

TRATAMENTO A QUENTE DE MATERIAL DE DIFÍCIL USINAGEM AUXILIADO POR RADIAÇÃO INFRAVERMELHA

Hamilton José de Mello

Dissertação apresentada à Faculdade de
Engenharia da UNESP - Campus de Bauru,
para a obtenção do título de Mestre em
Engenharia Mecânica.

BAURU
2003





UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
Faculdade de Engenharia
Campus de Bauru



TORNEAMENTO A QUENTE DE MATERIAL DE DIFÍCIL USINAGEM
AUXILIADO POR RADIAÇÃO INFRAVERMELHA

HAMILTON JOSÉ DE MELLO

**Dissertação apresentada à Faculdade de
Engenharia da UNESP – Campus de
Bauru, para a obtenção do título de
Mestre em Engenharia Mecânica.**

BAURU – SP
Dezembro - 2003



(A)



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
Faculdade de Engenharia
Campus de Bauru



TORNEAMENTO A QUENTE DE MATERIAL DE DIFÍCIL USINAGEM
AUXILIADO POR RADIAÇÃO INFRAVERMELHA

HAMILTON JOSÉ DE MELLO



Orientador: Prof. Dr. Luiz Eduardo de Angelo Sanchez

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia da UNESP – Campus de Bauru, para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

BAURU – SP
Dezembro - 2003



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
Faculdade de Engenharia
Campus de Bauru



TORNEAMENTO A QUENTE DE MATERIAL DE DIFÍCIL USINAGEM
AUXILIADO POR RADIAÇÃO INFRAVERMELHA

Ficha catalográfica elaborada por
DIVISÃO TÉCNICA DE BIBLIOTECA E DOCUMENTAÇÃO
UNESP - Bauru

Mello, Hamilton José de

Torneamento a quente de material de difícil usinagem
auxiliado por radiação infravermelha / Hamilton José de
Mello. -- Bauru : [s.n.], 2003.

133 f.

Orientador: Luiz Eduardo de Angelo Sanchez.

Dissertação (Mestrado) – Universidade Estadual
Paulista. Faculdade de Engenharia de Bauru, 2003.

1. Usinagem a quente. 2. Desgaste de ferramenta. 3.
Forças de usinagem. 4. Temperatura de corte. 5. Forma de
cavaco. I – Universidade Estadual Paulista. Faculdade de
Engenharia de Bauru. II - Título.

BAURU - SP
Dezembro - 2003





PÓS-GRADUAÇÃO
ENGENHARIA MECÂNICA

ATA Nº 046/2003.

ATA DA DEFESA PÚBLICA DA DISSERTAÇÃO DE MESTRADO DE *HAMILTON JOSÉ DE MELLO*, ALUNO DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA, DA FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNESP – CAMPUS DE BAURU.

No dia quinze de dezembro de dois mil e três, às 9 horas, no anfiteatro do prédio da Pós-graduação da Faculdade de Engenharia da UNESP, Campus de Bauru, reuniu-se a Comissão Examinadora da Defesa Pública, composta pelos Professores Doutores: Luiz Eduardo de Angelo Sanchez do Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Engenharia - UNESP – Campus de Bauru, Presidente da Banca, Álisson Rocha Machado do Núcleo de Fabricação da Faculdade de Engenharia Mecânica – UFU – Uberlândia e Waldek Wladimir Bose Filho do Departamento de Engenharia de Materiais, Aeronáutica e Automobilística da Escola de Engenharia de São Carlos – EESC - USP – São Carlos, a fim de proceder a arguição pública da Dissertação de Mestrado do candidato *Hamilton José de Mello*, intitulada “TORNEAMENTO A QUENTE DE MATERIAIS DE DIFÍCIL USINAGEM AUXILIADO POR RADIAÇÃO INFRAVERMELHA”. O Professor Luiz Eduardo de Angelo Sanchez, Presidente da Banca, apresentou o candidato, que dissertou sobre seu trabalho, em quarenta minutos, após, o candidato foi argüido oralmente pelos membros componentes da Comissão Examinadora no tempo regulamentar exigido. Logo após, reuniu-se a Comissão Examinadora, tendo apresentado o conceito final: **APROVADO**. Nada mais havendo, foi lavrada a presente ata, que após, lida e aprovada, será assinada pelos Senhores Membros da Comissão Examinadora. Bauru, quinze de dezembro de dois mil e três. / . / . / . / . / . / . / . / . /

Prof. Dr. Luiz Eduardo de Angelo Sanchez - Presidente

Prof. Dr. Álisson Rocha Machado - Membro

Prof. Dr. Waldek Wladimir Bose Filho - Membro

unesp

UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
Faculdade de Engenharia - Bauru

Av. Engº Luiz Edmundo Carrijo Coube s/nº • Caixa Postal 473 • CEP 17 033-360 • Bauru • SP • Fone: 14 221 6000 e 14 221 6108 • Fax: 14 221 6104
E-mail: spg@feb.unesp.br • home page: www.feb.unesp.br/pos/fe.htm



DEDICATÓRIA

Expresso os meus mais sinceros agradecimentos.

A Deus, por ter dado-me tanta força e perseverança para a realização deste trabalho.

Ao Prof. Dr. Luiz Eduardo de Angelo Sanchez, pela excelente orientação, pelo incentivo, pelo apoio constante, pela amizade sincera, pelas valiosas sugestões e pela confiança depositada no meu trabalho.

Aos Professores Doutores Carlos Alberto Soufen, Paulo Roberto Aguiar e Celso Lorenz, pelas valiosas sugestões e aconselhamentos técnicos a esta pesquisa.

Dedico este trabalho à minha querida esposa Silvana, e aos meus filhos, Gabriel e Gabriela, pelo amor, constante incentivo e encorajamento que contribuiu muito para o final dessa pesquisa.

Ao Coordenador do Curso de Pós-graduação, Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi, A minha mãe Conceição e ao meu pai Nelson, por mostrar-me o caminho da sinceridade e honestidade, e pela dedicação incansável no aprimoramento da minha formação.

Evailto, pelo apoio financeiro e técnico a esta pesquisa.

Aos professores do curso de Pós Graduação pelos conhecimentos adquiridos.

As senhoras Djenira e Liza da secretaria de pós-graduação que sempre foram muito atenciosas e prestáveis com os alunos.

Aos estudantes do Curso de Engenharia Mecânica Arthur Alves Fiotchi e Wagner Vandi da Silva, pela colaboração na realização dos ensaios.

Ao Departamento de Engenharia Mecânica da UNESP de Bauri, aos Laboratórios Labor e Oficina Mecânica e, de forma especial, a todos os professores e funcionários do Departamento, que colaboram de alguma forma na realização desta pesquisa.

A todos aqueles que de alguma maneira contribuíram direta ou indiretamente, com este trabalho, e que não vou poder aqui enumerar de que.



AGRADECIMENTOS

Expresso os meus mais sinceros agradecimentos:

A Deus, por ter dado-me saúde, força e perseverança para a realização deste trabalho.

Ao Prof. Dr. Luiz Eduardo de Angelo Sanchez, pela excelente orientação, pelo incentivo, pelo apoio constante, pela amizade sincera, pelas valiosas sugestões e pela confiança depositada no sucesso deste projeto.

Aos Professores Doutores Carlos Alberto Soufen, Paulo Roberto Aguiar e Célio Losnak, pelas valiosas sugestões e aconselhamentos técnicos a esta pesquisa.

Ao Professor Doutor Gilberto de Magalhães Bento Gonçalves pela contribuição a esta pesquisa e por viabilizar a utilização do Laboratório de Materiais.

Ao Coordenador do Curso de Pós-graduação, Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi, por seu apoio à defesa desta dissertação.

Às empresas, VILLARES METALS, na pessoa do Sr. Celso Antonio Barbosa, ELETROTHERMO, na pessoa do Sr. José Antonio, ISCAR, na pessoa do Sr. Evaldo, pelo apoio financeiro e técnico a esta pesquisa.

Aos professores do curso de Pós Graduação pelos conhecimentos adquiridos.

As senhoras Djanira e Iara da secretaria de pós-graduação que sempre foram muito atenciosas e prestativas com os alunos.

Aos estudantes do Curso de Engenharia Mecânica Arthur Alves Fiocchi e Wagner Vanci da Silva, pela colaboração na realização dos ensaios.

Ao Departamento de Engenharia Mecânica da UNESP de Bauru, aos Laboratórios Latus e Oficina Mecânica e, de forma especial, a todos os professores e funcionários do Departamento, que colaboram de alguma forma na realização desta pesquisa.

A todos aqueles que de alguma maneira contribuíram, direta ou indiretamente, com este trabalho, e que por ventura possa ter esquecido de citar.



SUMÁRIO

Lista de Figuras.....	v
Lista de Tabelas.....	xvi
Lista de Abreviaturas e Siglas.....	xvii
Lista de Símbolos.....	xviii
Resumo.....	xx
Abstract.....	xxi
1. Introdução.....	01
1.1. Objetivo.....	02
1.2. Estrutura do trabalho.....	03
2. Revisão Bibliográfica.....	04
2.1. Aspectos gerais.....	04
2.2. Mecanismos de formação do cavaco.....	04
2.2.1. Região da interface cavaco-ferramenta.....	09
2.2.2. Temperatura na interface cavaco-ferramenta.....	10
2.3. Desgaste da ferramenta de corte.....	21
2.3.1. Formas de desgaste.....	22
2.3.2. Mecanismos e tipos de desgaste.....	23
2.3.3. Outras considerações sobre o desgaste.....	24
2.4. Forças de usinagem.....	31
2.5. Usinagem a quente.....	37
2.5.1. Características e aplicações da usinagem a quente.....	37
2.5.2. Métodos de aquecimento na usinagem a quente.....	42
3. Materiais e Métodos.....	59
3.1. Elementos envolvidos no experimento.....	60
3.2. Material do corpo de prova.....	63
3.3. Ferramenta.....	63
3.4. Medição da temperatura da ferramenta.....	66

*Há duas formas para se viver sua vida.
Uma é acreditar que não existe milagre, a
outra é acreditar que todas as coisas são
um milagre.*

Albert Einstein (1879 – 1955)



SUMÁRIO

3.6. Planejamento dos experimentos..... 69

3.7. Preparação dos corpos de prova para análise microestrutural..... 70

Lista de Figuras..... vii

Lista de Tabelas..... xvi

Lista de Abreviaturas e Siglas..... xvii

Lista de Símbolos..... xviii

Resumo..... xx

Abstract..... xxi

4.6. Microestrutura da material usinado..... 96

1. Introdução..... 01

1.1. Objetivo..... 02

1.2. Estrutura do trabalho..... 03

2. Revisão Bibliográfica..... 04

2.1. Aspectos gerais..... 04

2.2. Mecanismo de formação do cavaco..... 04

2.2.1. Região da interface cavaco-ferramenta..... 09

2.2.2. Temperatura na interface cavaco-ferramenta..... 14

2.3. Desgaste de ferramenta de corte..... 21

2.3.1. Formas de desgaste..... 22

2.3.2. Mecanismos e tipos de desgaste em ferramentas de corte..... 24

2.3.3. Outras considerações sobre o desgaste de ferramenta..... 28

2.4. Forças de usinagem..... 31

2.5. Usinagem a quente..... 38

2.5.1. Características e aplicações da usinagem a quente..... 39

2.5.2. Métodos de aquecimento na usinagem a quente..... 42

3. Materiais e Métodos..... 59

3.1. Elementos envolvidos no experimento..... 60

3.2. Material do corpo de prova..... 63

3.3. Ferramenta..... 65

3.4. Medição da temperatura da ferramenta..... 66



3.5. Medição da Potência elétrica.....	67
3.6. Planejamento dos experimentos.....	69
3.7. Preparação dos corpos de prova para análise microestrutural.....	70
4. Resultados e Discussões.....	72
4.1. Desgaste da ferramenta.....	72
4.2. Mecanismos de desgaste da ferramenta.....	75
4.3. Rugosidade superficial.....	84
4.4. Forças de usinagem.....	88
4.5. Potência elétrica.....	94
4.6. Microestrutura do material usinado.....	96
4.7. Medição de microdureza.....	102
4.8. Temperatura da ferramenta de corte.....	106
4.9. Forma do cavaco.....	111
4.10. Torneamento com fluido de corte.....	116
5. Conclusões.....	119
6. Sugestões para trabalhos futuros.....	121
7. Referências bibliográficas.....	122

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1	- Região da interface cavaco-ferramenta (adaptado de Ferraresi, 1977).....	05
Figura 2.2	- Zonas de aderência e escorregamento (Trent, 1984).....	10
Figura 2.3	- Zona de fluxo no interior do cavaco (König, 1966; Modern Metal Cutting, 1994).....	11
Figura 2.4	- Regimes de atrito em superfícies de escorregamento (Shaw, 1986).....	12
Figura 2.5	- Variação das tensões normal e de cisalhamento (Usui & Takeyama, apud Shaw, 1986).....	13
Figura 2.6	- Variação da distribuição de energia com a velocidade de corte (Shaw, 1986).....	15
Figura 2.7	- Total de calor introduzido nas ferramentas de metal duro e nitreto de silício - Si_3N_4 (Lin et al., 1992).....	17
Figura 2.8	- Temperatura em função da velocidade de corte para várias pressões de jatos d'água (Kaminski & Alvelid, 2000).....	18
Figura 2.9	- Variação da temperatura na interface cavaco-ferramenta em função da velocidade de corte (Motta & Machado, 1995).....	19
Figura 2.10	- Efeito da velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem e tempo de corte na temperatura (Abrão et al., 1996).....	20
Figura 2.11	- Principais áreas de desgaste (Jack, 1987).....	22
Figura 2.12	- Parâmetros utilizados para medir os desgastes das ferramentas de corte (ISO 3685, 1993).....	24
Figura 2.13	- Mecanismos de desgaste em ferramentas de aço rápido (Trent, 1996).....	25
Figura 2.14	- Dureza a quente dos principais materiais de corte (Sreejith & Ngoi, 2000).....	29



Figura 2.15 – Fluxo de calor para a ferramenta afiada (a) e desgastada (b) (Shaw, 1986).....	30
Figura 2.16 – Temperatura na superfície de uma peça numa revolução completa (Nakayama apud Shaw, 1986).....	31
Figura 2.17 – Componentes da Força de usinagem numa operação de torneamento.....	33
Figura 2.18 – Influência da velocidade na força de corte (adaptação de Trent, 1984).....	34
Figura 2.19 – Variação da força de corte com o aumento da velocidade de corte (Motta & Machado, 1995).....	35
Figura 2.20 – Força de usinagem para diferentes seções de corte e materiais (Schlesinger apud Ferraresi, 1977).....	36
Figura 2.21 – Componentes da força em função da taxa de avanço com cinco condições diferentes de lubrificação (Machado & Wallbank, 1997).....	37
Figura 2.22 – Influência da velocidade de corte nas forças de avanço (a) e de profundidade (b) (Mayer apud Ferraresi, 1977).....	38
Figura 2.23 – Gráfico da vida da ferramenta em função da temperatura da peça (Krabacher & Merchant, 1951).....	40
Figura 2.24 – Representação esquemática do método de usinagem a quente por corrente elétrica (Kainth & Chaturvedi, 1975).....	43
Figura 2.25 – Temperatura na interface cavaco-ferramenta em função da velocidade de corte (Kainth & Chaturvedi, 1975).....	47
Figura 2.26 – Comprimento de contato do cavaco e resistência elétrica total em função da velocidade de corte (Kainth & Chaturvedi, 1975).....	47
Figura 2.27 – Processo de aquecimento na usinagem a quente assistido por plasma (Hinds & Almeida, 1981).....	48
Figura 2.28 – Detalhe do plasma (Leshock et al., 2001).....	49



Figura 2.29 – Desgaste de flanco na usinagem de cerâmicas avançadas para diferentes materiais de ferramenta (Kitagawa e Maekawa, 1990).....	50
Figura 2.30 – Potência consumida na usinagem do aço SS 410 (a) e do aço liga (b) (Madhavulu & Ahmed, 1994).....	51
Figura 2.31 – Força de corte para diferentes temperaturas superfície da peça e para várias velocidades de corte (Leshock et al., 2001).....	52
Figura 2.32 – Pressão específica de corte do Inconel 718 na usinagem convencional com metal duro, cerâmica e por plasma (Leshock et al., 2001).....	53
Figura 2.33 – Representação da usinagem a quente por chama (Özler et al., 2001).....	54
Figura 2.34 – Vida da ferramenta e temperatura da peça para diferentes velocidades de corte (Özler et al., 2001).....	54
Figura 2.35 – Comparação entre resultados experimentais e obtidos por rede neural artificial (Tozun & Özler, 2002).....	55
Figura 2.36 – Princípio da usinagem a quente assistida por laser (Salem et al., 1995).....	56
Figura 2.37 – Forças de corte no torneamento convencional (a) e no torneamento a laser (b) (Wang, 2002).....	57
Figura 2.38 – Potência elétrica em função da profundidade de usinagem sob dois avanços diferentes (Mello et al., 2002).....	58
Figura 3.1 – Esquema ilustrativo do experimento.....	59
Figura 3.2 – Exemplo da tela do software <i>Labview 6.1</i> para aquisição de dados.....	62
Figura 3.3 – Torneamento do corpo de prova com o sistema de aquecimento montado na máquina-ferramenta.....	63
Figura 3.4 – Dimensões do corpo de prova.....	65
Figura 3.5 – Ilustração do termopar implantado na pastilha de metal duro.....	66



Figura 3.6	– Curva de calibração do termopar implantado.....	67
Figura 3.7	– Curva de calibração para potência elétrica do módulo <i>CurvoPower 2</i> (Aguiar, 2001).....	68
Figura 3.8	– Forma e dimensões do corpo de prova para retirada das amostras para análise de microestrutura e microdureza.....	70
Figura 3.9	– Dimensões da amostra retirada do corpo de prova.....	71
Figura 4.1	– Desgaste de flanco VB_B da ferramenta em diversas velocidades de corte sob condições a quente e convencional ($f = 0,232$ mm/volta e $ap = 0,5$ mm).....	72
Figura 4.2	– Desgaste de flanco VB_B da ferramenta em diversos avanços sob condições a quente e convencional ($V_c = 139$ m/min e $ap = 0,5$ mm).....	74
Figura 4.3	– Desgaste de flanco VB_B da ferramenta em diversas profundidades de usinagem sob condições a quente e convencional ($V_c = 176$ m/min e $f = 0,232$ mm/volta).....	75
Figura 4.4	– Desgaste da ferramenta de corte no torneamento convencional (a) e aquecido (b), após $L_c = 550$ m ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $ap = 0,5$ mm).....	76
Figura 4.5	– Desgaste da ferramenta de corte no torneamento convencional (a) e aquecido (b), após $L_c = 250$ m ($V_c = 139$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $ap = 0,5$ mm).....	77
Figura 4.6	– Desgaste da ferramenta de corte no torneamento convencional (a) e aquecido (b), após $L_c = 150$ m ($V_c = 176$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $ap = 0,5$ mm).....	78
Figura 4.7	– Desgaste da ferramenta de corte no torneamento convencional (a) e aquecido (b), após $L_c = 100$ m ($V_c = 216$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $ap = 0,5$ mm).....	79
Figura 4.8	– Desgaste da ferramenta de corte no torneamento convencional (a) e aquecido (b), após $L_c = 300$ m ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,433$ mm/volta e $ap = 0,5$ mm).....	80



Figura 4.9	- Desgaste da ferramenta de corte no torneamento convencional (a) e aquecido (b), após $L_c = 300$ m ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,523$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).....	81
Figura 4.10	- Desgaste da ferramenta de corte no torneamento convencional (a) e aquecido (b), após $L_c = 250$ m ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 1,0$ mm).....	82
Figura 4.11	- Desgaste da ferramenta de corte no torneamento convencional (a) e aquecido (b), após $L_c = 150$ m ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 1,5$ mm).....	83
Figura 4.12	- Rugosidade R_a em diversas velocidades de corte sob condições a quente e convencional ($f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).....	85
Figura 4.13	- Rugosidade R_a em diversos avanços sob condições a quente e convencional ($V_c = 109$ m/min e $a_p = 0,5$ mm).....	86
Figura 4.14	- Rugosidade R_a em diversas profundidades de usinagem sob condições a quente e convencional ($V_c = 109$ m/min e $f = 0,232$ mm/volta).....	87
Figura 4.15	- Força de corte após 20 segundos nos ensaios a quente e convencional ($f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).....	88
Figura 4.16	- Força de avanço após 20 segundos nos ensaios a quente e convencional ($f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).....	89
Figura 4.17	- Força de profundidade após 20 segundos nos ensaios a quente e convencional ($f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).....	89
Figura 4.18	- Força de corte após 20 segundos nos ensaios a quente e convencional ($V_c = 109$ m/min e $a_p = 0,5$ mm).....	90
Figura 4.19	- Força de avanço após 20 segundos nos ensaios a quente e convencional ($V_c = 109$ m/min e $a_p = 0,5$ mm).....	90
Figura 4.20	- Força de profundidade após 20 segundos nos ensaios a quente e convencional ($V_c = 109$ m/min e $a_p = 0,5$ mm).....	91



Figura 4.21 – Força de corte após 20 segundos nos ensaios a quente e convencional ($V_c = 109$ m/min e $f = 0,232$ mm/volta).....	91
Figura 4.22 – Força de avanço após 20 segundos nos ensaios a quente e convencional ($V_c = 109$ m/min e $f = 0,232$ mm/volta).....	92
Figura 4.23 – Força de profundidade após 20 segundos nos ensaios a quente e convencional ($V_c = 109$ m/min e $f = 0,232$ mm/volta).....	92
Figura 4.24 – Potência elétrica do motor após 20 segundos em diversas velocidades de corte sob condições a quente e convencional ($f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).....	94
Figura 4.25 – Potência elétrica do motor após 20 segundos em diversos avanços sob condições a quente e convencional ($V_c = 109$ m/min e $a_p = 0,5$ mm).....	95
Figura 4.26 – Potência elétrica do motor após 20 segundos em diversas profundidades de usinagem sob condições a quente e convencional ($V_c = 109$ m/min e $f = 0,232$ mm/volta).....	95
Figura 4.27 – Microestruturas subsuperficiais obtidas no torneamento convencional (a) e aquecido (b), ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).....	97
Figura 4.28 – Microestruturas subsuperficiais obtidas no torneamento convencional (a) e aquecido (b), ($V_c = 139$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).....	97
Figura 4.29 – Microestruturas subsuperficiais obtidas no torneamento convencional (a) e aquecido (b), ($V_c = 176$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).....	98
Figura 4.30 – Microestruturas subsuperficiais obtidas no torneamento convencional (a) e aquecido (b), ($V_c = 216$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).....	98
Figura 4.31 – Microestruturas subsuperficiais obtidas no torneamento convencional (a) e aquecido (b), ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,433$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).....	99



Figura 4.32 – Microestruturas subsuperficiais obtidas no torneamento convencional (a) e aquecido (b), ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,523$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).....	99
Figura 4.33 – Microestruturas subsuperficiais obtidas no torneamento convencional (a) e aquecido (b), ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 1,0$ mm).....	100
Figura 4.34 – Microestruturas subsuperficiais obtidas no torneamento convencional (a) e aquecido (b), ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 1,5$ mm).....	100
Figura 4.35 – Microdureza Vickers ao longo dos ensaios a quente e convencional ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).....	102
Figura 4.36 – Microdureza Vickers ao longo dos ensaios a quente e convencional ($V_c = 139$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).....	102
Figura 4.37 – Microdureza Vickers ao longo dos ensaios a quente e convencional ($V_c = 176$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).....	103
Figura 4.38 – Microdureza Vickers ao longo dos ensaios a quente e convencional ($V_c = 216$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).....	103
Figura 4.39 – Microdureza Vickers ao longo dos ensaios a quente e convencional ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,433$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).....	104
Figura 4.40 – Microdureza Vickers ao longo dos ensaios a quente e convencional ($V_c = 139$ m/min, $f = 0,523$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).....	104
Figura 4.41 – Microdureza Vickers ao longo dos ensaios a quente e convencional ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 1,0$ mm).....	105



Figura 4.42 – Microdureza Vickers ao longo dos ensaios a quente e convencional ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 1,5$ mm).....	105
Figura 4.43 – Temperatura da ferramenta no torneamento a quente e convencional ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).....	107
Figura 4.44 – Temperatura da ferramenta no torneamento a quente e convencional ($V_c = 139$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).....	108
Figura 4.45 – Temperatura da ferramenta no torneamento a quente e convencional ($V_c = 176$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).....	108
Figura 4.46 – Temperatura da ferramenta no torneamento a quente e convencional ($V_c = 216$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).....	109
Figura 4.47 – Temperatura da ferramenta no torneamento a quente e convencional ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,433$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).....	109
Figura 4.48 – Temperatura da ferramenta no torneamento a quente e convencional ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,523$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).....	110
Figura 4.49 – Temperatura da ferramenta no torneamento a quente e convencional ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 1,0$ mm).....	110
Figura 4.50 – Temperatura da ferramenta no torneamento a quente e convencional ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 1,5$ mm).....	111
Figura 4.51 – Cavaco gerado ao longo dos ensaios convencional (a) e a quente (b) ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm)	112



Figura 4.52	– Cavaco gerado ao longo dos ensaios convencional (a) e a quente (b) ($V_c = 139$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm)	112
Figura 4.53	– Cavaco gerado ao longo dos ensaios convencional (a) e a quente (b) ($V_c = 176$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm)	113
Figura 4.54	– Cavaco gerado ao longo dos ensaios convencional (a) e a quente (b) ($V_c = 216$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm)	113
Figura 4.55	– Cavaco gerado ao longo dos ensaios convencional (a) e a quente (b) ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,433$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm)	114
Figura 4.56	– Cavaco gerado ao longo dos ensaios convencional (a) e a quente (b) ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,523$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm)	114
Figura 4.57	– Cavaco gerado ao longo dos ensaios convencional (a) e a quente (b) ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 1,0$ mm)	115
Figura 4.58	– Cavaco gerado ao longo dos ensaios convencional (a) e a quente (b) ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 1,5$ mm)	115
Figura 4.59	– Desgaste da ferramenta no torneamento a quente, convencional (a seco) e refrigerado ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).....	116
Figura 4.60	– Rugosidade R_a no torneamento a quente, convencional (a seco) e refrigerado ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).....	117
Figura 61	– Força de usinagem no torneamento a quente, convencional (a seco) e refrigerado ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).....	118



LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 – Classificação do aço VV 50 em várias normas..... 64

Tabela 3.2 – Composição química do aço VV 50 (% - massa)..... 64

Tabela 3.3 – Propriedades mecânicas do aço VV 50 na temperatura ambiente..... 65

Tabela 3.4 – Geometria do conjunto porta-ferramentas..... 66

Tabela 3.5 – Matriz de experimentos..... 69

Tabela 4.1 – Composição química em porcentagem em peso da matriz da amostra e dos precipitados arredondados após torneamento convencional e aquecido..... 101

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
APC	Aresta postiça de corte
AISI	American Iron and Steel Institute
CAD	Computer Aided Design
CAM	Computer Aided Manufacturing
CBN	Cubic Boron Nitride
CEN	Comité Européen de Normalisation
CNC	Comando Numérico Computadorizado
DEM	Departamento de Engenharia Mecânica
EA	Emissão Acústica
EDS	Energy-Dispersive Spectroscopy
FEB	Faculdade de Engenharia de Bauru
HSC	High Speed Cutting
HSM	High Speed Machining
ISO	International Organization for Standardization
LAM	Laser assisted machining
LM	Laser machining
PCBN	Polycrystalline Cubic Boron Nitride
PCD	Polycrystalline Diamond
PERA	Production Engineering Research Association
RMS	Root Mean Square
SAE	Society of Automotive Engineers
UNESP	Universidade Estadual Paulista



LISTA DE SÍMBOLOS

η	rendimento da máquina
τ	tensão residual (MPa)
α_o	ângulo de folga da ferramenta (graus)
γ_E	ângulo de saída da ferramenta (graus)
λ_s	ângulo de inclinação (graus)
χ_r	ângulo de posição (graus)
μ	coeficiente de atrito
a_p	profundidade de usinagem (mm)
b	largura de corte (mm)
e	distância entre lamelas (escamas) de cavaco (mm)
f	avanço (mm/volta)
f_c	freqüência de formação do cavaco
F_c	força de corte (N)
F_f	força de avanço (N)
F_p	força de profundidade (N)
f_z	avanço por dente (mm/volta)
h	espessura do cavaco indeformado (mm)
h'	espessura do cavaco deformado (mm)
HR_c	dureza Rockwell
H_v	dureza Vickers (GPa)
I	corrente elétrica (A)
K_T	profundidade do desgaste de cratera (mm)
L_c	comprimento de corte (mm)
n	número de lamelas de cavaco por unidade de comprimento
P_{el}	potência elétrica do motor principal da máquina (W)
R_a	rugosidade média aritmética (μm)
R_c	grau de recalque



RESUMO R_c raio de ponta da ferramenta (mm)

T temperatura da ferramenta ($^{\circ}\text{C}$)

t tempo (s)

U energia total

u energia total por unidade de volume de material removido

V tensão elétrica (V)

VB_B desgaste de flanco médio (mm)

VB_N desgaste de entalhe (mm)

V_c velocidade de corte (m/min)

V_{cav} velocidade do cavaco (m/min)



RESUMO

Um dos grandes problemas encontrados na usinagem relaciona-se ao desgaste da ferramenta de corte, uma vez que a redução de sua vida acarreta aumento dos custos de fabricação, não só pelo valor unitário da ferramenta, mas também pelo tempo consumido na indesejável interrupção da operação. Atualmente, um dos importantes caminhos para o aumento da vida da ferramenta aponta para o desenvolvimento de materiais mais resistentes ao desgaste, como as pastilhas de PCBN. No entanto, o custo unitário destas ferramentas é consideravelmente alto, cerca de 10 a 20 vezes ao da pastilha de metal duro revestida, além de que seu melhor desempenho se dá a altas velocidades exigindo modernas máquinas ferramentas. Outra opção, ainda muito menos estudada, é o aquecimento da peça com a finalidade de diminuir as tensões de cisalhamento e conseqüentemente reduzir as forças de usinagem, o que permite um aumento da vida da ferramenta. Neste trabalho são utilizadas resistências elétricas em quartzo, de baixo custo, colocadas em torno da peça aquecendo-a durante a operação de torneamento. Nos ensaios é utilizado um aço inoxidável austenítico nitrogenado resistente ao calor e endurecível por precipitação para uso na fabricação de válvulas de exaustão de motores de combustão interna. Como resultado, é obtido o comportamento das componentes da força de usinagem em função da velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem. Adicionalmente são também analisados o desgaste da ferramenta, a rugosidade, a temperatura de corte, a microestrutura do material usinado e a forma do cavaco gerado.

De maneira geral os resultados mostram que na usinagem a quente tem-se um aumento na vida da ferramenta e uma melhora no acabamento superficial da peça, enfatizando ainda que a força de usinagem na operação a quente é mais baixa do que na operação convencional, especialmente sob condições mais severas de torneamento, ou seja, a maiores taxas de remoção de material.



1. INTRODUÇÃO

ABSTRACT

One of the main problem in machining is related to the wear of the cutting tool, once a decrease in its life causes increase in the manufacturing costs, not only on tool unitary value but also on the time consumed for changing it, causing undesirable interruption of the operation. Nowadays, one of the most important way for the tool life improvement consist in the development of more resistant tool materials, such as the PCBN cutting tools. However, the unitary cost of these tools is considerably high, about 10 to 20 times more expensive than the coated carbide tools. In addition, the PCBN tool needs higher cutting speed to provide better performance, which demands modern machines tools. Another option, that still much less studied, is heating of the workpiece with the purpose of decreasing the shear stress and hence to reduce the cutting forces, resulting in better tool life. In this work a quartz electric resistances, of low cost, settled around the workpiece to heat it during the turning operation was used. In this experiment was used a heat-resistant austenitic stainless steel, hardened by precipitation method. Its main application is on internal combustion engine valves. The power consumption as function of the depth of cut, feed rate and cutting speed was the output parameter considered. Tool flank wear and surface roughness were also controlled. In general, the results showed that the hot machining presents better tool life and improved surface finishing. It was also verify that the power consumption in hot turning is lower in relation to the conventional turning.



1. INTRODUÇÃO

A crescente busca da indústria metal-mecânica por materiais metálicos de melhores propriedades mecânicas têm levado ao desenvolvimento dos aços especiais, os aços ligas, de elevada resistência mecânica, alta dureza, resistência a quente, resistência à corrosão, entre outras propriedades. Apesar das diversas características positivas, esses materiais geralmente apresentam grandes dificuldades em serem usinados, causando acentuado desgaste das ferramentas de corte, altas forças de usinagem com conseqüente baixa taxa de remoção de material (Chen & Lo, 1974). Para contornar esses problemas a peça pode ser submetida a processos de tratamentos térmicos antes e depois da usinagem visando o coalescimento e refinamento dos grãos, respectivamente ou, então, empregar usinagem com ferramentas de corte superabrasivas, exigindo máquinas-ferramentas suficientemente rígidas para isso. Em ambas alternativas, os custos de fabricação da peça podem inibir ou mesmo inviabilizar o emprego desses materiais (Chou, 1988).

1.1. Objetivo Além da dificuldade na usinagem, a peça acabada pode conter defeitos superficiais e/ou subsuperficiais como microtrincas, altas tensões residuais de tração e queima superficial, decorrente das transformações microestruturais na camada externa da peça invariavelmente atingindo também regiões abaixo dela. Tais defeitos, de origem térmica e mecânica, são deletérios tanto à resistência da peça quanto ao acabamento superficial, podendo comprometer ou mesmo inviabilizar a peça em serviço (Sullivan & Smith, 1977 e Yen, 1986).

Na tentativa de melhorar a usinabilidade dos materiais de difícil usinagem, alguns pesquisadores como Salem et al. (1995), Vali et al. (1998) e Wang (2002), utilizaram a técnica de aquecimento de uma camada da peça imediatamente antes de sua remoção pela ferramenta de corte com o auxílio da energia laser incidindo sobre a superfície da peça. Através de um estreito feixe luminoso de alta densidade de energia conseguiram o amolecimento do material e sua remoção pela ferramenta de corte de maneira mais fácil, sob menores forças de corte do que na usinagem convencional com conseqüente aumento da vida da ferramenta e maiores taxas de remoção de material. Em contrapartida, o alto custo da técnica de usinagem assistida por laser praticamente inviabiliza seu uso, além de exigir grande espaço físico ao redor da máquina-ferramenta.

Na tentativa de diminuir o custo da usinagem a quente alguns pesquisadores como Hinds & De Almeida (1981), Kitagawa & Maekawa (1990) e Madhavulu & Ahmed



(1994) utilizaram a energia produzida por um plasma, com atmosfera de argônio para aquecimento da peça. Ao que pese o menor custo em relação ao laser esta técnica exige equipamento de alto consumo de energia, como uma fonte de gás e um sistema de refrigeração, além de também exigir um considerável espaço físico em torno da máquina-ferramenta.

Como alternativa aos sistemas de aquecimento da peça em usinagem desenvolvidos até o momento, busca-se um que tenha como característica o baixo custo e uma pequena intrusividade, ou seja, uma menor ocupação de espaço na máquina-ferramenta e ao redor dela. Atualmente, há possibilidade de se empregar uma fonte de calor produzida por resistência de quartzo, a qual emite exclusivamente radiação infravermelha, tendo a importante propriedade de aquecer somente corpos opacos e não a atmosfera transparente, ou mesmo translúcida, ao seu redor.

1.1. Objetivo

Pretende-se neste trabalho, alcançar um aumento na vida da ferramenta e uma melhora no acabamento superficial através do processo de torneamento a quente, bem como uma redução da força de usinagem em material de difícil usinagem. Neste contexto, tem-se como objetivo específico a investigação do comportamento do torneamento a quente utilizando resistências de quartzo como fonte de aquecimento. Para isso são utilizados corpos de prova confeccionados em aço inoxidável austenítico resistente ao calor, endurecível por precipitação do tipo Cromo-Manganês-Níquel-Nióbio-Nitrogênio, VV 50 (denominação Villares). Tal material é indicado para fabricação de válvulas de exaustão de motores de média e alta solicitação, tanto à gasolina como a diesel, com temperatura máxima de operação de 750 °C.

Como parâmetros de saída são analisados o comportamento da potência elétrica, a força de usinagem, o desgaste da ferramenta, a rugosidade, a microestrutura e a microdureza do componente usinado, a forma do cavaco e a temperatura relativa da ferramenta em diversas condições de usinagem.



1.2. Estrutura do trabalho

2.1. Aspectos Gerais O trabalho está dividido em capítulos, abrangendo os seguintes conteúdos:

O Capítulo 2 aborda a revisão bibliográfica, enfocando temas relevantes acerca do assunto do trabalho.

No Capítulo 3, Materiais e Métodos, é descrito o planejamento e o procedimento experimental dos ensaios.

O Capítulo 4 é dedicado à apresentação dos resultados e suas discussões.

No Capítulo 5 são apresentadas as principais conclusões e sugestões para trabalhos futuros.

Por último, no item 6 são relacionadas as bibliografias utilizadas no trabalho.

2.2. Mecanismo de formação de cavaco

O entendimento do processo de formação de cavaco é consideravelmente importante uma vez que o fenômeno de formação de cavaco inclui em muitos fatores ligados à usinagem como as condições de corte, o desgaste da ferramenta, o calor gerado na operação, a penetração do fluido de corte, entre outros (Diniz et al. 2000).

A região de corte, onde o cavaco é formado, é caracterizada pelo contato da ferramenta com o material da peça, cujo movimento relativo entre ambos proporciona a remoção do material em forma de cavaco. A Figura 2.1 ilustra a região de interface cavaco-ferramenta, num corte ortogonal, com as zonas de interesse na formação do cavaco e no processo de usinagem.



2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Aspectos Gerais

Diante dos relatos contidos nas principais obras sobre usinagem, como dos indiscutivelmente importantes pesquisadores Milton C. Shaw e Edward M. Trent no exterior e Dino Ferraresi no Brasil, não é demais afirmar que o entendimento do processo de usinagem passa obrigatoriamente pela análise minuciosa dos fenômenos presentes na chamada interface cavaco-ferramenta. Como desdobramento desta análise são desenvolvidos conceitos que envolvem outras áreas do conhecimento, como termodinâmica e transferência de calor, princípios de metalurgia e tribologia, empregados na solução de problemas e otimização do processo.

Na revisão bibliográfica serão abordados o mecanismo de formação de cavaco, os fenômenos ligados à interface cavaco-ferramenta, a temperatura nesta região, o desgaste de ferramentas de corte, as componentes da força de usinagem, a integridade superficial de componentes usinados e, finalmente, a usinagem a quente.

2.2. Mecanismo de formação de cavaco

O entendimento do processo de formação de cavaco é considerado importante uma vez que o fenômeno de formação de cavaco influi em muitos fatores ligados a usinagem como os esforços de corte, o desgaste da ferramenta, o calor gerado na operação, a penetração do fluido de corte, entre outros (Diniz et al. 2000).

A região de corte, onde o cavaco é formado, é caracterizada pelo contato da ferramenta com o material da peça, cujo movimento relativo entre ambos proporciona a remoção de material em forma de cavaco. A Figura 2.1 ilustra a região da interface cavaco-ferramenta, num corte ortogonal, com as zonas de interesse na formação do cavaco e no processo de usinagem.



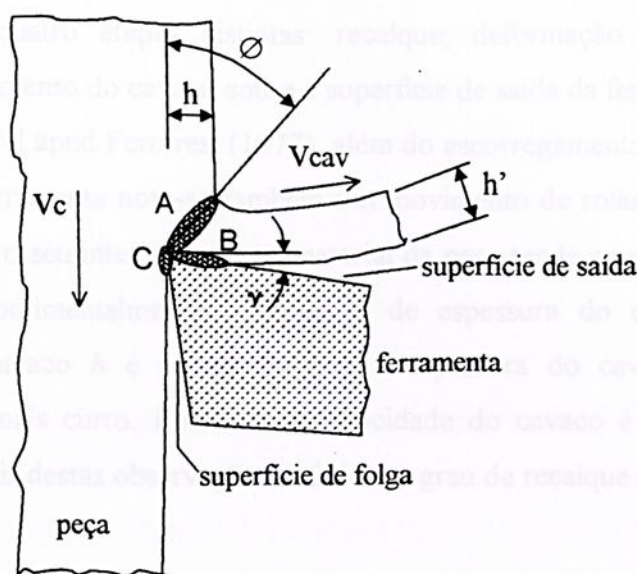


Figura 2.1 – Região da interface cavaco-ferramenta (adaptado de Ferraresi, 1977).

A formação do cavaco pode ser resumidamente descrita na seguinte sequência: uma porção de material, ainda solidária à peça, é recalcada contra a superfície de saída da ferramenta e começa a sofrer deformações elásticas progressivamente crescentes até que o material atinge o limite de escoamento deformando-se plasticamente; as deformações plásticas prosseguem até que as tensões no material ultrapassem o seu limite de resistência iniciando, então, um deslizamento entre a porção de material recalcada e a peça. A zona (A) onde ocorrem estas tensões é simplificada por um plano, denominado *plano de cisalhamento primário*. Continuando o movimento relativo entre a peça e a ferramenta, haverá uma ruptura (cisalhamento) parcial ou total do cavaco através da propagação de uma trinca ao longo do plano de cisalhamento, iniciando-se no contato do material da peça com a ponta da ferramenta. Se a trinca alcançar as costas do cavaco (superfície superior) haverá a separação de lamelas e o cavaco será descontínuo.

Continuando o movimento, o cavaco já deformado plasticamente passa pela superfície de saída da ferramenta definindo-se nesta região de contato uma *zona de cisalhamento secundária (B)*.

Ainda com relação à Figura 2.1, h é a espessura calculada do cavaco (indeformado), h' é a espessura do cavaco (deformado), V_c a velocidade de corte, V_{cav} a velocidade do cavaco, ϕ o ângulo de cisalhamento do plano primário, (C) a região de contato da peça-ferramenta e γ o ângulo de saída da ferramenta.

Conforme descrito, a formação do cavaco é um processo periódico, com cada ciclo dividido em quatro etapas distintas: recalque; deformação plástica; ruptura (cisalhamento); e escorregamento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta.

Para Bickel apud Ferraresi (1977), além do escorregamento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta nota-se também um movimento de rolamento de material das bordas do cavaco para o seu interior, onde o material da peça tende a penetrar no cavaco. Com isso constata-se experimentalmente o aumento de espessura do cavaco. Assim, a espessura calculada do cavaco h é menor do que a espessura do cavaco h' , sendo o comprimento do cavaco mais curto. Portanto, a velocidade do cavaco é menor do que a velocidade de corte. A partir destas observações defini-se o grau de recalque Rc pela relação:

$$Rc = \frac{h'}{h} = \frac{Vc}{V_{cav}} \quad (2.1)$$

E a partir de relações geométricas obtém-se o ângulo de cisalhamento ϕ , onde o valor de Rc pode ser calculado pela medida de h' , através da expressão:

$$\operatorname{tg} \phi = \frac{\cos \gamma}{Rc - \operatorname{sen} \gamma} \quad (2.2)$$

Pela equação (2.2) pode-se inferir que grandes valores do grau de recalque corresponde a um ângulo de cisalhamento do plano primário pequeno, com grande deformação sendo envolvida na formação do cavaco. Ao contrário, para pequenos valores do grau de recalque tem-se grandes ângulos de cisalhamento e menor deformação do material do cavaco, indicando esforços relativamente menores na formação do cavaco.

Na literatura encontra-se diferentes maneiras de classificação dos cavacos, entretanto as mais comuns baseiam-se quanto ao tipo e à forma. Uma classificação bastante difundida é a descrita por Ferraresi (1977) e Diniz et al. (2000). Quanto ao tipo, o cavaco pode ser:

contínuo. Apresenta-se constituído de lamelas justapostas numa disposição contínua. As lamelas são formadas por grãos cristalinos deformados distinguindo-se em unidades, que pela



morfologia lembra uma escama. No cavaco contínuo a disposição entre os grupos lamelares não é tão nítida, pois há apenas um deslizamento destes elementos de cavaco. Segundo Cook et al. apud Machado & Silva (1999), os campos de tração e compressão na ponta da ferramenta determinam o tipo de cavaco contínuo. A solicitação de tração faz nuclear uma trinca no material da peça que se propaga até que um campo de compressão interrompa o seu movimento. Este tipo de cavaco forma-se tipicamente na usinagem de materiais dúcteis sob pequenos e médios avanços e, ainda, com ângulos de saída elevados.

de cisalhamento. Apresenta-se formado por lamelas justapostas bem distintas resultantes de cisalhamento, na zona de cisalhamento primário, mas em seguida parcialmente soldadas. Em geral forma-se sob grandes avanços e ângulo de saída pequeno.

de ruptura. É constituído de fragmentos arrancados da peça usinada. Ocorre uma ruptura completa do material em grupos lamelares (na região de cisalhamento), os quais permanecem separados. Forma-se na usinagem de materiais frágeis ou de estrutura heterogênea, tais como ferro fundido e latão.

Além dos tipos de cavacos descritos, Machado & Silva (1999) descrevem o **cavaco segmentado**. Segundo Cook apud Machado & Silva (1999), este tipo de cavaco é formado por bandas altamente deformadas localizadas entre os segmentos caracterizados por pouca deformação. Sua formação decorre da elevação da temperatura, provocada pelas deformações plásticas, fazendo diminuir a resistência do material. Mesmo que o encruamento do material também ocorra na zona de cisalhamento primário, a diminuição da resistência do material supera o aumento de resistência decorrente do encruamento. De um modo geral, o material é amolecido escoando além da posição original do plano de cisalhamento primário até que uma porção de material mais frio sofra deformação. Como resultado o cavaco apresenta a forma de serra dentada.

Cavacos segmentados também são gerados utilizando ferramentas com ângulo de saída negativo na usinagem de materiais endurecidos. Como o material é frágil, a alta tensão de compressão induz à formação de trincas ao invés da deformação plástica do cavaco. Essa trinca inicia-se na superfície livre e aprofunda-se na direção da ponta da ferramenta, liberando 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 é deformada e aquecida sob alta temperatura, fazendo com que o cavaco seja longo, mas com aparência serrilhada (Matsumoto apud Pedrosa, 2001).

Uma vez que os cavacos são formados ciclicamente pode-se, segundo Ferraresi (1977), determinar a frequência com que as escamas são produzidas pela expressão:

$$f_c = V_{cav} * n = \left(\frac{V_c}{R_c} \right) * n \quad (2.3)$$

Onde n é o número de escamas (lamelas) por unidade de comprimento.

Além da influência direta da velocidade de corte na frequência de formação do cavaco, conforme estabelecido pela equação (2.3), o avanço também altera a frequência, ainda que em menor escala. Ferraresi (1977) observou que com o aumento do avanço a frequência de formação do cavaco diminui ligeiramente. Portanto, para menores frequências de formação de cavaco maior é a distância entre cada escama e , tal como se pode verificar pela equação (2.4):

$$e = \frac{V_{cav}}{f_c} = \frac{V_c}{f_c * R_c} \quad (2.4)$$

Segundo Rodrigues (2003), as condições da região da interface cavaco-ferramenta exercem importante influência no ângulo de cisalhamento. Grande resistência ao movimento do cavaco nesta região causa grande consumo de energia. Quanto maior a resistência à passagem do cavaco nesta interface, menor é o ângulo de cisalhamento e o comprimento do plano de cisalhamento aumenta. Desta forma R_c e ϕ dependem das condições tribológicas na interface cavaco-ferramenta, ou seja, passa a ser dependente do material da ferramenta, das condições de usinagem e da eficiência do fluido de corte.



2.2.1. Região da interface cavaco-ferramenta

Todos os estudos a respeito da estimativa do consumo de energia no processo de usinagem concentram-se na interface cavaco-ferramenta e, mais especificamente, na região B, mostrada na Figura 2.1. O detalhamento de cada parcela de energia consumida na operação de corte é importante uma vez que acaba influenciando, além do mecanismo de formação de cavaco, no calor gerado durante o corte, no desgaste da ferramenta e na força de usinagem.

