

USP

Campus de São Carlos

DESENVOLVIMENTO DE UMA FERRAMENTA
HÍBRIDA MECÂNICO-TÉRMICA PARA O CORTE
DE TÊXTEIS

LEONARDO APARECIDO VERDÉRIO

Orientador: Prof. Tit. Rosalvo Tiago Ruffino

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO



ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA
MECÂNICA

“DESENVOLVIMENTO DE UMA
FERRAMENTA HÍBRIDA MECÂNICO-
TÉRMICA PARA O CORTE DE TÊXTEIS”

MsC. Leonardo Aparecido Verdério
Orientador: Dr. Rosalvo Tiago Ruffino

Serviço de Pós-Graduação EESC/USP
EXEMPLAR REVISADO
Data de entrada no Serviço: 15/05/02
Ass.: 

Tese apresentada à Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

DEDALUS - Acervo - EESC



31100036971

São Carlos, SP
Dezembro de 2001



Class. TESE
Cutt. 6597
Tombo T0106/02

st 1247227

Ficha catalográfica preparada pela Seção de Tratamento
da Informação do Serviço de Biblioteca – EESC/USP

V483d Verdério, Leonardo Aparecido
Desenvolvimento de uma ferramenta híbrida mecânico-
térmica para o corte de têxteis / Leonardo Aparecido
Verdério. -- São Carlos, 2002.

Tese (Doutorado) -- Escola de Engenharia de São
Carlos-Universidade de São Paulo, 2002.

Área: Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Rosalvo Tiago Ruffino.

1. Corte de têxteis. 2. Degradação térmica da
celulose. I. Título.

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **LEONARDO APARECIDO VERDERIO**

Tese defendida e julgada em 22-02-2002 perante a Comissão Julgadora:



Prof. Tit. **ROSALVO TIAGO RUFFINO (Orientador)**
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

Aprovado



Prof. Dr. **FERNANDO EDUARDO MILIOLI**
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

Aprovado



Prof. Tit. **DIRCEU SPINELLI**
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

Aprovado



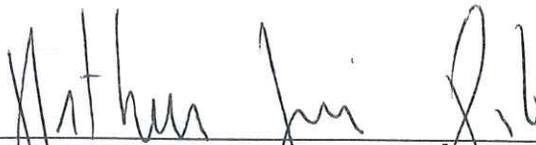
Prof. Assoc. **ANTONIO APRIGIO DA SILVA CURVELO**
(Instituto de Química de São Carlos/USP)

Aprovado



Dr. **CLOVIS ISBERTO BISCEGLI**
(EMBRAPA/CNPDIA)

Aprovado



Prof. Associado **ARTHUR JOSÉ VIEIRA PORTO**
Coordenador do Programa de Pós-Graduação
em Engenharia Mecânica



JOSÉ CARLOS A. CINTRA
Presidente da Comissão de Pós-Graduação

AGRADECIMENTOS

Agradeço ao meu orientador Rosalvo T. Ruffino.

Aos técnicos do LAMAFE José C. Botelho, José C. Rissardi, Adão S. Bolzan, Luiz C. Neves.

Aos colegas de programa de pós-graduação Alessandro Marques, José Cláudio P. de Azevedo, Alexandre M. Ferraz, Fabrício T. Paziani.

Aos colegas e amigos de trabalho José Armando Bornello, José Benaque Rubert.

Aos funcionários do Departamento de Mecânica Luiz A. Penazzi, Carlos A. de A. Camargo, José F. de Moraes, Cristina M.M.P. Fonseca.

Aos professores Michael G. Maunsell e Eduardo M. Bello.

E a todos que, de uma forma ou outra, me ajudaram a tornar possível a realização desse trabalho.

Este trabalho foi realizado graças ao apoio financeiro prestado pela Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo – FAPESP.

Aos meus pais, Neusa e Leonardo,
dedico este trabalho.

“...E acho que um dos motivos pelos quais as pessoas confiam no que aprendem de cientistas é que elas sabem que a ciência é um empreendimento que se autocorrigue. De tempos em tempos, cientistas percebem estar errados e eles mesmos tentam corrigir esses erros que fizeram, de forma que não vemos entre teólogos, por exemplo. Cientistas corrigem seus erros e, com muita alegria, corrigem erros de outros cientistas. Portanto, não é um negócio dominado por autoridades estabelecidas...”

Steven Weinberg,
Prêmio Nobel de Física

SUMÁRIO

A necessidade básica de corte de têxteis nos formatos convenientes ao posterior processamento das peças dentro da indústria da confecção determinou o desenvolvimento dos diversos tipos de processos de corte atualmente existentes. Estes processos podem ser classificados em três grupos principais: *corte mecânico*, *corte por laser* e *híbrido mecânico-térmico*. O corte mecânico, que se utiliza de um agente de corte tal como faca, serra, prensa, etc., é de longe o mais empregado, devido principalmente seu baixo custo. Embora perfeitamente adequado para uma grande variedade das aplicações existentes, possui limitações específicas. O corte mecânico é adequado para cortes retos ou com curvatura não muito pronunciada e eficiente para o corte simultâneo de várias camadas de tecidos sobrepostas, embora a velocidade de corte seja baixa. O processo de corte por laser tem sua principal vantagem na ausência de forças de corte sobre o material, permitindo um corte preciso. Além disso, permite altas velocidades de avanço. Suas principais desvantagens são o preço do equipamento e a impossibilidade de corte de várias camadas sobrepostas de tecido. O corte mecânico-térmico tem emprego bem mais limitado e consiste na degradação do material através do contato de uma ferramenta aquecida. Para têxteis tem sido usado até agora para seccionamento reto.

A proposta aqui apresentada é de um novo processo de corte de têxteis apropriado ao retalhamento de tecidos dispostos em camadas sobrepostas que emprega um processo híbrido de degradação térmica do material combinada à ação mecânica de gumes de corte. Este processo consiste na utilização de uma fresa de topo eletricamente aquecida, que em decorrência da pequena área da seção transversal do circuito elétrico no comprimento de corte, da elevada resistividade elétrica do seu material e do valor elevado da corrente elétrica que o atravessa, tem a temperatura nesta região bastante elevada devido ao calor gerado pelo *efeito Joule*. Esta energia será absorvida pelo meio material que circunda a ferramenta, provocando a degradação localizada das fibras têxteis. Uma campânula cobre a região de contato entre a ferramenta e o tecido e em seu interior é injetado gás nitrogênio como forma de criar-se uma atmosfera inerte que iniba a combustão do tecido. O mecanismo de corte pode então ser sucintamente descrito como uma degradação térmica do material seguido da remoção mecânica dos seus resíduos pelas arestas de corte da ferramenta. Apropriado para o corte de várias camadas de tecidos sobrepostas, sua maior vantagem está em sua capacidade de corte de figuras complexas que apresentem curvaturas bastante acentuadas. A combinação de um processo mecânico com o de degradação térmica permite que as forças de corte sejam baixas, garantindo desse modo a precisão do corte. Uma das áreas que possivelmente se beneficiaria deste tipo de equipamento seria o de confecção de roupas infantis, que utiliza extensivamente o recorte de figuras estampadas.

Inicialmente pensado para o corte de têxteis de fibras naturais observou-se que o seu emprego acarretava a impregnação das peças com um persistente odor de queimado, o que se constitui numa restrição ao emprego do processo em artigos de vestuário e do lar. Contudo, no caso de têxteis sintéticos foi observado um desempenho bastante apreciável e que tinha como limitação apenas a soldagem das

peças sobrepostas, o que pode ser evitado com a introdução de folhas de papel entre elas.

Dos resultados obtidos no processo de corte observou-se que o seu desempenho é comparável a de outras tecnologias já estabelecidas, realçando-se que este processo pode ser certamente otimizado com o emprego de dispositivos que o levem a operar nas condições de maior rendimento e de outras medidas que diminuam as suas restrições atuais.

PALAVRAS-CHAVE: Corte de têxteis; Degradação térmica da celulose.

ABSTRACT

The basic necessity of cutting textiles into convenient forms for later processing within the confection industry has determined the various cutting methods in existence. These processes may be classified in three principle groups: mechanical cutting, laser cutting and hybrid mechanical-thermal cutting processes. Mechanical cutting, in which knives, saws, presses, etc. are employed, is by far the most used, due principally to the low costs involved. Although perfectly adequate for wide variety of applications, it possesses specific limitations. Mechanical cutting is adequate for straight cuts or of not very pronounced curvature and is efficient for over-layed simultaneous cuts, although the cutting velocity is low. The laser cutting process has as its principal advantage the lack of cutting forces on cut the material. As well as high advance speeds. The principal disadvantages are the price of the equipment and the impossibility of cutting various layers of material at the same time. Mechanical-thermal cutting is much less used and consists of the degradation of the material on contact with the heated cutter.

The proposal here presented is of a new process of textile cutting of overlaid layers of material through the use of a hybrid process of thermal degradation of the material combined with the mechanical action of the cutting-edges. This process consists of the use of an electrically heated vertical mill which, as a result of the small cross-section of the electrical circuit formed by the length of the cut, the high resistivity of the material and of the electrical current that runs through it, possesses a high temperature in this region due the Joule effect. This energy is absorbed by the material that touches the cutting surface provoking the localized degradation of the textile fibers. A bell form covers the region of contact between cutter and material and nitrogen is injected into this space, being an inert gas that inhibits combustion of the material. The mechanism of the cut may thus be described as the thermal degradation of the material followed by the mechanical removal of the material and its residues by the tool cutting edges. Suitable for the cutting of various layers of material, the major advantage of this method is its capacity of cutting complex forms that include accentuated curvatures. The combination of mechanical process with thermal degradation permits low cutting forces, thus guaranteeing the precision of the cut. One area of use that could possibly benefit from this type of equipment is the confection of children and infant clothing, which makes extensive use of the cutting of printed designs.

Initially intended for the cutting of natural textile fibers, the method is restricted to use for articles for home use due to the persistent burn odor observed during tests. For synthetic textiles was observed a good performance although occurs the edge welding of over-layed pieces. This may be evicted by the introduction of paper sheets between the fabric layers.

The results of the tests show the performance of this process is comparable with others established technologies. However this process may be optimized with the use of devices that make the equipment to operate in the conditions of high efficiency and others that reduce the current restrictions.

KEYWORDS: Textile cutting; thermal degradation of cellulose.

ÍNDICE DE ASSUNTOS

Sumário	IV
Abstract	VI
Índice de assuntos	VII
Lista de figuras	X
Lista de tabelas	XVII
Capítulo 1 : Introdução	1
1.1 Corte mecânico versus corte por laser	2
1.2 Processo de corte proposto	4
1.3 Considerações gerais	8
Capítulo 2 : Propriedades Físico-Químicas dos Tecidos de Fibras Naturais	10
2.1 Símbolos empregados	10
2.2 Características das fibras naturais	11
2.3 Tratamento das fibras	14
2.4 Degradação térmica da celulose	15
2.4.1 Cinética das reações químicas	17
2.4.2 Reações de decomposição	19
Reações abaixo de 300°C	22
Reações entre 300 e 600°C	25
2.5 Energia de ativação	28
2.6 Propriedades físicas dos tecidos de fibras celulósicas	29
2.6.1 Condutividade térmica de um meio poroso	30
2.6.2 Calor específico de um meio poroso	31
2.6.3 Valores para as propriedades termofísicas do tecido de algodão	32
Densidade	33
Calor específico	33
Condutividade térmica	34
Tecido de algodão	35
Capítulo 3 : Materiais para a Ferramenta e suas Propriedades Mecânicas, Térmicas e Elétricas	38
3.1 Símbolos empregados	38
3.2 Esforços na ferramenta	39
3.3 Critérios para a escolha do material	43
3.4 Materiais resistentes à altas temperaturas	49
3.4.1 Resistência mecânica	49
Fluência e relaxação	51
Fadiga mecânica em elevadas temperaturas	53
Fadiga térmica	57
Corrosão e oxidação	57

3.5	Materiais para resistências elétricas	58
3.6	Superligas	60
3.6.1	Propriedades mecânicas das superligas	61
	Superligas a base de ferro	68
	Superligas a base de cobalto	69
	Superligas a base de níquel	69
3.6.2	Propriedades elétricas das superligas	72
3.6.3	Propriedades térmicas das superligas	74
3.7	Material empregado	76
Capítulo 4 : Relações Físicas no Processo de Corte		81
4.1	Símbolos empregados	81
4.2	Potência elétrica e térmica	83
4.3	Distribuição interna de temperatura na ferramenta	88
4.4	Estimativa da velocidade de avanço	93
4.5	Velocidade de degradação	99
4.6	Forças geradas no processo de corte	103
Capítulo 5 : Validação Experimental do Processo de Corte		105
5.1	Símbolos empregados	105
5.2	Descrição do equipamento	106
5.3	Descrição do cabeçote de corte	111
5.4	Ferramenta de corte	121
5.5	Processo de corte	128
5.6	Resultados obtidos	129
5.6.1	Corrente elétrica na ferramenta	130
5.6.2	Temperatura na ferramenta	130
	Calibração do processo	132
	Resultados	136
5.6.3	Força e velocidade de corte	141
5.7	Considerações sobre o processo de corte	166
5.8	Conclusão	168
Bibliografia		169
Apêndice 1 : Determinação da Amplificação pelo efeito centrífugo das tensões elásticas na ferramenta		178
Apêndice 2 : Propriedades Decorrentes da Geometria do Processo de Corte		186
Apêndice 3 : Modelo para o Avanço da Degradação nas Camadas de Tecido		192
A3.1	Introdução	192
A3.2	Determinação da distribuição da temperatura no tecido	194

Apêndice 4 : Distribuição de Temperatura para uma Fonte Móvel de Calor	210
Apêndice 5 : Efeito das Condições de Pirólise na Degradação da Celulose	227
Efeito da atmosfera envolvente	227
Efeito da composição do substrato	233
Efeito do grau de polimerização	233
Efeito da oxidação da celulose	239
Efeito das impurezas	240
Apêndice 6 : Condutividade Térmica de Meios Porosos	242

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 Mostra esquemática do processo de corte proposto para têxteis por meio de uma fresa de topo eletricamente aquecida	5
Figura 1.2 Mostra esquemática da ferramenta de corte	6
Figura 1.3 Equipamento de corte onde se vê a ferramenta aquecida ao rubro	7
Figura 2.1 Proporção dos produtos presentes e energia liberada em função da temperatura no processo de pirólise da madeira	16
Figura 2.2 Reações que competem na pirólise da celulose	17
Figura 2.3 Determinação da energia de ativação E_a a partir do gráfico do logaritmo da constante de velocidade k com o inverso da temperatura absoluta T	18
Figura 2.4 Curvas de TG (A) e de DTG (B) para celulose em nitrogênio, em ar e em nitrogênio + H_2O	20
Figura 2.5 Decomposição térmica da celulose em nitrogênio (A) e em ar (B)	21
Figura 2.6 Taxas de decomposição da celulose: 341°C em nitrogênio; 317°C; 311°C em ar; 284°C em ar	22
Figura 2.7 Análise térmica de pó de celulose não-tratada	25
Figura 3.1 Forças sobre a ferramenta de corte	40
Figura 3.2 Variação das forças Q_t e Q_a com a posição angular θ	41
Figura 3.3 Variação das forças de avanço F_a e da força transversal F_{Tran} com a posição angular	42
Figura 3.4 Modelo para a ferramenta de corte como uma viga engastada submetida a um carregamento uniforme	43
Figura 3.5 Resistência mecânica com a temperatura para diversos tipos de materiais, com destaque para as ligas de níquel	46
Figura 3.6 Variação da resistência mecânica com a temperatura para diversos materiais metálicos	49
Figura 3.7 Dureza a altas temperaturas de ligas para ferramentas de corte	50
Figura 3.8 Influência da temperatura na resistência à fadiga de metais	54

