



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA  
Faculdade de Engenharia  
Campus de Bauru



**ANÁLISE DO PROCESSO DE TORNEAMENTO A  
QUENTE AUXILIADO POR RESISTÊNCIA  
ELÉTRICA DE QUARTZO**

***ADHEMAR JOSÉ SPINELLI JÚNIOR***

Orientador: Prof. Dr. *Luiz Eduardo de Angelo Sanchez*

Co-orientador: Prof. Dr. *Paulo José Amaral Serni*

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

**BAURU – SP**

**2004**

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

Spinelli Júnior, Adhemar José

Análise do processo de torneamento a quente auxiliado  
por resistência elétrica de quartzo / Adhemar José Spinelli  
Júnior. - - Bauru : [s.n.], 2004.

93 f.

Orientador: Luiz Eduardo de Ângelo Sanchez .

Dissertação (Mestrado) – Universidade Estadual  
Paulista. Faculdade de Engenharia, 2004.

1. Torneamento a quente. 2. Energia específica de  
usinagem. 3. Temperatura de corte. 4. Resistência elétrica  
em quartzo. I – Universidade Estadual Paulista. Faculdade  
de Engenharia. II - Título.

## DEDICATÓRIA

À Edilaine e Isabella, constantes incentivadoras,  
fontes perenes de inspiração.

Aos meus pais, Adhemar e Adelaide, com todo amor  
de um filho.

## AGRADECIMENTOS

Antes de tudo, devo agradecer a Deus que, em todos os momentos, me guiou, deu forças e perseverança para terminar este trabalho. Sem suas bênçãos e sua luz, nada disto teria sido possível.

Ao Prof. Dr. Luiz Eduardo de Angelo Sanchez, professor, orientador e amigo, pelo constante incentivo, pela confiança e pela oportunidade de realizar esta dissertação. Pela disponibilidade revelada ao longo destes anos, e pelas críticas e sugestões relevantes feitas durante a orientação, sempre indicando a direção a ser tomada nos momentos de maior dificuldade, meus agradecimentos!

Ao Prof. Dr. Paulo José Amaral Serni, professor e co-orientador, pela sua generosidade desde nosso primeiro contato, pela orientação e excelentes sugestões, bem como sua disponibilidade e amizade demonstradas.

Ao Prof. Dr. Paulo Roberto de Aguiar, professor com quem regularmente troquei informações sobre as questões de instrumentação e aquisição de dados durante estes meses.

Aos professores Dr. Vicente Luiz Scalon, pelas excelentes sugestões por ocasião do Exame Geral de Qualificação e por integrar a atual banca e, ao Dr. Alexandre Mendes Abrão, por integrar a atual Banca.

Ao Msc. Hamilton José de Mello e ao graduando do curso de Engenharia Mecânica Arthur Alves Fiocchi, pela ajuda, pela disponibilidade sempre manifestada e pela amizade.

A todos os professores, funcionários e alunos do Programa de Pós-graduação em Engenharia Industrial da Faculdade de Engenharia de Bauru – UNESP, e todos aqueles que, direta ou indiretamente, contribuíram para a realização desta dissertação, dando-me força e incentivo.

Aos companheiros de mestrado pela excelente relação pessoal que criamos.

À equipe do Laboratório de Eletrônica da FUMEP, de modo especial ao Marcos Antonio Souza Silva, Rafael Ramiro e Guilherme Bassetti

Lavorente, pela colaboração e disponibilidade das instalações durante os trabalhos.

Ao Sr. Pedro Dal Pian Flores, Eng. Mauri Gião Pongitor e Sr. Celso Cazerta, pela compreensão e apoio manifestados durante a realização deste trabalho, que permitiram reunir as condições que muito me ajudaram a vencer estes anos de trabalho intenso.

A todos amigos que sempre se disponibilizaram a contribuir para que eu pudesse cumprir todas as minhas obrigações profissionais e acadêmicas.

Ao meu irmão Neto e cunhada Mônica, pela receptividade e apoio durante as minhas estadias em Bauru.

Aos meus pais, pelo estímulo e apoio incondicional desde a primeira hora, pela paciência, pelo interesse em minhas atividades e sensatez com que sempre me ajudaram.

À minha mulher e amiga Edilaine, que sempre acreditou na conclusão deste trabalho, pelo inestimável apoio familiar que preencheu as diversas falhas que tive por forças das circunstâncias, e pela paciência e compreensão reveladas ao longo destes anos.

Por último, mas especialmente à minha filha Isabella, pela compreensão e ternura sempre manifestadas apesar da falta de atenção.

## RESUMO

Um dos principais objetivos da indústria metal-mecânica é o aumento da produtividade nos processos de usinagem, o que pode ser conseguido por meio de maiores taxas de remoção de material. Este requisito está associado 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 nitreto cúbico de boro policristalino (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. Vários pesquisadores têm utilizado a técnica de aquecimento de uma camada da peça imediatamente antes de sua remoção pela ferramenta de corte a fim de diminuir as tensões de cisalhamento e melhorar a usinabilidade dos materiais. Esta técnica tem gerado bons resultados no que diz respeito ao aumento da vida da ferramenta. O objetivo da aplicação desta técnica é possibilitar o torneamento destes materiais com ferramentas convencionais e em máquinas não tão rígidas. Neste trabalho são utilizadas resistências elétricas em quartzo, de baixo custo, como fonte de calor, colocadas ao redor da peça durante a operação de torneamento. Nos ensaios é utilizado como corpo de prova um aço inoxidável austenítico nitrogenado resistente ao calor e endurecível por precipitação, aplicado na fabricação de válvulas de exaustão de motores de combustão interna. Como resultados, são obtidos os comportamentos: da potência elétrica controlada no conjunto de resistências, a potência requerida pelo motor do torno, a temperatura relativa na região de corte e a temperatura da superfície da peça aquecida. Estes resultados subsidiam a análise do consumo de energia elétrica do sistema torno-resistência como um todo e da temperatura na região de corte, e permitem identificar que as melhores condições de usinagem ocorrem quando o conjunto de resistências está ajustado em 1.500 W, considerando as variáveis medidas.

Palavras-chave: Torneamento a quente; Energia específica de usinagem; Temperatura de corte; Resistência elétrica em quartzo.

## ABSTRACT

One of the main goals of the metalworking industry is the increase of productivity in machining processes, which can be obtained through larger material removal rates. This requirement is associated to the cutting tool wear evolution, since the reduction of tool life increases the production costs, not only for unitary value of the tool, but also for the time consumed in the undesirable interruption of the operation. Nowadays, an important way to increase tool life is the development of more wear resistant materials, such as polycrystalline cubic boron nitride (PCBN) cutting tools. However, the unitary cost of these tools is considerably high, about 10 to 20 times more expensive than coated carbide tools. In addition its best performance occurs at high-speed machining, that demands modern machine tools. Many researchers have been using the technique of heating a workpiece layer immediately before its removal by the cutting tool in order to reduce the shear stress and to improve the machinability of the materials. This technique has produced good results as far as the increase of the tool life is concerned. The aim of application of this technique is to make possible turning these materials with conventional tools and in machines not so stiff. In this work, low cost quartz electric resistances are used as heat source and placed around the workpiece during the turning operation. In the experiment a heat-resistant austenitic stainless steel, hardened by precipitation method applied in the production of engine valves on internal combustion motors, was used as work material. As results, the behavior of the controlled electric power on group of resistances, the electric power requested by the motor of the lathe, the relative temperature of shear zone and the temperature of surface of the warm workpiece are obtained. These results support the analysis of the consumption of electric power of the system lathe-resistance and the temperature of shear zone, and allow to identify that the best machining conditions happen when the group of resistances is adjusted in 1.500 W, considering the measured variables.

Keywords: Hot turning; Specific energy of machining; Cutting temperature; Quartz electric resistance.

## SUMÁRIO

1. Introdução.....	1
1.1. Objetivo.....	2
2. Revisão Bibliográfica.....	4
2.1. Mecanismo de formação do cavaco.....	4
2.2. Região da interface cavaco-ferramenta.....	6
2.3. Temperatura na interface cavaco-ferramenta.....	8
2.4. Métodos de medições da temperatura na interface cavaco-ferramenta...	13
2.5. Forças de usinagem.....	22
2.6. Potência elétrica requerida na usinagem.....	28
2.7. Energia específica consumida pelo processo de usinagem.....	31
2.8. Usinagem a quente.....	33
2.8.1. Características e aplicações da usinagem a quente.....	33
2.8.2. Métodos de aquecimento na usinagem a quente.....	38
3. Materiais e métodos.....	59
3.1. Características do material dos corpos de provas (aço VV 50).....	67
3.2. Características da ferramenta de corte.....	68
3.3. Medição da temperatura relativa na região de corte.....	69
3.4. Medição de tensão elétrica instantânea aplicada pelo circuito controlador AC no conjunto de resistências.....	70
3.5. Medição de corrente elétrica instantânea requerida pelo conjunto de resistências.....	71
3.6. Aquisição de dados pelo Software LabVIEW™.....	71
3.7. Circuito controlador AC.....	73
4. Resultados e Discussões.....	74
5. Conclusões.....	84
6. Sugestões para trabalhos futuros.....	86
7. Referências bibliográficas.....	87
8. Anexo A.....	92

9. Anexo B..... 93

## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1	Região da interface cavaco-ferramenta (adaptada de FERRARESI, 1977).....	5
Figura 2.2	Variação da distribuição de energia com a velocidade de corte (SHAW, 1986).....	8
Figura 2.3	Total de calor introduzido nas ferramentas de metal duro e de nitreto de silício (LIN, LEE & WENG, 1992).....	10
Figura 2.4	Efeito da velocidade de corte, avanço, profundidade e tempo de corte na temperatura (ABRÃO, ASPINWALL & WISE, 1996)....	12
Figura 2.5	Gráfico de calibração para aço carbono AISI 1045 com os revestimentos selecionados (GRZESIK, 2000).....	16
Figura 2.6	Gráfico de calibração para aço inox AISI 304 com os revestimentos selecionados (GRZESIK, 2000).....	17
Figura 2.7	Dispositivo para medição das forças de corte e avanço e a temperatura da interface usando a técnica de um termopar (GRZESIK, 2000).....	19
Figura 2.8	Diagrama do sistema de calibração (GRZESIK, 1999).....	19
Figura 2.9	Componentes da força de usinagem numa operação de torneamento (MELLO, 2003).....	23
Figura 2.10	Influência da velocidade na força de corte (adaptação de TRENT, 1984).....	24
Figura 2.11	Variação da força de corte com o aumento da velocidade de corte (MOTTA & MACHADO, 1995).....	25
Figura 2.12	Força de usinagem para diferentes seções de corte e materiais (SCHLESINGER apud FERRARESI, 1977).....	26
Figura 2.13	Componentes da força em função da taxa de avanço em cinco condições diferentes de lubrificação (MACHADO & WALLBANK, 1997).....	27

Figura 2.14	Influência da velocidade de corte (a) nas forças de avanço e (b) de profundidade (MAYER apud FERRARESI, 1977).....	28
Figura 2.15	Gráfico da vida da ferramenta em função da temperatura da peça (KRABACHER & MERCHANT, 1951).....	36
Figura 2.16	Representação esquemática do método de usinagem a quente por corrente elétrica (KAINTH & CHATURVEDI, 1975).....	38
Figura 2.17	Temperatura na interface cavaco-ferramenta em função da velocidade de corte (KAINTH & CHATURVEDI, 1975).....	43
Figura 2.18	Comprimento de contato e resistência elétrica total em função da velocidade de corte (KAINTH & CHATURVEDI, 1975).....	44
Figura 2.19	Processo de aquecimento na usinagem a quente assistido por plasma (HINDS & ALMEIDA, 1981).....	46
Figura 2.20	Detalhe do plasma (LESHOCK, KIM & SHIN, 2001).....	46
Figura 2.21	Desgaste de flanco na usinagem de cerâmicas avançadas para diferentes materiais de ferramenta (KITAGAWA & MAEKAWA, 1990).....	48
Figura 2.22	Potência requerida na usinagem do aço SS 410 (a) e do aço liga (b) (MADHAVULU & AHMED, 1994).....	49
Figura 2.23	Força de corte para diferentes temperaturas da superfície da peça e para várias velocidades de corte (LESHOCK, KIM & SHIN, 2001).....	50
Figura 2.24	Pressão específica de corte do Inconel 718 na usinagem convencional com metal duro, cerâmica e por plasma (LESHOCK, KIM & SHIN, 2001).....	50
Figura 2.25	Representação da usinagem a quente por chama (ÖZLER, INAN & ÖZEL, 2001).....	51
Figura 2.26	Vida da ferramenta e temperatura da peça para diferentes velocidades de corte (ÖZLER, INAN & ÖZEL, 2001).....	52
Figura 2.27	Comparação entre resultados experimentais e obtidos por rede neural artificial(*) (TOZUN & ÖZLER, 2002).....	53

Figura 2.28	Princípio da usinagem a quente assistida por laser (SALEM et al, 1995).....	54
Figura 2.29	Forças de corte no torneamento convencional (a) e no torneamento a laser (b) (WANG Y., YANG, WANG N. J., 2002).....	56
Figura 2.30	Potência elétrica em função da profundidade de corte sob dois avanços diferentes (MELLO et al, 2003).....	57
Figura 3.1	Dimensões dos corpos de provas, em milímetros.....	60
Figura 3.2	Diagrama esquemático do sistema de controle da potência elétrica das resistências e aquisição dos dados.....	61
Figura 3.3	Fotografia do conjunto das resistências em volta do corpo de prova.....	62
Figura 3.4	Detalhe da fixação do termopar no porta-ferramenta, junto à pastilha.....	70
Figura 3.5	Tela do programa do software LabVIEW™ utilizado durante os ensaios.....	72
Figura 4.1	Gráfico da temperatura da peça aquecida em função da potência elétrica ajustada no conjunto de resistências.....	74
Figura 4.2	Gráfico do comportamento da potência elétrica ativa do motor do torno durante os ensaios.....	75
Figura 4.3	Gráfico do comportamento das energias específicas consumidas durante os ensaios.....	78
Figura 4.4	Gráfico dos comportamentos das temperaturas relativas na região de corte durante os ensaios.....	79
Figura 4.5	Gráfico do comportamento da temperatura relativa da região de corte em função das potências elétricas ajustadas no conjunto de resistências.....	79
Figura 4.6	Gráfico das rugosidades médias aritméticas ( $R_a$ ) dos corpos de prova usinados em função das potências elétricas ajustadas no conjunto de resistências.....	81

Figura 4.7	Amostra do perfil da superfície do corpo de prova usinado a frio (comprimento total amostrado: 4,0 mm).....	82
Figura 4.8	Amostra do perfil da superfície do corpo de prova usinado com a potência elétrica do conjunto de resistências ajustada para 1.500 W (comprimento total amostrado: 4,0 mm).....	82
Figura 4.9	Amostra do perfil da superfície do corpo de prova usinado com a potência elétrica do conjunto de resistências ajustada para 2.000 W (comprimento total amostrado: 4,0 mm).....	82
Figura 4.10	Fotografias das superfícies dos corpos de prova usinados a quente (2.000 W) e a frio (aumento 100 vezes).....	83

**LISTA DE TABELAS**

Tabela 2.1	Equações obtidas segundo a regressão linear para aço carbono AISI 1045 com os revestimentos selecionados (GRZESIK, 2000).....	17
Tabela 2.2	Equações obtidas segundo a regressão linear para aço inox AISI 304 com os revestimentos selecionados (GRZESIK, 2000).....	18
Tabela 3.1	Quadro de condições de usinagem utilizados nos ensaios.....	63
Tabela 3.2	Classificação do aço VV 50 em várias normas.....	68
Tabela 3.3	Composição química do Aço VV 50 (% - massa).....	68
Tabela 3.4	Propriedades mecânicas na temperatura ambiente do Aço VV 50	68
Tabela 3.5	Geometria do conjunto porta-ferramenta.....	69
Tabela 4.1	Tabela dos valores de energia elétrica consumida durante os ensaios.....	77

**LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS**

<b>ABNT</b>	Associação Brasileira de Normas Técnicas
<b>AC</b>	Alternated current
<b>AFNOR</b>	Association Française de Normalisation
<b>AISI</b>	American Iron and Steel Institute
<b>APC</b>	Aresta Postiça de Corte
<b>BS</b>	British Standards
<b>CBN</b>	Cubic Boron Nitride
<b>CVD</b>	Chemical Vapor Deposition
<b>DC</b>	Direct current
<b>DIN</b>	Deutsches Institut für Normung
<b>FEB</b>	Faculdade de Engenharia de Bauru
<b>fem</b>	Força eletromotriz
<b>GLP</b>	Gás Liquefeito de Petróleo
<b>ISO</b>	International Organization for Standardization
<b>LAM</b>	Laser Assisted Machining
<b>LM</b>	Laser Machining
<b>PC</b>	Personal Computer
<b>PCBN</b>	Polycrystalline Cubic Boron Nitride
<b>SAE</b>	Society of Automotive Engineers
<b>TIG</b>	Tungsten Inert Gas
<b>UNESP</b>	Universidade Estadual Paulista

**LISTA DE SÍMBOLOS**

A	área da seção de corte para ferramenta ( $\text{mm}^2$ )
$a_p$	profundidade de corte (mm)
$E_{CS}$	energia específica consumida para remoção de material ( $\text{J}/\text{mm}^3$ )
f	avanço (mm/volta)
$F_C$	força de corte (N)
$F_e$	força efetiva de corte (N)
$F_f$	força de avanço (N)
$F_P$	força de profundidade ou passiva (N)
h	espessura do cavaco sem deformação (mm)
h'	espessura do cavaco deformado (mm)
HB	dureza Brinell
HR <sub>c</sub>	dureza Rockwell
$i_a$	valor instantâneo da corrente elétrica da fase <u>a</u> (A)
$i_b$	valor instantâneo da corrente elétrica da fase <u>b</u> (A)
$i_c$	valor instantâneo da corrente elétrica da fase <u>c</u> (A)
$K_S$	pressão específica corte ( $\text{N}/\text{mm}^2$ )
$p_{3\phi}$	potência ativa trifásica (W)
$P_C$	potência de corte (W)
$P_{CM}$	potência elétrica requerida pelo motor principal (W)
$P_e$	potência efetiva (W)
$P_f$	potência de avanço (W)
$P_m$	potência elétrica média requerida no processo de usinagem (W)
$P_n$	Potência elétrica ajustada para cada ensaio de usinagem (W)
$P_p$	perda de potência que ocorre na máquina-ferramenta e no motor elétrico (W)
$p_R$	Potência elétrica instantânea consumida pelo conjunto de resistências (W)
$R_a$	rugosidade média aritmética ( $\mu\text{m}$ )
T	vida da ferramenta (min)

$u$	energia total consumida na operação (J)
$u_A$	energia superficial em razão da geração de uma nova área superficial no corte do material (J)
$u_F$	energia de atrito ou fricção na face da ferramenta (J)
$u_M$	Energia associada ao momento do material (J)
$u_S$	energia de cisalhamento no plano de cisalhamento primário (J)
$v_a$	valor instantâneo da tensão elétrica da fase <u>a</u> em relação ao neutro (V)
$v_{ab}$	valor instantâneo da tensão elétrica entre as fases <u>a</u> e <u>b</u> (V)
$VB$	Desgaste de flanco (mm)
$v_b$	valor instantâneo da tensão elétrica da fase <u>b</u> em relação ao neutro (V)
$v_c$	valor instantâneo da tensão elétrica da fase <u>c</u> em relação ao neutro (V)
$V_C$	velocidade de corte (m/min)
$V_{cav}$	velocidade do cavaco (m/min)
$V_e$	velocidade efetiva de corte (m/min)
$V_f$	velocidade de avanço (m/min)
$V_{ref}$	Tensão de referência gerada pelo programa do software LabVIEW™ para controle do disparo do triac (V)
$Z$	taxa de remoção de material (mm <sup>3</sup> /min)
$\alpha_o$	ângulo de folga da ferramenta (graus)
$\gamma_o$	ângulo de saída (graus)
$\eta$	eficiência energética de uma máquina-ferramenta
$\theta$	Temperatura da superfície da peça (°C)
$\theta_C$	temperatura na região de corte (°C)
$\lambda_S$	ângulo de inclinação (graus)
$\varphi$	ângulo de cisalhamento do plano primário (graus)
$\chi_r$	ângulo de posição (graus)
$\gamma$	ângulo de saída da ferramenta (graus)

## 1. INTRODUÇÃO

Um dos principais objetivos da indústria metal-mecânica é a redução dos custos de fabricação por meio do aumento de produtividade. Para isso, buscam-se maiores taxas de remoção do material, sem prejuízo da rugosidade da peça usinada. Neste caminho, o aumento da vida da ferramenta torna-se fundamental para o desenvolvimento do processo de usinagem.

Porém, o uso crescente de aços de alta resistência nas indústrias resultam na diminuição da vida de ferramenta fazendo surgir assim, o problema de como usinar estes materiais mais duros sem o aumento do custo. No processo de formação de cavaco, o custo de um determinado processo está associado à usinabilidade do material da peça, que está associada à resistência ao cisalhamento do material (CHEN & LO, 1974).

Além das dificuldades de usinagem destes materiais, podem surgir defeitos na superfície da peça acabada como: microtrincas, tensões residuais de tração e queima superficial, decorrentes de transformações microestruturais na camada externa da peça. Tais defeitos, provocados por variações térmicas e mecânicas, são prejudiciais à resistência mecânica e ao acabamento superficial da peça.

Na tentativa de se melhorar a usinabilidade do material, a peça pode ser submetida a processos de tratamentos térmicos antes e depois da usinagem destinados ao coalescimento e refinamento dos grãos, respectivamente.

Outra forma de melhorar a usinabilidade do material é utilizar no processo de usinagem ferramentas de corte superabrasivas, que exige uma máquina-ferramenta com rigidez mecânica suficiente para a operação. O emprego destas técnicas pode aumentar excessivamente o custo do processo de fabricação de forma a, até mesmo, inviabilizar suas aplicações (CHOU, 1988).

Como alternativa, muitos pesquisadores têm empregado a técnica de usinagem a quente. Esta técnica consiste basicamente, no aquecimento de uma camada da peça, imediatamente antes de ser removida pela ferramenta, a centenas de graus Celsius acima da temperatura ambiente por meio de uma fonte

externa de calor. Com isso consegue-se a diminuição da tensão de cisalhamento do material da peça e, conseqüentemente, menores forças de corte, menores desgastes das ferramentas de corte e maiores taxas de remoção em relação a usinagem convencional.

Como fonte externa de calor utilizam-se diversos dispositivos como a energia do laser ou a produzida por um plasma. No entanto, estes métodos demandam alto custo e grande espaço em redor da máquina-ferramenta para a implantação do dispositivo.

Para viabilização deste método de usinagem a quente busca-se fontes de calor que apresentem as características de baixo custo e de pequena intrusividade, ou seja, menor ocupação de espaço na máquina-ferramenta ou em torno dela. Atualmente, há a possibilidade de se empregar uma fonte de calor produzida por resistência elétrica em 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 (MELLO et al., 2003).

Busca-se com o emprego desta técnica reduzir a tensão de cisalhamento para possibilitar o torneamento destes materiais com ferramentas convencionais, em máquinas com rigidez menor.

## **1.1. Objetivo**

O objetivo deste trabalho é comparar o consumo de energia elétrica e a temperatura na região de corte no processo de torneamento a quente, auxiliado pela radiação infravermelha da resistência elétrica em quartzo. Os ensaios são realizados em diferentes temperaturas de usinagem, de modo que seja identificada a melhor condição do processo. Para desenvolver a análise do processo utiliza um conjunto de resistências em quartzo, como fonte de calor externa, para aquecer os corpos de prova confeccionados em aço inoxidável austenítico resistente ao calor, endurecível por precipitação do tipo Cromo-

Manganês-Níquel-Nióbio-Nitrogênio, denominado de VV 50 pela empresa Villares Metals. Este material é utilizado para fabricação de válvulas de exaustão de motores de média e alta solicitação, tanto a gasolina como a diesel, com temperatura máxima de 750°C.

Nesta comparação são analisados, em determinadas condições de corte, os comportamentos das seguintes variáveis durante o processo de usinagem:

- Potência controlada no conjunto de resistências;
- Potência requerida pelo motor do eixo árvore do torno;
- Temperatura relativa na região de corte, e;
- Temperatura da superfície da peça aquecida.

Pretende-se com isso avaliar o comportamento do consumo de energia elétrica e da temperatura na região de corte no processo estudado, nas suas diferentes condições.

## **2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

O consumo de energia elétrica de uma máquina-ferramenta durante o processo de usinagem está intimamente relacionado com a potência mecânica requerida do motor do eixo árvore, em função dos esforços de corte envolvidos no processo de remoção do material. Desta forma, esta revisão bibliográfica abrange os aspectos básicos envolvidos na usinagem como:

- O mecanismo de remoção do material;
- Os fenômenos ligados à interface cavaco-ferramenta;
- A temperatura na região de corte;
- As componentes da força de usinagem
- A técnica de usinagem a quente;
- A análise do consumo de energia elétrica, e;
- A instrumentação envolvida no monitoramento do processo.

### **2.1. 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 tais como os esforços de corte, o desgaste da ferramenta, o calor gerado na operação, a penetração do fluido de corte, entre outros (DINIZ, MARCONDES & COPPINI, 2000).