A energia total consumida na operação, por unidade de tempo, é dada por:

$$U = F_c \cdot V_c \quad (2.5)$$

Onde F_c é a força de corte.

A energia total, por unidade de volume (u) de material removido, pode ser dada por:

$$u = \frac{U}{V_c \cdot a_p \cdot b} = \frac{F_c}{a_p \cdot b} \quad (2.6)$$

Onde: a_p e b são a profundidade e a largura de usinagem, respectivamente.

Segundo Shaw (1986), u é composto por quatro parcelas:

- ♦ energia de cisalhamento (u_s) no plano de cisalhamento primário;
- ♦ energia de atrito (ou fricção u_F) na face da ferramenta;
- ♦ energia superficial (u_A) devido à geração de uma nova área superficial no corte do material;
- ♦ energia associada ao “momento” (u_M) do material, que continuamente muda de direção ao passar pelo plano de cisalhamento primário.

Outros autores, como Ferraresi (1977) e Machado & Silva (1999), dividem a energia total em maior número de parcelas. No entanto, todos eles negligenciam as parcelas



muito pequenas havendo uma convergência, entre todos autores, para duas parcelas mais relevantes, cuja soma aproxima-se da energia total: a energia de cisalhamento e a energia de atrito ($u = u_s + u_f$).

Em relação ao atrito, é muito comum tratar as forças envolvidas no contato entre o material da peça e a ferramenta como um problema clássico de atrito, considerando tal qual o enunciado da lei de *Amonton* e *Coulomb*. Segundo este conceito, a força (F) necessária para iniciar ou manter um corpo sólido em movimento sobre uma superfície é proporcional à força normal à interface de escorregamento ($\mu = F/N$), onde o coeficiente de atrito μ independe da área. Entretanto, as altas tensões de compressão, deformação plástica, afinidades químicas entre os materiais e o intenso calor produzido na interface cavaco-ferramenta torna essa situação especial, não contemplada pela lei de *Amonton* e *Coulomb*.

Uma das teorias mais aceitas atualmente é defendida por Trent (1984), que considera a existência de uma zona de aderência entre o cavaco e a ferramenta e, logo após esta, uma zona de escorregamento. A Figura 2.2 mostra esquematicamente estas duas zonas na superfície de saída da ferramenta. A extensão BC representa a zona aderente, enquanto CD a zona de escorregamento.

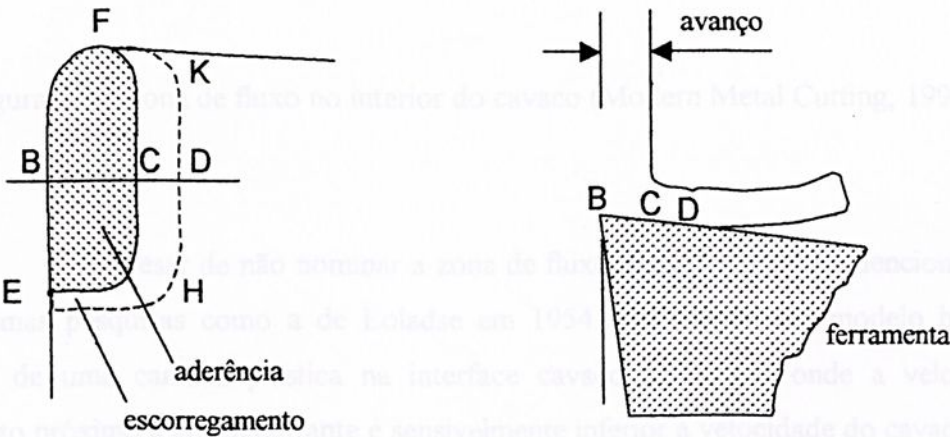


Figura 2.2 – Zonas de aderência e escorregamento (Trent, 1984).

Trent (1963) observou, através de análises micrográficas da raiz do cavaco (feitas por interrupção brusca do corte), a existência de uma porção de forte interação entre o cavaco e a ferramenta caracterizando a zona de aderência. Nesta região percebeu-se que o movimento do cavaco não ocorre na interface com a ferramenta, mas sim numa zona de cisalhamento intensa no interior do material do cavaco, chamada de *zona de fluxo*. Dentro

desta zona, adjacente à interface, existe um gradiente de velocidades. A camada de material em contato com a ferramenta é estacionária, enquanto que as velocidades crescem progressivamente em direção ao interior do cavaco, até alcançar o mesmo valor da velocidade do cavaco. Ainda, segundo Trent (1988), a espessura de material da zona de fluxo é da ordem de 10 a 100 μm . A Figura 2.3 mostra a zona de fluxo extraída do livro Modern Metal Cutting (1994), porém muito próxima da representação feita já na década de 60 por König (1966).

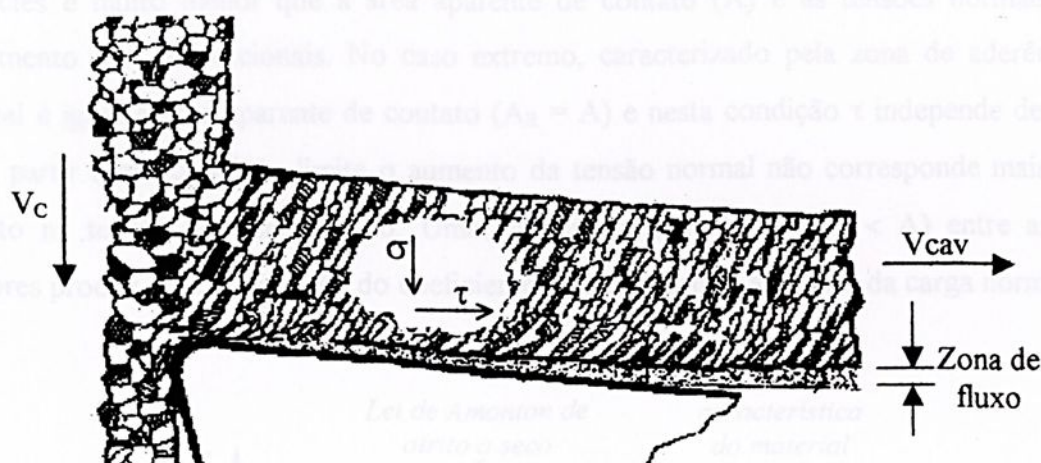


Figura 2.3 - Zona de fluxo no interior do cavaco (Modern Metal Cutting, 1994).

Apesar de não nominar a zona de fluxo, Ferraresi (1977) mencionou em sua obra algumas pesquisas como a de Loladse em 1954 que propõe um modelo baseado na formação de uma camada plástica na interface cavaco-ferramenta onde a velocidade de escoamento próximo à aresta cortante é sensivelmente inferior à velocidade do cavaco.

Na mesma direção, König apud Ferraresi (1977) usou um modelo fluido-dinâmico para descrever as condições de escoamento do cavaco na superfície de saída da ferramenta. Segundo este modelo, um plano (o cavaco) desloca-se paralelamente a uma superfície (a ferramenta) separados por uma camada homogênea e viscosa. Tal camada representa a camada plástica, correspondente à zona de fluxo mencionada por Trent desde 1963, dentro da qual a velocidade de escoamento varia desde zero até a velocidade do cavaco. Com esta hipótese, tem-se um tempo disponível para ocorrer reações de difusão entre o

material da ferramenta e do cavaco maior que o teórico, calculado com base na velocidade de saída do cavaco.

A zona de escorregamento, situada além dos limites definidos pela zona de aderência, é caracterizada pelo desaparecimento da zona de fluxo. Esta condição ocorre graças a menor interação entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta estabelecendo-se aí a condição de atrito prevista pela lei de Amonton e Coulomb ($\mu = \tau / \sigma = \text{constante}$). Conforme mostrou Shaw (1986) através da Figura 2.4, a área real de contato (A_R) entre as superfícies é muito menor que a área aparente de contato (A) e as tensões normais e de cisalhamento são proporcionais. No caso extremo, caracterizado pela zona de aderência, a área real é igual à área aparente de contato ($A_R = A$) e nesta condição τ independe de σ , ou seja, a partir desta condição limite o aumento da tensão normal não corresponde mais a um aumento na tensão de cisalhamento. Uma situação intermediária ($A_R < A$) entre as duas anteriores produz uma diminuição do coeficiente de atrito com o aumento da carga normal.

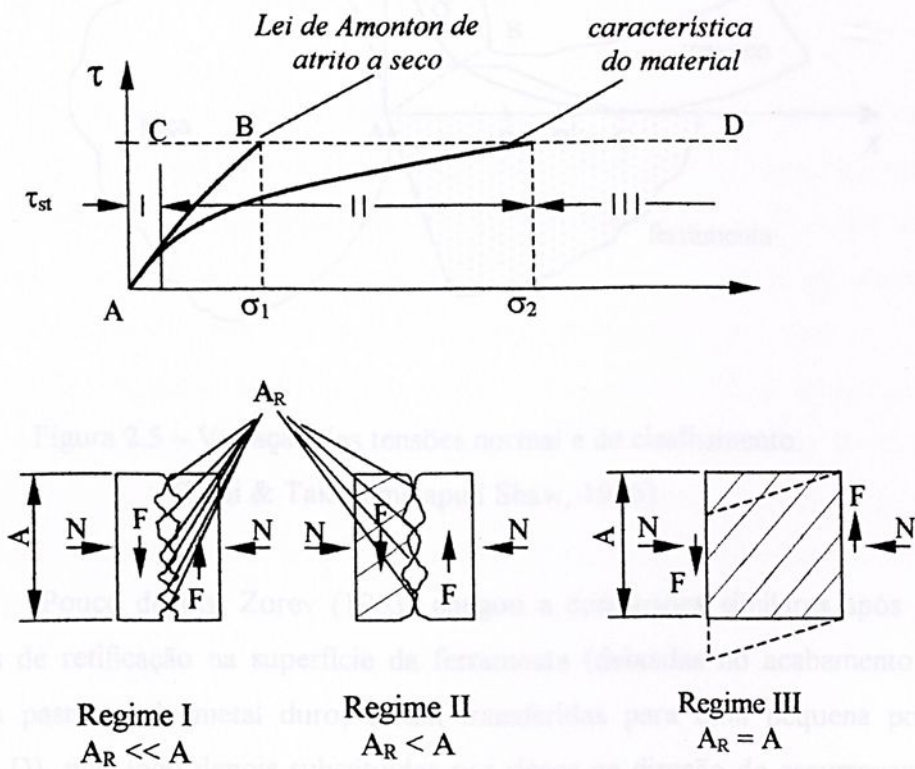


Figura 2.4 –Regimes de atrito em superfícies de escorregamento (Shaw, 1986).

As primeiras inferências que originaram a hipótese da existência das regiões de aderência e de escorregamento partiram do estudo da distribuição das tensões de cisalhamento e normal na superfície de saída da ferramenta por dois pesquisadores japoneses (Usui e Takeyama, em 1960), utilizando para isso uma ferramenta fotoelástica. Os resultados deste estudo são mostrados na Figura 2.5, podendo-se notar que a tensão de cisalhamento permanece constante ao longo de cerca da metade do comprimento de contato cavaco-ferramenta (ponto D), decrescendo depois até zero no final da segunda metade (ponto C) onde o cavaco perde o contato com a ferramenta. A tensão normal, por sua vez, tem seu valor máximo na ponta da ferramenta (ponto A) decrescendo exponencialmente até zero no ponto C.

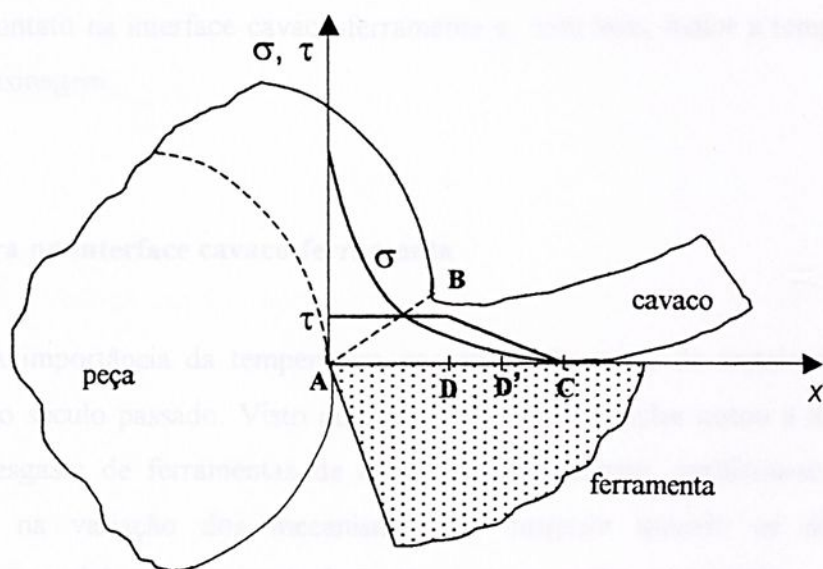


Figura 2.5 – Variação das tensões normal e de cisalhamento.

(Usui & Takeyama apud Shaw, 1986).

Pouco depois, Zorev (1963) chegou a conclusões similares após observar que as marcas de retificação na superfície da ferramenta (deixadas no acabamento final na fabricação das pastilhas de metal duro) foram transferidas para uma pequena porção do cavaco (A até D), mas logo depois substituídas por riscos na direção de escorregamento do cavaco (D até C). Zorev (1963) inferiu, então, que o material do cavaco deve ter escoado completamente em sua subsuperfície de A a D, mas entre D e C verificou-se o contato com a superfície da ferramenta.

Em sua análise, Zorev (1963) credita à extensão AD o comportamento do Regime III e à extensão DC o Regime I, não havendo transição entre estes dois regimes, portanto, de encontro com teoria das duas zonas (aderência e escorregamento) de Trent (1984). No entanto, Shaw (1986) defende a existência de uma zona de transição, relativa ao Regime II, entre D e D' e somente entre D' e C é que realmente valeria a lei de Coulomb e Amonton.

Segundo Wright (1981), a aparição das zonas de escorregamento e aderência não são verificadas em todas as condições de usinagem, dependendo: da afinidade química entre os materiais da ferramenta e da peça; do tempo de usinagem; e da velocidade de corte. Diniz et al. (2001) ressaltam que quanto menor o ângulo de saída da ferramenta maior o comprimento de contato na interface cavaco-ferramenta e, com isso, maior a temperatura de corte e a força de usinagem.

2.2.2. Temperatura na interface cavaco-ferramenta

A importância da temperatura no estudo do corte de metais é conhecida desde o começo do século passado. Visto que, em 1907, F. W. Taylor notou a influência da temperatura no desgaste de ferramentas de corte. Adicionalmente, verificou-se também a mesma influência na variação dos mecanismos de desgaste quando se determina o comportamento do material no processo de formação do cavaco (Barrow, 1973).

Na usinagem, praticamente toda a energia mecânica associada com a formação do cavaco se transforma em energia térmica (calor). Segundo Shaw (1986), estima-se que somente de 1 a 3% de todo o calor gerado não é convertido em energia térmica. As principais fontes geradoras de calor no processo de usinagem estão relacionadas à deformação plástica e ao cisalhamento nas zonas de cisalhamento primária e secundária e ao atrito na zona de contato entre a peça e a superfície de folga da ferramenta, regiões A, B e C respectivamente, da Figura 2.1.

A quantidade de calor produzida por estas fontes é dissipada em sua maior parte pelo cavaco, em seguida pela peça, ferramenta e por último pelo meio ambiente. Para Ferraresi (1977), a distribuição de energia depende das condições de usinagem, em especial da velocidade de corte. Para baixas velocidades (até 50 m/min) a maior parte do calor gerado deve-se à deformação plástica, enquanto que, para velocidades maiores (200 m/min ou mais)



o atrito passa ser a fonte básica de calor. A Figura 2.6 mostra a variação da distribuição de energia com a velocidade de corte num aço AISI 1113.

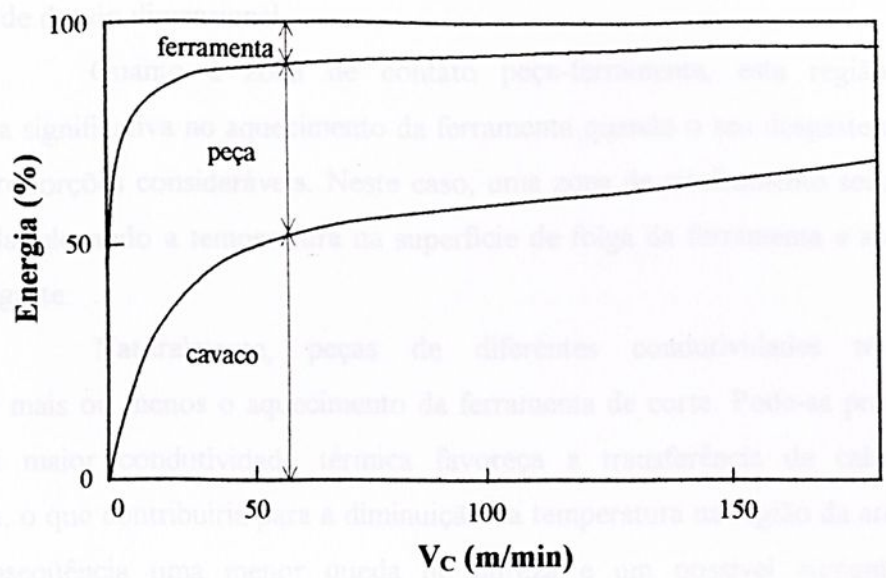


Figura 2.6 – Variação da distribuição de energia com a velocidade de corte.
(Shaw, 1986).

O calor gerado na zona de cisalhamento secundário é considerado o maior responsável pelas temperaturas da ferramenta de corte. Segundo Trent (1984), essas temperaturas, que alcançam a ordem de 1000 °C, aumentam com o aumento da velocidade de corte para todos os tipos de materiais usinados. Apesar do calor transferido à ferramenta representar uma pequena parcela do total do calor gerado (Figura 2.6), a área de contato com o cavaco é reduzida, o que provoca grande aquecimento da ferramenta.

Para que sejam alcançados tais níveis, é necessária uma grande quantidade de trabalho cisalhante, que é praticamente todo transformado em calor. Esta fonte térmica é a principal responsável pelo aumento da temperatura da ferramenta de corte. A região da interface entre a peça e a superfície de folga da ferramenta, também pode representar uma importante fonte de geração de calor no processo de usinagem.

Na presença da aresta postiça de corte (APC), a zona de fluxo é mais afastada da superfície da ferramenta fazendo com que sua temperatura diminua. Mas com o aumento da velocidade de corte a APC tende a desaparecer, elevando a temperatura.



A contribuição da zona de cisalhamento primária é considerada de menor importância na elevação da temperatura da ferramenta, uma vez que a maior parte do calor é dissipada pelo cavaco e uma fração conduzida para a peça, podendo às vezes causar problemas de desvio dimensional.

Quanto à zona de contato peça-ferramenta, esta região passa a ter importância significativa no aquecimento da ferramenta quando o seu desgaste de flanco (VB) alcançar proporções consideráveis. Neste caso, uma zona de cisalhamento secundário poderá ser formada, elevando a temperatura na superfície de folga da ferramenta e acelerando ainda mais o desgaste.

Naturalmente, peças de diferentes condutividades térmicas devem influenciar mais ou menos o aquecimento da ferramenta de corte. Pode-se presumir que uma peça com maior condutividade térmica favoreça a transferência de calor recebida da ferramenta, o que contribuiria para a diminuição da temperatura na região da aresta de corte, e como consequência uma menor queda de dureza e um possível aumento da vida da ferramenta.

Quanto menor o ângulo de folga, maior será a área de contato da superfície do flanco com a nova superfície usinada. Esse fato pode produzir uma zona de aderência e, conseqüentemente, gerar uma zona de fluxo, semelhante à existente na região da interface cavaco-ferramenta. Um fator que pode causar a redução do ângulo de folga, e conseqüentemente, intensificar a geração de calor nesta região, é o desgaste de flanco ou deformação plástica da aresta de corte.

A condutividade térmica do material da ferramenta é um fator importante para determinar a quantia de calor que é dissipada para a zona de corte. As temperaturas na interface de ambos materiais são similares, mas o calor transferido para as ferramentas é dramaticamente diferente. Na figura 2.7, Lin et al. (1992) mostraram que a diferença de calor introduzido entre as ferramentas de cerâmica e metal duro está perto de 30 W sob as mesmas condições de usinagem, na velocidade de corte de 600 m/min.

Os efeitos da geração e transmissão do calor no corte de metais são muito complexos, pois com o aumento da temperatura mudam as características físicas e mecânicas do metal em trabalho. Com o aumento da temperatura, além do ponto de transformação da estrutura do material, as ferramentas perdem a sua dureza, desgastam-se rapidamente e tornam-se improdutivas. Por outro lado, para aumentar a produtividade deve-se aumentar a



velocidade, o avanço e a profundidade de usinagem. Todos estes três fatores aumentam a temperatura (Ferraresi, 1977).

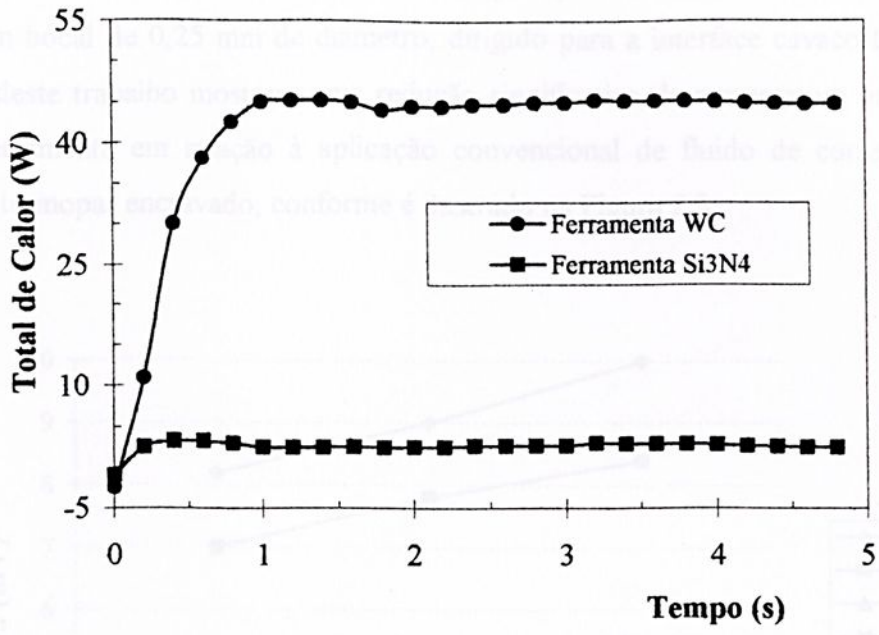


Figura 2.7 - Total de calor introduzido nas ferramentas de metal duro e nitreto de silício (Lin et al., 1992).

Vários métodos experimentais envolvendo radiação, termopares e técnicas de microdureza/metalografia têm sido usados para quantificar o calor gerado na zona de cisalhamento e na ferramenta de corte. Um termopar padrão fixado de fora para dentro na ferramenta de corte ou na peça é conhecido como *termopar encravado*. De outra maneira, se a ferramenta e a peça a serem utilizadas são de metais diferentes o termopar é chamado *termopar cavaco-ferramenta* ou *peça-ferramenta*. O primeiro é um método de baixo custo que pode ser usado para estabelecer a distribuição de temperatura em diferentes regiões da ferramenta utilizando-se de uma série de locações pré-determinadas. Infelizmente, a presença de furos na ferramenta pode alterar a distribuição de temperatura, impossibilitando uma medição precisa na interface peça-ferramenta. As desvantagens da segunda técnica apresentada anteriormente são: os materiais da peça e da ferramenta devem ser bons condutores de eletricidade, a calibração do método é feita em laboratório, e muitas combinações de ferramenta-peça não formam um termopar ideal.



Kaminski & Alvelid (2000) realizaram testes de torneamento com o aço liga SS2541-03 e ferramentas de metal duro revestidas (classe P10), com velocidades de corte de 150, 225 e 300 m/min, profundidade de usinagem de 3 mm e avanço de 0,3 mm/volta. Nos ensaios, os autores utilizaram um sistema de aplicação de fluido de alta pressão de jato d'água, com bocal de 0,25 mm de diâmetro, dirigido para a interface cavaco-ferramenta. Os resultados deste trabalho mostram uma redução significativa da temperatura na superfície de saída da ferramenta em relação à aplicação convencional de fluido de corte, medida pelo método do termopar encravado, conforme é ilustrado na Figura 2.8.

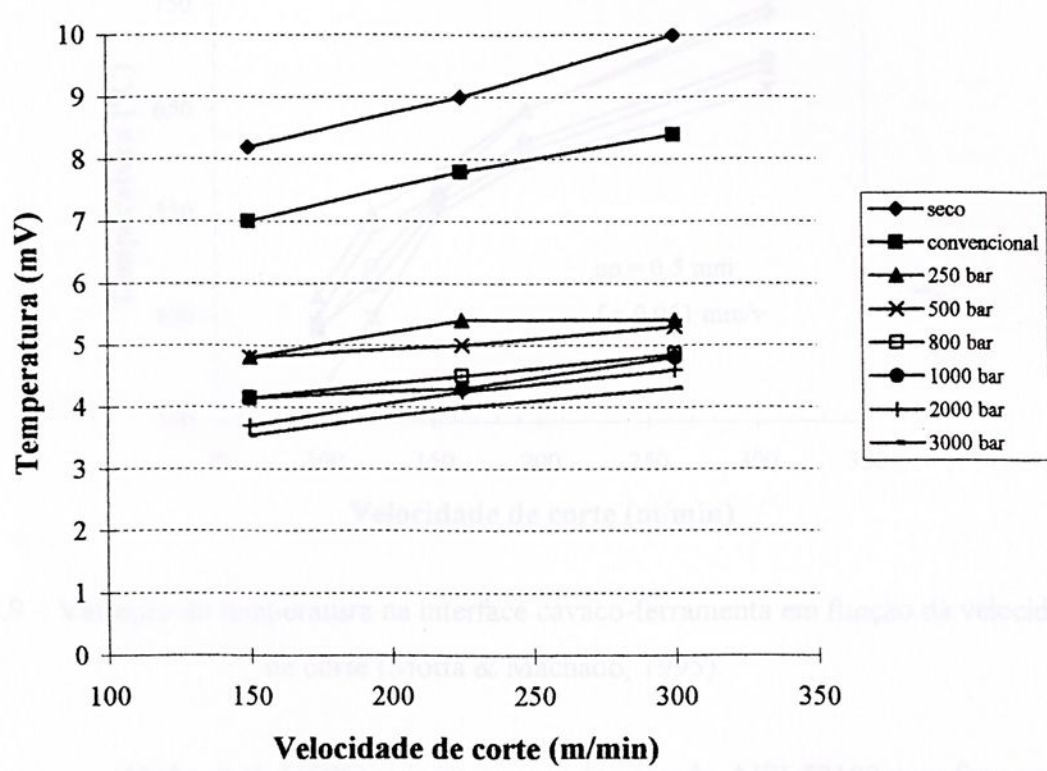


Figura 2.8 – Temperatura em função da velocidade de corte para várias pressões de jato d'água (Kaminski & Alvelid, 2000).

Em seu trabalho, Motta & Machado (1995), usinaram um aço AISI 8640 com a utilização de diversos fluidos de corte onde se procurou verificar a influência dos fluidos na temperatura média da interface cavaco-ferramenta variando as condições de corte ($V_c = 97; 122,5; 153; 194$ e 306 m/min; $f = 0,061$ e $0,122$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm). Empregando como ferramenta de corte uma barra de metal duro classe K10, os pesquisadores



constatarem inicialmente que, independentemente da condição de lubrificação, a velocidade de corte aumenta a temperatura média da interface cavaco-ferramenta, devido ao aumento da taxa de remoção do material e da geração de calor na zona de fluxo. Observaram também que a aplicação dos fluidos de corte diminui a temperatura média na região da interface cavaco-ferramenta, sendo um pouco mais eficiente no caso do fluido sintético 3%, conforme se verifica na Figura 2.9.

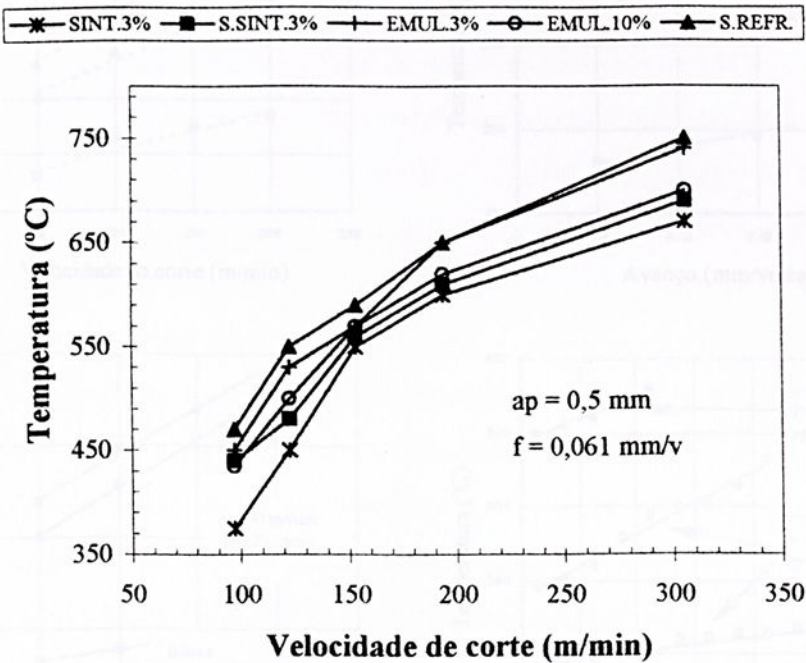


Figura 2.9 – Variação da temperatura na interface cavaco-ferramenta em função da velocidade de corte (Motta & Machado, 1995).

Abrão et al. (1996) usaram o aço temperado AISI 52100 com ferramentas de nitreto cúbico de boro policristalino (PCBN) de baixa concentração e cerâmica mista. Nos ensaios, percebeu-se a influência da velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem e tempo de corte (desgaste de ferramenta) na temperatura das ferramentas medida com termopares encravados. Segundo os autores, as temperaturas mais altas foram obtidas quando se usa o inserto de Amborite®, quando comparada aos insertos de PCBN (DBC50 e CC650), bem como um aumento dos valores dos parâmetros de corte em todos os casos também fez a temperatura aumentar linearmente. Entretanto, os pesquisadores notaram que a profundidade de usinagem e a velocidade de corte aparentaram influenciar mais a temperatura do que o avanço, nestas condições ensaiadas, conforme mostrado na Figura 2.10.



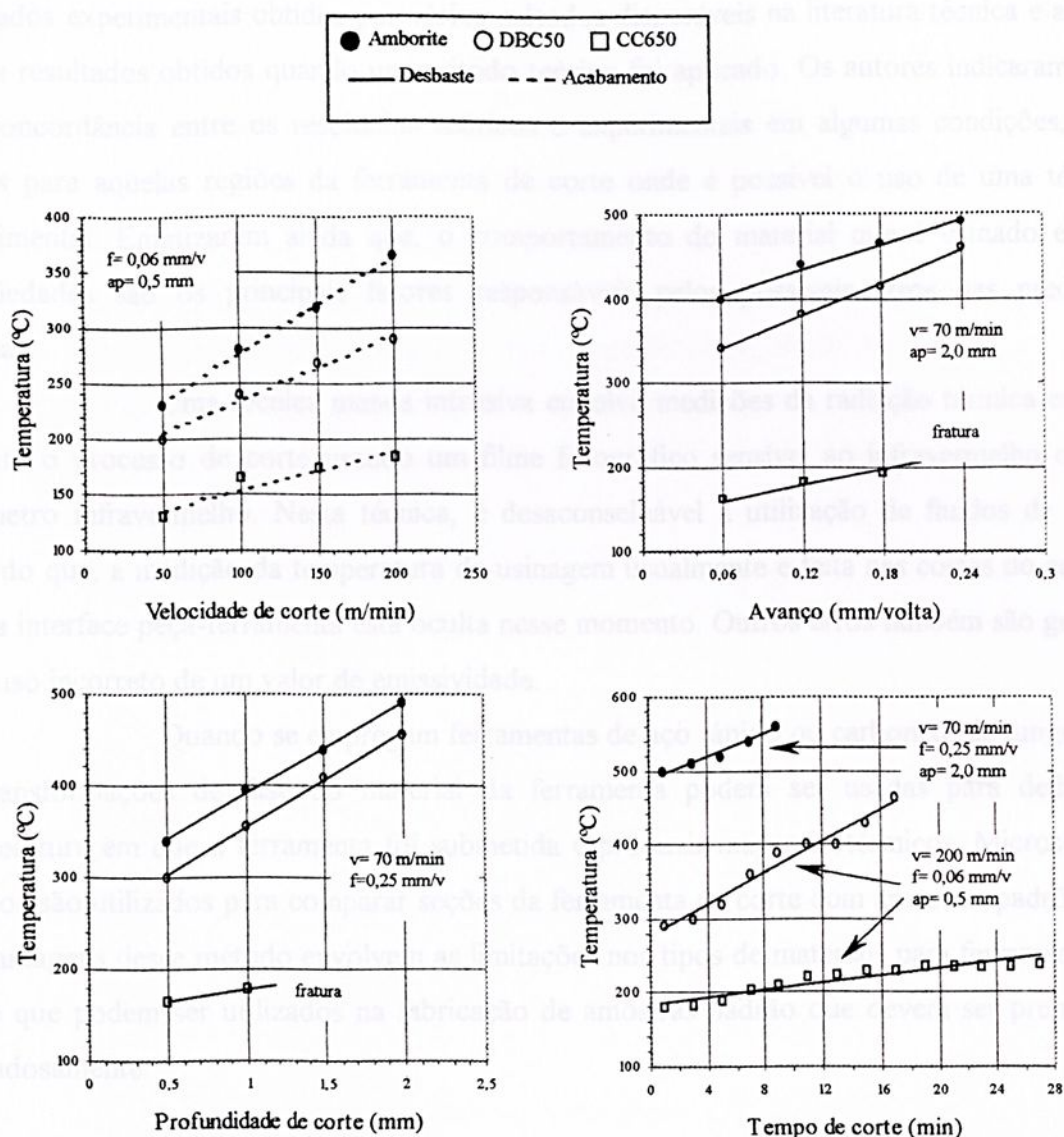


Figura 2.10 – Efeito da velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem e tempo de corte na temperatura (Abrão et al., 1996).

A quantidade de calor gerada aumenta com a velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem. O aumento da temperatura acelera o desgaste da ferramenta, que por sua vez provoca maior atrito e força de corte. Para aumentar a produtividade do processo, deve-se elevar os parâmetros de corte e, ao mesmo tempo, tentar diminuir a temperatura para que não se tenha grande perda na produção (Diniz et al., 1999). Sobre esta teoria, Ferraresi (1977) mostrou ainda que o calor gerado por unidade de tempo é diretamente proporcional à potência consumida no corte.

2.3.1. Ferramentas Silva & Wallbank (1999) fizeram uma comparação qualitativa entre alguns resultados experimentais obtidos por vários métodos disponíveis na literatura técnica e alguns outros resultados obtidos quando um método teórico foi aplicado. Os autores indicaram uma boa concordância entre os resultados teóricos e experimentais em algumas condições, pelo menos para aquelas regiões da ferramenta de corte onde é possível o uso de uma técnica experimental. Enfatizaram ainda que, o comportamento do material que é usinado e suas propriedades são os principais fatores responsáveis pelos possíveis erros nas predições teóricas.

Uma técnica menos intrusiva envolve medições da radiação térmica emitida durante o processo de corte usando um filme fotográfico sensível ao infravermelho ou um pirômetro infravermelho. Nesta técnica, é desaconselhável a utilização de fluidos de corte, além do que, a medição da temperatura de usinagem usualmente é feita nas costas do cavaco, pois a interface peça-ferramenta está oculta nesse momento. Outros erros também são gerados pelo uso incorreto de um valor de emissividade.

Quando se empregam ferramentas de aço rápido ou carboneto de tungstênio, as transformações de fase do material da ferramenta podem ser usadas para deduzir a temperatura em que a ferramenta foi submetida e produzir mapas isotérmicos. Microscópios ópticos são utilizados para comparar seções da ferramenta de corte com amostras padrões. As desvantagens desse método envolvem as limitações nos tipos de materiais para ferramentas de corte que podem ser utilizados na fabricação de amostras padrão que devem ser preparadas cuidadosamente.

2.3. Desgaste da ferramenta de corte

O estudo do desgaste da ferramenta de corte frequentemente abrange dois aspectos: a forma do desgaste e o tipo de mecanismo. O primeiro aspecto trata da localização e forma característica do desgaste na ferramenta. O segundo aspecto envolve os mecanismos responsáveis pelo desgaste.



2.3.1. Formas de desgaste

No processo de corte, a aresta de corte é carregada mecanicamente por tensões normais e tensões de cisalhamento na superfície de saída e na superfície de folga, sobrepostas por uma carga térmica, resultando em desgaste da ferramenta (Weinert & Meister, 1998).

Durante a usinagem dos metais a ação do corte muda a forma e, portanto, a geometria original da ferramenta. Verifica-se um desgaste progressivo tanto na superfície de folga quanto na superfície de saída da ferramenta conforme ilustra a Figura 2.11, onde são apresentadas esquematicamente as principais áreas de desgaste (Jack, 1987).

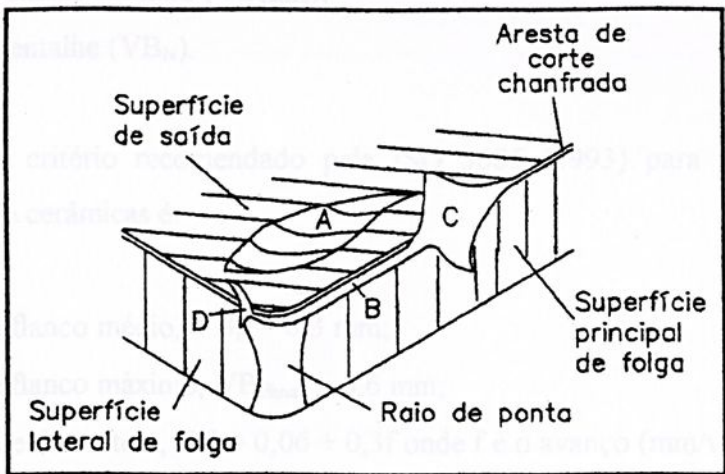


Figura 2.11 - Principais áreas de desgaste (Jack, 1987).

Na Figura 2.11, pelo menos três formas de desgaste podem ser identificadas: desgaste de cratera (A), desgaste de flanco (B) e desgaste de entalhe (C e D). Admite-se que nem sempre todos as áreas de desgaste estão presentes e, freqüentemente, apenas uma é predominante, evidenciando ainda que antes que um desses desgastes atinja grandes proporções, de maneira a colocar o processo de corte em risco, a ferramenta deve ser reafiada ou substituída.

A real causa e percentual exato do desgaste de cada ferramenta é muito difícil de verificar. Segundo Kopac (1998), desgaste é um fenômeno negativo na ferramenta de corte e depende dos seguintes fatores:

- ♦ combinação material da peça/ferramenta de corte,
- ♦ parâmetros de corte (V_c , f , a_p),
- ♦ tipo de fluido de corte,
- ♦ temperatura na aresta de corte.

A Figura 2.12 mostra alguns dos parâmetros utilizados pela norma ISO 3685 (1993) para quantificar esses desgastes. Os principais desgastes são:

- ♦ profundidade de cratera (KT);
- ♦ desgaste de flanco médio (VB_B);
- ♦ desgaste de flanco máximo (VB_{Bmax});
- ♦ desgaste de entalhe (VB_N).

O critério recomendado pela ISO 3685 (1993) para ferramentas de aço rápido, metal duro e cerâmicas é:

- ♦ desgaste de flanco médio, $VB_B = 0,3 \text{ mm}$;
- ♦ desgaste de flanco máximo, $VB_{Bmax} = 0,6 \text{ mm}$;
- ♦ profundidade da cratera, $KT = 0,06 + 0,3f$ onde f é o avanço (mm/volta);
- ♦ falha catastrófica.

Quando o desgaste de entalhe predomina, como no caso da usinagem de ligas de Ni por uma ferramenta de metal duro ou cerâmica, a norma recomenda também usar um valor de $VB_N = 1,0 \text{ mm}$ como critério. Desta maneira, quando qualquer um dos limites for ultrapassado, recomenda-se a reafiação ou substituição da ferramenta de corte.

É importante salientar que, estes valores sugeridos pela ISO 3685 são para testes de vida de ferramentas, sendo que industrialmente esses parâmetros podem assumir valores diferentes, pois eles dependem de vários fatores, tais como: rigidez da máquina-ferramenta, precisão requerida na peça, etc., que são diferentes para os diversos processos de fabricação. Uma maneira prática muito utilizada nas indústrias é permanecer usando a aresta de corte até que as peças produzidas saiam das especificações de tolerância e/ou rugosidade de projeto.



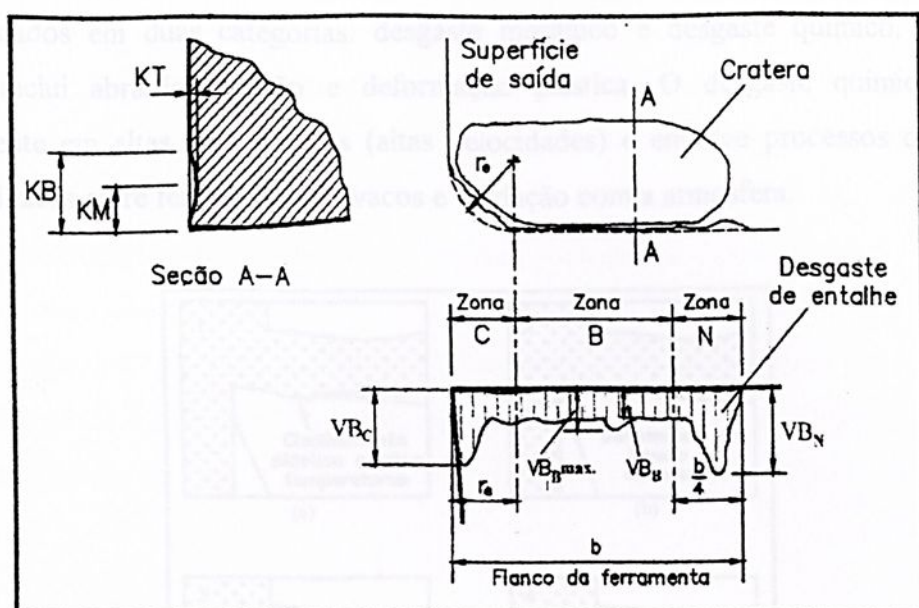


Figura 2.12 - Parâmetros utilizados para medir os desgastes das ferramentas de corte (ISO 3685, 1993).

2.3.2. Mecanismos e tipos de desgaste de ferramentas de corte

Os mecanismos de desgaste resultam de processos físicos e químicos durante o processo de desgaste. A literatura apresenta variações na classificação dos mecanismos de desgaste, porém, grande parte dos trabalhos existentes consideram pelo menos seis mecanismos diferentes (Palmai apud Machado & Silva, 1999). A Figura 2.13 mostra alguns desses mecanismos classificados por Trent (1984).

Segundo Cook (1973), diversos mecanismos concorrem ao mesmo tempo, o que dificulta a análise do desgaste. No entanto um dos mecanismos, apresentados na Figura 2.13, quase sempre se destacará. Aquele mecanismo que prevalecerá sobre os demais depende, principalmente das condições de corte, do material da peça e da ferramenta, da operação de usinagem, da geometria da ferramenta e do emprego do fluido de corte. O conhecimento dos fenômenos de desgaste no material de corte escolhido para utilização em ferramentas é um dos principais fatores de seleção.

Segundo Addhoun & Broussaud (1989), os mecanismos de desgaste podem ser classificados em duas categorias: desgaste mecânico e desgaste químico. O desgaste mecânico inclui abrasão, adesão e deformação plástica. O desgaste químico acontece principalmente em altas temperaturas (altas velocidades) e envolve processos de difusão e reações químicas entre ferramenta e cavacos e oxidação com a atmosfera.

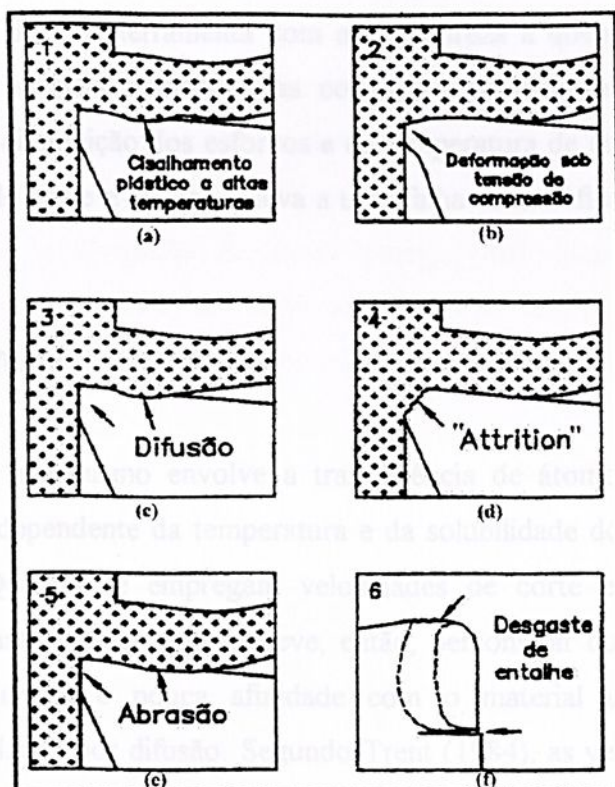


Figura 2.13 - Mecanismos de desgaste em ferramentas de aço rápido (Trent, 1996).

A seguir, cada um destes mecanismos é definido separadamente:

a) Deformação plástica superficial por cisalhamento em altas temperaturas

Geralmente ocorre na usinagem de metais com alto ponto de fusão, utilizando ferramentas de aço-rápido. As tensões cisalhantes na interface cavaco-ferramenta são suficientes para causar deformação plástica superficial. Devido às altas temperaturas ali desenvolvidas, a resistência ao escoamento do material da ferramenta próximo à interface é reduzida. Como consequência, material é arrancado da superfície da ferramenta, formando-se assim uma cratera (Figura 2.13.a).

b) Deformação plástica da aresta de corte sob altas tensões de compressão

Este desgaste ocorre na usinagem de materiais de elevada dureza. A combinação de altas tensões de compressão com altas temperaturas na superfície de saída podem causar a deformação plástica da aresta de corte das ferramentas de aço-rápido ou metal duro. O crescimento desta deformação pode gerar a quebra da aresta de corte. Tal quebra é evitada pelo emprego de uma ferramenta com maior dureza a quente e maior resistência à deformação plástica, ou pela mudança das condições de usinagem e/ ou geometria da ferramenta, visando à diminuição dos esforços e da temperatura de corte. Geralmente, ocorre em altas velocidades de corte e avanço e leva a uma falha catastrófica (Figura 2.13.b) (Léon, 1997).

c) Mecanismo por difusão

Este mecanismo envolve a transferência de átomos de um material para outro e é fortemente dependente da temperatura e da solubilidade dos elementos envolvidos na zona de fluxo. Quando se empregam velocidades de corte elevadas o aumento da temperatura é importante e a ferramenta deve, então, demonstrar qualidades suplementares, como estabilidade química e pouca afinidade com o material usinado para evitar os mecanismos de degradação por difusão. Segundo Trent (1984), as velocidades relativas entre ferramenta-peça ou ferramenta-cavaco são altas e o tempo de contato entre esses materiais é muito pequeno. Isto praticamente levaria o mecanismo de difusão a ser desprezível se não fosse a existência de uma zona de aderência (zona de fluxo) na interface cavaco-ferramenta. As temperaturas na zona de fluxo são também elevadas o suficiente para promover o processo de difusão. A renovação constante da zona de aderência, promovida pela alta taxa de deformação, garante um fluxo difusivo também constante.

