos parâmetros elétricos, tais como intensidade de corrente e tensão elétrica dos motores principal e/ou de avanço da máquina proporcionam uma medida indireta das forças de corte.

De acordo com Matsumoto, H. (1998) o monitoramento do processo via corrente elétrica do motor tem despertado interesse entre os pesquisadores, por possuir algumas características importantes para a aplicação industrial, tais como:

- Pouca intrusividade, uma vez que os sensores responsáveis por captar os sinais são instalados perto dos motores de acionamento da máquina e longe da zona de usinagem. Assim, não existem problemas relacionados com cabos, nem problemas com fluidos de corte;

- Outra vantagem é que é um sistema simples, barato e permite que o monitoramento seja feito em tempo real, sem a interrupção do processo.

A desvantagem deste método é que não é tão preciso, devido à diferença entre a potência consumida pelo processo e a potência consumida pelo motor (eficiência do motor e do sistema de transmissão de rotações) e devido ao fato de que a medição elétrica amortece os componentes dinâmicos dos esforços de corte, possibilitando somente o trabalho sobre as médias dos valores elétricos (Mannan e Broms, 1989).



Capítulo 6

Comparação entre Torneamento e Retificação de Aços Endurecidos

6.1. Introdução

A comparação entre torneamento e retificação de aços endurecidos, exige algumas considerações que serão discutidas a seguir.

O primeiro fator a ser considerado quando se compara a retificação com o torneamento de aços endurecidos é a flexibilidade. Os tornos CNC são muito mais flexíveis quanto à gama de operações que podem realizar. Com uma simples mudança de ferramenta, uma máquina pode passar de torneamento macio para duro e vice-versa, a fim de obter o produto requerido. A significativa redução dos tempos de trabalho permite que os níveis de produção existentes sejam satisfeitos com equipamentos menores e mais econômicos quando do torneamento. Além disso, quando são necessárias diversas máquinas de retificar para, de uma forma seqüencial, usinar um componente, aumenta a possibilidade de rejeições devido à erros de posicionamento e surge o problema da operação gargalo. Estes dois problemas são virtualmente eliminados pelo torneamento (Diniz *et al.*, 1995)

Outros dois fatores que devem ser levados em conta quando se compara a retificação com o torneamento em peças de aço endurecido são o problema da integridade superficial da peça (ou dano térmico) e a precisão alcançável com os dois processos. A seguir, discorrer-se-á sobre estes dois tópicos.

6.2. Comparação Entre os Dois Processos Quanto à Integridade Superficial

O processo de formação de cavaco no torneamento de aços endurecidos é um pouco diferente daquele relativo aos materiais dúcteis. Envolve tensões de cisalhamento, compressão, fratura e praticamente nenhuma deformação plástica. Pode-se assumir que cada pequena porção de cavaco retirada (os cavacos são curtos) é feita sem nenhuma deformação plástica. A remoção cíclica de segmentos de cavaco a uma frequência constante, sujeita a aresta de corte a altas tensões dinâmicas, o que pode resultar na formação de trincas no material da ferramenta.

Tensões residuais de tração tem efeito danoso na resistência do material e são conseqüência do atrito com a região desgastada da superfície de folga. Quando a ferramenta está em início de vida, as tensões residuais na peça são principalmente de compressão (o que é benéfico para a resistência mecânica da peça). Na retificação, as tensões de tração são predominantes, mostrando a vantagem de se utilizar o torneamento neste aspecto. Neste último, as tensões residuais de tração só ocorrem na área perto da superfície depois de um considerável tempo de corte.

O comprimento de contato entre rebolo e peça é muitas vezes maior que a zona de contato entre superfície de folga da ferramenta e peça em operações de torneamento de aços endurecidos. Devido à isto, as tensões médias sobre toda a zona de contato são muito baixas em operações de retificação. Porém, altos níveis de tensão de compressão ocorrem em cada área adjacente ao contato de cada grão. Estas áreas são pequenas em comparação com o contato da superfície de folga no torneamento, o que faz com que a profundidade de penetração das tensões de compressão seja menor que no torneamento. O maior comprimento de contato entre rebolo e peça resulta numa menor diminuição das temperaturas da superfície ao longo das camadas interiores da peça. Quando um superaquecimento ocorre na retificação, altas temperaturas penetram fundo na peça, resultando no desenvolvimento de martensita e de zonas revenidas. A conseqüência é o aparecimento de camadas amolecidas logo abaixo de uma camada bem dura. No torneamento, as mudanças de estrutura não penetram na peça mais que 20 μm , mesmo que o desgaste frontal atinja 0,2 mm. Isto significa que a zona afetada é muito menos profunda que na retificação.

6.3.Comparação Entre os Dois Processos com Relação à Precisão

Para que o torneamento também possa atingir os níveis de “precisão” e “ultra-precisão” atingíveis pela retificação, dois desenvolvimentos básicos tem que acontecer:

- Melhoria dos níveis de precisão possíveis de serem obtidos usando a tecnologia atual do torneamento de peças endurecidas. Uma característica deste desenvolvimento é a aplicação do nitreto de boro cúbico policristalino e de materiais cerâmicos como ferramentas de usinagem. Este desenvolvimento já é de uso razoavelmente freqüente na indústria;



- Fazer com que a tecnologia aplicada ao torneamento de ultra-precisão, também possa ser aplicada ao torneamento de materiais ferrosos. A aplicação de materiais de ferramentas monocristalinos é de particular importância neste aspecto, uma vez que estes são os únicos materiais que já demonstraram ter a “agudeza” e a ausência de sulcos na aresta de corte requeridas para a usinagem de ultra-precisão (onde a espessura de corte h pode ser menor que $1 \mu\text{m}$). O diamante monocristalino utilizado no torneamento de ultra-precisão de materiais não ferrosos não pode ser utilizado em ferrosos, devido ao seu rápido desgaste. Experiências tem sido feitas com outros materiais monocristalinos, como o nitreto cúbico de boro monocristalino. Estas experiências, no entanto, ainda não surtiram o efeito desejado devido ao fato das grandes forças de corte desenvolvidas (pressões específicas de corte cerca de 100 vezes maiores que no torneamento convencional, devido à pequena seção de corte da usinagem de ultra-precisão), o que gera um rápido desgaste da ferramenta.

Com respeito à primeira das estratégias mencionadas (melhoria dos níveis de precisão possíveis de serem obtidos com a atual tecnologia de torneamento de aços endurecidos), o maior problema está nas limitações impostas na qualidade da aresta de corte, pela estrutura policristalina da ferramenta. Isto causa o arredondamento e a rugosidade da aresta de corte, que são cerca de 10 vezes maiores que os encontrados em ferramentas de material monocristalino. É necessário que a aresta de corte seja muito aguda a fim de poder cortar cavacos com espessura muito pequenas. Quando se tem arredondamento da aresta, todo o volume destes pequenos cavacos é formado com ângulos de saída da ferramenta extremamente negativos. Isto resulta em condições de corte muito desfavoráveis que pode fazer com que o material seja todo deformado plasticamente, sem nenhuma formação de cavaco (fluxo lateral de cavaco). Os valores correntes de arredondamento e rugosidade da aresta de ferramentas de CBN são muito maiores que o tamanho do grão de CBN (grãos finos de tamanho entre $0,5$ e $2 \mu\text{m}$). O polimento da superfície de saída e de folga da ferramenta com microgrãos de diamante é um meio de se melhorar a qualidade da aresta de corte. Este processo reduz o arredondamento e a rugosidade da aresta de cerca de 2 a 3 vezes. Com os avanços mais baixos (menores que $0,05 \text{ mm/volta}$) este procedimento resulta, se a máquina adequada for utilizada, em rugosidades superficiais muito baixas (R_{max} menor que $1 \mu\text{m}$).

Além da micro-geometria, a seleção do tipo adequado de CBN é de maior importância. É sabido que as ferramentas com teores de CBN mais baixos mais uma fase cerâmica como aglomerante e, portanto, com baixa condutividade térmica são muito melhores para o



torneamento em acabamento de aços endurecidos do que as ferramentas com altos teores de CBN e com cobalto como fase aglomerante.

As forças de corte e o comportamento ao desgaste do CBN são influenciados consideravelmente pela variação da velocidade de corte no torneamento de aços endurecidos. Particularmente no caso de secções de cavacos muito pequenas, a obtenção de uma velocidade de corte ótima, com limites superior e inferior claramente definidos, dependentes da combinação dos materiais de peça e ferramenta é um problema de fundamental importância. A temperatura na zona de corte, que depende da velocidade de corte, deve ser considerada como um fator decisivo neste comportamento, que é bastante diferente do comportamento no torneamento de materiais moles. Em baixas velocidades de corte, a temperatura não é grande o suficiente para aumentar a zona plástica do material (o que facilitaria o corte), resultando numa redução da vida da ferramenta e em piores qualidades superficiais. Em contraste, altas velocidades de corte causam problemas com relação à dureza à quente do material da ferramenta e com relação à transformação da microestrutura da camada superficial da peça.

Devido à limitada precisão, tornos CNC convencionais não são capazes de substituir operações de retificação de precisão. Os rolamentos de esferas (devido ao problema da concentricidade) e as guias de escorregamento convencionais (devido ao problema do posicionamento) impossibilitam uma maior precisão destas máquinas. Em contraste com as operações de usinagem convencionais, o maior componente da força de usinagem é o componente passivo (perpendicular ao plano de trabalho-perpendicular à peça no torneamento) e não o componente de corte (tangente à superfície da peça no torneamento). O projeto de um torno de alta precisão em termos de grande rigidez se compara ao projeto de uma retificadora.

Outro fato que deve ser levado em conta é que as forças de corte envolvidas no torneamento do aço endurecido são, mesmo para as menores secções de corte, mais do que 100 vezes maiores que aquelas que normalmente ocorrem durante o torneamento de precisão de materiais não ferrosos. Conseqüentemente, os tornos adequados para usinagem de alta precisão de aços endurecidos devem ter uma rigidez muito maior que a requerida dos modernos tornos de ultra-precisão (normalmente equipados com guias e mancais aerostáticos). Um torno de alta precisão, equipado com mancais e guias hidrostáticas, parece oferecer um bom compromisso entre os altos níveis de precisão da máquina-ferramenta e a alta rigidez requerida.



Com relação à precisão, vale salientar, que apesar dos ganhos econômicos e das melhores características superficiais da peça torneada com relação à retificada, o torneamento de aços endurecidos ainda não está sendo largamente aplicado devido à dificuldade com relação à qualidade da peça. O problema não está na substituição da retificação cilíndrica convencional, onde se deseja tolerâncias dimensionais na faixa do IT6 e rugosidades superficiais da ordem de 2 a 3 μm de $R_{\text{máx}}$. Estes níveis de qualidade podem ser obtidos com os tornos disponíveis atualmente. O problema é quando se quer substituir a retificação de precisão com tolerância na casa do IT5 e IT4.

O torneamento pode ser mais econômico, dependendo, principalmente, das máquinas sendo usadas e do grau de conhecimento de cada processo. De maneira geral, a eficiência demonstrada pelos dois processos podem aproximar-se dependendo de vários fatores tecnológicos, porém com vantagens para o torneamento (Coelho, R. T., 1999).

A busca de maior eficiência em uma seqüência de fabricação deve ser um processo simultâneo envolvendo diversas ações nos processos de retificação e/ou torneamento. Para que essas ações tenham o resultado esperado deve-se entender os processos individualmente, os mecanismos de desgaste das ferramentas, através de modelos teóricos e resultados práticos, o mecanismo de formação do sobremetal ótimo, os custos agregados pelos processos dentro da seqüência e, principalmente as interações entre os diversos processos pelos quais a peça passa até a forma final.

O sobremetal é fundamental para a determinação da eficiência das operações de usinagem. Sua escolha inicial é importante, porém, sua otimização pode determinar o sucesso de um produto no mercado, em termos dos custos de fabricação.

Segundo Coelho, R. T. (1999), o processo de torneamento, em alguns casos, resulta em menor custo. Isso se deve, principalmente, ao preço das máquinas (o torno tem menor preço), ao tempo de ciclo requerido (o torno é 4 vezes mais rápido) e o baixo desgaste da ferramenta de torneamento (cerca de 60 peças por aresta). Ambos os processos podem ainda ser melhorados.

Em casos onde o torneamento de aços endurecidos é aplicável, este oferece inúmeras vantagens em relação à retificação. Porém, a dificuldade está em saber quando utilizar um ou outro processo. Em função disso, utilizando condições de corte indicados na literatura, para o torneamento, pretende-se mostrar a viabilidade da substituição da operação de retificação pelo torneamento de aços endurecidos.

Capítulo 7

Procedimento Experimental

7.1. Características da Máquina-ferramenta, da Ferramenta de Corte, dos Instrumentos de Medida e dos Corpos de prova Utilizados

A máquina-ferramenta utilizada nos experimentos foi um torno CNC-marca ROMI, modelo Cosmos 30, potência de 22 kW (30 HP), fabricado em 1985, com projeto mecânico convencional, isto é, com mancais de rolamento e guias de escorregamento.

Foi utilizado como ferramenta de corte pastilhas de CBN para acabamento, com geometria quadrada, sinterizado sobre base de metal duro e brasado sobre inserto de metal duro, de geometria quadrada com furo para fixação, código (SNGA 12 04 08 S01020 7020 da Sandvik), segundo norma ISO 1832-1985, recoberta com uma camada de nitreto de titânio (TiN), raio de ponta de 0,8 mm, apropriado para operações de acabamento.

O raio de ponta da ferramenta utilizada foi de 0,8 mm, menor que na maioria dos trabalhos sobre torneamento de aços endurecidos, com a finalidade de minimizar o valor da força de profundidade e, assim, facilitar a obtenção de tolerâncias apertadas. Logicamente, com isso, a rugosidade ficaria prejudicada mas, a deflexão do sistema MFDP seria minimizada.

O porta-ferramentas utilizado para as pastilhas quadradas tinha como características:

- Código ISO-CSRNL 2525 (ISO 5608/1980);
- Ângulo de posição $\chi_r = 75^0$;
- Ângulo de saída $\gamma_n = -6^0$;
- Ângulo de folga $\alpha_r = 6^0$;
- Ângulo de inclinação $\lambda_s = -5^0$.

O material utilizado nos corpos de prova foi o aço ABNT 52100 (Villares), com a composição química conforme a Tabela 7.1 (dados do fabricante).

Tabela 7.1 – Composição Química do Aço ABNT52100 (Villares).

| C | Si | Mn | Cr | Mo | Ni | S | P |
|------|------|------|------|------|------|-------|------|
| 1,03 | 0,23 | 0,35 | 1,40 | 0,04 | 0,11 | 0,001 | 0,01 |

Durante os testes os corpos de prova estavam no estado temperado e revenido. As fases do tratamento térmico realizado nos corpos de prova foram:

- Pré-aquecimento a 500⁰C por 2 horas;
- Aquecimento até 830⁰C por 40 minutos;
- Resfriamento (martêmpera 180⁰C) por 30 minutos;
- Resfriamento ao ar até 80⁰C;
- Revenimento a 200⁰C por 2 horas;
- Resfriamento ao ar até aproximadamente 30⁰C;
- Revenimento a 200⁰C por 2 horas;
- Resfriamento ao ar.