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

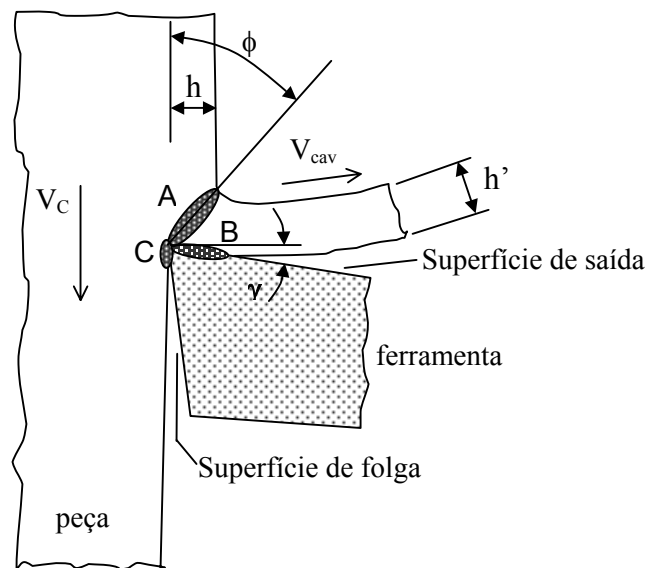


Figura 2.1 – Região da interface cavaco-ferramenta (adaptada de FERRARESI, 1977).

A formação de cavaco pode ser resumidamente descrita na seguinte seqüência:

- 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, iniciando os processos de deformações plásticas;
- As deformações plásticas prosseguem até que as tensões no material ultrapassem os seus limite de resistência;
- Ocorrendo então, um deslizamento entre a porção de material recalcada e a peça. A zona (A), onde ocorrem estas tensões, é definida de maneira simplificada por um plano que é denominado *plano de cisalhamento primário*;
- Continuando o movimento relativo entre a peça e a ferramenta, haverá uma ruptura (cisalhamento) parcial ou total do cavaco mediante a propagação de uma trinca ao longo do plano de cisalhamento, iniciando-se o contato do material da peça com a ponta da ferramenta, e;

- O cavaco já deformado plasticamente escorrega sobre a superfície de saída da ferramenta definindo-se nesta região de contato uma *zona de cisalhamento secundária (B)*.

Se a trinca ao longo do plano de cisalhamento prolongar-se até as costas do cavaco, ou seja, até a superfície externa da peça haverá a separação de lamelas e o cavaco será descontínuo.

Ainda com relação à Fig. 2.1,  $h$  é a espessura calculada do cavaco sem deformação,  $h'$  é a espessura do cavaco (deformado),  $V_C$  é a velocidade de corte,  $V_{cav}$  é a velocidade do cavaco,  $\phi$  é o ângulo de cisalhamento do plano primário, (C) é a região de contato da peça-ferramenta e  $\gamma$  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.

## 2.2. Região da interface cavaco-ferramenta

Os estudos a respeito da estimativa de consumo de energia no processo de usinagem concentram-se na interface cavaco-ferramenta e, mais precisamente, na região B, mostrada na Fig. 2.1. O detalhamento de cada parcela de energia consumida na operação de corte é importante uma vez que influencia no mecanismo de formação de cavaco, no calor gerado durante o corte, no desgaste da ferramenta e na força de usinagem.

Segundo Shaw (1986), a energia total consumida na operação ( $u$ ) é composta por quatro parcelas:

- Energia de cisalhamento ( $u_S$ ) no plano de cisalhamento primário;
- Energia de atrito ( $u_F$ ) na face da ferramenta;
- Energia superficial ( $u_A$ ) por causa da geração de uma nova área superficial no corte do material, e;

- 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 um número maior de parcelas. Porém, pelos dados experimentais apresentados por Shaw (1986) a energia superficial ( $u_A$ ) e a energia associada ao momento ( $u_M$ ) são desprezíveis em relação às outras duas parcelas, cuja soma é próxima ao valor da energia total, são elas: a energia de cisalhamento e a energia de atrito.

$$u \approx u_S + u_F \quad (2.1)$$

Desta forma, praticamente toda a energia mecânica associada à operação de corte é convertida em energia térmica (calor). Segundo Shaw (1986), estima-se que somente de 1% a 3% de toda a energia mecânica não é convertida em energia térmica. As conversões em calor no processo de usinagem estão relacionadas à deformação plástica e aos cisalhamentos que ocorrem nas zonas de cisalhamentos 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 da Fig. 2.1, respectivamente.

A quantidade de calor convertida por estas fontes é dissipada em sua maior parte pelo cavaco, em seguida a peça, a ferramenta e por último pelo ar. 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 (acima de 200 m/min) o atrito passa a ser a fonte básica de calor. A Fig. 2.2 mostra a variação da distribuição de energia com a velocidade de corte num aço AISI 1113.

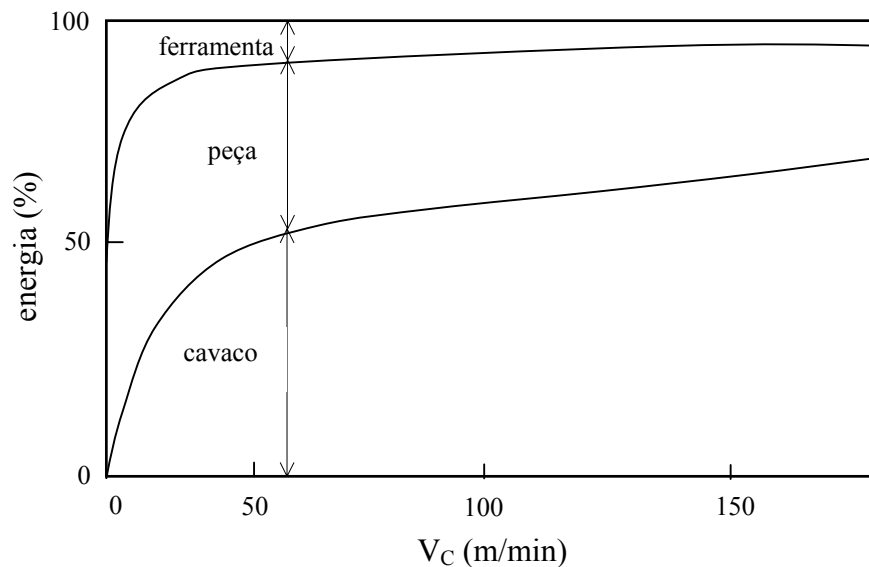


Figura 2.2 –Variação da distribuição de energia com a velocidade de corte (SHAW, 1986).

### 2.3. Temperatura na interface cavaco-ferramenta

A importância da temperatura no estudo do corte de metais é conhecida desde o começo do século passado. Em 1907, F. W. Taylor notou a influência da temperatura no desgaste da ferramenta 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 de cavaco (BARROW, 1973).

Shaw (1986) sugere que a temperatura no plano de cisalhamento seja a mais importante para todas as usinagens, o motivo para tal é que esta influencia a temperatura da face da ferramenta e também na temperatura da superfície de alívio.

O calor gerado na zona de cisalhamento secundário é considerado o maior responsável pelas temperaturas das ferramentas de corte. Segundo Trent (1984), essas temperaturas, que alcançam a ordem de  $1.000^{\circ}\text{C}$ ,

umentam 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, a área de contato com o cavaco é reduzida, o que provoca um grande aquecimento da ferramenta. 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 para a ferramenta de corte.

Quando ocorre a presença de aresta postiça de corte (APC), a zona de fluxo de calor é mais afastada da superfície da ferramenta levando a sua temperatura diminuir. 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 menor, conduzida para peça.

A zona de contato peça-ferramenta passa a ter importância significativa no aquecimento da ferramenta quando o seu desgaste de flanco (VB) alcançar proporções consideráveis. Neste caso a temperatura na superfície de folga da ferramenta se eleva e acelera 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 contribui 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 é 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 logo, 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 quantidade de calor que é dissipada para a zona de corte. Nas mesmas condições de usinagem, mas com ferramentas diferentes, as temperaturas na interface de ambos materiais são similares, mas o calor transferido para a ferramenta pode ser drasticamente diferente. Na Fig. 2.3 Lin, Lee & Weng (1992) mostraram que a diferença de calor introduzido entre as ferramentas de cerâmica e de metal duro está perto de 40 W sob as mesmas condições de usinagem, na velocidade de corte de 600 m/min.

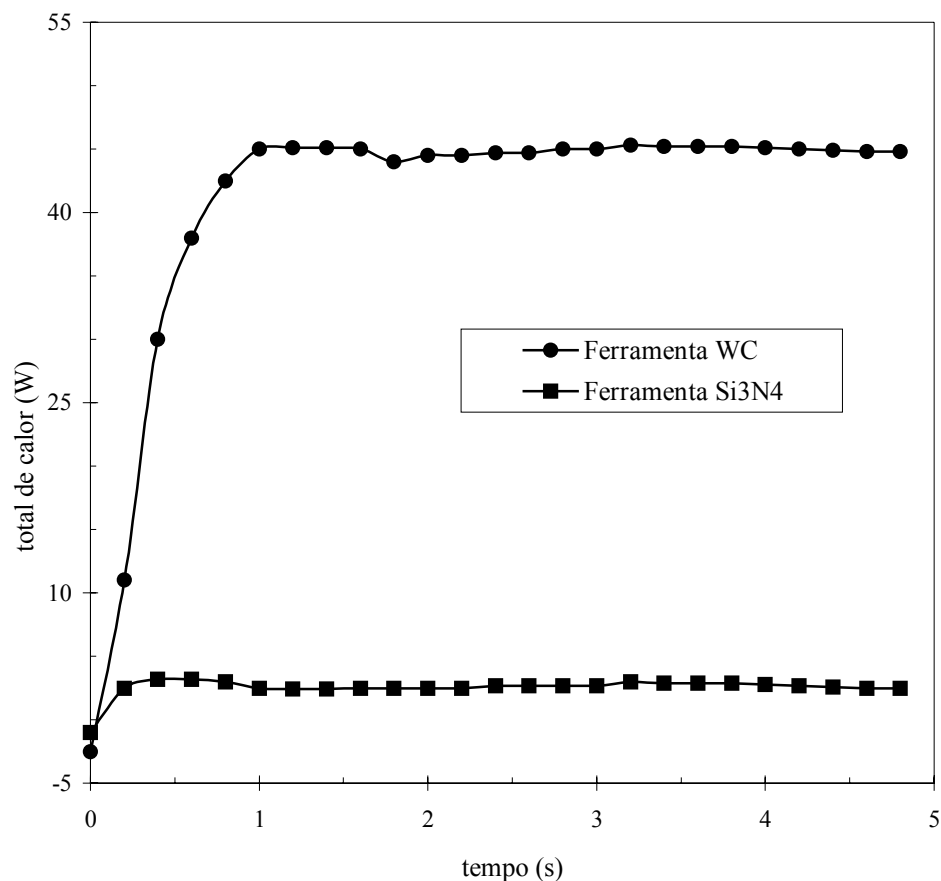


Figura 2.3 – Total de calor introduzido nas ferramentas de metal duro e de nitreto de silício (LIN, LEE & WENG, 1992).

Os efeitos da conversão e transmissão de 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 as suas durezas, desgastam-se rapidamente e tornam-se improdutivas.

Para aumentar a produtividade de um processo deve-se aumentar a velocidade, o avanço ou a profundidade de corte. No entanto, o aumento destes fatores provoca o aumento da temperatura na interface cavaco-ferramenta, reduzindo a vida da ferramenta (FERRARESI, 1977).

Abrão, Aspinwall & Wise (1996) usinaram o aço temperado AISI 52100 com ferramentas de nitreto cúbico de boro policristalino (PCBN) de baixa concentração e cerâmica mista. Nos ensaios observou-se a influência da velocidade de corte, avanço, profundidade de corte e tempo de corte (desgaste da ferramenta) na temperatura das ferramentas. Segundo os autores as temperaturas mais altas foram obtidas quando usaram a pastilha de Amborite®, quando comparada às pastilhas 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 corte e a velocidade de corte aparentaram influenciar mais na temperatura do que o avanço, nestas condições ensaiadas, conforme mostrado na Fig. 2.4.

Como consequência de seus experimentos, Cook (1973) afirmou categoricamente que os desgastes da ferramenta de corte, tanto de cratera quanto de flanco, sofrem maior influência das 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 corte 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 corte. Desta forma, deve-se tentar todos os

meios para se diminuir a temperatura gerada ou para se conviver com ela sem grandes danos e 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.

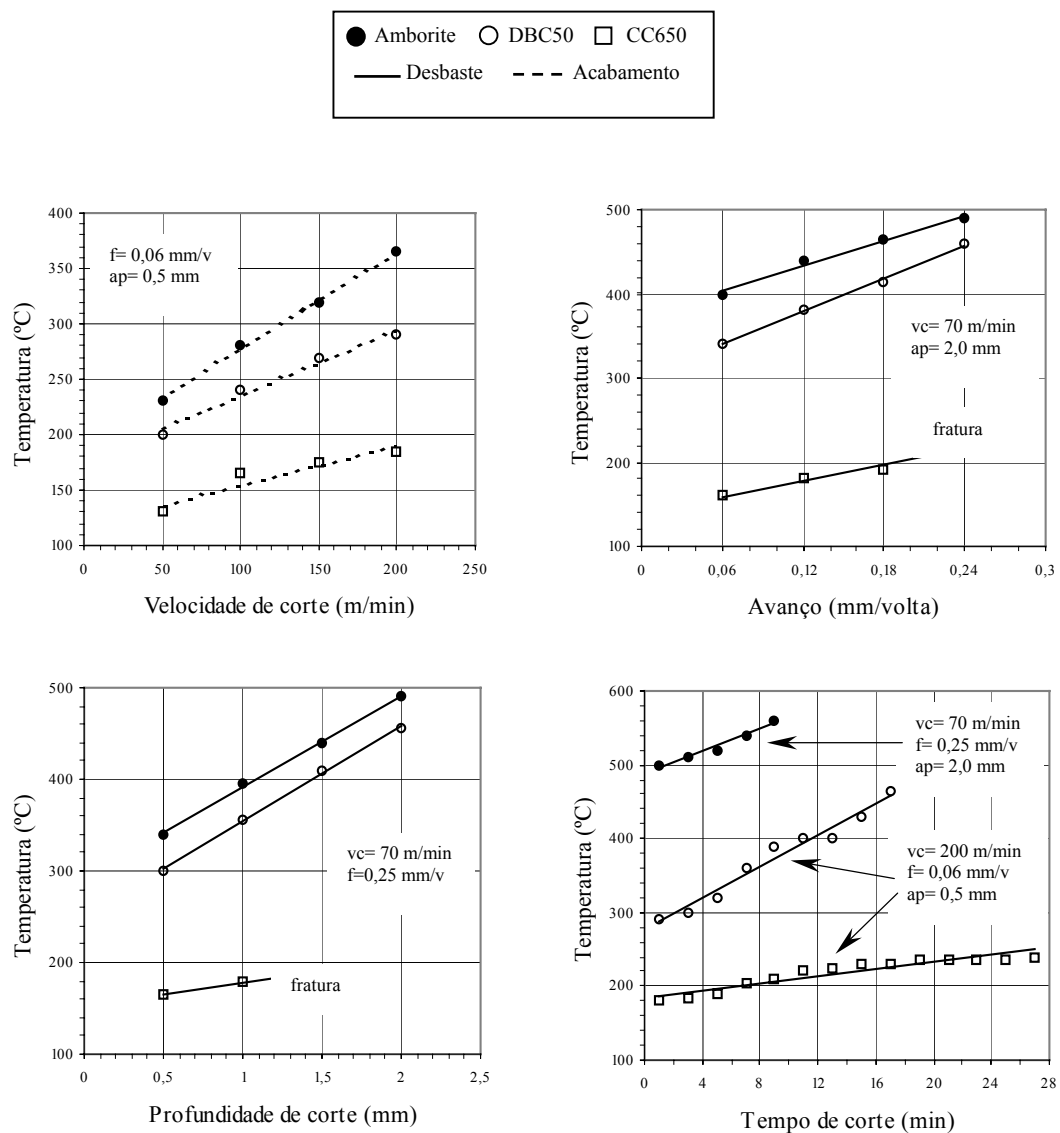


Figura 2.4 – Efeito da velocidade de corte, avanço, profundidade e tempo de corte na temperatura (ABRÃO, ASPINWALL & WISE, 1996).

Estudos recentes reconhecem que uma maneira eficiente de reduzir os custos de produção e aumentar a produtividade nos processos é usar, sob condições a seco, em maiores velocidades de corte. Esta tecnologia requer uma proteção especial para as ferramentas de corte contra aquecimento, que é obtida em especial por meio de deposição de recobrimento com partículas de reforço, com a finalidade de garantir a melhor performance da vida da ferramenta. A aplicação de ferramentas de corte tratadas com avançados recobrimentos cria um obstáculo térmico para ser ultrapassado e mantém a alta dureza, em razão das alterações substanciais no atrito e transferência de calor ao cavaco, e conseqüentemente é observado uma redução considerável na temperatura da interface (GRZESIK & NIESLONY, 2004).

#### **2.4. Métodos de medições da temperatura na região de corte**

Considerando a importância da análise do comportamento da temperatura na região de corte durante os processos de usinagem e as características particulares do processo de torneamento, podemos citar cinco métodos experimentais aplicados para quantificar a temperatura na região de cisalhamento e na ferramenta de corte. São eles:

- Medição de temperatura por termopar encravado;
- Medição de temperatura por termopar cavaco-ferramenta ou peça-ferramenta;
- Medição de temperatura por pirômetro de radiação;
- Técnica de microdureza/metalografia, e;
- Medição da refletância da superfície do cavaco ou da cor do cavaco.

O método de medição de temperatura por meio de *termopar encravado* na ferramenta de corte ou na peça a ser usinada permite registrar a variação da temperatura relativa na região de corte durante o processo, para tanto é executado um furo de diâmetro reduzido, onde é inserido o termopar.

Este método é de baixo custo e com termopares de diâmetros reduzidos pode ser usado para monitorar a distribuição de temperatura em

diversos pontos da ferramenta, utilizando-se de uma série de locações pré-determinadas, a fim de obter as curvas isotérmicas em diferentes seções da ferramenta e extrapolar as curvas para a superfície de incidência e de saída da ferramenta. Infelizmente, a presença de furos na ferramenta pode alterar a distribuição de temperatura, impossibilitando uma medição precisa na interface peça-ferramenta além de enfraquecer a ferramenta.

De outra maneira, se a ferramenta e a peça utilizadas são de metais diferentes o contato entre elas pode ser utilizado como um termopar chamado de *termopar cavaco-ferramenta* ou *peça-ferramenta*.

As desvantagens desta técnica são: os materiais da peça e da ferramenta devem ser bons condutores de eletricidade, a calibração do método é feita em laboratório, e em muitas combinações de par ferramenta-cavaco não se obtêm coeficientes termoelétricos satisfatórios.

Em 1821, o físico alemão Thomas Seebeck descobriu que se forem colocados dois metais diferentes em contato elétrico, haverá uma força eletromotriz (fem) entre eles, que é função da temperatura, chamada de força eletromotriz térmica. Este fenômeno foi denominado “Efeito Seebeck” e é utilizado para medir temperaturas num espectro bastante amplo. Os sensores que aplicam este efeito para medir temperatura são conhecidos como termopares ou pares termoelétricos.

A forma de onda gerada pela força eletromotriz que surge entre os terminais do termopar peça-ferramenta pode ser dividida em suas componentes contínua e alternada. A componente contínua (DC) da fem é utilizada para identificar a variação da temperatura (gerada pelo efeito Seebeck). A componente alternada (AC) da fem é gerada pelo “efeito Fermi” que pode ser associada à condição da vida da ferramenta (DONOVAN & SCOTT, 1995).

O efeito Seebeck acontece em virtude do movimento de elétrons livres nas camadas orbitais dos átomos num condutor. Os elétrons livres movem-se em resposta a qualquer gradiente térmico, magnético ou potencial. A resposta para os gradientes térmicos produz o chamado efeito Seebeck.

Quando existe um gradiente térmico, os elétrons presentes na extremidade mais quente movem-se para a extremidade mais fria transferindo, no processo, sua energia para a camada orbital (resultando em condução térmica). Uma carga negativa é acumulada na extremidade fria até que o fluxo inverso de elétrons resultante da diferença de potencial equilibre o fluxo por causa do gradiente térmico. A diferença de potencial é conhecida como a força eletromotriz termoelétrica.

A fem termoelétrica é diferente para cada metal ou liga, dependendo da estrutura atômica do material. Uma característica que torna possível o uso do termopar é o fato que a fem termoelétrica nas duas extremidades do termopar pode ser correlacionada com a diferença de temperatura entre as junções quentes e frias dos condutores (DONOVAN & SCOTT, 1995).

As aplicações de junções de metais mais comuns são:

Tipo J - Ferro / Constantan (55% Cu – 45% Ni);

Tipo K - Chromel (90% Ni – 10% Cr) / Alumel (96% Ni – 2% Mn – 2% Al);

Tipo E - Chromel (90% Ni – 10% Cr) / Constantan (55% Cu – 45% Ni);

Tipo N - Nicrosil (84,4% Ni – 14,2% Cr – 1,4% Si) / Nisil (94,45% Ni – 4,4% Si – 0,15% Mg), e;

Tipo T - Cobre / Constantan (55% Cu – 45% Ni).

Os metais que constituem o termopar são denominados *termo-elementos* e, em consequência da polaridade da tensão são designados como *termo-elemento positivo* e *termo-elemento negativo*.

Para monitorar a temperatura deve-se amplificar o sinal e processá-lo em um circuito eletrônico. A amplificação deverá ser feita de tal maneira que a tensão de saída do amplificador seja padronizada e o circuito processador do sinal interprete-o corretamente.

Como as curvas dos terminais dos termopares não são exatamente lineares deve sempre ser feito o ajuste do ganho do amplificador para a faixa de temperatura que se deseja a precisão máxima. Se quiser neste circuito a mesma precisão para outras temperaturas, a solução é fazer várias escalas e cada escala como seu próprio ajuste de ganho.

Uma outra maneira é registrar os valores da fem medida e convertê-las em valores de temperaturas equivalentes obtidos por meio dos dados de calibração. Para cada caso, os dados de calibração devem ser obtidos de gráficos de temperaturas em função dos valores de tensões elétricas medidas.

Para torneamento de aço carbono e aço inox austenítico com ferramentas revestidas, Grzesik (1999) observou, em geral, uma correlação linear entre os valores da fem do termopar peça-ferramenta e os valores de temperaturas medidas por um termopar tipo K, inserido no ponto onde a pastilha e o cavaco entram em contato. As Figuras 2.5 e 2.6 apresentam os gráficos de calibrações obtidos por Grzesik (2000) e a Tabelas 2.1 e 2.2 contêm as equações obtidas pelo método de regressão linear.

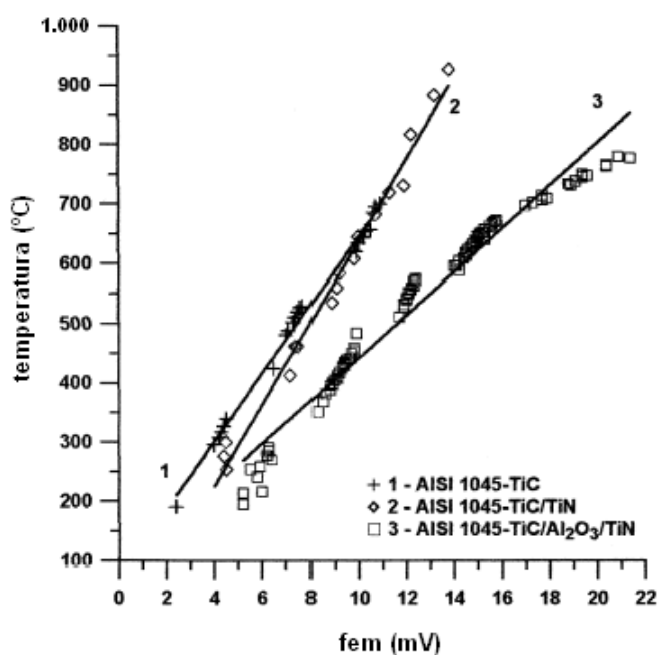


Figura 2.5 – Gráfico de calibração para aço carbono AISI 1045 com os revestimentos selecionados (GRZESIK, 2000).

A grande vantagem dos métodos que utilizam os termopares é a possibilidade de monitoramento em tempo real da temperatura do processo de usinagem por intermédio de um sistema de aquisição de dados, como por

exemplo, um conjunto composto por: um amplificador, um conversor analógico-digital (A/D), um microcomputador e um software de aquisição de dados.

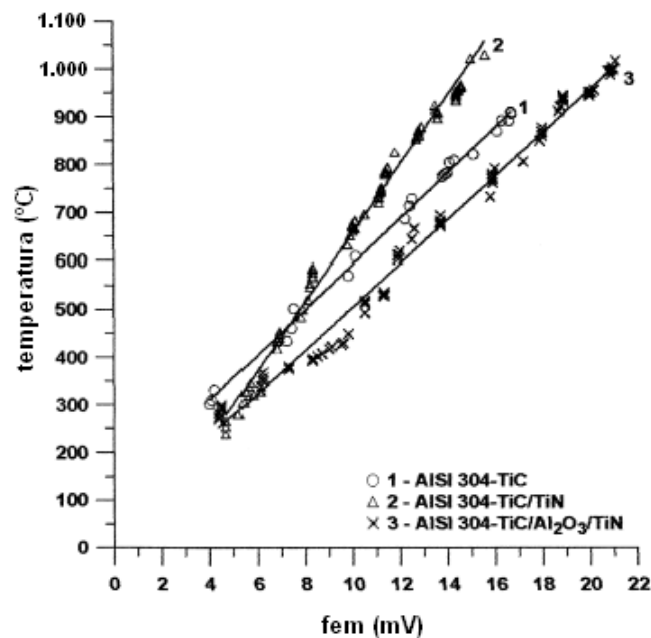


Figura 2.6 - Gráfico de calibração para aço inox AISI 304 com os revestimentos selecionados (GRZESIK, 2000).