Trent (1984) afirmou que o mecanismo de desgaste pode atuar tanto na superfície de saída como na superfície de folga e a taxa de desgaste aumenta com o aumento da velocidade de corte e do avanço. Um exemplo típico de mecanismo por difusão é aquele que acontece na ferramenta de diamante quando se usinam ligas ferrosas. A partir de temperaturas não muito altas (em torno de 700°C), devido à alta afinidade entre o carbono do diamante e o ferro do cavaco, o processo de difusão é grandemente incentivado.



A difusão é responsável principalmente pelo desgaste de cratera em altas velocidades de corte, pois é na superfície de saída da ferramenta que se tem às condições necessárias para a difusão (Diniz et al. 1999). No microscópio as áreas desgastadas por difusão têm uma aparência lisa.

d) Mecanismo por aderência e arrastamento - “attrition”

Este mecanismo ocorre, geralmente, a baixas velocidades de corte, onde o fluxo de material sobre a superfície de saída da ferramenta se torna irregular. O fenômeno da aderência está presente na formação da aresta postiça de corte, mas pode-se ter desgaste por aderência mesmo sem a formação da aresta postiça. Sob estas condições, fragmentos microscópicos (na forma de grãos) são arrancados da superfície da ferramenta e arrastados junto ao fluxo de material adjacente à interface (Ezugwu et al. 1999 e Machado & Silva, 1999).

Segundo Diniz et al. (1999), uma grande influência na diminuição deste tipo de desgaste é a utilização adequada do fluido de corte (principalmente com efeito lubrificante) e o recobrimento da ferramenta com materiais de baixo coeficiente de atrito como o nitreto de titânio.

e) Desgaste abrasivo

O desgaste abrasivo envolve mecanismo de remoção de material por riscamento de partículas duras sobre a superfície da ferramenta de corte. Estas partículas podem estar contidas no material da peça (carbonetos e carbonitretos) ou podem ser partículas duras da própria ferramenta que são arrancadas por “attrition”, por exemplo. Segundo Machado & Silva (1999), este mecanismo de desgaste é muito importante na usinagem com ferramentas de aço rápido, ferramentas revestidas, cerâmicas puras e cerâmicas mistas (Figura 2.13.e). Na utilização de ferramentas cerâmicas e PCBN a presença deste tipo de desgaste se dá principalmente pelo arrastamento de partículas duras de carbonetos do material da peça com o deslocamento dos grãos de CBN que se soltam do material ligante (Luo & Liao, 1996). Os mesmos autores observaram no torneamento do aço AISI 4340 com dureza de 50 HRC a presença de desgaste abrasivo e aderência. Esta camada de aderência serve como ação protetora, reduzindo o desgaste e conseqüentemente, aumentando a vida da ferramenta.



f) Desgaste de entalhe

O desgaste de entalhe não é propriamente um mecanismo, mas sim uma forma de desgaste localizado (áreas C e D da Figura 2.12). Não existe ainda um consenso na literatura que explique exatamente o mecanismo que provoca o desgaste de entalhe. Por esta razão, é comum tratar esta forma de desgaste como um mecanismo. Ele ocorre principalmente na usinagem de materiais resistentes a altas temperaturas tais como: ligas de níquel, titânio, cobalto e aço inoxidável. Segundo Machado & Silva (1999), geralmente nas regiões onde ocorrem estes tipos de desgaste as condições de escorregamento prevalecem e o mecanismo de desgaste, provavelmente, envolve abrasão e transferência de material (difusão e “*attrition*”) e eles são bastante influenciados pelas interações com a atmosfera (Figura 2.13.f). É geralmente reconhecido que o desgaste de entalhe é afetado pelos seguintes fatores: geometria da ferramenta, tipo de quebra cavaco, avanço e velocidade de remoção de metal, propriedades termomecânicas da peça e compatibilidade química do material da ferramenta e peça (Wayne & Buljan, 1990).

Tanto Shaw (1986) quanto Richards e Aspinwal (1989) acreditam que o entalhe é causado pelo mecanismo de desgaste abrasivo localizado na região de contato entre a borda do cavaco e a aresta da ferramenta de corte. Desta forma, um material de maior suscetibilidade ao endurecimento pela ação térmica pode explicar a presença deste tipo de desgaste. De fato, verifica-se que este tipo de desgaste ocorre com maior frequência em altas velocidades de corte, onde a alta temperatura favorece tanto o rápido encrudescimento das bordas do cavaco quanto à aceleração do mecanismo de desgaste abrasivo. Entretanto, observa-se que os materiais dúcteis, de fácil usinagem, também provocam entalhe na ferramenta necessitando-se, então, de estudos mais conclusivos a respeito deste assunto.

2.3.3 Outras considerações sobre o desgaste de ferramenta

Como consequência de seus experimentos, Cook (1973) afirmou categoricamente que os desgastes da ferramenta de corte, tanto de cratera quanto de flanco, são devidos muito mais às altas temperaturas geradas na interface cavaco-ferramenta do que as tensões sobre a ferramenta ou a sua dureza. No entanto, sabe-se que com o aumento da velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem tem-se a elevação da temperatura.



Com isso o desgaste da ferramenta aumenta, trazendo como consequência o aumento do calor gerado que, por sua vez, acelera o desgaste. Por outro lado, para aumentar a taxa de remoção de material e a redução do custo total por peça, deve-se aumentar a velocidade de corte, o avanço e a profundidade de usinagem. Desta forma, deve-se tentar todos os meios para se diminuir a temperatura gerada ou para se conviver com ela sem grandes danos, sem perda de produtividade do processo (Diniz & Scandiffio, 2001). Dentre os meios que se dispõe para isso está o uso eficiente dos fluidos de corte, que compreende a correta escolha do fluido e o método mais eficiente de aplicação.

O torneamento de aços de difícil usinagem exige alguns requisitos especiais, como por exemplo, ferramentas de corte de alta dureza e resistentes às altas temperaturas. Na Figura 2.14, Sreejith & Ngoi (2000) mostram a dureza a quente de diversos tipos de ferramentas. Pode-se observar que, à exceção do aço carbono e do aço rápido, todos os outros materiais para ferramentas sofrem redução menos abrupta da dureza com o aumento de temperatura.

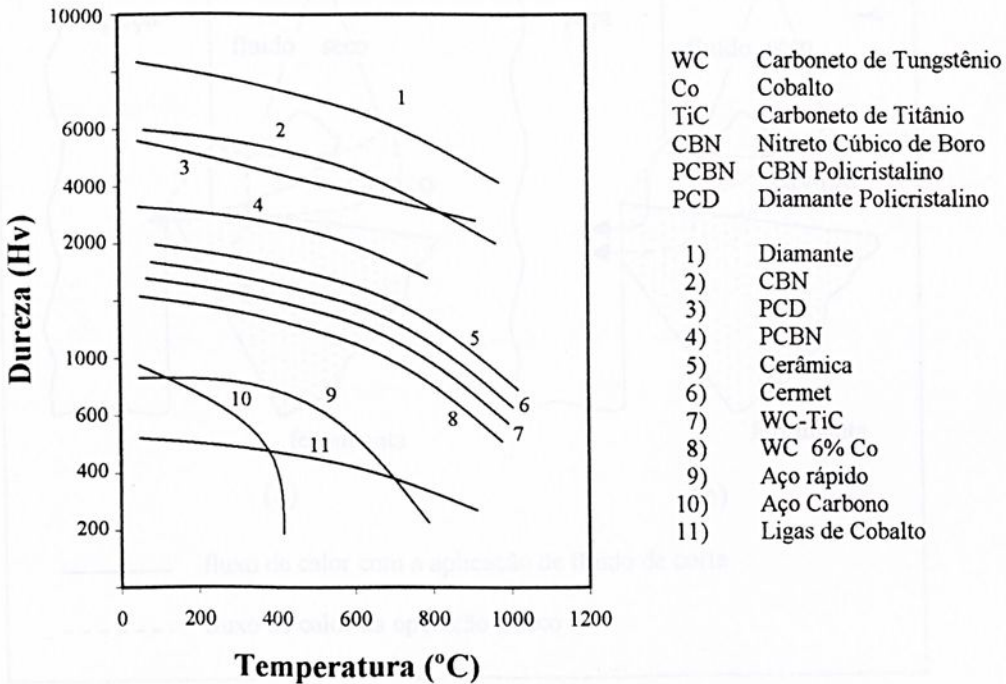


Figura 2.14 – Dureza a quente dos principais materiais de corte.

(Sreejith & Ngoi, 2000).

Algumas vezes a aplicação do fluido de corte é questionada por provocar aumento do desgaste de flanco em relação a usinagem a seco, como no trabalho de Seah

(1995). Entretanto, tal efeito foi previsto e explicado por Shaw (1986) com auxílio da Figura 2.15. Nos períodos iniciais da usinagem, quando a ferramenta ainda está afiada, a região de máxima temperatura é deslocada em direção à região da aresta de corte, uma vez que o fluido resfria o cavaco diminuindo seu raio de curvatura e o comprimento de contato com a ferramenta. Nesta condição o fluxo de calor em direção a peça é maior causando aceleração do desgaste de flanco, ao passo que na usinagem a seco o calor se dá em direção à ferramenta (Figura 2.15 a). No entanto com o aumento gradativo do desgaste, a área de contato entre a ferramenta e a peça aumenta fazendo com que o calor se concentre nesta região e o fluxo de calor para a peça se intensifique, tanto para a condição a seco quanto para a refrigerada (Figura 2.15 b). Quando a usinagem alcança este ponto a refrigeração da operação torna-se importante para a minimização do desgaste e o aumento da vida da ferramenta.

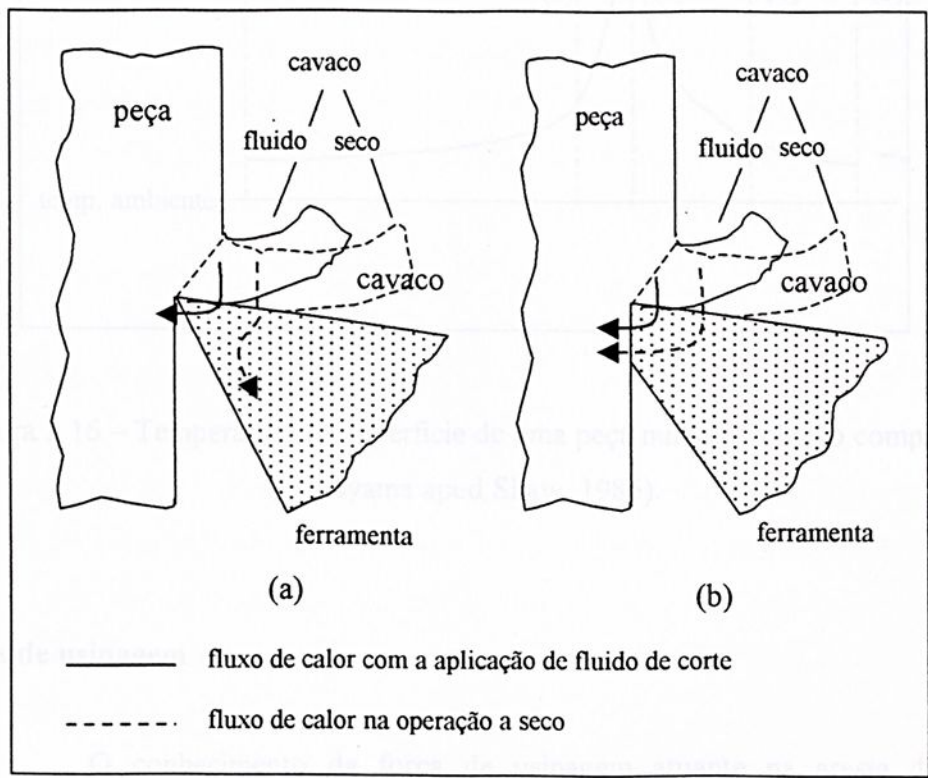


Figura 2.15 – Fluxo de calor para a ferramenta afiada (a) e desgastada (b) (Shaw, 1986).

Nakayama apud Shaw (1986) mostra na Figura 2.16 a temperatura da peça ao longo de uma revolução completa (de 1 a 5) utilizando uma ferramenta com desgaste de flanco já acentuado. Neste estudo, Nakayama constatou que o valor máximo da temperatura

ocorre no ponto 3, devido ao intenso fluxo de calor que atravessa a área desgastada da ferramenta em direção à peça. Nota-se que a temperatura no ponto 2, na ponta da ferramenta, não é a maior mas há um crescimento rápido deste ponto até o final da região desgastada, no ponto 3.

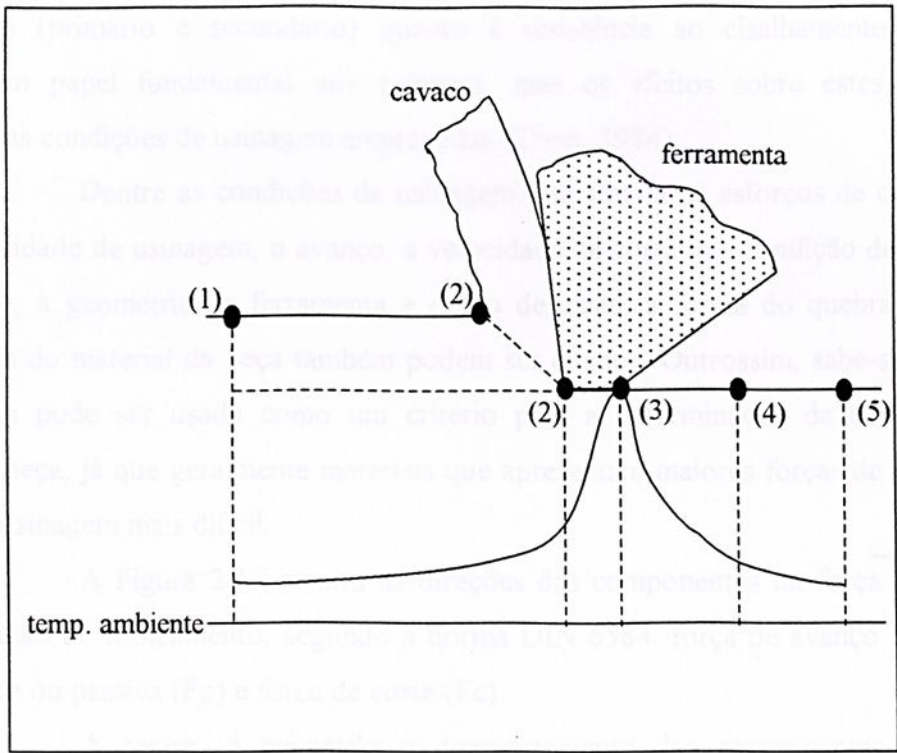


Figura 2.16 – Temperatura na superfície de uma peça numa revolução completa.
(Nakayama apud Shaw, 1986).

2.4. Forças de usinagem

O conhecimento da força de usinagem atuante na aresta de corte da ferramenta e o estudo do comportamento de suas componentes na usinagem são de grande importância, não somente porque a potência requerida para executar o corte pode ser estimada, mas também, porque elas devem ser consideradas no projeto das máquinas-ferramentas para o correto dimensionamento das estruturas, dos acionamentos, da fixação de ferramentas, das guias e de outros elementos.



De maneira geral, pode-se afirmar que todos os fatores que contribuem para a movimentação livre do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta atuam no sentido de diminuir a força de usinagem. Para a formação do cavaco, a ferramenta tem que vencer as restrições impostas pelo material na interface cavaco-ferramenta. Se estas restrições forem grandes, maior será a força de usinagem. Neste aspecto, tanto a área dos planos de cisalhamento (primário e secundário) quanto à resistência ao cisalhamento do material desempenham papel fundamental nos esforços, mas os efeitos sobre estes dois fatores dependem das condições de usinagem empregadas (Trent, 1984).

Dentre as condições de usinagem que afetam os esforços de corte incluem-se a profundidade de usinagem, o avanço, a velocidade de corte, e a condição de lubrificação. Além desses, a geometria da ferramenta e o seu desgaste, a forma do quebra cavaco e as propriedades do material da peça também podem ser citados. Outrossim, sabe-se que a força de usinagem pode ser usada como um critério para a determinação da usinabilidade do material da peça, já que geralmente materiais que apresentam maiores forças de usinagem são também de usinagem mais difícil.

A Figura 2.17 mostra as direções das componentes da força de usinagem, numa operação de torneamento, segundo a norma DIN 6584: força de avanço (F_f), força de profundidade ou passiva (F_p) e força de corte (F_c).

A seguir, é mostrado o comportamento das componentes da força de usinagem sob alguns diferentes parâmetros de corte.

Diversos autores, como Ferraresi (1977), Trent (1984), Kramer (1987), Chen (2000), entre outros, constataram que a força de corte tende a diminuir com o aumento da velocidade de corte estabilizando-se com o seu crescimento. Este comportamento deve-se em grande parte ao aquecimento das zonas de cisalhamento, que tem sua resistência diminuída, e pela diminuição da espessura do cavaco, que contribui para a redução das áreas de cisalhamento.



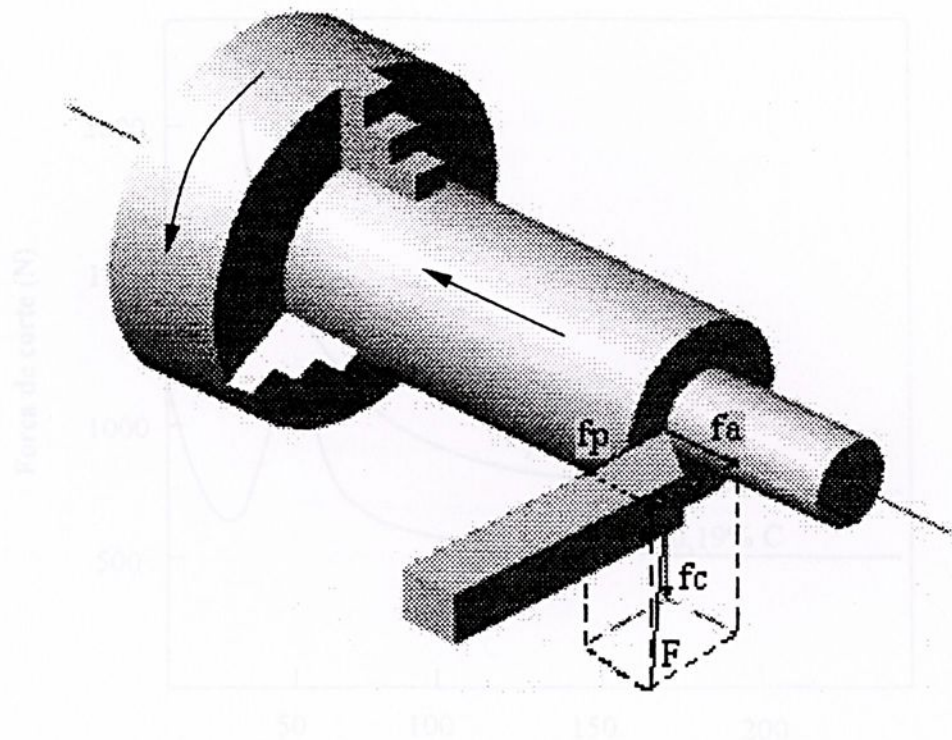


Figura 2.17 – Componentes da força de usinagem numa operação de torneamento.

Figura 2.18 – Influência da velocidade na força de corte (adaptação de Trent, 1984)

Em materiais suscetíveis à formação de aresta postiça de corte este comportamento altera-se um pouco nas faixas de velocidades intermediárias onde se forma a APC. Neste caso, com o aumento da velocidade a força de corte inicialmente diminui, graças a maior geração de calor, para em seguida sofrer um decréscimo ainda maior devido ao surgimento da APC, que faz com que o ângulo de saída efetivo aumente. Após atingir um valor mínimo de força, onde a APC apresenta-se em maiores proporções, a força começa a aumentar com a diminuição da APC provocada pelo aumento da velocidade de corte. Com o completo desaparecimento da APC, as forças novamente caem com aumento da velocidade, uma vez que o calor gerado na interface cavaco-ferramenta diminui a resistência ao cisalhamento, tendendo à estabilidade em velocidades altas. O comportamento da força de corte descrito, tanto para materiais onde há formação de APC quanto no caso em que não há, são ilustrados no gráfico da Figura 2.18, adaptado de Trent (1984).

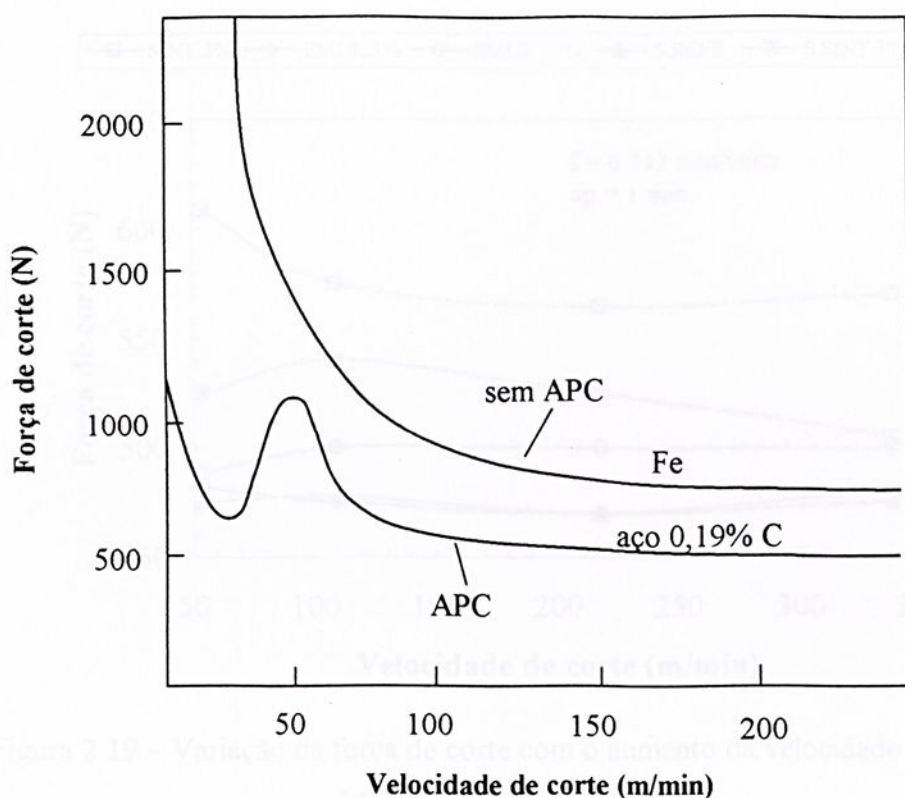


Figura 2.18 – Influência da velocidade na força de corte (adaptação de Trent, 1984).

No trabalho de Motta & Machado (1995) foram medidas as forças de corte para diferentes tipos de fluido de corte sob quatro velocidades distintas. O material da peça usado trata-se do aço ABNT 8640 laminado e a ferramenta uma pastilha de metal duro (P35) revestida. O avanço e a profundidade de usinagem são mantidos constantes ($f = 0,242$ mm/volta e $a_p = 1$ mm). Como resultado, apresentado na Figura 2.19, observou-se que as forças de corte variam pouco com a velocidade, independentemente do fluido utilizado. Constatou-se, porém, que a usinagem a seco, sem fluido, produz menores forças de corte, uma vez que esta condição é beneficiada pelo aquecimento do material com conseqüente diminuição de sua tensão de escoamento, tornando o corte mais fácil.

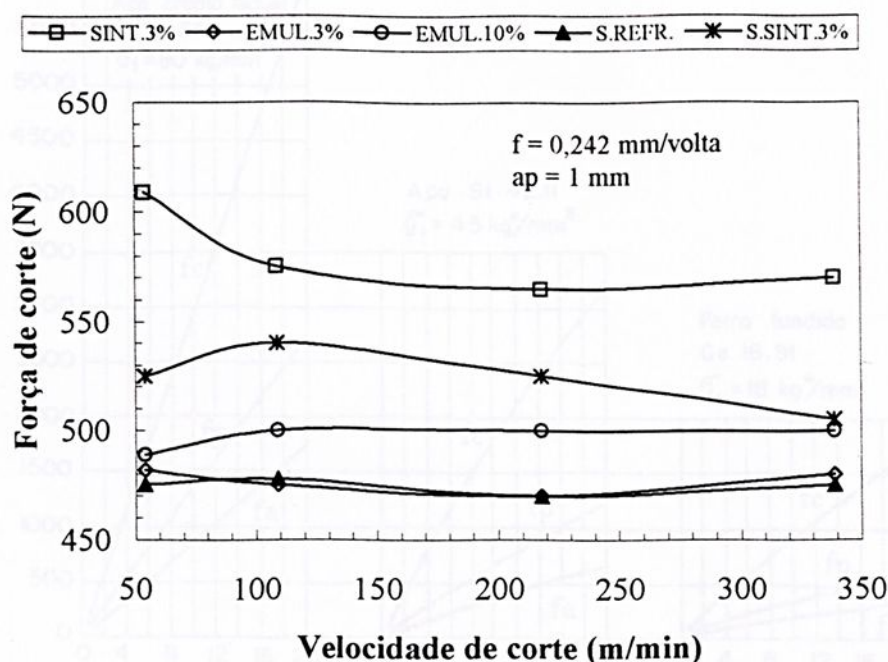


Figura 2.19 – Variação da força de corte com o aumento da velocidade de corte (Motta & Machado, 1995).

Ao contrário da velocidade de corte, o avanço e a profundidade de usinagem influenciam nitidamente a força de usinagem numa proporção quase que linear, uma vez que o aumento de um desses parâmetros produz um aumento da área de contato com a ferramenta e correspondente aumento das áreas dos planos de cisalhamento. Através da Figura 2.20, Schlesinger apud Ferraresi (1977), mostra o efeito da seção de corte sobre a força de usinagem para diferentes materiais.

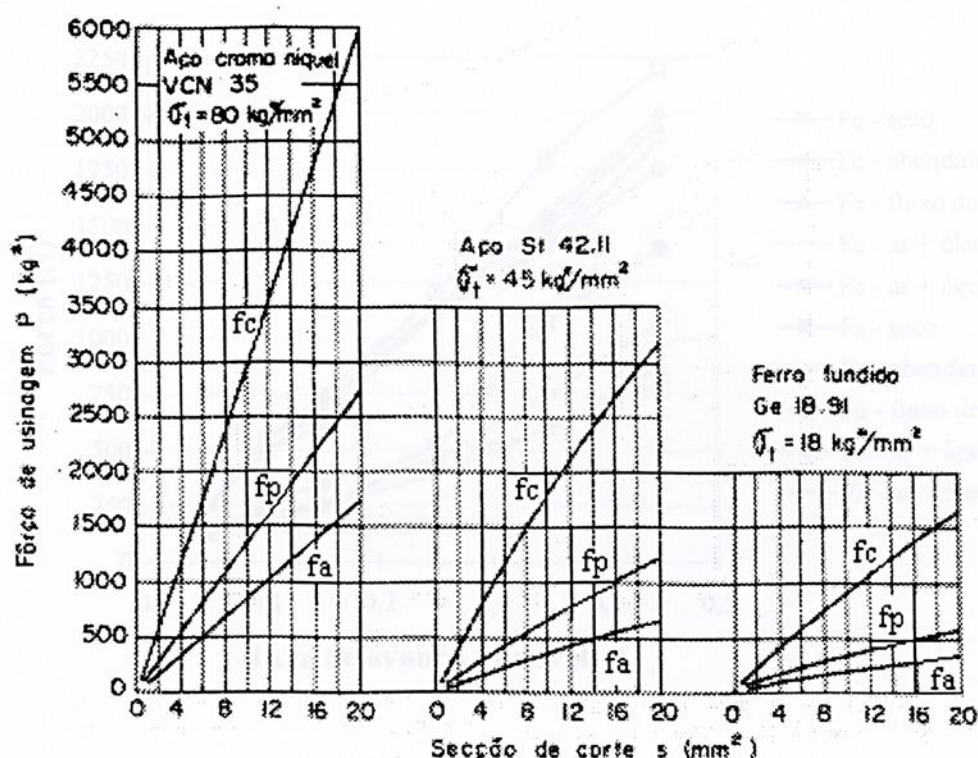


Figura 2.20 – Força de usinagem para diferentes seções de corte e materiais (Schlesinger apud Ferraresi, 1977).

A influência do avanço sobre a força de corte e a força de avanço foi constatada no trabalho de Machado & Walbank (1997), os autores utilizaram diferentes aplicações de fluido de corte, além da condição a seco. A ferramenta empregada foi de metal duro (P40) e a velocidade de corte e profundidade de usinagem constantes de 30 m/min e 2 mm, respectivamente. Pelos resultados, mostrados na Figura 2.21, as forças variaram quase que linearmente com o avanço, no entanto a condição a seco produziu as maiores componentes de força, uma vez que a baixa velocidade de corte empregada não deve ter sido suficientemente alta para provocar um abaixamento significativo da tensão de escoamento do material. Enquanto isso, a aplicação do fluido deve ter atuado na minimização do atrito na interface cavaco-ferramenta produzindo menores forças. Nota-se também que em avanços muito pequenos, associado à baixa velocidade de corte, a lubrificação não desempenhou papel tão importante quanto em altas taxas de remoção de material.

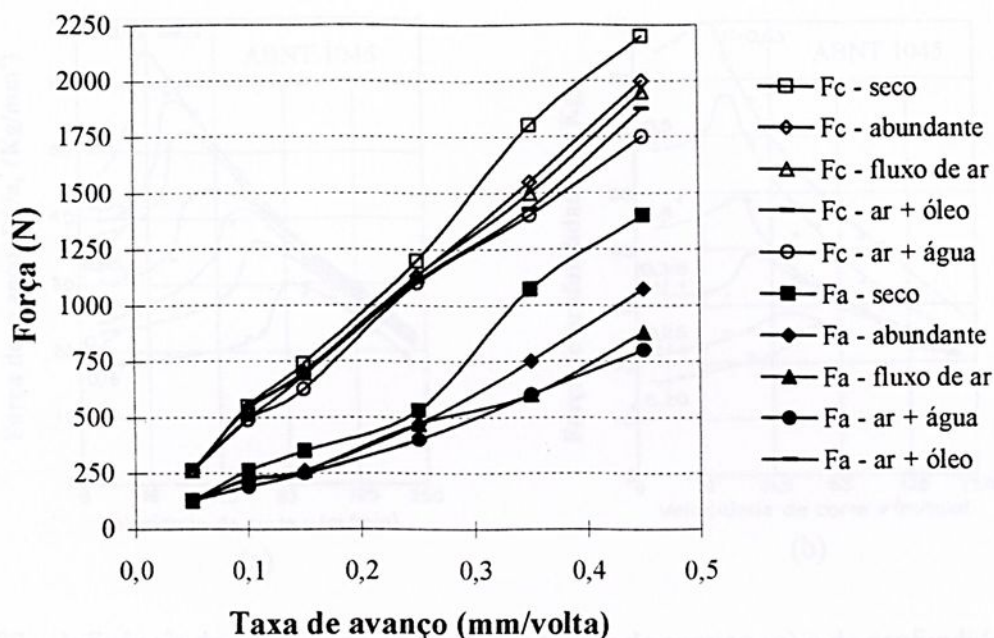


Figura 2.21 – Componentes da força em função da taxa de avanço em cinco condições diferentes de lubrificação (Machado & Wallbank, 1997).

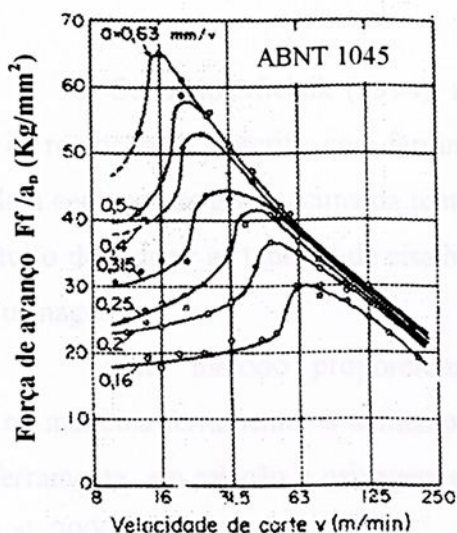
Com relação ao efeito dos parâmetros de usinagem sobre as forças de avanço e de profundidade, nota-se nos gráficos da Figura 2.22 (a e b) que a velocidade de corte produz variações significativas. Este comportamento mostra-se distinto da força de corte que, a partir de uma determinada velocidade de corte, praticamente não altera mais os valores da força de corte, conforme visto nos gráficos das Figuras 2.18 e 2.19.

Por último, vale a pena mencionar a relação entre a força de corte (F_c) e a pressão específica corte (K_s) dada pela expressão:

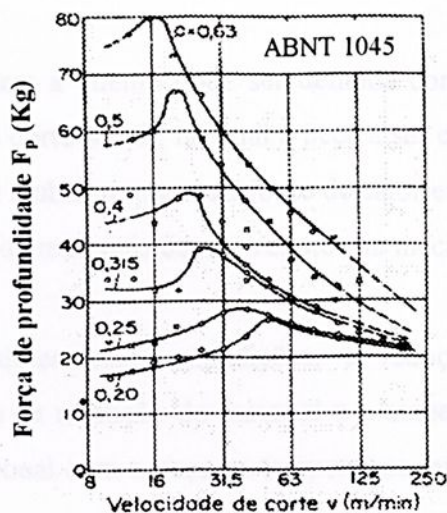
$$F_c = K_s \cdot A \quad (2.7)$$

Onde A é a área da seção de corte e para ferramenta sem arredondamento de ponta

$$A = a_p \cdot f_c = b \cdot h \quad (2.8)$$



(a)



(b)

Figura 2.22 – Influência da velocidade de corte nas forças de avanço (a) e de profundidade (b) (Mayer apud Ferraresi, 1977).

A pressão específica de corte pode ser entendida como a energia efetivamente necessária para remover uma unidade de volume de material. Se a seção de corte não sofrer variação, a pressão específica de corte e a força de corte sofrem as mesmas influências dos parâmetros de usinagem, estando desta forma relacionadas.

2.5. Usinagem a quente

Dentro dos objetivos de redução de custos de fabricação pelo aumento da produtividade, o aumento da vida da ferramenta de corte desempenha papel importante. Neste contexto tem-se buscado a diminuição do desgaste da ferramenta pela aplicação eficiente de fluido de corte, pelo desenvolvimento de materiais mais adequados para a ferramenta ou então, um caminho não tão usual, pelo aquecimento do material da peça. Nesta última alternativa pretende-se, de modo geral, diminuir a tensão de cisalhamento do material e, como consequência, reduzir os esforços de usinagem.

2.5.1. Características e aplicações da usinagem a quente

Segundo Mielnik (1994), a usinagem a quente pode ser definida como um processo de remoção de material, com ferramenta de corte sólida, no qual a peça a ser cortada é aquecida a centenas de graus acima da temperatura ambiente por uma fonte de calor externa, com o intuito de reduzir as tensões de cisalhamento de materiais de alta resistência mecânica e de difícil usinagem.

Este método proporciona, em determinadas condições, a redução de esforços na máquina-ferramenta, o aumento da taxa de remoção do material e o aumento da vida da ferramenta, em relação a usinagem convencional com a peça na temperatura ambiente (Rozzi et al, 2000).

Mielnik (1994) acrescenta que esta definição exclui os processos nos quais não ocorre formação de cavaco, não utilizam ferramentas de corte, ou a remoção ocorre sem contato físico. Também se excluem os processos de usinagem de alta velocidade onde a ação da ferramenta é a causa da elevação de temperatura e ela por sua vez sofre a consequência através da aceleração do desgaste, enquanto que na usinagem a quente existe uma fonte externa que auxilia na elevação da temperatura.

De acordo com Barrow (1969), o processo de usinagem a quente tem duas principais funções na remoção de materiais de alta resistência: permitir a fabricação de componentes pelos processos convencionais de usinagem que só podem ser feitos por processos mais caros; e aumentar a taxa de remoção na usinagem de materiais que não podem ser usinados normalmente, mas somente com baixas velocidades de corte e avanço.

Dentre os tipos de materiais de peça recomendados na usinagem a quente destacam-se, segundo Mielnik (1994), os seguintes:

- ◆ Materiais duros, de difícil usinagem, desenvolvidos para suportar altas temperaturas e resistir à corrosão;
- ◆ Materiais frágeis, provenientes do tratamento de têmpera;
- ◆ Metais recobertos com deposição metálica; e
- ◆ Aços que absorveram em suas superfícies sílicas ou escórias, que são extremamente prejudiciais às ferramentas de cortes.



A primeira patente sobre a idéia de aquecer a peça para usiná-la foi creditada a B. C. Tilghman em 1889. Tilghman aumentou a temperatura da peça fazendo passar por ela uma corrente elétrica de intensidade elevada, dando a esse método o nome de usinagem a quente por corrente elétrica. O estudo da usinagem a quente teve seu apogeu no final dos anos 40 e início dos anos 50, período em que pesquisadores como Krabacher e Merchant se destacaram (Mielnik, 1994).

Krabacher & Merchant (1951) notaram em seus experimentos um aumento na vida da ferramenta quando se aumentava a temperatura da superfície da peça usinada. Geralmente, observou-se que o aumento da vida da ferramenta ocorria até uma determinada temperatura limite e acima desta temperatura a vida da ferramenta diminuía com o aumento da temperatura. A Figura 2.23 demonstra a relação entre a vida da ferramenta e a temperatura na peça. Os mesmos autores justificaram que acima da temperatura crítica o material da ferramenta torna-se mais mole, facilitando o seu desgaste. Enquanto que Shaw (1951) atribui a diminuição da vida a uma possível tendência do material endurecer.

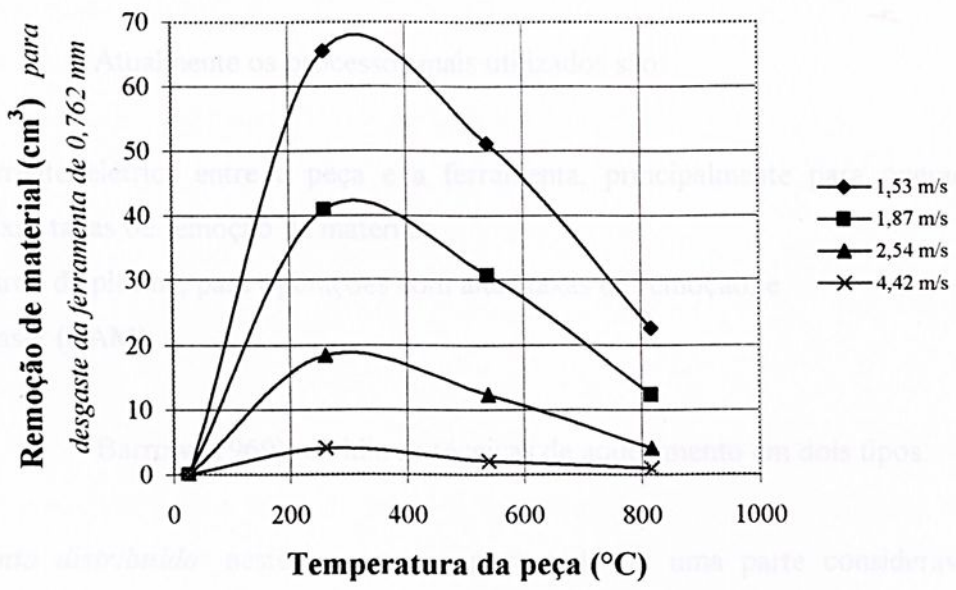


Figura 2.23 – Gráfico da vida da ferramenta em função da temperatura da peça (Krabacher & Merchant, 1951).

Desde o advento da usinagem a quente, numerosas técnicas para geração de calor na peça têm sido usadas. Segundo Özler et al. (2001), a escolha do método para se obter

um aquecimento satisfatório da peça é decisivo para tornar o processo viável economicamente.

Genericamente, os tipos de fontes de calor para aquecimento das peças são:

- ◆ forno;
- ◆ resistência elétrica;
- ◆ chama;
- ◆ indução eletromagnética;
- ◆ arco elétrico;
- ◆ corrente elétrica entre a peça e a ferramenta;
- ◆ arco de plasma; e
- ◆ laser (LAM – “Laser Assisted Machining”).

O aquecimento com feixe de elétrons já foi proposto, no entanto seu uso não tem sido aplicado em razão do alto custo do equipamento.

Atualmente os processos mais utilizados são:

- ◆ corrente elétrica entre a peça e a ferramenta, principalmente para operações com baixas taxas de remoção de material;
- ◆ o arco de plasma, para operações com altas taxas de remoção; e
- ◆ o laser (LAM).

Barrow (1969), dividiu as técnicas de aquecimento em dois tipos:

aquecimento distribuído: neste processo a peça toda ou uma parte considerável dela é aquecida. É o caso da utilização do forno, chama, ou resistências como fonte de calor, por exemplo. As principais desvantagens destas técnicas são: as distorções provocadas pela dilatação térmica do material durante o resfriamento; aquecimento lento; e eventuais riscos aos operadores. Estas técnicas são relativamente baratas e simples e têm sido utilizadas em aplicações restritas na indústria.



aquecimento localizado: o aquecimento é concentrado numa camada da peça imediatamente antes da sua remoção pela ferramenta de corte, neste tipo é que estão concentradas as pesquisas mais recentes, nas quais estão incluídos os processos indutivos, o arco de plasma ou de carbono. Em geral, estas técnicas produzem melhores resultados que as de aquecimento distribuído, porém, tendem a serem mais caras e difíceis de aplicar nas condições industriais.

Barrow (1969) descreveu, ainda, alguns importantes requisitos para as técnicas de aquecimento das peças, como:

- ◆ o aquecimento deve ser confinado o mais próximo possível da região de corte;
- ◆ a necessária aplicação de uma alta densidade de calor para que se obtenha uma alta temperatura na peça;
- ◆ o método de aquecimento deve ser relativamente barato para instalação e operação;
- ◆ o método deve ser aplicável a máquinas de linha de produção, e sob condições industriais, permitindo configurações rápidas destas máquinas;
- ◆ é essencial que o método utilizado não apresente riscos aos operadores; e
- ◆ a temperatura deve ser controlada de modo fácil e rápido.

2.5.2. Métodos de aquecimento na usinagem a quente

Método da corrente elétrica

Neste método uma corrente elétrica de alta intensidade é aplicada através da interface ferramenta-cavaco para produzir o aquecimento localizado da peça. O sistema, similarmente desenvolvido por Barrow (1969), Chen & Lo (1974) e Kainth & Chaturvedi (1975), consiste de uma fonte de tensão alimentando um circuito composto pela peça e pela ferramenta de corte, sendo que o contato com a peça se dá por meio de um sistema de escova de grafite revestida com cobre. A ferramenta de corte faz o papel de eletrodo é isolada eletricamente do restante da máquina. A Figura 2.24 mostra, de maneira esquemática, este método de usinagem.



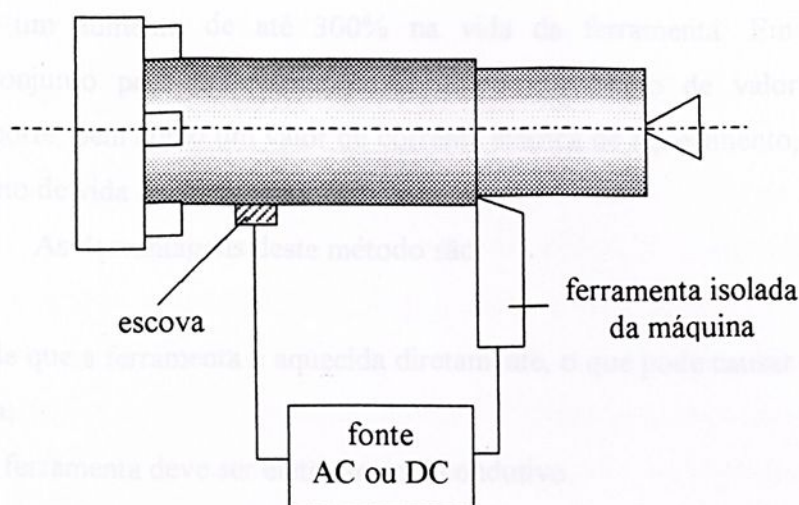


Figura 2.24 – Representação esquemática do método de usinagem a quente por corrente elétrica (Kainth & Chaturvedi, 1975).

Nos ensaios executados por Barrow (1969) foram testadas fontes de tensão AC e DC, sendo que em alguns casos a tensão DC apresentou melhores resultados sob o ponto de vista da vida da ferramenta. No aquecimento com tensão AC existe uma tendência ao surgimento de vibrações, porém na maioria dos casos esta vibração é considerada insignificante.

As vantagens do método de aquecimento por corrente elétrica são:

- ◆ simplicidade e adaptabilidade a processos produtivos;
- ◆ o aparato pode ser facilmente transferido para outras máquinas, e com pequenas alterações o mesmo método pode ser utilizado para processos de fresamento e furação;
- ◆ o aquecimento é gerado na região de corte;
- ◆ a região aquecida é muito pequena;
- ◆ a técnica é relativamente barata para instalação e operação;
- ◆ é seguro, desde que a corrente seja gerada por fonte de baixa tensão;
- ◆ é simples e limpo para manusear; e
- ◆ o controle da temperatura é fácil e obtêm-se respostas rápidas para alterações de valores de corrente.

Para torneamento de aços Ni-Cr e Ni-Cr-Mo endurecidos, este método tem proporcionado um aumento de até 300% na vida da ferramenta. Em geral, para um determinado conjunto peça-ferramenta existe um ponto ótimo de valores de avanço e velocidade de corte, bem como um valor de corrente elétrica de aquecimento, que proporciona um valor máximo de vida da ferramenta.

As desvantagens deste método são:

- ♦ o fato de que a ferramenta é aquecida diretamente, o que pode causar danos e reduzir a sua vida;
- ♦ o porta ferramenta deve ser eletricamente condutivo.

Quando a ferramenta não é de material eletricamente condutivo, como as ferramentas cerâmicas, podem ser utilizadas barras de grafites com cobre impregnado, escovas ou eletrodo deslizante para estabelecer o contato com a peça, sendo que este contato deve ser um pouco antes da ferramenta de corte.

Ellis & Barrow (1971) estudaram este método usando uma ferramenta de metal duro como eletrodo e avaliam os efeitos da usinagem a quente nos aspectos da superfície acabada, da geometria e da metalurgia da peça usinada e do cavaco utilizando um microscópio eletrônico de varredura e técnicas convencionais de metalurgia.

Neste estudo, usinou-se um tubo de aço especial (0,32% C; 0,57% Mn; 0,23% Si; 4,16% Ni; 1,19% Cr; 0,16% Mo; acima de 0,05% S) de diâmetro externo 53,975 mm com uma parede de 3,175 mm de espessura. A intensidade das correntes AC usadas são de 200A, 400A e 600A, para aquecimento da interface peça-ferramenta, enquanto o avanço permanece constante em 0,0726 mm/volta e a velocidade de corte de 0,305 m/s e 0,508 m/s.

Os pesquisadores observaram que na usinagem convencional, ou seja, sem corrente aplicada surgiu aresta postiça de corte (APC) para os dois valores de velocidade de corte, sendo que o aquecimento com corrente elétrica eliminou a APC.

Para velocidades de corte maiores são necessárias intensidades de corrente menores. A justificativa para o fenômeno é que para maiores valores de velocidade de corte, maior é a temperatura gerada na usinagem convencional, portanto necessita-se de um menor incremento de temperatura para atingir a temperatura crítica de corte na qual a APC desaparece.



Bhattacharyya & Scrutton (1971) estudaram teoricamente o escoamento plástico do material adjacente à interface cavaco-ferramenta durante o processo de usinagem a quente, utilizando o método de aquecimento por corrente elétrica, onde verificam que todas as peças de materiais metálicos possuem um valor de temperatura mais adequado para a usinagem, sendo que este valor depende das propriedades físicas de cada tipo de material.