Após este tratamento térmico, os corpos de prova apresentaram dureza de 58 a 62 HRC até a profundidade de aproximadamente 3mm. As dimensões dos corpos de prova utilizados nas diversas fases dos ensaios estão mostradas na Figura 7.1

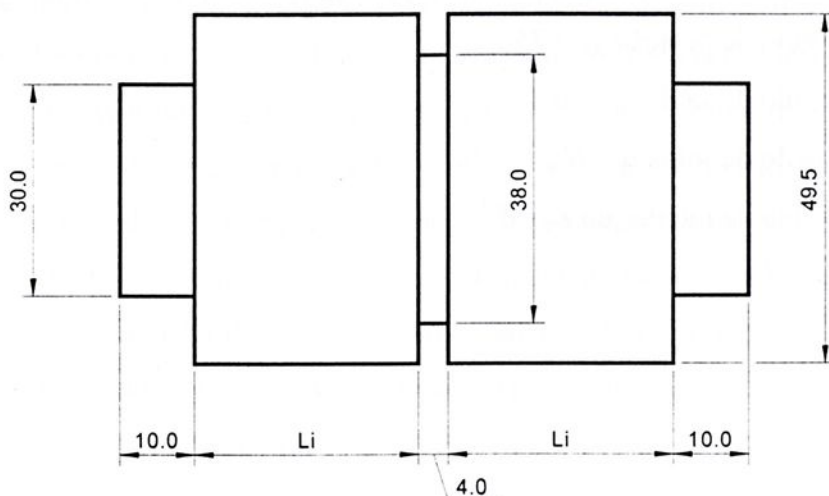


Figura 7.1. Dimensões dos Corpos de Prova utilizados.

Segue-se uma lista dos diversos instrumentos utilizados nos ensaios, com suas respectivas características:

- Relógio Comparador marca MITUTOYO, 0,001 mm de resolução, para medição da batida radial das peças usinadas;
- Voltímetro RMS construído na UNICAMP, com possibilidade de fixação da constante de tempo para cálculo do RMS entre 0,1 e 2 ms;
- Rugosímetro portátil digital marca MITUTOYO;
- Micrômetro com 0,001 mm de resolução;
- Lupa graduada marca SANDVIK.

Os ensaios foram realizados em corpos de prova de 49,5 mm de diâmetro e foram variados os seguintes parâmetros, como ilustra a Figura 7.2. Para a maioria das condições, os ensaios foram repetidos pelo menos uma vez.

- a espessura do sobremetal: $S_1 = 0,8\text{mm}$ e $S_2 = 0,4\text{mm}$.
- e o comprimento dos corpos de prova: $L_1 = 30\text{mm}$ e $L_2 = 45\text{mm}$.

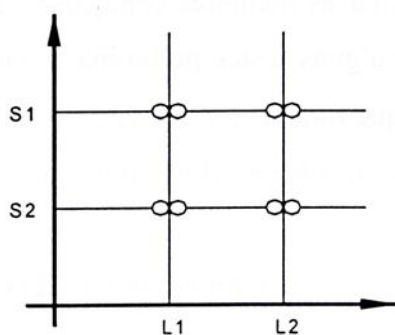


Figura 7.2. Comprimento dos corpos de prova e sobremetal retirado (no diâmetro) dos dois corpos de prova.

Foram utilizadas as condições de usinagem recomendadas em catálogos da Sandvik para ferramenta de CBN, que são:

- velocidade de corte (130 m/min);
- profundidade de corte (0,2 e 0,4 mm);
- avanço (0,07 e 0,1 mm/volta)

Neste trabalho mediu-se os seguintes parâmetros de usinagem:

- rugosidade superficial;
- circularidade da peça;
- desgaste da ferramenta;
- potência consumida da máquina;
- e dimensão final da peça.

7.2. Ensaio Preliminares

Com a finalidade de determinar as melhores condições de usinagem a serem utilizadas nos ensaios definitivos, realizou-se alguns testes preliminares com as seguintes condições de usinagem para ferramenta de CBN, que foram:

- velocidade de corte (150 m/min);
- profundidade de corte (0,4 mm);
- avanço (0,07 mm/volta).

Buscava-se aqui uma faixa de condições de usinagem (avanço, profundidade de usinagem e velocidade de corte) que proporcionasse uma maior vida da ferramenta. O critério de fim de vida da ferramenta foi o da rugosidade média ($R_a = 0,6 \mu\text{m}$) e o desgaste frontal da ferramenta ($V_B = 0,4 \text{ mm}$). Utilizando-se as condições de usinagem citadas anteriormente, verificou-se que o fim de vida da ferramenta ocorreu muito rapidamente (verificados neste caso pelo desgaste da

ferramenta). Então resolveu-se testar novas condições de usinagem para tentar melhorar a vida da ferramenta.

As novas condições de usinagem testadas foram:

- velocidade de corte (130 m/min);
- profundidade de corte (0,2 mm e 0,4 mm);
- avanço (0,07 mm/volta).

Com estas condições de usinagem testadas, conseguiu-se uma maior vida da ferramenta. Desta maneira, foram realizados 6 ensaios utilizando-se velocidade de corte de 130 m/min e avanço de 0,07 mm/volta.

Testou-se, ainda, novas condições de usinagem para aumentar a profundidade sem alterar substancialmente a vida da ferramenta, através do aumento do avanço . As novas condições de usinagem testadas foram:

- velocidade de corte (130 m/min);
- profundidade de corte (0,2 mm e 0,4 mm);
- avanço (0,1 mm/volta).

Com estas condições de usinagem testadas, conseguiu-se resultados satisfatórios. Desta maneira, foram realizados 8 ensaios utilizando-se velocidade de corte de 130 m/min e avanço de 0,1 mm/volta.

Todos os ensaios realizados foram monitorados via corrente do motor.

Assim, as condições escolhidas para serem utilizadas nos ensaios definitivos foram:

- velocidade de corte (130m/min);
- profundidade de corte (0,2 e 0,4 mm);
- avanço (0,07 mm/volta e 0,1 mm/volta)

Totalizando, dessa maneira, 14 ensaios realizados.



7.3. Ensaios Definitivos

Uma vez determinadas as melhores condições de usinagem realizou-se os ensaios definitivos. Foram usinados dois tipos de corpos de prova de aço ABNT 52100 temperados e revenidos, com dureza de aproximadamente 60 HRC. Um dos corpos de prova possuía dimensões de 49,5 mm de diâmetro e 45 mm de comprimento, enquanto que o outro tipo, possuía dimensões de 49,5 mm de diâmetro e 30 mm de comprimento, ambos corpos de prova fixados somente pela placa, com castanhas usinadas sob medida. A diferença no comprimento dos corpos de prova, foi para alterar a rigidez do conjunto peça-dispositivo de fixação.

A ferramenta de corte utilizada foi CBN para acabamento com geometria quadrada, sinterizado sobre base de metal duro e brasado sobre inserto de metal duro, de geometria quadrada com furo para fixação recoberta com uma camada de nitreto de titânio (TiN). O critério de fim de vida da ferramenta foi o da rugosidade média $R_a = 0,6 \mu\text{m}$ e o desgaste da ferramenta $V_B = 0,4 \text{ mm}$. Este valor de rugosidade foi escolhido como critério de fim de vida da ferramenta, pois é um valor que está situado numa faixa intermediária de rugosidade que pode ser obtida nas principais operações de retificação cilíndrica. Em geral a faixa de rugosidade média que se obtém nas operações de retificação é de 0,05 a 6,3 μm , sendo a mais usual, a faixa de 0,2 a 1,6 μm (Agostinho et al., 1977). Como um dos objetivos deste trabalho é verificar a viabilidade em termos de qualidade da peça para a substituição da retificação pelo torneamento de peças endurecidas, os valores relativos à qualidade da peça devem ser similares àqueles da retificação. Assim, quando a rugosidade das peças torneadas, devido ao crescimento do desgaste da ferramenta, atingisse este valor, o ensaio seria interrompido.

Monitorou-se os ensaios através da medição da corrente elétrica do motor principal do torno. Os sinais da corrente elétrica do motor principal foram captados por um sensor de efeito "Hall" instalado circundando um fio de corrente próximo ao motor. Este sensor tem como saída, uma corrente elétrica cuja tensão é proporcional à intensidade da corrente que passa pelo fio circundado pelo sensor. A precisão do sensor é de 0,1 V/A, isto é, cada ampère que passava pelo fio que era circundado pelo sensor causava uma variação de 0,1 V na saída do mesmo. Assim tinha-se uma voltagem proporcional à corrente que se queria monitorar. O sinal de tensão da armadura do motor principal podia atingir até 400V. Tal voltagem era muito alta para entrar na placa que faz a conversão do sinal de analógico para digital. A máxima tensão que esta placa aceita é de 10V. Assim, o sinal passava por um redutor de tensão fornecido pela empresa Lynx, cuja relação entre os sinais de saída e entrada é de 100 vezes. O sensor de efeito "Hall" e o

reductor de tensão necessitavam ser alimentados por tensões de ± 9 V e ± 15 V, respectivamente. Os sinais elétricos sensoreados foram convertidos de analógicos em digitais em uma frequência de dez pontos por peça durante o processo de corte constante. Os parâmetros elétricos apresentaram-se instáveis tanto no início como no fim do passe da ferramenta e se mantiveram praticamente constantes quando o corte se encontrava em regime de trabalho.

Após cada passe de torneamento cilíndrico, as peças foram retiradas da máquina e medidas as dimensões dos diâmetros, a rugosidade média (R_a), e a máxima distância pico-vale (R_y). A circularidade dos dois tipos de peças foram medidas na própria máquina com o auxílio do relógio comparador. Porém, devido ao valor insignificante da batida radial em todos os casos (menor que $1\mu\text{m}$), não serão analisadas a tolerância da batida radial. A posição da ferramenta foi corrigida quando necessário para compensar a variação de diâmetro, com a finalidade de manter a tolerância h5 (0 e $-11\mu\text{m}$ para diâmetros de >30 e ≤ 50 mm). Este valor de tolerância dimensional foi utilizado também porque se deseja substituir a retificação pelo processo de torneamento de peças duras e este nível de tolerância é frequentemente desejado quando se utiliza aquele processo. Os ensaios foram interrompidos sempre que se atingiu rugosidade da peça R_a maior que $0,6\mu\text{m}$ ou o desgaste da ferramenta atingia $0,4$ mm, para evitar a quebra da ferramenta.

Verificou-se o estado da ferramenta, sempre que ocorreu uma grande variação da rugosidade ou uma alteração brusca dos valores de corrente medidos no voltímetro. O desgaste do flanco dos insertos foi medido com uma lupa graduada da Sandvik.

Em todos os ensaios realizados foram retirados lotes de 3 peças (uma peça do início do ensaio, uma do meio e outra do fim do ensaio) para se efetuar ensaios de dureza superficial (Rockwell C) em cada uma delas, a fim de verificar se havia mudança de dureza das peças ao longo de cada ensaio, se isso ocorresse, as peças seriam submetidas a um novo tratamento térmico. Porém, não foi necessário refazer o tratamento de nenhuma peça.



7.3.1. Ensaios Realizados

Os ensaios foram todos realizados com velocidade de corte (v_c) de 130 m/min. A seguinte tabela mostra o número de ensaios realizados para cada parâmetro de usinagem.

Tabela 7.2. Número de ensaios para as duas dimensões do corpo de prova e os respectivos parâmetros de usinagem utilizados nos ensaios.

| | $f = 0,07$ mm/volta $a_p = 0,2$ mm | $f = 0,07$ mm/volta $a_p = 0,4$ mm | $f = 0,1$ mm/volta $a_p = 0,2$ mm | $f = 0,1$ mm/volta $a_p = 0,4$ mm |
|---------|---------------------------------------|---------------------------------------|--------------------------------------|--------------------------------------|
| L=30 mm | 1 | 1 | 2 | 2 |
| L=45 mm | 2 | 2 | 2 | 2 |

Pela tabela verifica-se que foram realizados 6 ensaios com avanço de 0,07 mm/volta e 8 ensaios com avanço de 0,1 mm/volta, totalizando 14 ensaios realizados. Destes ensaios selecionamos os melhores resultados de cada repetição, de modo a permitir uma melhor análise.

Capítulo 8

Resultados e Discussões

A seguir serão analisadas as vidas, a forma, as causas e a evolução do desgaste das ferramentas de corte utilizadas nos ensaios e também o acabamento superficial e dimensional das peças usinadas. Serão ainda analisados os sinais adquiridos através do monitoramento da corrente do motor principal, procurando relacioná-lo com a evolução do desgaste da ferramenta. Para facilitar a análise, os resultados e as discussões serão apresentados em diferentes itens e para corpos de prova de comprimentos diferentes, conforme a seguinte divisão:

8.1. Vida da ferramenta de corte: neste item serão estudadas as vidas das ferramentas de corte (em comprimento de corte) para os dois tipos de corpos de prova, utilizando como critério de vida a rugosidade média $R_a \leq 0,6 \mu\text{m}$ ou desgaste $V_B = 0,4 \text{ mm}$.

8.2. Análise da influência do avanço e da profundidade de usinagem na rugosidade e no desgaste de flanco: neste item serão analisadas as relações entre a rugosidade e o desgaste de flanco e as influências do avanço e da profundidade de usinagem no desgaste de flanco.

8.3. Análise da influência do avanço e da profundidade de usinagem na vida da ferramenta: Serão analisadas as influências do avanço e da profundidade de usinagem na forma de desgaste e na vida da ferramenta.

8.4. Acabamento superficial e dimensional das peças: serão analisados as variações dimensionais e o acabamento superficial das peças, com a finalidade de verificar a rugosidade e a qualidade obtida.

8.5. Monitoramento via corrente do motor principal: serão analisadas as médias dos valores da corrente do motor principal monitorados ao longo da vida das ferramentas, em função do comprimento de corte.

Foram realizados 14 ensaios. Nas tabelas 8.1 e 8.2, são apresentadas as vidas obtidas em tempo de corte t_c (min) e o respectivo comprimento de corte l_c (m) para todos os ensaios realizados. A coluna “critério de fim de vida” se trata do critério atingido nos ensaios.

Tabela 8.1. Tempo de corte t_c (min) e o respectivo comprimento de corte l_c (m) para os ensaios com as seguintes condições de usinagem: $v_c = 130$ m/min, $f = 0,07$ mm/volta.

| Ensaio N ^o | L (mm) | a_p (mm) | t_c (min) | l_c (m) | Critério de fim de vida |
|-----------------------|--------|------------|-------------|-----------|-------------------------|
| 1 | 30 | 0,4 | 9,0 | 1170 | Ra e V_B |
| 2 | 45 | 0,2 | 21,6 | 2808 | Ra |
| 3 | 45 | 0,4 | 12,0 | 1560 | V_B |
| 4 | 30 | 0,2 | 22,5 | 2925 | Ra e V_B |
| 5 | 45 | 0,2 | 14,7 | 1911 | Ra |
| 6 | 45 | 0,4 | 18,9 | 2457 | V_B |

Na tabela 8.1, observa-se que as vidas das ferramentas foram bastante diferentes, mesmo nos casos das repetições. Para facilitar as análises, foram utilizados os ensaios que obtiveram maiores vidas.

Tabela 8.2. Tempo de corte t_c (min) e o respectivo comprimento de corte l_c (m) para os ensaios com as seguintes condições de usinagem: $v_c = 130$ m/min, $f = 0,1$ mm/volta.

| Ensaio N ^o | L (mm) | a_p (mm) | t_c (min) | l_c (m) | Critério de fim de vida |
|-----------------------|--------|------------|-------------|-----------|-------------------------|
| 7 | 45 | 0,4 | 8,5 | 1105 | Ra e V_B |
| 8 | 45 | 0,4 | 8,5 | 1105 | Ra e V_B |
| 9 | 45 | 0,2 | 11,0 | 1430 | Ra |
| 10 | 45 | 0,2 | 12,0 | 1560 | Ra e V_B |
| 11 | 30 | 0,2 | 7,8 | 1014 | Ra e V_B |
| 12 | 30 | 0,2 | 9,9 | 1287 | Ra e V_B |
| 13 | 30 | 0,4 | 4,8 | 624 | Ra e V_B |
| 14 | 30 | 0,4 | 3,6 | 468 | Ra |

Neste caso, as vidas das ferramentas foram praticamente iguais para as condições repetidas. A explicação para este fato é que os ensaios foram realizados na sequência, ou seja, um determinado ensaio era repetido logo após o término do primeiro ensaio. Isso mantinha as condições de ensaio bastante semelhantes. Já nos casos da tabela 8.1, os ensaios repetidos não foram realizados na sequência, podendo ter ocorrido a interferência de alguma variável. Neste caso também foram analisados os ensaios com maior vida.