Tabela 2.1 - Equações obtidas segundo a regressão linear para aço carbono AISI 1045 com os revestimentos selecionados (GRZESIK, 2000).

<i>Junção quente</i>	<i>Equação (Regressão linear)</i>
AISI 1045 – TiC	$\theta_c = 67,007.fem + 17,739$
AISI 1045 – TiC/TiN	$\theta_c = 65,305.fem - 14,483$
AISI 1045 – TiC/Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /TiN	$\theta_c = 36,111.fem + 80,953$
$\theta_c$ é a temperatura na região de corte dada em °C fem é a força eletromotriz dada em mV	

Tabela 2.2 – Equações obtidas segundo a regressão linear para aço inox AISI 304 com os revestimentos selecionados (GRZESIK, 2000).

<i>Junção quente</i>	<i>Equação (Regressão linear)</i>
AISI 304 – TiC	$\theta_c = 47,914.fem + 112,339$
AISI 304 – TiC/TiN	$\theta_c = 71,387.fem - 55,629$
AISI 304 – TiC/Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /TiN	$\theta_c = 45,121.fem + 53,508$
$\theta_c$ é a temperatura na região de corte dada em °C fem é a força eletromotriz dada em mV	

A Fig. 2.7 ilustra o sistema utilizado por Grzesik (2000) para obter os sinais de fem termoelétrica do contato cavaco-ferramenta.

As equações de calibrações que constam nas Tabelas 2.1 e 2.2 foram obtidas pelo aquecimento da junção peça-ferramenta e do termopar tipo K inserido na peça usando uma típica máquina de solda com gás inerte e eletrodo de tungstênio (TIG), conforme apresenta a Fig. 2.8. Neste método foi usado arco elétrico numa atmosfera de tungstênio inerte para aquecer a superfície do corpo de prova entre uma pequena área adjacente à ponta da pastilha e o termopar tipo K. A distância entre a superfície do corpo de prova aquecida e o final do furo onde foi inserido o termopar é menos que 0,1 mm.

É importante observar no diagrama que as junções frias foram mantidas próximas à temperatura de 0°C, e o corpo de prova e o porta-ferramenta foram isolados eletricamente do restante da máquina-ferramenta para minimizar as influências de variações de temperatura nas demais junções (GRZESIK, 1999).

Um método menos intrusivo envolve a medição de temperatura por irradiação térmica emitida durante o processo de corte usando um pirômetro, ou termômetro, de radiação infravermelha.

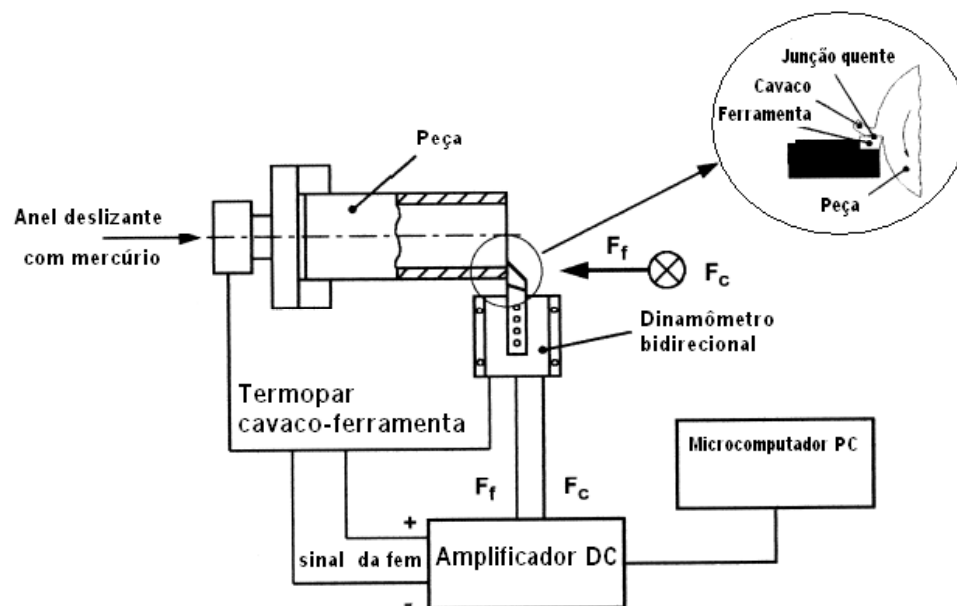


Figura 2.7 – Dispositivo para medição das forças de corte e avanço e a temperatura da interface usando a técnica de um termopar (GRZESIK, 2000).

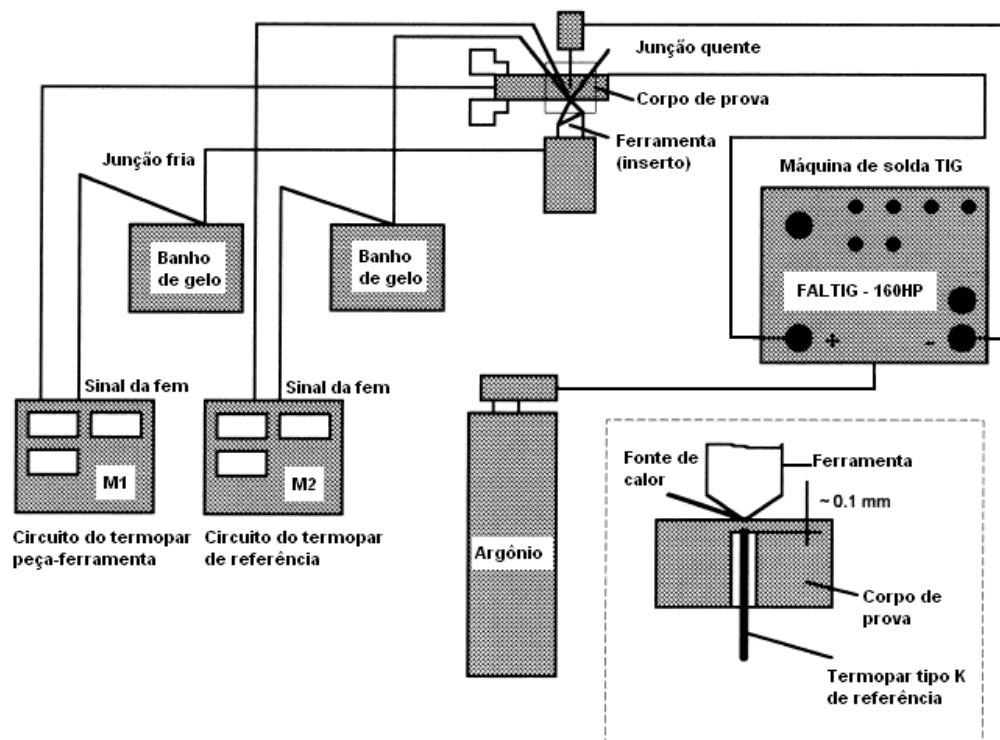


Figura 2.8 – Diagrama do sistema de calibração (GRZESIK, 1999).

O método de medição de temperatura por meio de pirômetro de radiação obtém a irradiação térmica de uma pequena área próxima à região de corte e projeta, por intermédio de um sistema de lente a um sensor (FERRARESI, 1977). Com esse pirômetro pode-se medir, a temperatura numa superfície exposta próxima à interface cavaco-ferramenta, pois durante a operação de corte esta interface está oculta. Geralmente, esta superfície é a face do cavaco, já que por meio dele é dissipada a maior parcela do calor gerado pelo processo.

A medição é baseada na emissão de energia térmica dos corpos, pois todo material emite energia radiante, denominada como radiação térmica que é associada à sua temperatura.

A relação entre a energia irradiada por um corpo, em uma determinada temperatura, e a energia emitida por um irradiador ideal, na mesma temperatura, é definida como a *emissividade do corpo*.

Um corpo negro ideal é considerado um irradiador ideal, e a sua emissividade é 1,0, enquanto uma superfície de metal polida tem uma emissividade típica de 0,1 ou menos (O'SULLIVAN & COTTERELL, 2001).

Este método apresenta as vantagens de efetuar as medições com as partes em movimento e sem contato físico direto do processo com o instrumento de medição, num curto intervalo de tempo. Entre as desvantagens destaca-se o fato desta técnica não ser aplicável a processos com presença de fluídos de corte, e dos erros que podem ocorrer como consequência do uso incorreto do valor calibrado de emissividade (Dewes et al, 1999).

Há diversas pesquisas que envolvem a aplicação dos pirômetros de radiação para medições de temperaturas. O desenvolvimento deste método ocorre em razão de que a maioria dos materiais das ferramentas avançadas, por exemplo, os cerâmicos, são frágeis e tem alta resistência elétrica que dificulta a aplicação dos métodos com contato mencionados anteriormente (O'SULLIVAN & COTTERELL, 2001).

Alguns experimentos medem a distribuição da temperatura na aresta e na superfície de saída da ferramenta através de pequenos furos na peça

usinada, contudo estes furos alteram o comportamento térmico processo em decorrência da interrupção do corte nestas regiões.

Assim, surge a dúvida se a temperatura medida é a mesmo que num processo de usinagem de uma peça sem os furos (DA SILVA & WALLBANK, 1999).

Utilizando o mesmo fundamento, os termógrafos, ou câmeras termográficas, são equipamentos mais sofisticados, que fornecem imagens térmicas, tomando-se por base uma matriz de sensores infravermelho. Este tipo de equipamento tem sido empregado cada vez com maior frequência nas pesquisas.

A principal vantagem proporcionada pelo termógrafo que é uma técnica sem contato físico além de não gerar distúrbios na distribuição de temperatura na região de corte (O'SULLIVAN & COTTERELL, 2001).

Como exemplo de aplicação pode-se citar a pesquisa de Young (1996) que usou o termógrafo para associar o desgaste de flanco da ferramenta de corte com a temperatura de corte. Ele analisou as medições das temperaturas no cavaco, bem como a temperatura na interface cavaco-ferramenta, usando ferramentas com diferentes valores de desgastes de flanco (VB).

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 óticos 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 padrões que devem ser preparadas cuidadosamente.

## 2.5. 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.

Além do uso destas informações estimar a potência requerida para executar o corte, 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 a fim 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 corte, o avanço, a velocidade de corte e a condição de lubrificação. Além destas, a geometria da ferramenta e o seu desgaste, a forma do quebra cavaco e as propriedades do material da peça também podem ser citadas. 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 Fig. 2.9 mostra as direções das componentes da força de usinagem, numa operação de torneamento, segundo a norma do instituto de padronização alemão 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.

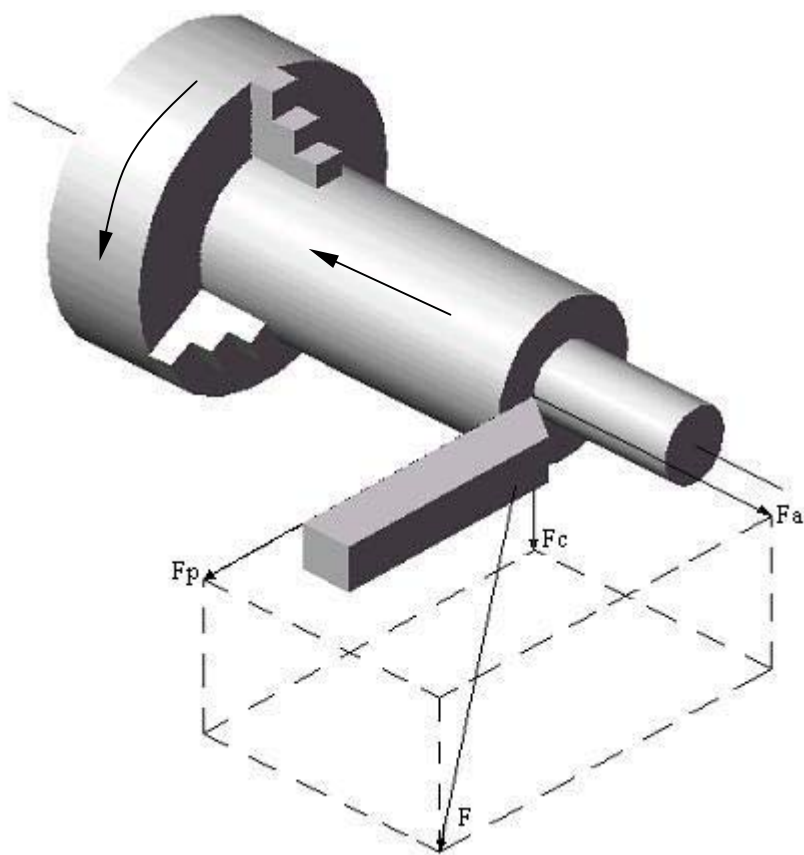


Figura 2.9 – Componentes da força de usinagem numa operação de torneamento (MELLO, 2003).

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.

Em materiais suscetíveis à formação de aresta postiça de corte (APC) 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 em razão do surgimento da APC, que faz 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 Fig. 2.10, adaptado de Trent (1984).

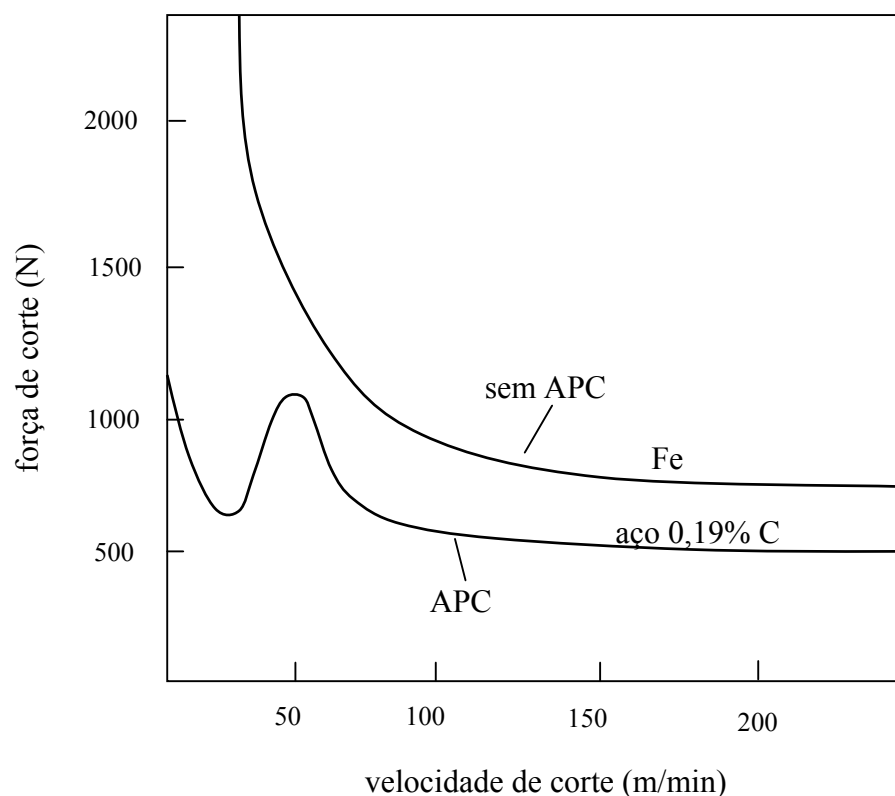


Figura 2.10 – Influência da velocidade na força de corte (adaptação de TRENT, 1984).

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 foi uma pastilha de metal duro (P35) revestida. O avanço e a profundidade de corte são mantidos constantes ( $f = 0,242$  mm/volta e  $a_p = 1$  mm). Como resultado, apresentado na Fig. 2.11, 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.

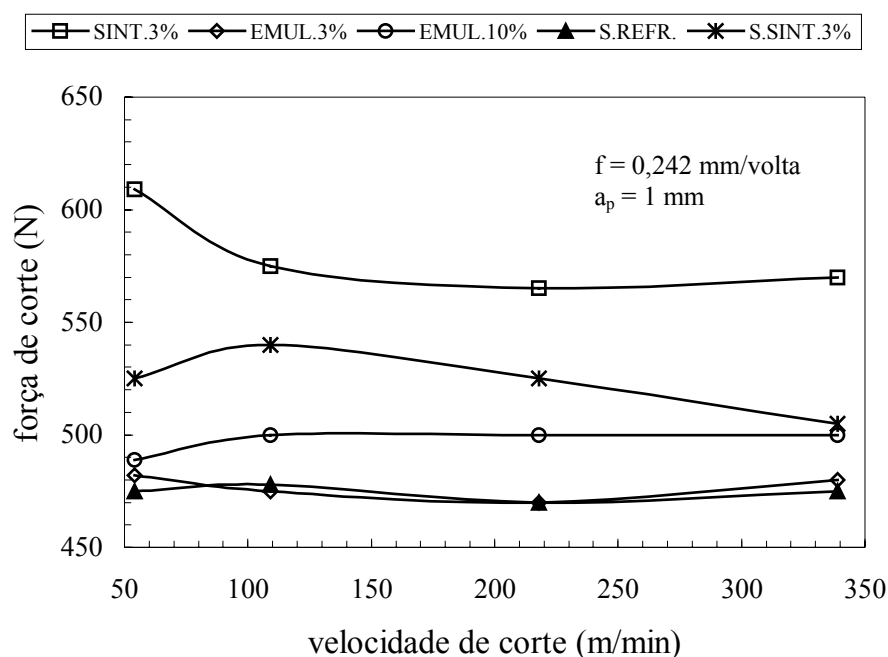


Figura 2.11 – Variação da força de corte com o aumento da velocidade de corte (MOTTA & MACHADO, 1995).

Ao contrário da velocidade de corte, o avanço e a profundidade de corte influenciam nitidamente no comportamento da 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. Pela Fig. 2.12, Schlesinger apud Ferraresi (1977), mostra o efeito da seção de corte sobre a força de usinagem para diferentes materiais.

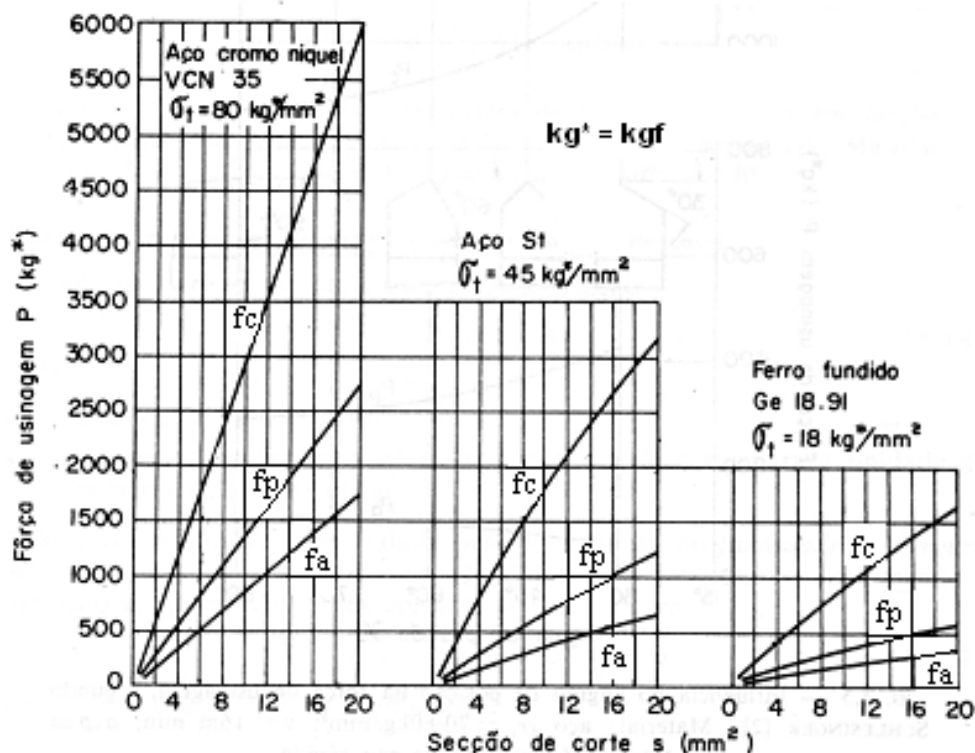


Figura 2.12 – Força de usinagem para diferentes seções de corte e materiais (SCHLESINGER apud FERRARESI, 1977).

A influência do avanço sobre a força de corte e a força de avanço foi constatada no trabalho de Machado & Wallbank (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 corte constantes de 30 m/min e 2 mm, respectivamente. Pelos resultados mostrados na Fig. 2.13, 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.

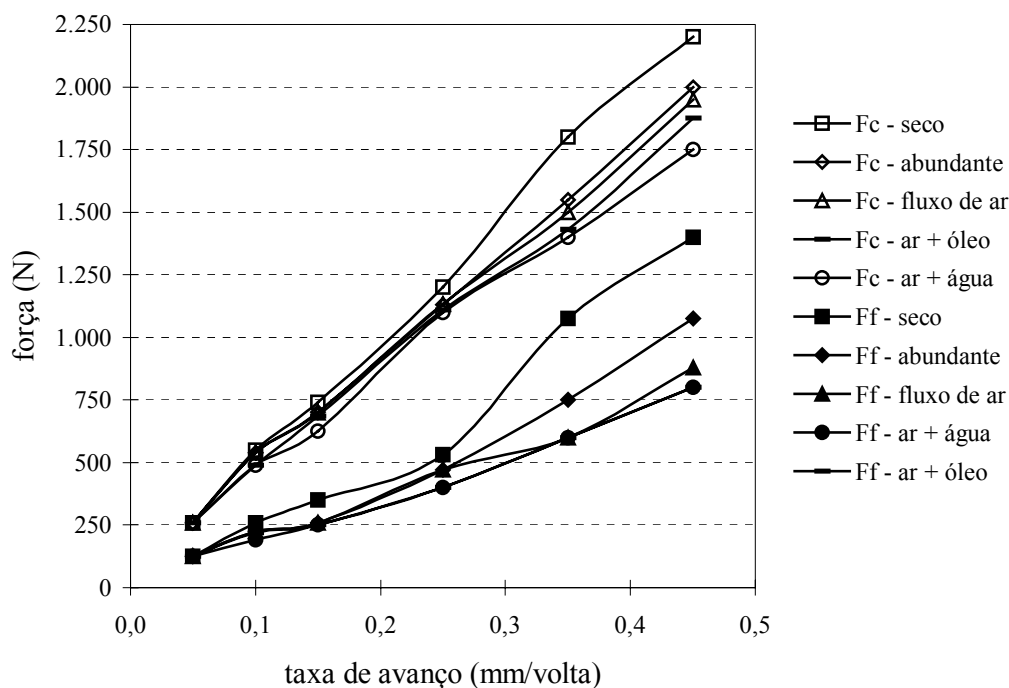


Figura 2.13 – Componentes da força em função da taxa de avanço em cinco condições diferentes de lubrificação (MACHADO & WALLBANK, 1997).

Com relação ao efeito dos parâmetros de usinagem sobre as forças de avanço e de profundidade, nota-se nos gráficos da Fig. 2.14 (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 2.10 e 2.11.

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

$$F_C = K_S \cdot A \quad (2.2)$$

em que  $A$  é a área da seção de corte para ferramenta sem arredondamento de ponta.

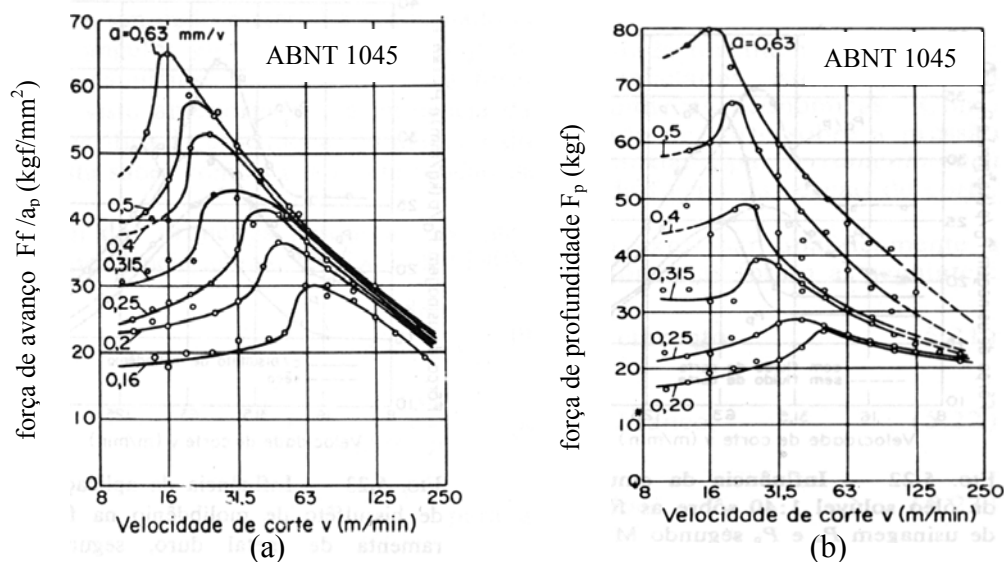


Figura 2.14 – Influência da velocidade de corte (a) nas forças de avanço e (b) de profundidade (MAYER apud FERRARESI, 1977).