Além da influência da temperatura, Mukherjee & Basu (1973) associaram as influências das principais condições de usinagem como a velocidade de corte, profundidade de usinagem e avanço, no estudo do comportamento da vida da ferramenta e da rugosidade da peça. Na avaliação da influência destas variáveis, os pesquisadores usaram um método de análise fatorial para obter uma relação matemática. Com isso, os pesquisadores concluíram que nos processos de usinagem a quente, a temperatura se torna um parâmetro significativo junto dos parâmetros convencionais (velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem, etc.). Neste mesmo trabalho, foi torneada uma peça de aço Ni-Cr, com uma ferramenta de carbeto de tungstênio, sem fluido de corte, encontrando as equações (2.9) e (2.10) para a vida da ferramenta e rugosidade, respectivamente:

$$T = \frac{11,25.\theta^{0,06554}}{V^{0,08554} \cdot f^{0,05918} \cdot a_p^{0,0228}} \quad (2.9)$$

$$R_a' = \frac{10,22.f^{0,10315} \cdot a_p^{0,02036}}{V^{0,0701} \cdot \theta^{0,2545}} \quad (2.10)$$

Onde,

T é a vida da ferramenta em minutos;

R_a' é a rugosidade dada em 10^{-1} microns;

V é a velocidade de corte dada em m/min;

f é o avanço dado em mm/volta;

a_p é a profundidade de usinagem em mm, e;

θ é a temperatura da superfície da peça dada em °C.



Em suas conclusões, Mukherjee & Basu (1973) ressaltaram que na usinagem com peças aquecidas de modo localizado, o aquecimento deve ser posicionado próximo à região de corte e deve ser de curta duração para assegurar que não provoque transformações na estrutura da peça.

Posteriormente, Basu & Ramamurthy (1979) também determinaram a equação da vida da ferramenta usinando um aço com 1,92% C - 13% Cr sob a temperatura “otimizada” de 400°C, dada a seguir:

$$T = \frac{2,245 \cdot 10^5 \cdot V^{0,493}}{a_p^{0,732} \cdot f^{0,322} \cdot HB^{2,21}} \text{ min} \quad (2.11)$$

Onde,

HB é a dureza Brinell.

No trabalho de Okoshi & Uyehara (1963), é mostrada a relação entre a força de corte e a corrente elétrica no método de usinagem a quente por corrente elétrica de um aço inoxidável com 13% de cromo. Neste caso, somente conseguiu-se diminuir as forças de corte quando se utilizaram intensidades de corrente elétrica acima de 300 ampères. Entretanto, Sullivan et al. (1977), entenderam que a força de corte não é um bom critério para avaliação da usinagem a quente por corrente elétrica, pois quando se usinou o aço austenítico com manganês obteve-se uma diminuição da força de corte em relação a usinagem convencional e, paradoxalmente, um aumento da força quando se usinou o aço AISI 321, portanto, mostrando resultados díspares.

Ainda com relação ao processo de aquecimento por corrente elétrica, Kainth & Chaturvedi (1975) apresentaram uma comparação entre um modelo teórico de medição de temperatura e valores experimentais, coletados no torneamento de um aço liga com médio teor de carbono (En-24). Utilizando velocidades de corte entre 23 e 68 m/min, os autores verificaram uma boa aproximação entre os dois resultados, conforme exposto na Figura 2.25, evidenciando ainda que a resistência elétrica entre a ferramenta e a peça foi diretamente proporcional a velocidade de corte e inversamente proporcional ao comprimento de contato cavaco-ferramenta (Figura 2.26).



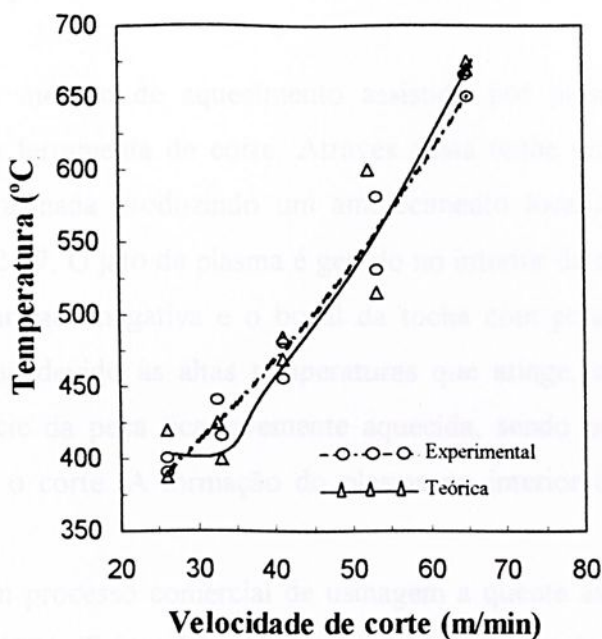


Figura 2.25 – Temperatura na interface cavaco-ferramenta em função da velocidade de corte (Kainth & Chaturvedi, 1975).

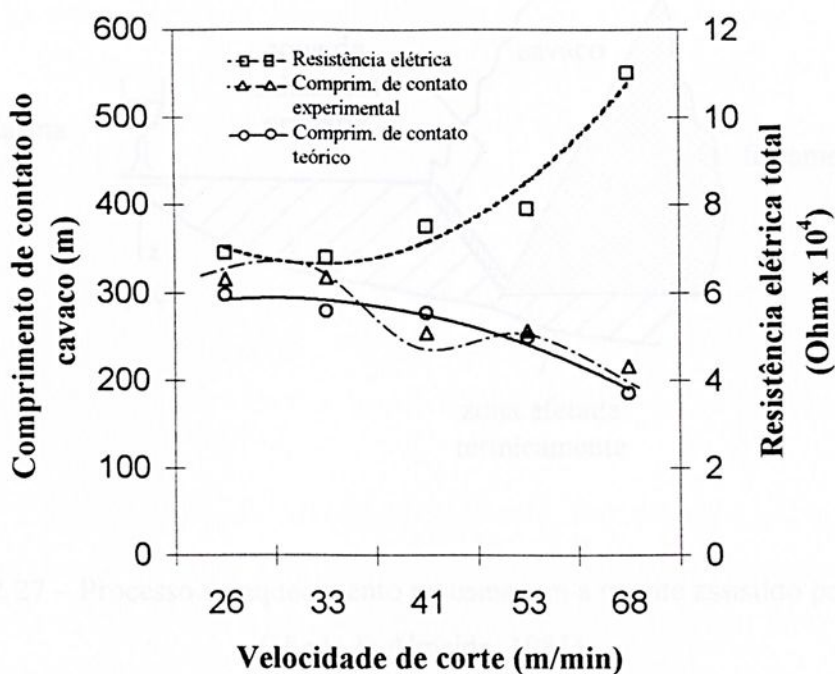


Figura 2.26 – Comprimento de contato do cavaco e resistência elétrica total em função da velocidade de corte (Kainth & Chaturvedi, 1975).

Método assistido por plasma

No método de aquecimento assistido por plasma, uma tocha de gás é instalada a frente da ferramenta de corte. Através desta tocha um jato de plasma incide na superfície que será usinada produzindo um amolecimento localizado da peça, conforme é mostrado na Figura 2.27. O jato de plasma é gerado no interior da tocha, entre um eletrodo de tungstênio com polaridade negativa e o bocal da tocha com polaridade positiva. O bocal é refrigerado com água devido às altas temperaturas que atinge, cerca de 1200 °C. Após a usinagem, a superfície da peça fica levemente aquecida, sendo possível tocá-la com a mão imediatamente após o corte. A formação do plasma no interior da tocha pode ser visto na Figura 2.28.

Um processo comercial de usinagem a quente assistido por arco de plasma foi apresentado em 1971. Tal modelo foi desenvolvido pela Production Engineering Research Association (PERA) na Grã Bretanha, sendo chamado de processo “PERA CUTFAST”.

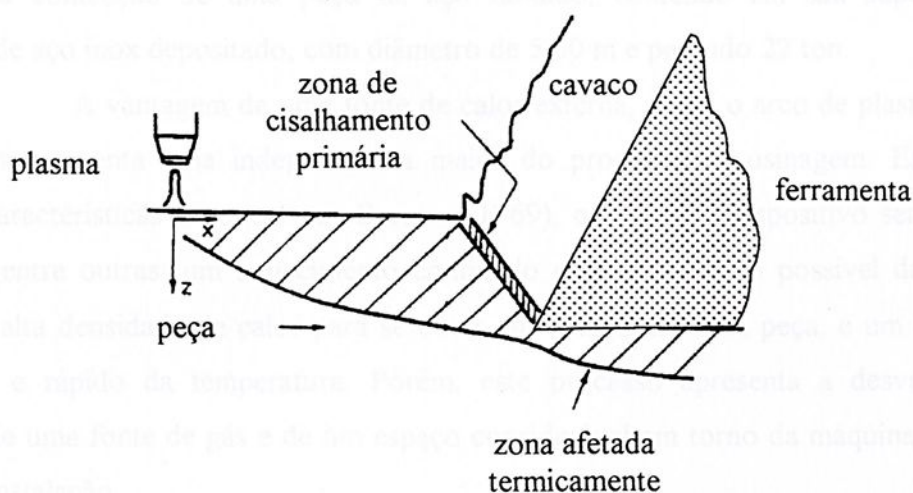


Figura 2.27 – Processo de aquecimento na usinagem a quente assistido por plasma
(Hinds & Almeida, 1981).

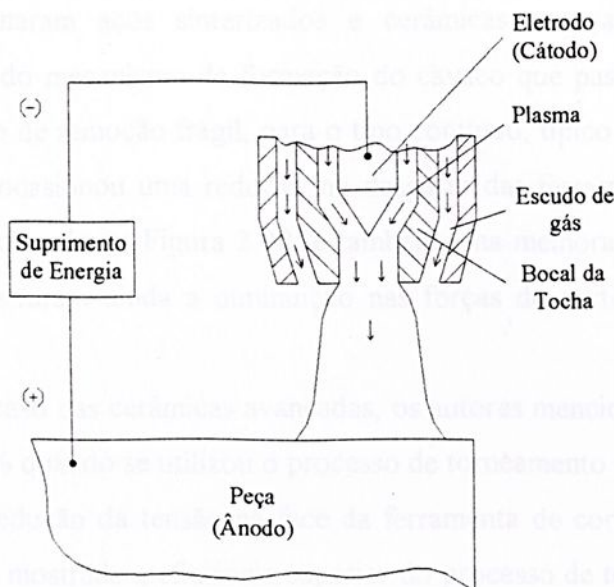


Figura 2.28 – Detalhe do plasma (Leshock et al., 2001).

A técnica PERA CUTFAST promoveu uma redução de custo total de um processo de usinagem em torno de 40% quando a empresa Head Wrightson Company aplicou-o na confecção de uma peça de aço fundido, contendo em sua superfície uma quantidade de aço inox depositado, com diâmetro de 5,50 m e pesando 22 ton.

A vantagem de uma fonte de calor externa, como o arco de plasma, é que o aquecimento apresenta uma independência maior do processo de usinagem. Este método atende as características descritas por Barrow (1969), que para o dispositivo ser ideal deve apresentar, entre outras: um aquecimento confinado o mais próximo possível da região de corte, uma alta densidade de calor para se obter alta temperatura na peça, e um controle de modo fácil e rápido da temperatura. Porém, este processo apresenta a desvantagem de necessitar de uma fonte de gás e de um espaço considerável em torno da máquina-ferramenta para a sua instalação.

Utilizando-se da usinagem a quente por plasma, König et al. (1990) relataram suas pesquisas sobre a usinagem de novos materiais, conseguindo reduzir em aproximadamente 40% o desgaste na superfície de saída da ferramenta quando se usina ligas à base de cobalto. Kitagawa et al. (1988) mostraram experimentos envolvendo inserts de carbeto de tungstênio e corpos de prova em metais com alta dureza, entre eles um aço com 12% de Mn e um ferro fundido com 2,25% de Cr, demonstraram que o custo do corte total é reduzido em mais de 50% graças à diminuição do desgaste da ferramenta. Já Kitagawa e

Maekawa (1990) usinaram aços sinterizados e cerâmicas avançadas, como a alumina, revelando a mudança do mecanismo de formação do cavaco que passa do tipo descontínuo, característico do modo de remoção frágil, para o tipo contínuo, típico da remoção de material dúctil. Este processo ocasionou uma redução no desgaste das ferramentas de diamante e de PCBN, conforme é mostrado na Figura 2.29, e também uma melhora na rugosidade da peça. Os pesquisadores mostraram ainda a diminuição nas forças de corte durante a usinagem a quente.

No caso das cerâmicas avançadas, os autores mencionaram uma redução nas forças de corte de 20% quando se utilizou o processo de torneamento em temperatura elevada, associado com uma redução da tensão na face da ferramenta de corte. Na usinagem do aço rápido sinterizado, foi mostrada a eficiência superior do processo de torneamento a quente em relação à operação de retificação.

Bhattacharyya e Scrutton (1971) constataram a diminuição da taxa de desgaste adesivo com o aumento da temperatura de usinagem de um aço austenítico com manganês quando examinaram o fluxo plástico do metal adjacente na interface cavaco-ferramenta de peças usinadas a quente. Novak et al. (1997), realizaram testes de usinagem com o Inconel 718 conseguindo uma rugosidade quatro vezes menor do que no processo convencional. Os autores perceberam ainda uma redução das forças de corte de 20%.

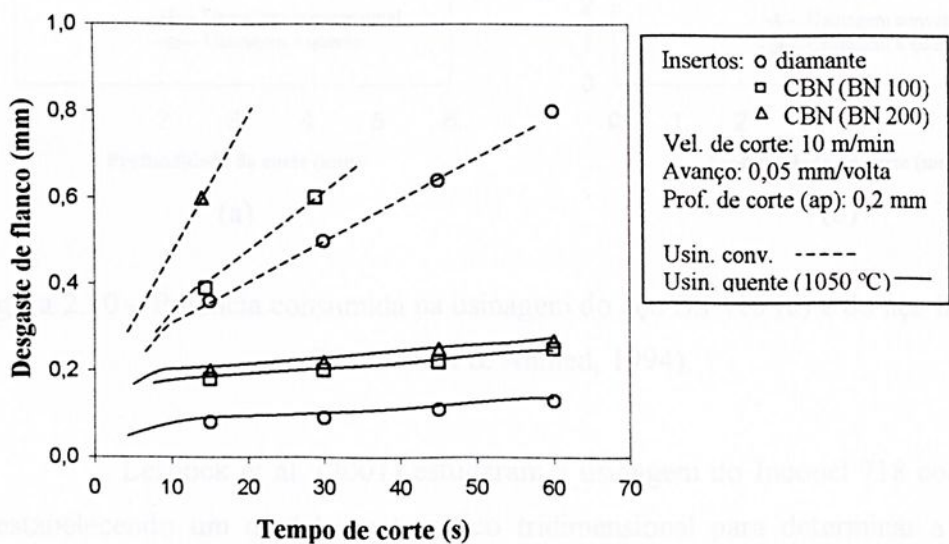


Figura 2.29 – Desgaste de flanco na usinagem de cerâmicas avançadas para diferentes materiais de ferramenta (Kitagawa e Maekawa, 1990).

Madhavulu & Ahmed (1994), compararam a potência consumida na operação de torneamento a quente e convencional usinando um aço inoxidável (SS 410) e um aço liga (3,75% Cr e 2,72% Mo) com velocidade de corte de 100 m/min e insertos de carboneto cementados em ambos ensaios, com avanço de 0,088 mm/volta para o aço SS410 e 0,175 mm/volta para o aço liga. Nestas condições, conseguiram uma redução da potência consumida em 25% para o primeiro aço e 21% para o segundo (Figura 2.30). No mesmo experimento, os autores mediram a temperatura na superfície do corpo-de-prova usinado após cada passe, e observaram em todos os ensaios uma temperatura menor que 100 °C, permitindo que os pesquisadores afirmassem a impossibilidade de algum prejuízo metalúrgico na superfície usinada. Continuando, os pesquisadores calcularam todos os custos referentes aos dois métodos de usinagem e revelaram um ganho de produtividade de 35% em favor do processo a quente.

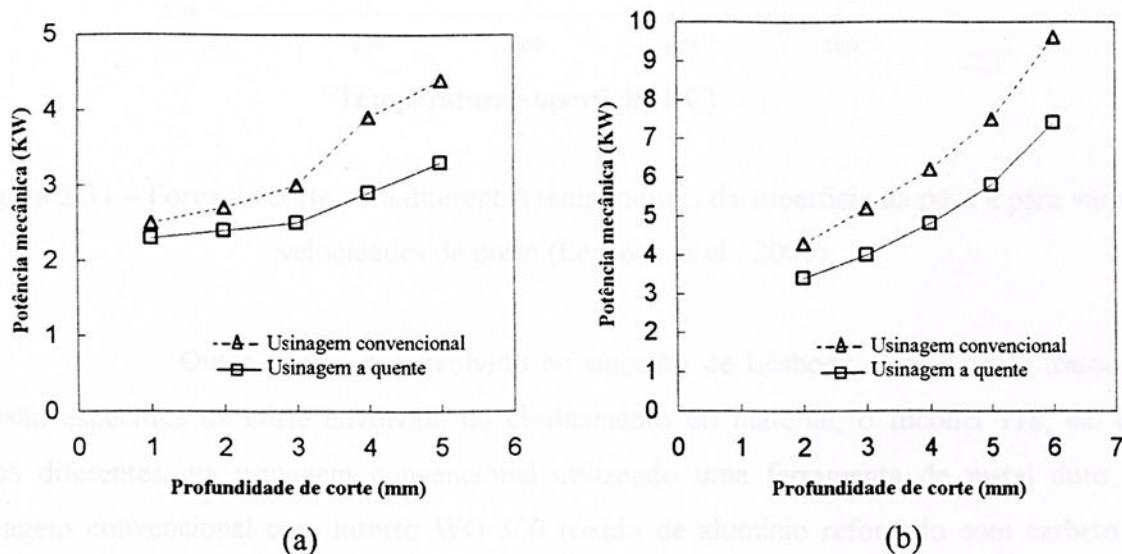


Figura 2.30 – Potência consumida na usinagem do aço SS 410 (a) e do aço liga (b) (Madhavulu & Ahmed, 1994).

Leshock et al. (2001) estudaram a usinagem do Inconel 718 com auxílio de plasma estabelecendo um modelo matemático tridimensional para determinar a distribuição da temperatura numa peça cilíndrica. Os resultados foram comparados com os valores obtidos experimentalmente mostrando uma boa aproximação entre eles. Em um dos ensaios experimentais, os pesquisadores mediram a força de corte para diferentes temperaturas da

superfície da peça e sob várias velocidades de corte, para um mesmo avanço de 0,124 mm/volta. Neste caso, a temperatura foi medida com um pirômetro infravermelho e a ferramenta empregada de óxido de alumínio reforçado com “whiskers”. A Figura 2.31 apresenta os resultados desses ensaios, onde se constatou um decréscimo de aproximadamente 30% na força quando a temperatura da peça alcançou 600°C.

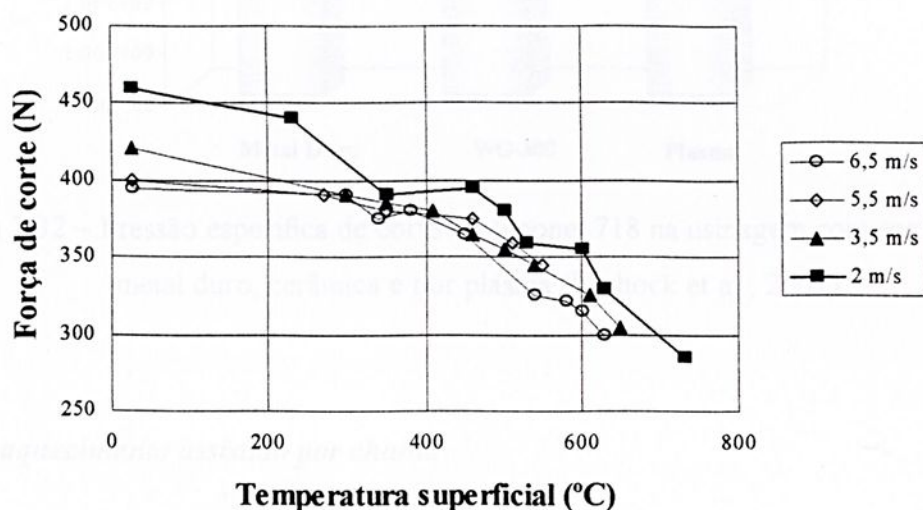


Figura 2.31 – Força de corte para diferentes temperaturas da superfície da peça e para várias velocidades de corte (Leshock et al., 2001).

Outro ensaio desenvolvido no trabalho de Leshock et al. (2001) tratou da pressão específica de corte envolvida no cisalhamento do material, o Inconel 718, em três casos diferentes: na usinagem convencional utilizando uma ferramenta de metal duro, na usinagem convencional com inserto WG-300 (óxido de alumínio reforçado com carbetto de silício), e na usinagem a quente com o auxílio de plasma. Para velocidades de corte similares obteve-se significativa redução da pressão específica com o aquecimento da peça por plasma, conforme se pode notar pelo gráfico da Figura 2.32.

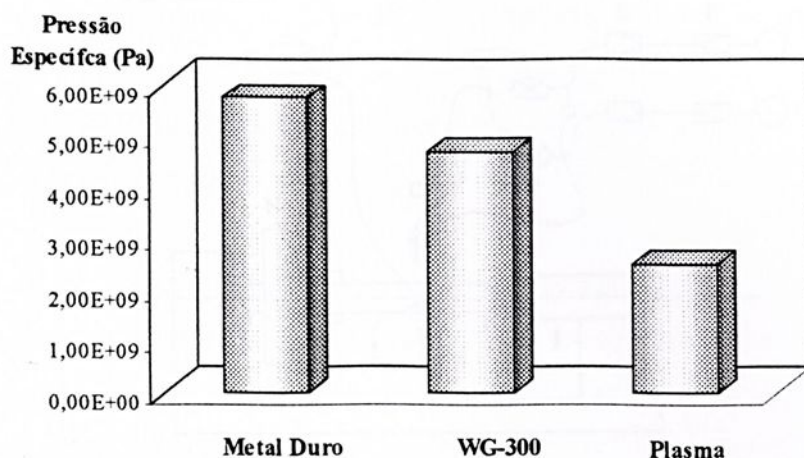


Figura 2.32 – Pressão específica de corte do Inconel 718 na usinagem convencional com metal duro, cerâmica e por plasma (Leshock et al., 2001).

Método de aquecimento assistido por chama

No método de aquecimento por chama, assim como no método por plasma, um maçarico é posicionado a frente da ferramenta de corte, mas neste caso as chamas são geradas pela mistura de oxigênio-acetileno ou oxigênio-GLP (gás liquefeito de petróleo), sendo a vazão da mistura controlada por medidores de fluxo. A Figura 2.33 mostra o esquema de usinagem a quente por chama desenvolvido por Özler et al. (2001).

Özler et al. (2001) realizaram experimentos usando este dispositivo onde observaram o aumento da vida da ferramenta com a elevação da temperatura da peça. Nos experimentos variou-se a temperatura até 600°C, conforme se pode verificar no gráfico da Figura 2.34. No intervalo entre a temperatura ambiente e 200°C se notou o maior aumento da vida da ferramenta. Na faixa entre 400°C e 600°C os valores da vida das ferramentas praticamente não se alteraram, pois como o aço austenítico tem temperatura de recristalização na faixa de 500 a 650°C, a alta temperatura de aquecimento pode ter provocado alterações estruturais indesejáveis no material e acima destes valores existe a possibilidade da redução da vida da ferramenta. Então, na usinagem deste tipo de aço, a adoção da temperatura da peça em torno de 400°C pode ser a mais apropriada, do ponto de vista de custo e de preservação das características do material usinado.

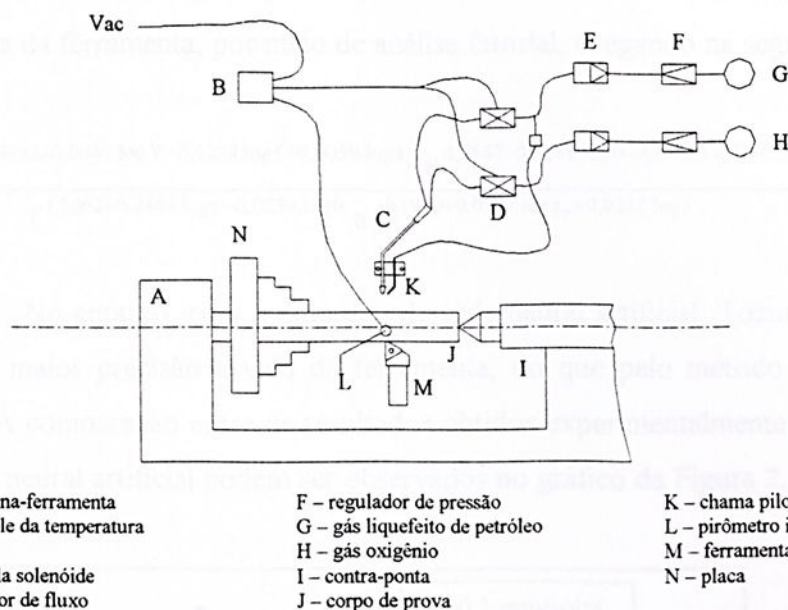


Figura 2.33 – Representação da usinagem a quente por chama (Özler et al. 2001).

Neste estudo, Özler et al. (2001) também observaram que quanto maior a velocidade de corte, menor é a vida da ferramenta, considerando um intervalo entre 22 m/min e 75 m/min. No entanto, os resultados indicaram que em relação a usinagem convencional, a usinagem a quente permitiu a operação com valores de velocidade de corte maiores. Percebeu-se também, em menores proporções, que quando se aumenta o avanço ou a profundidade de usinagem a vida da ferramenta diminuiu.

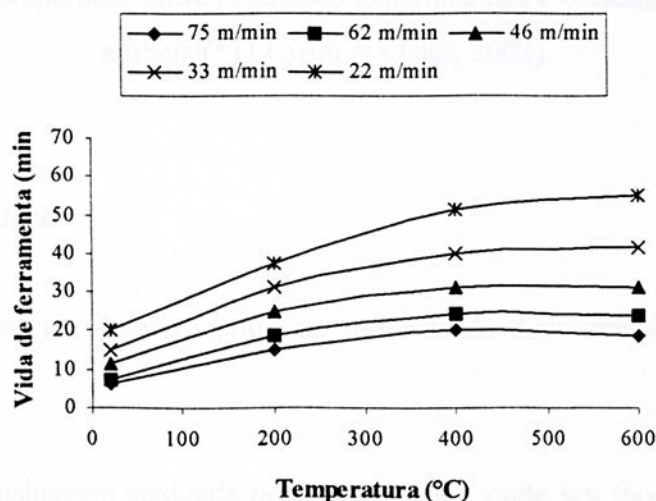


Figura 2.34 – Vida da ferramenta e temperatura da peça para diferentes velocidades de corte (Özler et al. 2001).

Özler et al (2001) também desenvolveram um modelo matemático para predição da vida da ferramenta, por meio de análise fatorial, chegando na seguinte expressão:

$$T = \frac{12,9978.V^{0,9632-0,0947.\log V-0,0238.\log f+0,0059.\log a_p}.\theta^{4,7687-0,3218.\log \theta-0,1853.\log V+0,038.\log a_p}}{f^{1,3062+0,2449.\log f-0,0230.\log \theta}.a_p^{0,1989+0,0907.\log a_p+0,0258.\log f}} \tag{2.12}$$

No entanto, com o emprego de rede neural artificial, Tozun & Özler (2002) estimaram com maior precisão a vida da ferramenta, do que pelo método fatorial utilizado anteriormente. A comparação entre os resultados obtidos experimentalmente e estimados pelo método de rede neural artificial podem ser observados no gráfico da Figura 2.35.

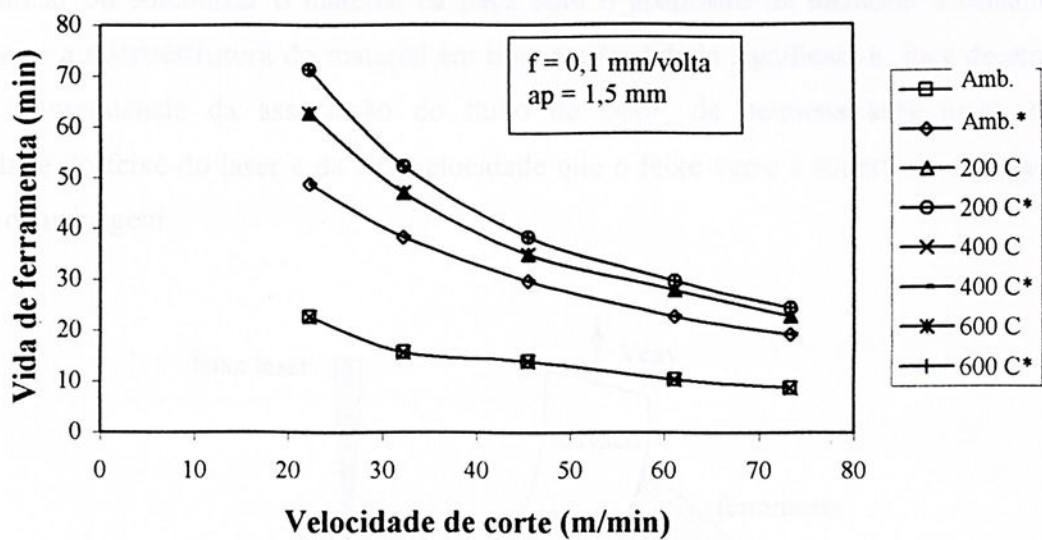


Figura 2.35 – Comparação entre resultados experimentais e obtidos por rede neural artificial(*) (Tozun & Özler, 2002).

Método assistido por laser

A energia do laser pode ser utilizada de duas maneiras num processo de usinagem:

- ◆ primeiro, na usinagem auxiliada por laser (LAM), onde seu feixe aquece uma porção de material para imediatamente ser removida por uma ferramenta convencional de usinagem;

- ♦ segundo, na usinagem a laser (LM), onde o material da superfície é removido pela vaporização, sem auxílio da ferramenta de corte. Neste caso não se trata de um processo convencional e por isso é usado em situações especiais como na usinagem de materiais frágeis de difícil usinagem, como as cerâmicas avançadas.

No LAM, um feixe de laser é focalizado na superfície da peça a ser usinada através de um conjunto de lentes num ponto bem próximo a aresta da ferramenta de corte, como mostra a Figura 2.36. Neste tipo de usinagem a fonte de aquecimento pode ser empregada de dois modos:

No primeiro caso, o feixe de laser é utilizado para vaporizar, fundir e ressolidificar ou solubilizar o material da peça com o propósito de melhorar a usinabilidade sem alterar a microestrutura do material em uma profundidade significativa. Este desempenho é uma consequência da associação do fluxo de calor, da pequena área focal, da alta intensidade do feixe do laser e da alta velocidade que o feixe varre a superfície num processo normal de usinagem.

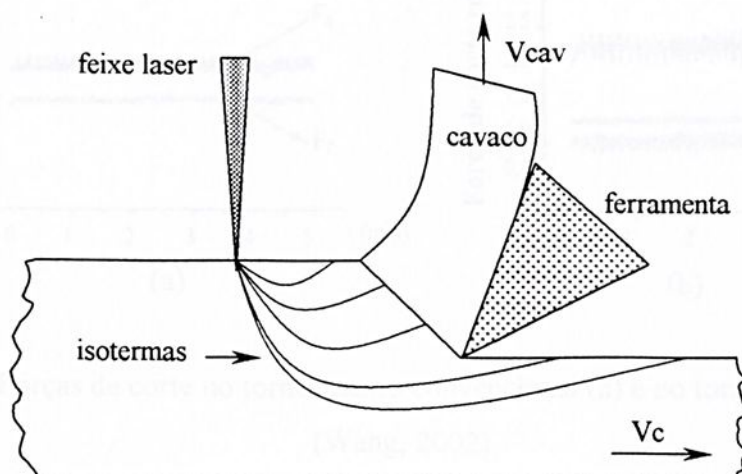


Figura 2.36 – Princípio da usinagem a quente assistida por laser (Salem et al., 1995).

A fusão e a ressolidificação do material da peça antes da remoção do material pode aumentar a usinabilidade do material dissolvendo partículas duras ou abrasivas absorvidas pelo material da peça. Devido ao resfriamento rápido as partículas não se precipitam novamente na peça, ou se isto ocorrer deve ser em menor escala, minimizando danos à ferramenta de corte (Vali et al., 1998).

Wang et al (2002), realizaram testes de torneamento com peças de compósitos, de matrizes de alumínio com reforço de partículas de Al_2O_3 , aquecidos com auxílio de laser YAG. No experimento o laser foi ajustado para uma potência de 150 W, a uma distância de 10 mm entre o local aquecido da peça, onde o laser incide, e a região de corte. As condições de ensaio empregadas são: velocidade de corte de 25 m/min, profundidade de usinagem de 0,3 mm e avanço de 0,1 mm/volta. Como resultado, obteve-se uma redução em torno de 50% nas forças de avanço e de profundidade, enquanto que a força de corte apresenta uma redução da ordem de 10%, em relação a usinagem convencional. Os gráficos com as medidas das forças de corte podem ser vistas na Figura 2.37. Além da constatação da minimização do desgaste da ferramenta em torno de 20 a 30%, o processo mostrou-se capaz de criar tensões residuais de compressão na camada superficial usinada, aumentando a resistência à fadiga da peça.

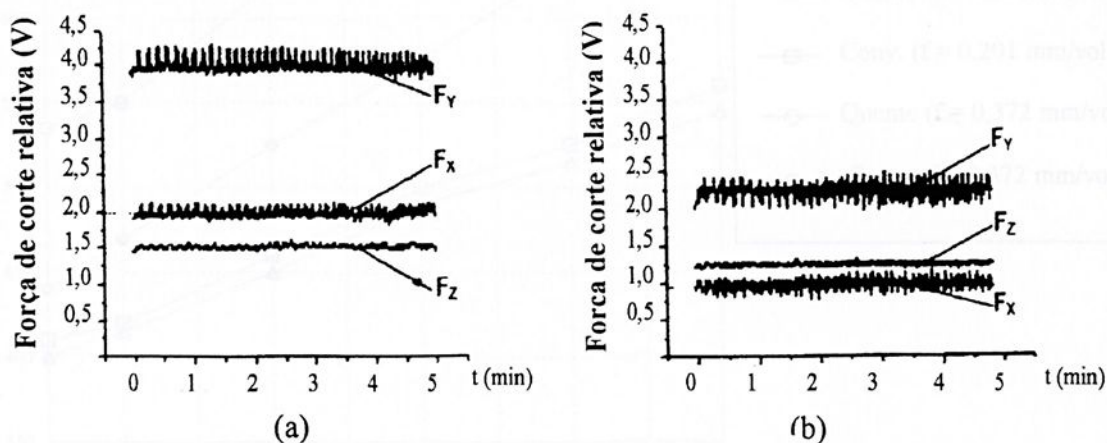


Figura 2.37 - Forças de corte no torneamento convencional (a) e no torneamento a laser (b) (Wang, 2002).

Método assistido por resistência elétrica

Quanto à tecnologia de usinagem a quente empregando resistência elétrica, verifica-se grande escassez de literatura a esse respeito, talvez pela baixa eficiência térmica deste tipo de fonte de calor. Hoje, no entanto, dispõem-se de modernas resistências a quartzo cuja eficiência pode ser satisfatória no aquecimento da peça na usinagem a quente.



Utilizando uma fonte de calor infravermelha produzida por resistências elétricas a quartzo de 500 Watts de potência, Mello et al. (2002) usinaram corpos de prova em aço ABNT 1045 com insertos de metal duro classe P30 sem recobrimento, utilizando uma velocidade de corte de 105 m/s e dois avanços diferentes, onde verificaram que o aumento do avanço favoreceu a diminuição da potência elétrica consumida pelo motor principal da máquina ferramenta no processo de torneamento a quente quando comparado com o convencional (Figura 2.38).

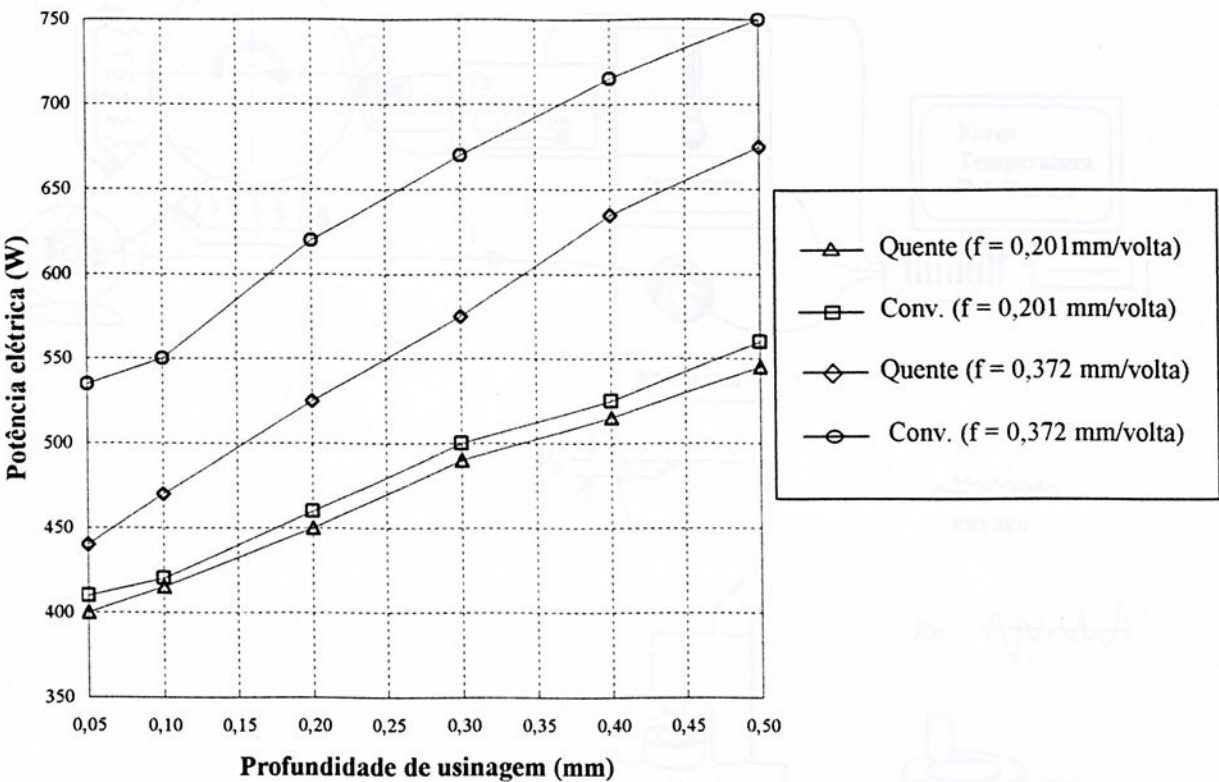


Figura 2.38 – Potência elétrica em função da profundidade de usinagem sob dois avanços diferentes (Mello et al., 2002).

3. MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo são apresentados os procedimentos experimentais e os materiais utilizados nos ensaios. Na Figura 3.1 é mostrado um esquema ilustrativo da montagem do experimento com os elementos básicos envolvidos e as respectivas variáveis de saída desejadas no trabalho.

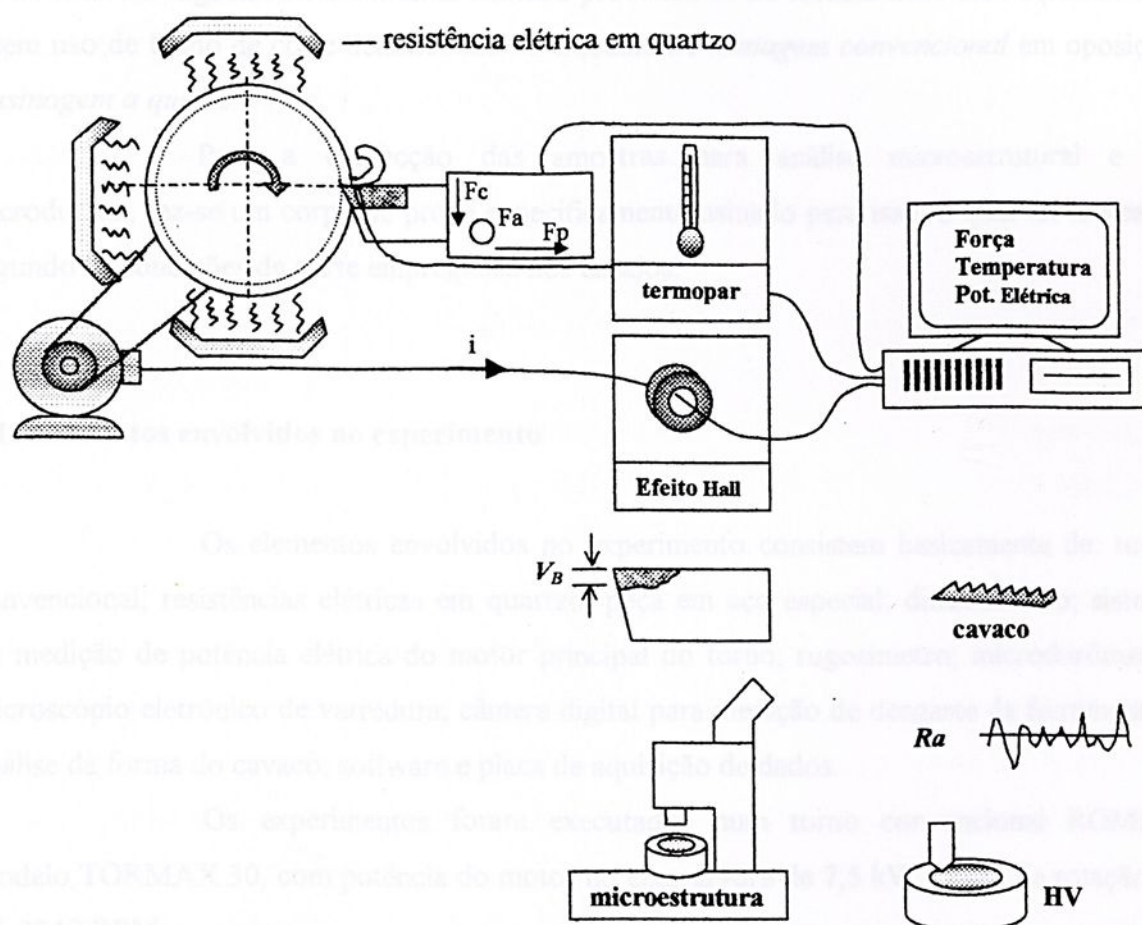


Figura 3.1 – Esquema ilustrativo do experimento

O experimento consistiu, basicamente, no torneamento de um corpo de prova envolvido por três resistências elétricas em quartzo para aquecê-lo. Sob diferentes condições de usinagem foram medidos: o desgaste da ferramenta de corte, a rugosidade dos corpos de prova usinados, as componentes da força de usinagem (força de corte, de avanço e de profundidade), a potência elétrica consumida pelo motor principal do torno, a temperatura

relativa da ferramenta de corte, a microestrutura e a microdureza do material usinado, e a análise da forma dos cavacos.

Inicialmente, antes do ensaio em cada condição de usinagem estabelecida, aqueceu-se o corpo de prova deixando em rotação o tempo suficiente para atingir a temperatura de ensaio, medida na superfície do corpo de prova. Uma vez estabilizada a temperatura, procedeu-se a usinagem, onde ao final de cada passe mediu-se o desgaste da ferramenta e a rugosidade. Da mesma maneira procedeu-se no torneamento sem aquecimento e sem uso de fluido de corte denominado no trabalho de *usinagem convencional* em oposição a *usinagem a quente*.

Para a confecção das amostras para análise microestrutural e de microdureza, fez-se um corpo de prova especificamente usinado para isso, o qual foi torneado segundo as condições de corte empregadas nos ensaios.

3.1. Elementos envolvidos no experimento

Os elementos envolvidos no experimento consistem basicamente de: torno convencional; resistências elétricas em quartzo; peça em aço especial; dinamômetro; sistema de medição de potência elétrica do motor principal do torno; rugosímetro; microdurômetro; microscópio eletrônico de varredura; câmera digital para medição de desgaste da ferramenta e análise da forma do cavaco; software e placa de aquisição de dados.

Os experimentos foram executados num torno convencional ROMI – modelo TORMAX 30, com potência do motor no eixo-árvore de 7,5 kW e faixa de rotação de 45-2240 RPM.

As formas e mecanismos de desgastes foram analisados através de um microscópio estereoscópio óptico NIKON – modelo SMZ 800 conectado a uma câmera digital de alta definição (490 linhas) da marca COPI – modelo DSP e placa processadora de imagens *PixelView Station 4* instalada em microcomputador.

A rugosidade média aritmética (R_a) foi medida utilizando-se um rugosímetro portátil marca *TAYLOR HOBSON* modelo *Surtronic 3⁺*, com ponta do apalpador de 0,2 μm , em conjunto com software *Talyprof*, ajustado para um comprimento de amostragem (*cut-off*) de 0,8 mm. Os valores de rugosidade foram medidos na região central



dos corpos de prova (de 75 mm de comprimento), em três posições equidistantes ao longo de sua circunferência, e em seguida calculada a média dos valores para a confecção dos gráficos.

Os valores da microdureza foram obtidos usando um microdurômetro digital *BUEHLER* modelo MMT-3 com carga de 25 gramas aplicada durante 10 segundos na escala Vickers (HV).

A análise microestrutural foi avaliada através de um banco metalográfico NEOPHOT 32 acoplado a uma câmera digital MAVICA – modelo 12X e por um microscópio eletrônico de varredura *ZEISS* modelo DSM 960 (*Digital Scanning Microscope*).

A dureza superficial do corpo de prova foi verificada durante os testes utilizando um durômetro mecânico *OFFICINE GALILEO* com carga de 150 kgf aplicada durante 7 segundos na escala HR_c . Os valores de dureza nominais para este aço estiveram entre 38-40 HR_c .

As forças de usinagem foram medidas utilizando um dinamômetro piezoelétrico *KISTLER* modelo 9257-BA, de três componentes, montado sob o suporte da ferramenta. O amplificador de carga foi conectado a uma placa de aquisição A/D e interligado ao software *LabView 6.1*. A taxa de amostragem selecionada foi de 200 pontos/segundo, mostrando-se plenamente satisfatória.

Para o monitoramento da potência elétrica do motor principal do torno, foi feita a aquisição através de um sensor de *efeito Hall* capaz de medir a corrente elétrica. Este componente trata-se de um elemento piezoelétrico que recebe a corrente do motor trifásico do acionamento do eixo principal do torno (até 20 A para o sensor escolhido) e que pela interação entre o campo magnético produzido por esta corrente e uma corrente de controle produzida pelo circuito interno do sensor, produziu uma força eletromotriz entre os terminais do elemento piezoelétrico denominada tensão de efeito Hall, a qual foi utilizada para a medida da corrente elétrica. Como os sinais de saída da tensão e da corrente foram baixos e insuficientes para uma medição precisa na placa de aquisição de dados, foi necessária a construção de um amplificador de sinais para tensão e corrente. Na sequência, os sinais foram enviados para um sistema de aquisição de dados gerenciado por um microcomputador que utiliza o software *LabView 6.1*. Um exemplo da tela desenvolvida para a aquisição de dados é mostrada na Figura 3.2.