8.1. Vida da Ferramenta de Corte

A seguir serão analisadas as vidas das ferramentas de corte utilizadas nos ensaios. Adotou-se como critério de vida a rugosidade média (R_a) da peças com valor igual ou inferior a $0,6\mu\text{m}$ e/ou desgaste $V_B = 0,4$ mm. Utilizou-se corpos de prova com comprimentos diferentes para verificar as suas influências na rigidez do sistema.

8.1.1. Resultados Obtidos em Corpos de Prova Curtos ($L=30\text{mm}$)

A Figura 8.1 apresenta a vida da ferramenta de corte (em comprimento de corte l_c), para o torneamento de corpos curtos (30mm de comprimento por 49,5 mm de diâmetro) em função dos valores das rugosidades (R_a e R_y) medidos no ensaio 1 (conforme Tabela 8.1) para $v_c=130\text{m}/\text{min}$, $f=0,07$ mm/volta e $a_p=0,4$ mm.

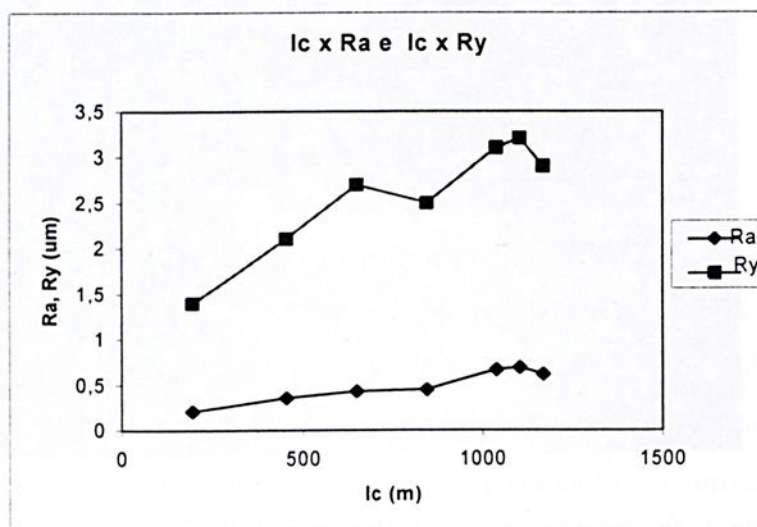


Figura 8.1. $R_a \times l_c$, $R_y \times l_c$ para o torneamento de corpos de prova curtos para $v_c = 130\text{m}/\text{min}$, $f = 0,07$ mm/volta e $a_p = 0,4$ mm (ensaio nº 1).

Na Figura 8.1, observa-se que ocorreu um aumento progressivo da rugosidade, tanto em R_a como em R_y , devido ao desgaste progressivo da ferramenta até $l_c \cong 700$ m e até esse momento só havia ocorrido o desgaste de flanco de $V_B = 0,2$ mm. Depois houve uma pequena queda nos valores de R_a e R_y para $l_c = 800$ m. Essa queda coincidiu com o aparecimento do desgaste de cratera e não se observou lascamentos significativos que chegassem a interferir nesta fase. Por volta de $l_c = 1000$ m, a rugosidade aumentou acima de $R_a = 0,6 \mu\text{m}$ e se manteve por mais de três corpos de prova usinados, determinando o fim de vida da ferramenta. Neste ponto, o desgaste V_B também já havia atingido 0,4 mm e os lascamentos já eram significativos. O que determinou o fim da vida da ferramenta foi provavelmente a ocorrência de um lascamento de maior intensidade que causou o aumento de R_a acima do estipulado como fim de vida. A vida da ferramenta para este ensaio foi de 9 minutos ($l_c \cong 1200$ m), que é um valor bastante baixo se comparado com os outros ensaios em condições semelhantes, reforçando a tese de que a ferramenta se danificou devido ao grau atingido pelo lascamento. Como pode ser visto ainda na Figura 8.1, os valores de R_y apresentaram uma evolução semelhante a R_a , com valores proporcionais de aproximadamente seis vezes o valor de R_a , o que indica que se poderia utilizar tanto R_a como R_y para a análise e critério de fim de vida.

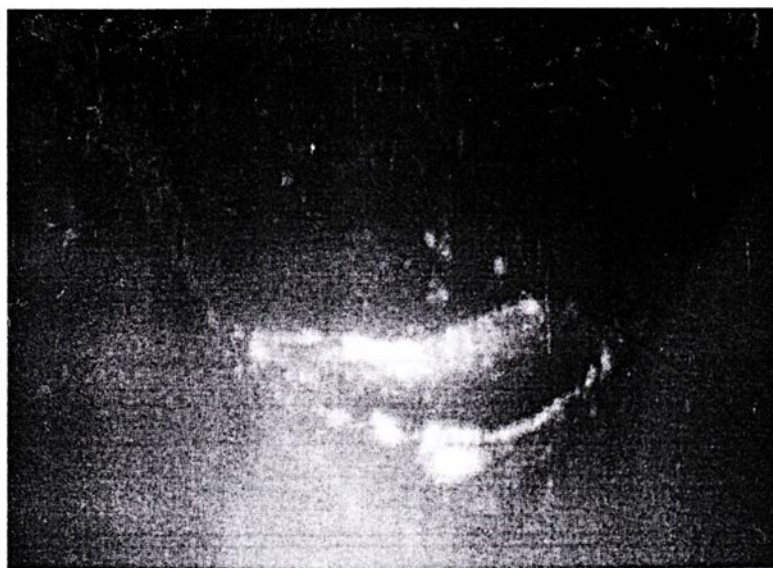


Figura 8.2. Desgaste da ferramenta para $v_c=130$ m/min, $f=0,07$ mm/volta e $a_p=0,4$ mm, aumento de 50 vezes (ensaio nº 1). Neste momento, $l_c = 1170$ m e $V_B = 0,4$ mm.

Na Figura 8.2, pode-se observar a forma de desgaste da ferramenta. Verifica-se que houve lascamento e um desgaste bastante severo, atingindo $V_B = 0,4$ mm e a ocorrência também do desgaste de cratera.

A Figura 8.3 apresenta a vida da ferramenta de corte (em comprimento de corte l_c), para o torneamento de corpos curtos em função dos valores de rugosidades (R_a e R_y) medidas no ensaio 4 (Tabela 8.1) para $v_c = 130$ m/min, $f = 0,07$ mm/volta e $a_p = 0,2$ mm, ou seja, somente com a_p diferente do ensaio 1.

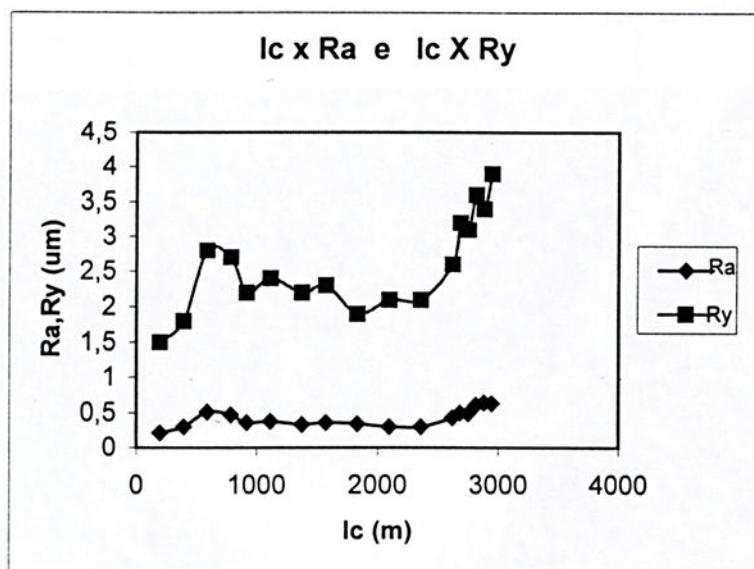


Figura 8.3. $R_a \times l_c$, $R_y \times l_c$ para o torneamento de corpos curtos para $v_c=130$ m/min, $f=0,07$ mm/volta e $a_p=0,2$ mm (ensaio nº 4).

Na Figura 8.3, observa-se que houve uma flutuação no valor da rugosidade (R_a) ao longo do comprimento de corte (l_c). A explicação para esta flutuação foi a evolução da forma de desgaste ocorrida na aresta de corte da ferramenta. No início, até aproximadamente $l_c = 500$ m, ocorreu um desgaste progressivo da aresta de corte e a evolução da rugosidade foi muito rápida, atingindo R_a próximo de $0,6 \mu\text{m}$. Até então, a principal forma de desgaste observada era o desgaste de flanco V_B com valor em torno de $0,2$ mm. Após esta fase, ocorreu juntamente com o desgaste de flanco, o desgaste de cratera, que no início melhorou o corte, porém fragilizou a aresta de corte e causou o seu lascamento, e conseqüente aumento da rugosidade. O lascamento ocorreu de forma aleatória e após o mesmo ($l_c \cong 500$ m), houve uma acomodação da aresta de

corte, estabilizando ou até mesmo reduzindo o valor de Ra. Este fenômeno se repetiu durante o resto da vida da ferramenta, até que após ocorrer um lascamento maior, a aresta ficou danificada, ultrapassando o valor de Ra e/ou V_B estipulado como fim de vida. A vida da ferramenta de corte para este ensaio foi $t_c = 22,5$ minutos ($l_c \cong 3000$ m) mais que o dobro do ensaio n° 1 que foi de 9 minutos ($l_c \cong 1200$ m), reforçando a conclusão de que a vida da ferramenta depende muito da forma como a ferramenta se lasca. O fato de a_p ter sido de 0,4 mm no ensaio n° 1 e 0,2 mm no ensaio n° 4 (diferença de 100%) influenciou na forma de lascamento, pois a condição mais severa no ensaio n° 1 causou um lascamento de maior intensidade devido ao aumento dos esforços de corte e também da vibração do conjunto.



Figura 8.4. Desgaste de cratera para $v_c = 130$ m/min, $f = 0,07$ mm/volta e $a_p = 0,2$ mm aumento de 50 vezes (ensaio n° 4). Neste momento, $l_c = 2925$ m e $V_B = 0,2$.

Pela Figura 8.4, pode-se observar que a forma de desgaste ocorrido na ferramenta foi muito semelhante à ocorrida no ensaio n° 1, só que demorou mais para atingir o fim de vida.

Quanto à rugosidade R_y , apresentou uma evolução semelhante a Ra, sendo a forma das duas curvas bem parecidas, diferindo somente nos valores que foi de aproximadamente seis vezes o valor de Ra.

A Figura 8.5 mostra a vida da ferramenta de corte (em comprimento de corte l_c), para o torneamento de corpos curtos em função dos valores de rugosidades (R_a e R_y) medidas no ensaio n° 12 (Tabela 8.2) para $v_c = 130$ m/min, $f = 0,1$ mm/volta e $a_p = 0,2$ mm. Aqui, foram

mantidas as mesmas condições do ensaio nº 4, alterando-se somente o valor de f que passou de 0,07 mm para 0,1 mm (aumento de 43%).

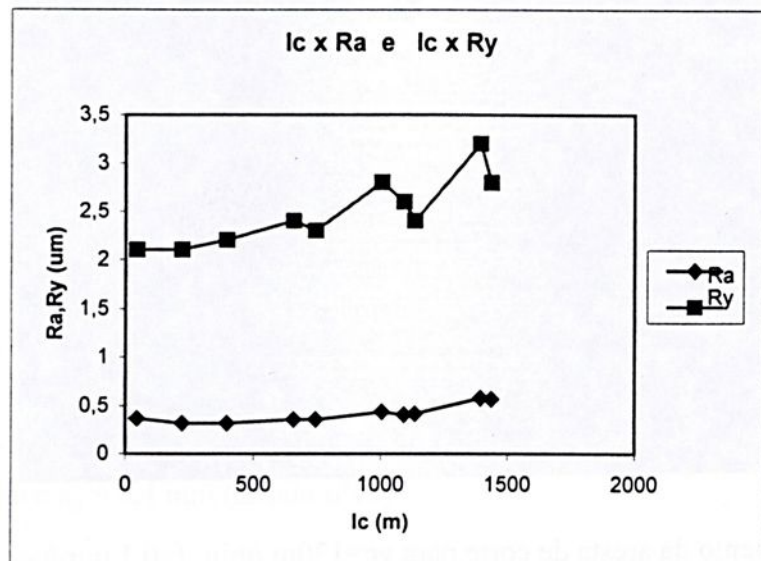


Figura 8.5. Ra x lc, Ry x lc para o torneamento de corpos curtos para $v_c = 30\text{m/min}$, $f = 0,1$ mm/volta e $a_p = 0,2$ mm (ensaio nº 12).

Na Figura 8.5, nota-se que a evolução dos valores da rugosidade ocorreram de forma semelhante à ocorrida no ensaio nº 4, sendo que a forma do desgaste da ferramenta, também foi semelhante à ocorrida no ensaio nº 4, ou seja, repetiu-se a fase de desgaste e de lascamento. Com o aumento do avanço de 0,07 mm para 0,10 mm, as condições de corte ficaram mais severas e os lascamentos de maior intensidade ocorreram mais cedo. Assim, a vida da ferramenta foi de 9,9 minutos ($lc \cong 1500$ m) contra 22,5 minutos no ensaio nº 4 onde o avanço utilizado foi de 0,07 mm. Logo, a influência do avanço na vida da ferramenta foi bastante significativa. Neste ensaio, a rugosidade ainda se manteve abaixo de $Ra = 0,6 \mu\text{m}$, porém V_B atingiu 0,4 mm, fazendo com que o ensaio fosse interrompido. Além do desgaste ter atingido o valor limite, a ferramenta apresentou um grande lascamento conforme pode ser visto na Figura 8.6, que poderia levar à quebra da ferramenta se o ensaio fosse continuado.

Mais uma vez, a curva da rugosidade medida em Ry teve o mesmo comportamento da curva de Ra e com valores de aproximadamente seis vezes o valor de Ra. Isto se repetiu em todos os ensaios realizados conforme pode ser observado nas figuras que irão aparecer daqui para a frente. Devido a isso, doravante serão analisados somente os valores de Ra.

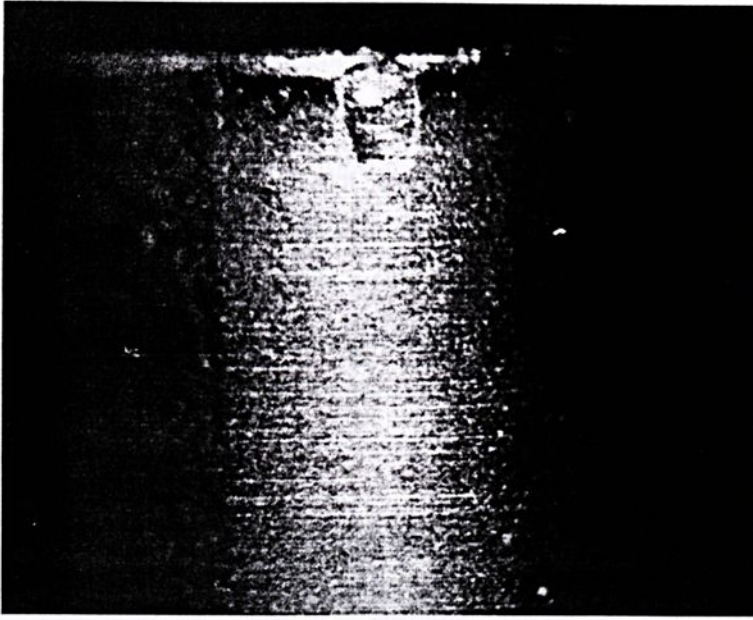


Figura 8.6. Lascamento da aresta de corte para $v_c=130\text{m /min}$, $f=0,1\text{ mm/volta}$ e $a_p=0,2\text{ mm}$, aumento de 30 vezes (ensaio n° 12). Neste momento, $l_c = 1287\text{m}$ e $V_B = 0,5\text{ mm}$.