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.

## 2.6. Potência elétrica requerida na usinagem

As potências necessárias para a usinagem resultam como produtos das componentes da força de usinagem pelas respectivas componentes da velocidade de corte (FERRARESI, 1977).

A *potência de corte* ( $P_C$ ) é o produto da força de corte ( $F_C$ ) com a velocidade de corte ( $V_C$ ), e a *potência de avanço* ( $P_f$ ) é o produto da força de avanço ( $F_f$ ) com a velocidade de avanço ( $V_f$ ).

A *potência efetiva de corte* ( $P_e$ ) é a resultante da soma das potências de corte ( $P_C$ ) e de avanço ( $P_f$ ), ou o produto da força efetiva de corte ( $F_e$ ) com a velocidade efetiva de corte ( $V_e$ ). Geralmente, nos processos convencionais de usinagem a potência de corte é muito maior que a potência de avanço, portanto, no cálculo da potência efetiva de corte ( $P_e$ ) pode-se aproximar os valores:

$$P_e \approx P_C \quad (2.3)$$

Nos tornos a maior parte da potência elétrica requerida no processo de usinagem é a parcela requerida pelo motor elétrico do eixo árvore para a conversão em potência mecânica (potência efetiva de usinagem).

Durante anos, os cálculos das potências elétricas em pesquisas e projetos têm utilizado a teoria convencional de potência ativa e reativa, que é válida na maioria dos casos, porém é importante ressaltar que ela é baseada na hipótese de que os sistemas monofásicos operam em regime permanente e sem distorções e os sistemas trifásicos são balanceados.

Os circuitos de distribuição elétrica podem ser aproximados a estas características. No entanto, com a propagação de uso de retificadores e conversores, implementados com componentes semicondutores, têm aumentado significativamente o número de cargas que geram correntes com alto conteúdo de harmônicos, desequilíbrios entre fases e corrente no neutro.

O problema fundamental da teoria da potência ativa e reativa convencional vem do fato de que esta foi desenvolvida inicialmente para circuitos monofásicos e foi expandida para uso em circuitos trifásicos como se estes fossem compostos por três sistemas monofásicos independentes. O acoplamento entre as fases foi ignorado. Esta teoria seria válida se os sistemas trifásicos fossem realmente compostos por três fases e três neutros não interligados (WATANABE & AREDES, 1998).

A teoria convencional foi desenvolvida considerando as cargas utilizadas na época que consistiam em elementos indutivos e capacitivos, e relaciona a potência reativa com o armazenamento de energia que ocorre nestes elementos. No entanto, atualmente, as operações dos componentes semicondutores criam uma defasagem entre a componente fundamental de tensão e da corrente sem que existam nos circuitos os elementos reativos (indutivos e capacitivos).

Deve ser ressaltado, ainda, que a teoria convencional é baseada em fasores e valores eficazes que considera a hipótese de que os sinais de tensão e corrente são compostos de uma única frequência. Assim, não considera a presença de outras frequências no sistema.

As considerações acima não têm o objetivo de invalidar a teoria convencional, pois a maioria dos sistemas pode ser aproximada às hipóteses consideradas, apenas foram citadas as distorções e os desbalanceamentos, existentes nos sistemas atuais, que não foram considerados pela teoria convencional.

Akagi, Kanazawa & Nabae (1983) propõem uma forma de se calcular a potência elétrica, tanto nos circuitos monofásicos como nos trifásicos, denominada *teoria da potência ativa e reativa instantânea*, esta teoria é mais generalizada que a teoria convencional e pode ser aplicada tanto a situações de regime permanente como em transitórios e na presença de distorções de desbalanceamentos, para as diversas formas de ondas de tensão e corrente.

A potência ativa instantânea trifásica é dada por:

$$p_{3\phi}(t) = v_a \cdot i_a + v_b \cdot i_b + v_c \cdot i_c \quad (2.4)$$

A teoria da potência instantânea não é contraditória em relação à teoria convencional. Na realidade, a teoria convencional é um caso particular desta teoria.

Para o monitoramento da potência elétrica média consumida no processo de usinagem, o cálculo da potência ativa média tem sido utilizada considerando-se um sistema equilibrado:

$$P_m = \sqrt{3} \cdot \frac{1}{T} \int_0^T v_{ab}(t) \cdot i_a(t) \cdot dt \quad (2.5)$$

Os valores instantâneos de tensão e corrente elétrica do motor são geralmente medidos por sensores de efeito Hall. Estes sensores são componentes capazes de funcionar sob as mais variadas condições de correntes, contínuas ou alternadas, mantendo o sinal de saída isolado da entrada.

A obtenção dos valores das potências elétricas instantâneas em processos de usinagem mediante as medições de tensão e corrente elétrica, é bastante utilizada e eficiente para o monitoramento indireto de desgaste de ferramenta de corte e das forças de corte, pois reflete as variações de torque exigidas na região de corte. A integração desta potência elétrica indica o consumo de energia elétrica durante este processo.

A vantagem da utilização desta técnica para medições indiretas das forças de corte e dos desgastes das ferramentas é o fato de que o ponto de instalação dos sensores é localizado no painel de acionamento da máquina, ou seja, isolado do ambiente agressivo e com baixíssimo grau de intrusividade.

Reis et al (2003) utilizaram esta técnica para verificar o comportamento do sinal de potência do motor do eixo árvore da máquina-ferramenta, durante o rosqueamento interno com machos de corte, e a sua relação com o estado de desgaste da ferramenta de corte.

Neste trabalho os pesquisadores observaram que o sinal de potência caracteriza satisfatoriamente os três estágios do processo (corte, repouso e retorno). No estágio de corte é possível detectar uma relação entre o sinal de potência do motor com o grau de desgaste da ferramenta.

## **2.7. Energia específica consumida pelo processo de usinagem**

O estudo da redução do consumo de energia elétrica nos processos de fabricação é muito importante. Para a indústria metal-mecânica,

especificamente, a conservação de energia elétrica é um grande desafio, pois os processos são extremamente dependentes desta energia.

Vários trabalhos têm determinado as eficiências das máquinas-ferramentas, as energias específicas consumidas e as energias consumidas durante os processos de usinagem em função dos diferentes parâmetros. Para obter estes valores têm sido determinados os parâmetros de operação das máquinas-ferramentas e as potências requeridas pelos motores elétricos nos experimentos realizados.

A escolha correta dos parâmetros nos processos de usinagem são primordiais para alcançar as qualidades desejadas em processos econômicos e eficientes. Os parâmetros são obtidos segundo vários critérios baseados nas garantias das precisões desejadas das peças usinadas, com as taxas de produções máximas, custos mínimos, ou seja, com taxas de lucros máximos.

Neste contexto, o objetivo principal é encontrar a relação entre a energia consumida específica no processo de usinagem em estudo e os parâmetros que podem influenciar nesta relação. Estes parâmetros são: a potência do motor principal da máquina-ferramenta, a eficiência da máquina-ferramenta e a taxa de remoção de material.

Além dos parâmetros de corte, a energia consumida específica é influenciada pela capacidade de corte da ferramenta, pelas características do material a ser usinado e pelas características construtivas da máquina-ferramenta em estudo.

A eficiência energética ( $\eta$ ) de uma máquina-ferramenta pode ser definida como a relação entre a potência de corte ( $P_C$ ) e a potência elétrica requerida ( $P_{CM}$ ) pelo motor principal.

$$\eta = \frac{P_C}{P_{CM}} = \frac{1}{(P_p / P_C)} \quad (2.6)$$

em que  $P_p$  é o total de perdas de potências que ocorrem na máquina-ferramenta e no motor elétrico.

Draganescu, Gheorghe & Doicin (2003) afirmam que o valor da eficiência da máquina-ferramenta não indica como a potência elétrica é utilizada

no corte dos metais. Para avaliar quanto da potência elétrica requerida da rede elétrica é usada para cortar os materiais é necessário dividir a potência elétrica requerida pela quantidade de material removido:

$$E_{CS} = \frac{P_{CM}}{60.Z} = \frac{P_C}{60.\eta.Z} \quad (2.7)$$

em que  $Z$  é a taxa de remoção de material ( $\text{cm}^3/\text{min}$ ) e  $E_{CS}$  é a energia específica consumida ( $\text{kWh}/\text{cm}^3$ ).

A energia consumida no processo ( $E_C$ ) pode ser determinada pela multiplicação da energia específica consumida ( $E_{CS}$ ) e o volume total de material removido ( $Y$ ):

$$E_C = Y.E_{CS} \quad (2.8)$$

## 2.8. 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.

### 2.8.1. 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 nos quais a ação da ferramenta é a causa da elevação de temperatura e ela por sua vez sofre a consequência pela aceleração do desgaste, enquanto que na usinagem a quente existe uma fonte externa que auxilia na elevação da temperatura.

De acordo com Kitagawa, Katsuhiko & Kubo (1988) a usinagem com o amolecimento da peça é um modo mais eficaz que a adoção de uma ferramenta de corte mais rígida, para materiais de difícil usinabilidade.

Barrow (1969) afirma que 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 para 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.

O processo de usinagem a quente é um tanto quanto antigo. Mielnik (1994) cita que um patente da idéia de aquecer a peça, antes da usinagem, por uma corrente elétrica de intensidade elevada entre a peça e a ferramenta foi outorgado a B. C. Tilghman em 1889. Outra patente sobre usinagem a quente foi emitida a M. Berliner em 1946.

Diversos pesquisadores publicaram artigos sobre a usinagem a quente no final dos anos 40 e início dos anos 50, como Krabacher & Merchant (1951). Estes pesquisadores notaram em seus experimentos que ocorria aumento na vida da ferramenta quando se aumentava a temperatura da superfície da peça usinada. Geralmente, observava-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 (MUKHERJEE & BASU, 1973). A Fig. 2.15 demonstra a relação entre a vida da ferramenta e a temperatura na peça para diferentes velocidades de corte. Krabacher & Merchant (1951) 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, ele observou que o coeficiente da capacidade de endurecimento, bem como a tensão de escoamento diminui com o aumento da temperatura.

Nos experimentos com o processo de usinagem a quente os principais componentes são: a fonte de calor utilizada para aquecer a peça, a temperatura da interface peça-ferramenta e a máquina-ferramenta utilizada.

Desde o advento da usinagem a quente, numerosas técnicas para geração de calor na peça têm sido usadas. Segundo Özler, Inan & Özel (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”).

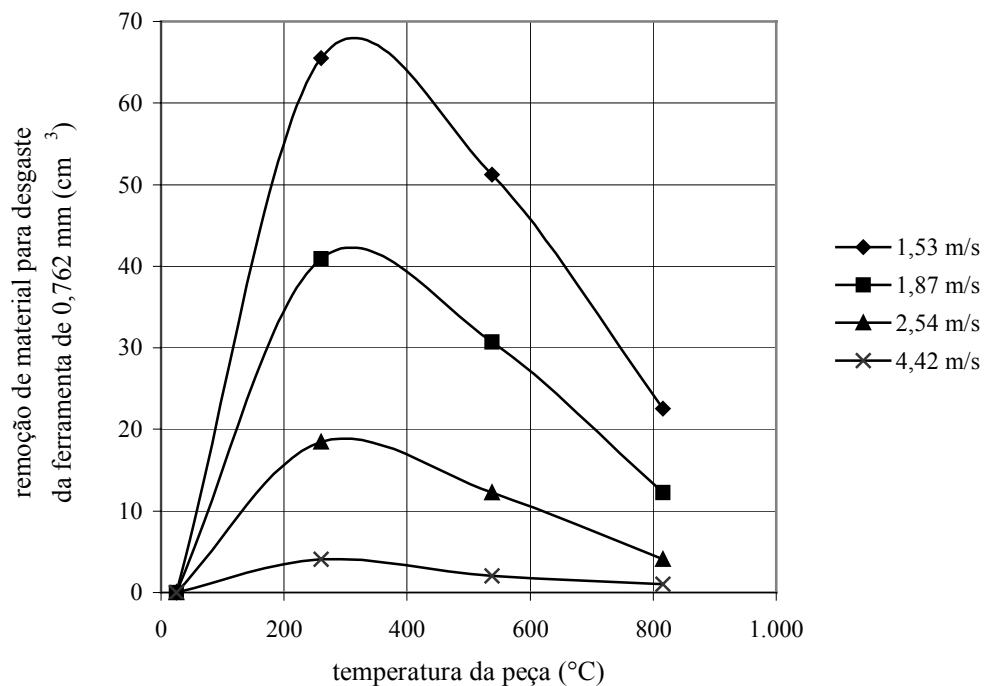


Figura 2.15 – Gráfico da vida da ferramenta em função da temperatura da peça (KRABACHER & MERCHANT, 1951).

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, notadamente 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) descreve, ainda, que os principais requisitos para as técnicas de aquecimento das peças são:

- O aquecimento deve ser confinado o mais próximo possível da região de corte;
- A aplicação de uma alta densidade de calor é necessária para que se obtenha uma alta temperatura na peça;
- O método de aquecimento deve ser relativamente barato para instalar e operar;
- 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.

## 2.8.2. Métodos de aquecimento na usinagem a quente

### *Aplicação de corrente elétrica na interface ferramenta-cavaco*

Neste método uma corrente elétrica de alta intensidade é aplicada por meio da interface ferramenta-cavaco para produzir o aquecimento localizado da peça. Os sistemas, similarmente desenvolvidos por Barrow (1969), Chen & Lo (1974) e Kainth & Chaturvedi (1975), consistiram de uma fonte de tensão alimentando um circuito composto pela peça e pela ferramenta de corte, o contato com a peça se dá por meio de um sistema de escova de grafite revestida com cobre. A ferramenta de corte que fez o papel de eletrodo foi isolada eletricamente do restante da máquina. A Fig. 2.16 mostra, de maneira esquemática, este método de usinagem.

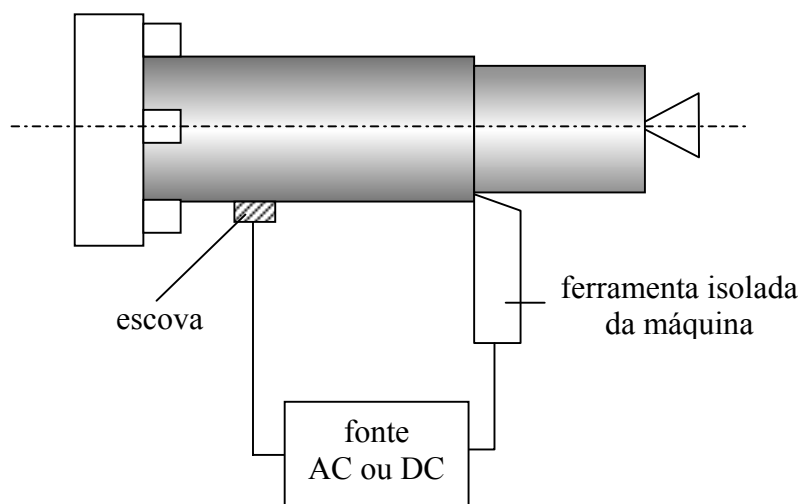


Figura 2.16 – Representação esquemática do método de usinagem a quente por corrente elétrica (KAINTH & CHATURVEDI, 1975).

Nos ensaios desenvolvidos por Barrow (1969) foram testadas fontes de tensão AC e DC, que apresentaram resultados similares, em alguns casos a tensão DC apresentou melhores resultados do ponto de vista da vida da ferramenta. No aquecimento com tensão AC existiu uma tendência ao surgimento

de vibrações, porém na maioria dos casos esta vibração foi considerada insignificante.

As vantagens do método de aquecimento por corrente elétrica entre a peça e a ferramenta 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, e;
- Não pode ser adaptado para profundidade de corte elevada.

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, 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 avaliaram os efeitos da usinagem a

quente nos aspectos da superfície acabada, da geometria, da metalurgia da peça usinada e do cavaco utilizando um microscópio eletrônico de varredura e técnicas convencionais de metalurgia.

Nestes estudos, 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. Foram aplicadas as correntes AC de 200A, 400A e 600A no circuito para aquecimento da interface peça-ferramenta, enquanto o avanço permaneceu 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, 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, no qual verificam que todas as peças de materiais metálicos possuem um valor de temperatura mais adequado para a usinagem, 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 corte e avanço, no estudo do comportamento da vida da ferramenta e da rugosidade da peça usinada. 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 corte, etc.).

Neste mesmo trabalho, foi torneada uma peça de aço Ni-Cr, com uma ferramenta de carbeto de tungstênio, sem fluido de corte, e encontraram as equações 2.9 e 2.10 para a vida da ferramenta e rugosidade da peça, respectivamente:

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

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

em que,

T é a vida da ferramenta em minutos;

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

$V_C$  é a velocidade de corte dada em m/min;

f é o avanço dado em mm/volta;

$a_p$  é a profundidade de corte em mm, e;

$\theta$  é a temperatura da superfície da peça dada em °C.

Nos ensaios os valores limites das variáveis foram:

Velocidade de corte –  $V_{C1} = 74$  m/min e  $V_{C2} = 125$  m/min;

Avanço –  $f_1 = 0,04$  mm/volta e  $f_2 = 0,14$  mm/volta;

Profundidade de corte –  $a_{p1} = 0,5$  mm e  $a_{p2} = 1,0$  mm, e;

Temperatura da superfície –  $\theta_1 = 101$  °C e  $\theta_2 = 302$  °C.

Os valores calculados por meio das equações e os obtidos experimentalmente foram comparados com o auxílio do Teste Qui-quadrado e constataram para a equação da vida da ferramenta com 15 graus de liberdade que  $\chi^2 = 4,5073$ , e para a equação da rugosidade é  $\chi^2 = 0,6888$ , valores que indicam que as equações são adequadas ao conjunto de dados observados.

Em suas conclusões, Mukherjee & Basu (1973) ressaltam que na usinagem com peças aquecidas de modo localizado, o aquecimento deve ser

localizado 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:

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

em que,

HB é a dureza Brinell.

No trabalho de Okoshi & Uehara (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 A. Entretanto, Sullivan & Smith (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 Fig. 2.17, 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 (Fig. 2.18).

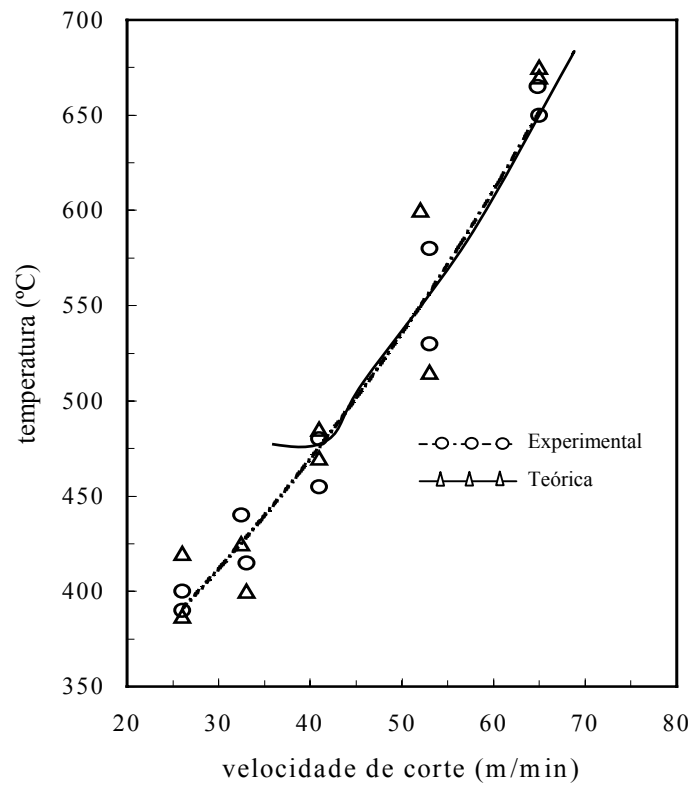


Figura 2.17 – Temperatura na interface cavaco-ferramenta em função da velocidade de corte (KAINTH & CHATURVEDI, 1975).

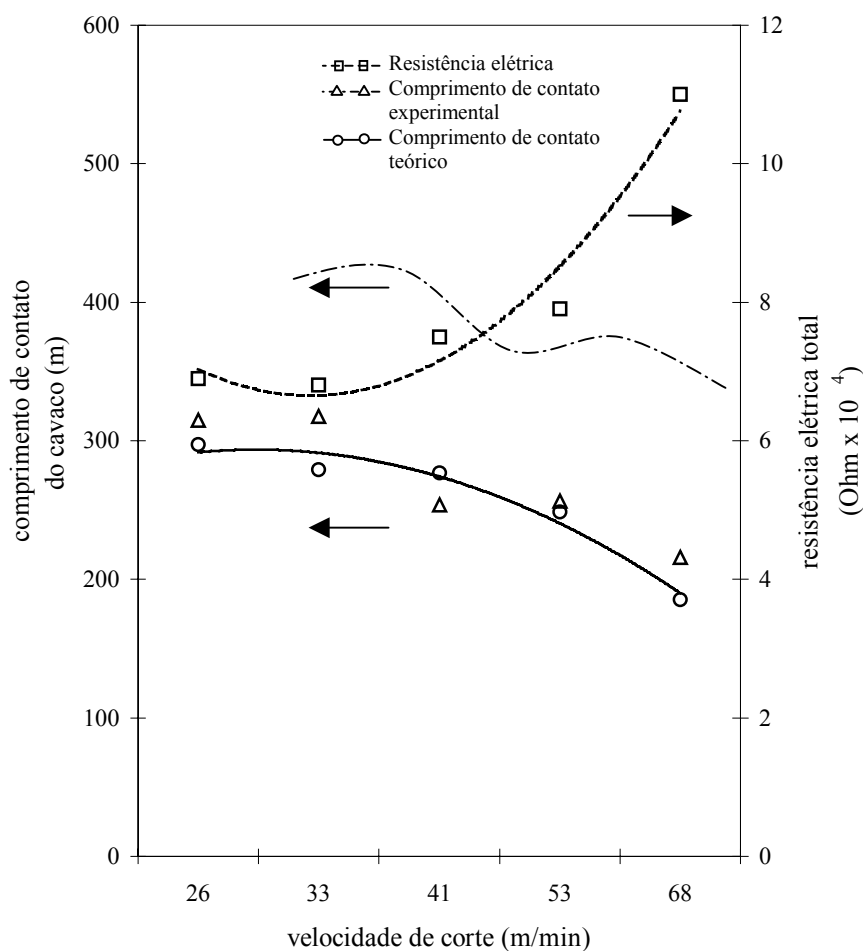


Figura 2.18 – Comprimento de contato do cavaco e resistência elétrica total em função da velocidade de corte (KAINTH & CHATURVEDI, 1975).

### *Utilização de arco elétrico*

Mielnik (1994) relata que a Universidade de Iowa, desde a década de 60, tem estudado o processo de usinagem a quente, utilizando arco elétrico numa atmosfera de tungstênio inerte de 800 A como fonte de calor. O material usinado tem sido aço inox 18-8, obtendo-se uma temperatura próxima a 816 °C na superfície quando a profundidade de corte é de 0,635 mm.

Para compensar as variações de temperatura e facilitar a ruptura do cavaco dúctil, o torno foi adaptado para operar com força de avanço constante

por intermédio de um cilindro hidráulico. Para facilitar a ruptura do cavaco o cilindro hidráulico reduz a pressão de avanço periodicamente para criar estreitamentos na espessura do cavaco.

Nestes experimentos foram utilizadas diversas geometrias de ferramentas de corte. Ultimamente tem sido utilizada uma pastilha de carbetto triangular, montada num porta-ferramenta refrigerado com água e um quebra cavaco.

Nas pesquisas realizadas sobre usinagem a quente, nesta universidade, foram introduzidos novos conceitos, como:

- A aplicação de lubrificantes na usinagem a quente;
- Uma oscilação inicial na fonte de aquecimento para incrementar a profundidade de corte;
- Força de avanço constante, e;
- Formação de cavacos dúcteis segmentados.

### ***Método assistido por plasma***

No método de aquecimento assistido por plasma, uma tocha de gás é injetada em um ponto a uma pequena distância antes da aresta de corte da ferramenta. Por esta tocha um jato de plasma incide na superfície que será usinada produzindo um amolecimento localizado da peça, conforme é mostrado na Fig. 2.19. O jato de plasma é gerado no interior da tocha, entre um eletrodo de tungstênio com polaridade negativa e a peça com polaridade positiva. O bocal é refrigerado com água em virtude das altas temperaturas que atinge, cerca de 1.200 °C. Após a usinagem, a superfície da peça fica levemente aquecida, e é possível tocá-la com a mão imediatamente após o corte. A formação do plasma no interior da tocha pode ser visto na Fig. 2.20.

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.