Figura 3.9	Varição da resistividade elétrica com a temperatura para várias ligas de níquel para elementos resistivos	60
Figura 3.10	Limite de resistência para vários graus de encruamento em temperaturas elevadas para a superliga <i>Haynes 25</i>	62
Figura 3.11	Tensão de escoamento (0,2% de deformação permanente) para vários graus de encruamento em temperaturas elevadas para a superliga <i>Haynes 25</i>	62
Figura 3.12	Comparação entre as resistências mecânicas para os três tipos de superligas	63
Figura 3.13	Resistência combinada à fluência e fadiga para ligas em elevadas temperaturas	66
Figura 3.14	Alongamento percentual como uma função da temperatura para duas superligas a base de níquel e uma a base de cobalto	67
Figura 3.15	Varição do módulo de elasticidade com a temperatura para algumas superligas	68
Figura 3.16	Tensões de ruptura para 100 horas para várias superligas de níquel	70
Figura 3.17	Tensões de ruptura para 1000 horas para várias superligas de níquel	71
Figura 3.18	Curvas de resistência à ruptura para 1000 horas para algumas superligas de níquel	72
Figura 3.19	Varição da resistividade elétrica com a temperatura para algumas superligas	74
Figura 3.20	Varição da condutividade térmica com a temperatura para algumas superligas a base de cobalto	75
Figura 3.21	Varição da condutividade térmica com a temperatura para algumas superligas a base de níquel	75
Figura 3.22	Curvas de Manson-Haferd para a ruptura e fluência para o <i>Nimonic 80</i>	78
Figura 3.23	Tensões de ruptura para o <i>Nimonic 80A</i> no formato de barras forjadas mostrando os limites superior e inferior para uma confiabilidade de 98%	78
Figura 3.24	Resistência combinada à fadiga e fluência para <i>Nimonic 80A</i> em 800°C	79

Figura 3.25 Diagrama para o campo de tensões de fadiga para Nimonic 80 em 750°C	79
Figura 4.1 Grandezas geométricas da ferramenta de corte	84
Figura 4.2 Fluxo de calor no interior da seção da ferramenta	88
Figura 4.3 Fluxo de corrente elétrica através de um elemento de área na seção do circuito	90
Figura 4.4 Distribuição da temperatura na seção da ferramenta	91
Figura 4.5 Mostra esquemática do volume degradado nas camadas de tecido	94
Figura 4.6 Registro esquemático da posição instantânea dos gumes de corte em A e, após uma revolução completa, em B	97
Figura 4.7 Mostra esquemática do caminho traçado pela ponta dos gumes de corte sobre o plano do tecido devido à combinação simultânea da velocidade de translação e de rotação	100
Figura 4.8 Espessuras de corte definidas sobre o material durante a ação das arestas de corte da ferramenta	101
Figura 4.9 Comprimento da área degradada à frente da ferramenta	102
Figura 4.10 Figura esquemática mostrando a folga entre a superfície gerada na peça e as “costas da ferramenta”	104
Figura 5.1 Equipamento de corte	107
Figura 5.2 Desenho esquemático do equipamento de corte mostrando seus vários periféricos	108
Figura 5.3 Coluna destinada a dar suporte a todos os demais componentes da máquina	110
Figura 5.4 Caixa horizontal ligada à coluna mostrando o alojamento para o motor elétrico situado no seu interior	110
Figura 5.5 Mesa de coordenadas onde se observam os dois atuadores lineares posicionados transversalmente um em relação ao outro	111
Figura 5.6 Desenho esquemático do cabeçote de corte mostrando seus vários componentes	112
Figura 5.7 Eixo-árvore mostrado na posição horizontal	113

Figura 5.8 (a) Anel coletor mostrado sem seu invólucro externo. (b) Mostrado com seu invólucro	114
Figura 5.9a,b Motor elétrico acoplado ao seu suporte	115
Figura 5.10 Vista lateral da caixa estrutural ligada ao invólucro superior bi-partido e a tampa inferior	116
Figura 5.11 (a) Vista superior da caixa estrutural podendo ver-se o invólucro bi-partido ligado a ela. (b) Vista inferior da caixa estrutural mostrando a tampa inferior unida a ela	117
Figura 5.12 Invólucro bi-partido, caixa estrutural e tampa	117
Figura 5.13 Invólucro bi-partido, caixa estrutural e tampa	118
Figura 5.14 Polia unida ao eixo-árvore mostrados na posição horizontal	119
Figura 5.15 (a) Mandril de conexão mostrando o orifício de encaixe. (b) Mandril e as ligações por cabos elétricos para o anel-coletor	119
Figura 5.16 Vista da campânula com a ferramenta em seu interior e da mangueira conectada a ela para o suprimento de gás nitrogênio	120
Figura 5.17 Conjunto completo da ferramenta de corte	121
Figura 5.18 Mostra esquemática da ferramenta de corte com seus diversos elementos constituintes	122
Figura 5.19 Mostra esquemática da peça A com seus elementos associados	123
Figura 5.20a,b Bucha cerâmica destinada a isolamento elétrica e térmica	124
Figura 5.21 Conexão elétrica axial mostrada com sua disposição interna	125
Figura 5.22a,b Parâmetros geométricos para as seções das ferramentas. (a) sem detalonamento; (b) com detalonamento	127
Figura 5.23 Corte esquemático mostrando o arranjo das camadas de tecido sobre a placa de isopor e o posicionamento da ferramenta no processo de corte	128
Figura 5.24 Ferramenta de corte aquecida	132
Figura 5.25 Esquema da montagem para calibração	133
Figura 5.26 Forno para aquecimento da amostra	134

Figura 5.27 Resfriamento da amostra	134
Figura 5.28 Interface para calibração da câmera de infravermelho	135
Figura 5.29 Temperatura na sonda (amostra)	136
Figura 5.30 Tom de cinza em função do tempo	137
Figura 5.31 Temperatura em função do tom de cinza (curva de calibração da câmera de infravermelho para o material da amostra)	137
Figura 5.32 Tom de cinza em função da corrente elétrica	138
Figura 5.33 Temperatura na ferramenta em função da corrente elétrica	138
Figura 5.34 Variação do coeficiente de convecção h com a temperatura na face da ferramenta T_0	140
Figura 5.35 Modelo esquemático para a medida da força e velocidade de corte	142
Figura 5.36a,b Sistema montado sobre a mesa de coordenadas para a medida da força e velocidade de corte	143
Figura 5.37 Efeito de franzimento nas camadas de tecido devido ao excesso na velocidade de corte	145
Figura 5.38 Dispositivo em forma de “sapata” destinado a eliminar o efeito de franzimento na camadas de tecido	145
Figura 5.39 (a) e (b) Seqüência de fotos mostrando o deslocamento da plataforma móvel com o conseqüente corte do tecido; (c) Saída da ferramenta do corpo das camadas de tecido	146
Figura 5.40 Aspecto da orla enegrecida em tecidos de fibras naturais decorrente do processo de corte	148
Figura 5.41 Velocidades de corte em função do fluxo de calor para a Ferramenta F1	150
Figura 5.42 Velocidades de corte em função do fluxo de calor para a ferramenta F2	152
Figura 5.43 Velocidades de corte em função do fluxo de calor para as ferramentas F1 e F2	152
Figura 5.44 Influência da força de corte (pressão de corte) sobre a velocidade de corte	154

Figura 5.45	Velocidades de corte em função do fluxo de calor para a ferramenta F3	156
Figura 5.46	Velocidades de corte em função do fluxo de calor para a ferramenta F4	158
Figura 5.47	Velocidades de corte em função do fluxo de calor para as ferramentas F3 e F4	158
Figura 5.48	Velocidades de corte em função do fluxo de calor para as ferramentas F1, F2, F3 e F4	159
Figura 5.49	Velocidades de corte em função do fluxo de calor para a ferramentas F4	162
Figura 5.50	Velocidades de corte em função do fluxo de calor para a ferramentas F1	164
Figura 5.51	Comparação entre as eficiências de corte das ferramentas F1 e F4 no corte de tecidos de poliéster	166
Figura A1.1	Viga engastada submetida a uma carga distribuída p e sujeita a uma rotação ω	178
Figura A1.2	Elemento diferencial da viga com o carregamento resultante	179
Figura A1.3	Fator de amplificação f versus λ	185
Figura A2.1	Descrição das trajetórias percorridas pelas arestas 1 e 2 da ferramenta no processo de corte	187
Figura A2.2	Grandezas geométricas na determinação da espessura de corte	188
Figura A3.1	Nomenclatura e coordenadas para a derivação da condição de fronteira na interface entre as regiões degradada e não-degradada	193
Figura A3.2	Coordenadas para a ferramenta transladando no interior do domínio	196
Figura A3.3	Distribuição de temperatura no tecido para os parâmetros $\delta = 1,0$ e $\mu = 0,5$	202
Figura A3.4a	Distribuições de temperatura no tecido para $\delta = 1,0$ e $\mu = 0,0$	203
Figura A3.4b	Distribuições de temperatura no tecido para $\delta = 1,0$ e $\mu = 0,2$	204
Figura A3.4c	Distribuições de temperatura no tecido para $\delta = 1,0$ e $\mu = 0,4$	205

Figura A3.4d Distribuições de temperatura no tecido para $\delta = 1,0$ e $\mu = 0,6$	206
Figura A3.4e Distribuições de temperatura no tecido para $\delta = 1,0$ e $\mu = 0,8$	207
Figura A3.4f Distribuições de temperatura no tecido para $\delta = 1,0$ e $\mu = 1,0$	208
Figura A3.4g Distribuições de temperatura no tecido para $\delta = 1,0$ e $\mu = 1,2$	209
Figura A4.1 Descrição das coordenadas para uma fonte móvel de calor de formato circular	211
Figura A5.1 Análise térmica da celulose aquecida em ar e nitrogênio	229
Figura A5.2 Representação de primeira ordem para o peso da celulose residual (normalizada) versus o tempo. As curvas em 310°C e 325°C para o ar e nitrogênio são similares	230
Figura A5.3 Representação para a reação de primeira ordem na degradação da celulose em ar e nitrogênio	231
Figura A5.4 Grau de Polimerização (GP) através de medidas de viscosidade média para a celulose aquecida em ar em temperaturas de $150\text{-}190^{\circ}\text{C}$	232
Figura A5.5 Gráfico de Arrhenius para a taxa de quebra de ligações em ar e nitrogênio	232
Figura A5.6 Curvas de TG para várias amostras de celulose em pirólise em vácuo	234
Figura A5.7 Gráfico de Arrhenius para amostras de celulose em TG estática	234
Figura A5.8 Gráfico de Arrhenius para amostras de celulose em TG dinâmica	235
Figura A5.9 Curvas termogravimétricas de celulosas com peso molecular $M_n = 201.000$ e $M_n = 60.000$ em nitrogênio	237
Figura A5.10 Energia aparente de ativação versus cristalinidade	238
Figura A5.11a Curvas de análise termogravimétrica da celulose pura e de diferentes 2,3 dialdeído-celuloses (DAC)	239
Figura A5.11b Análise térmica diferencial da celulose pura e de diferentes 2,3 dialdeído-celulose	239
Figura A6.1 Valores mínimos e máximos da condutividade térmica efetiva para os modelos de duas camadas	244

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1	Composições típicas da celulose de fibras de algodão	12
Tabela 2.2	Grau de polimerização médio da celulose de diversas origens	15
Tabela 2.3	Energias de ativação para a pirólise de materiais celulósicos	29
Tabela 2.4	Propriedades físicas da celulose	32
Tabela 2.5	Propriedades físicas para a celulose, nitrogênio e as estimadas para um tipo particular de tecido natural	37
Tabela 3.1	Propriedades típicas de materiais para elementos de aquecimento e de elementos puros	59
Tabela 3.2	Temperaturas de fusão incipiente de algumas superligas trabalhadas	65
Tabela 3.3	Resistividade Elétrica para algumas superligas	73
Tabela 3.4	Composição química do Nimonic 80A	76
Tabela 3.5	Propriedades mecânicas em ensaios de curta duração para a superliga NIMONIC 80A no formato de barra	77
Tabela 3.6	Tensões de ruptura na fluência para a superliga NIMONIC 80A no formato de barra	77
Tabela 4.1	Valores teóricos de potência elétrica na ferramenta e de fluxo de calor através da sua superfície lateral para diversos valores de corrente	87
Tabela 4.2	Valores para a velocidade máxima de avanço para diversos valores de energia volumétrica de degradação ζ_m	99
Tabela 5.1	Propriedades geométricas das ferramentas	128
Tabela 5.2	Valores de voltagem, potência e resistência elétrica obtidos experimentalmente e comparados aos teóricos para a ferramenta em função da corrente elétrica que a atravessa	131
Tabela 5.3	Coefficiente de transferência de calor por convecção em função da temperatura na ferramenta F1	139
Tabela 5.4	Valores calculados para a temperatura na superfície da ferramenta F3	140

Tabela 5.5 Valores da energia radiante na ferramenta F1 em função da corrente elétrica que a atravessa	144
Tabela 5.6 Designação dos tipos de tecido usados nos ensaios	147
Tabela 5.7 Resultados do Ensaio 1	149
Tabela 5.8 Resultados do Ensaio 2	149
Tabela 5.9 Resultados do Ensaio 3	150
Tabela 5.10 Resultados do Ensaio 4	151
Tabela 5.11 Resultados do Ensaio 5	151
Tabela 5.12 Resultados do Ensaio 6	153
Tabela 5.13 Valores da energia radiante na ferramenta F3 em função da corrente elétrica que a atravessa	154
Tabela 5.14 Resultados do Ensaio 7	155
Tabela 5.15 Resultados do Ensaio 8	155
Tabela 5.16 Resultados do Ensaio 9	156
Tabela 5.18 Valores para a energia de degradação ζ_m do tecido de flanela	160
Tabela 5.19 Resultados do Ensaio 11	160
Tabela 5.20 Resultados do Ensaio 12	161
Tabela 5.21 Resultados do Ensaio 13	161
Tabela 5.22 Resultados do Ensaio 14	163
Tabela 5.23 Resultados do Ensaio 15	163
Tabela 5.24 Resultados do Ensaio 16	164
Tabela 5.25 Resultados do Ensaio 17	165
Tabela A3.1 Condutividade térmica do carvão formado na degradação do tecido calculada para várias temperaturas a partir dos valores da condutividade do carvão amorfo e do nitrogênio obtidos de INCROPERA e DE WITT (1990)	201
Tabela A5.1 Energia de Ativação E_a para diferentes celulosas	233

Tabela A5.2 Peso molecular, grau de polimerização, temperatura de iniciação, temperatura de DTG máxima, índice de cristalinidade e fração dos resíduos de carvão para várias amostras de celulose **236**

1

INTRODUÇÃO

O processo de corte de têxteis dentro da indústria da confecção constitui-se na operação básica a partir da qual as demais se seguirão. Para cada tipo de aplicação um processo diferente de corte é aplicado, não existindo hoje um que atenda todas as especificações técnicas e que concentre a maioria das vantagens econômicas. Pode-se classificar o corte de tecidos em três tipos principais, o *corte mecânico*, o *corte por laser* e o *híbrido mecânico-térmico*. O processo convencional de corte mecânico, que se utiliza de um agente de corte tal como faca, serra, prensa, etc., é de longe o mais empregado, devido principalmente seu baixo custo. Embora perfeitamente adequado para uma grande variedade das aplicações existentes, possui limitações específicas, particularmente em peças delicadas onde a força de avanço provoca dobras e, por conseguinte, o deslocamento do material de sua posição e a imprecisão do corte se medidas restritivas não forem adotadas. Daí a necessidade de gumes cortantes sempre afiados, o que é uma providência dispendiosa para materiais têxteis naturais como algodão, linho, rami, etc., que são bastante abrasivos. O corte mecânico é adequado para cortes retos ou com curvatura não muito pronunciada e eficiente para o corte simultâneo de várias camadas de tecidos sobrepostas nestas condições, embora a velocidade de avanço seja usualmente bastante baixa. O processo de corte por laser tem sua principal vantagem na ausência de forças de corte sobre o material, permitindo um corte preciso dependendo da espessura do feixe do laser e da precisão do equipamento de posicionamento do foco sobre o material a ser retalhado. Além disso, permite altas velocidades de avanço. Suas principais desvantagens são o preço do equipamento e a impossibilidade de corte de várias camadas sobrepostas de tecido devido ao pequeno alcance do foco do laser (nos materiais têxteis sintéticos, como poliéster, existe ainda o problema da soldagem das bordas das camadas neste processo de corte). O corte mecânico-térmico tem emprego bem mais limitado e consiste na degradação do material através do contato de uma ferramenta aquecida. Para têxteis tem sido usado até agora para seccionamento reto.