A Figura 8.7 mostra a vida da ferramenta de corte (em comprimento de corte l_c), para o torneamento de corpos curtos em função valores de rugosidades (R_a e R_y) medidas no ensaio 13 (conforme Tabela 8:2) para $v_c = 130\text{ m/min}$, $f = 0,1\text{ mm/volta}$ e $a_p = 0,4\text{ mm}$. Aqui, utilizou-se tanto f como a_p em condições limites. Pode-se verificar que a rugosidade evoluiu de forma semelhante aos casos anteriores, porém o fim de vida da ferramenta foi atingido muito rapidamente, ultrapassando tanto R_a como V_B estipulado como critério de fim de vida e a aresta de corte apresentou vários lascamentos comprometedores. A vida da ferramenta foi de apenas 4,8 minutos ($l_c \cong 700\text{ m}$) no melhor ensaio, o que significa que a vida foi reduzida praticamente à metade em relação aos ensaios n° 1 e n° 12. Assim, pode-se dizer que neste caso, onde se utilizou uma combinação dos maiores valores de f e a_p dos ensaios citados, a redução da vida da ferramenta foi proporcional à soma dos dois fatores, ou seja, quando se utilizou $f = 0,07\text{ mm}$ e $a_p = 0,4\text{ mm}$ ou $f = 0,1\text{ mm}$ e $a_p = 0,2\text{ mm}$, a vida da ferramenta foi reduzida de 22,5 min obtida no ensaio n° 4 ($f = 0,07\text{ mm}$ e $a_p = 0,2\text{ mm}$) para 9,9 e 9,0 minutos nos ensaios 1 e 12 respectivamente, e no ensaio n° 13 a vida caiu para 4,8 minutos. Pelo que se pode observar, os aumentos simultâneos do avanço e da profundidade de corte exerceram efeitos somatórios, provocando uma condição de usinagem que propiciou a ocorrência precoce dos lascamentos devido ao aumento dos esforços de corte e também do aumento da vibração do conjunto.

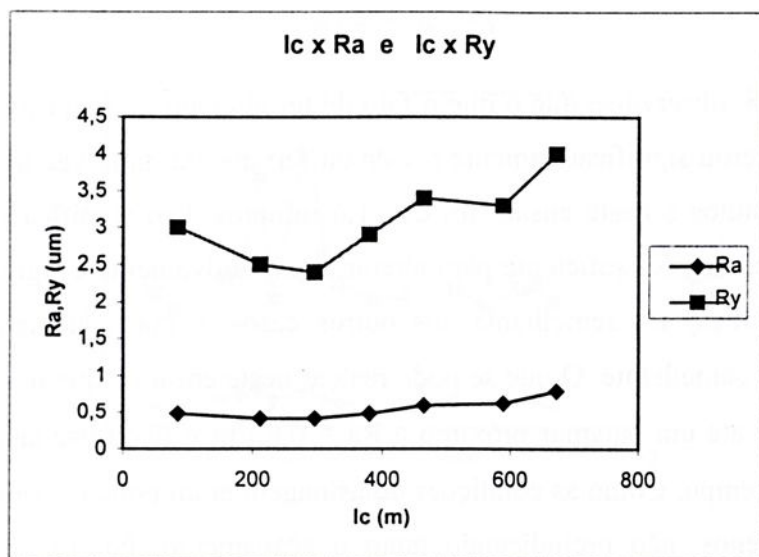


Figura 8.7. Ra x lc, Ry x lc para o torneamento de corpos curtos para $v_c = 130$ m/min, $f = 0,1$ mm/volta e $a_p = 0,4$ mm (ensaio nº13)

8.1.2. Resultados Obtidos em Corpos de Prova Longos (L=45mm)

A Figura 8.8 apresenta a vida da ferramenta de corte para o torneamento de corpos longos (45 m de comprimento por 49,5 mm de diâmetro) em função dos valores de rugosidades (Ra e Ry) medidas no ensaio 2 (Tabela 8.1) para $v_c = 130$ m/min, $f = 0,07$ mm/volta e $a_p = 0,2$ mm.

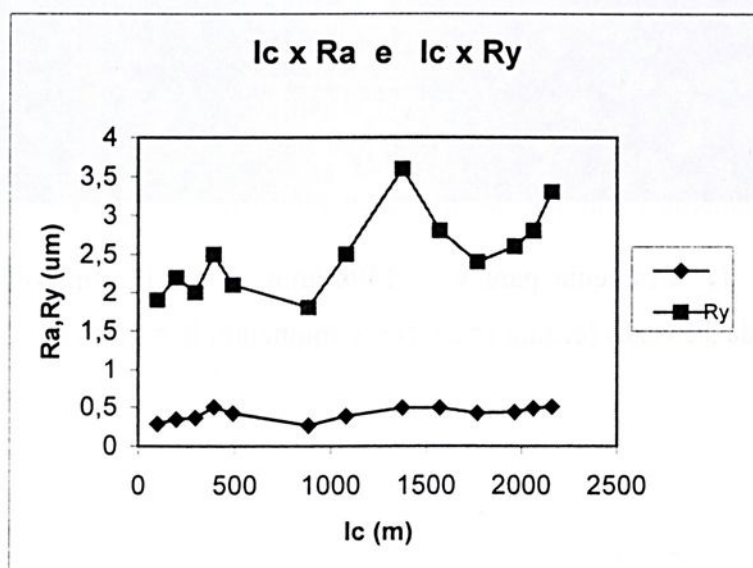


Figura 8.8. Ra x lc, Ry x lc para o torneamento de corpos longos, para $v_c = 130$ m/min, $f = 0,07$ mm/volta e $a_p = 0,2$ mm (ensaio nº 2).

Na Figura 8.8, observa-se que o fato de ter alterado o comprimento da peça de 30 para 45 mm, não alterou significativamente a vida da ferramenta, uma vez que no ensaio nº 4 a vida foi de 22,5 minutos e neste ensaio foi de 21,6 minutos. Isto significa que a alteração no comprimento da peça não foi suficiente para alterar significativamente a rigidez do conjunto. A evolução de R_a também foi semelhante aos outros casos, e conseqüentemente a forma de desgaste também foi semelhante. O que se pode realçar neste ensaio é que o valor da rugosidade evoluiu rapidamente até um patamar próximo a $R_a = 0,6 \mu\text{m}$ e ficou oscilando em torno deste valor por um longo tempo. Como as condições de usinagem eram pouco severas, os lascamentos também eram pequenos, não prejudicando tanto o acabamento. Porém, no final da vida, a ferramenta já se encontrava bastante danificada, correndo o risco de quebra da ferramenta conforme pode ser visto na Figura 8.9.

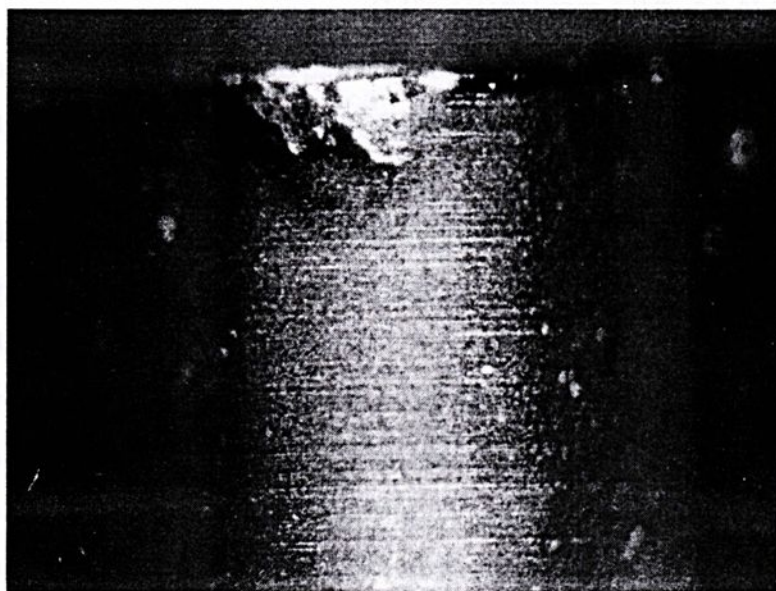


Figura 8.9. Desgaste da ferramenta para $v_c = 130\text{m/min}$, $f = 0,07 \text{ mm/volta}$ e $a_p = 0,2 \text{ mm}$, aumento de 30 vezes (ensaio nº 2). Neste momento, $l_c = 2808 \text{ m}$.

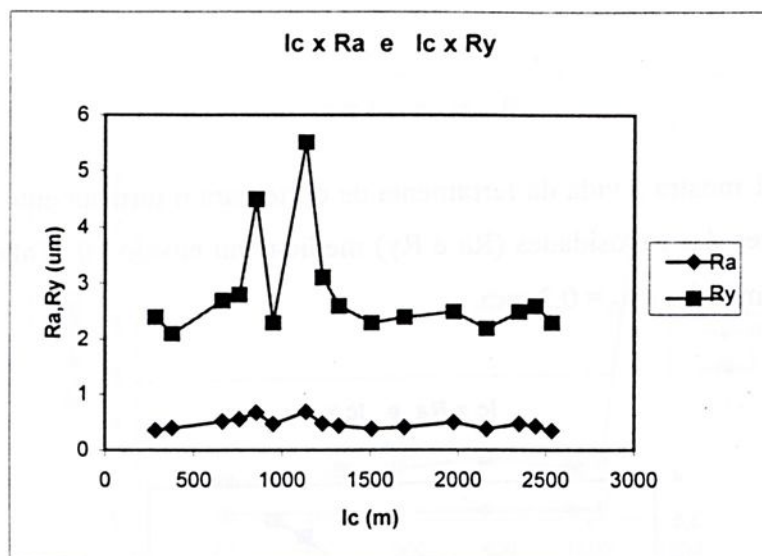


Figura 8.10. Ra x lc, Ry x lc para o torneamento de corpos longos para $v_c = 130$ m/min, $f = 0,07$ mm/volta e $a_p = 0,4$ mm (ensaio n° 6).

A Figura 8.10 apresenta a vida da ferramenta de corte para o torneamento de corpos longos em função dos valores de rugosidades (Ra e Ry) medidas no ensaio n° 6 para $v_c = 130$ m/min, $f = 0,07$ mm/volta e $a_p = 0,4$ mm. Observa-se mais uma vez que o comprimento da peça não influenciou na vida da ferramenta, ao contrário, a vida cresceu em relação ao ensaio n° 1 onde as condições de corte eram as mesmas, porém com corpos de prova de 30 mm. Isto ocorreu devido à aleatoriedade dos lascamentos da ponta da ferramenta. Neste gráfico, observa-se dois grandes picos, isso se deve, provavelmente, à ocorrência de riscos dentro do comprimento de amostragem. O que determinou o fim deste ensaio foi a marca de desgaste ter atingido o valor de $V_B = 0,42$ mm, e se fosse continuado o ensaio, poderia ocorrer a quebra da ferramenta de corte. A rugosidade não ultrapassou o valor de $Ra = 0,6$ µm. A vida da ferramenta para este ensaio foi $t_c = 18,9$ min.

A Figura 8.11 mostra a vida da ferramenta de corte para o torneamento de corpos longos em função dos valores das rugosidades (R_a e R_y) medidas no ensaio 10 (Tabela 8.2) para $v_c = 130\text{m/min}$, $f = 0,1\text{ mm/volta}$ e $a_p = 0,2\text{ mm}$.

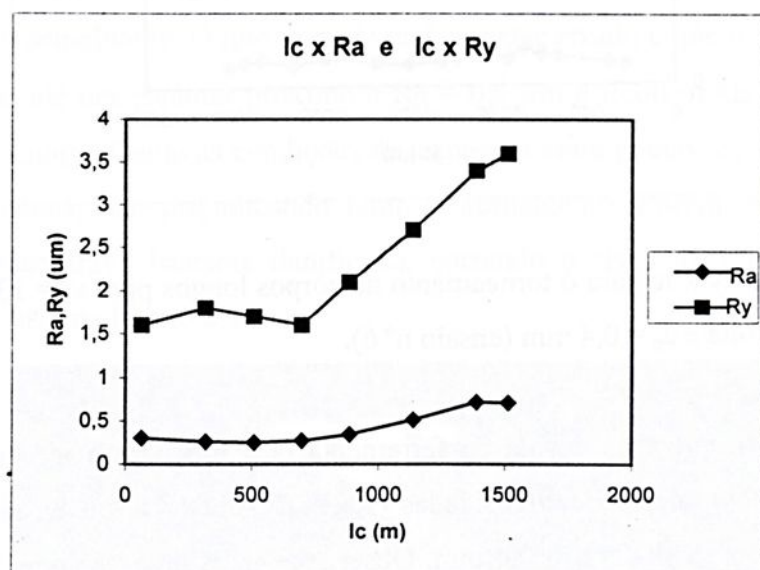


Figura 8.11. $R_a \times l_c$, $R_y \times l_c$ para o torneamento de corpos longos para $v_c = 130\text{ m/min}$, $f = 0,1\text{ mm/volta}$ e $a_p = 0,2\text{ mm}$ (ensaio n° 10).

Na Figura 8.11 observa-se que a vida da ferramenta foi em torno de 12 minutos ($l_c \cong 1500\text{ m}$). Logo, o comprimento da peça também não teve influência na vida da ferramenta. A evolução do R_a e do desgaste da ferramenta foram novamente similares aos outros casos. O aumento no avanço para $0,1\text{ mm}$ reduziu muito a vida da ferramenta, pois no ensaio n° 2 a vida foi de $21,6\text{ minutos}$, enquanto no ensaio n° 10 foi de 12 minutos .

A Figura 8.12 apresenta a vida da ferramenta de corte (em comprimento de corte l_c), para o torneamento de corpos longos em função dos valores de rugosidades (R_a e R_y) medidas no ensaio 7 (conforme Tabela 8.2) para $v_c = 130\text{m/min}$, $f = 0,1\text{ mm/volta}$ e $a_p = 0,4\text{ mm}$.

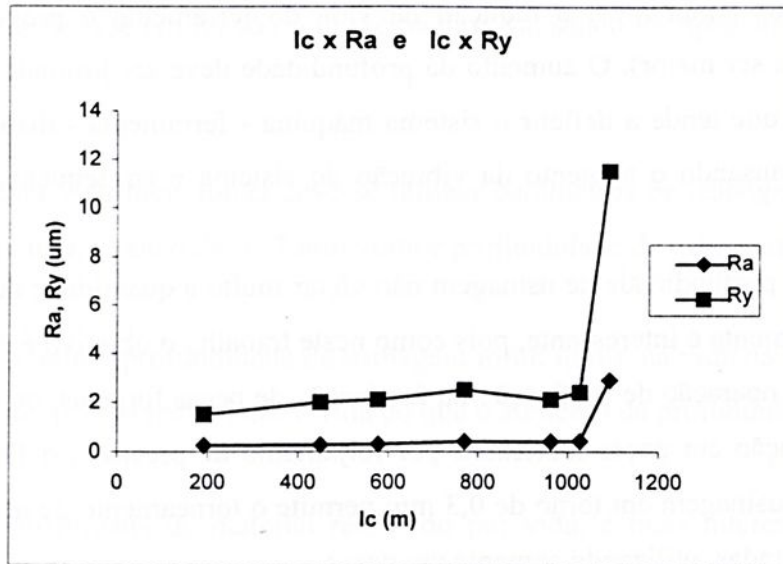


Figura 8.12. Ra x lc, Ry x lc para o torneamento de corpos longos, para $v_c = 130\text{m/min}$, $f = 0,1\text{ mm/volta}$ e $a_p = 0,4\text{ mm}$ (ensaio nº 7).

Neste caso, esperava-se uma redução drástica na vida da ferramenta, pois foram utilizadas as condições mais severas dentre os ensaios realizados, utilizando maior comprimento da peça, maior avanço e maior profundidade. Porém, a vida da ferramenta foi em torno 8,5 minutos ($l_c \cong 1000\text{ m}$) conforme pode ser observado na Figura 8.12, bem maior do que quando se usinou peças curtas (ensaio nº13). A explicação é novamente a mesma, ou seja, a vida da ferramenta depende da forma e do tamanho do lascamento da aresta de corte. Na Figura 8.12 pode-se verificar claramente que a rugosidade aumentou de forma regular até $l_c = 1000\text{ m}$ e depois teve um aumento brusco, passando de $R_a = 0,5\text{ }\mu\text{m}$ para mais de $2,0\text{ }\mu\text{m}$ devido ao lascamento da aresta de corte.