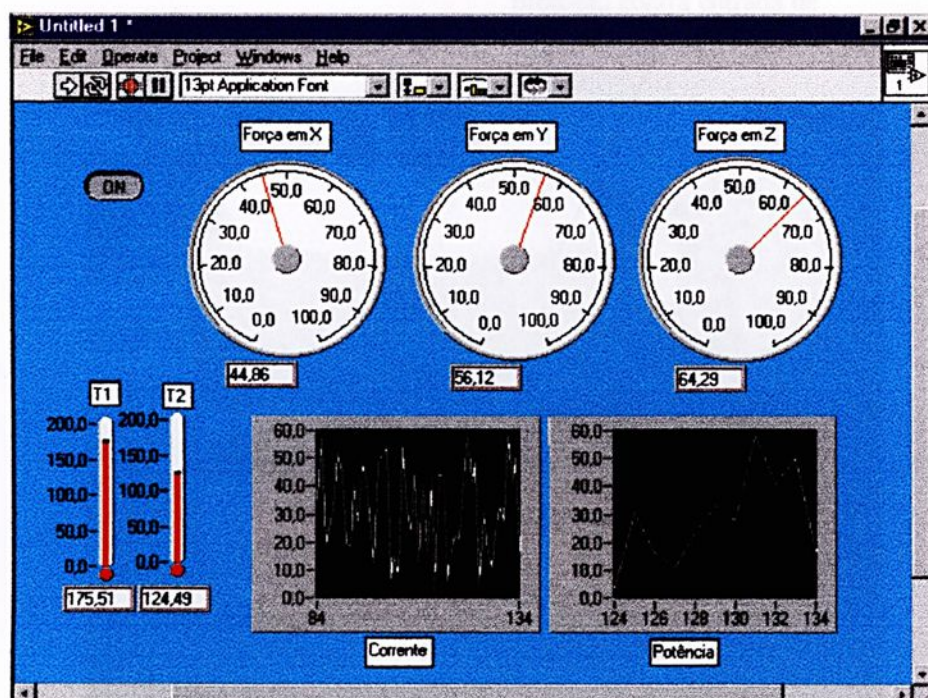


Figura 3.2 – Exemplo da tela do software *LabView 6.1* para aquisição de dados.

Para o aquecimento dos corpos de prova foram utilizadas três resistências em quartzo, que produzem radiação infravermelha, de 500 Watts de potência cada uma, modelo FTRZ 500/125 produzidas pela empresa ELETROTHERMO. Estas resistências foram dispostas à 10 mm da superfície do corpo de prova. A Figura 3.3 mostra o banco de ensaio montado com o experimento em curso.

A temperatura da superfície do corpo de prova foi medida com um termômetro de radiação infravermelha da marca RAYTEK – modelo Raynger MX4 e somente após o corpo de prova atingir a temperatura de estabilização, identificada em torno de 230 °C, é que se processou a usinagem. A técnica de determinação de temperatura por sensor infravermelho mediu a energia oriunda de ondas eletromagnéticas na faixa de comprimentos de onda do infravermelho. Um sistema de lentes instalado no instrumento capta esta energia. Sabendo-se a emissividade do corpo do qual a temperatura está sendo medida, o instrumento fornece a temperatura média da peça.

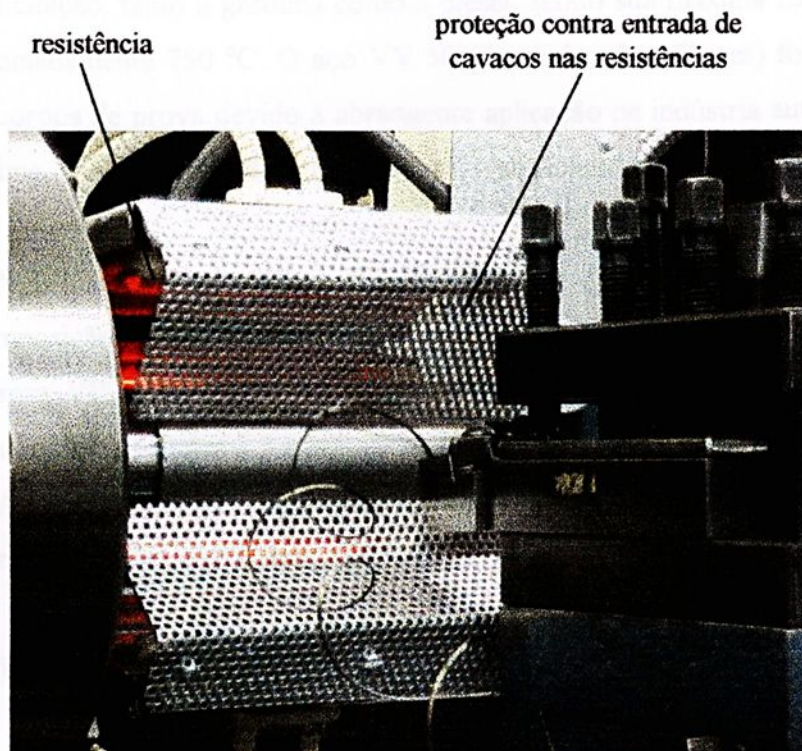


Figura 3.3 - Torneamento do corpo de prova com o sistema de aquecimento montado na máquina-ferramenta.

A temperatura da ferramenta foi medida pelo método do termopar implantado do tipo K (níquel-alumínio/níquel-cromo), cuja união entre os dois fios produziu uma forma de esfera de diâmetro 1,2 mm, executando-se um único passe ao longo do corpo de prova para a coleta da temperatura. Para calibração do termopar foi utilizado um medidor de temperatura digital da marca SALVTERM – modelo 1200K com termopar do tipo K calibrado e um multímetro digital da marca MERCER – modelo 9301.

3.2. Material do corpo de prova

O material utilizado nos ensaios trata-se de um aço austenítico resistente ao calor, endurecível por precipitação do tipo Cromo-Manganês-Níquel-Nióbio-Nitrogênio, produzido pelo processo de laminação e projetado para uso na fabricação de válvulas de motores de combustão interna. É indicado para fabricação de válvulas de exaustão de motores

de média e alta solicitação, tanto à gasolina como a diesel, sendo sua máxima temperatura de operação de aproximadamente 750 °C. O aço VV 50 (denominação Villares) foi selecionado como material de corpos de prova devido à abrangente aplicação na indústria automobilística, aeronáutica, marítima, química e nuclear e, ainda em componentes que trabalham em altas temperaturas.

A Tabela 3.1 apresenta a classificação do aço VV 50 em várias normas, sendo que a composição química e as propriedades mecânicas foram fornecidas pelo fabricante, a empresa VILLARES METALS, mediante certificado de qualidade da análise química e dureza, conforme Tabelas 3.2 e 3.3.

A forma e as dimensões dos corpos de prova estão ilustrados na Figura 3.4, segundo uma tolerância geral de $\pm 0,1$ mm.

Tabela 3.1 – Classificação do aço VV 50 em várias normas.

Norma/Entidade	Classificação/Denominação
SAE J775	XEV-F
BS	352 S 52
AFNOR	Z 55 CMN Nb 21-09
Denominação Comercial	21-4Nb

Tabela 3.2 - Composição química do aço VV 50 (% - massa).

C	0,45 / 0,55	W	0,80 / 1,50
Si	0,45 máx	Nb	1,80 / 2,50
Mn	8,0 / 10,0	P	0,050 máx
Cr	20,0 / 22,0	S	0,030 máx
Ni	3,50 / 5,50	Fe	Restante
N	0,40 / 0,60		



Tabela 3.3 – Propriedades mecânicas do aço VV 50 na temperatura ambiente.

Limite de escoamento (0,2%)	590 Mpa
Limite de resistência	980 – 1200 Mpa
Alongamento (5D _i)	8%
Redução de área	10%
Dureza	35 – 40 HR _C (~ 350 – 400 HB)

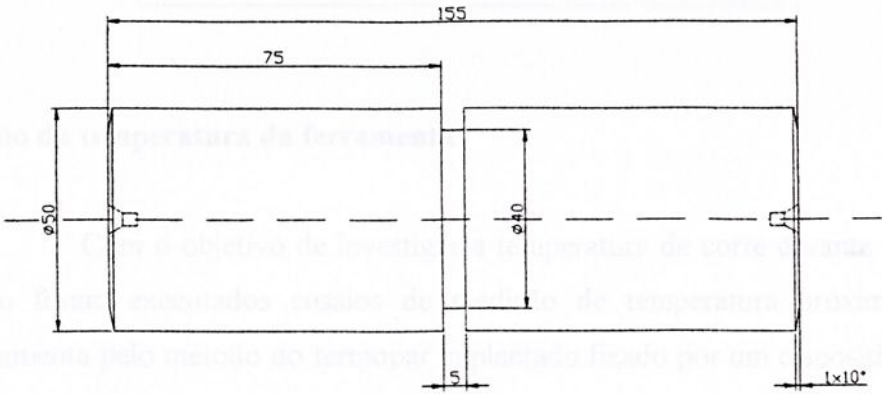


Figura 3.4 – Dimensões do corpo de prova, mm.

3.3. Ferramenta

As ferramentas, fabricadas pela empresa ISCAR, empregadas nos ensaios são de metal duro TNMA 160408, sem quebra cavacos e com furo para fixação, classe IC 9015 (ISO P10 – P30 e K10 – K25), revestidas por uma cobertura espessa de TiCN, Al₂O₃ e TiN pelo processo CVD, possuindo boa resistência ao desgaste e cor dourada, com fácil identificação do desgaste. Sob a cobertura há um substrato enriquecido por cobalto. Essa classe é recomendada para suportar altas temperaturas, sendo ideal para usinagem sem refrigeração.

O conjunto porta-ferramentas utilizado é fabricado pela empresa SANDVIK COROMANT, com especificação ISO MTJNR 2020K – 16M1, conforme ilustra a Tabela 3.4.

Tabela 3.4 – Geometria do conjunto porta-ferramentas

Geometria	Triangular
Ângulo de posição (χ_r)	93 °
Ângulo de saída (γ_o)	- 6°
Ângulo de folga (α_o)	+ 6°
Ângulo de inclinação (λ_s)	- 6°

3.4. Medição da temperatura da ferramenta

Com o objetivo de investigar a temperatura de corte durante o processo de torneamento foram executados ensaios de medição de temperatura próximo à interface cavaco-ferramenta pelo método do termopar implantado fixado por um dispositivo (calço com rasgo para alojamento da cabeça do termopar) construído especialmente para esse fim, na parte inferior da pastilha, a uma distância de 4,76 mm da aresta de corte, conforme ilustração na Figura 3.5.

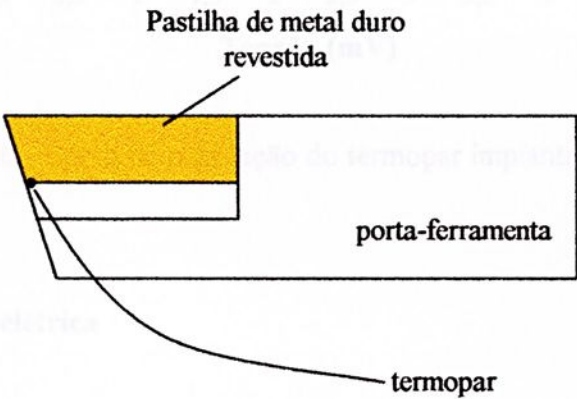


Figura 3.5 – Ilustração do termopar implantado na pastilha de metal duro.

A medição de temperatura de corte foi feita apenas no primeiro passe de cada condição, tal cuidado foi tomado para garantir que sempre se tinha uma aresta de corte nova, ou seja, sem desgaste.

Para a calibração do sistema de medição da temperatura na ferramenta, posicionou-se o termopar, um milivoltímetro e um medidor de temperatura num recipiente contendo óleo, fez-se uma planilha estabelecendo a correspondência entre temperatura e diferença de potencial elétrico a medida que o óleo era aquecido, atingindo uma temperatura final de 800 °C. Através de uma regressão polinomial feita por software Excel gerou-se um polinômio relacionando essas grandezas. A Figura 3.6 mostra a curva de calibração do termopar, representada pela equação da reta ($y = 191,63x - 28,249$). Deste modo, o programa de aquisição *LabView* faz a leitura da temperatura em Volts e converte os dados em temperatura (°C), através da equação da reta de calibração.

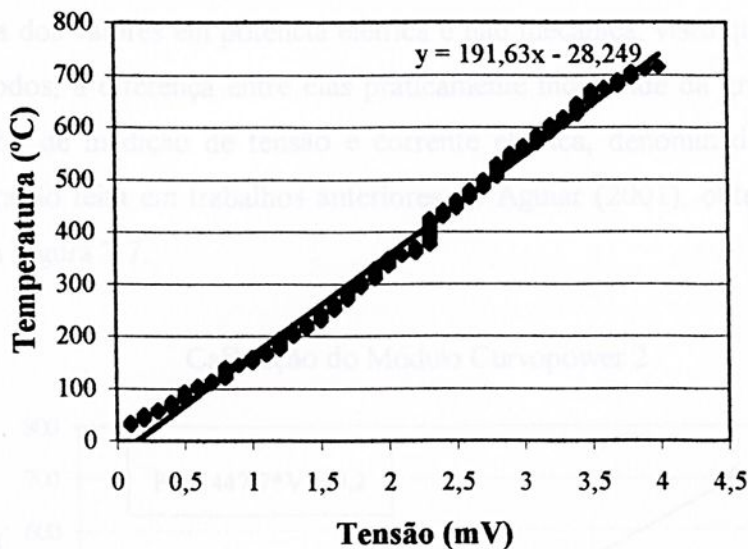


Figura 3.6 - Curva de calibração do termopar implantado.

3.5. Medição da Potência elétrica

Além das essenciais medições de cada componente da força de usinagem feitas pelo dinamômetro piezoelétrico optou-se, paralelamente, pela medição da potência elétrica do motor do torno para a ratificação dos resultados dos ensaios, considerando-se também a disponibilidade deste sistema instalado na máquina-ferramenta.



Neste sistema, os sinais de tensão e corrente, de baixa intensidade, foram amplificados e adquiridos pela placa de aquisição onde os valores foram interpretados pelo uso do software *LabView*.

Para os valores de potência mecânica a calibração foi realizada recorrendo-se às curvas de desempenho do motor elétrico do torno para assim serem considerados o fator de potência e rendimento para o caso específico do torno convencional Romi, modelo Tormax 30, de 7,5 kW. A partir destas curvas, através de métodos numéricos, foi efetuada uma regressão para determinar um polinômio de calibração que é aplicado ao programa de aquisição.

A curva característica do motor principal do torno foi importante para a transformação da potência elétrica em potência mecânica, entretanto, como o objetivo deste trabalho não foi de determinar os valores exatos de potência, mas sim uma comparação entre os valores da usinagem à quente e convencional, optou-se por utilizar nos resultados a apresentação direta dos valores em potência elétrica e não mecânica, visto que na comparação entre os dois métodos, a diferença entre elas praticamente independe da grandeza escolhida. Quanto ao aparelho de medição de tensão e corrente elétrica, denominado *Curvopower 2*, utilizou-se a calibração feita em trabalhos anteriores de Aguiar (2001), obtendo a expressão, conforme mostra a Figura 3.7.

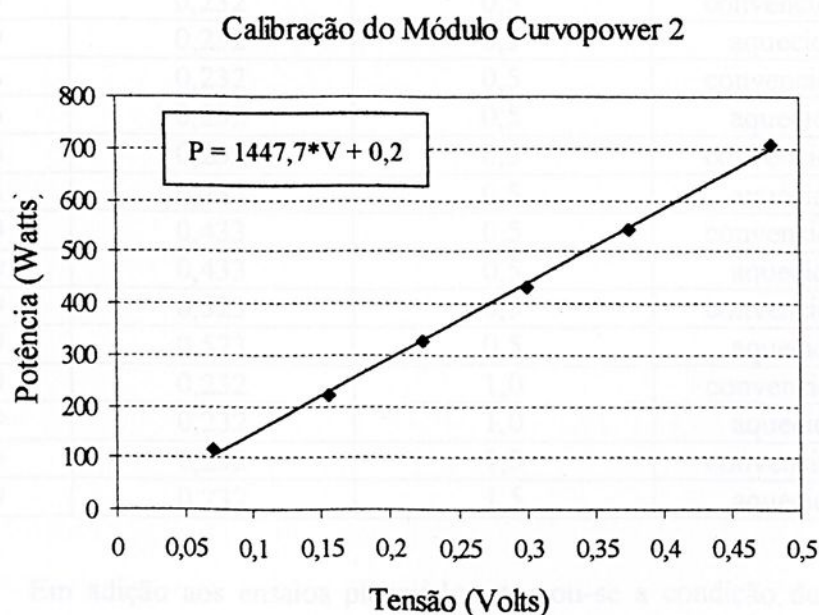


Figura 3.7 - Curva de calibração para potência elétrica do módulo *CurvoPower 2* (Aguiar, 2001).

3.6. Planejamento dos experimentos

Os parâmetros de corte, velocidade de corte (V_c), avanço (f) e profundidade de usinagem (a_p) foram selecionados, principalmente, mediante ensaios preliminares e recomendação do fabricante de ferramentas.

A matriz de experimentos foi montada iterativamente, ao longo dos ensaios. Inicialmente, estabeleceu-se quatro velocidades de corte diferentes mantendo-se constantes o avanço e a profundidade de usinagem. Uma vez identificada a velocidade de corte que proporcionou a maior vida da ferramenta, partiu-se para verificar a influência da variação de avanço, fixando a profundidade de usinagem no mesmo valor inicial. Com a velocidade de corte e avanço, cada um selecionado nos dois ensaios anteriores em função da maior vida de ferramenta, variou-se, por fim, a profundidade de usinagem. Todas as condições ensaiadas no trabalho são mostradas na Tabela 3.5.

Tabela 3.5 - Matriz de experimentos.

V_c (m/min)	Avanço (mm/rev.)	Prof. de corte (mm)	Torneamento
109	0,232	0,5	convencional
109	0,232	0,5	aquecido
139	0,232	0,5	convencional
139	0,232	0,5	aquecido
176	0,232	0,5	convencional
176	0,232	0,5	aquecido
216	0,232	0,5	convencional
216	0,232	0,5	aquecido
109	0,433	0,5	convencional
109	0,433	0,5	aquecido
109	0,523	0,5	convencional
109	0,523	0,5	aquecido
109	0,232	1,0	convencional
109	0,232	1,0	aquecido
109	0,232	1,5	convencional
109	0,232	1,5	aquecido

Em adição aos ensaios planejados, tomou-se a condição de maior vida da ferramenta na usinagem a quente e convencional ($V_c = 109$ m/min; $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm) comparando-as com o desgaste da ferramenta, a rugosidade e força na usinagem



refrigerada. Nesta mesma condição de usinagem aplica-se, então, um fluido de corte semi-sintético (Ultra Cut 370 da Rocol).

3.7. Preparação dos corpos de prova para análise microestrutural

Para a análise da microestrutura e medição de microdureza, optou-se em construir um novo corpo de prova exclusivamente para isso, baseado no trabalho de Silva (2002), com o objetivo de evitar ao máximo a interferência do processo de preparação das amostras na estrutura do material. Como resultado tem-se o corpo de prova segundo a forma e dimensões da Figura 3.8.

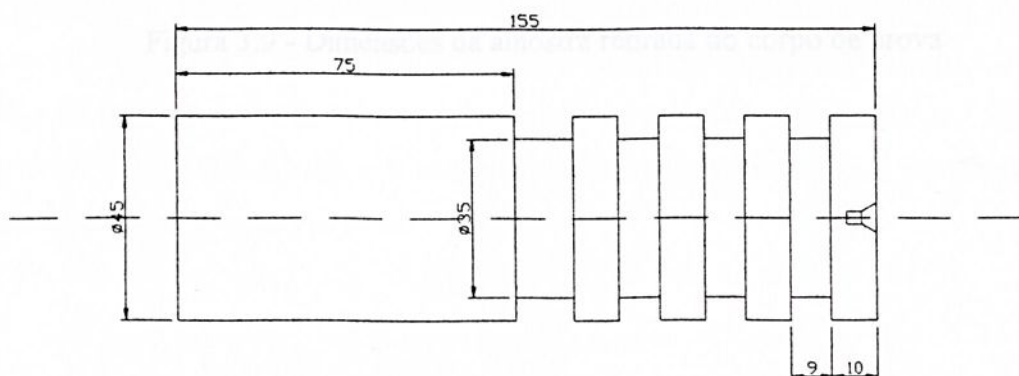


Figura 3.8 – Forma e dimensões do corpo de prova para retirada das amostras para análise de microestrutura e microdureza.

Neste corpo de prova, foram dados três passes de usinagem consecutivos para simular uma situação real de processo e introduzir os possíveis efeitos da usinagem tanto a quente quanto convencional. O trabalho de preparação metalográfica e ataque das amostras iniciaram com a complementação do sangramento dos canais, seguido de um faceamento interno a 3mm abaixo da superfície a ser analisada, como mostra a Figura 3.9. Em seguida foi utilizada uma máquina de corte metalográfico para a preparação das amostras, levando-se em conta às dimensões da máquina de embutimento. Após o corte, foi realizado o embutimento com bakelite condutora, seguido de lixamento das amostras com lixas d'água que variaram de 220 a 2000 Mesh. Após o lixamento das amostras, seguiu-se o polimento, utilizando-se pasta de óxido de cromo e alumina com a granulação de 1,0; 0,3 e 0,05 μ m.

4. RESULTADOS O ataque químico nas amostras foi realizado com uma solução composta de 1 grama de ácido pícrico, 5 mililitros de ácido clorídrico e 100 mililitros de etanol durante 30 segundos em média. Uma vez prontas, as amostras foram levadas ao microscópio eletrônico de varredura (MEV) para análise das microestruturas recorrendo-se a aumentos de 5000 e 10000 vezes.

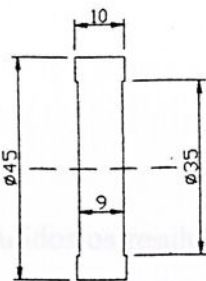


Figura 3.9 - Dimensões da amostra retirada do corpo de prova



Figura 4.1 - Desgaste de ferramenta VB_{max} da ferramenta em diversas velocidades de corte sob condições λ constante e convencional ($f = 0.233$ mm/volta e $ap = 0.5$ mm).

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos e as discussões para os ensaios de temperatura da ferramenta, forças de usinagem, desgaste da ferramenta, rugosidade, análise da microestrutura e microdureza. São ainda analisados os sinais adquiridos através do monitoramento da potência elétrica do motor principal.

4.1. Desgaste da ferramenta

Neste item são discutidos os resultados experimentais obtidos dos desgastes da ferramenta em função do comprimento de corte nas condições de usinagem apresentadas na Tabela 3.5, utilizando como critério de vida o desgaste de flanco médio $VB_B = 0,3\text{ mm}$. No gráfico da Figura 4.1 é apresentado o desgaste médio de flanco da ferramenta ao longo dos ensaios de torneamento a quente e convencional para quatro velocidades de corte diferentes (109; 139; 176 e 216 m/min) sob avanço e profundidade de usinagem constantes de 0,232 mm/volta e 0,5 mm, respectivamente.

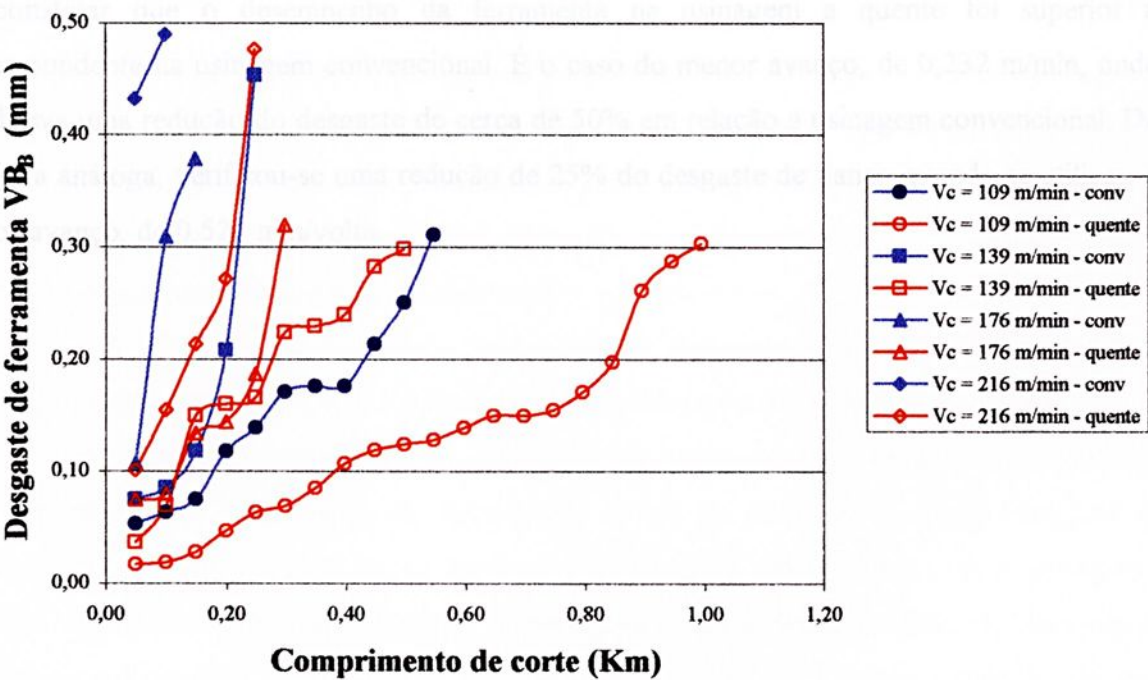


Figura 4.1 – Desgaste de flanco médio VB_B da ferramenta em diversas velocidades de corte sob condições a quente e convencional ($f = 0,232\text{ mm/volta}$ e $ap = 0,5\text{ mm}$).



De maneira geral, observou-se que o menor desgaste da ferramenta ocorreu com a usinagem a quente empregando-se a menor velocidade de corte, de 109 m/min. Além disso, notou-se que para todas as outras velocidades de corte a condição a quente produziu menor desgaste da ferramenta do que a sua correspondente na condição convencional. Como exemplo, obteve-se uma redução do desgaste de 70% na maior velocidade de corte (216 m/min) e de 50% para a menor delas (109 m/min).

Ainda com relação à Figura 4.1, é interessante notar que a usinagem a quente proporcionou menor desgaste da ferramenta mesmo em velocidades de corte maiores do que na usinagem convencional, como é o caso das seguintes condições: usinagem a quente sob 176 m/min *versus* usinagem convencional sob 139 m/min; e usinagem a quente sob 216 m/min *versus* usinagem convencional sob 176 m/min. Ou, ainda, valores próximos de desgaste entre a usinagem a quente sob 216 m/min e a usinagem convencional sob 139 m/min.

O gráfico da Figura 4.2 mostra o desgaste da ferramenta para três diferentes valores de avanços (0,232; 0,433 e 0,523 m/min) sob a mesma profundidade de usinagem, de 0,5 mm, e velocidade de corte de 109 m/min, a qual produziu a maior vida da ferramenta nos ensaios da Figura 4.1. Nota-se aqui que a maior vida da ferramenta foi obtida na usinagem a quente sob o menor avanço, de 0,232 m/min. Tomando-se um mesmo valor de avanço, pode-se constatar que o desempenho da ferramenta na usinagem a quente foi superior à correspondente na usinagem convencional. É o caso do menor avanço, de 0,232 m/min, onde se obteve uma redução do desgaste de cerca de 50% em relação a usinagem convencional. De maneira análoga, verificou-se uma redução de 25% do desgaste de flanco quando se utilizou o maior avanço, de 0,523 mm/volta.



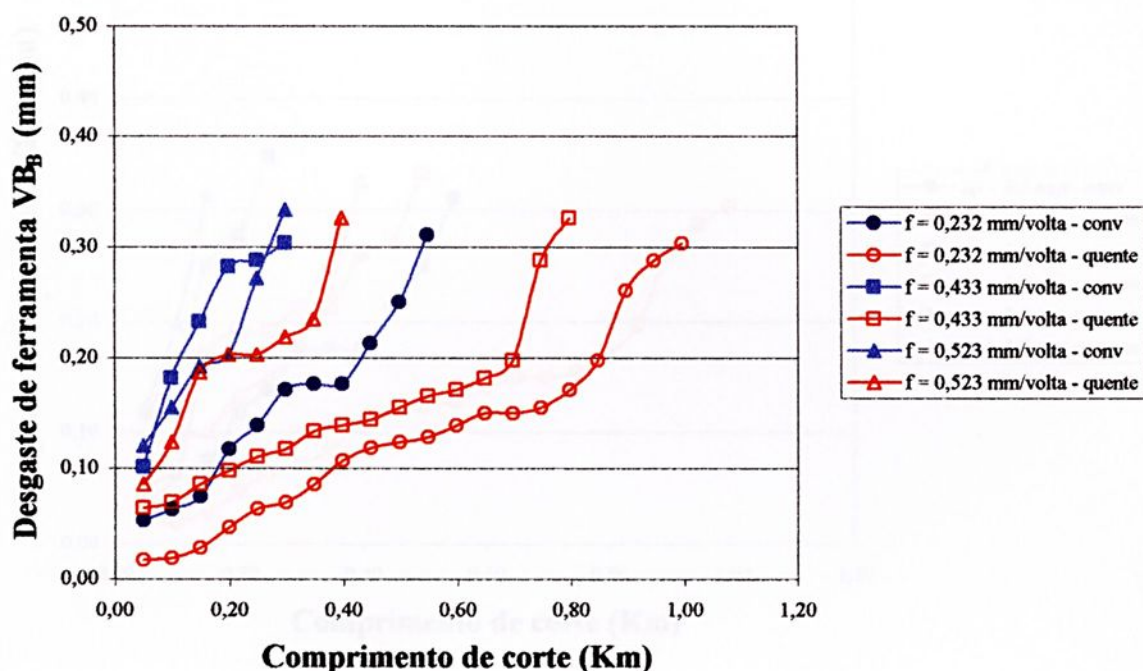


Figura 4.2 – Desgaste de flanco VB_B da ferramenta em diversos de avanços sob condições a quente e convencional ($V_c = 109$ m/min e $a_p = 0,5$ mm).

Na Figura 4.2, também se percebe que mesmo sob condições mais severas de usinagem, onde os avanços são maiores, houve diminuição do desgaste quando se empregou a usinagem a quente, como nos casos de: usinagem a quente sob 0,433 mm/volta *versus* usinagem convencional sob 0,232 mm/volta; e usinagem a quente sob 0,523 mm/volta *versus* usinagem convencional 0,433 mm/volta.

A Figura 4.3 mostra o desgaste da ferramenta para três profundidades de usinagem diferentes (0,5; 1,0; e 1,5 mm) sob a velocidade de corte de 109 m/min e avanço de 0,232 mm/volta, correspondentes às condições de usinagem dos ensaios anteriores que proporcionaram a maior vida da ferramenta. Como se observa, o menor desgaste da ferramenta foi obtido para a menor profundidade de corte, de 0,5 mm, com a usinagem a quente. Considerando-se esta condição, constatou-se uma redução de 50% do desgaste da usinagem convencional. Para a maior profundidade de corte, de 1,5 mm, a redução foi mais significativa, em torno de 65%.

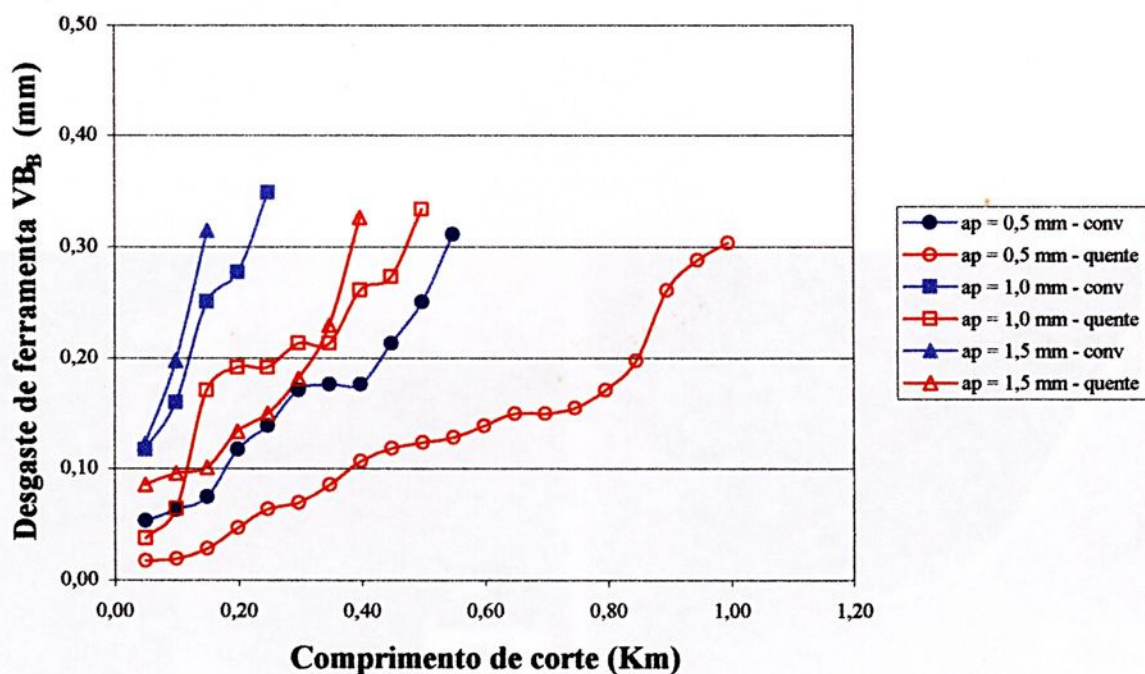
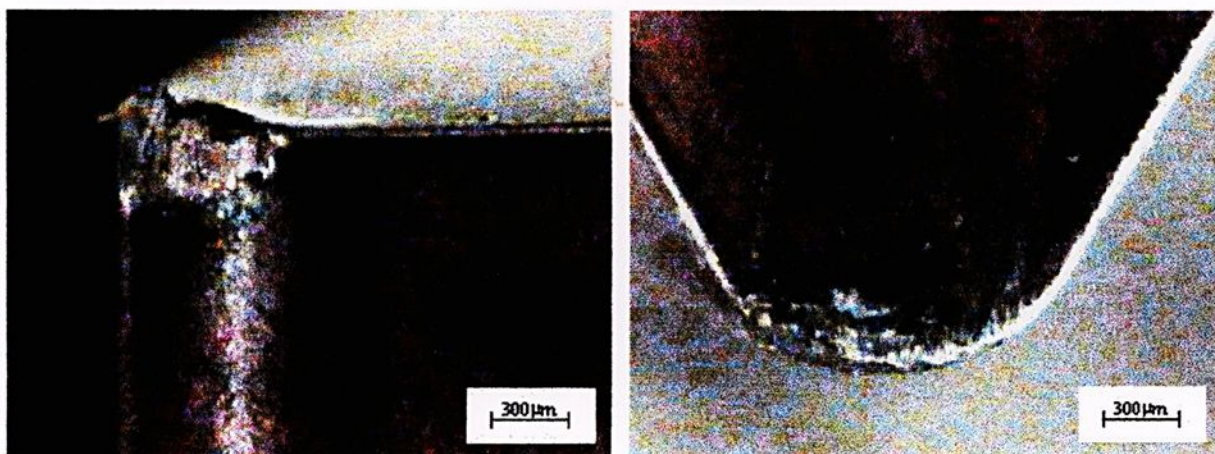


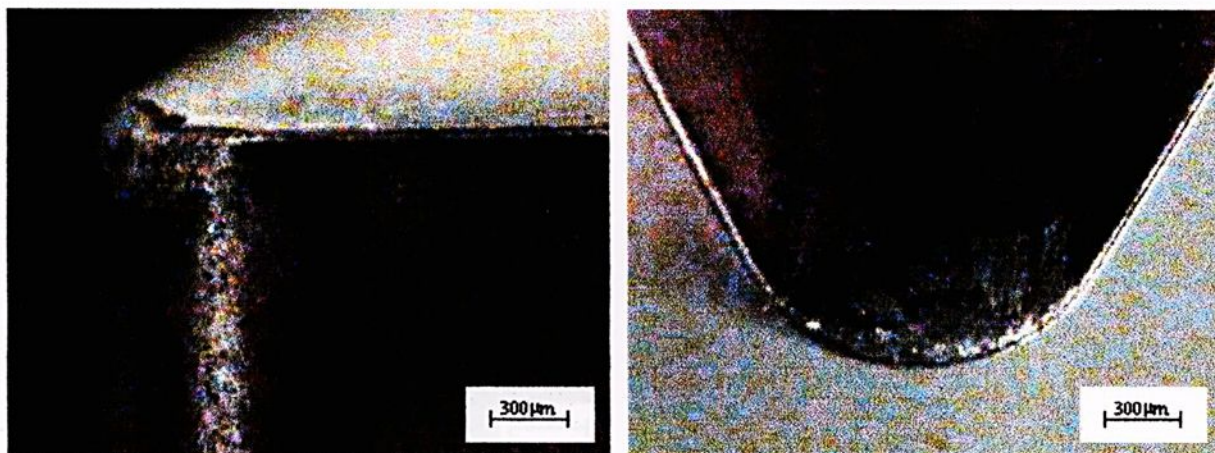
Figura 4.3 – Desgaste de flanco VB_B da ferramenta em diversas profundidades de usinagem sob condições a quente e convencional ($V_c = 109$ m/min e $f = 0,232$ mm/volta).

4.2. Mecanismos de desgaste da ferramenta

As Figuras 4.4 a 4.11 mostram o aspecto das regiões da ponta da ferramenta e da superfície de saída, em cada uma das condições de usinagem ensaiadas, no instante em que o torneamento a quente ou convencional atingiu, ou ultrapassou, o critério de desgaste de flanco.

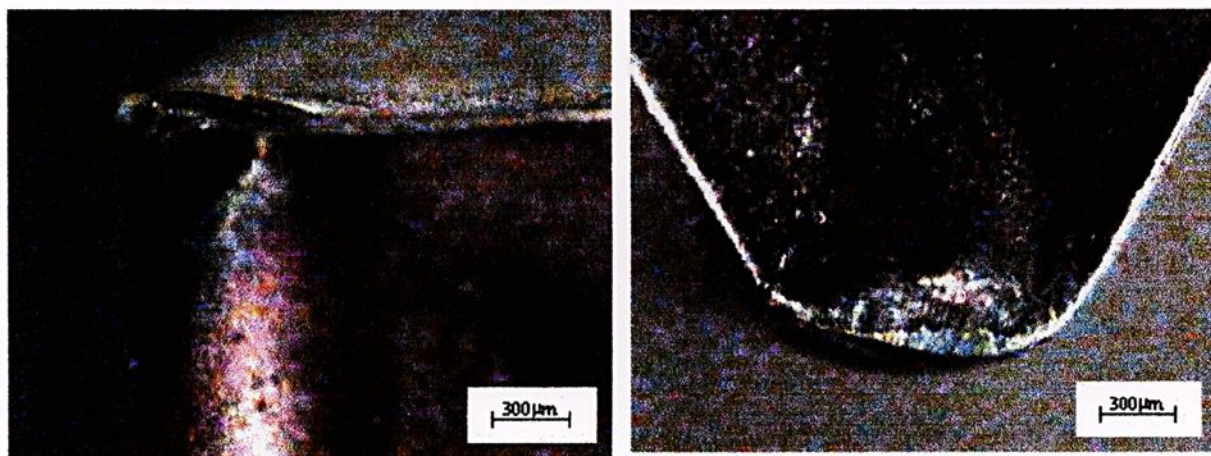


(a)

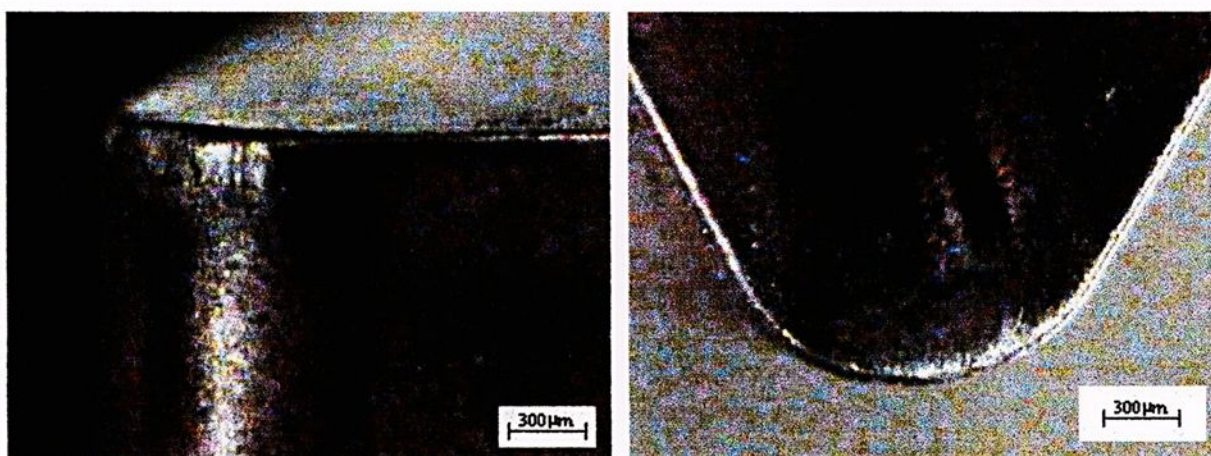


(b)

Figura 4.4 – Desgaste da ferramenta de corte no torneamento convencional (a) e aquecido (b), após $L_c = 550$ m ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).

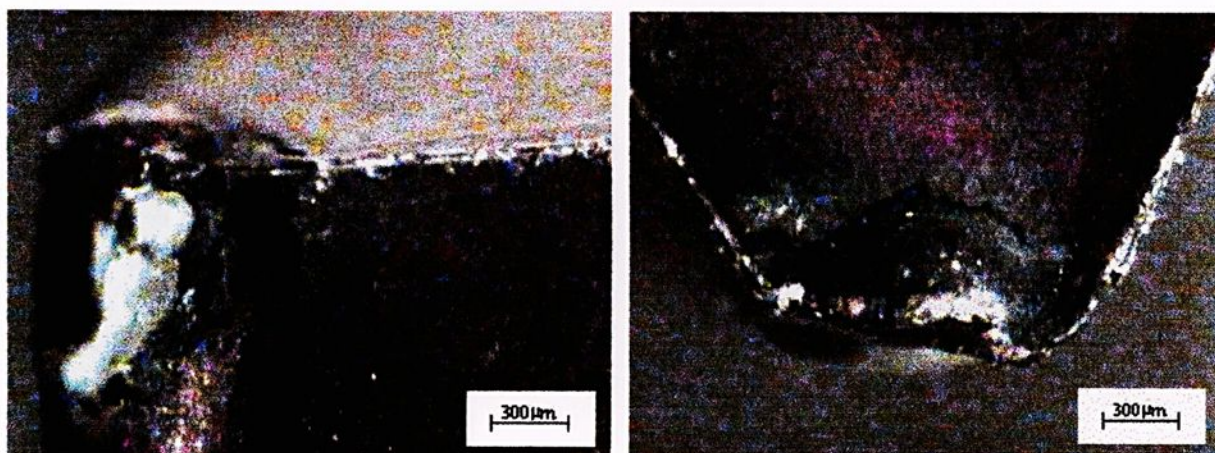


(a)

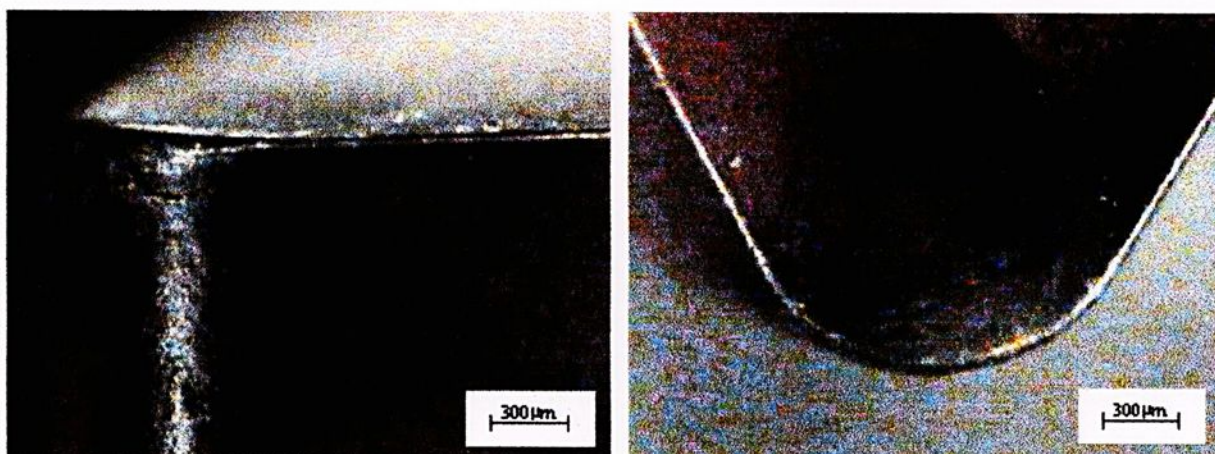


(b)

Figura 4.5 – Desgaste da ferramenta de corte no torneamento convencional (a) e aquecido (b), após $L_c = 250$ m ($V_c = 139$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).

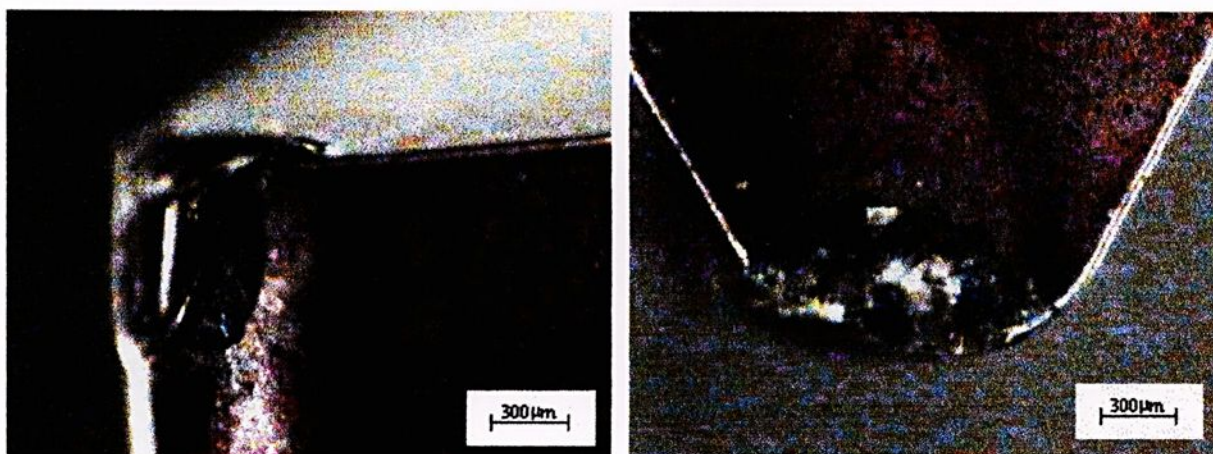


(a)

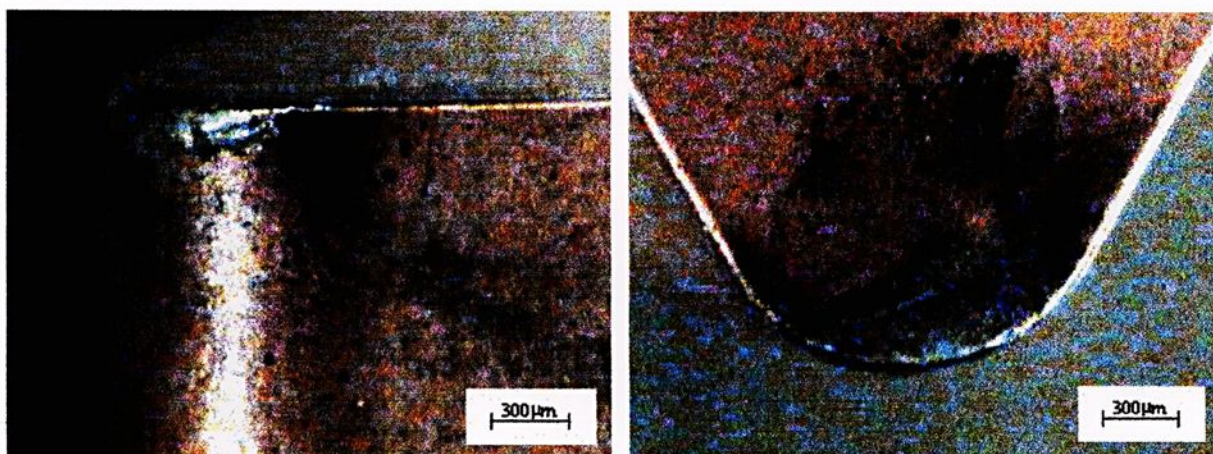


(b)

Figura 4.6 – Desgaste da ferramenta de corte no torneamento convencional (a) e aquecido (b), após $L_c = 150$ m ($V_c = 176$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).