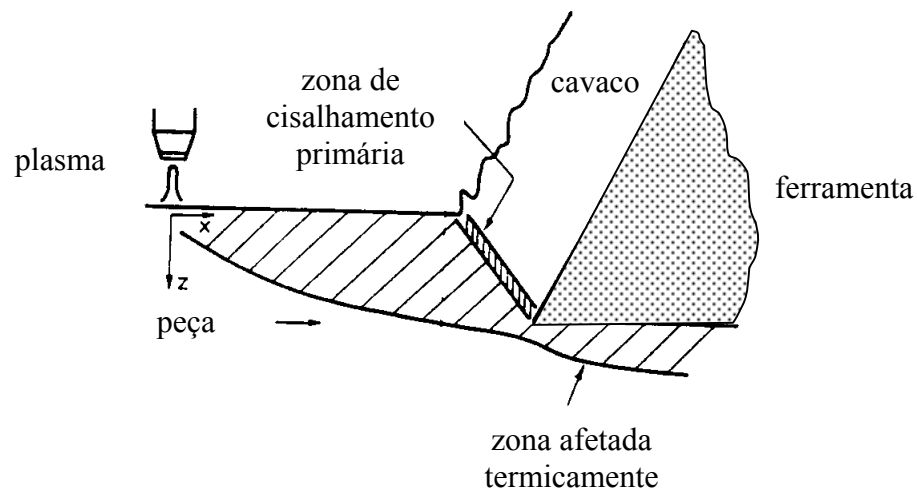


Figura 2.19 – Processo de aquecimento na usinagem a quente assistido por plasma (HINDS & ALMEIDA, 1981).

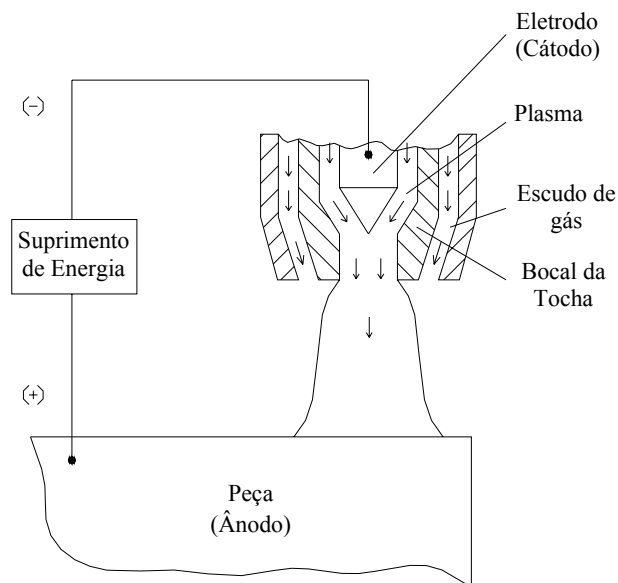


Figura 2.20 – Detalhe do plasma (LESHOCK, KIM & SHIN, 2001).

Utilizando a usinagem a quente por plasma, König, Klinger & Link (1990) relataram suas pesquisas sobre a usinagem de novos materiais, conseguindo reduzir em aproximadamente 40% o desgaste na superfície de saída da ferramenta quando usinaram ligas à base de cobalto. Kitagawa, Katsuhiro & Kubo (1988) mostraram experimentos envolvendo pastilhas de carboneto 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, em que o custo do corte total é reduzido em mais de 50% graças à diminuição do desgaste da ferramenta. Já Kitagawa & 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 Fig. 2.21, e também uma melhora na rugosidade da peça usinada. 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 & 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, Shin & Incropera (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%.

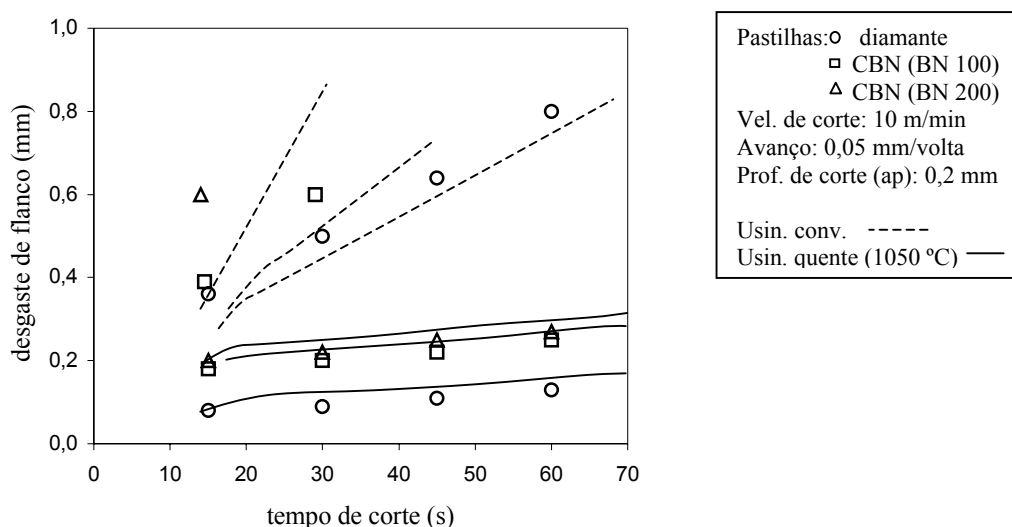


Figura 2.21 – Desgaste de flanco na usinagem de cerâmicas avançadas para diferentes materiais de ferramenta (KITAGAWA & MAEKAWA, 1990).

Madhavulu & Ahmed (1994), compararam a potência requerida 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 pastilhas 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 requerida em 25% para o primeiro aço e 21% para o segundo (Fig. 2.22). 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.

Leshock, Kim & Shin (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 Fig. 2.23 apresenta os resultados desses ensaios, nos quais se constatou um decréscimo de aproximadamente 30% na força quando a temperatura da peça alcançou 600°C.

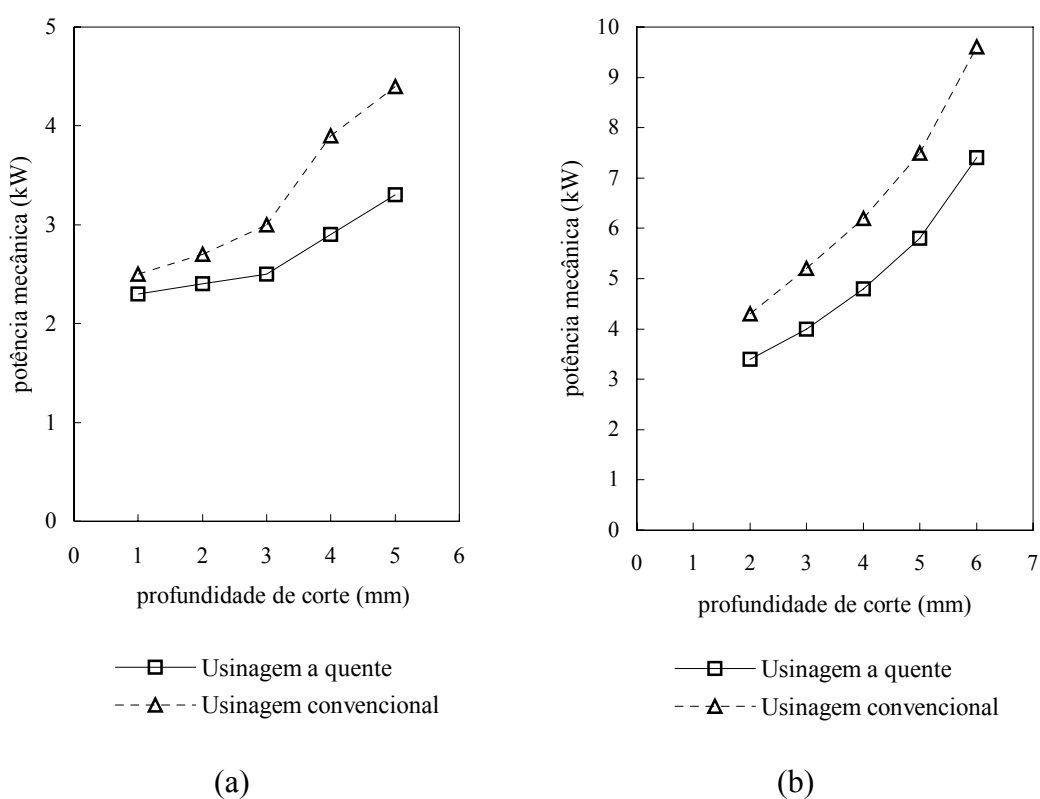


Figura 2.22 – Potência requerida na usinagem do aço SS 410 (a) e do aço liga (b) (MADHAVULU & AHMED, 1994).

Outro ensaio desenvolvido no trabalho de Leshock, Kim & Shin (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 pastilha WG-300 (óxido de alumínio reforçado com carbeto 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 Fig. 2.24.

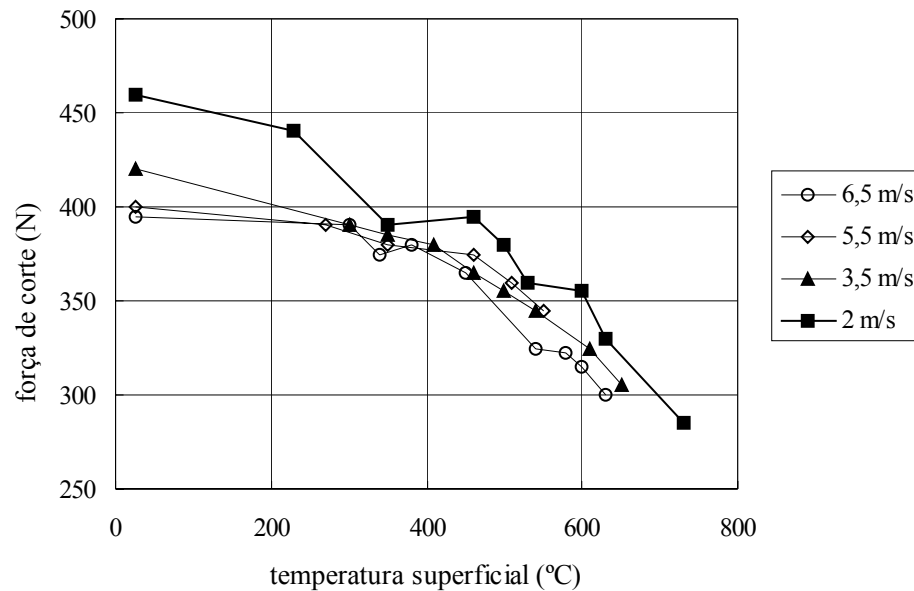


Figura 2.23 – Força de corte para diferentes temperaturas da superfície da peça e para várias velocidades de corte (LESHOCK, KIM & SHIN, 2001).

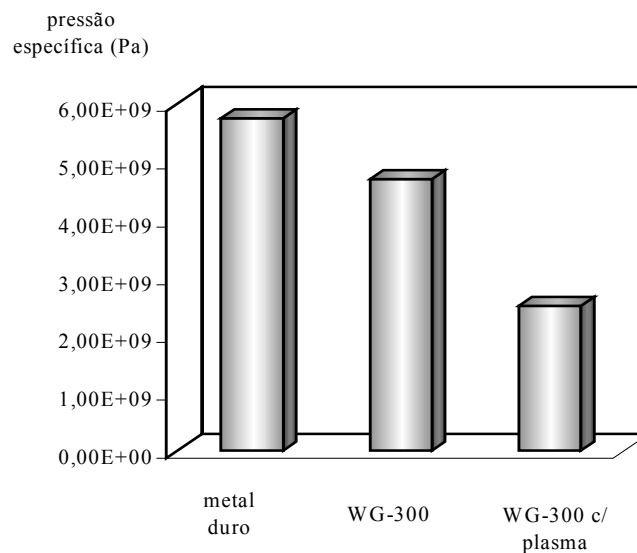


Figura 2.24 – Pressão específica de corte do Inconel 718 na usinagem convencional com metal duro, cerâmica e por plasma (LESKOCK, KIM & SHIN, 2001).

### ***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-gás liquefeito de petróleo (GLP), a vazão da mistura é controlada por medidores de fluxo. A Fig. 2.25 mostra o esquema de usinagem a quente por chama desenvolvido por Özler, Inan & Özel (2001).

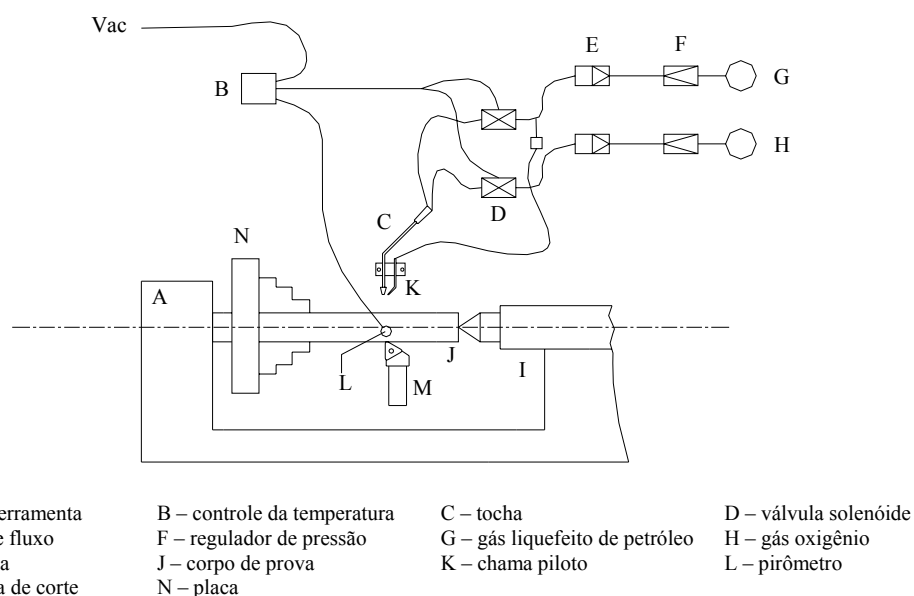


Figura 2.25 – Representação da usinagem a quente por chama (ÖZLER, INAN & ÖZEL, 2001).

Neste estudo, Özler, Inan & Özel (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 corte a vida da ferramenta diminuiu.

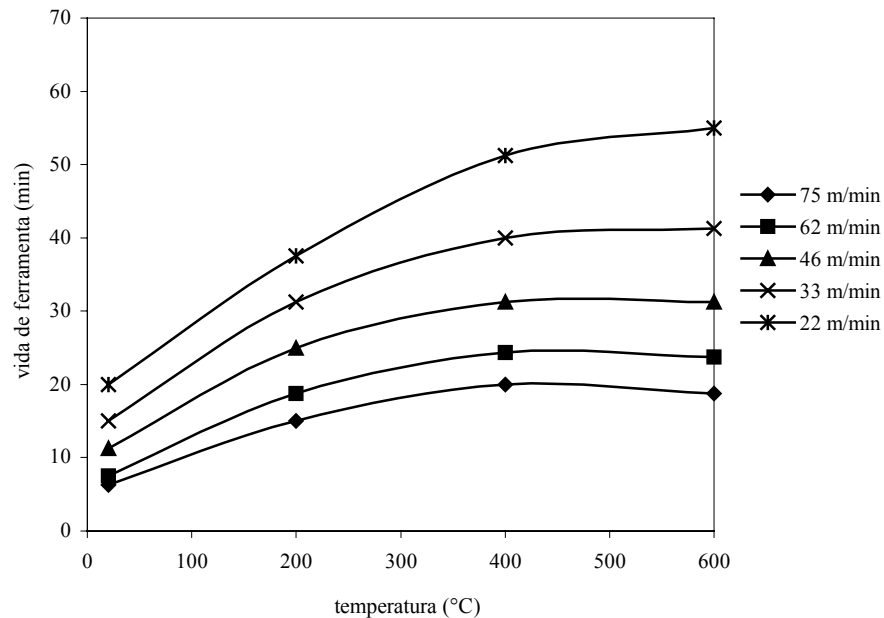


Figura 2.26 – Vida da ferramenta e temperatura da peça para diferentes velocidades de corte (ÖZLER, INAN & ÖZEL, 2001).

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

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

O coeficiente de determinação ( $R^2$ ) calculado para este modelo é igual a 0,97, e as condições experimentais limites das variáveis foram:

Velocidade de corte –  $V_{C1} = 22$  m/min e  $V_{C2} = 75$  m/min;

Avanço –  $f_1 = 0,1$  mm/volta e  $f_2 = 0,4$  mm/volta;

Profundidade de corte –  $a_{p1} = 0,5$  mm e  $a_{p2} = 2,5$  mm, e;

Temperatura da superfície –  $\theta_1 = 200$  °C e  $\theta_2 = 600$  °C.

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 Fig. 2.27.

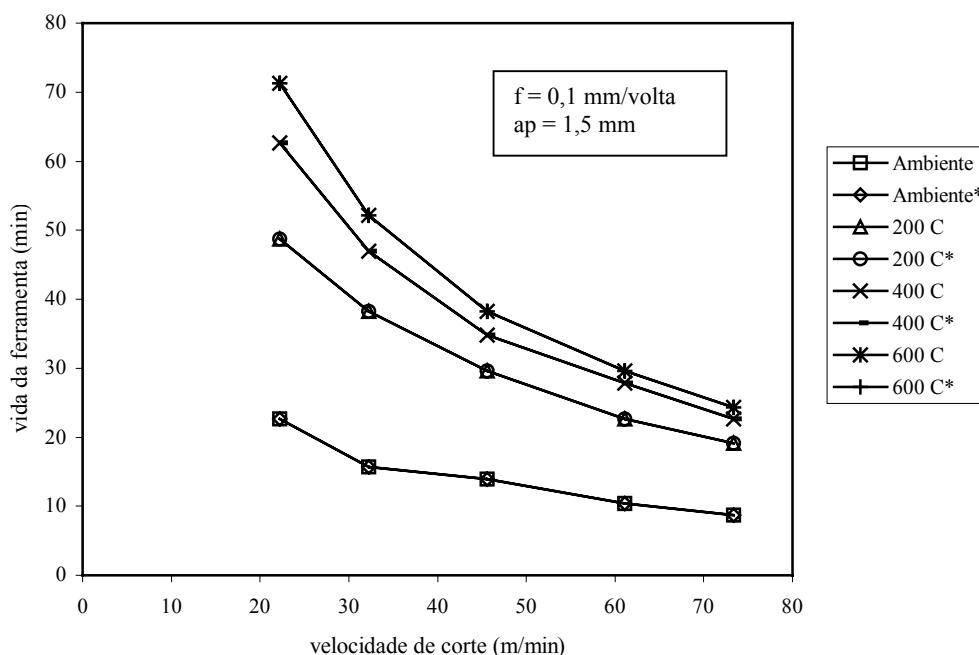


Figura 2.27 – Comparação entre resultados experimentais e obtidos por rede neural artificial(\*) (TOZUN & ÖZLER, 2002).

### ***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), em que seu feixe aquece uma porção de material para imediatamente ser removida por uma ferramenta convencional de usinagem, e;
- Segundo, na usinagem a laser (LM), no qual 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.

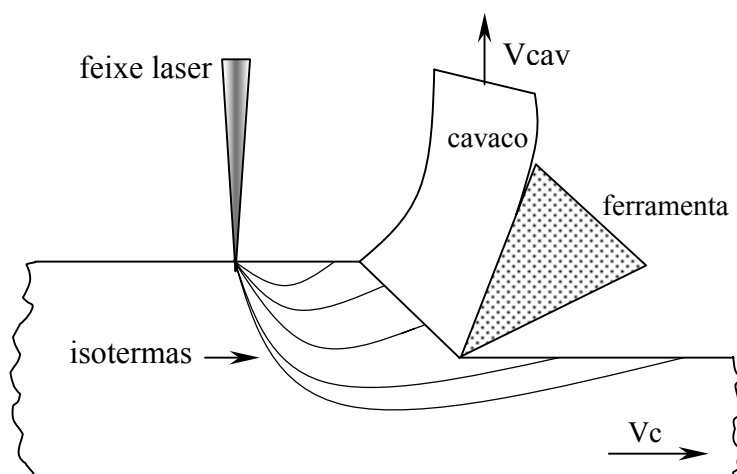


Figura 2.28 – Princípio da usinagem a quente assistida por laser (SALEM et al., 1995).

No LAM, um feixe de laser é focalizado na superfície da peça a ser usinada por meio de um conjunto de lentes num ponto bem próximo a aresta da ferramenta de corte, como mostra a Fig. 2.28.

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.

Vali et al (1998) e Salem et al (1995) utilizaram este método com o auxílio da energia laser e conseguiram a fusão do material e a sua remoção sob menores forças de cortes, obtendo o aumento da vida da ferramenta.

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. Graças 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).

No segundo caso, com o laser é possível aquecer a maior parte do plano de cisalhamento, sem o aquecimento significativo da ferramenta de corte durante a formação de cavaco. O aquecimento do material na região de cisalhamento resulta na redução das forças de corte, no incremento da taxa de remoção de material, no aumento da vida da ferramenta e na melhoria do acabamento superficial da peça.

Outro fato que pode ocorrer neste método é a alteração do tipo de cavaco de descontínuo para contínuo ou reduzir a tendência à formação de aresta postiça de corte (APC).

Rozzi et al (2000) desenvolveram um modelo tridimensional que foi validado comparando os valores de temperatura de superfície aquecida com laser, com os valores medidos em ensaios com um pirômetro a laser.

No processo de torneamento de uma peça de nitreto de silício, os valores foram previstos e medidos para determinar os efeitos das velocidades de corte, avanço, profundidade de corte, distância entre o ponto de incidência do laser e a ferramenta, e o diâmetro e a potência do feixe na temperatura da superfície.

Foi obtida uma boa aproximação entre os valores medidos e os previstos pelo modelo para as temperaturas numa faixa de operação.

Wang Y., Yang & Wang, N. J. (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 corte 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 tensões medidas no dinamômetro,

correspondentes às forças de corte, podem ser vistos na Fig. 2.29. 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.

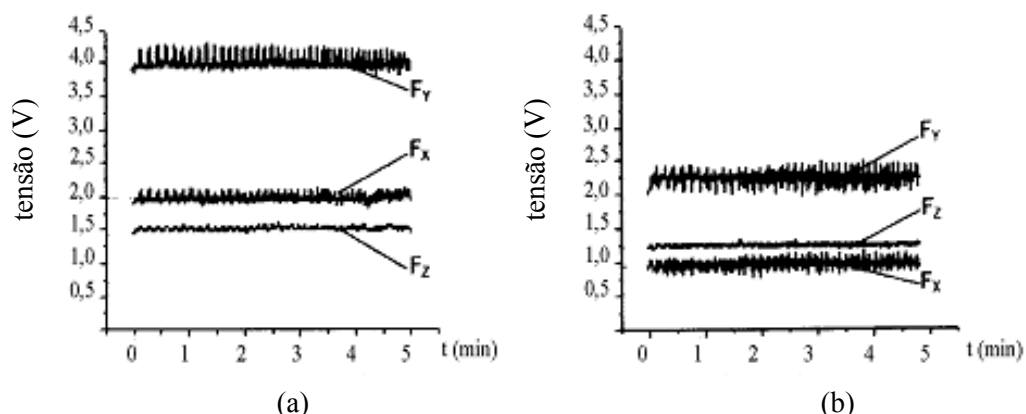


Figura 2.29 – Tensões medidas no dinamômetro no torneamento convencional (a) e no torneamento a laser (b) (WANG, Y., YANG, WANG, N. J., 2002).

### ***Método assistido por resistência elétrica***

Quanto à tecnologia de usinagem a quente empregando resistência elétrica, verifica-se 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 em quartzo cuja eficiência pode ser satisfatória no aquecimento da peça na usinagem a quente.

Utilizando uma fonte de calor infravermelha produzida por resistências elétricas em quartzo de 500 W de potência, Mello et al. (2003) usinaram corpos de prova em aço ABNT 1045 com pastilhas de metal duro classe P30 sem recobrimento, utilizando uma velocidade de corte de 105 m/s e dois avanços diferentes, em que verificaram que o aumento do avanço favoreceu a diminuição da potência elétrica requerida pelo motor do eixo árvore da máquina-ferramenta no processo de torneamento a quente quando comparado com o convencional (Fig. 2.30).

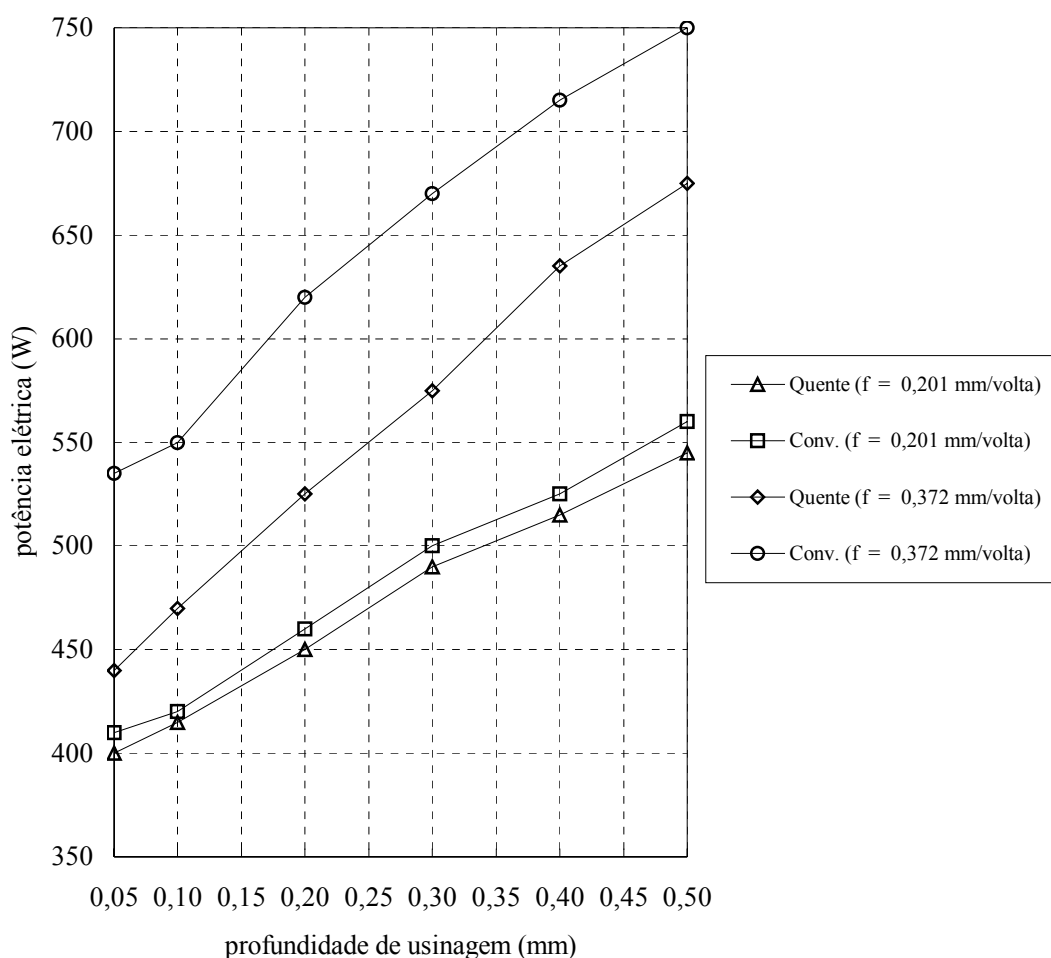


Figura 2.30 – Potência elétrica em função da profundidade de corte sob dois avanços diferentes (MELLO et al., 2003).