A proposta a ser apresentada aqui é de um novo equipamento de corte de têxteis apropriado ao retalhamento de tecidos de fibras naturais ou mistos dispostos em camadas sobrepostas que emprega um processo híbrido de degradação térmica do material combinada a ação mecânica de gumes de corte. Sua maior vantagem está em sua capacidade de corte de figuras complexas que apresentem curvaturas bastante

acentuadas. A combinação de um processo mecânico com o de degradação térmica permite que as forças de corte sejam baixas, garantindo desse modo a precisão do corte. Uma das áreas que possivelmente se beneficiaria deste tipo de equipamento seria a de confecção de roupas infantis, que utiliza extensivamente o recorte de figuras estampadas. Trata-se, até onde se sabe, de um processo completamente original e que guarda uma certa semelhança com o corte por *fio quente* usado para chapas de isopor e mesmo tecidos.

1.1 CORTE MECÂNICO VERSUS CORTE POR LASER

A necessidade fundamental de corte de têxteis nos formatos convenientes ao posterior processamento das peças dentro da indústria da confecção determinou o desenvolvimento dos diversos tipos de processos de corte atualmente existentes. Estes processos podem ser classificados em três grupos principais: processo convencional de *corte mecânico*, *corte por laser* e processo *híbrido mecânico-térmico*.

Desses o processo mecânico foi o primeiro a ser empregado e é com certeza o mais amplamente utilizado nos dias atuais. Seu princípio básico consiste no cisalhamento do material têxtil de maneira a provocar o corte com a ruptura de suas fibras. Isto pode ser conseguido com tesouras, facas vibratórias, facas rotativas, prensas-de-corte e outros meios que empregam o mesmo princípio. A restrição fundamental ao corte mecânico de tecidos é a condição em que o material franze quando a força de avanço excede a resistência do material. Todo sistema de corte mecânico exibe este fenômeno e isto limita a velocidade de avanço desses sistemas a tipicamente 0,1 a 1,0 m/s dependendo das características do tecido, do tipo de ação de corte e das condições do gume da ferramenta de corte. Materiais que possuem baixa rigidez flexional com uma pequena superfície de fricção cortados com uma ferramenta desgastada exibem este fenômeno de franzimento em baixas velocidades de avanço. Portanto, uma das exigências ao emprego de altas velocidades de avanço é a manutenção de gumes cortantes afiados. No entanto, como a velocidade de avanço é geralmente uma fração da velocidade de corte, e como o desgaste do gume cresce exponencialmente com a velocidade de corte, tem-se também a condição econômica a ser considerada.

Outro tipo de corte também utilizado é o por degradação do material constituinte das fibras do tecido. Isto pode ser conseguido com o emprego de energia radiante concentrada (laser) determinando uma faixa estreita e comprida na qual o material é degradado e, deste modo, as partes seccionadas. A celulose pode ser fotoquimicamente degradada (fotólise) através de um processo de alta energia que conduz a separação das ligações químicas no interior da sua molécula. A ruptura das ligações C-C e C-O requer cerca de 335-577 kJ/mol e a clivagem da ligação C-H aproximadamente 418 kJ/mol. Radiação de comprimento de onda $\lambda = 300$ nm é equivalente a 397 kJ/mol e a absorção de radiação de $\lambda = 340$ nm é suficiente para iniciar a degradação da celulose. A fotodegradação pode ocorrer na ausência de oxigênio, mas o processo é acelerado por sua presença. Contudo, radiações mais energéticas, como, por exemplo, em $\lambda = 254$ nm, a degradação medida pela perda de resistência independe da presença de oxigênio – ver STILLINGS e VAN

NOSTRAND (1944), FLYNN et. al. (1958), FLYNN e MORROW (1964) e DANIEL (1989).

Lasers têm sido usados para o recorte de diversos materiais – ver MARTELLUCCI et al. (1993). As vantagens do corte por laser são: (i) não há contato mecânico entre a peça a ser trabalhada e a cabeça do sistema laser; (ii) o corte de precisão é mais simples, uma vez que o sistema ótico usado para focalizar o feixe de laser pode ser também usado para o seu posicionamento; (iii) o desempenho do corte não é grandemente influenciado pelas propriedades mecânicas da peça. Um feixe de laser é um sistema ausente de forças de corte sobre o tecido e por isso pode permitir altas velocidades de avanço sem o aparecimento do franzimento causado por estas mesmas forças. Contudo, esta tecnologia é normalmente aplicada apenas a uma única camada de tecido devido a soldagem das bordas (no caso dos sintéticos) e da limitação do alcance do foco do feixe do laser. No entanto, o corte a laser em altas velocidades de uma única camada pode proporcionar um alto rendimento para uma ampla variedade de formatos das peças.

Lasers de CO₂ têm sido usados para o corte de tecidos (por serem os lasers de potência mais baratos) com um número de exemplos comerciais alcançando altas velocidades de avanço, tipicamente de 2m/s com potências do laser até 1kW. O controle preciso da geometria do trajeto de corte tem sido possibilitado pelo desenvolvimento do comando numérico computadorizado (CNC) das máquinas-ferramenta que proporcionam a flexibilidade na geração das formas bidimensionais em altas velocidades pelo controle eficaz dos acionadores dos eixos de posicionamento. O corte de qualquer material através de um laser de CO₂ depende de três principais parâmetros: a) a eficiência de absorção do material a energia no comprimento de onda de 10,6 µm. b) a razão em que calor é conduzido para fora da zona de corte. c) a temperatura em que o material é vaporizado ou fundido. Materiais que prontamente absorvem energia em 10,6 µm e que são maus condutores térmicos com uma baixa temperatura de fusão são os que apresentam as mais altas eficiências de corte. Altas velocidades de corte são possíveis com lasers de maiores potências, mas o custo de um laser aumenta linearmente com a potência e assim considerações econômicas devem ser cuidadosamente levantadas para cada processo de aplicação.

Um feixe normal de laser de CO₂ é um feixe circular e polarizado que é expandido e então focalizado como um pequeno ponto conhecido como a largura do foco. A largura pode variar normalmente entre 0,1 e 0,5 mm de diâmetro para corte. Para as melhores condições de corte a superfície do tecido deve ser coplanar com o foco do feixe do laser. Estudos mostraram que quanto menor a largura do foco do laser maior é a eficiência do corte (mais concentrada é a energia no ponto), dependendo do material. No entanto há a contrapartida de uma maior sensibilidade da posição da superfície do tecido em relação ao plano do foco do laser. A profundidade do foco reduz-se com o quadrado do raio do feixe no foco. O valor menor da largura do foco de 0,1 mm de diâmetro tem tipicamente um limite para a profundidade do foco de $\pm 0,25$ mm. O valor maior de 0,3 mm de diâmetro tem um limite de $\pm 1,75$ mm – ver JACKSON et al. (1995). Contudo, valores maiores na largura do foco requerem potências maiores para alcançar uma dada velocidade de corte. Entretanto, em condições normais de utilização, um tecido raramente estende-se sobre uma mesa como um plano perfeito devido aos vincos adquiridos durante sua manipulação e enrugamentos próprios da sua fabricação.

YILBAS (1986) relata seu esforço para obter parâmetros visando a otimização do corte de tecidos por laser. Para tanto foi usado laser de CO₂ com potência de saída de 120-200 W no corte de apenas uma camada de tecido com velocidade de corte de 400 pés/min (122 m/min). Foi analisado também o efeito do desvio de focagem nos valores de 0,25 e 0,50 polegadas (6,35 e 12,7 mm) do tecido em frente ao ponto focal da lente.

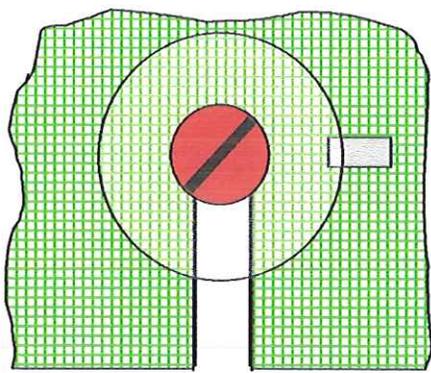
INOUE e OKUBO (1989) descrevem a operação de um sistema de corte de tecidos por laser de CO₂ que opera com uma velocidade máxima de corte de 70 m/min para o corte reto e velocidade média de 35 m/min para trajetórias curvas. A potência do equipamento é 500 W e é adequado ao corte simultâneo de 2 a 4 camadas de tecido.

O terceiro grupo, bastante restrito e ao qual o nosso processo vem integrar, e que também faz uso da degradação das fibras do tecido, é o processo *misto mecânico-térmico*, em que uma ferramenta em alta temperatura é posta em contato com o material a ser retalhado visando à degradação da zona de contato. Uma utilização típica desse processo é o corte de isopor por fio quente. No caso de têxteis, existem também aparelhos para o seccionamento transversal do tecido das bobinas em que são enrolados para ao seu manejo em tamanhos adequados. Geralmente consistem em uma lamina fina eletricamente aquecida estendendo-se transversalmente na direção do comprimento do tecido e que, ao contato com este, degrada uma faixa estreita onde se dará o seccionamento.

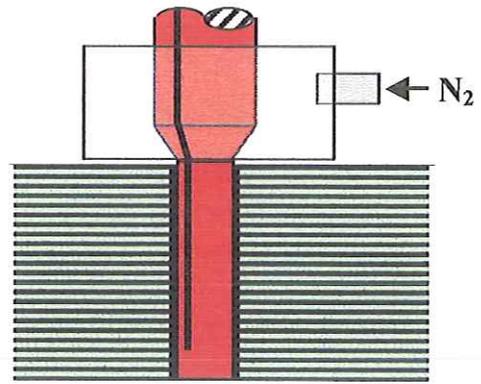
Vê-se, portanto, que tanto os processos de corte mecânico quanto o por laser possuem suas restrições técnicas próprias e quando o aspecto econômico é considerado não há uma vantagem contundente para qualquer um deles, vantagem que só se manifesta para um tipo específico de aplicação.

1.2 PROCESSO DE CORTE PROPOSTO

O processo de corte consiste na utilização de uma fresa de topo eletricamente aquecida, como mostra esquematicamente a Fig.1.1. Uma campânula cobre a região de contato entre a ferramenta e o tecido e em seu interior é injetado gás nitrogênio como forma de criar-se uma atmosfera inerte que iniba a combustão do tecido. O comprimento eficaz L_f da ferramenta mostrado na Fig.1.2 constitui o corpo da fresa, dotado de dois gumes cortantes. A ferramenta, que apresenta um rasgo ao longo do seu comprimento até próximo da extremidade da sua ponta, constitui-se em parte de um circuito elétrico no qual circulará uma corrente I . Em decorrência da pequena área da seção transversal do circuito neste comprimento L_f , da elevada resistividade elétrica do material e do valor elevado da corrente I , a temperatura nesta região se elevará devido ao calor gerado pelo *efeito Joule* e esta energia será absorvida pelo meio material que circunda a ferramenta. Quanto maior for a temperatura na ferramenta maior será a energia transferida para o meio ao seu redor por condução e radiação. O mecanismo de corte pode então ser sucintamente descrito como uma degradação térmica do material seguida da remoção mecânica dos seus resíduos pelas arestas de corte da ferramenta, sendo apropriado para o corte de várias camadas de tecidos sobrepostas, e podendo gerar cortes de figuras complexas com curvaturas bastante acentuadas. A temperatura nas superfícies de corte da ferramenta deverá



Vista Superior



Vista Frontal

Figura 1.1 Mostra esquemática do processo de corte proposto para têxteis por meio de uma fresa de topo eletricamente aquecida.

estar entre 850 e 900°C, que é o limite tolerado pelo material do qual é feita para a manutenção das propriedades mecânicas desejadas. O calor transferido então da ferramenta para o material têxtil degrada o tecido na região ao redor da ferramenta, fazendo com que este perca suas propriedades de resistência mecânica, favorecendo sua extração por meio de processo mecânico. Sabe-se das pesquisas realizadas que a celulose (matéria básica que constituem as fibras dos tecidos naturais) tem sua rigidez (dada quantitativamente pelo seu módulo de elasticidade) diminuída, assim como sua resistência à tração (dada quantitativamente pela sua tensão de ruptura), com o aumento da temperatura até um certo limite, a partir do qual a cadeia polimérica da celulose é degradada com a conseqüente formação de outros subprodutos (ver discussão no Cap.2). Com o avanço da ferramenta e retirada do material degradado pelos gumes de corte outras zonas serão expostas aos efeitos térmicos da ferramenta. A força de corte sobre o material é pequena, de modo que a potência de acionamento da ferramenta é também bastante baixa (ver discussão no Cap.5). A Fig.1.3 mostra o equipamento construído para a comprovação experimental desse processo – sem a campânula para o confinamento da atmosfera inerte – podendo ver-se a ferramenta aquecida ao rubro.

No corte a laser consegue-se a fusão ou evaporação completa do material na região do corte. No processo proposto isto não é necessário. Deseja-se apenas que as fibras de celulose percam sua resistência transformando-se num material agregado frágil, embora esteja claro que as propriedades físicas e químicas desse material não são homogêneas, desde que os pontos do tecido situados mais próximos à ferramenta estarão sujeitos a um nível de degradação maior que os pontos mais afastados.