Pelos resultados obtidos, pode-se concluir que a maior vida foi obtida quando se utilizou avanço pequeno e profundidade pequena (ensaio nº 4, $f = 0,07\text{ mm/volta}$ e $a_p = 0,2\text{ mm}$), e a menor vida ocorreu quando se utilizou avanço e profundidade grande (ensaio nº 14, $f = 0,1\text{ mm/volta}$ e $a_p = 0,4\text{ mm}$), ou seja, para um aumento de 43% no avanço e 100% na profundidade. De uma maneira geral, o aumento do avanço reduziu mais a vida da ferramenta do que o aumento da profundidade, se for levado em conta que proporcionalmente o aumento da profundidade utilizada foi maior que o aumento do avanço (43% para f contra 100% para a_p). Assim, tudo leva a crer que em termos de produtividade, não faz muita diferença utilizar profundidade de 0,2 ou 0,4 mm, pois quando se aumenta a profundidade de usinagem e se

mantém os outros parâmetros, a redução na vida da ferramenta é proporcional (apesar da dispersão da vida ser maior). O aumento da profundidade deve ser limitada devido ao aumento da força passiva que tende a defletir o sistema máquina - ferramenta - dispositivo de fixação - peça (MFDP), causando o aumento da vibração do sistema e conseqüentemente a quebra da ferramenta.

O fato da profundidade de usinagem não afetar muito a quantidade de material removido por vida da ferramenta é interessante, pois como neste trabalho o objetivo é estudar a viabilidade de se substituir a operação de retificação na fabricação de peças forjadas, ou até mesmo eliminar etapas de fabricação em peças fabricadas por forjamento de precisão, o fato de poder utilizar profundidade de usinagem em torno de 0,3 mm permite o torneamento de acabamento em peças forjadas já temperadas, utilizando somente um passe.

8.1.3. Conclusões Parciais

Do item 8.1, pode-se tirar as seguintes conclusões, para o torneamento de aços endurecidos com ferramentas de CBN:

- Ocorreram desgastes de flanco e de cratera e ainda, lascamentos de diferentes proporções nas ferramentas utilizadas;
- O lascamento é o principal causador de fim de vida da ferramenta e ocorreu em todos os ensaios;
- O comprimento da peça não influenciou na vida da ferramenta, ou seja, o aumento do comprimento de 30 mm para 45 mm não chegou a alterar a rigidez do sistema dispositivo de fixação-peça;
- Quanto à rugosidade, conseguiu-se rugosidade dentro das principais faixas de utilização em operações de retificação;

- Os valores da rugosidade em R_y são proporcionais a R_a , sendo R_y aproximadamente 6 vezes maior que R_a ;
- Para se obter uma vida mais longa deve-se utilizar parâmetros de usinagem pouco severas. Neste caso particular, avanço de 0,07 mm/volta e profundidade de usinagem de 0,2 mm;
- Tanto o avanço como a profundidade de usinagem influi muito na vida da ferramenta, sendo que o aumento do avanço reduz mais a vida do que o aumento da profundidade de usinagem;
- Em termos de quantidade de material removido por vida, é mais interessante aumentar a profundidade de usinagem, pois se ganha em tempo usinagem;
- É possível tornear peças forjadas com sobremetal de 0,3 mm, já no estado endurecido, utilizando apenas um passe de acabamento.



8.2. Análise da influência do avanço e da profundidade de usinagem na rugosidade e no desgaste de flanco

A seguir serão analisadas as influências do desgaste de flanco na rugosidade da peça e as influências do avanço e da profundidade de usinagem no desgaste de flanco. Para facilitar a análise, não serão considerados os comprimentos das peças, visto que estes não influíram na vida da ferramenta de corte.

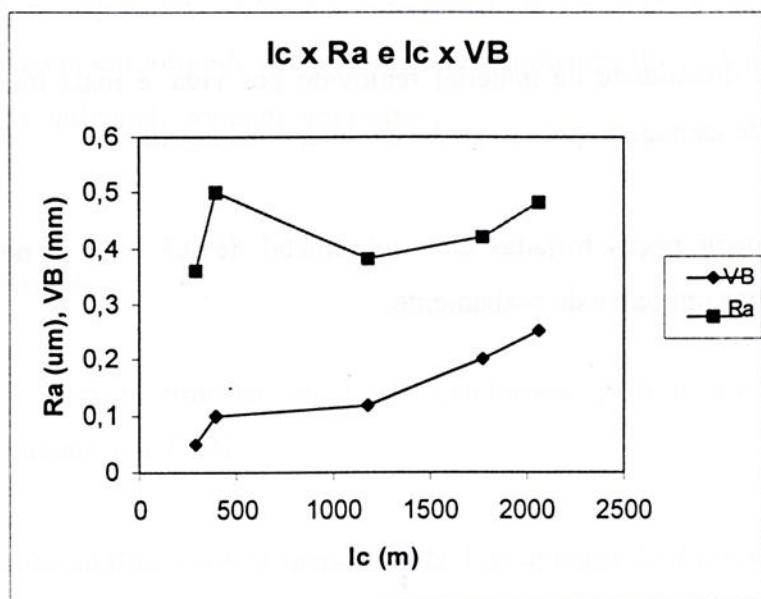


Figura 8.13. Desgaste e Ra para $v_c=130\text{m/min}$, $f=0,07\text{ mm/volta}$ e $a_p=0,2\text{ mm}$.

Na Figura 8.13, observa-se que o valor de Ra aumentou juntamente com V_B até $l_c \cong 400$ m. A partir daí, Ra teve uma queda até $l_c = 1200$ m e depois aumentou novamente até o final da vida da ferramenta, enquanto V_B sempre aumentou. A explicação para este comportamento é que, enquanto existia somente desgaste V_B , a rugosidade cresceu de acordo com o crescimento de V_B . A partir do momento que começaram a surgir o desgaste de cratera e/ou lascamentos, começaram a ocorrer alterações na aresta de corte, melhorando ou piorando o acabamento de acordo com a acomodação da aresta de corte. Neste caso específico, Ra diminuiu no intervalo de $l_c = 400$ a 1200 m e posteriormente aumentou, enquanto V_B cresceu todo o tempo.

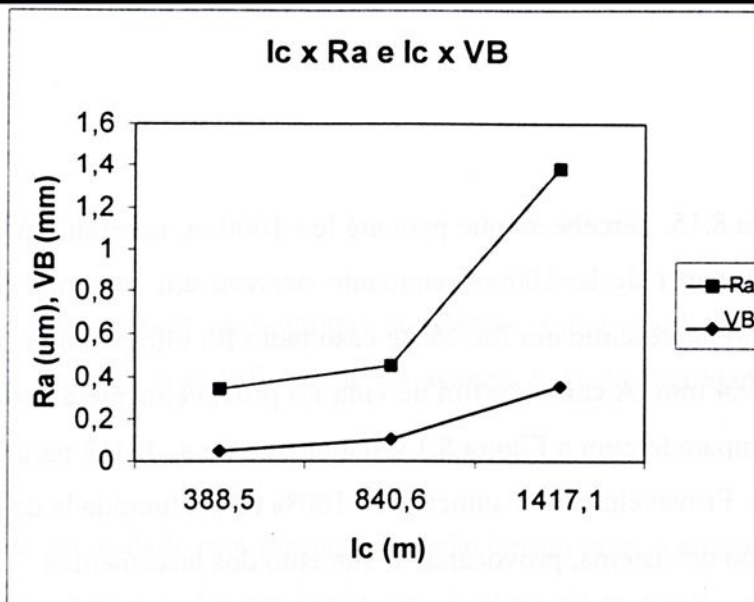


Figura 8.14. Desgaste e Ra para $v_c=130\text{m/min}$, $f=0,1\text{ mm/volta}$ e $a_p=0,2\text{ mm}$.

Na Figura 8.14, percebe-se que o aumento da rugosidade acompanhou o aumento do desgaste V_B . Porém, a partir de $l_c = 840\text{ m}$, a rugosidade teve um aumento acelerado, e ultrapassou rapidamente o valor de $R_a = 0,6\text{ }\mu\text{m}$. Para isto ter acontecido, provavelmente ocorreu um grande lascamento na aresta da ferramenta. O aumento do avanço de $0,07\text{ mm/volta}$ para $0,1\text{ mm/volta}$ influenciou bastante no nível de desgaste, pois para $f = 0,07\text{ mm/volta}$, atingiu-se $V_B = 0,2\text{ mm}$ para $l_c = 1800\text{ m}$, enquanto que para $f = 0,1\text{ mm/volta}$, $V_B = 0,2\text{ mm}$ ocorreu para $l_c = 900\text{ m}$, ou seja, para um aumento de 43% no avanço, ocorreu um aumento de 100% no desgaste de flanco. Para o acabamento superficial também ocorreu um comportamento semelhante.

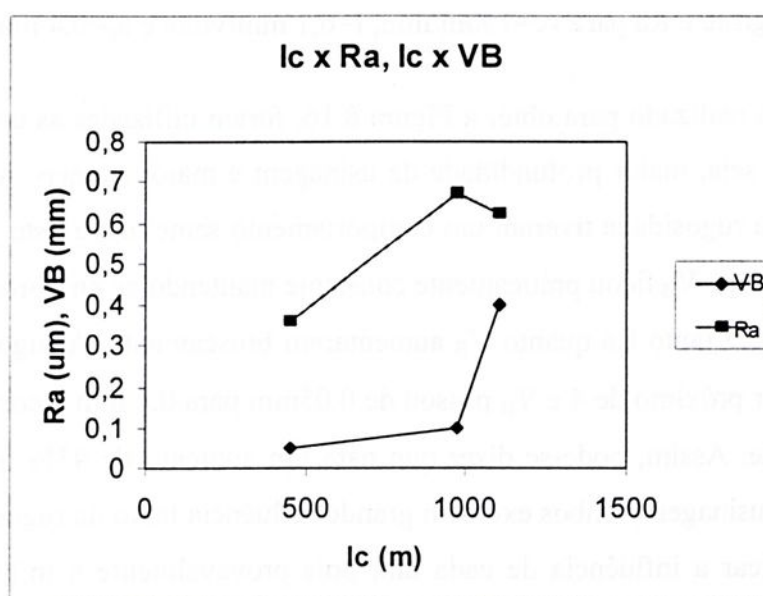


Figura 8.15. Desgaste e Ra para $v_c=130\text{m/min}$, $f=0,07\text{ mm/volta}$ e $a_p=0,4\text{ mm}$.

Já na Figura 8.15, percebe-se que para até $l_c = 1000$ m, ocorreu um aumento tanto em R_a quanto para V_B . A partir de $l_c = 1000$ m, enquanto ocorreu um aumento significativo para V_B , ocorreu um pequeno decréscimo em R_a . Neste caso tanto R_a ultrapassou o valor de $0,6 \mu\text{m}$ e V_B atingiu o valor de $0,4$ mm. A causa do fim de vida foi provavelmente a ocorrência de um grande lascamento. Se comparado com a Figura 8.13, o aumento de a_p de $0,2$ para $0,4$ acelerou o fim de vida da ferramenta. Provavelmente o aumento de 100% na profundidade de usinagem causou um aumento na vibração do sistema, provocando o aumento dos lascamentos.

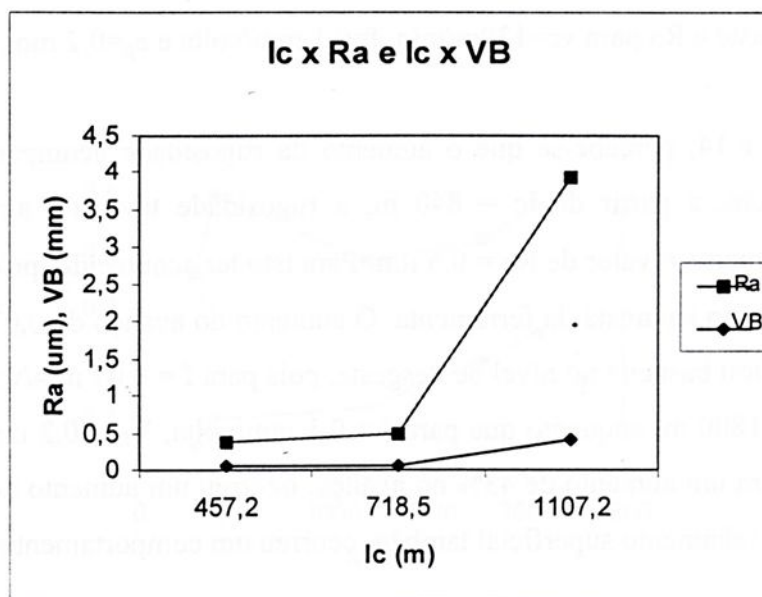


Figura 8.16. Desgaste e R_a para $v_c = 130$ m/min, $f = 0,1$ mm/volta e $a_p = 0,4$ mm.

No ensaio realizado para obter a Figura 8.16, foram utilizadas as condições mais severas de usinagem, ou seja, maior profundidade de usinagem e maior avanço. Até $l_c = 718,5$ tanto o desgaste quanto a rugosidade tiveram um comportamento semelhante. Isto é, R_a ficou oscilando em torno de $0,5 \mu\text{m}$ e V_B ficou praticamente constante mantendo-se em torno de $0,05$ mm. Porém a partir de $l_c = 718,5$ tanto R_a quanto V_B aumentaram bruscamente. A rugosidade passou de $0,5 \mu\text{m}$ para um valor próximo de 4 e V_B passou de $0,05$ mm para $0,4$ mm, ocorrendo um lascamento da aresta de corte. Assim, pode-se dizer que para um aumento de 43% no avanço e 100% na profundidade de usinagem, ambos exercem grande influência tanto na rugosidade quanto em V_B . É difícil quantificar a influência de cada um, pois provavelmente a influência verificada nos ensaios foi mais em função da ocorrência de lascamentos acelerados pelo aumento da vibração do sistema.

8.2.1. Conclusões Parciais

Do item 8.2, pode-se tirar as seguintes conclusões sobre a influência do desgaste de flanco na rugosidade da peça e as influências do avanço e da profundidade de usinagem no desgaste de flanco.

- O aumento da rugosidade está diretamente relacionada com o aumento do desgaste de flanco V_B , enquanto este for predominante. A partir do momento em que começam a ocorrer o desgaste de cratera e os lascamentos, as relações entre R_a e V_B ficam dependentes do grau e da intensidade de ocorrência dos mesmos;
- O avanço tem grande influência no desgaste de flanco (V_B);
- A profundidade de usinagem também influi no desgaste de flanco, porém menos que o avanço.

8.3. Análise da Influência do Avanço e da Profundidade de Usinagem na Vida da Ferramenta.

A seguir serão analisadas as influências do avanço e da profundidade de usinagem nas vidas das ferramentas de corte. Para facilitar a análise serão subdivididos em dois itens (corpos de prova curto e longos), apesar de se ter verificado no item 8.1 que o comprimento da peça não influenciou na vida da ferramenta de corte.

8.3.1. Resultados Obtidos em Corpos de Prova Curtos ($L=30\text{mm}$).

A Figura 8.17 apresenta a vida da ferramenta em comprimento de corte l_c , para o torneamento de corpos de prova curtos. Fixou-se a_p e variou-se f .