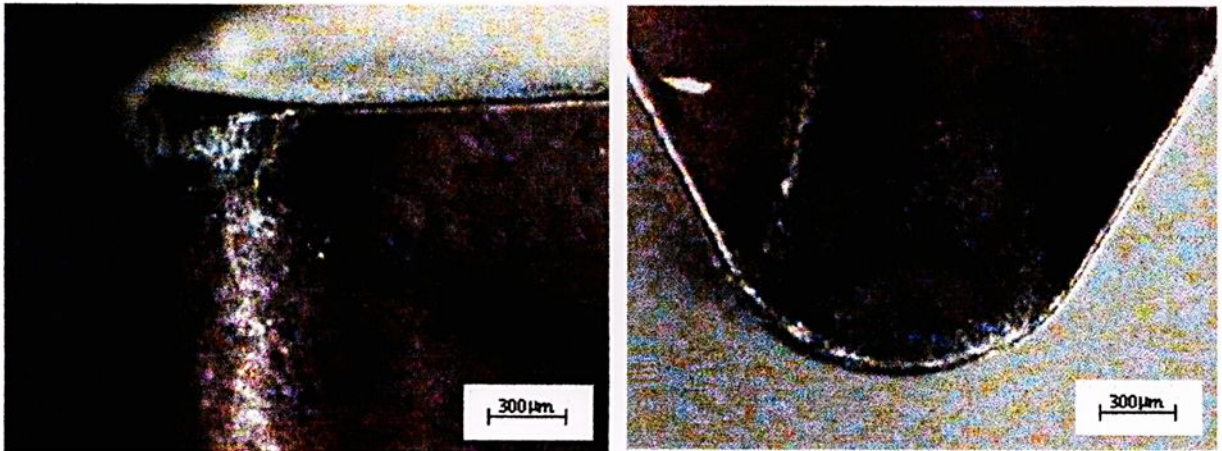


(a)

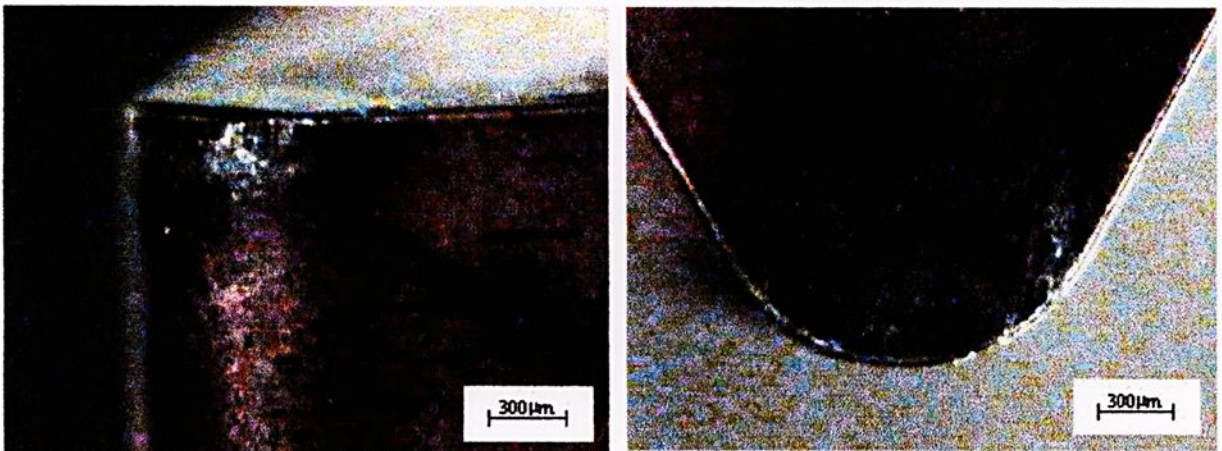


(b)

Figura 4.7 – Desgaste da ferramenta de corte no torneamento convencional (a) e aquecido (b), após $L_c = 100$ m ($V_c = 216$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).

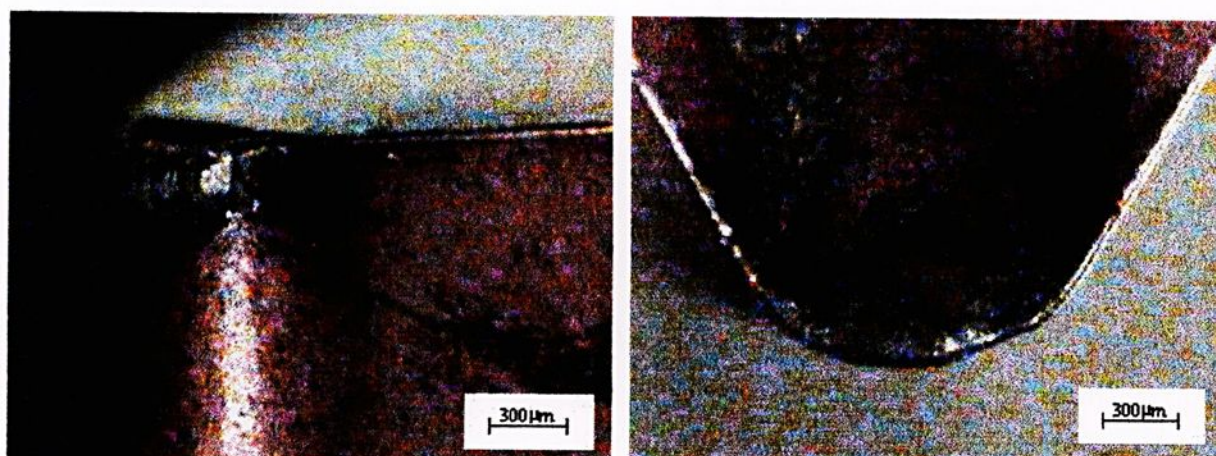


(a)

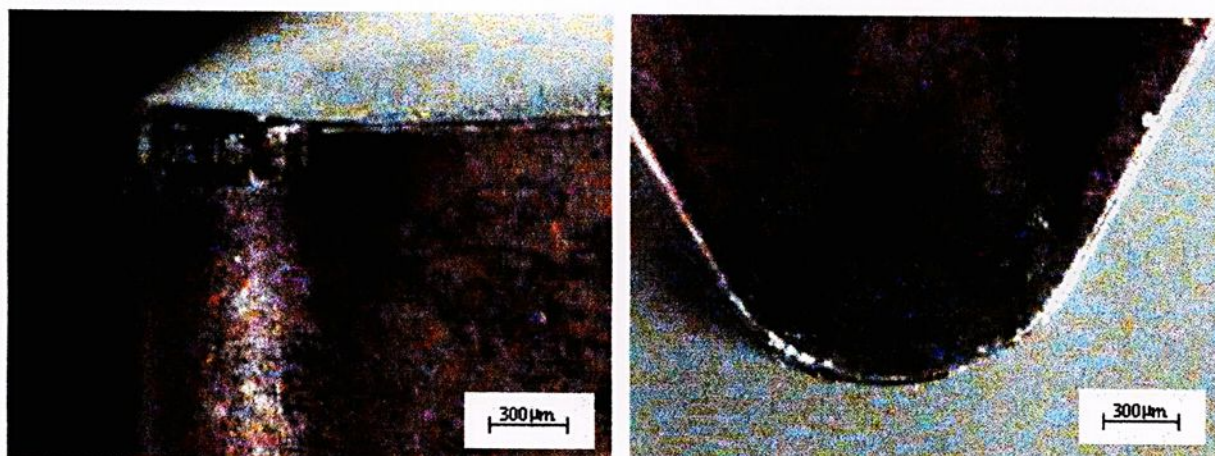


(b)

Figura 4.8 – Desgaste da ferramenta de corte no torneamento convencional (a) e aquecido (b), após $L_c = 300$ m ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,433$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).



(a)



(b)

Figura 4.9 – Desgaste da ferramenta de corte no torneamento convencional (a) e aquecido (b), após $L_c = 300$ m ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,523$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).

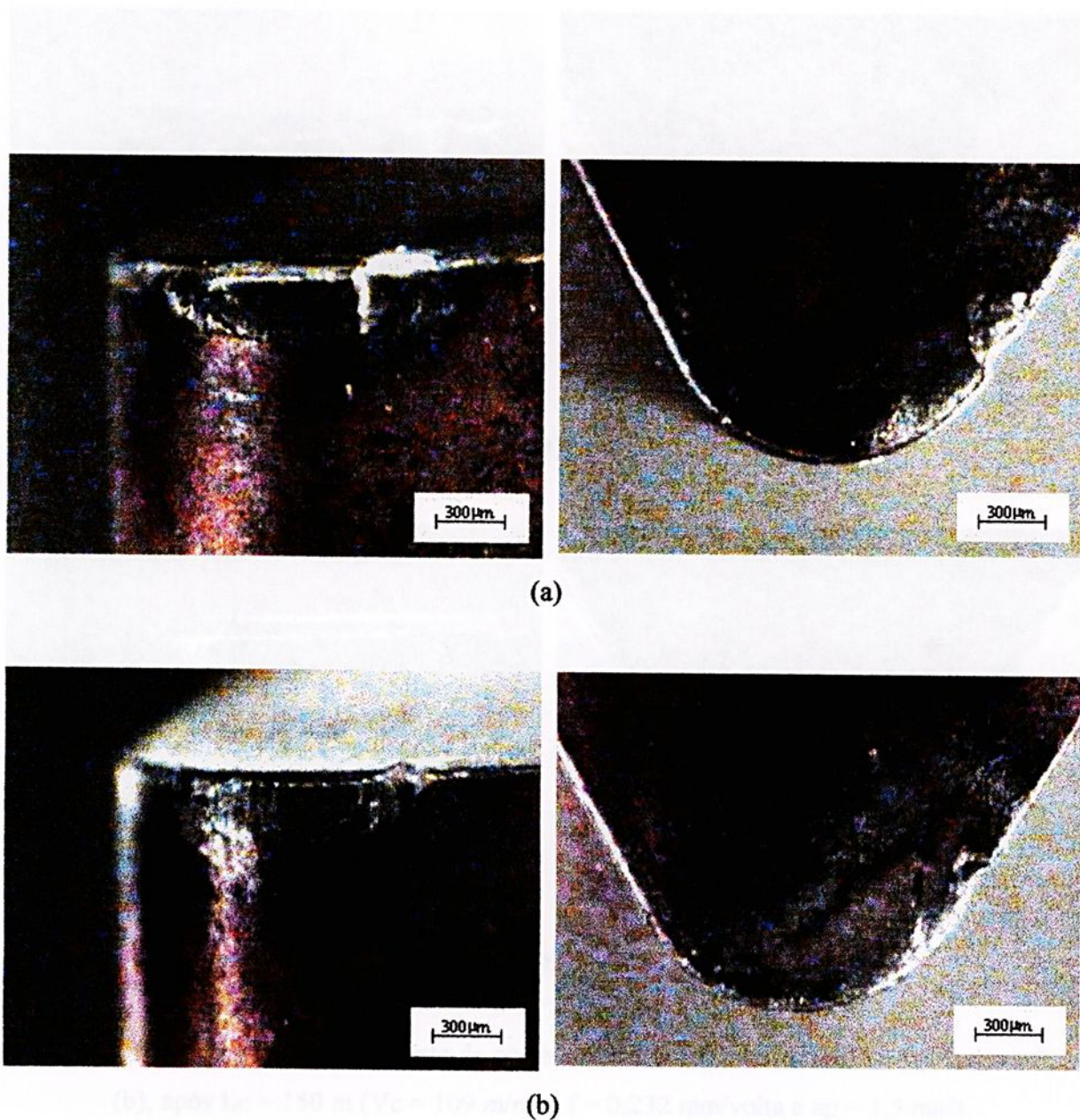
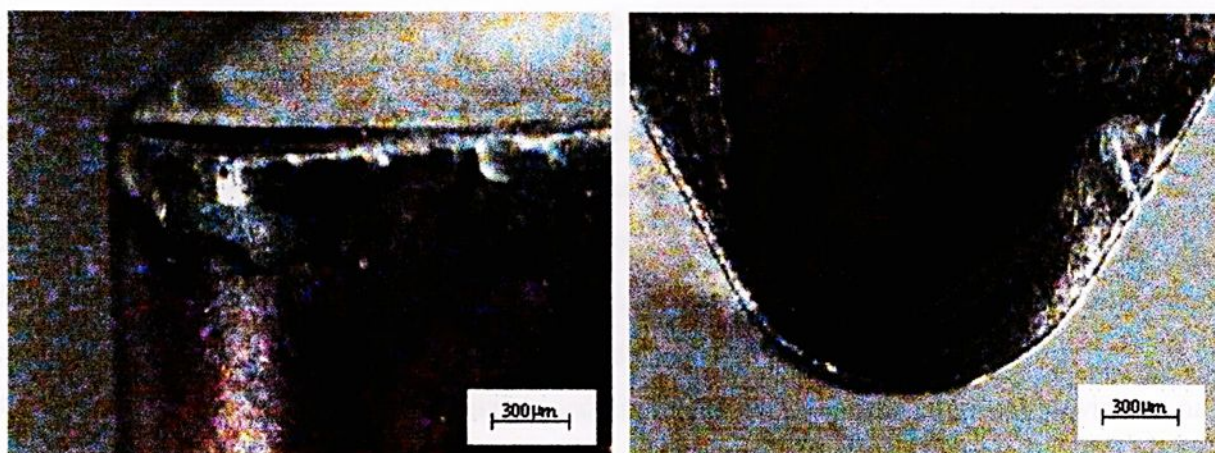
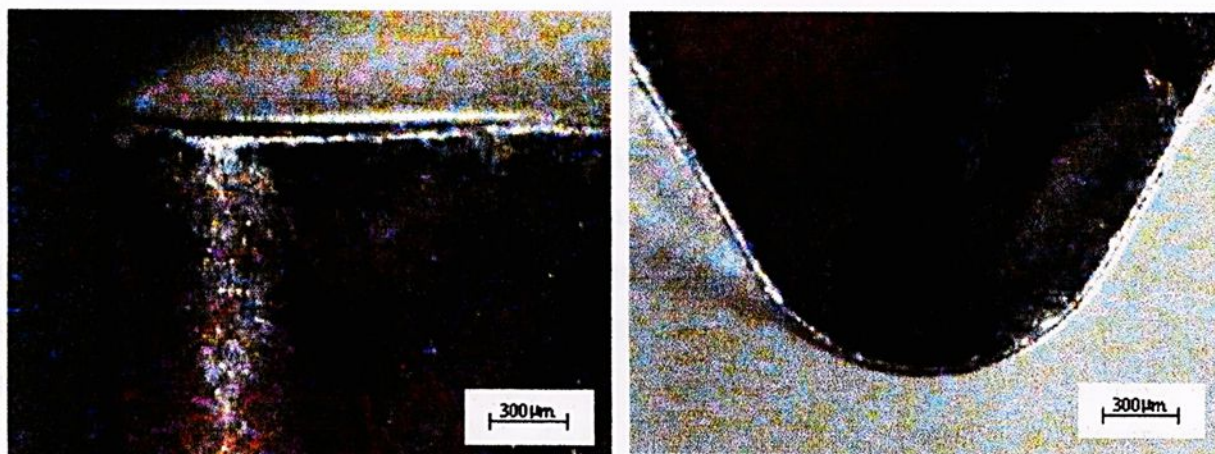


Figura 4.10 – Desgaste da ferramenta de corte no torneamento convencional (a) e aquecido (b), após $L_c = 250$ m ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 1,0$ mm).



(a)



(b)

Figura 4.11 – Desgaste da ferramenta de corte no torneamento convencional (a) e aquecido (b), após $L_c = 150$ m ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 1,5$ mm).

De maneira geral, observou-se que não houve desgaste de cratera nem aresta postiça de corte claramente perceptível em nenhuma das condições, sugerindo que o desgaste não envolveu mecanismo de difusão na interface cavaco-ferramenta.

Outro fato que chama a atenção é a semelhança do mecanismo de desgaste apresentado nas condições de usinagem e convencional. Aparentemente, a diferença reside na maior intensidade da taxa de desgaste na usinagem convencional.

Em todas as fotografias, sugere-se que o mecanismo preponderante do desgaste é do tipo abrasivo, normalmente caracterizado pela deterioração concentrada na

região de flanco da ferramenta. Além do aspecto do desgaste apontar para essa possibilidade, sabe-se que o material usinado apresenta quantidades de cromo capazes de precipitar carbonetos, como é melhor discutido no item 4.6, "Microestrutura do material usinado". Sabe-se que, além de altas temperaturas, a presença de carbonetos de elevada dureza, como o carboneto de cromo, acentuou o mecanismo de desgaste abrasivo.

Ao lado da abrasão pode-se supor a participação minoritária do mecanismo de adesão ("attrition") no desgaste da ferramenta. Esta suposição baseia-se na formação do desgaste de entalhe onde o mecanismo de adesão contribui na sua formação, observado claramente nas condições de maior profundidade de corte, de 1,0 e 1,5 mm nas Figuras 4.10 e 4.11 respectivamente. No entanto, quando existiu, o desgaste de entalhe foi mais evidente na usinagem convencional e mais brando na usinagem a quente.

4.3. Rugosidade Superficial

A Figura 4.12 apresenta o gráfico da rugosidade média aritmética (R_a) dos corpos de prova, usinados a quente e de maneira convencional, medidos nos mesmos intervalos dos ensaios de desgaste da ferramenta onde se empregou quatro velocidades de corte diferentes (109; 139; 176 e 216 m/min) para um mesmo avanço (0,232 m/min) e profundidade de usinagem (0,5 mm).

Verifica-se na Figura 4.12, que a usinagem a quente proporcionou os menores valores de rugosidade, se comparado com a usinagem convencional. Além disso, constatou-se uma tendência de decréscimo dos valores de rugosidade ao longo dos ensaios. Tal fato pode ser creditado ao aumento gradual do desgaste de flanco que fez com que o raio de ponta da ferramenta fosse aumentado sem, contudo, perder sua forma arredondada, conforme se constatou nas figuras do item 4.2. Essa contribuição geométrica da ferramenta na rugosidade pode também ser observada, de maneira mais sutil, na usinagem convencional em condições menos severas de corte, como para a menor velocidade de corte, de 109 m/min.

Quanto às oscilações da rugosidade, presentes mais claramente na usinagem convencional, principalmente sob velocidade de corte de 176 m/min, pode-se atribuir este comportamento à condição mais crítica do sistema *máquina-peça-ferramenta-dispositivo de fixação*, em termos de vibração, por envolver esforços de corte que provocaram instabilidade ao sistema.



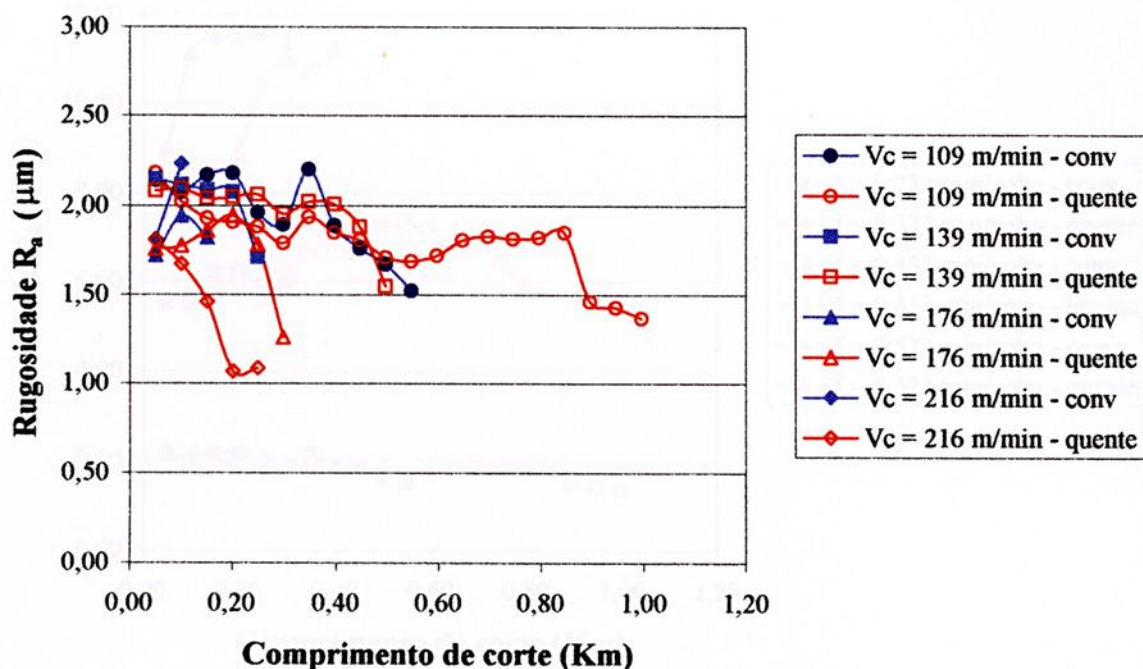


Figura 4.12 – Rugosidade R_a em diversas velocidades de corte sob condições a quente e convencional ($f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).

No gráfico da Figura 4.13 é mostrado o comportamento da rugosidade para três avanços distintos (0,232; 0,433 e 0,523 mm/volta), velocidade de corte e profundidade de usinagem constantes, de 109 m/min e 0,5 mm respectivamente, sob usinagem a quente e convencional.

Na Figura 4.13, nota-se que, tal como previsto, os maiores valores de avanço produziram rugosidades mais altas tanto na usinagem convencional quanto a quente. No entanto, a rugosidade na usinagem a quente manteve-se em níveis próximos ou inferiores ao da usinagem convencional para os dois menores avanços e claramente inferior no caso do maior avanço, de 0,523 mm/min. Esta última situação pode ser creditada à diminuição da pressão específica de corte ocasionada por dois fatores concorrentes: primeiro, pelo menor fluxo lateral de cavaco com correspondente minimização de seu efeito face ao maior volume de material deformado que se transforma em cavaco; e principalmente, pela diminuição da tensão de escoamento do material pelo aquecimento do corpo de prova.

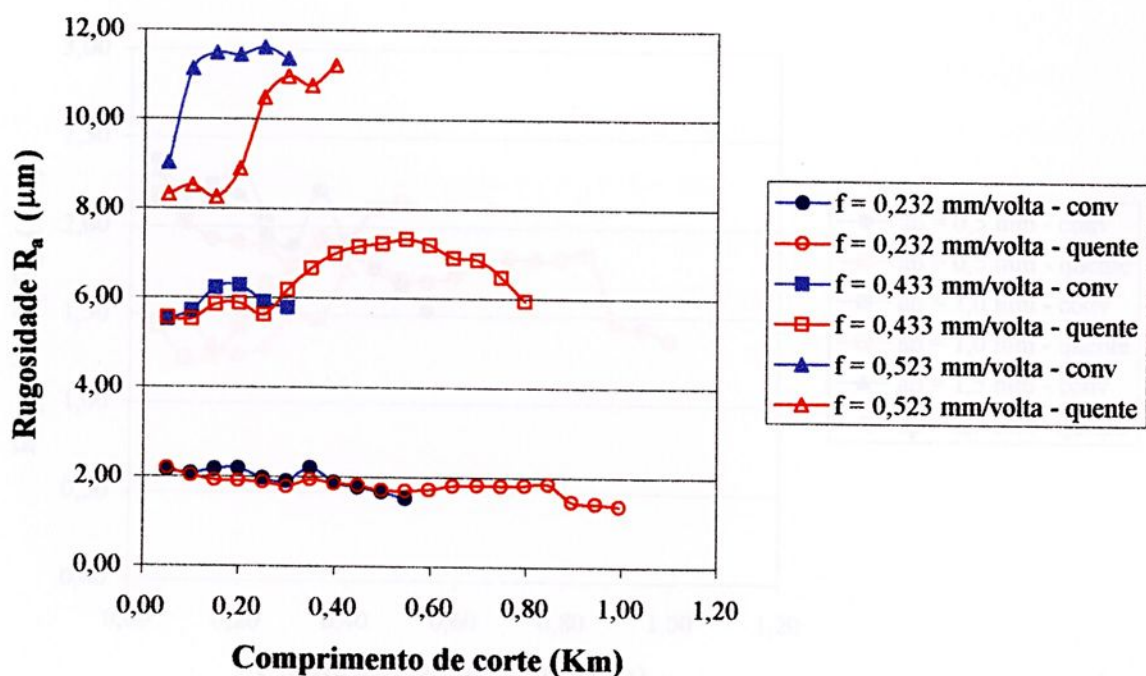


Figura 4.13 – Rugosidade R_a em diversos avanços sob condições a quente e convencional.

($V_c = 109$ m/min e $a_p = 0,5$ mm).

O gráfico da Figura 4.14 apresenta o resultado da rugosidade para diferentes profundidades de usinagem (0,5; 1,0 e 1,5 mm) sob velocidade de corte de 109 m/min e avanço de 0,232 mm/volta, para usinagem a quente e convencional.

Mesmo sabendo que o aumento da profundidade de usinagem não produziu variações significativas na rugosidade observa-se na Figura 4.14 que, a usinagem a quente foi capaz de baixar os valores em relação a usinagem convencional quando se utilizou maiores profundidades. Notou-se também, que a rugosidade é menor para as duas maiores profundidades de corte (1,0 e 1,5 mm), que ultrapassaram o valor do raio da ferramenta (0,8 mm) fazendo com que a aresta principal participe do corte. Na usinagem a quente a tarefa da aresta de corte é ainda mais facilitada uma vez que uma maior extensão dela atua sobre a camada mais externa da peça aquecida, que se encontra amolecida.

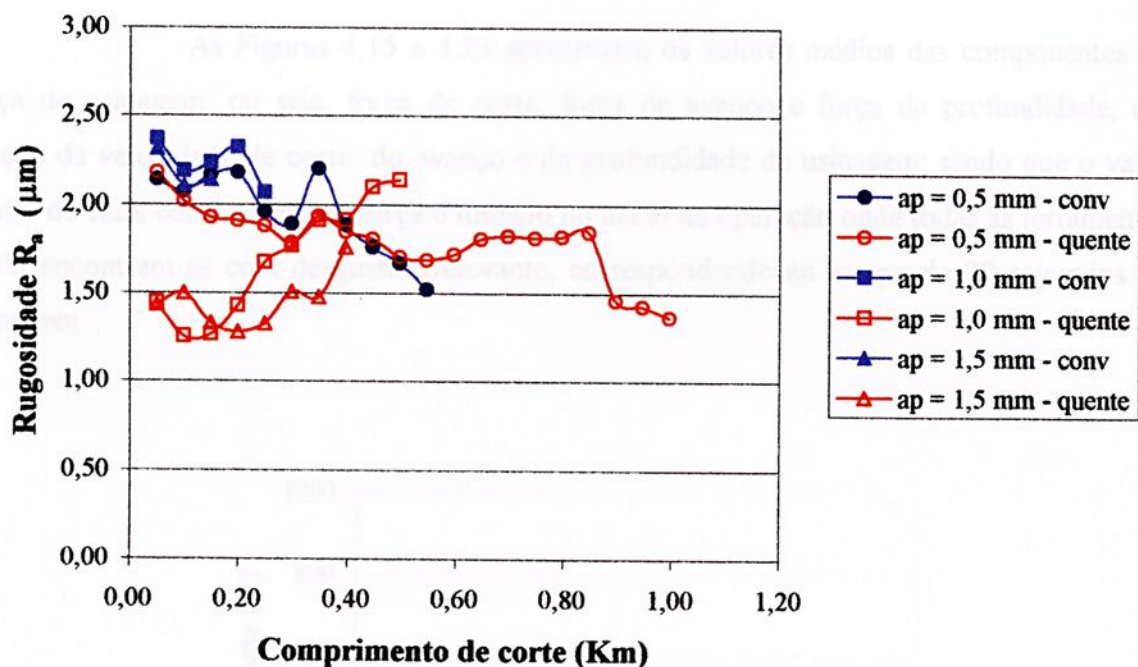


Figura 4.14 – Rugosidade R_a em diversas profundidades de usinagem sob condições a quente e convencional ($V_c = 109$ m/min e $f = 0,232$ mm/volta).

O efeito marcante da usinagem a quente pode também ser verificado pelos menores valores de rugosidade obtidos mesmo na menor profundidade de usinagem, de 0,5 mm, em relação às maiores profundidades (1,0 e 1,5 mm) da usinagem convencional, o que não seria esperado.

4.4. Forças de usinagem

As Figuras 4.15 a 4.23 apresentam os valores médios das componentes da força de usinagem, ou seja, força de corte, força de avanço e força de profundidade, em função da velocidade de corte, do avanço e da profundidade de usinagem; sendo que o valor médio de cada componente da força é tomado no início da operação onde todas as ferramentas ainda encontram-se com desgaste irrelevante, correspondendo ao tempo de 20 segundos de usinagem.

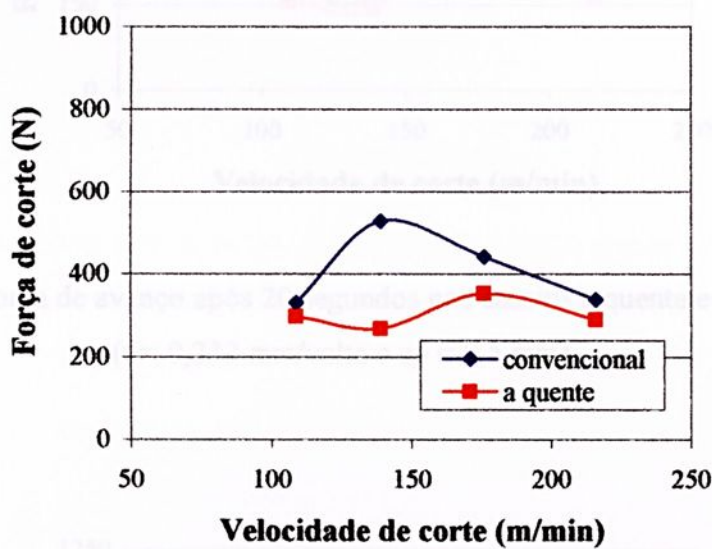


Figura 4.15 – Força de corte após 20 segundos nos ensaios a quente e convencional
($f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm)

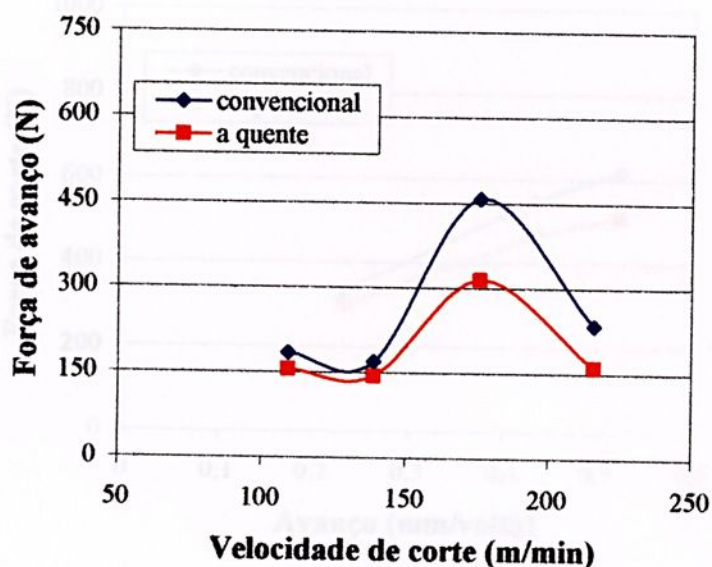


Figura 4.16 – Força de avanço após 20 segundos nos ensaios a quente e convencional
($f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm)

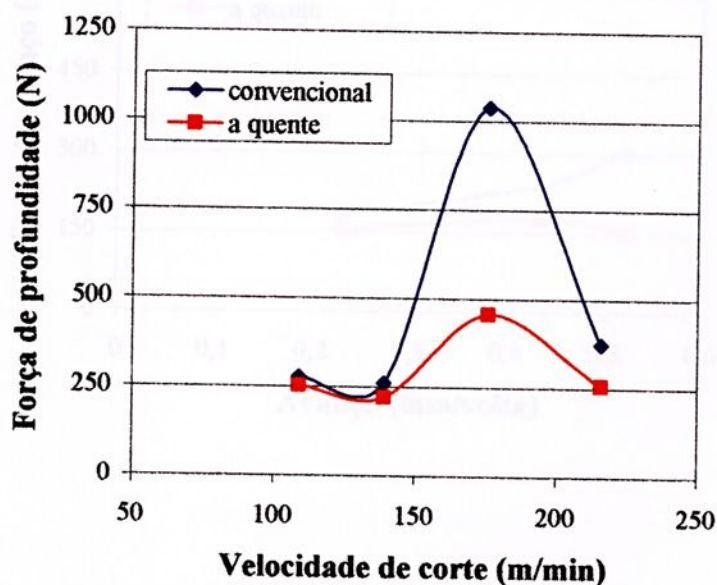


Figura 4.17 – Força de profundidade após 20 segundos nos ensaios a quente e convencional
($f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm)

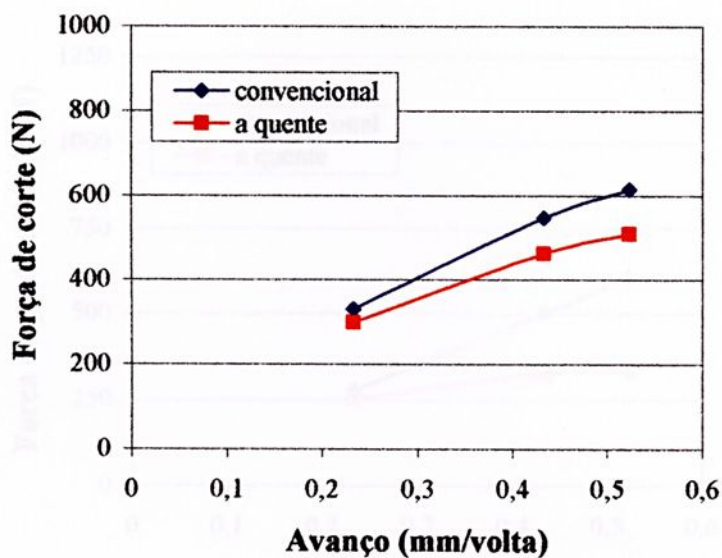


Figura 4.18 – Força de corte após 20 segundos nos ensaios a quente e convencional

($V_c = 109 \text{ m/min}$ e $a_p = 0,5 \text{ mm}$)

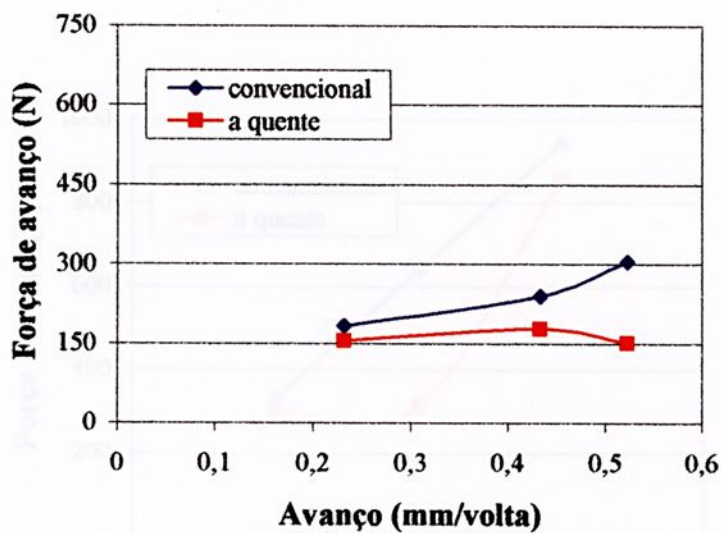


Figura 4.19 – Força de avanço após 20 segundos nos ensaios a quente e convencional

($V_c = 109 \text{ m/min}$ e $a_p = 0,5 \text{ mm}$)

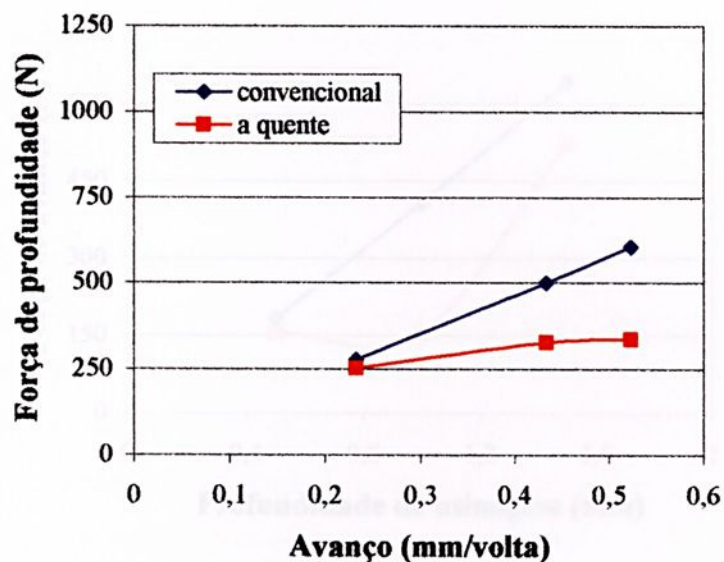


Figura 4.20 – Força de profundidade após 20 segundos nos ensaios a quente e convencional ($V_c = 109 \text{ m/min}$ e $a_p = 0,5 \text{ mm}$)

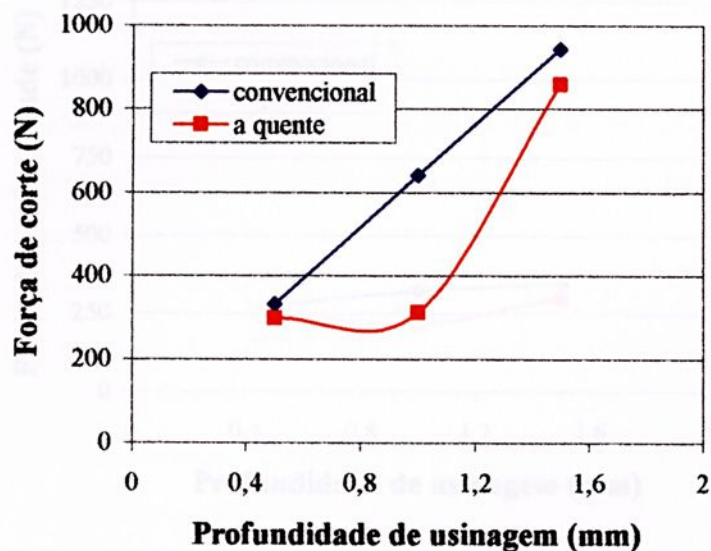


Figura 4.21 – Força de corte após 20 segundos nos ensaios a quente e convencional ($V_c = 109 \text{ m/min}$ e $f = 0,232 \text{ mm/volta}$)

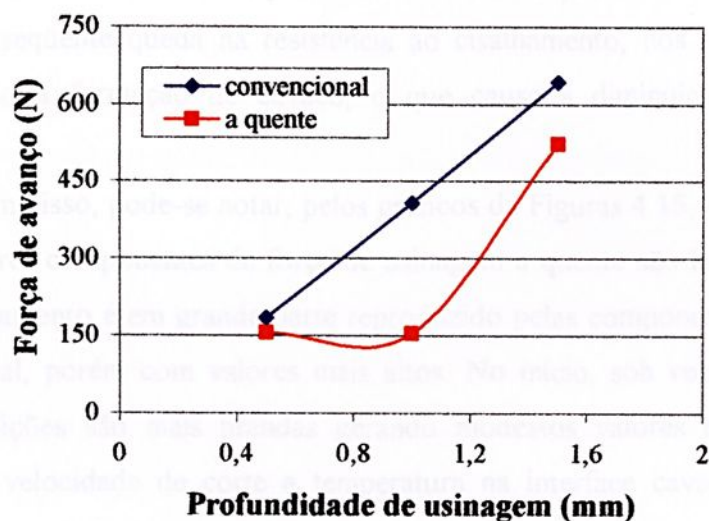


Figura 4.22 – Força de avanço após 20 segundos nos ensaios a quente e convencional
($V_c = 109 \text{ m/min}$ e $f = 0,232 \text{ mm/volta}$)

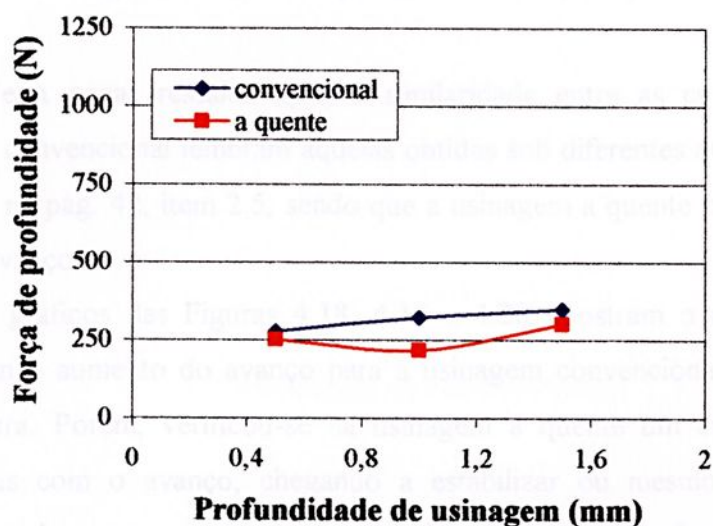


Figura 4.23 – Força de profundidade após 20 segundos nos ensaios a quente e convencional
($V_c = 109 \text{ m/min}$ e $f = 0,232 \text{ mm/volta}$)

De uma maneira geral, observou-se que em todas as condições ensaiadas, a usinagem a quente produziu menores forças do que na usinagem convencional. Este importante resultado sugere que o aquecimento da peça pelas resistências elétricas, associado ao calor gerado pela ferramenta de corte, provocou uma diminuição da tensão de escoamento do material com conseqüente queda na resistência ao cisalhamento, nos planos principal e secundário, facilitando a formação de cavaco, o que causa a diminuição das forças de usinagem.

Além disso, pode-se notar, pelos gráficos da Figuras 4.15, 4.16 e 4.17, que o comportamento das três componentes de força de usinagem a quente são bastante parecidos. Este mesmo comportamento é em grande parte reproduzido pelas componentes das forças de usinagem convencional, porém com valores mais altos. No início, sob velocidades de corte mais baixas as condições são mais brandas gerando modestos valores de força. Com o aumento gradual da velocidade de corte a temperatura na interface cavaco-ferramenta foi maior, diminuindo a resistência ao cisalhamento, vindo a baixar levemente a força de usinagem mesmo sob condições um pouco mais severas. A partir desta velocidade, de aproximadamente 176 m/mim, notou-se uma elevação das componentes da força. Esta condição pode ter produzido um aumento do grau de recalque que seria, em seguida, minimizado pelo aumento da velocidade de corte, que produziu diminuição da dureza do cavaco devido ao aumento significativo da temperatura de corte, e a partir daí menores níveis de força.

Vale a pena ressaltar que, a similaridade entre as curvas de força na usinagem a quente e convencional lembram àquelas obtidas sob diferentes avanços, mostradas por Ferraresi (1977) na pág. 42, item 2.5, sendo que a usinagem a quente corresponderia aos menores valores de avanço.

Os gráficos das Figuras 4.18, 4.19 e 4.20, mostram o aumento da força quase que linear com o aumento do avanço para a usinagem convencional, comportamento ratificado na literatura. Porém, verificou-se na usinagem a quente um crescimento menos acentuado das forças com o avanço, chegando a estabilizar ou mesmo diminuir com o progressivo aumento do avanço, como no caso das forças de profundidade e avanço, respectivamente. Tal fato pode ser explicado pela diminuição da pressão específica de corte com o aumento do avanço, que no caso da usinagem a quente é muito mais significativa do que na usinagem convencional, suplantando o crescimento das áreas de cisalhamento do cavaco.



Nas Figuras 4.21, 4.22 e 4.23, são mostradas as componentes da força de usinagem com a variação da profundidade de usinagem. Aqui, novamente, pode-se perceber que a pressão específica de corte na usinagem a quente foi reduzida significativamente, compensando o aumento da área de cisalhamento do cavaco. Mas, para profundidades de usinagem maiores, a resistência ao cisalhamento produzida pelo aumento das áreas dos planos de cisalhamento primário e secundário cresce, elevando o nível da força.

4.5. Potência elétrica

As Figuras 4.24, 4.25 e 4.26 mostram os gráficos dos valores da potência elétrica consumida pelo motor principal do torno mecânico na usinagem a quente e convencional, quando se variou a velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem, respectivamente.

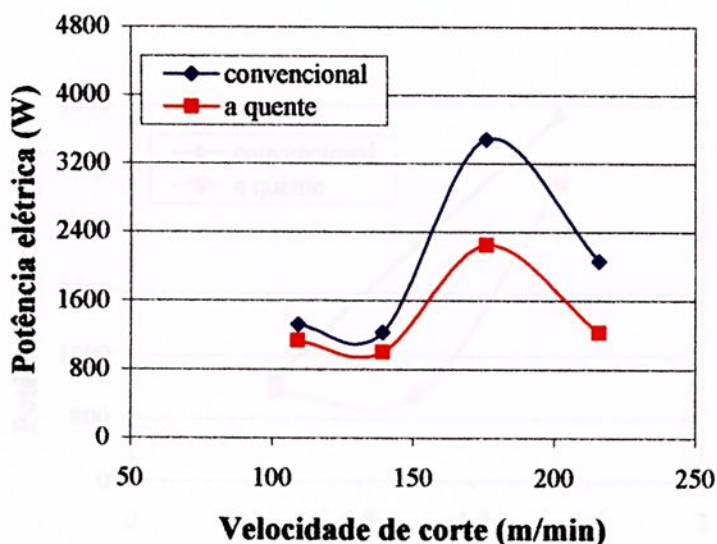


Figura 4.24 – Potência elétrica do motor após 20 segundos em diversas velocidades de corte sob condições a quente e convencional ($f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).

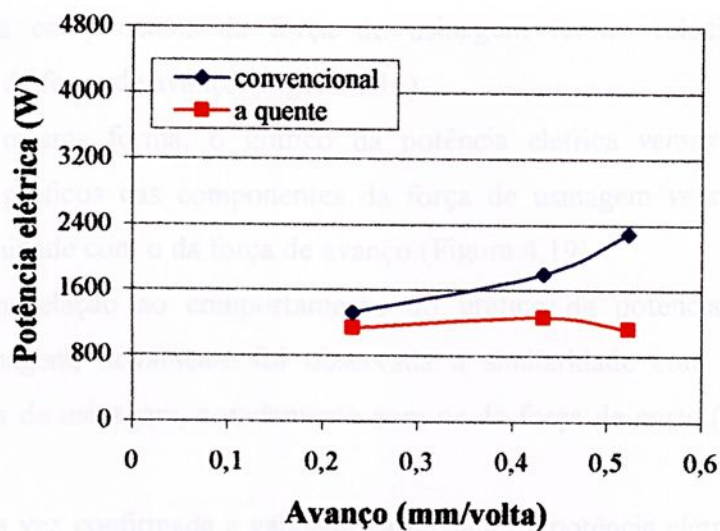


Figura 4.25 – Potência elétrica do motor após 20 segundos em diversos avanços sob condições a quente e convencional ($V_c = 109$ m/min e $a_p = 0,5$ mm).

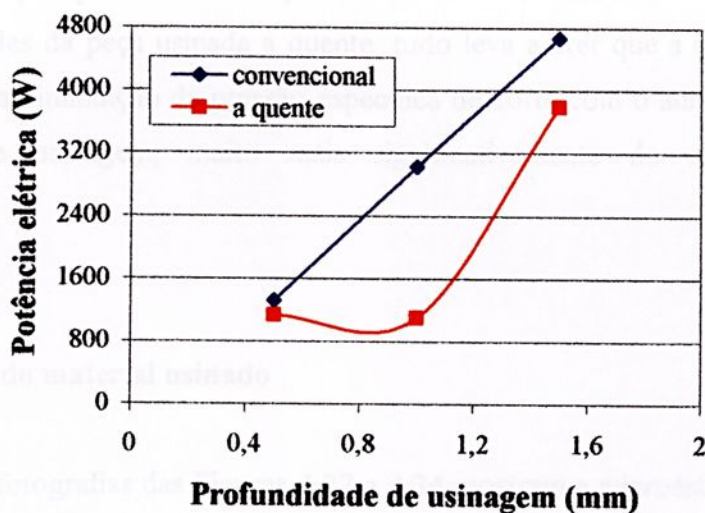


Figura 4.26 – Potência elétrica do motor após 20 segundos em diversas profundidades de usinagem sob condições a quente e convencional ($V_c = 109$ m/min e $f = 0,232$ mm/volta).