Nos ensaios preliminares feitos com arame resistivo aquecido por corrente elétrica e com a própria ferramenta na condição “parada” (sem a rotação da ferramenta) observou-se que, para poucas camadas de tecidos a “velocidade de corte”, devido ao deslocamento do tecido contra a ferramenta, era bastante alta devido ao excesso de energia na região do corte. Quando se acrescentavam mais camadas a velocidade era diminuída até o ponto em que era tão baixa que provocava

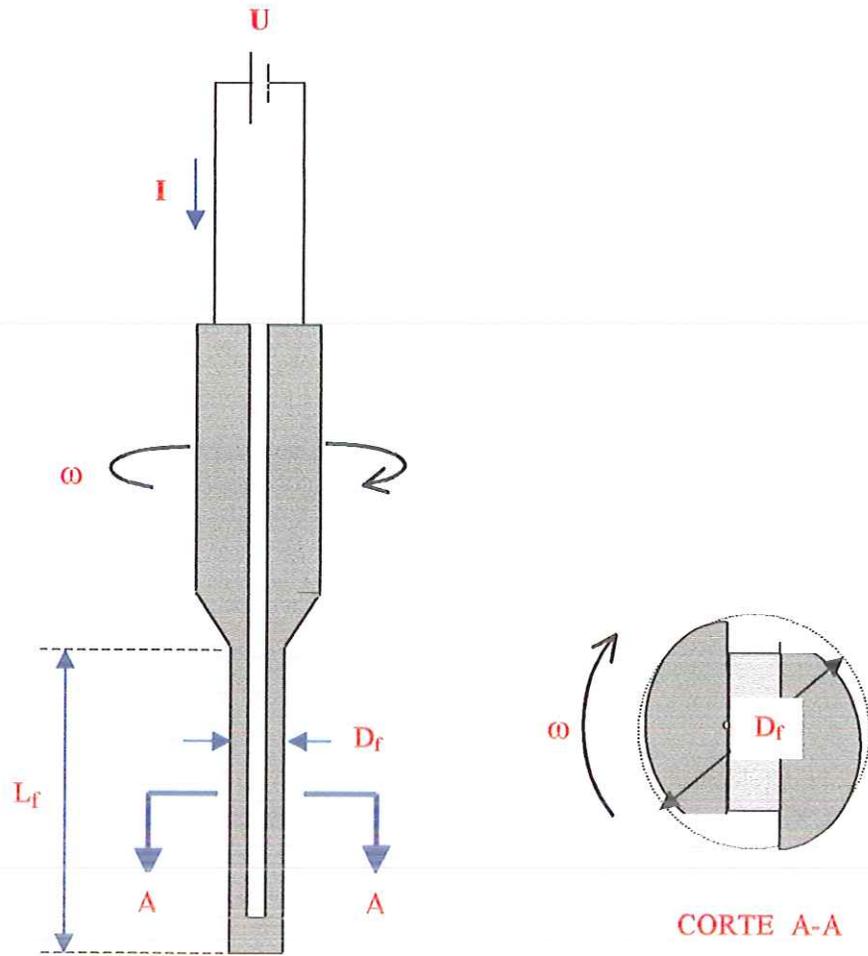


Figura 1.2 Mostra esquemática da ferramenta de corte.

a combustão do tecido. Observou-se que na região de contato entre o tecido e a ferramenta a cor desta perdia sua tonalidade rubra quando muitas camadas de tecidos eram utilizadas, adquirindo um tom enegrecido que acusava o abaixamento da temperatura na superfície da ferramenta. Notou-se, também, que a degradação extrema provoca o aparecimento de uma região carbonizada no tecido em torno da ferramenta (uma auréola preta) cuja espessura variava com a “velocidade de corte” (com a taxa de exposição da ferramenta em contato com o tecido no tempo). Os valores variavam aproximadamente de 0,5 para um corte rápido até pouco mais de 1,0 mm para um corte lento (quando se verificava um início de combustão). Assim, quando se empregam poucas camadas de tecidos, esta fina camada carbonizada é facilmente quebrada e tem suas partículas removidas da zona de contato; já com



Figura 1.3 Equipamento de corte onde se vê a ferramenta aquecida ao rubro.

várias camadas cria-se uma situação em que esta camada, pela sua geometria, é compactada pela pressão lateral da ferramenta e atua como um calço ao deslocamento da ferramenta no tecido, impedindo a degradação nas regiões subseqüentes a ela e dando início à combustão do material têxtil. Experimentos qualitativos feitos empregando-se madeira confirmam esta observação. Verificou-se que o contato do fio quente (em rubro) com a madeira provocava a rápida erosão desta na região de contato em torno do fio até o aparecimento de uma camada carbonizada que dificultava o avanço do fio e, portanto, da degradação para as regiões internas da madeira. A extração mecânica dessa camada cumpre então a dupla função de estabelecer uma via na qual a ferramenta se deslocará no interior do tecido provocando o seu corte e a de facilitar a degradação do material nas regiões que serão alcançadas pela ferramenta.

Constatou-se, desses experimentos, que o material têxtil natural possui uma facilidade bastante acentuada em dar início a sua combustão quando em contato com o metal a alta temperatura e em atmosfera ambiente. Para poucas camadas sobrepostas de tecido, o tempo de exposição do fio ao material têxtil determinava a origem do processo; para que não houvesse a sua combustão este tempo deveria ser muito pequeno. Notou-se que para uma grande quantidade de camadas, o início do processo de combustão se dava quando do contato inicial da ferramenta com a borda dessas camadas. Se a ignição do tecido fosse evitada neste estágio, a menor quantidade de oxigênio na zona de degradação devido à inserção da ferramenta no rasgo gerado por ela bem como a presença dos gases CO e CO₂ oriundos da pirólise do material têxtil impedia a ocorrência da sua combustão. Para o processo de corte proposto houve a necessidade de se criar uma atmosfera inerte na região de contato

entre a ferramenta e o material têxtil pela injeção de gás nitrogênio no interior da campânula que envolve a ferramenta.

Os processos existentes que concorrem com o aqui proposto para o recorte de figuras com curvaturas acentuadas são hoje o corte por laser através de máquinas com programação computadorizada (CNC), com as características já discutidas, e os cortes mecânicos por tesoura manual, com sua baixíssima produtividade, e por prensa de corte. Este processo permite o recorte simultâneo de várias camadas de tecido sobrepostas, mas tem a desvantagem de requerer um estampo de corte para cada formato de figura a ser trabalhada.

1.3 Considerações gerais

A inspiração para o desenvolvimento do trabalho que aqui apresento originou-se de ver a faina monótona a que pessoas na minha cidade se entregavam no recorte, por meio de tesoura de mão e uma a uma, de figuras estampadas em tecido que posteriormente eram coladas em outras peças de tecido e tinham os seus contornos bordados. Isto se constitui num estágio do processo artesanal-industrial que ainda vigora em muitos sistemas produtivos na área da confecção de roupas e afins. Um processo mais eficiente e que ao mesmo tempo pudesse libertar as pessoas de atividade tão pouco edificante deveria ser possível com recursos bem menores que aqueles necessários ao emprego de tecnologia laser.

O trabalho foi desenvolvido sob o estímulo inicial de alguns poucos resultados obtidos de ensaios bastante simples. Com o decorrer do seu progresso foram elaborados modelos e por meio de dados pesquisados da literatura conseguiu-se valores que apontavam para uma boa eficiência de corte. O amadurecimento teórico do trabalho e sua comprovação prática foram conseguidos ao longo do doutorado e podem ser creditados ao montante de trabalho e estudos realizados, e conduziu à forma dada atualmente, que se não é certamente a culminância técnica deste processo, permite demonstrar inequivocamente a sua exequibilidade.

Este trabalho divide-se em vários capítulos, cada qual abordando assuntos de áreas distintas e que descrevem os problemas relacionados ao processo de corte proposto. Por envolver conhecimentos de várias áreas foi achado por bem, muitas vezes, apresentar as bases dos assuntos, o que não seria feito caso ele se enquadrasse exatamente num nicho próprio do saber. Isto foi efetuado com a intenção de facilitar que pessoas de outras áreas possam entender as dificuldades e complexidades envolvidas na análise do problema e, deste modo, que especialistas em algumas dessas áreas possam, talvez, contribuir para a melhoria do processo. Por outro lado, os assuntos, em sua maioria, não foram discutidos com a profundidade que muitos aspectos do problema poderiam ser feitos, dado o nível de informações que o atual estado da arte acumula para muitos deles. Isto pode ser atribuído, com as devidas desculpas, às restrições no conhecimento do autor e a escassez de tempo para o domínio de muitos desses assuntos, que preferiu, assim, barganhar a perda na profundidade por um ganho na abrangência.

O Capítulo 1 descreve os processos de corte de têxteis existentes e o processo de corte proposto neste trabalho. O Capítulo 2 trata do problema da degradação térmica da celulose, das suas propriedades termo-físicas e a forma de se relacionar os

valores dessas grandezas para a celulose com as do tecido de algodão. O Capítulo 3 analisa os problemas relacionados com a utilização do material da ferramenta na elevada temperatura em que irá operar. O Capítulo 4 descreve alguns modelos teóricos que relacionam diversas grandezas físicas na descrição do fenômeno relacionado ao processo de corte. O Capítulo 5 analisa o equipamento construído para a comprovação do processo de corte e os resultados obtidos dos experimentos efetuados. Pode o leitor mais objetivo se ater aos Capítulos 1, 4 e 5, relegando os Capítulos 2 e 3 à obtenção de informações correlatas. Detalhes muito especializados que foram empregados na determinação de valores de interesse tiveram sua abordagem relegada à forma de apêndices.

Alguns modelos teóricos foram desenvolvidos que procuram justificar o fenômeno relacionando as várias grandezas envolvidas no processo, de modo a permitir-se compreender o efeito de cada uma delas e facilitar a determinação dos parâmetros mais adequados na busca da sua maior eficiência. A comprovação prática para o processo de corte governado por estas relações físicas e limitado pelas condições técnicas e a busca da sua maior eficiência constituem o cerne do trabalho desenvolvido.

2

PROPRIEDADES FÍSICO-QUÍMICAS DOS TECIDOS DE FIBRAS NATURAIS

Do conhecimento dos aspectos relativos à reação química no processo de degradação das fibras vegetais e do levantamento de certas propriedades termo-físicas depende a determinação das grandezas relacionadas ao processo de corte tais como potência térmica, temperatura exigida na ferramenta e velocidade de corte, como será visto no Capítulo 4. Esforços foram realizados de maneira a obter-se valores precisos para as propriedades *energia de ativação, calor específico e condutividade e difusibilidade térmica*. Embora nem sempre os valores para estas propriedades estivessem disponíveis na literatura científica, técnicas desenvolvidas por vários autores capazes de estimativas aproximadas foram empregadas, e como se verá mais adiante, com um grau de sucesso respeitável.

2.1 SÍMBOLOS EMPREGADOS

Alfabéticos

- a** – ordem da reação [-]
- A** – fator de frequência ou fator pré-exponencial [g/s para $a = 0$; 1/s para $a = 1$; 1/g.s para $a = 2$]
- C** – calor específico [J/kg.K]
- C_s** – calor específico da fase sólida [J/kg.K]
- C_f** – calor específico da fase fluida [J/kg.K]
- e_D** – energia de degradação [kJ/g]
- E** – energia específica de ativação (energia/massa) [kJ/g]
- E_a** – energia de ativação (energia/moles) [kJ/mol]
- k** – constante de velocidade [g/s p/ $a = 0$; 1/s p $a = 1$; 1/g.s p/ $a = 2$]
- k** – condutividade térmica [W/m.K]
- k_e** – condutividade térmica efetiva [W/m.K]
- k_s** – condutividade térmica da fase sólida [W/m.K]
- k_f** – condutividade térmica da fase fluida [W/m.K]

k_w – condutividade térmica da água [W/m.K]
 m – massa [kg]
 m_s – massa da fase sólida [kg]
 m_f – massa da fase fluida [kg]
 R – constante dos gases perfeitos [MPa.m³/kg-mol.K]
 t – tempo [s]
 T – temperatura [°C, K]
 W – peso num dado instante [g, Kg]
 W_o – peso inicial [g, kg]
 W_∞ – peso do resíduo final [g, Kg]
 x – concentração (ou massa, ou número de moles, etc.) [g, mol, etc.]

Gregos

α – difusibilidade térmica ($\alpha = k/\rho C$) [m²/s]
 ε – porosidade [-]
 v – composição relativa [-]
 θ – ângulo [°]
 ρ – densidade [kg/m³]
 ρ_s – densidade da fase sólida [kg/m³]
 ρ_f – densidade da fase fluida [kg/m³]
 ρ_w – densidade da água [kg/m³]

2.2 CARACTERÍSTICAS DAS FIBRAS NATURAIS

Ao buscar-se dados sobre as fibras naturais na literatura constatou-se que: para cada tipo de fibra natural – rami, algodão, juta, linho, cânhamo, etc. – a porcentagem de celulose, assim como de outros produtos presentes, varia em valores significativos. Comercialmente as fibras do algodão constituem as fontes naturais mais puras de celulose, com a sua concentração e a dos demais produtos dados pela Tab.2.1. As proteínas ocorrem principalmente na parede interna do lume com uma parcela pequena na parede primária. É provavelmente um resíduo protoplasmático deixado pela morte depois do crescimento da célula. Ceras, ácido péctico, e compostos relacionados são encontrados na parede principal. As ceras influenciam as propriedades que dependem do teor de umidade, proporcionam lubrificação, e tendem a diminuir a coesão entre as fibras e, conseqüentemente, a resistência à tração dos fios. Algumas variedades de algodões não-comerciais contêm mais que 15% de ceras. Os constituintes inorgânicos das cinzas são, em quantidades decrescentes, potássio, magnésio, cálcio, sódio, enxofre, cloro, fósforo, alumínio, silício, e ferro.

Tabela 2.1 Composições típicas da celulose de fibras de algodão (tabela retirada de ANDREWS e DE GRUY, 1978)

Constituintes	Composição, % do peso seco	
	Típico	Variação
Celulose	94,0	88,0-96,0
Proteínas	1,3	1,1-1,9
Substâncias	1,2	0,7-1,2
cinzas	1,2	0,7-1,6
ceras	0,6	0,4-1,0
total de açúcares	0,3	-
pigmentos	traços	-
outros	1,4	-

Sabe-se hoje, depois de muitos estudos e controvérsias – ver HON (1994) –, que a celulose é um polímero natural linear de grande massa molecular constituído de unidades de anidroglicose, mais especificamente de poli- $\beta(1,4)$ -D-glicose com uma fórmula molecular $(C_6H_{10}O_5)_n$. O grau de polimerização (GP) para a celulose de algodão pode ser tão elevado quanto 4.000 a 5.000, resultando em massas moleculares de até 800.000. Por causa da natureza poli-dispersiva da celulose de algodão as massas moleculares determinadas por diversos métodos podem originar valores diferentes.

Embora a constituição química da celulose esteja bem estabelecida, sua morfologia e estrutura cristalina continuam a ser uma fonte de interesse e discussões. É sabido que as cadeias de celulose agregam-se para formar uma fibrila, um feixe de moléculas assemelhando-se a um fio e estabilizadas lateralmente por ligações de hidrogênio entre os grupos de hidroxilas das moléculas adjacentes. O arranjo molecular desses feixes fibrilares, chamadas microfibrilas, é suficientemente regular de maneira que a celulose apresenta um padrão cristalino quando da difração por raio-X. Aceita-se hoje que o arranjo cristalino da célula unitária é monoclinica para a celulose nativa. As porções cristalinas no algodão e no rami, por exemplo, são diferentes daquelas na madeira e a largura das microfibrilas de celulose difere para as várias espécies de materiais.

Muitos estudos baseados numa variedade de métodos físicos e químicos indicam que estas microfibrilas não são completamente cristalinas, mas, ao invés, contém duas diferentes e distintas regiões. Uma consiste em moléculas de celulose altamente ordenadas; esta é chamada de área cristalina. A outra porção da microfibrila consiste de moléculas menos ordenadas; esta é chamada de região amorfa ou para-cristalina. Uma das teorias propõe a existência de uma estrutura contínua na qual longas moléculas estão dispostas paralelamente com algumas descontinuidades entremeadas. Das considerações sobre as propriedades físicas e químicas da estrutura da celulose postulou-se que uma molécula de celulose poderia participar de mais de uma região cristalina. Assim, as regiões cristalinas alternar-se-

iam com as regiões amorfas menos ordenadas e, dentro de amplos limites, não haveria conexão entre o comprimento das regiões cristalinas e o comprimento da cadeia molecular. Estas moléculas estariam gradualmente transitando de regiões de elevado para as de baixo ordenamento do arranjo. A elevada resistência das fibras da celulose poderia dever-se ao fato das extremidades das cadeias ligarem-se ao arranjo por altas forças de ligação de hidrogênio nesta maneira. O material amorfo nas fibras nativas é composto parcialmente de constituintes como *hemicelulose* e *lignina*. Há também uma apreciável quantidade de celulose no estado amorfo. Outra teoria propõe que as regiões cristalinas estão envolvidas em uma matriz amorfa. O fato de que a celulose nunca ocorre absolutamente pura dá suporte a este ponto de vista de que as células das paredes das fibras constituem um sistema de duas fases: uma fase cristalina de um polissacarídeo de composição específica, usualmente celulose, envolta em uma matriz (de proporções quase desprezíveis no caso do algodão) composta de vários polissacarídeos e outros compostos. Acredita-se que as longas moléculas de celulose projetam-se das superfícies dos cristalitos para formar uma estrutura franjada. Estas cadeias que se projetam permitiriam que associações ocorressem entre a celulose e os constituintes não-celulósicos da fibra, formando, desse modo, uma mistura amorfa desses componentes, que poderiam ser mantidas ligadas por forças de valência secundária.

Hemiceluloses são polissacarídeos extraíveis das substâncias das plantas por meio de álcalis aquosos. São principalmente heteropolímeros, freqüentemente ramificados, de vários açúcares e alguns ácidos urônicos. *Lignina*, o outro constituinte principal das fibras da madeira, e um constituinte menor de outras fibras, é um polímero aromático que se constitui provavelmente num material contendo um número muito elevado ligações cruzadas com uma arquitetura tridimensional.

Estimativas da proporção do material amorfo dão de 50-90% (geralmente 70%) de cristalinidade para a celulose nativa e valores alguma coisa menores para a celulose de madeira comparada a do algodão e rami.