Mello (2003) observou em seu trabalho que o aquecimento de corpos de prova em aço inoxidável austenítico, (tipo Cromo-Manganês-Níquel-Nióbio-Nitrogênio, denominado de VV 50 pela Empresa Villares) pelas resistências elétricas em quartzo melhorou a usinabilidade do material empregado. O desgaste da ferramenta no torneamento a quente diminuiu em relação ao processo convencional, em todas as condições, e para um mesmo desgaste de flanco foi possível empregar maiores taxas de remoção de material com a usinagem a quente.

Nesta trabalho, Mello (2003) constatou que o motor do eixo árvore do torno apresentou menores valores de potência elétrica no torneamento a quente em relação ao convencional, sobretudo a de avanço e a de corte, que indicam a facilidade de remoção de material.

Observou ainda que as menores rugosidades foram obtidas no torneamento a quente e que os resultados obtidos na medição de microdureza para os ensaios realizados não indicaram alterações subsuperficiais significativas.

Neste contexto, este trabalho avalia, para as condições de corte que proporcionaram a maior redução de potência elétrica requerida, o comportamento do consumo de energia elétrica e da temperatura na região de corte quando se varia a potência elétrica do conjunto de resistências elétricas em quartzo.

## 1. MATERIAIS E MÉTODOS

Os estudos já realizados sobre a técnica de torneamento a quente com o auxílio de resistência em quartzo como fonte de calor, obtiveram reduções consideráveis nas forças de usinagem e da potência elétrica ativa requerida pelo motor do eixo árvore do torno durante a usinagem de materiais, além do aumento da vida da ferramenta.

Este tipo de sistema de aquecimento da peça envolve menor custo de instalação e menor intrusividade, ou seja, ocupa menor espaço ao redor da máquina-ferramenta.

Em contrapartida, a instalação das resistências em quartzo representa um acréscimo no consumo de energia elétrica do sistema. Então, é importante que sejam pesquisados quais os valores de potências elétricas das resistências, que resultem em condições favoráveis no processo, sob o aspecto da conservação da energia e redução de desgaste de ferramentas.

Neste capítulo, é apresentado o procedimento realizado para a análise do consumo de energia elétrica e da temperatura de corte, no processo de torneamento a quente, para diferentes valores de potências elétricas ajustados nas resistências em quartzo. Para tanto são considerados os valores de temperatura da superfície da peça, o consumo de energia elétrica do motor do torno e o consumo de energia elétrica das resistências em quartzo, além da temperatura relativa na região de corte e o volume de material removido. Esses valores são utilizados para a comparação entre o consumo de energia elétrica total do sistema, para cada valor de potência elétrica ajustado nas resistências no aquecimento da peça. Entende-se como o total de energia elétrica consumida pelo sistema, o resultado da soma da energia consumida pelo motor do eixo árvore do torno, mais a energia consumida pelas resistências, durante o processo de corte.

Com os valores obtidos, é possível determinar-se quais são as condições de operações mais viáveis, para a utilização desta técnica, especialmente no que se refere à potência elétrica das resistências.

Os ensaios são realizados num torno horizontal convencional Tormax 30, fabricado pela ROMI<sup>®</sup>, com potência nominal do motor do eixo árvore de 7,5 kW e faixa de rotação de 45 a 2.240 rpm, usando ortogonalmente corpos de provas cilíndricos, com as dimensões mostradas na Fig. 3.1, confeccionados em aço VV 50 (denominação Villares). As ferramentas de corte são pastilhas de metal duro TNMA 160408 classe IC 9015 (ISO P10 – P30 e K10 – K25) com furo para fixação, fabricadas pela empresa ISCAR.

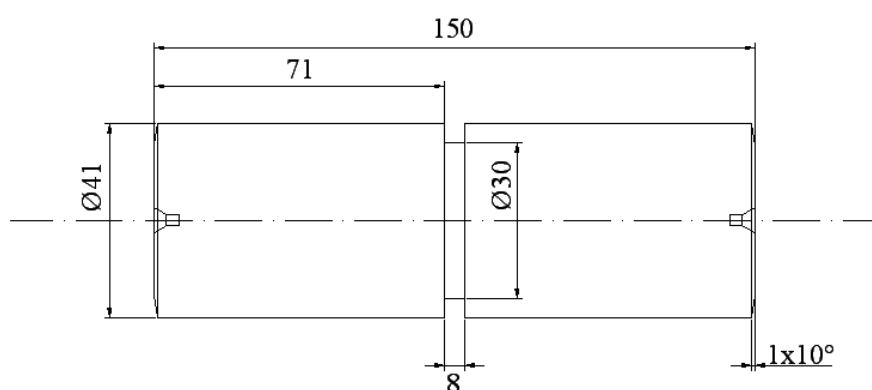


Figura 3.1 – Dimensões dos corpos de provas, em milímetros.

A Fig. 3.2 apresenta o diagrama esquemático da montagem do sistema utilizado no experimento para controle da potência das resistências e aquisição dos dados das variáveis envolvidas.

Os corpos de provas são aquecidos por um conjunto de três resistências em quartzo, que produzem radiação infravermelha, com potência elétrica nominal de 800 W cada e tensão nominal de 220 V, modelo FTRZ 800/125, fabricadas pela indústria ELETROTHERMO. Apesar de ser utilizado um conjunto de resistências projetadas e fabricadas para a potência elétrica nominal de 800 W, obteve-se experimentalmente a potência elétrica máxima de 2.018 W para o conjunto das três resistências.

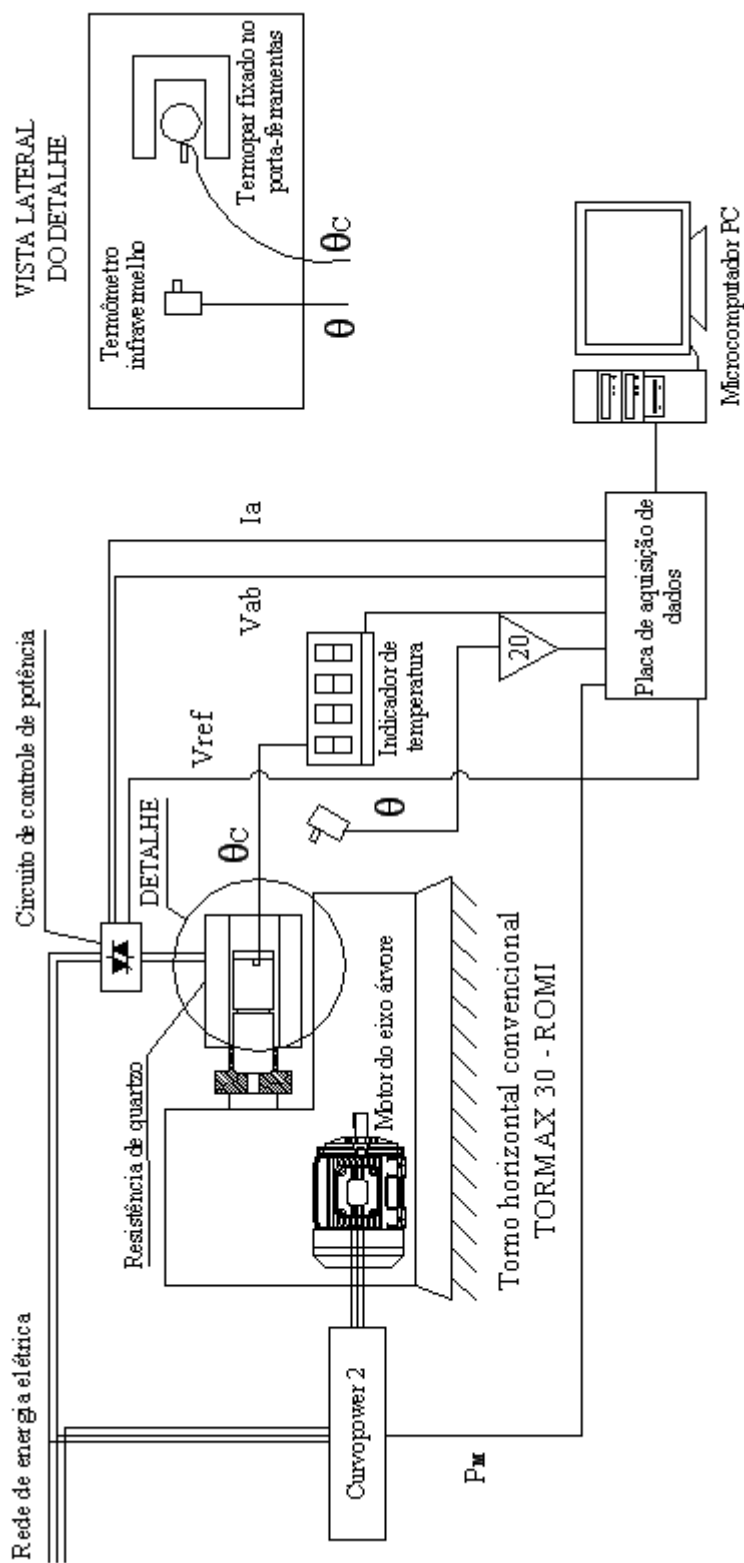


Figura 3.2 – Diagrama esquemático do sistema de controle da potência elétrica das resistências e aquisição de dados

As resistências são montadas em volta do corpo de prova a uma distância de 10 mm da superfície.

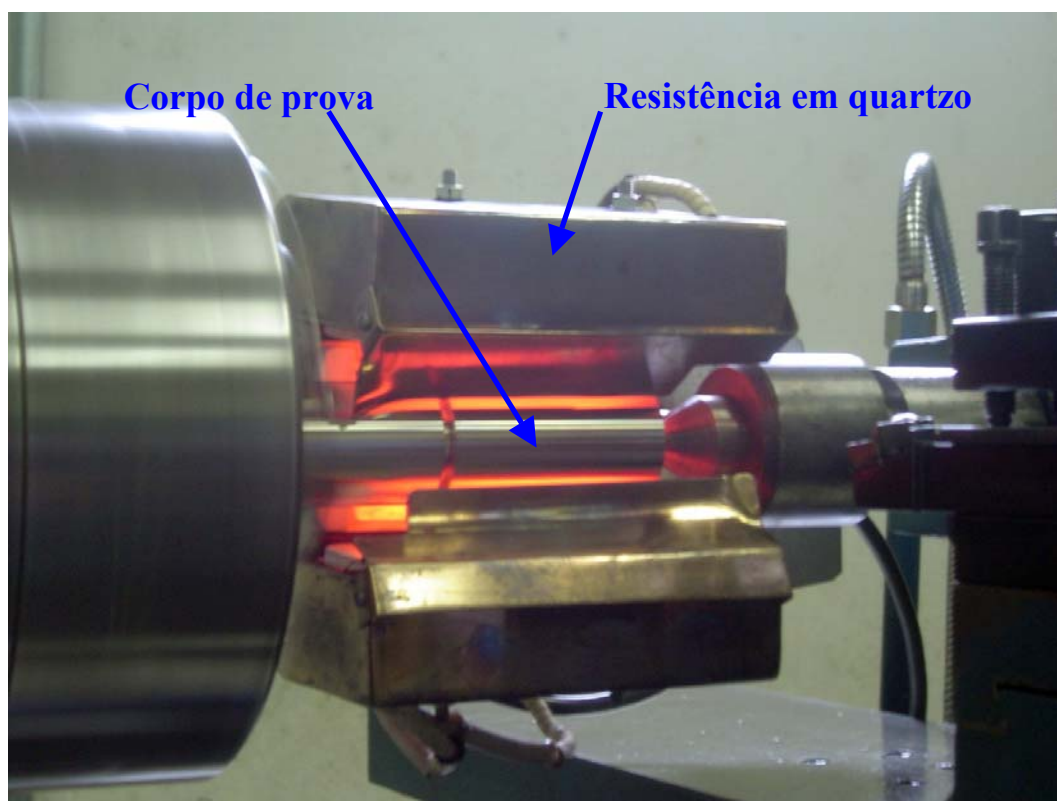


Figura 3.3 – Fotografia do conjunto das resistências em volta do corpo de prova.

Com parâmetros de operação de usinagem fixos, são realizados os ensaios alterando-se apenas a potência elétrica das resistências em quartzo.

A velocidade de corte ( $V_C$ ), o avanço ( $f$ ) e a profundidade de corte ( $a_p$ ) selecionados são:  $V_C = 109$  m/min,  $f = 0,232$  mm/volta e  $a_p = 1$  mm.

As potências elétricas ajustadas para o conjunto de resistências nos ensaios, são distribuídas de forma equidistantes do valor mínimo ao valor máximo de potência do conjunto, ou seja, de 0 a 2.000 W como relacionados a seguir:

$P_0 = 0$  (sem fonte de calor externa);

$P_1 = 500$  W;

$P_2 = 1.000$  W;

$$P_3 = 1.500 \text{ W, e;}$$

$$P_4 = 2.000 \text{ W.}$$

Os parâmetros da operação do torneamento (profundidade de corte, avanço e velocidade de corte) são selecionados com base nos resultados obtidos no trabalho desenvolvido por Mello (2003), observando em quais condições obteve-se maior redução de potência elétrica requerida pelo torno no processo a quente, em relação ao processo convencional.

A Tab. 3.1 relaciona as condições ajustadas para os ensaios realizados neste trabalho.

Tabela 3.1 – Quadro de condições de usinagem utilizados nos ensaios.

<b>Velocidade de corte - <math>V_C</math> (m/min)</b>	<b>Avanço – f (mm/volta)</b>	<b>Prof. de corte <math>a_p</math> (mm)</b>	<b>Potência elétrica do conjunto de resistências (W)</b>
109	0,232	1,0	Convencional (a frio)
109	0,232	1,0	500 W
109	0,232	1,0	1.000 W
109	0,232	1,0	1.500 W
109	0,232	1,0	2.000 W

Os ajustes das temperaturas da superfície da peça são obtidos, mediante a variação da potência das resistências em quartzo.

A potência das resistências é controlada por meio de um circuito eletrônico que varia a tensão de alimentação, e proporciona o equilíbrio entre as energias térmicas convertidas pelas três resistências, garantindo, desta forma, um aquecimento mais uniforme no entorno da peça cilíndrica. Para tanto um circuito eletrônico controlador da tensão AC que varia o valor eficaz da tensão de alimentação das resistências foi implementado com um triac TIC 246, com disparo por ângulo de fase.

Para o monitoramento das grandezas envolvidas no processo são inseridos junto à máquina-ferramenta diversos transdutores. As grandezas monitoradas são:

- Temperatura relativa na região de corte;
- Temperatura da superfície da peça usinada;
- Tensão elétrica entre as fases de alimentação do motor do eixo árvore do torno;
- Corrente elétrica de linha requerida pelo motor do eixo árvore do torno;
- Tensão elétrica entre as fases de alimentação do conjunto de resistências em quartzo;
- Corrente elétrica de linha requerida pelo conjunto de resistências em quartzo, e;
- Rugosidade dos corpos de prova usinados.

Antes de cada ensaio para as condições acima relacionadas, aquece-se o corpo de prova em rotação no torno até atingir uma temperatura relativamente estável, que é medida na superfície da peça.

Quando atinge-se esta situação, procede-se a usinagem da peça em um único passe ao longo do corpo de prova. Para cada passe é utilizada uma aresta nova da ferramenta, este cuidado é tomado para garantir que o desgaste das arestas não influencie nos resultados.

Durante os ensaios, os sinais elétricos obtidos pelos transdutores e pelos circuitos condicionadores de sinais, são transmitidos a um microcomputador pessoal (PC) por meio de uma placa de aquisição de dados.

Com um programa do software LabVIEW™, versão 6.0, são calculados os valores instantâneos de cada uma das grandezas e armazenados durante os ensaios para as análises posteriores.

A temperatura da superfície da peça é medida com um termômetro de radiação infravermelha modelo Raynger MX4, fabricação Raytek. Este termômetro de radiação apresenta uma saída analógica proporcional ao valor de temperatura medido com a razão de 1 mV/°C. A tensão da saída analógica do

termômetro é amplificada por um circuito condicionador de sinais com ganho igual a 20. O programa do software LabVIEW™ registra esta tensão amplificada para posterior cálculo dos valores das correspondentes temperaturas.

A temperatura relativa na região de corte é obtida, valendo-se de um termopar tipo K fixado no porta-ferramenta.

O eixo árvore do torno é acionado por um motor de indução trifásico, e seu consumo de energia elétrica durante o processo é obtido por intermédio da integração da função da potência elétrica ativa consumida durante o período de corte do material. O processamento do valor da potência elétrica ativa é dado com base nas tensões obtidas por transdutores de efeito Hall para medições da tensão instantânea entre as fases de alimentação e da corrente elétrica instantânea de linha solicitada pelo motor. Estes sinais gerados pelos transdutores são amplificados e processados pelo módulo Curvopower 2, desenvolvido no Laboratório de Usinagem por Abrasão desta Faculdade, que apresenta em sua saída uma tensão proporcional a potencia elétrica ativa média. Esta tensão é registrada pelo programa do software LabVIEW™, para o cálculo posterior dos valores de potência elétrica ativa e do consumo de energia. Para calcular o valor médio de potência elétrica ativa, é utilizada a equação de calibração do módulo Curvopower 2, determinada por Aguiar (1997).

$$P_{CM} = 1.447,7.V + 0,2 \quad (3.1)$$

O Anexo A apresenta o diagrama do circuito eletrônico do módulo Curvopower 2.

O consumo de energia elétrica do conjunto das resistências em quartzo durante o processo é calculado integrando a função da potência elétrica instantânea do conjunto de resistências durante o ensaio. A potência elétrica instantânea é obtida multiplicando-se a tensão instantânea aplicada pelo controlador AC e a corrente elétrica medidas com transdutores de efeito Hall. A multiplicação dos valores dos sinais gerados pelos transdutores de efeito Hall é processada pelo programa do software LabVIEW™. Para calcular o valor da potência elétrica instantânea requerida é utilizada a equação:

$$p_R(t) = v_{ab}(t).i_a(t) \quad (3.2)$$

O consumo de energia elétrica total do sistema torno-resistências é a soma dos valores de energia consumida pelo motor do eixo árvore do torno mais a energia consumida pelo conjunto das resistências.

Após cada ensaio é calculado o volume de material removido valendo-se dos valores dos parâmetros adotados e das dimensões dos corpos de provas.

Com os valores de volume de material removido e da energia elétrica total consumida obtidos nos ensaios é possível calcular-se os valores das energias específicas consumidas ( $E_{CS}$ ) pelo sistema torno-resistências em cada ensaio, e constrói-se os gráficos comparativos para cada valor de potência elétrica do conjunto de resistências ajustadas para os ensaios.

Com os valores obtidos nestes gráficos, são identificados os valores de potências que proporcionam as melhores condições de usinagem, ou seja, que o processo se desenvolva num menor intervalo de tempo e com o menor consumo de energia elétrica, comparativamente às operações que não tem o aquecimento da peça com fonte externa.

Além das grandezas descritas acima, são medidas as rugosidades de cada peça usinada durante os ensaios.

Para medição dos perfis de rugosidade das peças usinadas é utilizado um rugosímetro portátil modelo Surtronic 3+, fabricado pela Taylor/Hobson, com ponta do apalpador de  $0,2 \mu\text{m}$ , conectado a um microcomputador que processa os sinais elétricos medidos durante o traçado do perfil da superfície e processa as imagens e os parâmetros de rugosidade média aritmética ( $R_a$ ) por meio do software Taly Profile Lite, versão 3.1.4. Para amostragem dos perfis é ajustado o comprimento total de 4,0 mm.

Os valores de rugosidade são medidos em três regiões na extensão da superfície usinada do corpo de prova (início, médio e final) e em três posições equidistantes ao longo de sua circunferência. E em seguida é calculado o valor médio da rugosidade.

As superfícies dos corpos de provas usinados são analisadas por intermédio de um microscópio óptico modelo SMZ 800, fabricado pela NIKON, com uma câmera digital acoplada (490 linhas) modelo DSP, da marca COPI e uma placa processadora de imagens PixelView Station 4 instalada no microcomputador PC. As superfícies dos corpos de prova são visualizadas com o ajuste de aumento de cem vezes.

Os ensaios deste trabalho foram realizados no Laboratório de Tecnologia de Usinagem da Faculdade de Engenharia de Bauru, da Universidade Estadual Paulista (UNESP), Campus de Bauru.

### ***1.1. Características do material dos corpos de provas (aço VV 50)***

O material dos corpos de prova utilizado nos ensaios é de 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 solitação, tanto a gasolina como a diesel, sua máxima temperatura de operação é de aproximadamente 750°C. O aço VV 50 (denominação Villares) foi selecionado como material para os ensaios, graças à abrangente aplicação na indústria automobilística, aeronáutica, química e nuclear e, ainda em componentes que trabalham em altas temperaturas.

A Tab. 3.2 apresenta a classificação do aço VV 50 em várias normas, a composição química e as propriedades mecânicas foram fornecidas pelo fabricante, a empresa Villares Metals, mediante certificado de qualidade da análise química e de dureza, conforme as Tabelas 3.3 e 3.4.

Tabela 3.2 – Classificação do aço VV 50 em várias normas.

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

Tabela 3.3 – Composição química do Aço VV 50 (% - massa).

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

Tabela 3.4 – Propriedades mecânicas na temperatura ambiente do Aço VV 50.

<b>Limite de escoamento (0,2%)</b>	<b>Limite de resistência</b>	<b>Alongamento (5Di)</b>	<b>Redução de área</b>	<b>Dureza</b>
590 MPa	980 – 1.200 MPa	8%	10%	35 – 40 HR <sub>c</sub> 350 – 400 HB

## **1.2. Características da ferramenta de corte**

As ferramentas utilizadas durante os ensaios são de metal duro TNMA 160408 classe IC 9015 (ISO P10-P30 e K10-K25), fabricadas pela ISCAR, de aresta dupla, sem quebra cavacos e com furos de fixação, revestidas pelo processo de deposição química a partir da fase vapor (CVD) com uma

cobertura espessa de TiCN, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> e TiN, possuindo alta resistência a desgaste e repetibilidade, com fácil identificação de desgaste. Sob a cobertura há um substrato enriquecido por cobalto. Essa classe é recomendada para suportar altas temperaturas, ideal para usinagem sem refrigeração.

O conjunto porta-ferramenta utilizado é ISO MTJNR 2020K - 16M1, fabricado pela SANDVIK Coromant, com as características relacionadas na Tab. 3.5.

Tabela 3.5 – Geometria do conjunto porta-ferramenta.

Geometria	Triangular
Ângulo de posição ( $\chi_r$ )	93°
Ângulo de saída ( $\gamma_o$ )	-6°
Ângulo de folga ( $\alpha_o$ )	+6°
Ângulo de inclinação ( $\lambda_s$ )	-6°

Este conjunto tem o ângulo de posição de 93°, no entanto, para obter o corte ortogonal, o suporte foi ajustado para o ângulo de posição de 90°.

### 1.3. *Medição da temperatura relativa na região de corte*

A temperatura relativa na região de corte é medida com base num termopar tipo K (níquel-alumínio/níquel-cromo) fixado por um dispositivo (calço com rasgo para alojamento da junção quente do termopar) construído especialmente para este fim, em contato com a parte inferior da pastilha, a uma distância de 4,76 mm da aresta de corte, conforme demonstra a Fig. 3.5. O termopar é conectado a um indicador de temperatura Modelo ID-02B-11, fabricação SALCAS. Este indicador é calibrado e tem uma tensão de saída linearizada de 1 a 5 volts, proporcional à faixa de medição de temperatura de 0 a 1.000°C. A tensão da saída do indicador é registrada pelo software LabVIEW™ para o cálculo posterior dos valores da temperatura.