O primeiro fato que chama a atenção nos gráficos é a similaridade com os gráficos das componentes da força mostrados no item anterior. Desta forma percebeu-se que o comportamento do gráfico da potência elétrica *versus* velocidade de corte é muito parecido com os gráficos das componentes da força de usinagem *versus* velocidade de corte, principalmente com o da força de avanço (Figura 4.16).

Da mesma forma, o gráfico da potência elétrica *versus* avanço guarda similaridade com os gráficos das componentes da força de usinagem *versus* avanço, com impressionante proximidade com o da força de avanço (Figura 4.19).

Com relação ao comportamento do gráfico da potência elétrica *versus* profundidade de usinagem, novamente foi observada a similaridade com os gráficos das componentes da força de usinagem, notadamente com os da força de corte (4.21) e força de avanço (Figura 4.22).

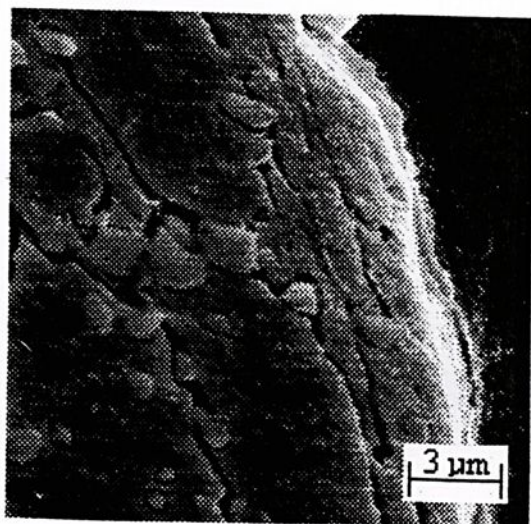
Uma vez confirmada a validade da medida da potência elétrica do motor no emprego da usinagem tanto a quente quanto convencional, observou-se que as maiores diferenças entre as potências na usinagem a quente e convencional se deram para taxas de remoção de material intermediárias ou maiores, mas não sob pequenas taxas como a princípio poderia se supor.

Ao que pese a diminuição da tensão de escoamento do material em pequenas profundidades da peça usinada a quente, tudo leva a crer que a usinagem a quente atuou intensamente na diminuição da pressão específica de corte com o aumento do avanço e da profundidade de usinagem, muito mais significativamente do que na usinagem convencional.

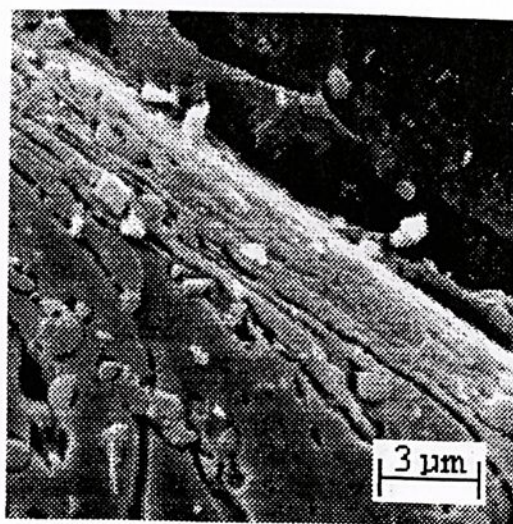
4.6. Microestrutura do material usinado

As fotografias das Figuras 4.27 a 4.34 mostram a microestrutura do material usinado, de maneira convencional (a) e a quente (b), em todas as condições de ensaio, feitas em microscópio eletrônico de varredura (MEV.). As imagens, em questão, privilegiam a região da camada subsuperficial dos corpos de prova suscetível a possíveis alterações microestruturais.



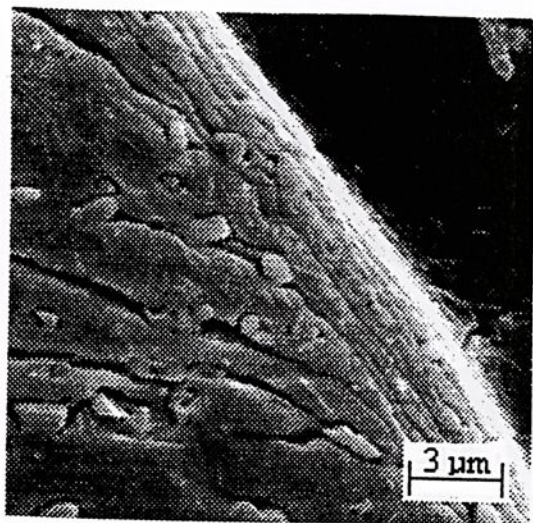


(a)

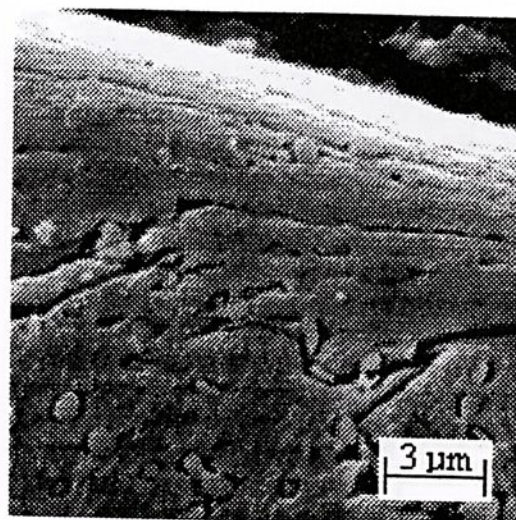


(b)

Figura 4.27 – Microestruturas subsuperficiais obtidas no torneamento convencional (a) e aquecido (b), ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).

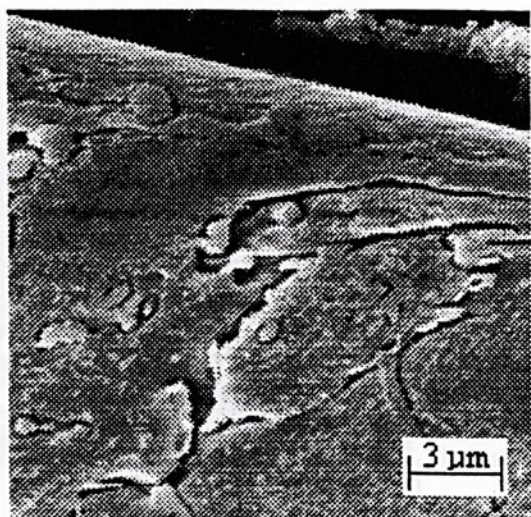


(a)

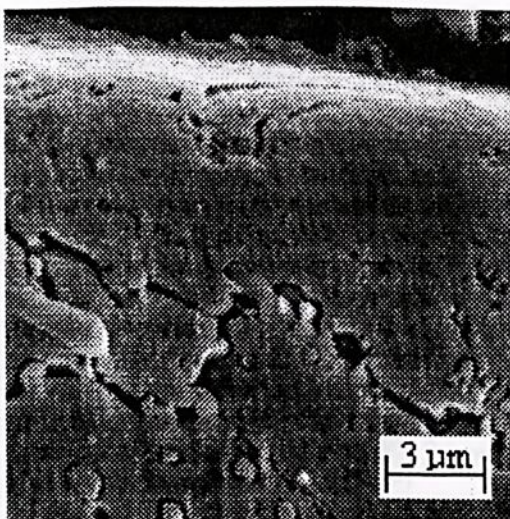


(b)

Figura 4.28 – Microestruturas subsuperficiais obtidas no torneamento convencional (a) e aquecido (b), ($V_c = 139$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).

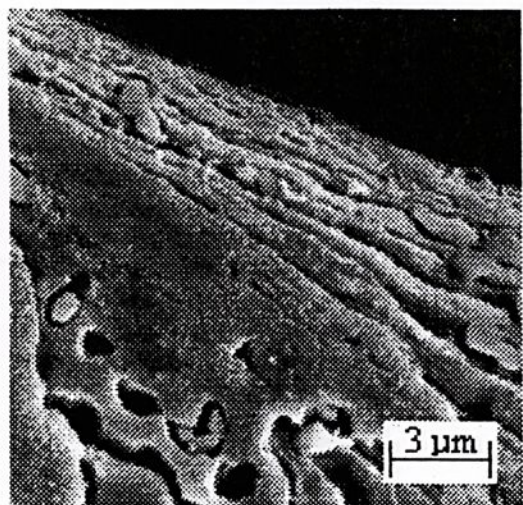


(a)

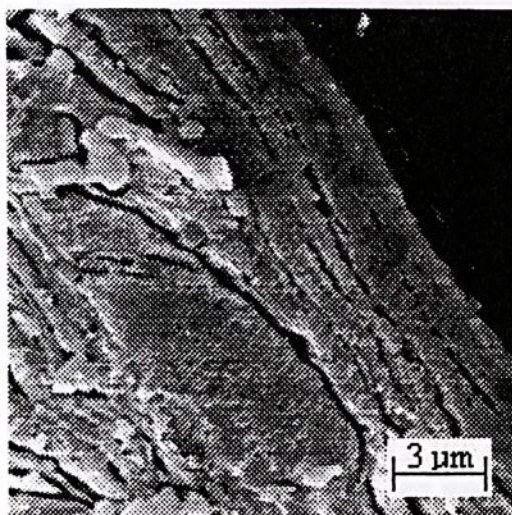


(b)

Figura 4.29 – Microestruturas subsuperficiais obtidas no torneamento convencional (a) e aquecido (b), ($V_c = 176$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).

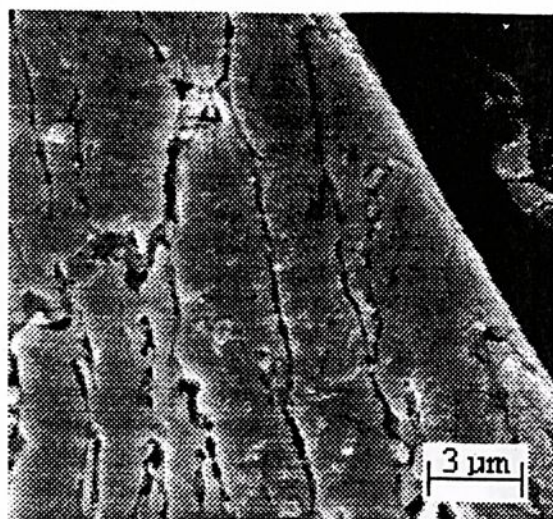


(a)

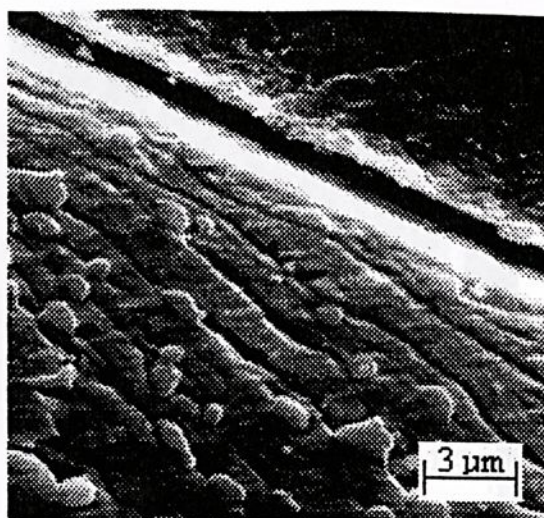


(b)

Figura 4.30 – Microestruturas subsuperficiais obtidas no torneamento convencional (a) e aquecido (b), ($V_c = 216$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).

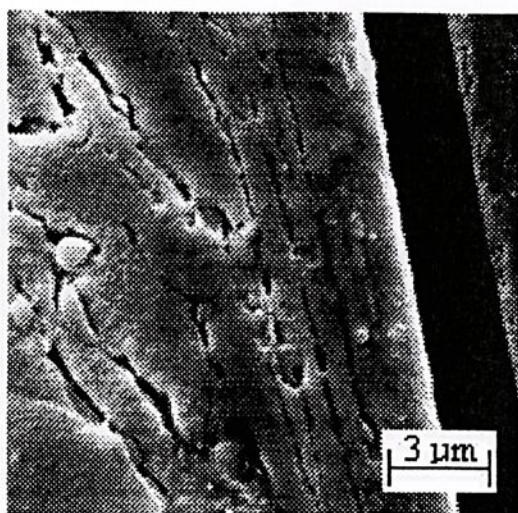


(a)

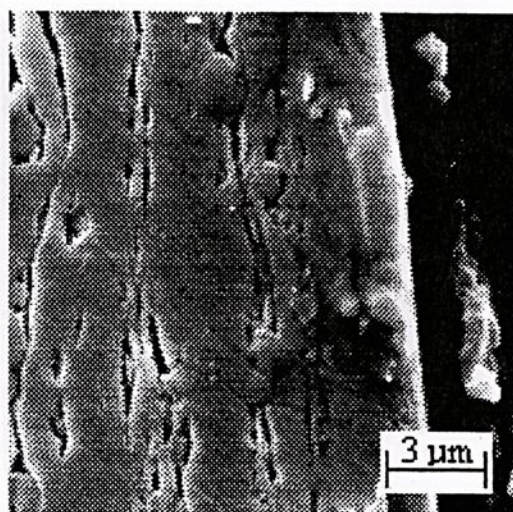


(b)

Figura 4.31 – Microestruturas subsuperficiais obtidas no torneamento convencional (a) e aquecido (b), ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,433$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).

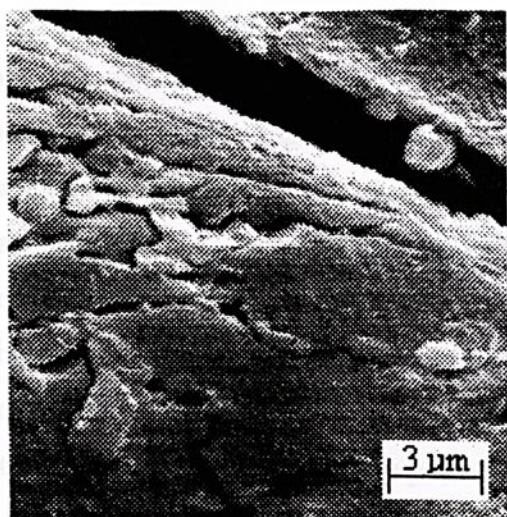


(a)

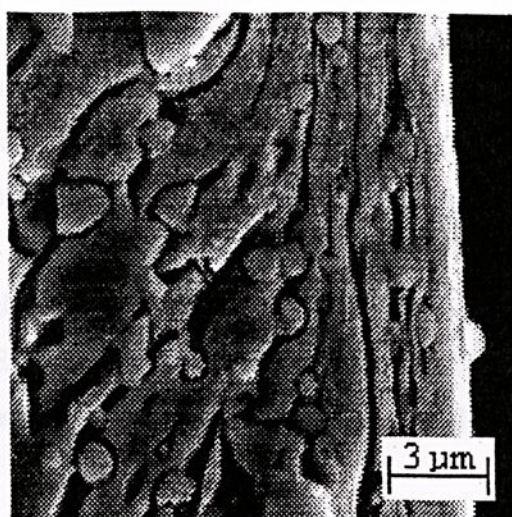


(b)

Figura 4.32 – Microestruturas subsuperficiais obtidas no torneamento convencional (a) e aquecido (b), ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,523$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).

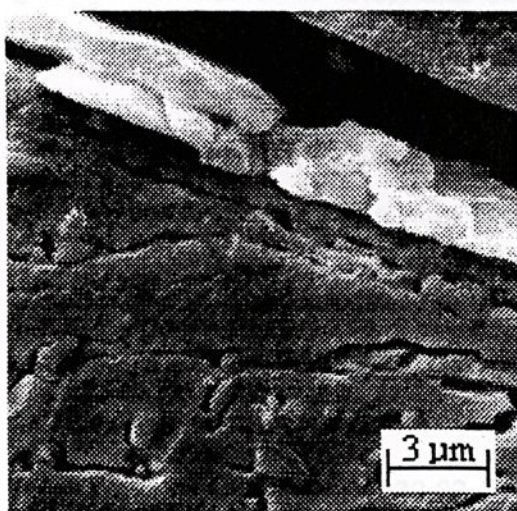


(a)

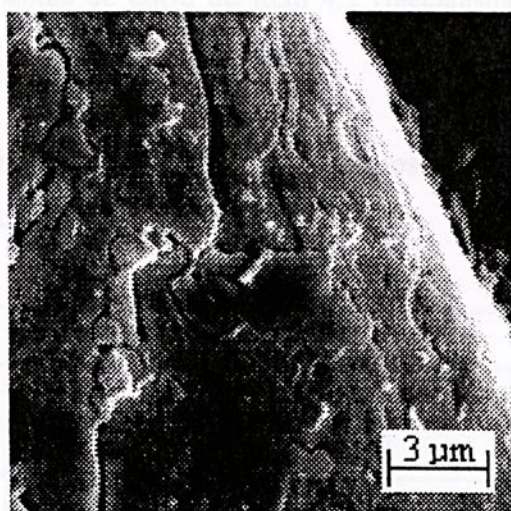


(b)

Figura 4.33 – Microestruturas subsuperficiais obtidas no torneamento convencional (a) e aquecido (b), ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 1,0$ mm).



(a)



(b)

Figura 4.34 – Microestruturas subsuperficiais obtidas no torneamento convencional (a) e aquecido (b), ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 1,5$ mm).

Percebe-se, nas fotografias, que a usinagem produziu uma camada de material deformado, com grãos alongados, de intensidade decrescente em direção ao interior da peça. No entanto, de maneira geral, se notou que a usinagem a quente produziu uma camada mais profunda de grãos modificados, de forma mais alongada, do que na usinagem convencional. Um exemplo claro dessa observação encontra-se na Figura 4.27, onde na condição de ensaio mais branda ($V_c=109$ m/min, $f=0,232$ mm/volta e $a_p=0,5$ mm), a usinagem a quente, ao contrário da convencional, deixou uma camada remanescente de material deformado plasticamente, sugerindo que a temperatura de aquecimento foi suficiente para diminuir a tensão de escoamento do material e com isso reduzir as forças de usinagem e minorar o desgaste da ferramenta de corte. Entre outros aspectos positivos, a camada modificada deixada após a usinagem, que se encontra agora encruada, pode melhorar as propriedades mecânicas gerais da peça.

Pela análise da composição química do material mostrada na Tabela 4.1, tanto da matriz quanto do precipitado, feita por microsonda em microscópio eletrônico de varredura, revelou a presença de alto teor de cromo nos precipitados arredondados sugerindo que o carboneto em questão trata-se do carboneto de cromo. Sabe-se que a presença de carbonetos duros, como o de cromo, provocam intensa deterioração da ferramenta fazendo prevalecer o mecanismo de desgaste abrasivo, tal como aparenta ter sido o mecanismo de desgaste predominante nas fotografias das ferramentas de corte do item 4.2 (mecanismo de desgaste da ferramenta).

Tabela 4.1 – Composição química, em porcentagem em peso, da matriz da amostra e dos precipitados arredondados após torneamento convencional e aquecido.

Elemento	Si	Cr	Mn	Fe	Ni	Mo	W
Matriz (convencional)	0,36	19,97	8,15	65,01	4,13	0,40	1,78
Matriz (aquecida)	0,31	20,02	8,33	65,05	4,29	0,36	1,60
Precipitado (Convencional)	—	54,70	5,41	27,33	1,39	1,45	9,29
Precipitado (aquecido)	—	50,84	5,71	31,05	1,72	1,68	8,69



4.7. Medição da microdureza

De forma a reforçar as informações apresentadas nas micrografias, foram realizadas medições de microdureza nas amostras em diversas condições de corte. As Figuras 4.35 a 4.42 representam a variação de microdureza com a profundidade abaixo da superfície usinada na condição convencional e a quente.

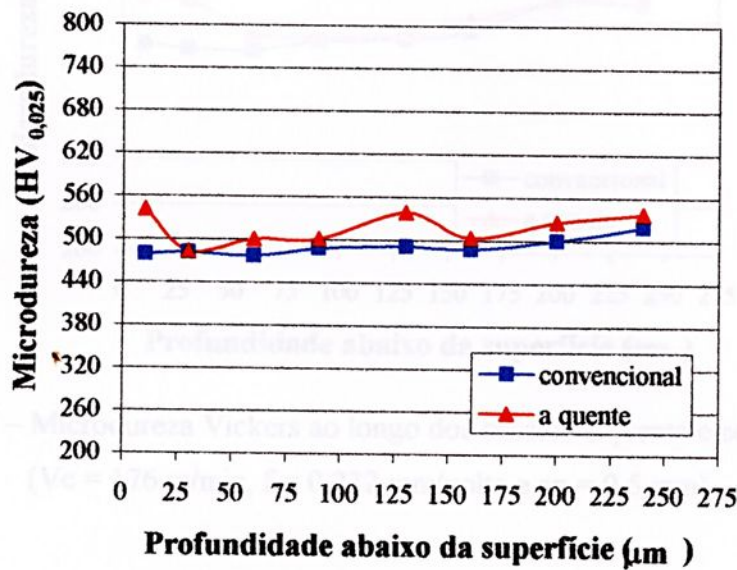


Figura 4.35 – Microdureza Vickers ao longo dos ensaios a quente e convencional (Vc = 109 m/min, f = 0,232 mm/volta e ap = 0,5 mm)

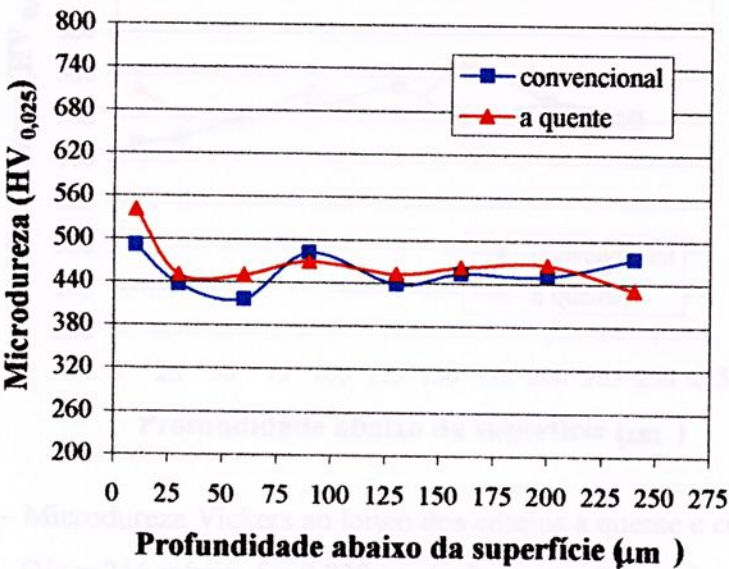


Figura 4.36 – Microdureza Vickers ao longo dos ensaios a quente e convencional (Vc = 139 m/min, f = 0,232 mm/volta e ap = 0,5 mm)

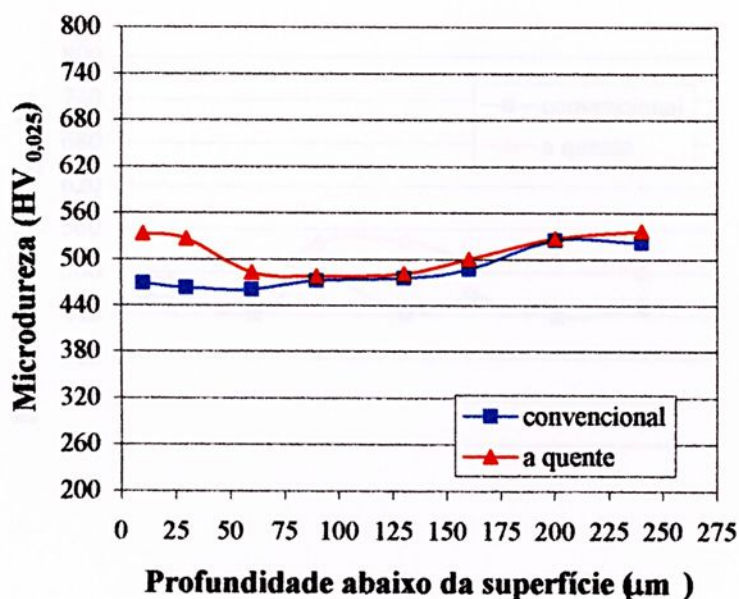


Figura 4.37 – Microdureza Vickers ao longo dos ensaios a quente e convencional
($V_c = 176$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm)

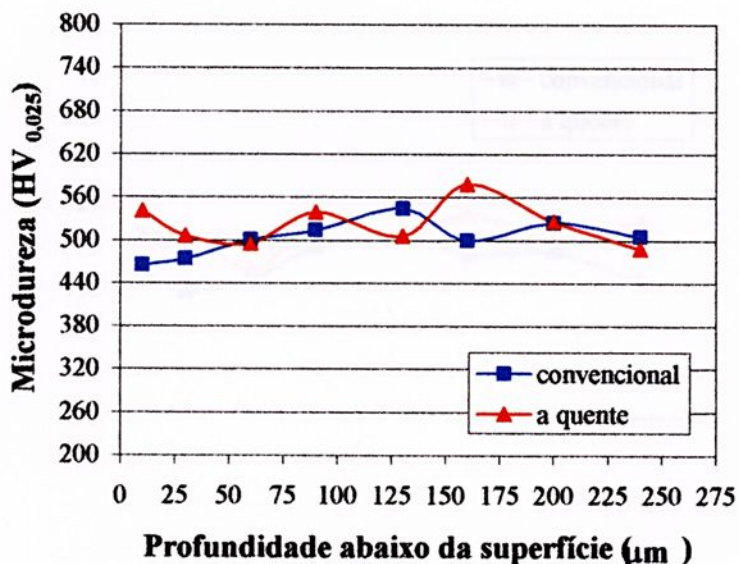


Figura 4.38 – Microdureza Vickers ao longo dos ensaios a quente e convencional
($V_c = 216$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm)

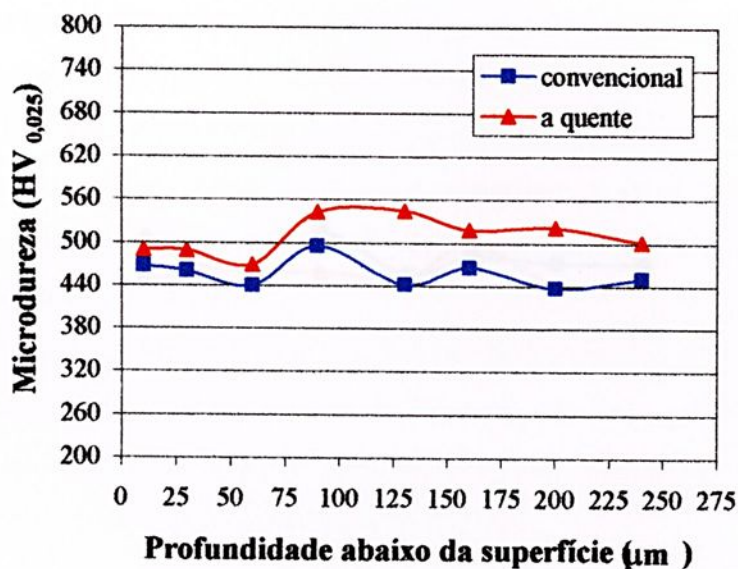


Figura 4.39 – Microdureza Vickers ao longo dos ensaios a quente e convencional
(Vc = 109 m/min, f = 0,433 mm/volta e ap = 0,5 mm)

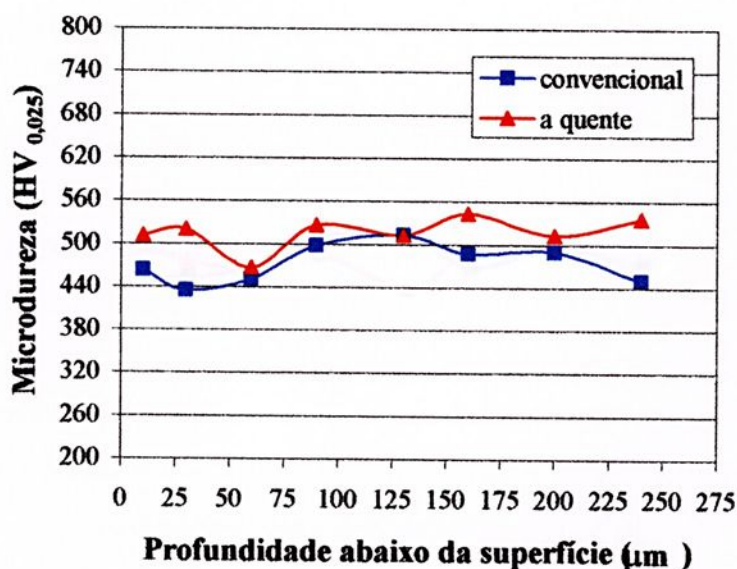


Figura 4.40 – Microdureza Vickers ao longo dos ensaios a quente e convencional
(Vc = 109 m/min, f = 0,523 mm/volta e ap = 0,5 mm)

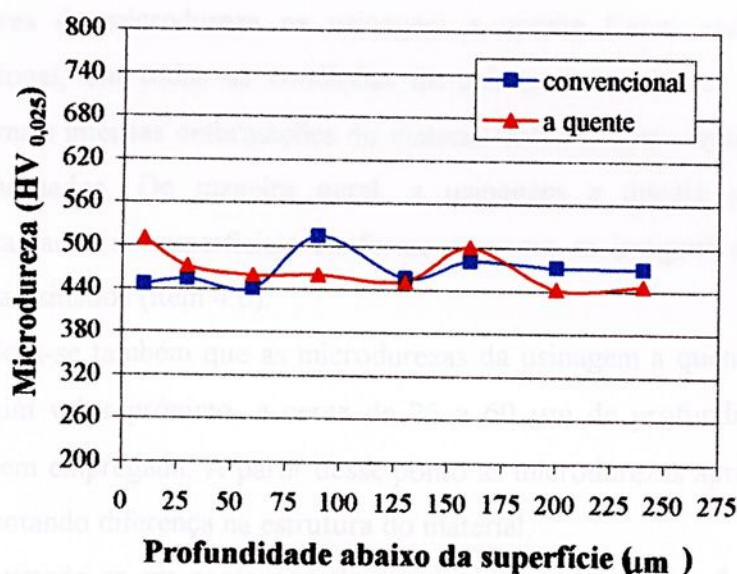


Figura 4.41 – Microdureza Vickers ao longo dos ensaios a quente e convencional
(Vc = 109 m/min, f = 0,232 mm/volta e ap = 1,0 mm)

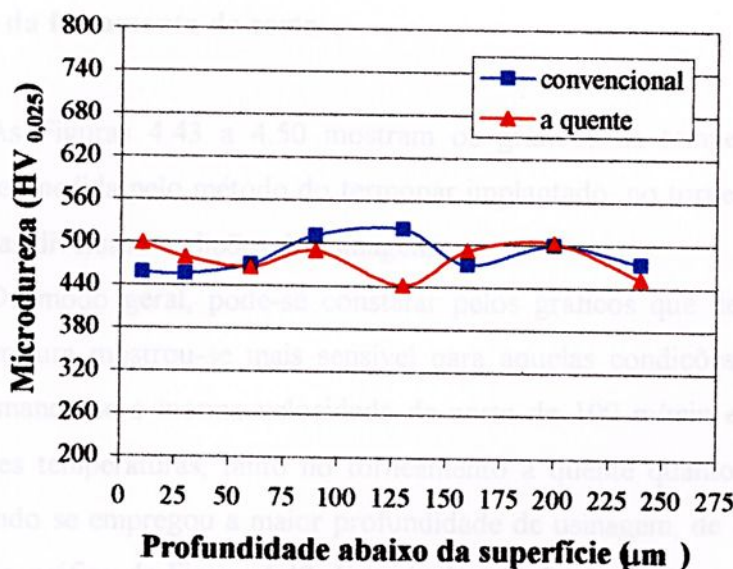


Figura 4.42 – Microdureza Vickers ao longo dos ensaios a quente e convencional
(Vc = 109 m/min, f = 0,232 mm/volta e ap = 1,5 mm)

Conforme se nota nos gráficos da microdureza dos corpos de prova usinados de maneira convencional e a quente, os valores não mostram diferenças significativas ao longo da profundidade abaixo da superfície. No entanto, em profundidades mais próximas da superfície os valores de microdureza na usinagem a quente foram maiores do que na usinagem convencional, em todas as condições de usinagem ensaiadas. Tal fato deve-se provavelmente, as mais intensas deformações do material sofridas nesta região, onde os grãos encontravam-se encruados. De maneira geral, a usinagem a quente produziu maiores deformações nas camadas subsuperficiais conforme sugerem as imagens de microestrutura dos corpos de prova usinados (item 4.6).

Nota-se também que as microdurezas da usinagem a quente e convencional convergiram para um valor próximo, a cerca de 25 a 60 μm de profundidade conforme a condição de usinagem empregada. A partir desse ponto as microdurezas apresentaram valores próximos não aparentando diferença na estrutura do material.

Levando-se em conta os valores mais próximos à superfície dos corpos de prova, se fosse possível medir em menores profundidades, supõe-se que a diferença de microdureza nesta estreita camada seria maior.

4.8. Temperatura da ferramenta de corte

As Figuras 4.43 a 4.50 mostram os gráficos da temperatura relativa da ferramenta de corte, medida pelo método do termopar implantado, no torneamento a quente e convencional para as diversas condições de usinagem.

De modo geral, pode-se constatar pelos gráficos que dentre as condições ensaiadas a temperatura mostrou-se mais sensível para aquelas condições onde a seção de corte é maior. Tomando-se a mesma velocidade de corte de 109 m/min e avanço de 0,232 mm/min, as maiores temperaturas, tanto no torneamento a quente quanto no convencional, foram obtidas quando se empregou a maior profundidade de usinagem, de 1,5 mm, conforme pode-se verificar no gráfico da Figura 4.42. Esta, inclusive, foi a condição que gerou a maior potência elétrica. De maneira análoga, sob a mesma velocidade de corte de 109 m/min e profundidade de 0,5 mm, as maiores temperaturas também se verificaram para a maior seção de corte, quando se empregou o avanço máximo de 0,523 mm/volta (Figura 4.40).



Quanto à associação do desgaste com a temperatura da ferramenta, verificou-se que as condições que proporcionaram as maiores seções de corte apresentaram grande desgaste da ferramenta. No entanto, o desgaste também foi bastante pronunciado quando se empregou velocidades de corte elevadas, sem que produzissem valores correspondentemente altos de temperatura da ferramenta.

Por fim, nota-se que a temperatura da ferramenta de corte no torneamento a quente mostrou-se apenas um pouco superior ao torneamento convencional, em todas as condições ensaiadas. Pelos resultados obtidos no trabalho, percebeu-se que o efeito da temperatura sobre o material da peça, que deve ter baixado sua tensão de escoamento, foi preponderante sobre este acréscimo de temperatura na ferramenta.

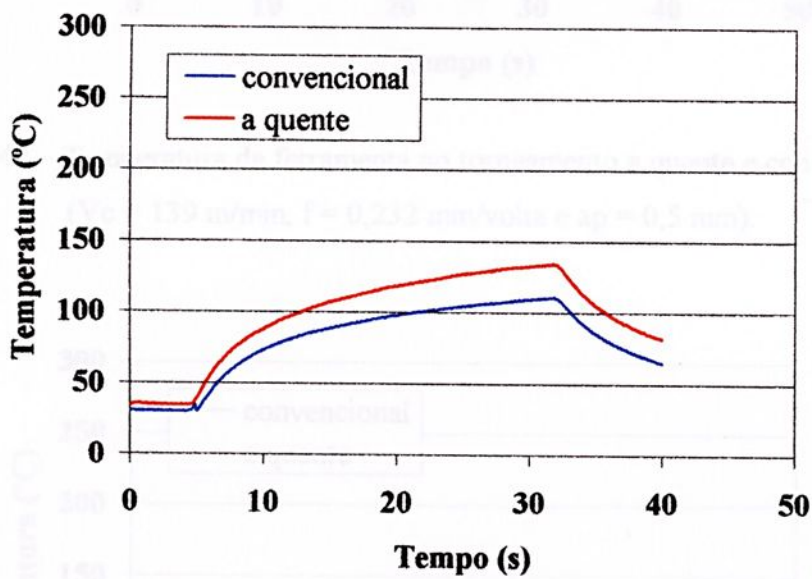


Figura 4.43 – Temperatura da ferramenta no torneamento a quente e convencional.
($V_c = 109 \text{ m/min}$, $f = 0,232 \text{ mm/volta}$ e $a_p = 0,5 \text{ mm}$).



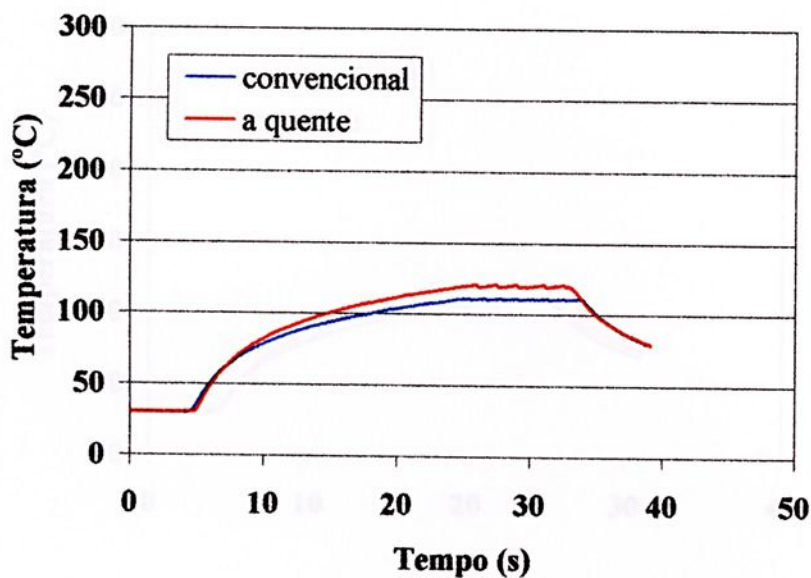


Figura 4.44 – Temperatura da ferramenta no torneamento a quente e convencional.
($V_c = 139$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).

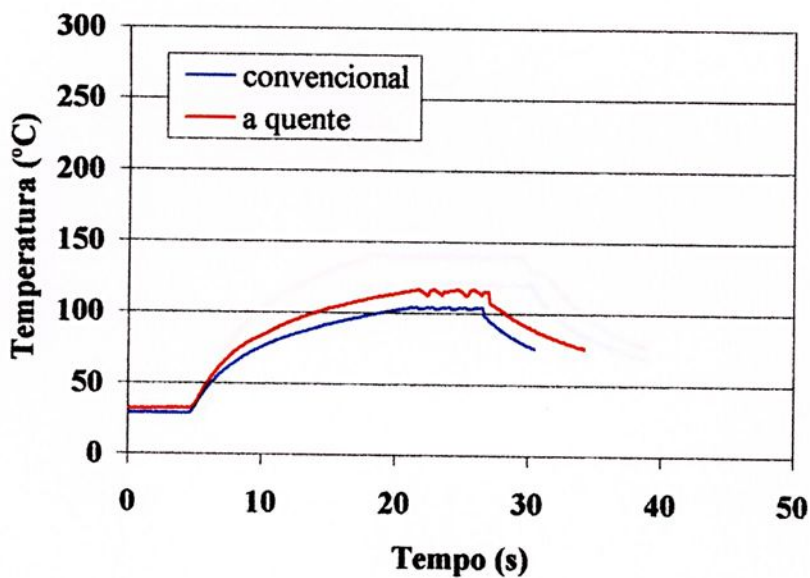


Figura 4.45 – Temperatura da ferramenta no torneamento a quente e convencional.
($V_c = 176$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).

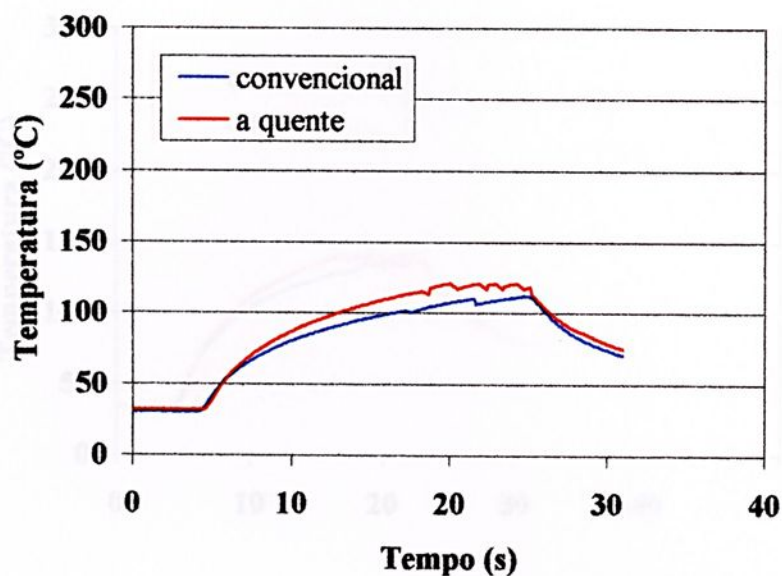


Figura 4.46 – Temperatura da ferramenta no torneamento a quente e convencional.
($V_c = 216$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).

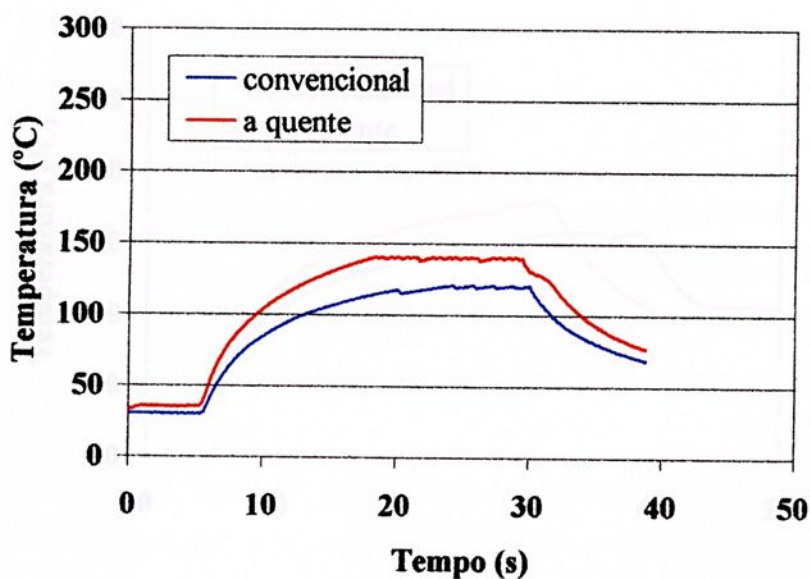


Figura 4.47 – Temperatura da ferramenta ao longo dos ensaios a quente e convencional.
($V_c = 109$ m/min, $f = 0,433$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).

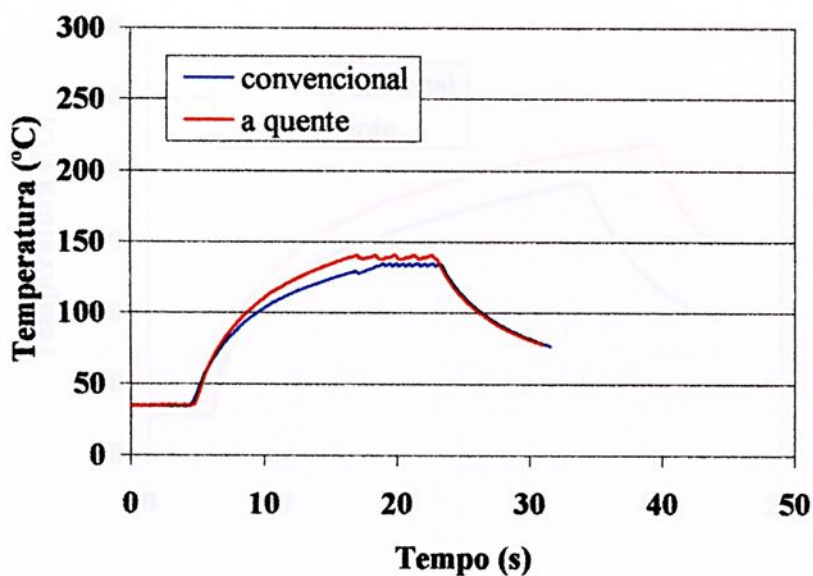


Figura 4.48 – Temperatura da ferramenta no torneamento a quente e convencional.
($V_c = 109 \text{ m/min}$, $f = 0,523 \text{ mm/volta}$ e $a_p = 0,5 \text{ mm}$).

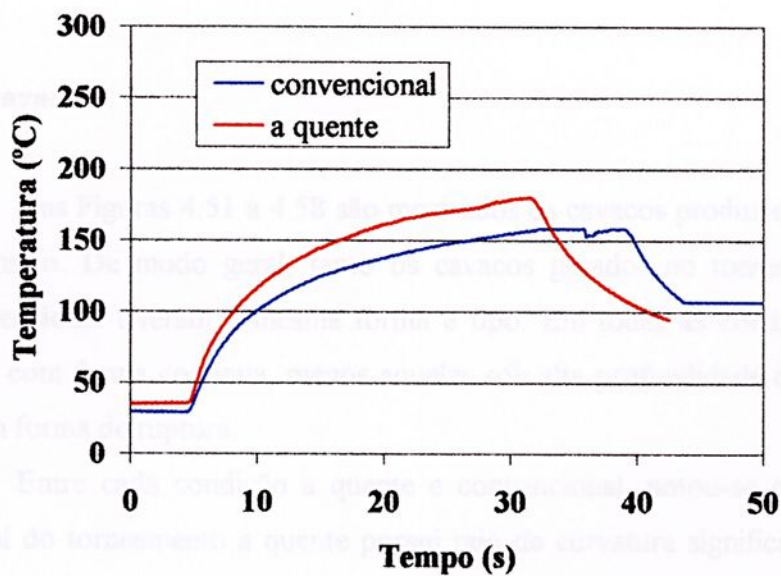


Figura 4.49 – Temperatura da ferramenta no torneamento a quente e convencional.
($V_c = 109 \text{ m/min}$, $f = 0,232 \text{ mm/volta}$ e $a_p = 1,0 \text{ mm}$).

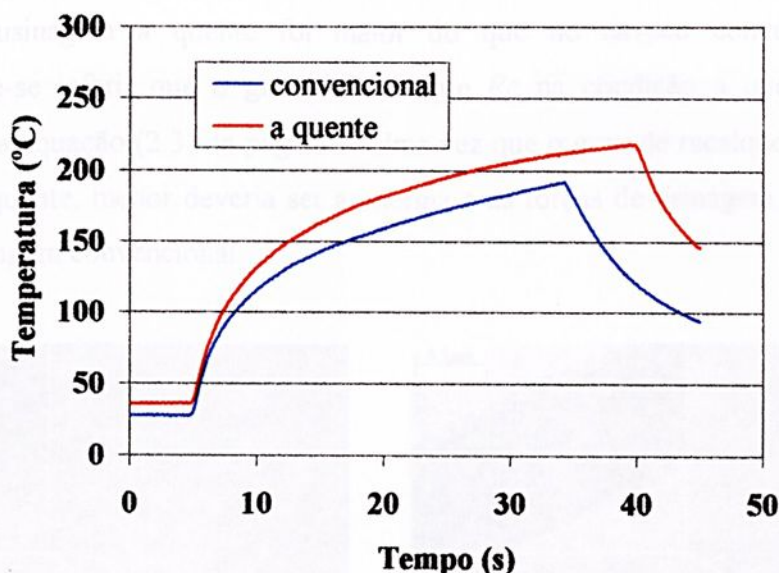


Figura 4.50 – Temperatura da ferramenta no torneamento a quente e convencional.
($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 1,5$ mm).