A estrutura física natural das fibras e a estrutura manufaturada dos fios e dos tecidos são importantes fatores nas modificações químicas e acabamento dos tecidos de algodão. A fibra do algodão, como colhida, consiste de *cutícula*, *parede primária*, *parede secundária*, e *lume*. A cutícula é uma fina camada de componentes não-celulósicos sobre a superfície da fibra e é composta principalmente de cera. A parede principal, consistindo principalmente de celulose, forma um envelope para as soluções protoplasmáticas das quais a celulose é elaborada. Muito da celulose está presente na parede secundária, depositada em camadas sucessivas durante seu espessamento. Tanto a parede principal quanto a secundária consiste de fibrilas. Na parede principal estas fibrilas estão dispostas em espirais ao redor do eixo central, tanto no sentido horário quanto no anti-horário, num ângulo de cerca de 70° e sem alterar seu sentido de enrolamento ao longo do comprimento da fibra. Na parede secundária estas fibrilas formam espirais em ângulos de 20-45°, alterando seu sentido de enrolamento em freqüentes intervalos no comprimento da fibra. O lúmen de uma fibra totalmente desenvolvida, antes do colapso dessa fibra devido a sua secagem natural, representa de um quarto a metade da área total de sua seção transversal. Depois do colapso e da desidratação, a área do lúmen é cerca de um décimo da área transversal da fibra.

2.3 TRATAMENTO DAS FIBRAS

Como material têxtil as fibras de algodão requerem algumas modificações em relação às fibras cruas antes da organização mecânica em fios e tecidos; uma modificação da estrutura macromolecular. Exceto por mudanças na orientação molecular, isto é, pelo tipo de arranjo cristalino da celulose, as mudanças nas outras propriedades ocorrem usualmente simultaneamente durante qualquer tratamento. Um dos processos constitui-se no chamado branqueamento, no qual o tecido é purificado para alcançar uniformidade e brancura. As impurezas naturais são removidas por extração (por esfrega ou fervura) dos tecidos de algodão com soluções diluídas de soda-cáustica seguida por lavagem com ácido diluído e água. As ceras podem ser removidas num passo separado pela extração com etanol quente ou outro solvente apropriado.

Os processos químicos para o aumento da brancura do algodão são de natureza oxidativa. O tratamento oxidativo reduz a absorção de luz e solubiliza as impurezas coloridas, que podem então ser removidas por lavagem. O algodão oxidado é geralmente caracterizado como predominantemente ácido com uma alta afinidade por tinturas alcalinas.

A modificação dos fios e tecidos de algodão pelo tratamento com soluções fortes de soda cáustica é um dos mais antigos e mais importantes processos de acabamento de têxteis. É denominado *mercerização* e caracteriza-se pelo encolhimento e espessamento do tecido e pelo aumento da resistência e da facilidade de tingimento. Os efeitos da mercerização dependem primariamente das modificações físicas experimentadas pela fibra do algodão. Depois da mercerização a fibra do algodão perde sua torção, diminui em comprimento (15-20% sob condições não restritivas), aumenta sua resistência (em cerca de 25%), e torna-se aproximadamente arredondada em sua seção transversal com o desaparecimento quase completo das convoluções. Depois que o hidróxido de sódio é removido por lavagem, suas novas formas e dimensões são retidas. A variação total no volume das fibras é menor que 1%.

O tratamento químico e o processamento da celulose geram uma variedade de formas polimórficas. Em todos os casos a conformação da cadeia permanece inalterada durante a conversão, mas o padrão de empacotamento varia. Celulose I, ou *celulose nativa*, é de longe a mais comum na natureza. A densidade da celulose I de algodão é de 1,5 a 1,6 g/cm³ e sua tensão de ruptura de 500 a 700 MPa. Um segundo padrão pode ser produzido pela mercerização com a subsequente remoção do álcalis. Esta é denominada *celulose mercerizada* (celulose II). Esta é a forma encontrada em fibras de raion. A transformação da celulose I em celulose II é irreversível, o que implica que a celulose II é a forma estável e que a celulose I é uma estrutura meta-estável. Celulose III é obtida quando celulose I e II é tratada com amônia líquida, metilamina, ou etilamina. A estrutura conhecida como celulose IV é produzida aquecendo-se a celulose I ou II em glicerol na temperatura de 280°C ou por fervura do complexo celulose-etileno diamina em dimetilformamida. Celulose III e IV são menos bem caracterizadas e é desconhecida sua ocorrência na natureza.

As estimativas atuais indicam um GP médio de 2000 para a celulose nativa e 400 a 800 para a celulose regenerada. Estes valores nem sempre estão em

concordância entre si, possivelmente devido a ocorrência de degradação durante o curso dos experimentos e o uso de celulose de diferentes procedências. A Tab.2.2 dá os valores médios para o grau de polimerização para diversas origens de celulose.

Tabela 2.2 Grau de polimerização médio da celulose de diversas origens (tabela retirada de HON, 1994)

Origem	Grau de polimerização médio
Algodão americano	6700
Algodão egípcio	6200
Fios de algodão	6500
Pinho	3300
Fibra de linho	8000
Celulose tratada quimicamente (algodão)	500-3000
Celulose tratada quimicamente (polpa de madeira)	500-2000

2.4 DEGRADAÇÃO TÉRMICA DA CELULOSE

Na degradação térmica da celulose a presença de outras substâncias como sais, ceras, etc., atmosfera envolvente, exercem uma grande importância nas condições como esta se desenvolve. Denomina-se *combustão* a reação química de uma substância orgânica com oxigênio com a conseqüente formação principal de gases CO e CO₂ e secundariamente de outros produtos. É uma reação exotérmica (calor é gerado no processo) e caracteriza-se geralmente pela ocorrência de chamas. A Fig.2.1 mostra a proporção de produtos presentes e o valor da energia desprendida em função da temperatura no processo de queima de madeira.

O termo *pirólise* é empregado quando a degradação térmica de uma substância ocorre envolta por uma atmosfera inerte (sem a presença de O₂), em ar em temperaturas abaixo das que ocasionam a sua ignescência, ou vácuo, de maneira que não haja a combustão do material; também se observa a formação de subprodutos. No caso de alguns materiais orgânicos poderá haver a formação de CO e CO₂, mas estes gases serão oriundos das reações entre os subprodutos.

A pirólise ou degradação térmica de material celulósico envolve uma seqüência de reações concorrentes e consecutivas que são fortemente influenciadas pelas condições existentes. As maiores variáveis são: (1) a composição do substrato, desde os diferentes tipos de fibras naturais até os componentes existentes em uma única célula dessa fibra, (2) o perfil tempo-temperatura, cobrindo desde longos períodos de aquecimento a relativamente baixas temperaturas a rápida pirólise envolvendo intenso aquecimento por curtos períodos de tempo, (3) a atmosfera ambiente e pressão, que pode ser inteiramente inerte, tal como nitrogênio, ou conter

moléculas reativas, tais como oxigênio, água ou dióxido de carbono, e (4) materiais inorgânicos presentes como impurezas (contidos nas cinzas) e outros produtos adicionados que podem agir como catalisadores. Essas variáveis afetam profundamente a seqüência e a cinética das reações e os produtos resultantes.

Investigações realizadas no mecanismo e na cinética da pirólise da celulose indicam que ela segue por caminhos alternativos. Segundo SHAFIZADEH (1984), as reações podem ser agrupadas em basicamente três caminhos diferentes. O primeiro caminho, que é dominante em temperaturas abaixo de 300°C, resulta na decomposição das unidades glicosídicas da celulose pela sua evolução em água, dióxido de carbono, monóxido de carbono e eventual formação de resíduos de carvão. Estas reações envolvem um período inicial de indução e são aceleradas na presença de ar e com a adição de uma variedade de compostos inorgânicos, particularmente ácidos de Lewis, que catalisam as reações de desidratação. No segundo caminho, que começa em cerca de 300°C e sobrepõe o primeiro caminho em mais elevadas temperaturas, acontece um tipo inteiramente diferente de reação, que resulta da despolimerização da molécula pela clivagem das unidades glicosídicas para formar principalmente 1,6-anidro-β-D-glicopiranoose (levoglicosano). Esta reação, contudo, é acompanhada por alguma decomposição da molécula original bem como dos produtos anidro-açúcares. Em temperaturas ainda mais elevadas (terceiro

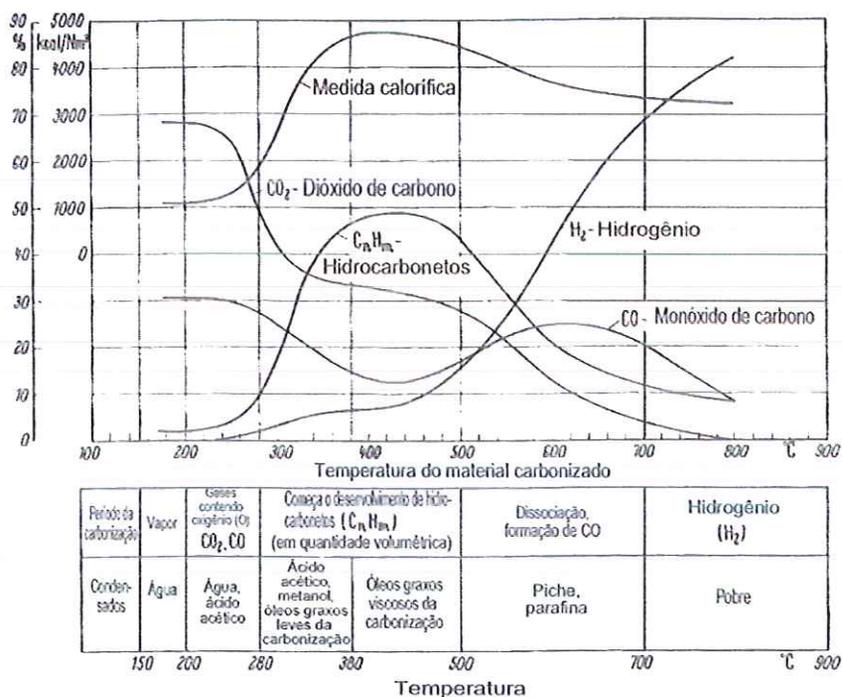


Figura 2.1 Proporção dos produtos presentes e energia liberada em função da temperatura no processo de pirólise da madeira (figura retirada de HUDO e YOSHIDA, 1957).

caminho), a fissão direta do substrato e a exposição dos produtos intermediários ao intenso calor ou radiação resultam na decomposição das moléculas em produtos gasosos de menor peso molecular, incluindo dióxido de carbono, monóxido de carbono, água, hidrocarbonetos e hidrogênio (ver Fig.2.2). As linhas de demarcação entre estes caminhos das reações não são evidentes e, por sobreposição, eles usualmente produzem diferentes proporções de diferentes componentes químicos nas frações carvão, piche, líquida e gasosa.

Desde que os produtos intermediários podem ainda ser pirolisados ou interagir em altas temperaturas, a composição dos produtos resultantes é grandemente afetada pela sua exposição na região aquecida. Consequentemente, o progresso e os produtos da reação de pirólise são controlados não apenas pelo mecanismo e cinética da reação química, mas também pelas circunstâncias em que se dão a transferência de calor e o transporte do material como resultado das condições físicas prevaletentes. Incluídas nestas variáveis, como observado anteriormente, estão a pureza ou composição do substrato e o efeito de catalisadores.



Figura 2.2 Reações que competem na pirólise da celulose (figura retirada de SHAFIZADEH, 1985).

2.4.1 CINÉTICA DAS REAÇÕES QUÍMICAS

A velocidade da evolução de uma reação química de um composto **C** na forma



é geralmente modelada através da equação geral

$$\frac{dx}{dt} = -kx^a \quad (2.1)$$

onde **x** é a concentração (ou massa, ou número de moles, etc.) e **t** é o tempo. **k** é definida como *constante de velocidade* e **a** designa a *ordem da reação*. Uma *reação de ordem zero* (**a** = 0) exibe um decaimento linear do reagente com o tempo

enquanto uma *reação de primeira ordem* ($a = 1$) exibe um decaimento exponencial. Quando os produtos não afetam a lei da velocidade da reação tem-se uma reação de primeira ordem.

Com poucas exceções, a velocidade de uma reação aumenta acentuadamente com o aumento da temperatura. A relação entre a constante de velocidade k e a temperatura absoluta T , proposta inicialmente por Arrhenius, é dada por

$$k = A e^{\frac{-E_a}{RT}} \quad (2.2)$$

sendo A uma constante chamada de *fator de frequência* ou *fator pré-exponencial*, R a constante dos gases perfeitos e E_a a *energia de ativação*. A justificação da *Equação de Arrhenius* em bases teóricas qualitativas pode ser feita através da teoria das colisões associada a teoria do estado de transição (ver CASTELLAN, 1978, Vol.2). Nesta última teoria, a energia de ativação E_a é a energia necessária aos reagentes para a passagem a condição de produtos. Embora o fator de frequência A dependa ligeiramente da temperatura, esta pode ser desprezada se o intervalo de temperatura for pequeno.

Portanto, sabido o valor da constante de velocidade com a temperatura (através do conhecimento da massa do reagente no decorrer do tempo, por exemplo) pode-se calcular a energia de ativação através da manipulação da equação acima para a forma

$$\frac{\ln A - \ln k}{1/T} = \frac{E_a}{R} \quad (2.3)$$

que na forma apresentada como a da Fig.2.3 é a inclinação da curva traçada.

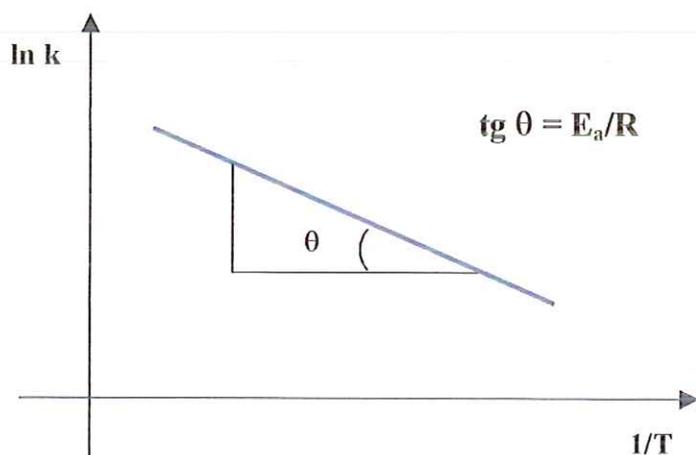


Figura 2.3 Determinação da energia de ativação E_a a partir do gráfico do logaritmo da constante de velocidade k com o inverso da temperatura absoluta T .

2.4.2 REAÇÕES DE DECOMPOSIÇÃO

Existe uma extensa literatura sobre a pirólise e degradação térmica de materiais celulósicos. Devido as grandes diferenças nas abordagens, objetivos e condições dos diferentes estudos que freqüentemente empregam substratos definidos de forma superficial, os dados existentes sobre o tema são muitas vezes confusos e mesmo controversos. Entretanto, muitas das observações sobre o fenômeno são relativamente consensuais e algumas serão relatadas abaixo.

A degradação da celulose envolve a quebra das ligações covalentes internas e entre as unidades monoméricas na cadeia e a perda de ligações de hidrogênio intra e inter cadeias. Em alguns casos, quebras aleatórias das ligações na cadeia foram verificadas como precedidas de um curto período de rápida reação, o que foi atribuído à quebra das ligações fracas na cadeia polimérica. Estas ocorrem aproximadamente a cada 500 monômeros e são consideradas como reagindo 10000 vezes mais rápido que as nas regiões cristalinas altamente ordenadas. À parte as ligações fracas, a degradação ocorre mais rapidamente em regiões amorfas entre áreas de alta cristalinidade. A taxa de degradação não é uniforme dentro das regiões amorfas e algumas áreas claramente reagem mais rapidamente que outras. Foi reportado que o grau de cristalinidade das amostras de celulose afeta a cinética geral da degradação (HANNA et al., 1984). Durante a degradação térmica o grau de polimerização diminui assintoticamente para um valor limite de cerca de 30.