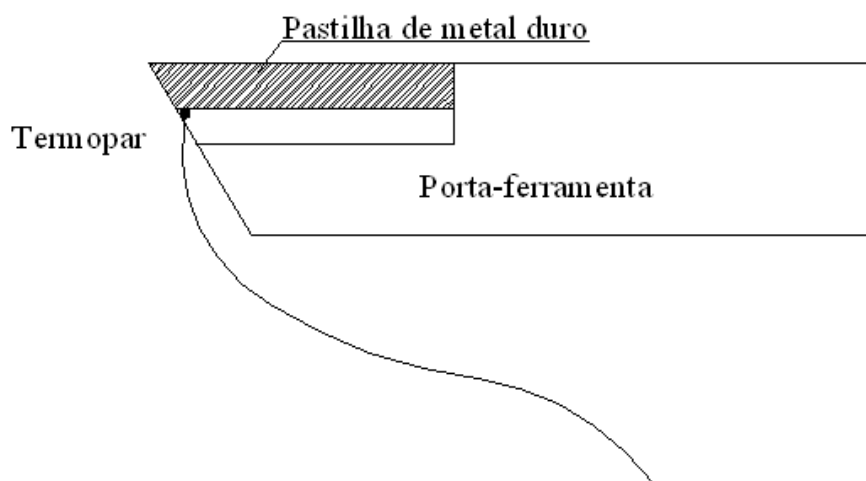


Figura 3.4 – Detalhe da fixação do termopar no porta-ferramenta, junto à pastilha.

#### ***1.4. Medição de tensão elétrica instantânea aplicada pelo circuito controlador AC ao conjunto de resistências***

A tensão elétrica instantânea aplicada pelo circuito controlador AC ao conjunto de resistências é medida por um transdutor de efeito Hall modelo LV 25-P, fabricado pela LEM Components. Os transdutores de efeito Hall possibilitam as medições de tensões e correntes elétricas contínuas, alternadas, pulsadas e outras ondas, com isolamento galvânica entre os circuitos de potência e os circuitos condicionadores dos sinais gerados. Desta forma, garante a medição da tensão e da corrente controlada pelo triac sem alterações das formas de ondas ou distorções.

Os sinais gerados pelo transdutor são processados pelo software LabVIEW™ para calcular os valores instantâneos de potência elétrica do conjunto de resistências e posteriormente o consumo de energia.

### ***1.5. Medição de corrente elétrica instantânea requerida pelo conjunto de resistências***

A corrente elétrica instantânea requerida pelo conjunto de resistências é medida tomando-se por base um transdutor de efeito Hall modelo SC50, fabricado pela MSA Control e Serviços Ltda., o sinal de baixa intensidade gerado pelo transdutor é amplificado para uma faixa de tensão que varia de 0 a 5 V, proporcionalmente ao valor da corrente do conjunto das resistências.

Os sinais gerados pelo transdutor são processados pelo software LabVIEW™ para calcular os valores instantâneos de potência elétrica do conjunto de resistências e posteriormente o consumo de energia.

### ***1.6. Aquisição de dados pelo Software LabVIEW™***

Um programa do software LabVIEW™, versão 6.0, foi elaborado para controle e aquisição dos dados durante os ensaios. Esta aquisição é feita por uma placa 6035E, fabricada pela National Instruments, que contém: 16 canais de entradas analógicas de 16 bits, dois canais de saídas analógicas de 12 bits e oito linhas de entradas/saídas digitais.

Nos ensaios são utilizados cinco canais de entradas analógicas e um canal de saída analógica configurados para uma escala de  $-10$  a  $+10$  V.

A placa de aquisição de dados converte os sinais analógicos de cada canal em valores digitais de 16 bits, e estes valores são processados para o cálculo dos valores instantâneos de cada uma das grandezas e armazenados para as análises posteriores.

Este programa calcula o valor instantâneo e o valor médio da potência elétrica do conjunto das resistências em quartzo e controla-os para que a potência média permaneça no valor ajustado inicialmente, mediante a tensão de referência de saída aplicada no canal de saída analógica que controla o disparo do triac.

O programa é configurado para a aquisição de dados com mil varreduras por segundo (“scan rate”), cada varredura adquire uma amostra por canal.

Para o cálculo do valor médio da potência do conjunto das resistências é utilizada uma matriz de cinquenta amostras de cada canal de aquisição (samples/ch) dos valores de tensão e corrente elétrica instantâneos, ou seja, um intervalo de cinquenta milissegundos. Este intervalo compreende exatamente três períodos completos das grandezas, com comportamentos senoidais de frequência de 60Hz, amostradas para o cálculos dos valores médios, evitando erros nestes valores.

A Fig. 3.6 mostra a tela do programa do software LabVIEW™ que foi elaborado para controle e aquisição de dados durante os ensaios.

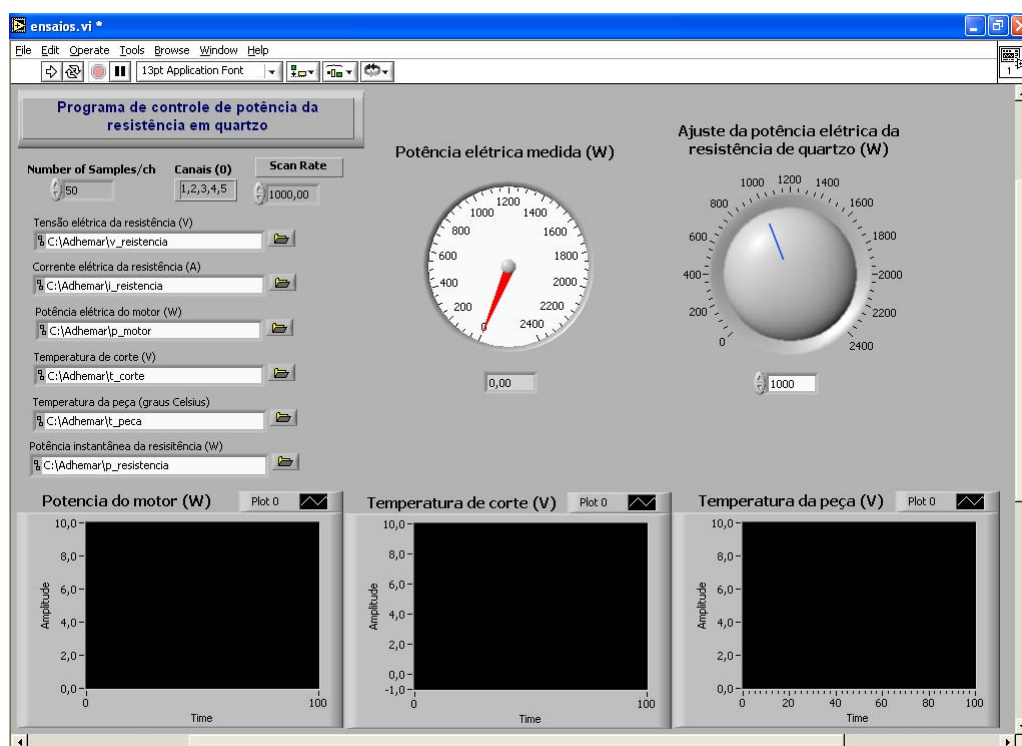


Figura 3.5 – Tela do programa do software LabVIEW™ utilizado durante os ensaios.

### **1.7. Circuito controlador AC**

O circuito controlador AC utilizado para controle de potência das resistências elétricas é baseado na operação do triac TIC 246, disparado com controle de fase por um circuito integrado TCA 785. O circuito integrado TCA 785 gera um sinal de onda dente de serra, constante na forma e nos valores, sincronizado com a tensão da rede de alimentação da resistência e em fase com o ciclo positivo. O ângulo de disparo do triac é determinado pela intersecção da onda dente de serra com uma tensão de referência de controle gerada pelo programa do software LabVIEW™.

O sinal de sincronização é obtido por meio de dois diodos ligados em antiparalelo alimentados por um transformador de potencial com tensão no enrolamento primário de 220 V e no secundário de 6 V, com as correntes limitadas por um resistor de alta resistência (100 k $\Omega$ ), o diagrama do circuito é apresentado no Anexo B.

Este sinal de sincronização controla o gerador de sinal de onda dente de serra, e se a tensão deste sinal excede o valor de referência, um sinal é processado para gerar um pulso de disparo do triac.

O circuito de controle (TCA 785) é isolado eletricamente do circuito de potência (triac) por um transformador de pulso.

A tensão de referência gerada pelo software LabVIEW™ é calculada valendo-se do valor da potência elétrica média desejada do conjunto de resistências de aquecimento. O ângulo de disparo pode variar de 0° a 180° de maneira proporcional à tensão de referência.

#### 4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Antes de se iniciarem os experimentos citados, um ensaio foi feito para se verificar a temperatura da peça aquecida para cada valor de potência elétrica ajustada para as resistências de aquecimento. Os resultados desta aplicação obtidos com o auxílio do termômetro de radiação infravermelha podem ser vistos na Fig. 4.1. Os intervalos de aquecimento das superfícies da peças usinadas variaram entre 12 e 15 minutos.

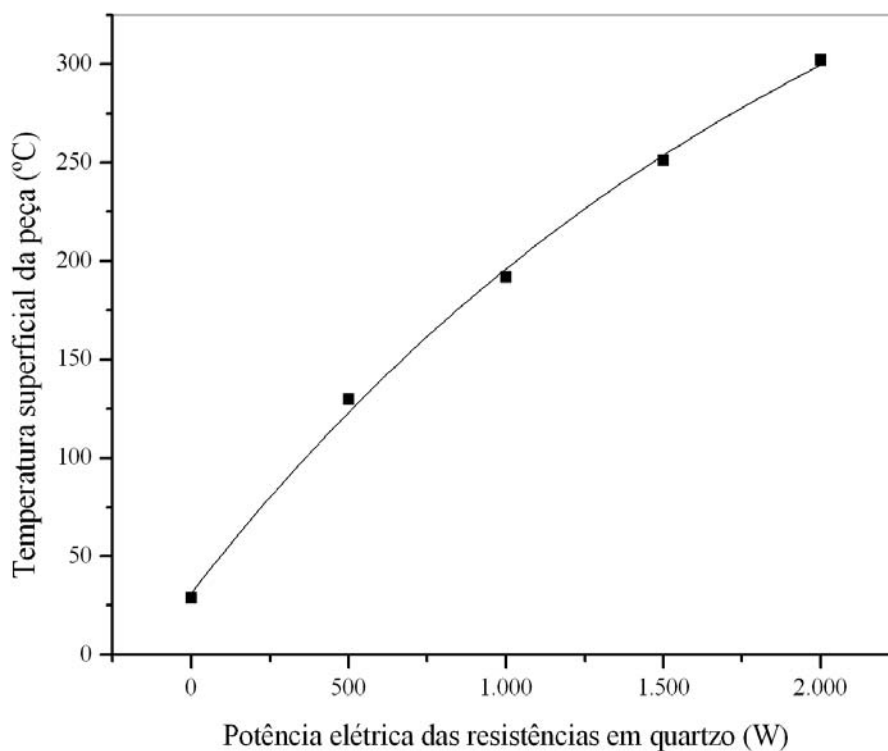


Figura 4.1 – Gráfico da temperatura da peça aquecida em função da potência elétrica ajustada no conjunto de resistências (rotação do corpo de prova – 900 rpm).

A Fig. 4.2 mostra as curvas dos comportamentos das potências elétricas consumidas pelo motor do eixo árvore do torno durante os ensaios de

usinagem dos corpos de prova e na condição do motor em vazio, nas mesmas condições de rotação da máquina. Estas curvas foram construídas com os valores de potências medidos a cada um milissegundos, no entanto o gráfico destaca somente os pontos a cada um segundo para facilitar a identificação das respectivas legendas.

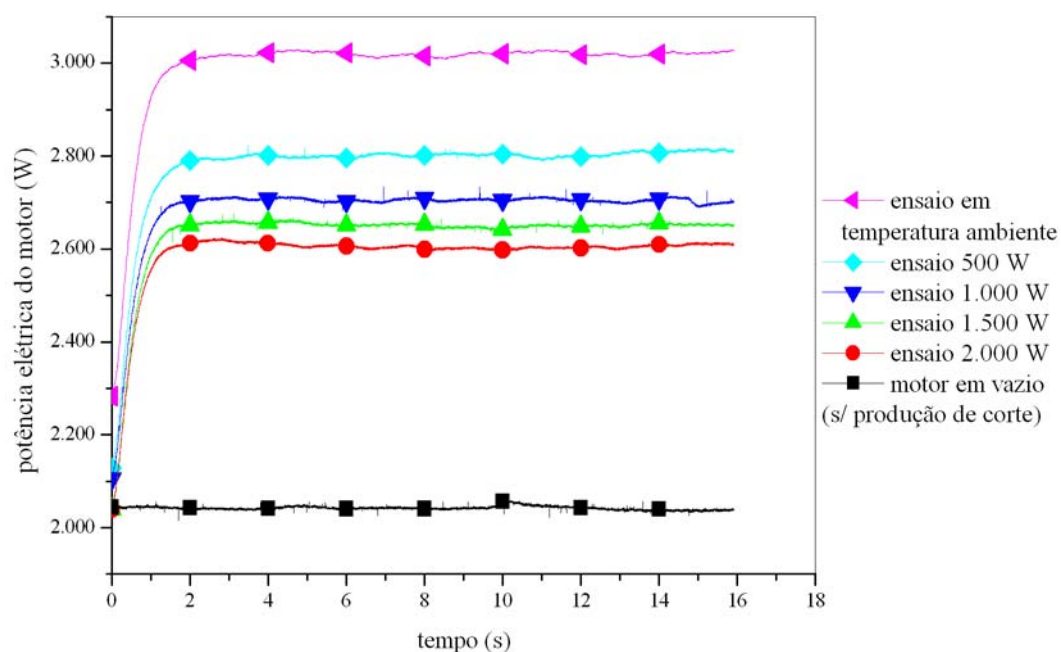


Figura 4.2 – Gráfico do comportamento da potência elétrica ativa do motor do torno durante os ensaios.

As temperaturas nas superfícies dos corpos de prova permanecem constantes durante cada operação de usinagem.

Como se pode ver na Fig. 4.2, com o aumento da potência ajustada para o conjunto de resistências em quartzo, a potência consumida pelo motor apresenta reduções consideráveis entre os valores ajustados. Assim, este gráfico indica que quanto maior a potência das resistências, menor será o consumo de potência elétrica do motor do eixo árvore, tendendo ao valor de potência consumida em vazio.

A redução do consumo de potência elétrica do motor do torno indica a redução da potência mecânica requerida para o processo de corte do

material, ou seja, a redução dos esforços envolvidos no processo. De uma maneira geral, observa-se que nas condições ensaiadas que quanto maior a potência das resistências, menores são as forças de corte produzidas. Este importante resultado sugere que o aquecimento dos corpos de prova pelas resistências elétricas, associado ao calor gerado pelo processo de corte, provoca a diminuição da tensão de escoamento do material com conseqüente redução da resistência de cisalhamento, nos planos principal e secundário, facilitando a formação de cavaco, o que justifica a diminuição das forças de usinagem.

As curvas da Fig. 4.2 são integradas durante o período amostrado e obtêm-se os valores das energias elétricas consumidas pelo motor referentes a cada uma das cinco condições dos processos de usinagem. É integrada, também, a curva de potência requerida pelo motor em vazio para o mesmo período de amostragem, para efeito de comparação.

$$u = \int_0^T p(t).dt \quad (4.1)$$

Para cada condição de usinagem é desenvolvido o seguinte procedimento de cálculo do consumo de energia elétrica:

- Os valores das tensões adquiridos pelo software LabVIEW™ são copiados para uma planilha do software Origin® 6.0 para calcular o valor correspondente de potência elétrica (em watts) para cada ponto, por meio da equação (3.1);
- Com os valores de potência elétrica dos pontos calculados é plotada a curva mostrada na Fig. 4.2;
- Com o auxílio do software Origin® 6.0 é integrada (método trapezoidal) esta curva no intervalo correspondente ao processo de corte e obtêm-se o valor da energia consumida neste intervalo.

O mesmo procedimento é adotado para calcular o consumo de energia elétrica das resistências.

Na Tab. 4.1 estão os valores de energia elétrica consumida pelo motor e pelo conjunto de resistências, bem como as somas deles, para cada amostragem em função das curvas das potências requeridas, o que possibilita a

construção do gráfico de energia específica consumida na Fig. 4.3, no qual se percebe a redução da energia específica consumida do motor em virtude do aumento da potência elétrica das resistências. Assim, vê-se na Fig. 4.3 que, com o aumento da potência elétrica ajustada do conjunto de resistências a energia específica total consumida no processo de usinagem aumenta, apesar da redução da energia específica consumida pelo motor do torno. Estes resultados levam à conclusão de que ocorre o aumento do consumo de energia elétrica no processo de usinagem a quente que utiliza resistências em quartzo como fonte de calor.

Tabela 4.1 – Tabela dos valores de energia elétrica consumida durante os ensaios.

<i>Condição de usinagem</i>	<i>Energia elétrica consumida (kJ)</i>		
	<i>Motor do torno</i>	<i>Resistências</i>	<i>Total</i>
<b>Motor em vazio</b>	32,48	-	32,48
<b>0 W</b>	47,61	0,00	47,61
<b>500 W</b>	44,21	7,96	52,17
<b>1.000 W</b>	42,71	15,91	58,62
<b>1.500 W</b>	41,86	23,86	65,72
<b>2.000 W</b>	41,18	30,65	71,83

Analisando os gráficos que relacionam as energias específicas totais consumidas com as potências elétricas ajustadas para as resistências, percebe-se que o consumo total de energia aumenta a partir do processo convencional a frio conforme aumenta a potência ajustada para as resistências, reduzindo esta taxa de crescimento após a potência ajustada de 1.000 W.

Apesar do aumento do consumo de energia elétrica no processo de torneamento a quente em relação ao convencional, observa-se que a redução de consumo de energia pelo motor e a redução dos esforços no processo de corte possibilita a utilização de uma máquina ferramenta de menor porte e de menor rigidez.

Uma máquina ferramenta de menor porte implica num motor de potência nominal menor, que apresenta menor consumo de energia elétrica em vazio.

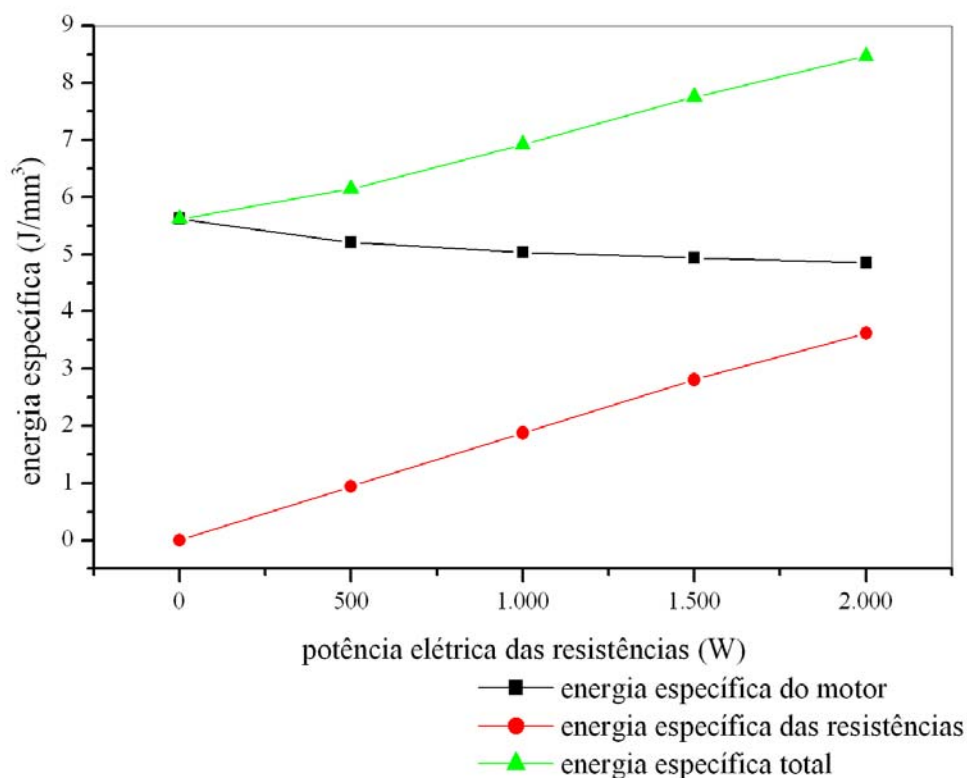


Figura 4.3 – Gráfico do comportamento das energias específicas consumidas durante os ensaios.

Nestes mesmos ensaios, obtém-se os gráficos das Fig. 4.4 e Fig. 4.5 que mostram o comportamento da temperatura relativa na região de corte, medida pelo método do termopar fixado no porta-ferramenta, para as condições de aquecimento dos corpos de prova. Nota-se que neste caso, a temperatura de corte apresenta o valor mais alto no ensaio com a potência elétrica do conjunto de resistências ajustada para 500 W, e acima deste valor de potência, a temperatura diminui quanto maior for a potência elétrica das resistências ajustada até atingir 1.500 W, para a potência elétrica ajustada para 2.000 W houve um ligeiro acréscimo na temperatura de corte. Porém, neste caso, a temperatura na região de corte varia muito pouco entre 1.500 e 2.000 W.

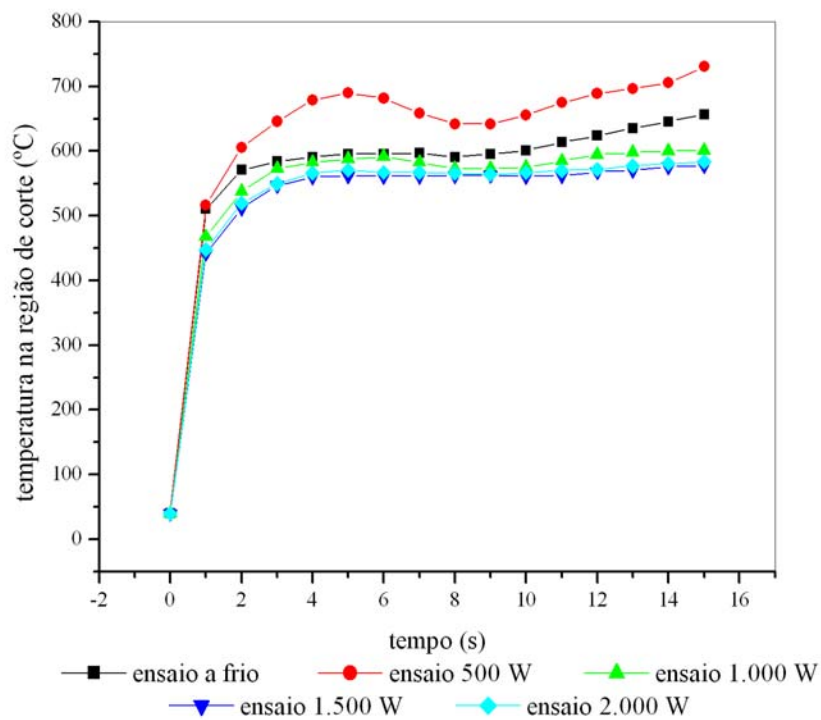


Figura 4.4 - Gráfico dos comportamentos das temperaturas relativas na região de corte durante os ensaios.

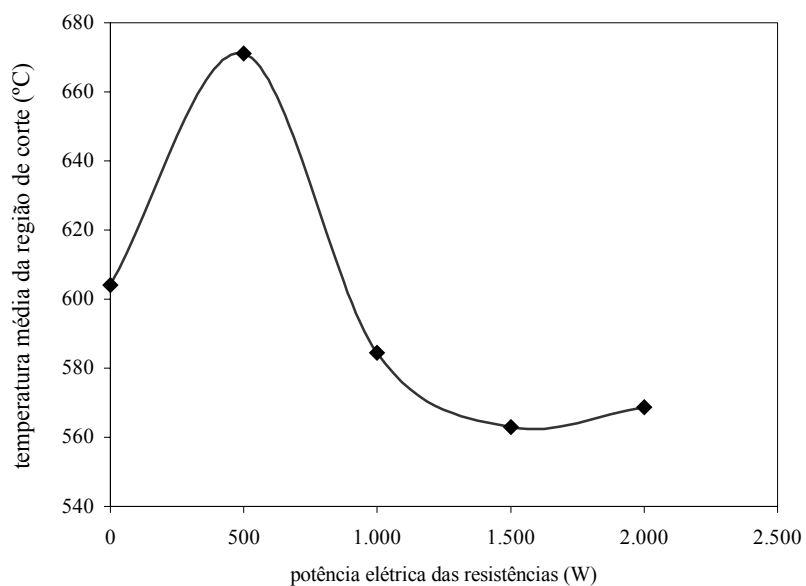


Figura 4.5 – Gráfico do comportamento da temperatura média da região de corte em função das potências elétricas ajustadas no conjunto de resistências.

Observa-se nos gráficos de temperatura na região de corte que entre a usinagem convencional a frio e a usinagem com a resistência ajustada para a potência de 500 W a temperatura apresenta uma alta taxa de crescimento, entre as potências de 500 W e 1.500 W é reduzida, e acima de 1.500 W a temperatura permanece quase constante, com um ligeiro acréscimo.

Cook (1973) afirmou categoricamente que os desgastes da ferramenta de corte, tanto de cratera quanto de flanco, sofrem maior influência das altas temperaturas geradas na interface cavaco-ferramenta do que as tensões sobre a ferramenta ou a sua dureza. Posteriormente Diniz, Marcondes & Coppini (2000) ratificaram “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”. Desta forma, pelas observações feitas no comportamento da temperatura durante os ensaios, pode se constatar que o ajuste que proporciona melhor condição sob análise conjunta do desgaste da ferramenta e do consumo de energia é a potência elétrica das resistências em 1.500 W.