4.9. Forma de cavaco

Nas Figuras 4.51 a 4.58 são mostrados os cavacos produzidos nas diferentes condições de ensaio. De modo geral, tanto os cavacos gerados no torneamento a quente quanto no convencional tiveram a mesma forma e tipo. Em todas as condições os cavacos apresentaram-se com forma contínua, menos aqueles sob alta profundidade de usinagem, que se mostraram em forma de ruptura.

Entre cada condição a quente e convencional, notou-se claramente que o cavaco helicoidal do torneamento a quente possui raio de curvatura significativamente maior ao do torneamento convencional, chegando quase ao tipo de fita na maioria dos casos. Sabe-se que este tipo de cavaco é típico da usinagem de materiais dúcteis. Neste caso, sugere-se, novamente que a usinagem a quente foi capaz de diminuir a tensão de escoamento do material.

Outro fato interessante trata-se da frequência de formação das lamelas (ou escamas) formadas para um mesmo comprimento de cavaco. Pode-se notar, pela ampliação em detalhe do cavaco em cada fotografia, que a frequência de formação de escamas no cavaco proveniente da usinagem a quente foi maior do que no cavaco convencional. Dessa observação, pode-se inferir que o grau de recalque R_c na condição a quente foi menor, conforme sugere a equação (2.3) da página 8. Uma vez que o grau de recalque foi minimizado pela condição a quente, menor deveria ser a energia e as forças de usinagem nesta condição, em relação a usinagem convencional.

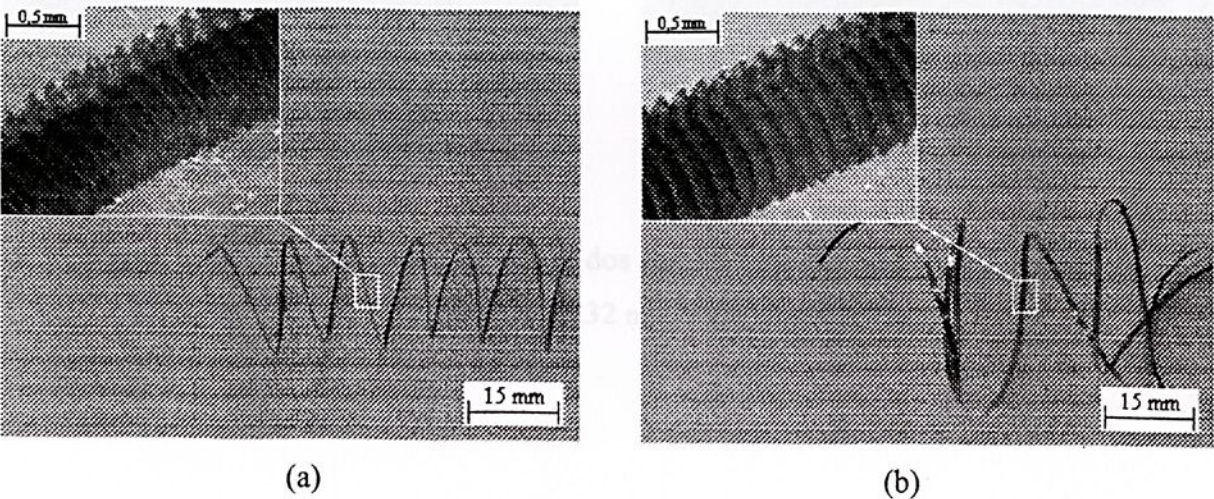


Figura 4.51 – Cavaco gerado ao longo dos ensaios convencional (a) e a quente (b)
($V_c = 109 \text{ m/min}$, $f = 0,232 \text{ mm/volta}$ e $a_p = 0,5 \text{ mm}$).

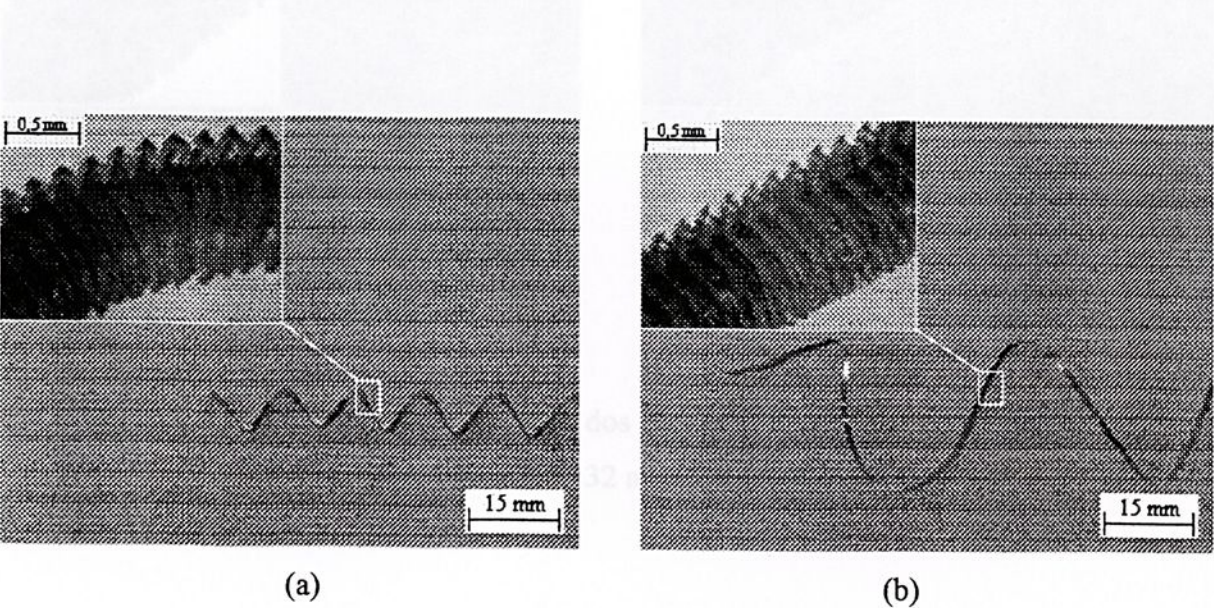
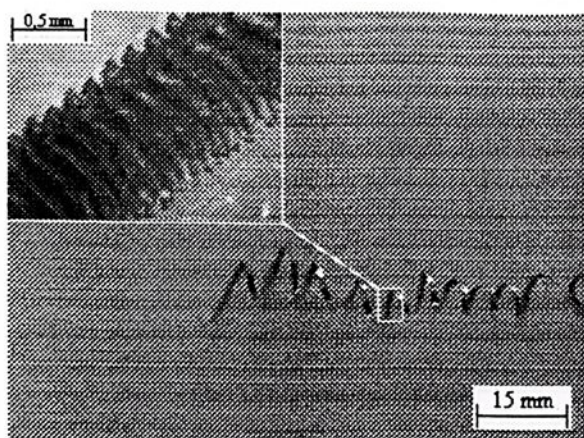
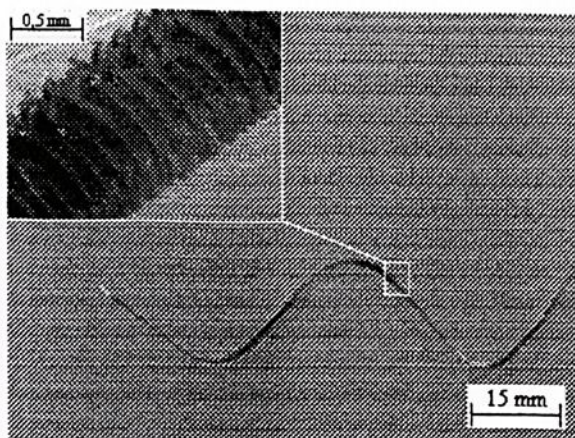


Figura 4.52 – Cavaco gerado ao longo dos ensaios convencional (a) e a quente (b)
($V_c = 139 \text{ m/min}$, $f = 0,232 \text{ mm/volta}$ e $a_p = 0,5 \text{ mm}$).

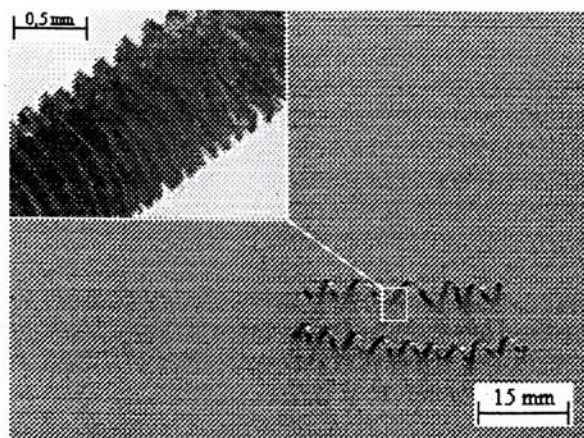


(a)

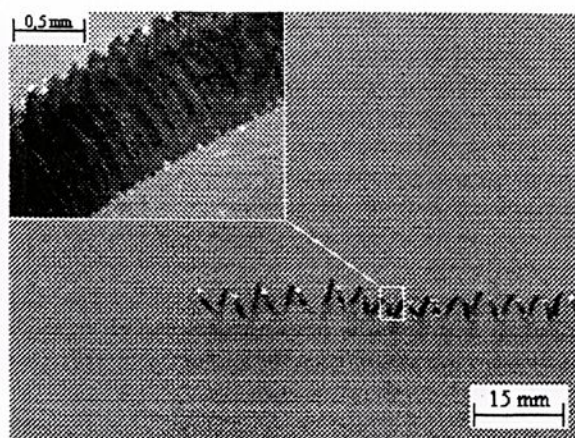


(b)

Figura 4.53 – Cavaco gerado ao longo dos ensaios convencional (a) e a quente (b)
($V_c = 176$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).

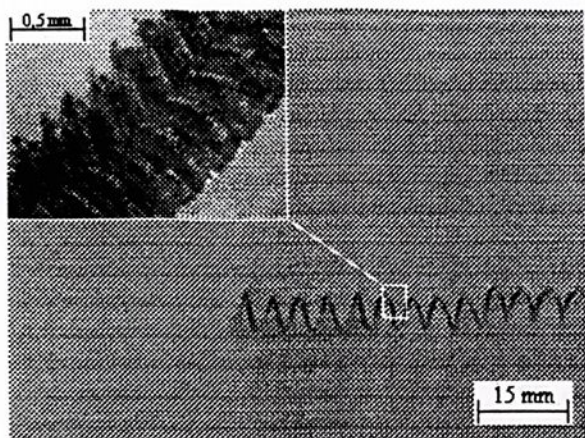


(a)

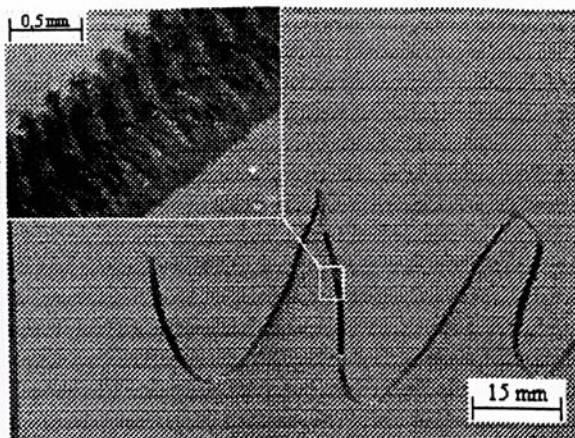


(b)

Figura 4.54 – Cavaco gerado ao longo dos ensaios convencional (a) e a quente (b)
($V_c = 216$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).

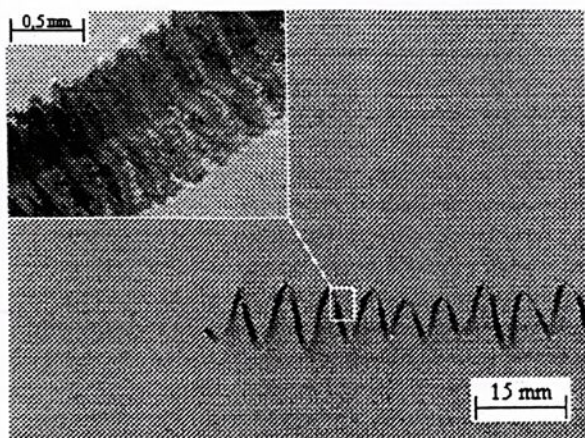


(a)

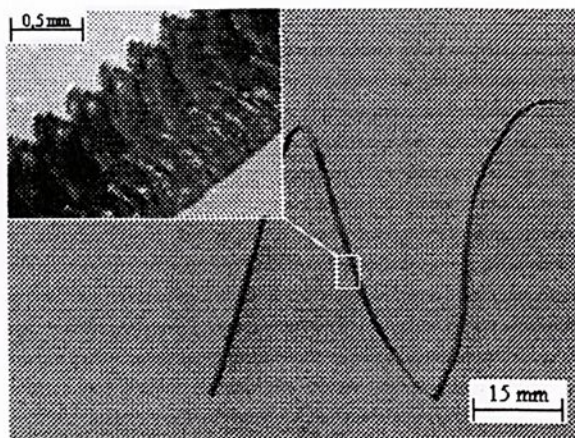


(b)

Figura 4.55 – Cavaco gerado ao longo dos ensaios convencional (a) e a quente (b)
($V_c = 109 \text{ m/min}$, $f = 0,433 \text{ mm/volta}$ e $a_p = 0,5 \text{ mm}$).



(a)



(b)

Figura 4.56 – Cavaco gerado ao longo dos ensaios convencional (a) e a quente (b)
($V_c = 109 \text{ m/min}$, $f = 0,523 \text{ mm/volta}$ e $a_p = 0,5 \text{ mm}$).

4.1.2 Torneamento com flutuação de corte

Em relação aos resultados experimentais obtidos, analisamos a forma do cavaco gerado no torneamento a quente e convencional (a seco) com o torneamento convencional no qual

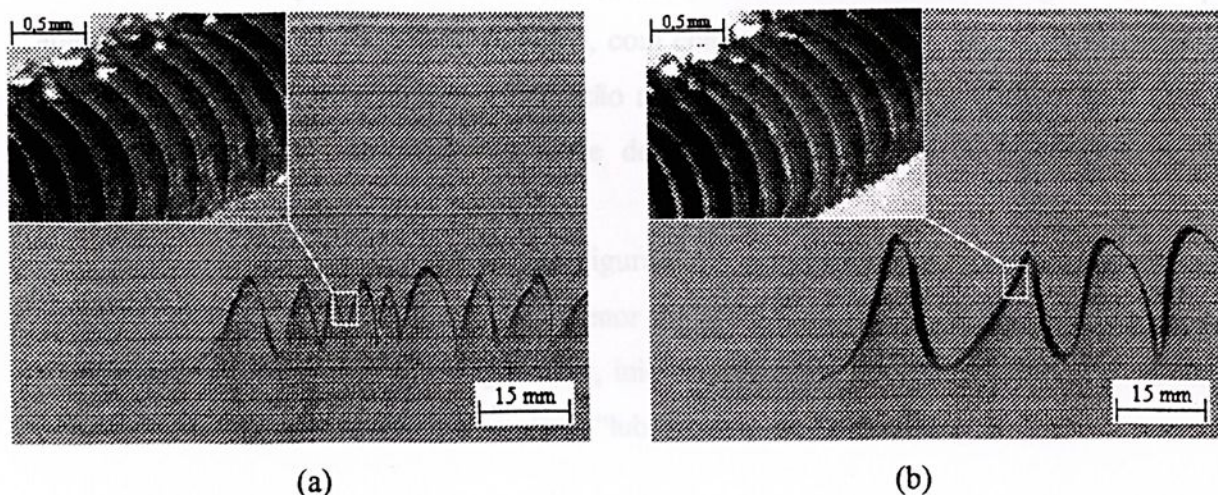


Figura 4.57 – Cavaco gerado ao longo dos ensaios convencional (a) e a quente (b)
($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 1,0$ mm).

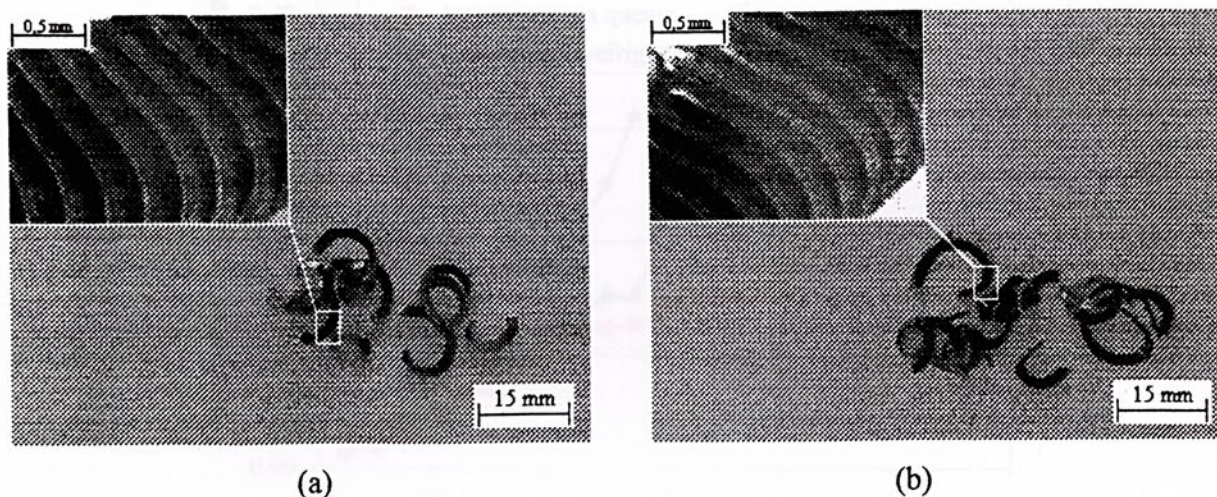


Figura 4.58 – Cavaco gerado ao longo dos ensaios convencional (a) e a quente (b)
($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 1,5$ mm).

4.10. Torneamento com fluido de corte

Em adição aos resultados apresentados faz-se, ainda, uma breve comparação do torneamento a quente e convencional (a seco) com o torneamento refrigerado, no qual aplica-se um fluido de corte semi-sintético, com concentração de 5%, da marca Rocol (Ultra Cut 370). Para isso, seleciona-se a condição a quente na qual constatou-se a maior vida de ferramenta, ou seja, velocidade de corte de 109 m/min, avanço de 0,232 mm/volta e profundidade de usinagem de 0,5 mm.

Conforme mostrado na Figura 4.59, o torneamento a quente apresentou um desgaste médio de flanco da ferramenta menor do que o torneamento refrigerado. No entanto a rugosidade no torneamento refrigerado é, inicialmente, inferior (Figura 4.60). Tal resultado pode ser creditado principalmente ao efeito “lubrificante” do fluido de corte.

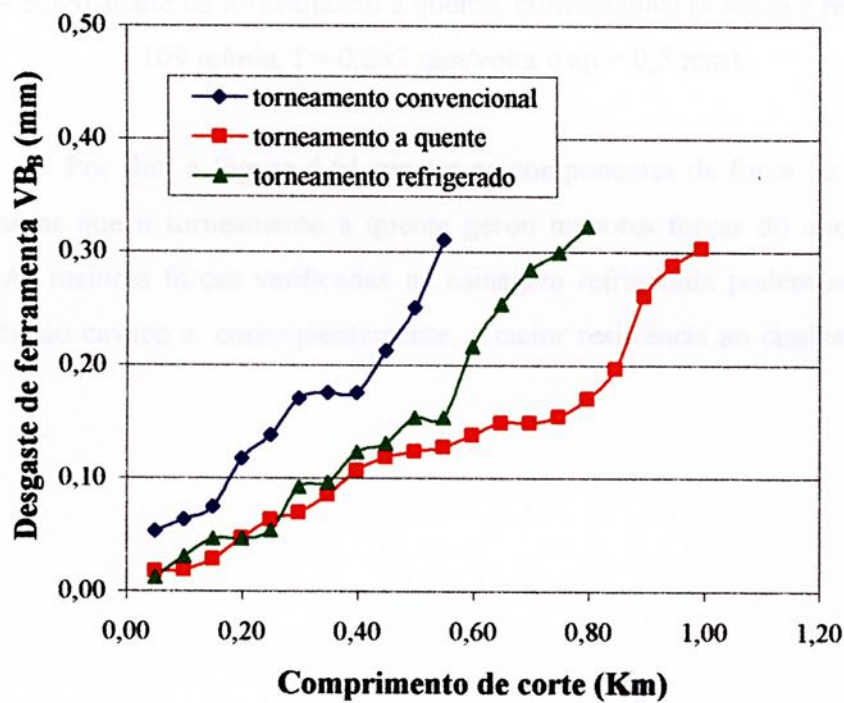


Figura 4.59 – Desgaste da ferramenta no torneamento a quente, convencional (a seco) e refrigerado ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).

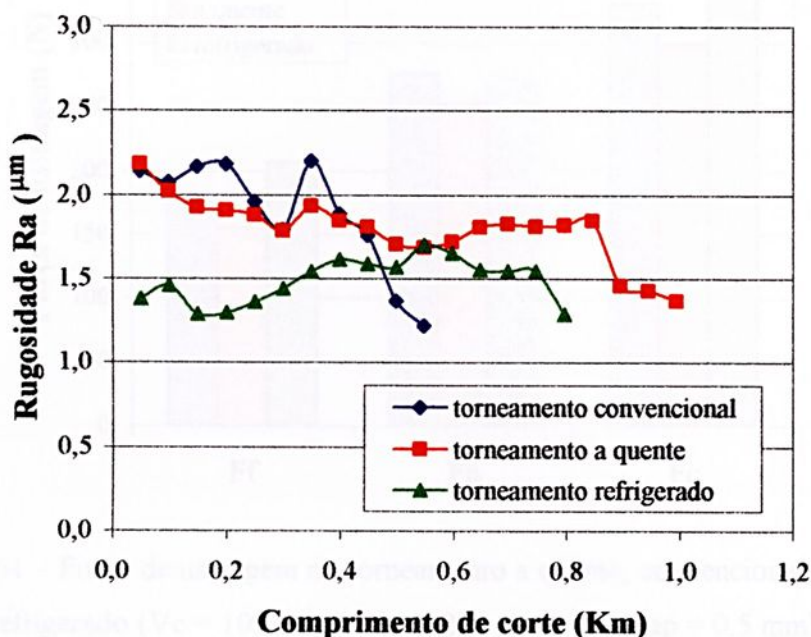


Figura 4.60 – Rugosidade no torneamento a quente, convencional (a seco) e refrigerado ($V_c = 109 \text{ m/min}$, $f = 0,232 \text{ mm/volta}$ e $a_p = 0,5 \text{ mm}$).

Por fim, a Figura 4.61 mostra as componentes da força de usinagem, onde se pode observar que o torneamento a quente gerou menores forças do que o torneamento refrigerado. As maiores forças verificadas na usinagem refrigerada podem ser creditadas ao endurecimento do cavaco e, conseqüentemente, a maior resistência ao cisalhamento no plano primário.

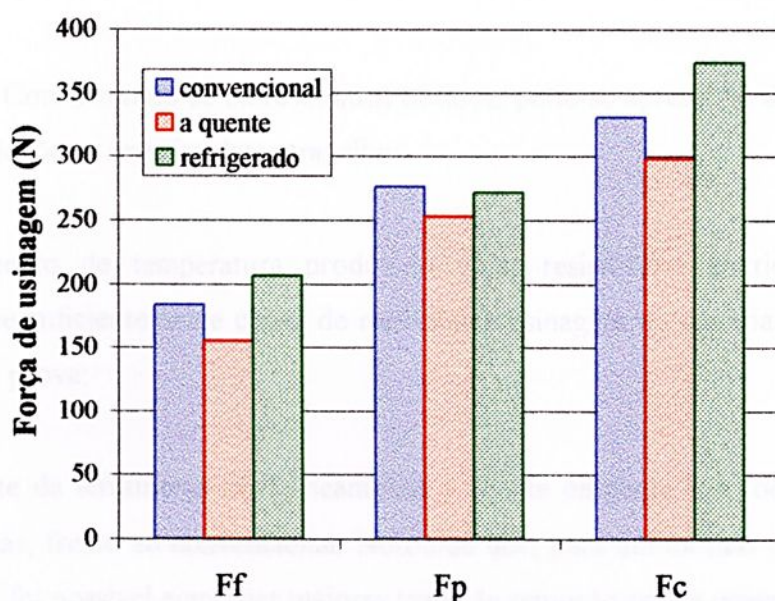


Figura 4.61 – Força de usinagem no torneamento a quente, convencional (a seco) e refrigerado ($V_c = 109$ m/min, $f = 0,232$ mm/volta e $a_p = 0,5$ mm).

5. CONCLUSÕES

Considerando-se os resultados obtidos, pode-se apresentar de forma objetiva as seguintes conclusões a respeito deste trabalho:

- ◆ O incremento de temperatura produzido pelas resistências elétricas em quartzo mostrou-se suficientemente capaz de melhorar a usinagem do material empregado nos corpos de prova;
- ◆ O desgaste da ferramenta no torneamento a quente diminuiu, em todas as condições empregadas, frente ao convencional. Notou-se que, para um mesmo valor de desgaste de flanco, foi possível empregar maiores taxas de remoção com a usinagem a quente;
- ◆ O mecanismo de desgaste da ferramenta aparentemente foi o mesmo nos dois tipos de usinagem, porém significativamente mais brando na usinagem a quente;
- ◆ Todas as componentes da força de usinagem apresentaram-se menores no torneamento a quente, em relação ao convencional;
- ◆ A potência elétrica do motor principal do torno mostrou o mesmo comportamento das medidas das componentes da força, principalmente a de avanço que, juntamente com a força de corte, foi capaz de refletir a facilidade/dificuldade na remoção de material;
- ◆ Em geral, as menores rugosidades foram obtidas no torneamento a quente, fato que pode ser creditado a maior facilidade de corte, visto que a força e a potência de usinagem foram mais moderadas do que no torneamento convencional;
- ◆ De modo geral, as microestruturas do material usinado sugeriram que o torneamento a quente deixou uma camada subsuperficial de grãos deformados mais intensa do que no torneamento convencional, indicando que o calor introduzido pelas resistências elétricas foi capaz de diminuir a tensão de escoamento do material;



- ◆ Os resultados obtidos na medição de microdureza para os ensaios realizados não indicaram alterações subsuperficiais significativas. No entanto, em profundidades mais próximas da superfície os valores de microdureza na usinagem a quente foram maiores do que na usinagem convencional.
- ◆ Os cavacos gerados no torneamento a quente e convencional foram genericamente parecidos quanto à forma, helicoidal. No entanto, na usinagem a quente, o raio de curvatura dos cavacos apresentou-se muito maior, tendendo ao tipo contínuo, sugerindo que o regime de usinagem nesta condição foi mais dúctil;
- ◆ Ainda com relação aos cavacos, o tipo gerado se mostrou contínuo, onde as lamelas parecem nitidamente expostas, tanto no torneamento a quente quanto no convencional. A diferença entre os processos está no maior número de lamelas, mais justapostas no caso da usinagem a quente, indicando que o grau de recalque R_c foi menor;
- ◆ Tomando-se a condição de usinagem que proporcionou o menor desgaste de flanco da ferramenta, o torneamento a quente apresentou melhor desempenho do que o torneamento refrigerado e o convencional (a seco).



6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Em decorrência deste trabalho pode-se também acrescentar algumas sugestões para trabalhos futuros, como:

- ♦ Analisar o torneamento a quente em diferentes temperaturas de usinagem, pela variação da tensão nas resistências elétricas;
- ♦ Estudar a usinagem a quente em termos de custos, considerando as potências elétricas envolvidas no processo;
- ♦ Avaliar os desvios geométricos das peças produzidas pelo processo de usinagem a quente, bem como os efeitos do aquecimento sobre a dilatação térmica delas;
- ♦ Empregar técnicas mais avançadas para caracterização da subsuperfície usinada, tais como: microanálise (WDS) acoplada ao MEV, espectroscopia de fotoelétrons (XPS) e medidas de tensão residual, exigindo conhecimentos mais específicos para interpretação.
- ♦ Verificar a viabilidade da utilização de outras técnicas de monitoramento como emissão acústica, vibração, etc.
- ♦ Utilizar a técnica de aquecimento em outros processos de usinagem, tais como: fresamento, furação, etc. Teoricamente, não há nenhuma limitação ao uso dessa técnica em outras operações.
- ♦ Usinar corpos de prova com perfil diferente do perfil cilíndrico.
- ♦ Adaptar o sistema para utilização ao nível de chão de fábrica.



7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABRÃO, A. M., ASPINWALL, D. K. The surface integrity of turned and ground hardened bearing steel. *Wear*, v.196, p.279-284, 1996.
- ABRÃO, A. M., ASPINWALL, D. K., WISE, M. L. H. A vida de ferramentas e a integridade das peças no torneamento de aços temperados. *Rev. Máquinas e Metais*, p.200-217, abr. 1996.
- ABRÃO, A. M., ASPINWALL, D. K., WISE, M. L. H. O desgaste de ferramenta, as forças e a temperatura de corte na usinagem do aço-rolamento temperado. *Rev. Máquinas e Metais*, p.84-97, maio 1996.
- ADDHOUM, H., BROUSSAUD, D. Interaction of ceramic cutting tools with nickel-based alloys. *Materials Science and Engineering*, n.109, p.379-387, 1989.
- AGHA, S. R., LIU, C. R. Experimental study on the performance of superfinish hard turned surfaces in rolling contact. *Wear*, v.244, p.52-9, 2000.
- AGUIAR, P. Calibração do Módulo Curvopower2: Programa calibra_new.m. Departamento de Engenharia Elétrica – Unesp – Bauru, SP, 2001.
- ALBERTIN, F., AMBRÓSIO FILHO, F., FUOCU, R., GOLDENSTEIN, H. Ferros fundidos brancos resistentes ao desgaste abrasivo. In: Congresso Brasileiro de Fundição, 3. São Paulo, p. 18-32, 1985.
- ANDRAE, P. Chip formation in high speed cutting HSC. In: 3rd International Machining & Grinding Conference, Cincinnati, Ohio, p.107-120, Oct. 1999.
- ANDRAE, P. Tool & process design for high-efficient machining. In: 3rd International Machining & Grinding Conference, Cincinnati, Ohio, p.133-148, Oct. 1999.



- BARROW, G. A review of experimental and theoretical techniques for assessing cutting temperature. *Annals of the CIRP*, v.22 (2), p.203-211, 1973.
- BARROW, G. Use of electric current for hot machining of high strength steels. *Machinery and Production Engineering*, v.114, p 370-4, 1969.
- BASU, S. K. Evaluation of Machining Parameters in Hot Machining. *Mechanical Engineering Bulletin*, v.10, n.1 & 2, p.2-6, 1979.
- BAYRAMOGLU, M., DÜNGEL, Ü. A systematic investigation on the use of force ratios in tool condition monitoring for turning operations. *Trans. Institute of Measurement and Control*, v.20, p.92-7, 1998.
- BHATTACHARYYA, B., SCRUTTON, R. F. Plastic Flow at chip tool interface during hot machining. *Journal of Engineering for Industry*, v.93, p 437-440, 1971.
- BRINKSMEIER, E., CAMMETT, J. T., KÖNIG, W., LESKOVAR, P., PETERS, J., TÖNSHOFF, H. K. Residual stresses-Measurement and causes in machining processes. *Annals of the CIRP*, v.31, n.2, p. 491-506, 1982.
- CAPELLO, E., DAVOLI, P., BASSANINI, G, BISI, A. Residual stresses and surface roughness in turning. *Journal of Engineering Materials and Technology*, v.121, p.346-351, July 1999.
- CHE HARON, C. H., GINTING, A., GOH, J. H. Wear of coated and uncoated carbides in turning tool steel. *Journal of Materials Processing Technology*, v.116, p. 49-54, 2001.
- CHEN, N. N. S., HO, C. F. Measurement of tool-work interface temperature in hot machining. *Int. J. Prod. Res.*, v.14, n.6, p. 657-667, 1976.
- CHEN, N. N. S., LO, K. C. Factors affecting tool life in hot machining of alloy steels. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v.14, p 161-173, 1974.



- CHEN, W. Cutting forces and surface finish when machining medium hardness steel using CBN tools. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v.40 (3), p.455-466, Feb 2000.
- CHOU, J. G. On line estimation of tool/chip interface temperatures for a turning operation. *Trans. ASME – Journal of Engineering Industry*, v.110 (1), p. 56-64, 1988.
- COOK, N. H. Tool wear and Tool life. *Journal of Engineering for Industry*, p. 931-938, Nov. 1973.
- DAN, L., MATHEW, J. Tool wear and failure monitoring techniques for turning – a review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v.30, p. 579-598, 1990.
- DIMLA SR, D. E. Sensor signals for tool-wear monitoring in metal cutting operations – a review of methods. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v.40, p.1073-1098, 2000.
- DINIZ, A. E., MARCONDES, F. C., COPPINI, N. L. *Tecnologia da usinagem dos materiais*. São Paulo: MMeditora, 1999, 242p.
- DINIZ, A. E., SCANDIFFIO, I. Uma contribuição ao estudo do corte a seco e do corte com mínima quantidade de lubrificante em torneamento de aço. In: Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, 1, Curitiba - PR, 2001.
- DORNFELD, D. A. Neural Network Sensor Fusion for Tool Conditioning Monitoring. *Annals of the CIRP*, v.39, n.1, p.101-5, 1990.
- ELBESTAWI, M. A., ELWARDANY, I., TAN, M. Performance of whisker-reinforced ceramic tools in milling nickel-based superalloy. *Annals of the CIRP*, v.42, n.1, pp.99-102, 1993.
- ELLIS, J., BARROW, G. Some Observations on the Contact Resistance Hot Machining Process. *Annals of the CIRP*, v.19, p.775-85, 1971.



- ELWARDANY, T. I., MOHAMED, E., ELBESTAWI, M. A. Cutting temperature of ceramic tools in high speed machining of difficult-to-cut materials. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v.36, n.5, p. 611-634, 1996.
- EZUGWU, E. O., MACHADO, A. R. Experimentos sobre o faceamento de materiais aeroespaciais. *Rev. Máquinas e Metais*, p. 49-58, jan. 1990.
- EZUGWU, E. O., OKEKE, C. I., MACHADO, A. R. High speed threading of inclusion-modified steels with coated carbide tools. *Journal of Materials Processing Technology*, v.86, p.216-225, 1999.
- EZUGWU, E. O., TANG, S. H. Surface abuse when machining cast iron (G-17) and nickel-base superalloy (Inconel 718) with ceramic tools. *Journal of Materials Processing Technology*, v.55, p.63-9, 1995.
- EZUGWU, E. O., WALLBANK, J. Propriedades e fabricação de ferramentas cerâmicas. *Rev. Máquinas e Metais*, n.271, p.14-22, mar. 1988.
- EZUGWU, E. O., WANG, Z. M., MACHADO, A. R. The machinability of nickel-based alloys: a review. *Jornal of Materials Processing Technology*, v.86, p.1-16, 1999.
- FERRARESI, D. *Fundamentos da usinagem dos metais*. 9.ed., São Paulo: Editora Edgard Blücher Ltda., 1977, 751p.
- FERREIRA, J. R., COPPINI, N. L., MIRANDA, G. W. A., LEVY NETO, F. Análise comparativa entre a usinagem de compósito PRFC e usinagem convencional dos metais. In: Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, 14, Bauru - SP, 1997.
- GUESSER, W. L. Using niobium in high-chromium. *Foundry Management & Technology*, v.113, p.50-2, Sep. 1985.
- HANASAKI, S., FUJIWARA, J., MIYAMOTO, T. Mechanism of groove wear formation in cutting of hi-nickel alloy. In: Progress of Cutting and Grinding, v.3, IGPCG, p.114-119, 1996.



HINDS, B. K., DE ALMEIDA, S. M. Plasma-Arc heating for hot machining. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v.21, p 143-152, 1981.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION - ISO 3685. Tool life testing with single-point turning tools, 1993.

JACK, D. H. Hard materials for metal cutting. *Metals and Materials*, v.3, p.516-520, Sept. 1987.

JUN, Z., JIANXIN, D., JIANHUA, Z., XING, A. Failure mechanisms of a whisker-reinforced ceramic tool when machining nickel-based alloys. *Tribology International*, v.30, n.11, p.807-813, 1997.

KAINTH, G. S., CHATURVEDI, M. N. Theoretical investigation of temperature in hot machining. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v.15, p 241-256, 1975.

KAMINSKI, J., ALVELID, B. Temperature reduction in the zone in water-jet assisted turning. *Journal of Materials Processing Technology*, v.106, p.68-73, 2000.

KIM, J. S., LEE, B. H. An analytical model of dynamic cutting forces in chatter vibration. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v.31, p.371-381, 1991.

KISTLER. General force measurement three components force measurement, 2001.

KITAGAWA, T., MAEKAWA, K. Plasma hot machining for new engineering materials. *Wear*, v.139, p 251-267, 1990.

KITAGAWA, T., KATSUHIRO, K., KUBO, A. Plasma Hot Machining for high hardness metals. *Bull. Japan Society of Precision Engineering*, v.22, n.2, p.145-151, 1988.

KO, T. J., CHO, D. W. Cutting state monitoring in milling by a neural network. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v.34, p.659-676, 1994.



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

LISTER, P. M. On-line measurement of tool wear. PhD thesis, Manufacturing and Machine

KÖNIG, W., GERSCHWILER, K. Machining nickel-based superalloys. *Manufacturing Engineering*, n.3, p. 102-8, 1999.

KÖNIG, W., KLINGER, M., LINK, R. Machining hard materials with geometrically defined cutting edges - Field of applications and limitations. *Annals of the CIRP*, v.39, p.61-4, 1990.

KOPAC, J. Influence of cutting material and coating on tool quality and tool life. *Journal of Materials Processing Technology*, v.78, p.95-103, 1998.

KRABACHER, E. J., MERCHANT, M. E. Basics Factors in Hot-Machining of Metals. *Trans. ASME*, n.73, p.761-9, 1951.

KRAMER, B. M. On tool materials for high-speed machining. *Journal of Engineering for Industry*, v.109, p. 87-91, 1987.

LEE, K. S., LEE, L. C., TEO, S. C. On-line tool wear monitoring using a PC. *Journal of Materials Processing Technology*, v.29, p.3-13, 1992.

LEE, L. C. On the Correlation Between Cutting Force and Tool Wear. *Int. J. Mach. Tools Man.*, v.29, p.295-303, 1989.

LÉON, P. High speed milling for engineers. In: Anais de 2º Seminário Internacional de Alta Tecnologia: Usinagem com altíssima velocidade de corte e alta precisão, Universidade Metodista de Piracicaba - Unimep, Santa Bárbara d'Oeste - SP, jul. 1997.

MATSUMOTO, Y., BARASH, M. M., LEE, C. R. Effect of hardness on the surface integrity

LESHOCK, C. E., KIM, J. N., SHIN, Y. C. Plasma enhanced machining of Inconel 718: modeling of workpiece temperature with plasma heating and experimental results *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v.41, p.877-897, 2001.



- LIN, J., LEE, S., WENG, C. Estimation of cutting temperature in high speed machining. *Journal of Engineering Materials and Technology*, v.114, p.289-296, July 1992.
- LISTER, P. M. On-line measurement of tool wear. PhD. thesis, Manufacturing and Machine Tools Division, Department of Mechanical Engineering, UMIST, Manchester, UK, 1993.
- LIU, C. R., BARASH, M. M. The mechanical state of the sublayer of a surface generated by chip-removal process, part 2: Cutting with a tool with flank wear. *Journal of Engineering for Industry*, v.98, p.1202-8, Nov. 1976.
- LIU, C. R., MITTAL, S. Optimal pre-stressing the surface of a component by superfinish hard turning for maximum fatigue life in rolling contact. *Wear*, v.219, p. 128-140, 1998.
- LUO, S. Y., TSAI, Y. Y. Wear characteristics in turning high hardness alloy steel by ceramic and CBN tools. *Progress of Cutting and Grinding*, v.3, p. 120-5, 1996.
- MACHADO, A. R., SILVA, M. B. *Usinagem dos metais*. 4.ed. Uberlândia: Editora da Universidade de Uberlândia, 1999. 224p.
- MACHADO, A. R., WALLBANK, J. The effect of extremely low lubricant volumes in machining. *Wear*, v.210, p.76-82, 1997.
- MADHAVULU, G., AHMED, B. Hot machining process for improved metal removal rates in turning operations. *Journal of Materials Processing Technology*, v.44, p.199-206, (1994).
- MARQUES, M. J. M., MESQUITA, R. M. D. Monitoring the wear of sintered high-speed steel tools. *Journal of Material Processing Technology*, v.25, p.195-213, 1991.
- MATSUMOTO, Y., BARASH, M. M., LIU, C. R. Effect of hardness on the surface integrity of AISI 4340 steel. *Journal of Engineering for Industry*, v.108, p.169-175, 1986.



- MATSUMOTO, H., DINIZ, A. E. Análise da vida das ferramentas no torneamento de aços endurecidos. In: Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, 15, nov. 1999.
- MELLO, H. J., SANCHEZ, L. E. A., SILVA, W. V., LOSNAK, C. Usinagem a quente utilizando resistência elétrica de quartzo. *Rev. Máquinas e Metais*, p.114-133, mar. 2003.
- MIELNIK, E. M. Hot machining in retrospect and review. *SME Technical Paper (series) MR*, p. 64-75, 1994.
- MOTTA, M. F., MACHADO, A. R. Fluidos de corte: tipos, funções, seleção, métodos de aplicação e manutenção. *Rev. Máquinas e Metais*, p. 44-56, set. 1995.
- NAKAYAMA, K. Temperature rise of workpiece during metal cutting. *Bull. Faculty Engineering*, Yokohama National University, p.1-10, Mar. 1956.
- NAKAYAMA, K., ARAÍ, M., KANDA, T. Machining characteristics of hard materials. *Annals of the CIRP*, v.37, p.89-92, 1988.
- NOVAK, J. W., SHIN, Y. C., INCROPERA, F. P. Assessment of plasma enhanced machining for improved machinability of Incomel 718. *Journal of Manufacturing Science and Engineering – Transactions of the ASME*, v.119, p.125-9, Feb. 1997.
- OKOSHI, M.,UEHARA, K. Hot machining by electric current. *Proc. Intern. Prod. Eng. Conf., ASME*, p. 264, 1963.
- ÖZLER, L., INAN, A., ÖZEL, C. Theoretical and experimental determination of tool life in hot machining of austenitic manganese steel. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v.41, p.163-172, 2001.
- RAHMAN, M., SEAH, W. K. H., TEO, T. T. The machinability of Inconel 718. *Journal of Materials Processing Technology*, n.63, p. 199-204, 1997.
- RAVINDRA, H. V., SRINIVASA, Y. G., KRISHNAMURTHY, R. Modelling of tool wear based on cutting forces in turning. *Wear*, v.169, p.25-32, 1993.



- RICHARDS, N., ASPINWALL, D. Use of ceramic tools for machining nickel based alloys. *International Journal Machine Tools Manufacturing*, v.29, n.4, p.575-588, 1989.
- SADAT, A. B. Surface characteristics of machined Inconel 718 nickel-base superalloy using natural and controlled contact length tools. *International Journal Machine Tools Manufacturing*, v.27, n.3, p. 333-342, 1987.
- SANDVIK COROMANT. *Modern Metal Cutting: A Practical Handbook*, Fairlawn, NJ, ISBN 91-972299-0-3. 1994.
- SALEM, B. W., BASTIE-COHEN, P., AHDAD, F., CONTENCIN, F. X., MOISAN, A. Interaction laser matière lors de L'usinage por laser. *Soudage et Tecchniques Connexes*, vol.52, n.11/12, p. 17-21, nov./dec. 1998.
- SALEM, B. W., MELHAOUI, A., COHEN, P., AHDAD, F., LONGUEMARD, J. P. Laser-assisted machining. *Mecanique Industrielle et materiaux*, v.48, p. 29-30, 1995.
- SEAH, K. H. W., LI, X., LEE, K. S. The effect of applying coolant on tool wear in metal machining. *Journal of Materials Processing Technology*, v.48, p.495-501, 1995.
- SHARMAN, A., DEWES, R. C., ASPINWALL, D. K. Tool life when high speed ball nose end milling. In: International Conference in Advances in Materials and Processing Technologies, Dublin, Irlanda, p.437-445, Aug. 1999.
- SHAW, M. C. *Metal cutting principles*. 2.ed. New York: Oxford University Press, ISBN 0-19-859002-4, 1986. 594p.
- SHAW, M. C., BER, A., MAMIN, P. A. Friction characteristics of sliding surfaces undergoing subsurface plastic flow. *Trans. ASME – J. Basic Eng.*, v.82, p.342-6, Jun. 1960.
- SHI, T., RAMALINGAM, S. Real-time flank wear sensing. *Winter Annual Meeting of the ASME*, v.43, 157-170, 1990.



SILVA, L. R. *Torneamento e retificação do aço ABNT 4340 temperado*. Belo Horizonte, 1998. 83p. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais.

SILVA, L. R. *Estudo da geometria da aresta de corte de ferramentas aplicadas ao torneamento de superligas à base de níquel com alta velocidade*. São Carlos, 2002. 211p. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos - Universidade de São Paulo.

SILVA, M. B., WALLBANK, J. Cutting temperature: prediction and measurement methods – a review. *Journal of Materials Processing Technology*, v.88, p.195 – 202, 1999.

SREEJITH, P. S., NGOI, B. K. A. Dry machining: Machining of the future. *Journal of Materials Processing Technology*, v.101, p.287-291, 2000.

SULLIVAN, K. F., SMITH, P. D. Relationship between work material properties and cutting conditions in hot-machining. *Inst. of Eng. Aust. Publ.*, v.77, p. 77-82, 1977.

TAY, A. A. O. A review of methods of calculating machining temperature. *Journal of Materials Processing Technology*, v.36, p.225-257, 1993.

TOSUN, N., ÖZLER, L. A study of Tool Life in Hot Machining using Artificial Neural Networks and Regression Analysis Method. *Journal of Materials Processing Technology*, v.124, p.99-104, 2002.

TRENT, E. M. Cutting steel and iron with cemented carbide tools – part II: Conditions of seizure at the tool/work interface. *Journal of the Iron and Steel Institute*, p. 923-932, Nov. 1963.

TRENT, E. M. Metal cutting and the tribology of seizure: I – Seizure in metal cutting. *Wear*, v.128, p.29-45, 1988.

TRENT, E. M. Metal cutting and the tribology of seizure: II – Movement of work material over the tool in metal cutting. *Wear*, v.128, p.47-64, 1988.



- TRENT, E. M. Metal cutting and the tribology of seizure: III – Temperature in metal cutting. *Wear*, v.128, p.65-81, 1988.
- TRENT, E. M. *Metal cutting*, 2. ed. London: Butterworths, ISBN 0-408-10856, 1984.245p.
- USUI, E., TAKEYAMA, H. A Photoelastic analysis of machining stresses. *Trans. ASME – J. Eng. Industry*, p.303-8, Nov. 1960.
- VALI, A., LONGUEMARD, J. P., MAEDT, G., LITWIN, J. État des contraintes résiduelles em usinage assiste laser. *Soudage et Techniques Connexes*, vol.52, n.3/4, p. 11-6, mars/avr. 1998.
- WANG, Y., YANG, L. J., WANG, N. J. An Investigation of Laser-Assisted Machining of Al_2O_3 Particle Reinforced Aluminum Matrix Composite. *Journal of Processing Technology*, v.129, p.268-72, 2002.
- WAYNE, S. F., BULJAN, S. T. Wear of ceramic cutting tools in Ni-based superalloy machining. *Tribology Transactions*, v.33, n.4, p. 618-626, 1990.
- WEINERT, K., MEISTER, D. Usinagem e desgaste da ferramenta. *Rev. Máquinas e Metais*, p. 26-41, set. 1998.
- WRIGHT, P. K. Frictional Interactions in machining: Comparisons between transparent sapphire and steel cutting tools. *Metals Technology*, p.150-160, Apr. 1981.
- YEN, D. W. A remote temperature sensing technique for estimating the cutting interface temperature distribution. *Trans. ASME – Journal of Engineering for Industry*, v.108, p.252-263, 1986.
- ZOREV, N. M. Interrelationship between shear process occurring along tool face and on shear plane in metal cutting. *Proc. Int. Prod. Eng. Res. Conf.*, p.42-9, Sep. 1963.



0810001166