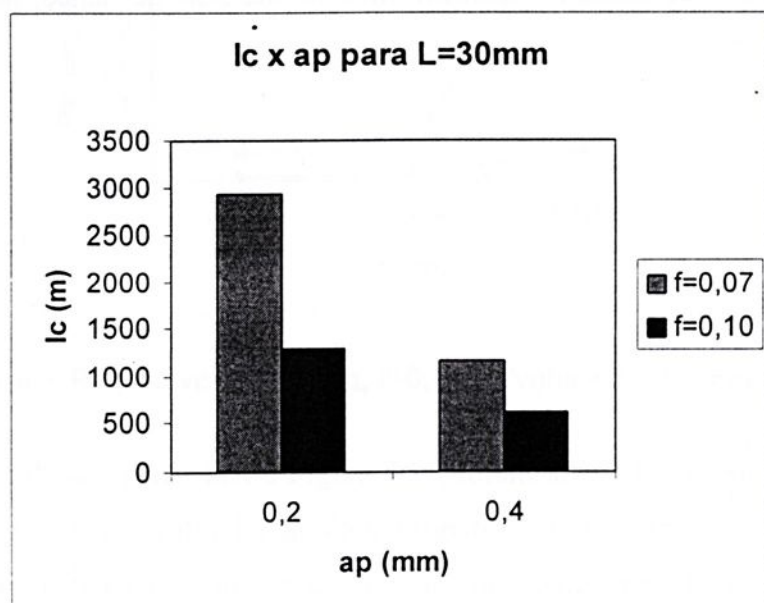


Figura 8.17. Influência do avanço na vida da ferramenta de corte para o torneamento de corpos de prova curtos para diferentes profundidades de corte. $v_c = 130$ m/min.

Na Figura 8.17 observa-se que para a profundidade de usinagem de 0,2 mm ($a_p = 0,2$ mm) e avanço 0,07 mm/volta ($f = 0,07$ mm/volta), a vida da ferramenta foi de aproximadamente 3000 m enquanto que para, $f = 0,1$ mm a vida foi em torno de 1500 m. Para $a_p = 0,4$ mm e $f = 0,07$ mm/volta, a vida foi de 1300m e para $f = 0,1$ mm/volta a vida foi de 650 m. Assim, quando se aumentou o avanço em 43%, a vida da ferramenta caiu aproximadamente pela metade (100%

de diferença), demonstrando que o avanço tem grande influência na vida da ferramenta como já visto no item 8.1.

A Figura 8.18 apresenta a vida da ferramenta em comprimento de corte l_c , para o torneamento de corpos de prova curtos. Fixou-se f e variou-se a_p .

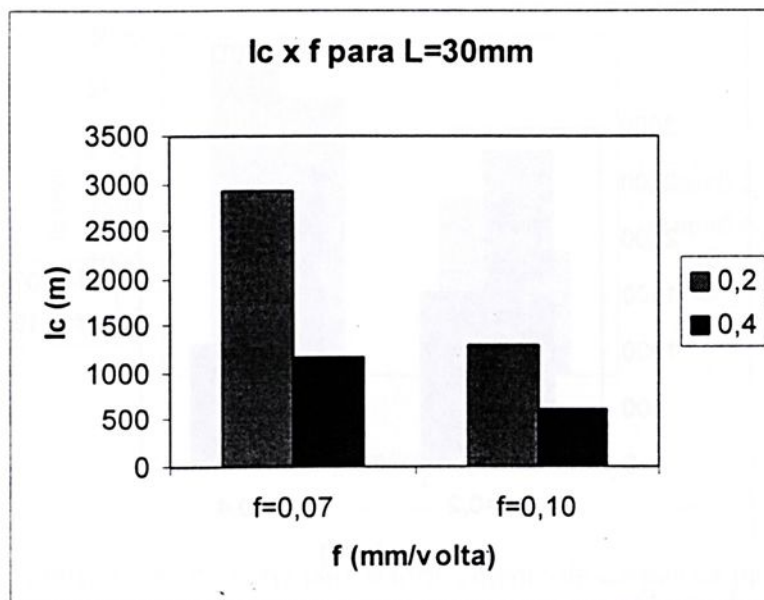


Figura 8.18. Influência da profundidade de usinagem na vida da ferramenta de corte para o torneamento de corpos de prova curtos para diferentes avanços. $v_c = 130$ m/min.

Na Figura 8.18 observa-se que para $f = 0,07$ mm/volta l_c foi de aproximadamente 2900 m para $a_p = 0,2$ mm e, 1200 m para $a_p = 0,4$ mm, isto é, a vida para $a_p = 0,2$ mm foi cerca de 140% maior. Já para $f = 0,10$ mm/volta, l_c foi de 1300 m para $a_p = 0,2$ mm e 630 m para $a_p = 0,4$ mm, ou seja, a vida para $a_p = 0,2$ mm foi aproximadamente 100% maior. Assim, para um aumento de 100% na profundidade de corte (de 0,2 para 0,4 mm), a vida da ferramenta caiu para um pouco mais da metade, verificando-se assim que a profundidade de corte também teve uma grande influência na vida da ferramenta.

8.3.2. Resultados Obtidos em Corpos de Prova Longos ($L=45\text{mm}$).

A Figura 8.19 apresenta a vida da ferramenta em comprimento de corte l_c , para o torneamento de corpos de prova longos. Fixou-se a_p e variou-se f .

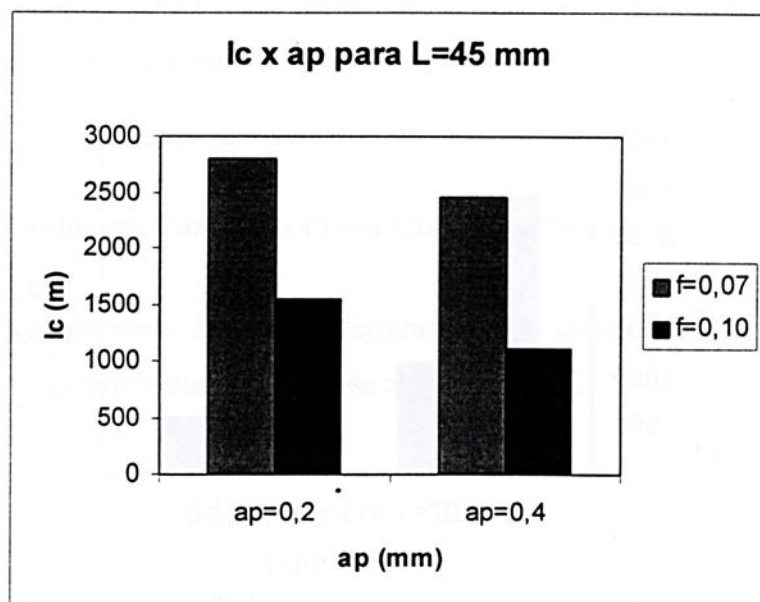


Figura 8.19. Vida da ferramenta de corte para o torneamento de corpos de prova longos para diferentes profundidades de corte. $v_c = 130$ m/min.

Na Figura 8.19 observa-se que para $a_p = 0,2$ mm a vida foi de 2800 m para $f = 0,07$ mm/volta e 1550 m para $f = 0,10$ mm, com diferença de aproximadamente 80% entre os dois casos. Para $a_p = 0,4$ mm, a vida foi de 2450 m para $f = 0,07$ mm/volta e 1100 m para $f = 0,10$ mm/volta, com diferença de aproximadamente 120%.

Se comparar os resultados da Figura 8.17 e 8.19 (só mudou o comprimento da peça), pode-se dizer que para um aumento de aproximadamente 43% no avanço, a vida da ferramenta de corte foi em torno de 100% maior para o menor avanço.

A Figura 8.20 apresenta a vida da ferramenta de corte em função do comprimento de corte l_c , para o torneamento de corpos de prova longos (45mm de comprimento por 49,5 mm de diâmetro) para f fixo e profundidades de corte (a_p) de 0,2mm e 0,4mm, respectivamente.

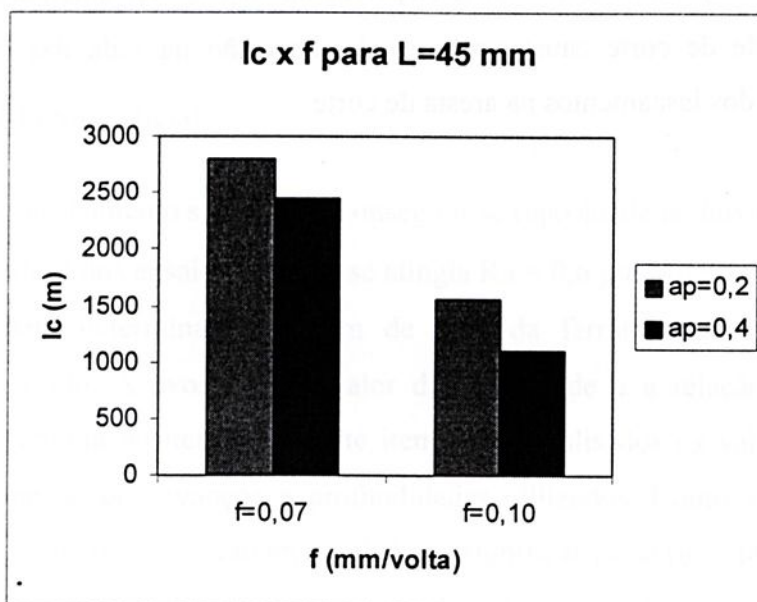


Figura 8.20. Vida da ferramenta de corte para o torneamento de corpos de prova longos para diferentes avanços. $v_c = 130$ m/min.

Na Figura 8.20 pode-se observar que para $f = 0,07$ mm/volta, a vida foi de 2800 m para $a_p = 0,2$ mm e 2450 m para $a_p = 0,4$ mm, que significa uma diferença de aproximadamente 15%. Já para $f = 0,10$ mm/volta, a vida foi de 1550 m para $a_p = 0,2$ mm e 1100 m para $a_p = 0,4$ mm que dá uma diferença em torno de 40%.

Se comparado com os resultados da Figura 8.18, onde as diferenças foram em torno de 100%, as diferenças foram muito grandes, pois na Figura 8.20 essas diferenças foram em torno de 30% em média. A explicação para isso é a aleatoriedade dos lascamentos, uma vez que, a partir de um certo nível de desgaste inicial, que depende do avanço e da profundidade utilizada, começam a ocorrer lascamentos cuja forma e tamanho são imprevisíveis. O que se pode dizer é que o aumento da profundidade causa maior dispersão nas vidas das ferramentas, pois aumenta a força passiva que está diretamente ligada ao aumento da vibração do sistema e que o avanço tem maior influência na vida da ferramenta do que a profundidade de usinagem e o aumento do avanço causa uma menor dispersão na vida das ferramentas.

8.3.3. Conclusões Parciais.

- avanço tem maior influência na vida da ferramenta do que a profundidade de usinagem
- aumento do avanço causa uma menor dispersão na vida das ferramentas;
- a profundidade de corte causa uma grande dispersão na vida das ferramentas devido à aleatoriedade dos lascamentos na aresta de corte.

8.4. Acabamento Superficial e Dimensional das Peças

A seguir serão analisadas as variações dimensionais e o acabamento superficial das peças, com a finalidade de verificar a qualidade e a faixa de rugosidade que se consegue obter.

8.4.1. Acabamento Superficial

Quanto ao acabamento superficial, conseguiu-se rugosidade na faixa de $Ra = 0,2 \mu\text{m}$ a $Ra = 0,6 \mu\text{m}$. Na maioria dos ensaios, quando se atingia $Ra = 0,6 \mu\text{m}$ o desgaste da ferramenta ou o lascamento também determinavam o fim de vida da ferramenta, colocando em risco a continuação do ensaio. A evolução do valor da rugosidade e a relação com o desgaste da ferramenta foi discutida no item 8.1. Neste item serão analisados os valores e a evolução da rugosidade em função dos avanços e profundidades utilizados. Como visto anteriormente, o comprimento do corpo de prova não teve influência significativa na rugosidade da peça e na vida da ferramenta. Assim, não serão levados em consideração o comprimento dos corpos de prova.

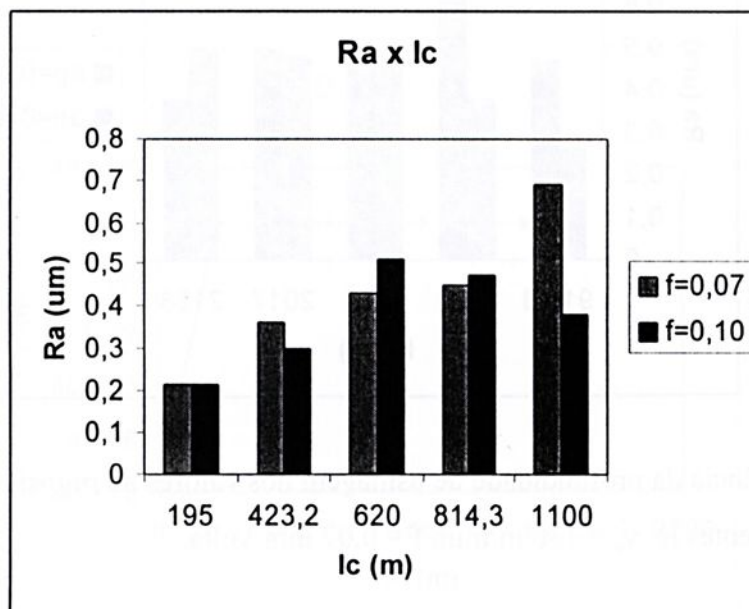


Figura 8.21. Influência do avanço nos valores da rugosidade em Ra para diferentes lc . $v_c = 130$ m/min, $a_p = 0,4$ mm.

A Figura 8.21 apresenta os valores da rugosidade em função dos avanços utilizados para diferentes comprimentos de corte, ou seja, para uma determinada condição de usinagem, variou-se apenas o avanço com a finalidade de verificar a influência do avanço nos valores da

rugosidade. Teoricamente a rugosidade deveria aumentar com o aumento do avanço, isto é, quanto maior o avanço maior a rugosidade. Porém, verificou-se que o avanço não teve influência significativa na evolução dos valores de Ra. No início os valores de Ra foram praticamente iguais e com o tempo, houve uma pequena diferença para os dois casos até se atingir um comprimento de corte de aproximadamente 800 m, porém se for levado em consideração que ocorreram trincas nas arestas de corte das ferramentas durante os ensaios, as diferenças verificadas não foram significativas. Isto ocorreu provavelmente devido ao tamanho do raio de ponta da ferramenta (0.8 mm) e das profundidades de usinagem utilizadas, ou seja, as variações no avanço não foram suficientes para alterar a área de contato entre a peça e a aresta de corte. Já para $l_c = 1100$ m, pode-se verificar uma grande diferença, sendo o Ra menor para o avanço de 0,1 mm. Este fato ilógico pode ser explicado mais uma vez pela aleatoriedade dos lascamentos ocorridos na aresta de corte da ferramenta.

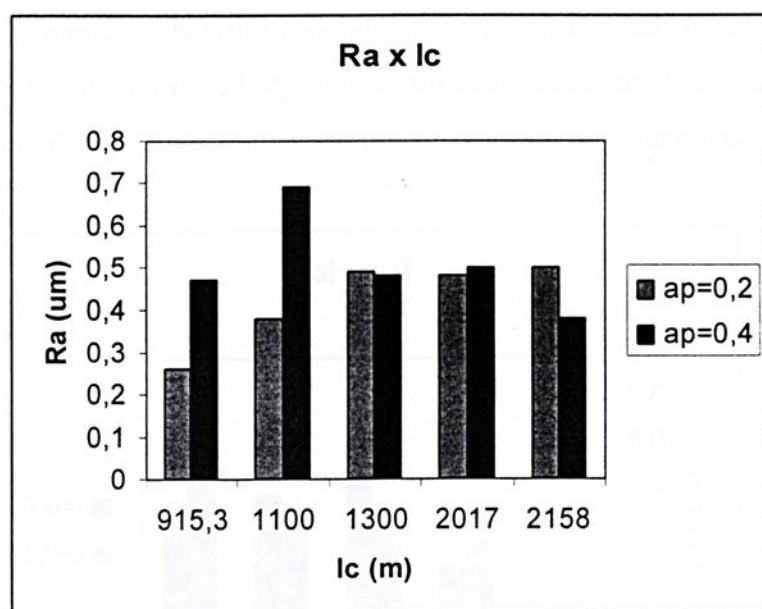


Figura 8.22. Influência da profundidade de usinagem nos valores da rugosidade em Ra para diferentes l_c . $v_c = 130$ m/min, $f = 0,07$ mm/volta.