Dois modelos para a degradação macroscópica da celulose foram propostos. Ambos fazem hipóteses que não podem ser substanciados nem quantificados cineticamente. O primeiro modelo deve-se a CHANG (1971 e 1974), que assume a estrutura cristalina da cadeia em forma de dobras contendo aproximadamente 30 monômeros. As ligações existentes entre estas dobras são consideradas como fracas e onde se espera que ocorra inicialmente a degradação. O segundo modelo, proposto por ELEMA (1973), tenta explicar a aparente alta reatividade observada a cada 500 monômeros.

FAIRBRIDGE et al. (1978), efetuando estudos de pirólise da celulose, obtiveram a curva da perda de peso na reação pelo processo de TG dinâmico (ver definição adiante) em atmosfera de nitrogênio mostrada na Fig.2.4, que exibe uma perda inicial de 3% acontecendo entre 50 e 100°C seguida por uma região em platô até 290°C e uma rápida perda de peso começando em 300°C para resultar num valor de 92% em 1000°C. Os resultados obtidos em ar foram idênticos até 290°C. A maior perda de peso começa em 300°C e aumenta rapidamente para 80% em 340°C. Uma segunda região, que ocorre entre 350 e 500°C, deixa 2% em resíduo em 1000°C. Abaixo de 830°C, a curva de TG obtida em nitrogênio mais vapor-d'água foi idêntica a encontrada para o nitrogênio seco. Nesta temperatura uma segunda região de perda de peso inicia-se e produz uma perda de 98% em 1080°C. A derivada da curvas de TG (DTG) indica que a taxa máxima da pirólise da celulose em nitrogênio (2,6%/min) ocorre em 350°C, enquanto a taxa máxima no ar (5,0%/min) ocorre em 330°C.

Os resultados obtidos por estes pesquisadores na determinação da variação de peso com o tempo através da pirólise isotérmica, Fig.2.5, mostram um comportamento linear de perda seguido de uma rápida perda e uma subsequente aproximação lenta para um peso constante. Em todas as temperaturas a perda final de

peso foi de 88% em nitrogênio e 84% em ar. Este comportamento indica claramente que ao menos dois processos distintos ocorrem durante a pirólise da celulose, mesmo em presença de oxigênio, que acelera a perda de peso. O processo inicial, que exibe uma taxa constante de perda de peso até aproximadamente 5%, indica uma reação de ordem zero. Os resultados da Fig.2.5 foram traçados como taxa da perda de peso na Fig.2.6. À região de taxa constante de peso, até 5%, segue uma região de aumento constante na taxa até 10-20% da perda de peso. Uma taxa aparentemente constante de perda de peso ocorre até 50%, e daí em diante a taxa começa a diminuir até seu término. Como observam os autores, estes resultados não obedecem estritamente a uma esperada relação dada por um único modelo cinético sobre toda a região.

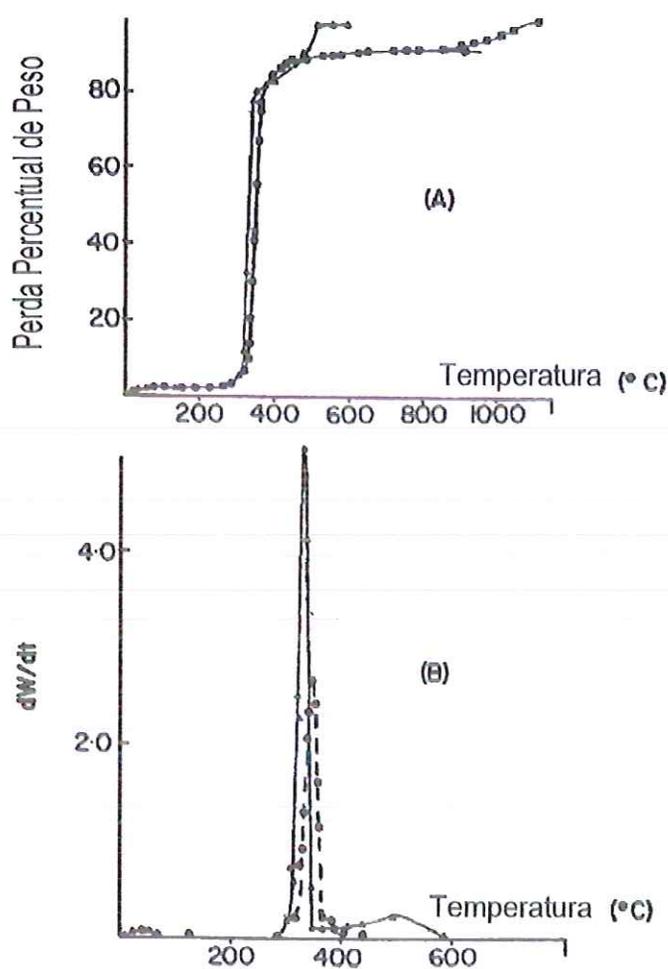


Figura 2.4 Curvas de TG (A) e de DTG (B) para celulose em nitrogênio (●), em ar (▲) e em nitrogênio + H₂O (■) (figura retirada de FAIRBRIDGE et al., 1978).

Dependendo das condições da degradação da celulose e da faixa de temperatura em ela acontece um dado modelo para a cinética da reação será mais adequado à sua descrição. Isto acarretará, conseqüentemente, valores diferentes para a energia de ativação, como observado por LIPSKA e PARKER (1966). CALAHORRA et al. (1989) também concluem que o processo da pirólise da celulose não pode ser descrito como tendo um único valor de E_a para todo o campo de temperaturas. Na descrição das reações que ocorrem na pirólise da celulose far-se-á aqui uso do procedimento empregado por SHAFIZADEH (1984) de separá-las em duas regiões, tendo a temperatura de 300°C como divisor.

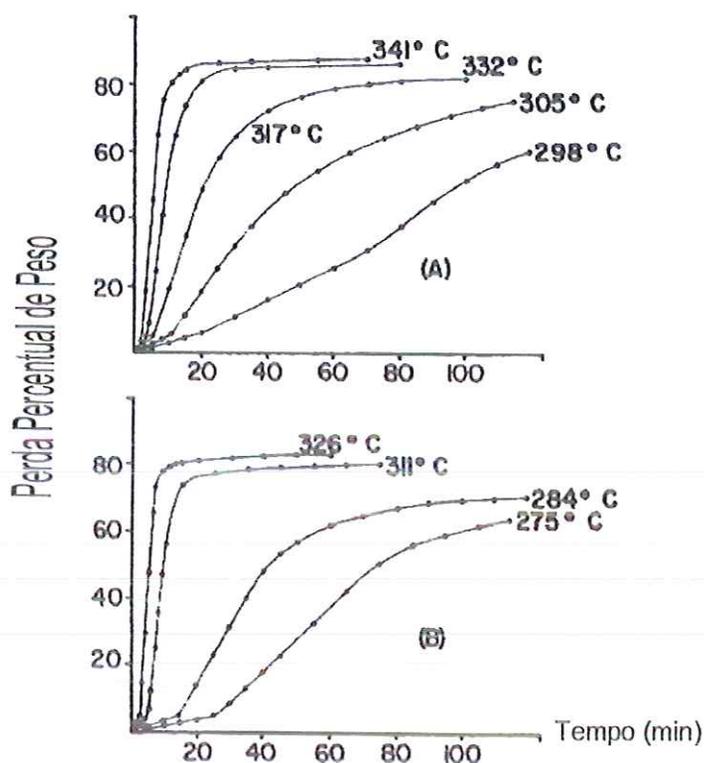


Figura 2.5 Decomposição térmica da celulose em nitrogênio (A) e em ar (B) (figura retirada de FAIRBRIDGE et al., 1978).

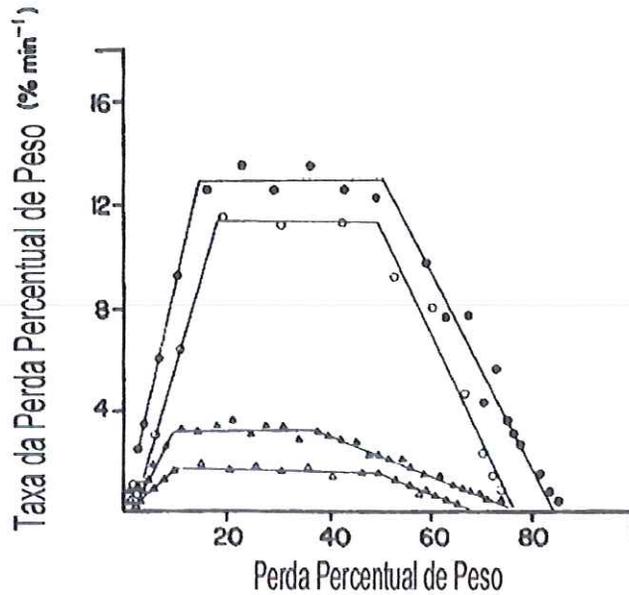


Figura 2.6 Taxas de decomposição da celulose: (●) 341°C em nitrogênio; (▲) 317°C; (○) 311°C em ar; (Δ) 284°C em ar (figura retirada de FAIRBRIDGE et al., 1978).

REAÇÕES ABAIXO DE 300°C

É a faixa que corresponde a degradação térmica inicial da celulose que foi agrupada no primeiro caminho (Fig.2.2). Celulose é relativamente estável ao efeito de aquecimento em moderadas temperaturas para curtos períodos de tempo. Contudo, degradação térmica acompanhada da deterioração das propriedades físicas começa a aparecer quando a temperatura e a duração do aquecimento são aumentadas. Estudos mostraram que a degradação térmica é acelerada pela presença de ar e água e é auto-catalisada pela formação de dióxido de carbono e ácidos carboxílicos.

Quando a celulose é aquecida ela experimenta uma série de alterações físicas e químicas interrelacionadas. As propriedades físicas afetadas incluem a entalpia, peso, resistência, cor e cristalinidade. A causa da perda da resistência mecânica e a fragilização das fibras durante a degradação térmica é causada pela diminuição do comprimento da cadeia polimérica e da quebra das ligações de hidrogênio. A perda de peso deve-se a sua evolução em água, monóxido de carbono, dióxido de carbono e pela evaporação dos outros produtos da pirólise e podem ser medidos coletivamente pelo processo de *termogravimetria* (TG) – isotermicamente, para uma temperatura constante no tempo, e dinamicamente, para uma taxa de aumento da temperatura no tempo – como uma porcentagem do peso original. AKITA e KAUSE (1967)

mostraram que o valor da energia de ativação é independente da taxa de aquecimento. A derivada dos dados da termogravimetria (DTG) mostra a taxa da perda de peso.

As mudanças na entalpia podem ser similarmente medidas através da *calorimetria de varredura diferencial* (DSC – differential scanning calorimetry). Outra técnica que permite informações similares é a *análise térmica diferencial* (DTA – differential thermal analysis) que mede a diferença entre a temperatura do substrato e uma amostra inerte no decorrer da pirólise. Estes métodos são extremamente úteis para a indicação da faixa de temperatura e a taxa da evolução do processo físico e químico que são acompanhados por transformações de massa e calor.

Vários pesquisadores reportam a transição da celulose em várias temperaturas devido a quebra das ligações de hidrogênio, a transição vítrea, perda de água e mudanças na cristalinidade, sendo que todas podem ser consideradas como interrelacionadas. A perda inicial de peso verificada nos termogramas, que ocorre em temperaturas abaixo de 100°C e constituindo-se em cerca de 5-8% da perda total de peso, é geralmente atribuída a evaporação da umidade retida pela celulose. As reações químicas em temperaturas de até 300°C incluem a redução do grau de polimerização pela quebra das ligações, aparecimento de radicais livres, eliminação de água, formação de grupos de carbonilas, carboxilas e de hidroperóxidos, evolução do monóxido e do dióxido de carbono, e finalmente a produção de um resíduo de combustão que pode, além do que, sofrer reações de eliminação, rearranjo e condensação. Como indicado por MCBURNEY (1954), uma reação de quebra das ligações de primeira ordem tem uma cinética de ordem zero nos estágios iniciais da degradação. Consequentemente, o termo “ordem da reação” é ambíguo quando aplicado ao estágio inicial da degradação aleatória de um polímero.

Ao passo que estudos cinéticos e medidas do GP indicam que a degradação ocorre primariamente por fragmentação da cadeia, um grande número de diferentes produtos é formado de acordo com a temperatura e condições da degradação. Em temperaturas acima de 200°C levoglicosano é a chave para os produtos intermediários na degradação da celulose. Em temperaturas ao redor de 300°C são encontrados teores que variam de poucos por cento até tão altos quanto 50-60% dependendo das condições da pirólise (MACKAY, 1967; BROIDO e WEINSTEIN, 1971). Em 300°C em ar, a decomposição inicial da celulose envolve a fragmentação da cadeia para um GP de aproximadamente 200. Durante este estágio apenas 5-20% do produto é levoglicosano. O GP permanece em 200 para 4-80% da reação, mas o teor de levoglicosano aumenta. A formação de levoglicosano é considerada como sendo favorecida em regiões de denso empacotamento da cadeia.

Os resultados das determinações das variações de peso na celulose claramente indicam que ao menos dois processos distintos ocorrem durante a sua pirólise, mesmo em presença de oxigênio, que acelera a perda de peso. O primeiro processo observável é, segundo vários autores, uma reação de ordem zero de desidratação. Vários experimentos mostram que a celulose é prontamente despolimerizada por aquecimento e processamento mecânico. O grau de polimerização é rapidamente reduzido no estágio inicial da pirólise e gradualmente torna-se estável em um valor de cerca de 200-400 com uma perda de apenas 3-6% do peso. Esta redução no GP deve-se provavelmente ao mecanismo de transglicosilação proposto por

SHAFIZADEH (1975). O valor final do GP para cerca de 200 é atribuído ao tamanho dos micélios microcristalinos, embora uma distribuição de deformações ou imperfeições dentro das microfibrilas também possa explicá-lo. A clivagem dos grupos glicosídicos produz então anidro-açúcares que se polimerizam em alguma extensão por reações de condensação e eventualmente conduzem a formação de resíduos de carvão. A reação exotérmica inicial observada por DTA é atribuída as rápidas ligações cruzadas que surgem, em concordância com a descrição química da pirólise. Isto também explica a primeira região de perda de peso como a perda de moléculas de água através de reações de desidratação intra e intermoleculares.

As análises dos gases gerados indicam que não apenas água, mas um número maior de produtos está envolvido na pirólise em temperaturas acima de 250°C e, portanto, a perda inicial de peso não pode dever-se exclusivamente a desidratação, mas também a alguma reação de decomposição. A maior perda de peso ocorre como uma reação principal e provavelmente envolve a perda de fragmentos de baixo peso molecular para resultar em betume e na decomposição de unidades de monômeros por desidratação, fissão, reações de desproporcionalização para dar produtos voláteis como descrito por SHAFIZADEH (1975).

De acordo com os dados, este segundo estágio de perda de peso procede em passos discretos: um período de indução em que há um acúmulo na concentração dos produtos de baixo peso molecular seguido de uma decomposição das unidades de monômeros no interior da fibra com um rápido aumento da sua taxa; em algum ponto na reação, um equilíbrio surge onde a taxa de formação dos produtos é igual a taxa de remoção, enquanto nos últimos estágios da perda de peso é inteiramente controlada pelo transporte.