Mello (2003) realizou seu trabalho sobre este processo de usinagem a quente com resistências de potência de 1.500 W e obteve, para as mesmas condições de cortes ensaiadas neste experimento, uma redução de desgaste de aproximadamente 45% em relação ao processo de usinagem convencional a frio.

Nota-se, neste ensaio, que a temperatura de corte para a potência elétrica das resistências ajustadas para 500 W é a mais alta em relação às demais potências, inclusive do que no torneamento a frio. Nesta condição de aquecimento, provavelmente o limite de escoamento do material deve ter diminuído com o aquecimento, no entanto pode ter havido uma redução da capacidade de dissipação do calor por meio do cavaco. Desta maneira, deve ter ocorrido menor dissipação de calor na região de corte que proporcionou temperaturas mais altas.

As Fig. 4.6 a Fig. 4.9 mostram a variação da rugosidade média aritmética ( $R_a$ ) dos corpos de prova usinados no ensaios em função das potências elétricas ajustadas nas resistências. Pode-se ver que, o comportamento da rugosidade é similar ao comportamento da temperatura da região de corte, ou seja, a usinagem a quente para as potências ajustadas das resistências de 1.500 e 2.000 W proporcionaram os menores valores de rugosidade, se comparando com a usinagem convencional a frio e com as potências de 500 e 1.000 W.

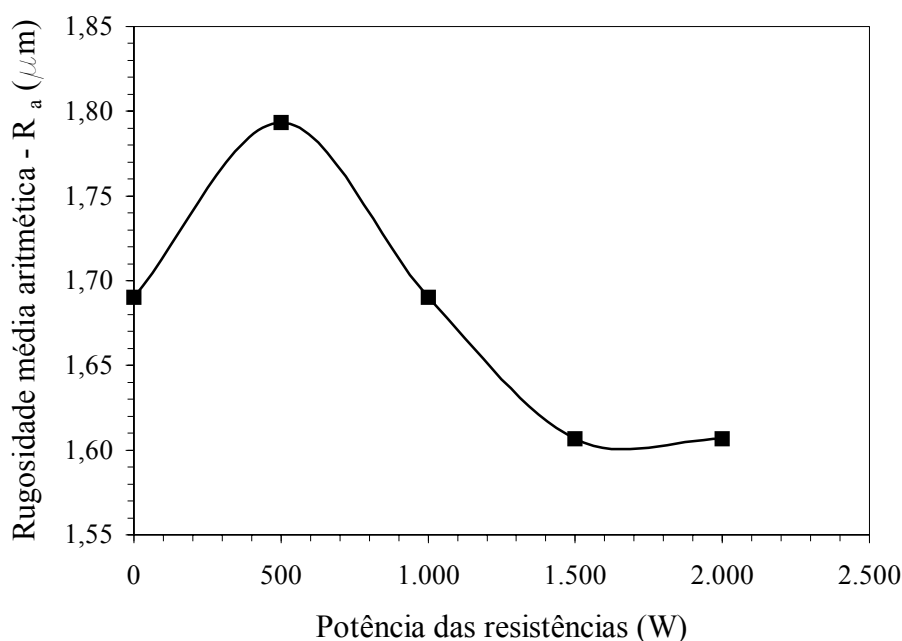


Figura 4.6 – Gráfico das rugosidades médias aritméticas ( $R_a$ ) dos corpos de prova usinados em função das potências elétricas ajustadas no conjunto de resistências.

Esses resultados vêm reafirmar a constatação retirada dos gráficos anteriores, que o melhor ajuste de potência elétrica do conjunto de resistências é de 1.500 W.

Estes valores menores podem ser creditados à diminuição da pressão específica de corte ocasionada pela diminuição da tensão de escoamento do material pelo aquecimento do corpo de prova.

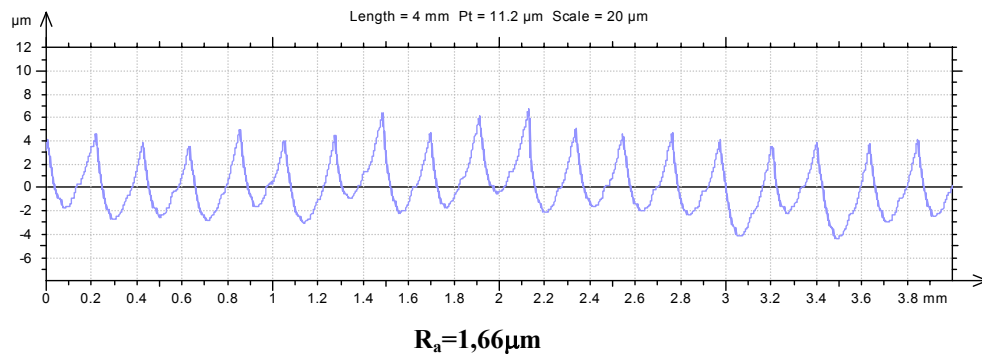


Figura 4.7 – Amostra do perfil da superfície do corpo de prova usinado a frio (comprimento total amostrado: 4,0 mm).

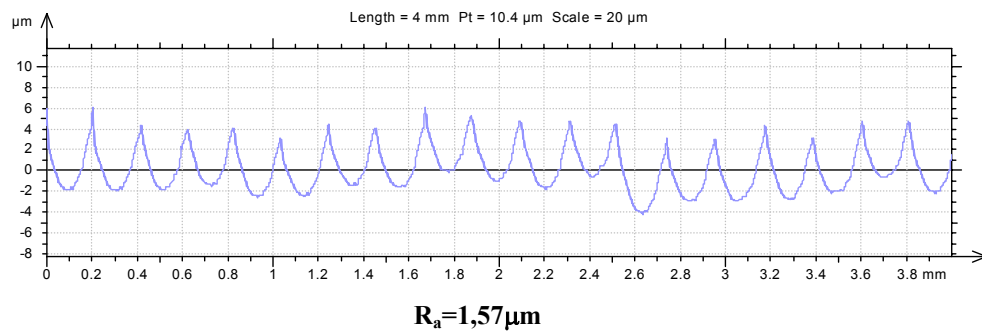


Figura 4.8 – Amostra do perfil da superfície do corpo de prova usinado com a potência elétrica do conjunto de resistências ajustada para 1.500 W (comprimento total amostrado: 4,0 mm).

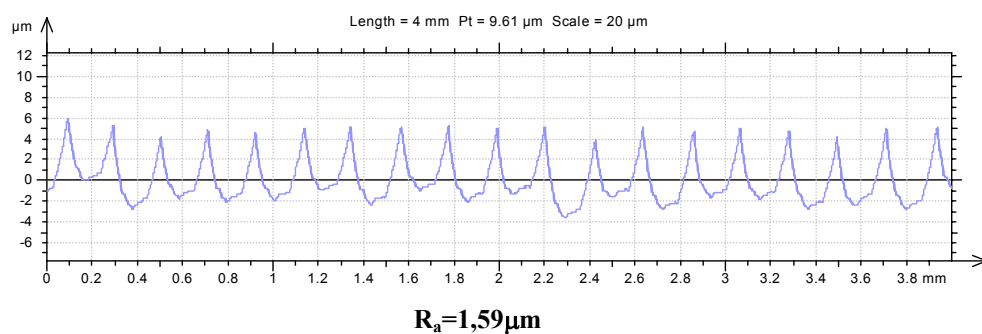


Figura 4.9 – Amostra do perfil da superfície do corpo de prova usinado com a potência elétrica do conjunto de resistências ajustada para 2.000 W (comprimento total amostrado: 4,0 mm).

Na análise das superfícies dos corpos de provas, com o microscópio óptico, observa-se que em algumas regiões do corpo de prova usinado a quente, com as resistências ajustadas em 2.000 W, ocorre deformações plásticas nos picos da superfície com maior frequência que nos corpos usinados convencionalmente. A Fig. 4.10 contém as fotografias, obtidas com o microscópio óptico, com amostras das superfícies dos corpos de provas usinados nas condições convencional a frio e aquecido com 2.000 W. Estas deformações, em destaque na Fig. 4.10, sugerem 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.

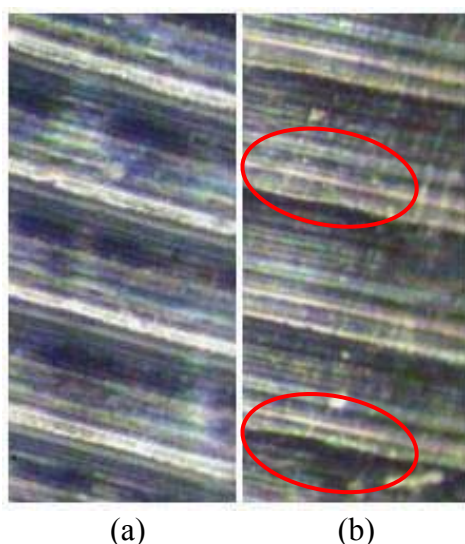


Figura 4.10 – Fotografias das superfícies dos corpos de prova usinados (a) processo convencional e (b) a quente (2.000 W) – (aumento 100 vezes).

## 5. CONCLUSÕES

Diante dos resultados deste trabalho, pode-se tirar as seguintes conclusões sobre o processo de torneamento a quente auxiliado por resistências em quartzo:

- O aquecimento da peça com as resistências em quartzo promove a redução da potência elétrica requerida pelo motor do eixo árvore do torno, em razão da diminuição das tensões de cisalhamento do material;
- De maneira geral, quanto maior for a potência elétrica ajustada nas resistências, menores são os esforços e a potência elétrica requerida pelo motor, uma vez que a usinabilidade do material é melhorada;
- Apesar da redução do consumo de energia elétrica pelo motor do torno, o sistema como um todo, incluindo as resistências operando com a potência de 1.500 W, apresenta um aumento de consumo de energia elétrica de 38% em relação ao processo convencional, causado pelo acréscimo do consumo das resistências;
- O menor valor de temperatura relativa de corte é obtido quando as resistências estão ajustadas para 1.500 W, pode-se inferir que esta condição corresponde a maior vida da ferramenta de corte;
- Para os ajustes acima de 1.000 W na resistência elétrica nota-se menores valores de rugosidade das peças usinadas, provavelmente em decorrência das melhores condições de usinagem obtidas com a diminuição do limite de escoamento do material;
- O ajuste da potência do conjunto de resistências em 1.500 W proporciona as melhores condições de operação sob análise conjunta dos aspectos de consumo de energia elétrica e temperatura de corte, e;
- Os menores valores de potência elétrica requerida pelo motor do torno indicam a possibilidade da utilização de máquina-ferramenta

de menor porte, menor rigidez e motor de potência nominal mais baixa que apresenta menor consumo de energia elétrica em vazio.

## **6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS**

É interessante que este trabalho tenha continuidade, pelas seguintes linhas de pesquisa:

- Construção de um sistema de medição e controle da temperatura na região de corte, utilizando a técnica do termopar peça-ferramenta para obter-se maior precisão nas medições desta grandeza, e;
- Estudo de possíveis alterações microestruturais que ocorrem no corpo de prova quando é aquecido com as resistências ajustadas para 2.000 W.

## 7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABRÃO, A. M., ASPINWALL, D. K., WISE, M. L. H. A vida de ferramentas e a integridade das peças no torneamento de aços temperados. *Revista Máquinas e Metais*, p. 200-217, abr. 1996.

AGUIAR, P. R. *Monitoramento da queima superficial em processo de usinagem por retificação usando a potência elétrica do motor de acionamento e emissão acústica*. São Paulo, 1997. Tese (Doutorado em Engenharia Elétrica) – Universidade de São Paulo, USP.

AKAGI, H., KANAZAWA, Y., NABAE, A. Generalized theory of the instantaneous reactive power in three-phase circuits. In: IPEC'83, 1983, Tokyo, Japan, p. 1375-1386.

BARROW, G. A review of experimental and theoretical techniques for assessing cutting temperature. In: CIRP, 1973, v.22 (2), p.203-211.

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., RAMAMURTHY, M. Evaluation of Machining Parameters in Hot Machining, *Mechanical Engineering Bulletin*, v. 10, n. 1 & 2, p. 2-6, 1979.

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.

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. *Transactions of the ASME – Journal of Engineering Industry*, v. 110 (1), p. 56-64, 1988.

COOK, N. H. Tool wear and tool life. *Transactions of the ASME - Journal of Engineering for Industry*, p. 931-938, Nov. 1973.

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

DEWES et al. Temperature measurement when high speed machining hardened mould/die steel. *Journal of machining Processing Technology*, v. 92-93, p. 293-301, 1999.

DINIZ, A. E., MARCONDES, F. C., COPPINI, N. L. *Tecnologia da usinagem dos materiais*. 2.ed. São Paulo: MM Editora, 2000. 248 p.

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.

DONOVAN, A., SCOTT, W. On-line monitoring of cutting tool wear through tribo emf analysis. *International Journal Tools Manufacturing*, v. 35, n. 11, p. 1523-1535, 1995.

DRAGANESCU, F., GHEORGHE, M., DOICIN, C. V. Models of machine tool efficiency and specific consumed energy. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 141, p. 9-15, 2003.

ELLIS, J., BARROW, G. Some Observations on the Contact Resistance Hot Machining Process. In: CIRP, 1971, v. 19, p. 775-85.

FERRARESI, D. *Fundamentos da usinagem dos metais*. 9.ed. São Paulo: Editora Edgard Blücher Ltda., 1977. 751p.

GRZESIK, W. An integrated approach to evaluating the tribo-contact for coated cutting inserts. *Wear*, v. 240, p. 9-18, 2000.

GRZESIK, W. Experimental investigation of the coated temperature when turning with coated indexable inserts. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 39, p. 355-269, 1999.

GRZESIK, W., NIESLONY, P. Physics based modeling of interface temperatures in machining with multiplayer coated tools at moderate cutting speeds. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 44, p. 889-901, 2004.

HINDS, B. K., DE ALMEIDA, S. M. Plasma arc heating for hot machining. *International Journal of Machining Tool Design and Research*, v. 21, p. 143-152, 1981.

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.

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

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

KÖNIG, W., KLINGER, M., LINK, R. Machining hard materials with geometrically defined cutting edges - Field of applications and limitations. In: CIRP, 1990, v. 39, p. 61-64.

KRABACHER, E. J., MERCHANT, M. E. Basics Factors in Hot-Machining of Metals. *Transactions of the ASME*, n. 73, p. 761-769, 1951.

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

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.

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.

MELLO, H. J., SANCHEZ, L. E. A., SILVA, W. V., LOSNAK, C. Usinagem a quente utilizando resistência elétrica de quartzo. *Revista Máquinas e Metais*, p. 114-133, mar. 2003.

MELLO, H. J. *Torneamento a quente de material de difícil usinagem auxiliado por radiação infravermelha*. Bauru, 2003. 133p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia de Bauru, UNESP.

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. *Revista Máquinas e Metais*, p. 44-56, set. 1995.

MUKHERJEE, P. N., BASU, S. K. Statistical Evaluation of Metal-Cutting Parameters in Hot Machining, *International Journal of Production Research*, v. 11, n. 1, p. 21-36, 1973.

NOVAK, J. W., SHIN, Y. C., INCROPERA, F. P. Assessment of plasma enhanced machining for improved machinability of Inconel 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. *Proceedings of International Production Engineering Conference, ASME*, p. 264, 1963.

O’SULLIVAN, D.; COTTERELL, M. Temperature measurement in single point turning. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 118, p. 301-308, 2001.

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.

PAL, D. K., BASU, S. K. Hot Machining of Austenitic Manganese Steel by Shaping, *Journal of Machine Tool Design & Research*, v. 11, n. 01, p. 45-61, 1971.

REIS, A. M., COELHO, G. A. B., BARBOSA, F. Q., DA SILVA, M. B. Estudo da relação entre o sinal de potência e o desgaste da ferramenta para o processo de rosqueamento interno, In: 13º POSMEC – Simpósio do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 2003, Universidade Federal de Uberlândia – Faculdade de Engenharia Mecânica.

ROZZI, J. C., INCROPERA, F. P., SHIN, Y. C. Transient, Three-Dimensional Heat Transfer Model for the Laser Assisted Machining of Silicon Nitride: II. Assessment of Parametric Effects, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, n. 43, p. 1425-1437, 2000.

ROZZI, J. C., PFEFFERKORN, F. E., INCROPERA, F. P., SHIN, Y. C. Transient, Three Dimensional Heat Transfer Model for the Laser Assisted Machining of Silicon Nitride: I. Comparison of Predictions With Measured Surface Temperature Histories, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, n. 43, p. 1409-1424, 2000.

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.

SANDVIK COROMANT. *Modern Metal Cutting: A Practical Handbook*, Fairlawn, NJ, ISBN 91-972299-0-3. 1994.

SHAW, M. C. Discussion to Krabacher and Merchant, above, *Transactions of American Society of Mechanical Engineerings*, n. 17, p. 761, 1951.

SHAW, M. C. *Metal cutting principles*. 2.ed. New York: Oxford University Press, ISBN 0-19-859002-4, 1986. 594p.

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.

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. *Metal cutting*, 2. ed. London: Butterworths, ISBN 0-408-10856, 1984. 245p.

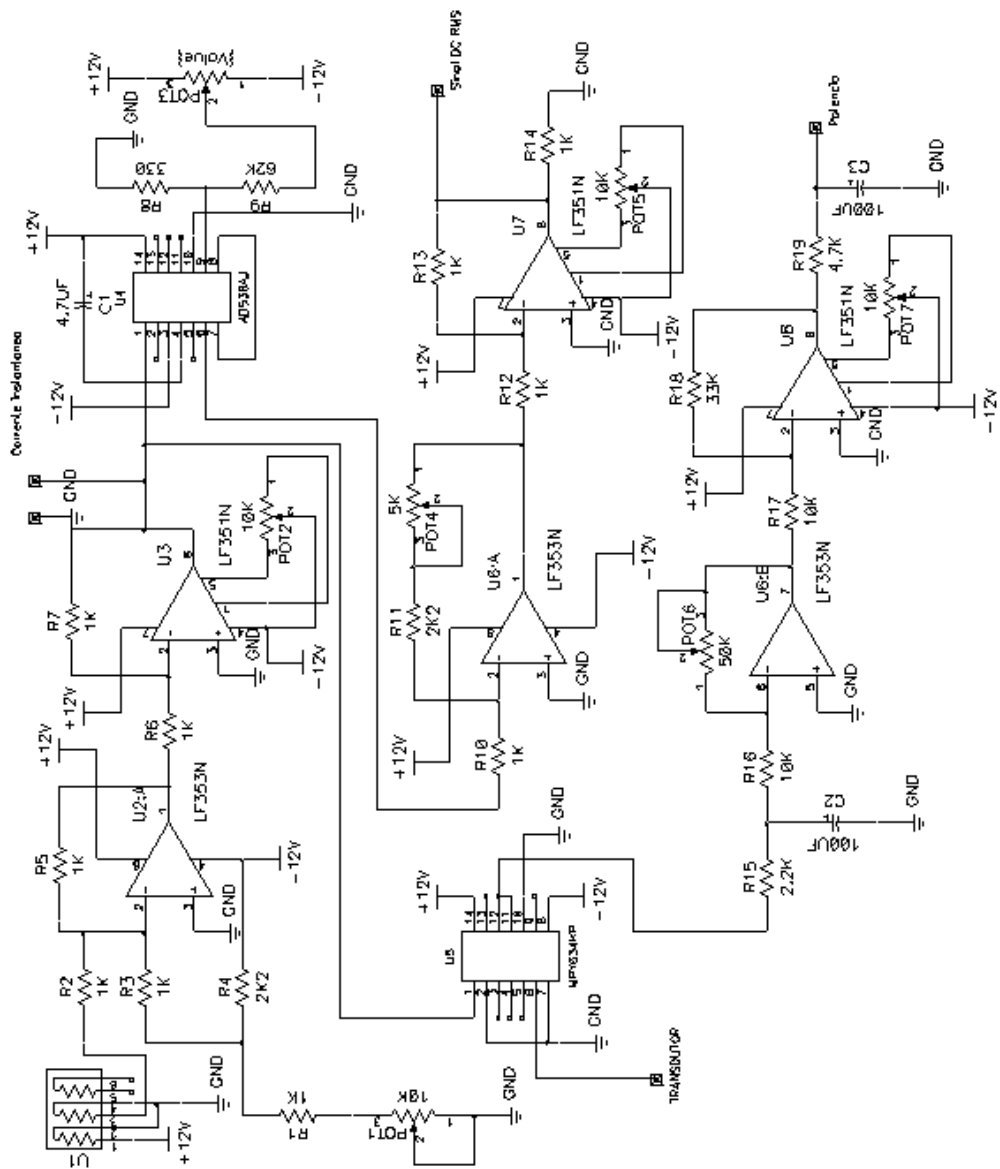
VALI, A., LONGUEMARD, J. P., MAROT, G., LITWIN, J. État des contraintes résiduelles em usinage assiste laser. *Soudage et Tecchniques Connexes*, vol. 52, n. 3/4, p. 11-6, mars/avr. 1998.

WANG, Y., YANG, L. J., WANG, N. J. An Investigation of Laser-Assisted Machining of Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> Particle Reinforced Aluminum Matrix Composite. *Journal of Processing Technology*, v. 129, p. 268-72, 2002.

WATANABE, E. H., AREDES, M. Teoria de potência ativa e reativa instantânea e aplicações – Filtros ativos e FACTS. In: CBA'98, set. 1998, Uberlândia, MG.

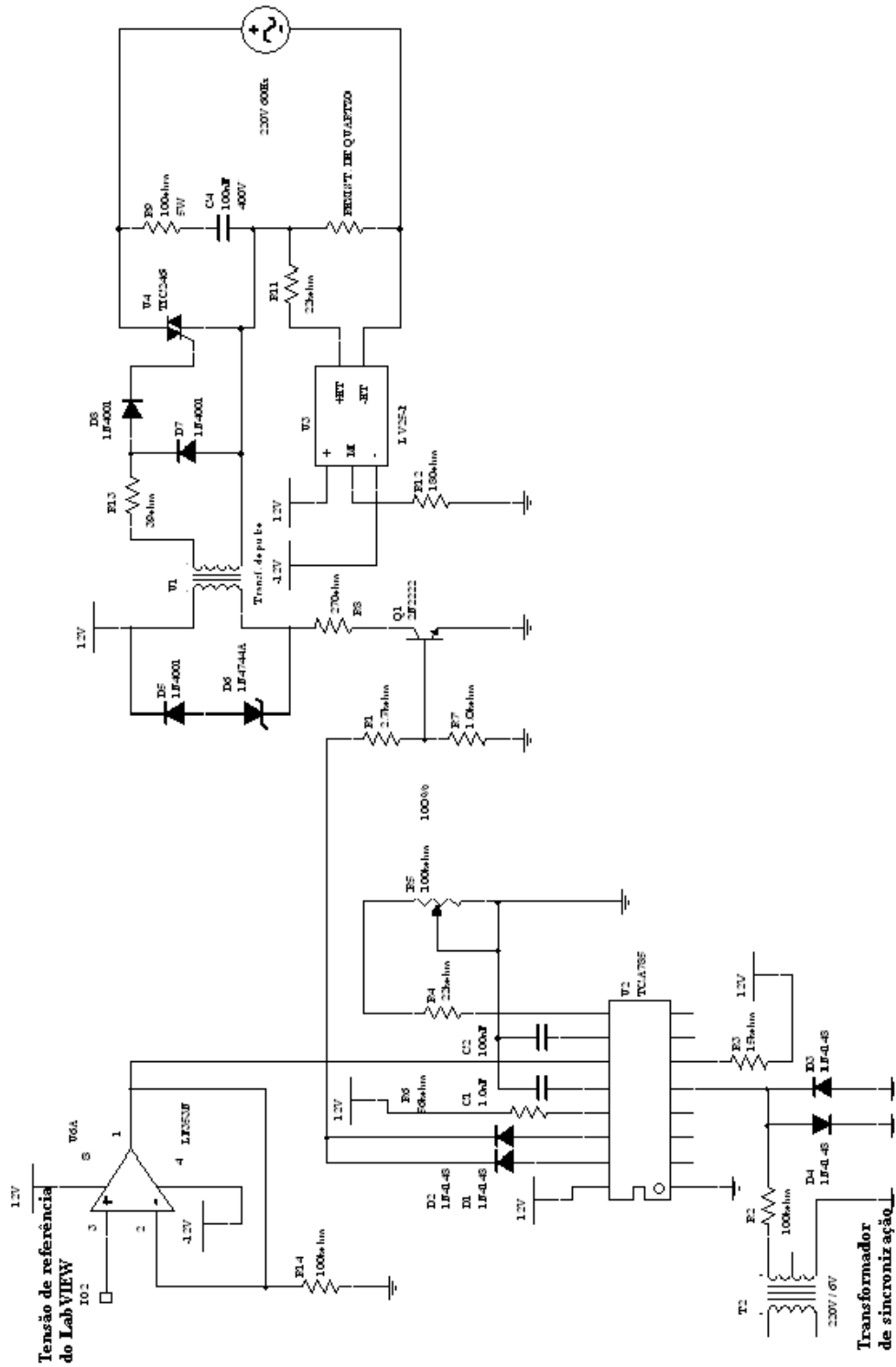
YOUNG, H.-T. Cutting temperature responses to flank wear. *Wear*, v. 201, p. 117-120, 1996.

8. ANEXO A



Anexo A - Diagrama do circuito eletrônico do módulo Curvopower2 (Aguiar, 1997)

9. ANEXO B



Anexo B – Diagrama do circuito controlador AC