A Figura 8.22 mostra a forma de evolução da rugosidade em função das profundidades de usinagem utilizadas para diferentes comprimentos de corte. Verifica-se que inicialmente Ra foi maior para $a_p = 0,4$ mm e a partir de um certo momento ($l_c = 1300$ m), Ra foi praticamente o mesmo para os dois casos. A provável explicação é que no início, ambas as ferramentas estavam novas e o fator predominante foi a vibração causada pela utilização da maior profundidade de usinagem que gerou uma maior força passiva. A partir do momento que as ferramentas atingiram

um certo desgaste, outros fatores começaram a influir, como por exemplo, o desgaste de cratera e os lascamentos, equilibrando os valores de Ra. Assim, pode-se dizer que a profundidade de usinagem influi significativamente no valor da rugosidade, principalmente no início da vida da ferramenta quando os desgastes ainda são pequenos.

8.4.2. Acabamento Dimensional

Não conseguiu-se tolerância dimensional com qualidade IT5 ($11 \mu\text{m}$), devido à erros de posicionamento da máquina. Algumas peças ficaram fora da tolerância devido às correções iniciais e também após o desgaste da ferramenta. Como as medições eram feitas somente após a usinagem completa de uma peça, obteve-se em alguns ensaios várias peças fora da tolerância.

A Figura 8.23 mostra um caso em que as duas peças iniciais ficaram fora da tolerância e após o acerto da dimensão as peças se mantiveram dentro da tolerância. Aqui o desgaste e o lascamento da aresta de corte não tiveram grande influência na variação dimensional das peças.

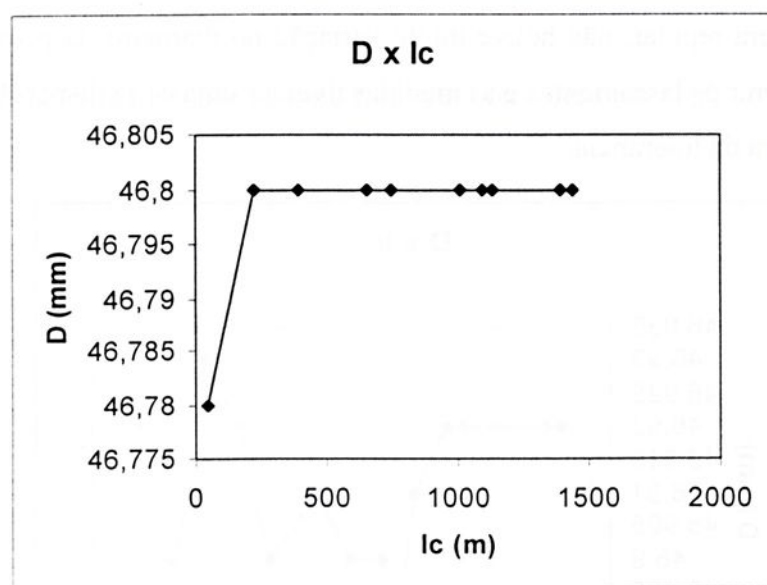


Figura 8.23. Variação do diâmetro dos corpos de prova em função de lc. $v_c = 130 \text{ m/min}$, $f = 0,10 \text{ mm/volta}$, $a_p = 0,2 \text{ mm}$.

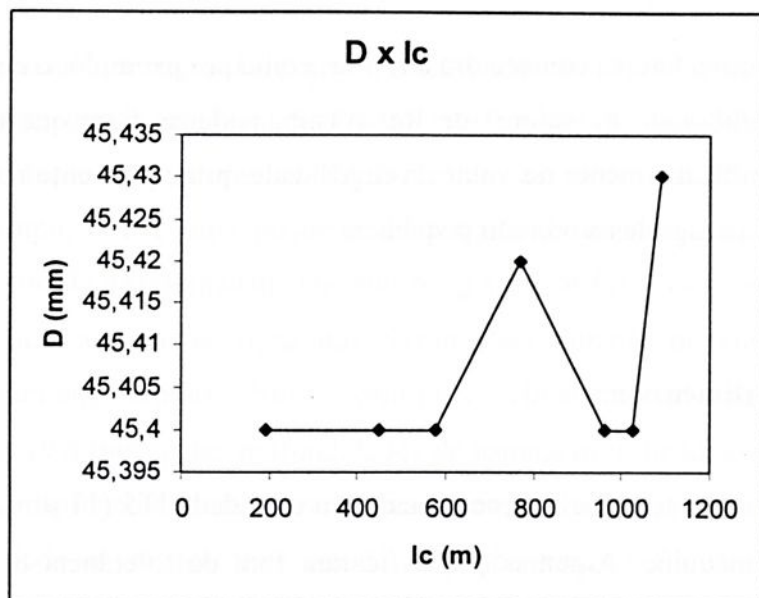


Figura 8.24. Variação do diâmetro dos corpos de prova em função de l_c . $v_c = 130$ m/min, $f = 0,10$ mm/volta, $a_p = 0,4$ mm.

No caso da Figura 8.24, após $l_c = 600$ m a dimensão saiu da tolerância e após a correção, conseguiu-se manter ainda dentro da tolerância por algum tempo. Depois houve um aumento brusco do diâmetro causado por um lascamento maior na aresta de corte, sendo que este fato coincidiu com o fim de vida da ferramenta.

Já na Figura 8.25 observa-se que foi possível manter a tolerância. Até $l_c = 900$ m quando o desgaste ainda era regular, não houve muita variação no diâmetro da peça, mas depois disso, começaram a ocorrer os lascamentos e as medidas tiveram uma certa dispersão, sendo que alguns pontos ficaram fora da tolerância.

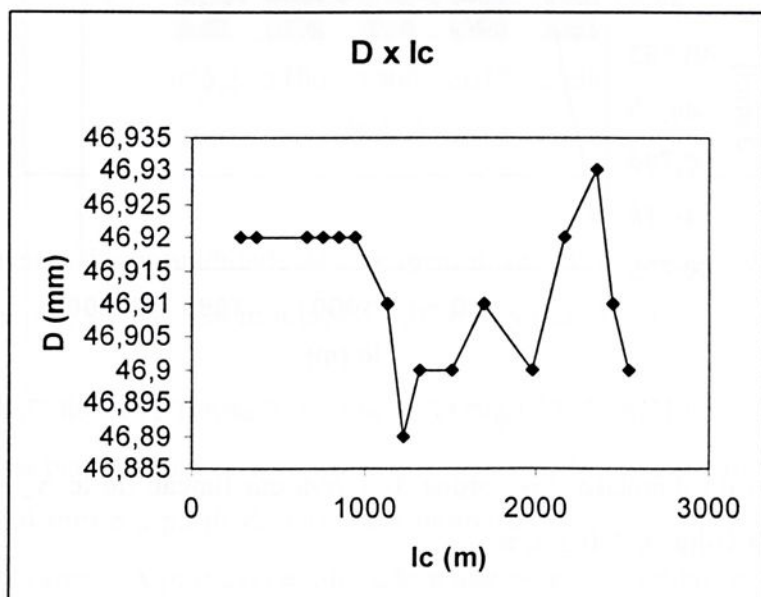


Figura 8.25. Variação do diâmetro dos corpos de prova em função de l_c . $v_c = 130$ m/min, $f = 0,007$ mm/volta, $a_p = 0,4$ mm.

Foram também medidas as variações de circularidade das peças, porém em nenhum caso a variação ultrapassou 1 μm . Por isso não foram feitas nenhuma análise sobre estes dados.

8.4.3. Conclusões Parciais.

- Para este caso particular, os avanços utilizados não tiveram influência nos valores da rugosidade;
- A profundidade de usinagem influi significativamente no valor da rugosidade, principalmente no início da vida da ferramenta quando os desgastes ainda são pequenos;
- Não obteve-se tolerância dimensional com qualidade IT5 (11 μm), devido à erros de posicionamento da máquina. Como o torno é uma máquina antiga, já sofreu desgastes e apresentou problemas no posicionamento da ferramenta de corte. Isto justifica a diminuição do diâmetro da peça em algumas peças;
- As tolerâncias de circularidade sempre fora igual ou inferiores a 1,0 μm .



8.5. Monitoramento Via Corrente do Motor Principal

Serão analisadas a seguir, as médias dos valores da corrente do motor principal monitorados ao longo da vida das ferramentas.

8.5.1. Análise da Evolução da Corrente do Motor.

A Figura 8.26 apresenta a variação da corrente do motor principal com a variação do comprimento de corte para o torneamento de corpos curtos (30mm de comprimento por 49,5 mm de diâmetro), para $v_c = 130\text{m/min}$, $f = 0,07\text{ mm/volta}$ e $a_p = 0,4\text{ mm}$ (Ensaio 1, conforme Tabela 8.1).

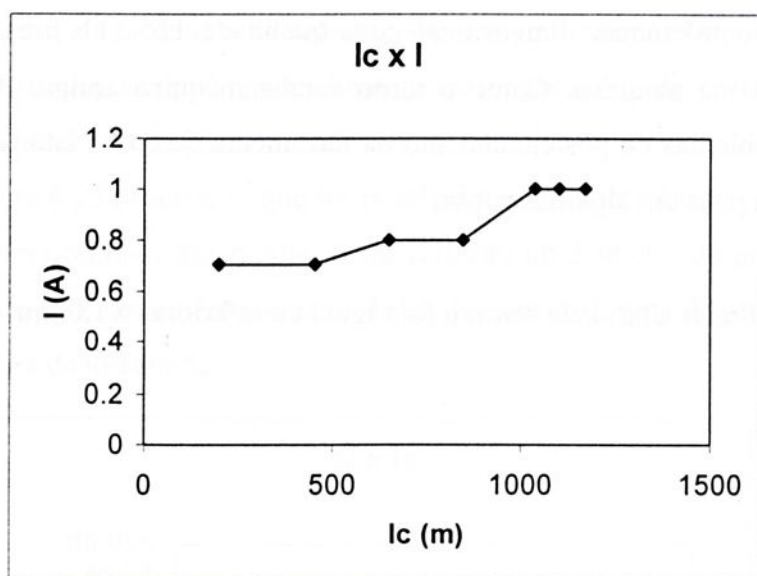


Figura 8.26. Variação da corrente do motor principal com o comprimento de corte para o torneamento de corpos de prova curtos. $v_c = 130\text{m/min}$, $f = 0,07\text{ mm/volta}$ e $a_p = 0,4\text{ mm}$.

Na Figura 8.26 observa-se que apesar de se manter constante ou oscilar em alguns trechos ao longo do comprimento de corte, houve um aumento progressivo da corrente até atingir o fim de vida da ferramenta de corte. O aumento progressivo verificado ocorreu durante o período em que o desgaste predominante era o desgaste V_B , e o fim da vida da ferramenta foi atingida logo

no início da ocorrência dos lascamentos. Na Figura 8.27 também pode-se verificar este mesmo comportamento.

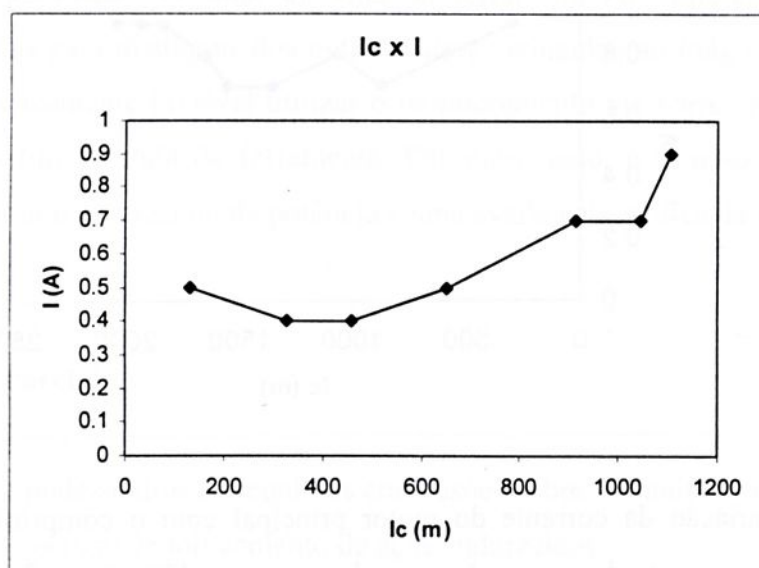


Figura 8.27. Variação da corrente do motor principal com o comprimento de corte para o torneamento de corpos de prova longos. $v_c = 130\text{m/min}$, $f = 0,10\text{ mm/volta}$ e $a_p = 0,4\text{ mm}$.

Já na Figura 8.28, ocorreu uma queda inicial nos valores da corrente, uma fase de estabilização, um aumento progressivo e por fim uma nova estabilização no final do ensaio. Assim verifica-se que a corrente teve uma variação irregular durante a vida da ferramenta, causada pela forma de desgaste da ferramenta, isto é, enquanto o desgaste era somente desgaste de flanco (até $l_c = 200\text{m}$), a corrente aumentou e, a partir do momento que começou a ocorrer o desgaste de cratera, houve uma queda no valor da corrente, pois o desgaste de cratera aumentou o ângulo de saída da ferramenta, facilitando o corte e o escoamento do cavaco. Por outro lado, o aumento da cratera fragilizou a aresta de corte da ferramenta, causando o lascamento da mesma. Os lascamentos por sua vez, tenderam a aumentar a corrente do motor principal.

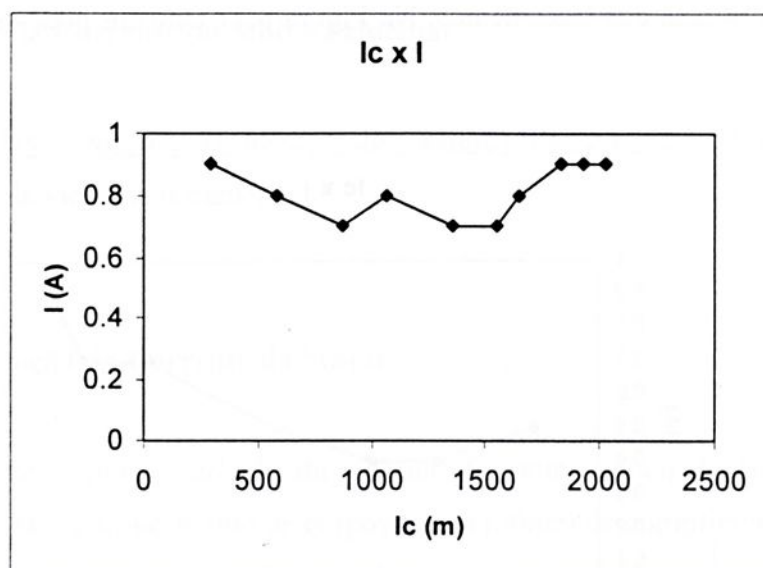


Figura 8.28. Variação da corrente do motor principal com o comprimento de corte para o torneamento de corpos de prova longos. $v_c = 130\text{m/min}$, $f = 0,07\text{ mm/volta}$ e $a_p = 0,2\text{ mm}$.