Assim, adicionalmente à despolimerização, a celulose pode sofrer uma variedade de reações de oxidação e decomposição em baixas temperaturas. SHAFIZADEH e BRADBURY (1979) mostram que as taxas de formação dos grupos funcionais carbonilas, carboxilas, lactone e aldeídos na celulose aquecida em 190°C em oxigênio e nitrogênio é aproximadamente linear até 50 horas. O mecanismo primário para a formação desses grupos funcionais envolve desidratação das unidades de anidroglicose para resultar um enol, que se rearranja para formar um derivativo carbonila mais estável. A formação de grupos de carbonila e carboxila em maiores temperaturas (até 270°) foi mostrada ser linear com a perda de peso até aproximadamente 50% tanto em ar como em nitrogênio. A eliminação dos grupos carbonilas e carboxilas resultam na formação de monóxido de carbono e dióxido de carbono respectivamente. Os rendimentos cumulativos destes gases da celulose aquecida a 170°C em ar e nitrogênio são analisados por SHAFIZADEH (1984), e mostram que a evolução de ambos os gases é muito maior em ar que em nitrogênio e acelera-se em aquecimento continuado, e que a taxa de quebra de ligações no ar iguala-se aproximadamente as taxas combinadas de formação de CO e CO₂. Em nitrogênio, contudo, a taxa de quebra de ligações é mais que duas vezes mais rápida que as taxas combinadas de evolução de CO e CO₂.

De acordo então com as evidências experimentais descritas acima a seguinte seqüência de reações acontece: (1) Desidratação da celulose num processo endotérmico que pode ser detectado pela técnica DTA na faixa de temperatura entre 200 e 280°C, sendo que a anidroglicose assim gerada é muito reativa e em pouco tempo experimenta outra reação que resulta na formação de CO, CO₂, H₂O e muito

do resíduo de carvão; (2) Uma reação de despolimerização que compete pelo restante da celulose residual num processo endotérmico seguida pela volatilização de grande quantidade do produto gerado – levoglicosano –, que é considerado um produto intermediário essencial neste passo. Esta reação torna-se significativa em cerca de 280°C e cresce rapidamente dominando a reação iniciada anteriormente, que, no entanto, ainda prossegue; (3) A reação final variará dependendo das condições da pirólise. O levoglicosano formado no passo 2 pode volatilizar-se dando uma endoterma ou pode ser aprisionado na região do substrato e decompor-se exotermicamente. Provavelmente ambas ocorrem simultaneamente em graus variados dependendo da taxa de aquecimento, espessura da amostra, pressão e assim por diante. A quantidade de resíduo de carvão deixado a partir da decomposição do levoglicosano pode assim variar.

Assim, a endoterma observada na temperatura de aproximadamente 300° pode ser atribuída a ocorrência de duas reações em competição, que consistem na despolimerização da celulose residual seguida pela volatilização de muito do levoglicosano.

REAÇÕES ENTRE 300 E 600°C

Em contraste com a relativamente lenta degradação em baixas temperaturas, a celulose aquecida acima de 300°C experimenta uma rápida decomposição. Isto é ilustrado pela Fig.2.7, que mostra as curvas da análise térmica diferencial (DTA) da celulose em atmosfera inerte. A curva termogravimétrica indica que a perda de peso inicia-se em 310-320°C e procede muito rapidamente até aproximadamente 390°C onde a reação parece estar completa, deixando um resíduo de combustão não-volátil de 12%. A máxima taxa de perda de peso ocorre em 360°C (curva DTG). A curva de DTA indica que a reação é endotérmica e ocorre entre 360 e 380°C.

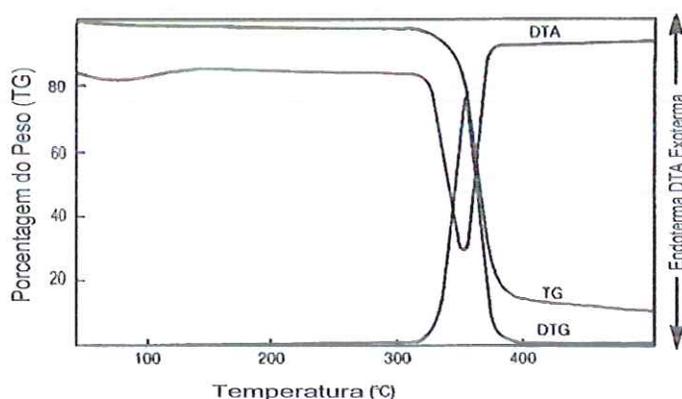


Figura 2.7 Análise térmica de pó de celulose não-tratada (figura retirada de SHAFIZADEH, 1985).

JAIN et al. (1987), empregando celulose pura, observaram um forte pico endotérmico em 314°C, causado pela desidratação, formação e evaporação de produtos voláteis. A isto se seguiu uma forte exoterma em 350°C devido a oxidação dos produtos, e outra forte exoterma em 468°C devido a oxidação dos resíduos de carvão. Os resíduos de carvão começam a queimar-se e a queima completa-se em 520°C. Cerca de 68% da perda de peso ocorreu em 314°C aproximadamente e um total de 92% de perda de peso ocorreu em 500°C. PATAKY et al. (1973) observaram resultados similares em termogravimetria e seus resultados apontam para uma perda de peso de 100% em 600°C. VARMA e CHAVAN (1995) observaram para a celulose pura uma única grande endoterma em 323°C, sendo as anteriores a esta temperatura desprezíveis. Uma forte exoterma foi registrada em 501°C, um valor que é consideravelmente maior que os valores das exotermas em 350 e 468°C obtidos por JANIN et al. (1987). A queima final dos resíduos de carvão foi observada em 546°C.

Os resultados experimentais obtidos na pirólise da celulose por diversos autores – SHAFIZADEH e BRADBURY (1979), CALAHORRA et al. (1989) – apontam para a ocorrência de duas reações de primeira ordem, uma que acontece na faixa de temperatura anteriormente a endoterma em torno de 300°C e outra imediatamente após.

Três gêneros de produtos são obtidos da pirólise da celulose: uma fração carbonizada que permanece na zona aquecida, uma fração betuminosa ou de óleos pesados que se volatiliza fora da zona aquecida, mas que rapidamente se condensa sobre qualquer superfície fria, e uma fração gasosa que consiste de produtos condensáveis e não-condensáveis.

Os produtos encontrados no betume e em parte da fração volátil são produzidos por uma série de reações de transglicosidação e de desidratação. Estudos detalhados indicam que em temperaturas acima de 300°C a ligação glicosídica na celulose é substituída por uma dos grupos de hidroxilas livres. Esta transglicosidação intramolecular proporciona anidro-açúcares que são subsequentemente interconvertidos e parcialmente repolimerizados por transglicosidação intermolecular para proporcionar uma mistura betuminosa de levoglicosano, seu isômero furanose (1,6-anidro-β-D-glicofuranose) e oligo e polissacarídeos ligados aleatoriamente (SHAFIZADEH e FU, 1973). A fração de carvão também contém uma variedade de produtos menores resultantes da competição entre as reações de desidratação, eliminação e desproporcionalização. Tanto o mecanismo homolítico quanto o heterolítico foram propostos para a clivagem inicial das ligações glicosídicas.

O destino dos anidro-açúcares que são formados da clivagem das ligações glicosídicas da celulose depende da estabilidade relativa dos compostos e das condições predominantes. Os anidro-açúcares 1,2 e 1,4 são facilmente convertidos em anidro-açúcares 1,6, que são mais estáveis. Sob vácuo, os anidro-açúcares são prontamente removidos da área aquecida da reação antes que ocorra a degradação extensiva e a decomposição das unidades de açúcar. Consequentemente, a fração de piche dos produtos da evaporação contém uma mistura de 1,6-anidro-β-D-glicofuranose, e seus produtos de condensação posteriores, consistindo de vários oligo e polissacarídeos. Os oligossacarídeos e polissacarídeos derivados da celulose contêm unidades de glicose unidas aleatoriamente e ligadas em C-2, C-3 e C-4, que indica que são formados pela polimerização de uma unidade ativada única tal como

levoglicosano e não por clivagem térmica das moléculas da celulose em pequenos fragmentos tais como oligossacarídeos.

Quando a pirólise é feita sob pressão atmosférica, os anidro-açúcares permanecem na zona aquecida para longos períodos de tempo; conseqüentemente a interação molecular continua até que uma maior proporção da porção dos açúcares seja decomposta em carvão e em produtos de degradação de menor peso molecular. Se a reação ocorre sob condições que favorecem a reação de desidratação, tais como a adição de aditivos ácidos (por exemplo, ácido fosfórico ou tricloreto de antimônio), os produtos inicialmente formados são parcialmente ou completamente desidratados para formar uma variedade de compostos de cinco e seis carbonos.

As reações formadoras de betume aceleram-se rapidamente e sobrepõem a produção de carvão e gases. Sob estas condições, que minimizam os efeitos dos fatores físicos (transferência de calor e transporte de material, por exemplo), a cinética química da pirólise da celulose pode ser representada como consistindo de três reações, onde a reação de iniciação conduz a formação de uma celulose ativa que subseqüentemente decompõe-se por duas reações competitivas de primeira ordem, uma gerando anidro-açúcares (produtos da transglicosidação) e a outra carvão e uma fração gasosa.

Os produtos voláteis nestas temperaturas intermediárias são formados por desidratação, ruptura e fragmentação dos anéis de hexose. Foi observado que os produtos voláteis formados da celulose são similares a aqueles formados a partir do levoglicosano e de outros carboidratos. A esta conclusão chegaram muitos grupos de pesquisa trabalhando sobre uma ampla faixa de temperaturas, o que dá suporte a hipótese de que há um intermediário comum, provavelmente levoglicosano, formado durante a pirólise dos carboidratos contendo glicose.

Um dos mais completos estudos sobre o mecanismo da ruptura dos anéis e da reação de desidratação foi feita por SHAFIZADEH et al. (1971, 1972). Foi encontrado que os produtos podem ser divididos em três categorias. A primeira categoria inclui compostos de furano, água e carvão, que são os produtos esperados da reação de desidratação de carboidratos catalisada por ácidos na presença de água mais bem compreendida. A segunda categoria inclui glioxal, acetaldeídos e compostos carboxílicos de baixo peso molecular, que são similares a fissão de produtos catalisados por álcalis de moléculas de açúcar formados através do mecanismo de condensação de aldoses. Os produtos formados através desses caminhos experimentam posteriormente reações de desproporcionalização, descarboxilação e descarbonilação para proporcionar uma terceira categoria que é característica para as reações de pirólise, especialmente em elevadas temperaturas. Na presença de catalisadores ácidos ou alcalinos, tanto produtos por fissão e desidratação são formados. Quando catalisadores básicos são adicionados ocorre uma considerável quantidade de quebra de ruptura de anéis, provavelmente através de um tipo de reação de aldol reversa para formar aldeídos e cetonas (acetaldeído, glioxal, por exemplo). Quando ácidos tais como cloreto de zinco são adicionados, os produtos da desidratação predominam, conduzindo ao aumento da quantidade de furanos substituídos.

2.5 ENERGIA DE ATIVAÇÃO

Geralmente as energias de ativação encontradas por técnicas isotérmicas são significativamente menores que aquelas derivadas da TG dinâmica. Análises térmicas e estudos cinéticos mostram que as reações oxidativas são responsáveis pela aceleração nas taxas de perda de peso e de despolimerização da celulose na pirólise em ar em temperaturas abaixo de 300°C.

Define-se *energia específica de degradação* e_D como a quantidade de energia térmica E_T necessária para degradar uma certa massa m de material, ou seja

$$e_D = E_T/m \quad (2.4)$$

e, para uma substância pura, será então igual ao valor da sua energia de ativação nas condições observadas.

Observa-se da Tab.2.3 que os valores para a *energia de ativação molar* E_a na pirólise da celulose variam numa faixa bastante ampla devido possivelmente as diferentes composições das amostras de celulose e das diferentes condições em que a pirólise se desenvolve. Tomando-se o maior valor para a energia de ativação da tabela, igual a 251 kJ/mol, e uma vez que esta energia é dada por mol do monômero da celulose, igual a 162 g, tem-se que a *energia específica de ativação* E da celulose é igual a 1,55 kJ/g. Neste trabalho será empregado o valor da energia de degradação e_D como igual ao da energia específica de ativação E para a celulose.

Sabe-se que o valor do *calor de combustão* da celulose é de 17,43 kJ/g – ver DANIEL, 1989, p.92. Toda combustão de material celulósico no formato sólido consistentemente tridimensional (como num pedaço de madeira, por exemplo) experimenta uma pirólise numa região interna do corpo, onde não ocorre a ação da atmosfera oxidante. A energia oriunda do processo é mais do que suficiente para fornecer a energia de ativação ao processo, iniciada na zona de pirólise, pois, caso contrário, não haveria a propagação da queima no material celulósico. Esta energia de ativação, das observações qualitativas, parece ser uma fração muito pequena daquela liberada na combustão. Segundo os valores acima, seria de 9% desta, o que parece consistente.

A degradação da celulose, como pode ser visto em RAMIAH (1970), é bastante dependente da forma como a celulose é apresentada (na forma de pó celulósico, fibras naturais, etc.). Conclui-se, assim, que o fenômeno da degradação do tecido de fibras naturais deve ser diferente do da celulose pura realizada em ensaios de laboratório, uma vez que o arranjo interno dos seus fios difere daquele das fibras naturais de celulose, afastando-se das condições em que as fibras naturais de celulose ou do pó de celulose foram analisados. O fato de que o tecido de fibras naturais não se constitui num material homogêneo e isotrópico, encerrando vazios internos onde o ar atua como um isolante térmico e absorve calor, faz com que as propriedades termo-físicas do tecido e das fibras naturais devam ser diversas.

Tabela 2.3 – Energias de ativação para a pirólise de materiais celulósicos (figura retirada de SHAFIZADEH, 1984).

Amostra	Condições	E_m (kJ mol ⁻¹)	Referência
Celulose	TGA em vácuo	224	[1]
Algodão	TGA em vácuo	209	[2]
Celulose	TGA em vácuo	150-251	[3]
Celulose	TGA em vácuo	234	[4]
Celulose	TGA em vácuo	222-234	[5]
Celulose	TGA, N ₂ fluído	190	[6]
Madeira	TGA, N ₂ fluído	150	[7]
Algodão	TGA, He fluído	138	[8]
Algodão	TGA, N ₂ fluído	204	[9]
Celulose	Leito fluidizado	176-209	[10,11]
Celulose	Análise dos gases desenvolvidos	169	[12]
Celulose	Análise dos gases desenvolvidos	165	[13]
Celulose	Radiação	125	[14]
Celulose	Radiação	109	[15]
Celulose	Tela aquecida eletricamente	140	[16]

- Ref. [1] - Akita, K.; Kase, M. - J. Polymer Sci., 1967, A5, 833.
 [2] - Madorsky, S.L.; Hart, V.E.; Straus, S. - J. Res. Natl. Bur. Standards, 1956, 56, 343; 1958, 60, 343.
 [3] - Ramiah, M.V. - J. Appl. Polymer Sci., 1970, 14, 1323.
 [4] - Tang, W.K. - US Dept. Agr., Forest Serv., Res. Paper FPL 71, 1967.
 [5] - Tang, W.K.; Neill, W.K. - J. Polymer Sci., 1964, C6, 65.
 [6] - Arseneau, D.F. - Can. J. Chem., 1971, 49, 632.
 [7] - Browne, B.L.; Tang, W.K. - Fire Res. Abst. Rev., 1962, 4, 76.
 [8] - Chatterjee, P.K.; Conrad, C.M. - Text. Res. J., 1966, 36, 487.
 [9] - Mack, C.H.; Donaldson, D.J. - Text. Res. J., 1967, 37, 1063.
 [10] - Lipska, A.E.; Parker, W.J. - J. Appl. Polymer Sci., 1966, 10, 1439.
 [11] - Lipska, A.E.; Wodley, F.A. - J. Appl. Polymer Sci., 1969, 13, 851.
 [12] - McCarter, R.J. - Text. Res. J., 1972, 42, 709.
 [13] - Murphy, E.J. - J. Polymer Sci., 1962, 58, 649.
 [14] - Martin, S.B. - Symp. Combust., 10th, University of Cambridge, Cambridge, England, 1964, p.877.
 [15] - Shivadev, V.K.; Emmons, H.W. - Comb. Flame, 1974, 22, 223.
 [16] - Lewellen, P.C.; Peters, W.A.; Howard, J.B. - Symp. Int. Combust. [Proc.], 1976, 16, 1471.