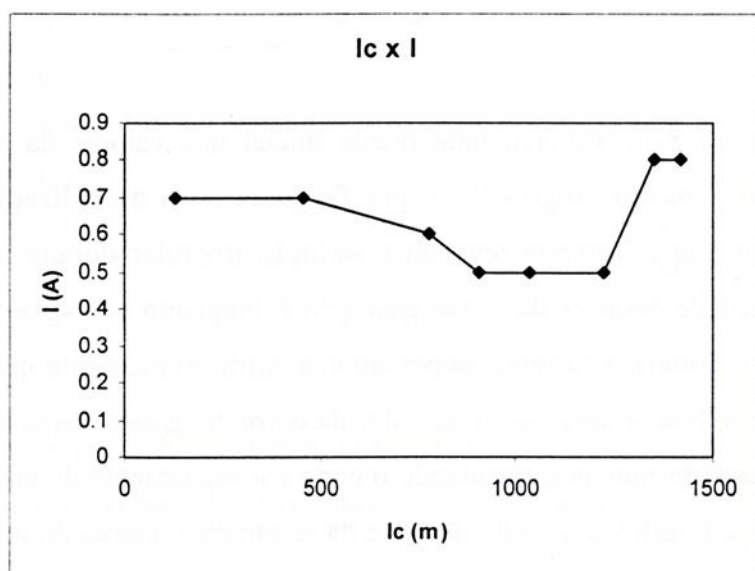


Figura 8.29. Variação da corrente do motor principal com o comprimento de corte para o torneamento de corpos de prova longos. $v_c = 130\text{m/min}$, $f = 0,10\text{ mm/volta}$ e $a_p = 0,2\text{ mm}$.

Na Figura 8.29 também se observa um comportamento semelhante ao caso da Figura 8.28.

Pelos resultados obtidos, de uma maneira geral a corrente varia de acordo com a forma de desgaste ou avaria da ferramenta de corte, com oscilações no valor da corrente. Apesar da corrente tender a aumentar no final da vida da ferramenta, os valores atingidos não são suficientemente altos para distinguir dos outros valores atingidos ao longo do comprimento de corte. Assim, é praticamente inviável utilizar o monitoramento via corrente do motor principal para determinar o fim de vida da ferramenta. Por outro lado, o monitoramento poderia ser utilizado para monitorar o consumo de potência e uma avaria catastrófica da ferramenta.

8.5.2. Conclusões Parciais

Do item 8.5, pode-se tirar as seguintes conclusões sobre o monitoramento via corrente do motor principal do processo de torneamento de aços endurecidos:

- Os sinais da corrente elétrica do motor principal tem comportamento aleatório devido à forma do desgaste das ferramentas, porém com tendência de aumento com o aumento do comprimento de corte;
- O monitoramento via corrente elétrica do motor principal não se mostrou à primeira vista, adequado para monitorar em tempo real a vida da ferramenta, principalmente na faixa de desgaste adotado nos ensaios (critério de vida – $R_a=0,6\mu\text{m}$);
- o monitoramento pode ser utilizado para verificar o consumo de potência e uma avaria catastrófica da ferramenta.

Capítulo 9

Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros

9.1. Conclusões

A seguir, serão apresentadas as principais conclusões do capítulo 8:

- Ocorreram desgaste de flanco e de cratera e ainda, lascamentos de diferentes proporções nas ferramentas utilizadas;
- Os lascamentos foram as principais causas do fim de vida da ferramenta e ocorreram em todos os ensaios;
- O comprimento da peça não influenciou na vida da ferramenta, ou seja, o aumento do comprimento de 30 mm para 45 mm não chegou a alterar a rigidez do sistema dispositivo de fixação-peça;
- Quanto à rugosidade, conseguiu-se rugosidade dentro das principais faixas de utilização em operações de retificação;
- Os valores da rugosidade em R_y são proporcionais a R_a , sendo R_y aproximadamente 6 vezes maior que R_a ;
- Para se obter uma vida mais longa deve-se utilizar parâmetros de usinagem pouco severas. Neste caso particular, avanço de 0,07 mm/volta e profundidade de usinagem de 0,2 mm;
- Em termos de quantidade de material removido por vida, é mais interessante aumentar a profundidade de usinagem, pois ganha-se em tempo usinagem;
- É possível tornear peças forjadas com sobremetal de 0,3 mm, já no estado endurecido, utilizando apenas um passe de acabamento;



- Avanço tem maior influência na vida da ferramenta do que a profundidade de usinagem;
- O aumento do avanço causa uma menor dispersão na vida das ferramentas;
- A profundidade de corte causa uma grande dispersão na vida das ferramentas devido à aleatoriedade dos lascamentos na aresta de corte;
- Para este caso particular, os avanços utilizados não tiveram influência nos valores da rugosidade;
- A profundidade de usinagem influi significativamente no valor da rugosidade, principalmente no início da vida da ferramenta quando os desgastes ainda são pequenos;
- Não obteve-se tolerância dimensional com qualidade IT5 ($11\ \mu\text{m}$) devido a erros de posicionamento da máquina. Como o torno é uma máquina antiga, já sofreu desgastes e apresentou problemas no posicionamento da ferramenta de corte. Isto justifica a diminuição do diâmetro da peça em algumas peças.
- As tolerâncias de circularidade sempre foram iguais ou inferiores a $1,0\ \mu\text{m}$;
- Os sinais da corrente elétrica do motor principal tem comportamento aleatório devido à forma do desgaste das ferramentas, porém com tendência de aumento com o aumento do comprimento de corte;
- Monitoramento via corrente elétrica do motor principal não se mostrou à primeira vista, adequado para monitorar em tempo real a vida da ferramenta, principalmente na faixa de desgaste adotado nos ensaios (critério de vida – $R_a=0,6\ \mu\text{m}$);
- O monitoramento pode ser utilizado para verificar o consumo de potência e uma avaria catastrófica da ferramenta.

9.2. Sugestões para Trabalhos Futuros

Para dar continuidade e complementar este trabalho, apresenta-se a seguir algumas sugestões:

- No caso do torneamento, fazer ensaios similares aos realizados neste trabalho em diferentes tornos, com a finalidade de verificar a influência da máquina-ferramenta;
- Tornear corpos de prova com perfil diferente do perfil cilíndrico para o torneamento;
- Para o torneamento, testar ferramentas com diferentes composições de CBN;
- Comparar o processo de torneamento de aços endurecidos com o processo de retificação em termos de produtividade e custo;
- Otimizar as condições de corte para torneamento e retificação e achar as melhores condições de usinagem em termos de qualidade;
- Utilizar outros métodos de monitoramento, vibração por exemplo, para se tentar determinar o momento da troca da ferramenta de corte.



Referências Bibliográficas

ABRÃO, A . M.; ASPINWALL, D.K., 1995. Pastilhas de PCBN e cerâmica facilitam e melhoram a usinagem de materiais duros. *Máquinas e Metais*, p. 22-28, outubro de 1995.

ABRÃO, A . M.; ASPINWALL, D.K., 1996. The surface integrity of turned and ground hardened bearing steel. *Wear* , v. 196, p. 279-284.

AGHA, S.R.; RICHARD LIU, C., 2000. Experimental study on the performance of superfinish hard turned surfaces in rolling contact, *Wear* 244, pp. 52-59.

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

BALDO, E.D., *Redução do Ciclo de Retificação Cilíndrica de Mergulho com Auxílio da Emissão Acústica*, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, UNICAMP, 1994, pp. 2-17. Dissertação de mestrado.

BALDONI, J. G.; BULJAN, S. J.T., 1988, Ceramics for Machining. *Ceramic Bulletin*, v. 67, N^o. 2, p. 381-387.

BARBACKI, A.; KAWALEC, M., 1997, Structural alterations in the surface layer during hard machining, *Journal of Materials Processing Technology*, pp. 33-39.

BOSSOM, P.K., 1994, Usinagem de acabamento de ligas ferrosas duras. *De Beers Industrial Diamond Division*.

BRAGA, D. U., Monitoramento do processo de torneamento via parâmetros elétricos do motor da máquina, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, UNICAMP, 1992. Dissertação de mestrado.



BRINKSMEIER, E.; BARTSCH, S., 1988, Ceramic tools – material characteristics and load types determine wear mechanisms. *Annals of the CIRP*, v. 37/1, p. 97-100

BUTTON, S. T.; CAPORALLI FILHO, A ., 1993, Processos de forjamento de precisão em ligas de Ti para obtenção de forjados “near-net-shape” e “net shape”, Unicamp, p. 1-6.

CHAO, B.T. e TRIGGER, K. J., 1951, Cutting temperatures and metal cutting phenomena. *Transactions of the ASME*, v. 73/6, p. 777-793

CHOU, Y. K., EVANS, C. J., 1997, Tool wear mechanism in continuous cutting of hardened tool steels, *Wear* 212, pp. 59-65.

COELHO, R. T. *Otimização de sobremetal para torneamento e retificação cilíndrica de peças forjadas*. São Carlos: Departamento de Engenharia Mecânica, USP, 1999, 129 p. Dissertação de Livre Docência.

COSTA, Dalberto Dias, *Análise dos parâmetros de torneamento de aços endurecidos*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, UNICAMP, 1993, 08 p. Dissertação de Mestrado.

COSTA, Carlos Eduardo, *Monitoramento do processo de torneamento de desbaste via corrente elétrica do motor principal da máquina e via vibração da ferramenta*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, UNICAMP, 1995, 108 p. Dissertação de Mestrado.

DEVARAJAN, N.; ASUNDI, M.K., SOMASUNDARAM, S.; 1984. Experimental method for predicting residual stresses due to turning in stainless steel, *Exp. Tech*, 8, p. 22-26

DINIZ, A . E.; MARCONDES, F.C.; COPPINI, N.L., 1995, *Processo de Retificação*, pp. 25-41.

DINIZ, A . E.; MARCONDES, F.C.; COPPINI, N.L., 1999, *Tecnologia da Usinagem dos Materiais*, , pp. 223-241.



ELBESTAWI, M.A .; SRIVASTAVA, A . K.; EL – WARDANY, T. I., 1996. A model for chip formation during machining of hardened steel. *Annals of CIRP*, v. 45/1, p. 71-76.

FELIPE JÚNIOR, J., *Contribuição para Implementação de Funções de Retificação Inteligente (R.I.) Utilizando Técnicas de Monitoramento por Emissão Acústica*, São Carlos: Escola de Engenharia de São Carlos, USP, 1996, pp. 1-4. Dissertação de doutorado.

HARRIS, T.A ., 1992. *Rolling Bearing Analysis*, Wiley, New York.

KLOCKE, F.; KÖNIG, W.; KOCH, K. F.; SCHROETER, R.B., 1995. Torneamento de precisão: uma opção para o acabamento de peças de aço temperado. *Máquinas e Metais*, p. 56-67, outubro 1995.

KO, T. J.; KIM, H. S.; CHUNG, B. G., 1999, Air-oil cooling method for turning of hardened material, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, pp. 470-477.

KÖNIG, W. *et al.*, 1984. Machining of hard materials. *Annals of the CIRP*, v. 33/2. P. 417-427.

KÖNIG, W.; KLINGER, M.; LINK, R., 1990, Machining hard materials with geometrically defined cutting edges field of applications and limitations. *Annals of the CIRP*, v. 39/1, p. 61-64

KÖNIG, W.; BERKTOLD, A .; KOCH, K.F., 1993, Turning versus grinding – a comparison of surface integrity aspects and attainable accuracies, *Annals of the CIRP*, v. 42/1 , p. 39-43.

LIN, Z.C.; LIN, Y.Y; LIU, C.R., 1991. Effect of thermal load and mechanical load on the residual stress of a machined workpiece, *Int. J. Mech, Sci.* 33 (4), p. 263-278.

LIU, C.R.; MITTAL,S., 1998, Optimal pre-stressing the surface of a component by superfinish hard turning for maximum fatigue life in rolling contact. *Wear* 219, pp. 128-140.

LIU, C.R.; MITTAL,S., 1996, Single-step superfinish hard machining: feasibility and feasible cutting conditions . *Robotics & Computer- Integrated Manufacturing*, pp. 15-27.



MALKIN, S., 1989, Grinding Technology: Theory and Applications of Machining with Abrasives. *Ellis Horwood Limited Publishers*, Chichester, England.

MATSUMOTO, Y.; BARASH, M.M.; LIU, C.R., 1986, Effect of hardness on the surface integrity of AISI 4340, *J. Eng. Ind.* 108, p. 169-175.

MATSUMOTO, Y.; BARASH, M.M.; LIU, C.R., 1987, Cutting mechanism during machining of hardened steel. *Material Science and Technology*, v. 3, p. 299-305.

MATSUMOTO, Y.; HASHIMOTO, F.; LAHOTI, G., 1999, Surface Integrity Generated by precision hard turning, *Annals of the CIRP*, p. 59-62.

MATSUMOTO, Hidekasu, *Uma Contribuição ao Estudo do Processo de Torneamento de Aços Endurecidos*, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, UNICAMP, 1998, pp. 1-6. Tese de doutorado.

MERWIN, J.E.; JOHNSON, K.L., 1963. Na analysis of plastic deformation in rolling contact. *Proc. Instn. Mech. Engrs.* 177 (25), p. 676-690.

MITTAL, S.; C.R. LIU, 1998, A method of modeling residual stresses in superfinish hard turning. *Wear* 218, pp. 21-33.

NAKAYAMA, K.; ARAI, M.; KANDA, T., 1988, Machining characteristics of hard materials. *Annals of the CIRP*, v. 37/1, p. 89-92.

NAKAYAMA, K., 1974, The Formation of "Saw Toothed Chip In Metal Cutting". *Proc. International Conference on Production Engineer*, p. 572-577.

NUSSBAUM, G.C., 1988, Rebolos e Abrasivos: Tecnologia Básica, Ícone Editora Ltda, São Paulo- SP, vol 1-3.



OGATA, M., 1989. Einsatz von PCBN – Werkzeugen in der Produktion. *VDI Berichie* 762:261-269.

OLIVEIRA, J. F. G., 1989, PURQUERIO, B. M., 1989, Dressagem Controlada: uma Solução para os Problemas. *Máquinas e metais*, nº 283, pp. 58-66.

OLIVEIRA, J. F. G., 1989, Tópicos Avançados sobre o Processo de Retificação, *Publicação 048/89, LAMAFE* – Departamento de Engenharia mecânica, Escola de Engenharia de São Carlos- USP, 93 pp.

OLIVEIRA, J. F. G.; PURQUERIO, B. DE. M.; COELHO, R. T.; BIANCHI, E. C., 1992, Grinding process dominance by means of the dressing operation. *International Matador Conference, 29. Proceedings Manchester, London*, pp. 547-550.

RICHARD, D.; KUHLMANN, D., 2000, Guidelines for precision hot forging with applications. *Journal of Materials Processing Technology*, pp. 182-188.

SANDVIK COROMANT, Properties, manufacture and utilization of ceramics. Catálogo técnico do fabricante;

SCOTT, R.L.; KEPPLER, R.K.; MILLER, M.H. The effect of processing induced near surface residual stress on ball bearing fatigue. *Rolling Contact Phenomenon*. In Bidwell, J.B. (Ed.). Amsterdam, Elsevier, 1962, pp. 301-316.

SHAW, M.C.; VYAS, A ., 1998, The mechanism of chip formation with hard turning steel, , *Annals of the CIRP*, v. 47, p. 77-82

SIDJANIN, L.; KOVAC, P., 1997. Fracture mechanism in chip formation processes. *Materials Science and Technology*, v. 13, p. 439-444, may 1997.

SORREEL, C.C.; McCARTNEY. E.R., 1986, Engineering nitrogen ceramics: silicon nitride, β – sialon and cubic boron nitride. *Materials Forum*, v. 9/3, p. 148-161.



UEDA, T.; HUDA, M.A. ; YAMADA, K.; NAKAYAMA, K., 1999, Temperature Measurement of CBN Tool in turning of high hardness steel, *Annals of the CIRP*, v. 48, p. 63-66

YUI, A.; LEE, H.S., 1996, Surface grinding with ultra high speed CBN wheel. *Journal of Materials Processing Technology*, pp. 393-396.

WANG, J.Y.; LIU, C.R., 1999, The effect of tool flank wear on the heat transfer, thermal damage and cutting mechanics i finish hard turning, *Annals of the CIRP*, v. 48, p. 53-58

WU, S.W.; MATSUMOTO, Y., 1990. The effect of hardness on residual stresses in orthogonal machining of AISI 4340 steel, *J. Eng. Ind.* 112, p. 245-252





**UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"**

**Câmpus de Ilha Solteira
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
Av. Brasil Centro, 56
15385-000 Ilha Solteira - SP
www.dem.feis.unesp.br**