2.6 PROPRIEDADES FÍSICAS DOS TECIDOS DE FIBRAS CELULÓSICAS

Tecido é o produto manufaturado na forma de uma lâmina flexível resultante do processo de tecelagem que consiste, basicamente, no entrelaçamento sucessivo, de forma ordenada ou desordenada, de fios ou fibras têxteis entre si a fim de dar a sua estrutura dimensional – ver RIBEIRO (1984), ANDRADE FILHO e DOS SANTOS

(1987). Por tratar-se de um material não homogêneo e muitas vezes anisotrópico, as propriedades físicas de um tecido não são as mesmas do material do qual são feitas as suas fibras. Dependendo de como é feita a trama ou urdidura do tecido, para um mesmo material estas propriedades poderão ser bastante diferentes.

A degradação térmica de um tecido é, como discutido anteriormente, um processo mais complexo que aquele descrito para o seu constituinte básico, uma vez que o material apresenta as propriedades de descontinuidade e anisotropia. Por encerrar vazios internos preenchidos pelo ar atmosférico, as propriedades físico-químicas para os têxteis não serão aquelas do material das suas fibras, devendo-se esperar uma contribuição devido àquelas do ar atmosférico.

2.6.1 CONDUTIVIDADE TÉRMICA DE UM MEIO POROSO

Os materiais porosos podem ser divididos, grosso modo, em dois grupos principais: tipo *células de ar* e tipo *sólido granular*. O primeiro pode ser descrito como um meio que possui uma geometria com o caráter de ter sua fase sólida formada de regiões conectadas e que encerra vazios preenchidos por um fluido. Estes vazios internos podem também constituir em espaços interconectados ou tratar-se de regiões isoladas. O segundo tipo é formado de elementos granulares de sólidos que estão imersos em um meio fluido (gás ou líquido) contínuo e imóvel. Dependendo do tipo de material em análise um dos dois tipos pode ser utilizado para descrever a sua estrutura porosa. Estas estruturas são então comumente modeladas através de elementos geométricos simples (esferas, cubos, cilindros, paralelepípedos, etc.) posicionados num arranjo regular representando a fase sólida ou os vazios internos.

Porosidade ε é a fração em volume da amostra porosa que é ocupada por poros ou espaço vazio, sendo dada por

$$\varepsilon = \frac{(\rho_s - \rho)}{(\rho_s - \rho_f)} \quad 0 \leq \varepsilon \leq 1 \quad (2.5)$$

onde ρ é a densidade da amostra porosa, ρ_s é a densidade da fase sólida e ρ_f a densidade da fase fluida – ver SCHEIDEGGER (1974) e DULLIEN (1991).

O mecanismo de transferência de calor em um material poroso é complexo devido às irregularidades da microestrutura. Nesses materiais calor é propagado por condução térmica através da fase sólida, condução térmica através da fase fluida, radiação entre as superfícies da fase sólida e convecção na fase fluida.

Define-se *condutividade térmica efetiva* k_e como a condutividade de um meio homogêneo equivalente que exibe as mesmas características no regime estacionário do corpo heterogêneo. O problema da determinação da condutividade térmica efetiva de um meio poroso tem sido de grande interesse aos engenheiros químicos e geofísicos desde uma centena de anos atrás. Vários modelos e fórmulas têm sido propostos para a predição da condutividade térmica efetiva para um sistema de duas fases como função da condutividade térmica e do volume (ou da porosidade) de cada fase. Alguns modelos tomam em consideração outros parâmetros tais como a forma

das partículas sólidas, a orientação e distribuição dessas partículas, a resistência de contato entre estas partículas, para o caso de material poroso do tipo sólido granular. Descrevem-se, no Apêndice 6, alguns dos principais estudos sobre a condutividade térmica de meios porosos.

2.5.2 CALOR ESPECÍFICO DE UM MEIO POROSO

Considere-se um material constituído de duas fases, uma consistindo de um único componente sólido (subscrito *s*) e um único fluido saturante no espaço dos poros (subscrito *f*). Defina-se o índice de composição relativa *v* como

$$\begin{aligned} m_s &= v m \\ m_f &= (1-v) m \end{aligned} \quad (2.6)$$

sendo m_s a massa da fase sólida, m_f a massa da fase fluida e m a massa da amostra. Pode-se determinar a composição relativa através da relação

$$v = \frac{\rho_s}{\rho} \left(\frac{\rho - \rho_f}{\rho_s - \rho_f} \right) \quad (2.7)$$

onde ρ , ρ_s e ρ_f têm os mesmos significados anteriormente definidos. Relacionando-se a Eq.2.7 acima com a Eq.2.5 obtém-se

$$v = \frac{\rho_s(1-\varepsilon)}{(1-\varepsilon)\rho_s + \varepsilon\rho_f} \quad (2.8)$$

ou, de outro modo,

$$\frac{1-\varepsilon}{\varepsilon} = \frac{v \cdot \rho_f}{\rho_s(1-v)} \quad (2.9)$$

O calor específico para esse sistema formado pelas duas fases pode ser determinado por meio de uma média ponderada entre os valores para a fase sólida e a fluida, admitindo-se que ambas não interajam entre si, de acordo com as proporções obtidas da composição das massas relativas *v*. O calor específico efetivo C_e pode ser então escrito como

$$C_e = v \cdot C_s + (1-v) \cdot C_f \quad (2.10)$$

onde C_s é o calor específico da fase sólida e C_f o calor específico da fase fluida.

2.6.3 VALORES PARA AS PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS DO TECIDO DE ALGODÃO

As propriedades físicas *densidade específica*, *calor específico* e *condutividade térmica* do tecido serão de particular interesse no decorrer do trabalho e seus valores, assim como seu comportamento com a temperatura, foram buscados na literatura científica. A Tab.2.4 apresenta os valores para estas propriedades termofísicas da celulose. Observa-se, embora com uma pequena variação, uma relativa concordância entre os valores para a densidade e calor específico da celulose.

Tabela 2.4 Propriedades físicas da celulose

Propriedade	Valor
Densidade específica (Kg/m ³)	
Celulose do algodão	1540 (a)
Densidade específica (Kg/m ³)	
em heptano	1540 (b)
em benzeno	1570 (b)
em água	1604-1609 (b)
celulose regenerada	1522 (b)
Densidade por raio X (Kg/m ³)	
porção cristalina	1590-1630 (b)
porção amorfa	1482-1489 (b)
Calor específico (J/Kg.K)	
	1335 (a)
	1220 (b)
	1300 (c)
temperaturas entre 0 e 80°C	1452,5(d)
temperatura ambiente	1532(d)
temperatura em 0°C	1214(d)
temperatura em 20°C	1448(d)
Ponto de ignição (°C)	> 290 (b)
Calor de combustão (KJ/Kg)	17.430 (b)
Condutividade térmica (W/m.K)	
algodão	0,060 (c)
celulose (estimado)	0,316 (d)

(a) Mantell, C.L. – Engineering Materials Handbook, 1958.

(b) Daniel, J.R. – Cellulose, structure and properties. In: Encyclopedia of Polymer Science and Engineering, Vol.3, 1999.

(c) Incropera, F.P.; De Witt, D.P. – Introduction to heat transfer, 1990.

(d) Stamm, A.J. – Wood and cellulose science, 1964.

DENSIDADE

A densidade específica das porções de cristalitos das formas puras da celulose pode ser calculada das dimensões da célula unitária, determinada por medidas através da difração por raio X. Densidades específicas da celulose de valores 1,585 e 1,582 g/cm³ foram calculadas deste modo. Valores para a densidade específica da celulose foram também determinadas através do processo de medida do volume de fluido deslocado pelo sólido – ver STAMM (1964), Cap.3 – resultando em valores médios de 1,605, 1,577 e 1,538 g/cm³ para água, gás hélio e deslocamento de líquidos não-polares, respectivamente. As pequenas variações, relativamente, na densidade específica das fibras de celulose determinada em líquidos não-expansivos são devidas a diferenças no grau de cristalinidade das diferentes celuloses. Se as paredes das fibras fossem completamente cristalinas não haveria vazios internos e, conseqüentemente, o deslocamento de benzeno daria uma densidade específica de 1,585 g/cm³. Foi estimado que, se a celulose fosse inteiramente não-cristalina, a densidade específica em líquidos não-específicos seria de 1,499 g/cm³. Este último valor é menor que o anterior por 5,7 %.

CALOR ESPECÍFICO

De acordo com STAMM (1964), Cap.17, medidas efetuadas em 100 amostras de madeira de 20 tipos diferentes entre temperaturas de 0 a 106°C mostraram que o calor específico é praticamente independente da espécie, do seu peso específico e da posição na árvore na qual a amostra foi retirada, apresentando valores de 1368,8±20,9 J/kg.K. Os resultados mostraram que quanto maior a temperatura média do intervalo no qual o ensaio era feito, maior era o valor do calor específico. Foi estabelecida uma relação empírica para o calor específico *C*, em J/kg.K, em função da temperatura média *T*, em graus Celsius, dada como

$$C = 1113,5 + 4,856.T \quad (2.11)$$

O primeiro termo na equação acima é o calor específico a 0°C.

O calor específico da celulose seca foi determinado por diversos pesquisadores. Um valor de 1452,5 J/kg.K foi obtido entre 0 e 80°C; um de 1532 J/kg.K em temperatura ambiente; valores de 1214 J/kg.K em 0°C e 1448 J/kg.K em 20°C. Carvão vegetal tem um calor específico médio de 670 J/kg.K. Foi mostrado que a água absorvida pela celulose faz resultar num valor maior para o calor específico comparado à isenta de água. Os valores diminuem com um aumento do teor de umidade até 4 a 6% e então aumenta. Estes efeitos são relativamente pequenos. Valores aproximados para o calor específico da madeira ou celulose contendo diferentes quantidades de água absorvida pode ser calculada ignorando-se os efeitos da absorção sobre o calor específico da água e considerando-se os valores para as frações parciais em massa de cada componente presente como aditivo.

CONDUTIVIDADE TÉRMICA

A condutividade térmica da madeira seca na direção transversal varia com a sua densidade específica ρ e com a fração de volume vazio ε preenchido pelo ar. Segundo STAMM (1964), Cap.17, a condutividade térmica k , em W/m.K, pode ser dada pela relação

$$k = 0,2168 \frac{\rho}{\rho_w} + 0,0238.\varepsilon \quad (2.12)$$

onde ρ_w é a densidade específica da água. Quando a densidade da madeira aproxima-se do valor 0, ε tende a 1 e k tende ao valor 0,0238 W/m.K, o valor da condutividade térmica do ar ambiente. Pó fino de madeira seca compactada, livre de vazios, deve ter uma condutividade térmica de 0,316 W/m.K ($1,46 \times 0,2168$, sendo $\rho/\rho_w = 1,46$). É evidente, deste modo, que a baixa condutividade térmica da madeira é, em grande parte, devido ao fato de que uma parte da condução ocorre através do ar inserido em seus vazios internos diminutos, de modo que correntes de convecção não podem estabelecer-se. A Eq.2.12 não representa uma lei exata e sim uma relação aproximada, que dá valores para a condutividade térmica com uma precisão adequada para emprego prático.

Quando a madeira contém umidade, a condutividade térmica aumenta devido ao maior valor da condutividade térmica da água comparado ao do ar. Sob estas condições a Eq.2.12 pode ser modificada adicionando-se um termo envolvendo o produto do teor de umidade m do espécime, a densidade relativa ρ/ρ_w e a condutividade térmica da água k_w . O valor efetivo para k_w foi empiricamente encontrado como sendo 0,40 para teores de umidade abaixo de 40 por cento e 0,55 para teores acima de 40 por cento. Deste modo, tem-se em W/m.K, as relações

$$k = 0,2168 \frac{\rho}{\rho_w} + 0,40.m \frac{\rho}{\rho_w} + 0,0238.\varepsilon \quad m < 0,40 \quad (2.13)$$

$$k = 0,2168 \frac{\rho}{\rho_w} + 0,55.m \frac{\rho}{\rho_w} + 0,0238.\varepsilon \quad m > 0,40 \quad (2.14)$$

Quando o teor de umidade da madeira aumenta, ε diminui e torna-se zero quando a madeira está completamente saturada. Madeira é um excelente isolante térmico comparado com muitos materiais e isto se deve a baixa condutividade térmica dos seus constituintes (celulose, principalmente) associados a sua estrutura porosa.

TECIDO DE ALGODÃO

Como a determinação do calor específico e da condutividade térmica do tecido envolveria ensaios específicos para este fim nas condições de interesse, o que foi considerado de difícil execução, tomou-se de modelos teóricos simplificados os valores para estas grandezas, relacionando-as com os valores da celulose pura. Um tecido de fibras naturais não consiste num meio poroso com arranjo homogêneo, haja vista a orientação particular dada as suas fibras formando fios e como estes estão tramados para formar o próprio tecido. Além do que, as próprias fibras exibem uma porosidade característica. Por volume interno das fibras define-se os espaços vazios no interior das fibras que são genericamente chamadas de poros, cavidades, trincas, vazios, etc. QUINN (1963), através de medições experimentais com o processo de penetração de mercúrio por alta-pressão, chegou a um valor de 6,6% para a porosidade das fibras de algodão natural, embora outros autores coloquem-na entre 7 e 11% dependendo do tipo de algodão. Mudanças na porosidade das fibras podem resultar de tratamentos físico-químicos, como, por exemplo, quando uma fibra é sujeita a uma combinação de calor e tração, o que faz com que os seus vazios internos sejam reduzidos acentuadamente. O efeito do tratamento de acetilização do algodão sobre a sua porosidade é discutido por HONOLD et al. (1956). A porosidade das fibras pode ser importante por sua influência sobre outras propriedades tais como na sua expansão volumétrica, na sua capacidade de tingimento, absorção de umidade e assim por diante.

Foi efetuada experimentalmente a medida da densidade média de um tipo de tecido de fibras de algodão (flanela), cujas amostras foram utilizadas posteriormente nos ensaios de corte (Tecidos A e B – ver Cap.5), através da medida de sua massa (por meio de uma balança digital) e de seu volume (através da mensuração dos lados do seu formato em paralelepípedo) resultando num valor de $\rho_m = 210 \text{ Kg/m}^3$ para este tipo de tecido.

Empregando-se o valor da celulose regenerada, 1522 Kg/m^3 , e para o nitrogênio gasoso o valor buscado em INCROPERA e DE WITT (1990), igual a $1,1233 \text{ Kg/m}^3$ para a pressão ao nível do mar e temperatura de 300 K, e utilizando-se da Eq.2.5 obtém-se para a porosidade $\varepsilon = 0,863$ e para a composição relativa $v = 0,995$. Como se observa, a densidade do nitrogênio é muito menor que aquela da celulose, de maneira que o valor de v para a amostra do tecido é bastante próxima de 1,0.

Empregando-se a Eq.2.10 com os valores para o calor específico da celulose igual a 1220 kJ/kg.K e para o nitrogênio igual a 1041 kJ/kg.K (ambos a 300 K e pressão de 1 atmosfera), obtém-se para o calor específico do tecido o valor teórico $C_e = 1219 \text{ KJ/Kg}$.

Não se conseguiu, na literatura técnica, diretamente o valor da condutividade térmica da celulose. Pode-se estimar o seu valor como sendo igual ao do pó de madeira compactado inferido por STAMM (1964), igual a $0,316 \text{ W/m.K}$, ou calculando-se, através de uma das equações para a condutividade térmica de meios porosos, o seu valor a partir da condutividade do algodão dado por INCROPERA e DE WITT (1990), igual a $0,06 \text{ W/m.K}$. Empregando-se os valores da densidade específica do algodão, dado por esses autores como igual a 80 kg/m^3 , da celulose,

igual a 1522 kg/m^3 , e do nitrogênio, $1,1233 \text{ kg/m}^3$, na Eq.2.5, obtém-se para a porosidade deste algodão o valor $\varepsilon = 0,948$. Este valor de porosidade é muito elevado e, como a condutividade do algodão é bem maior que a do nitrogênio, algumas das equações apresentadas para a condutividade térmica de meios porosos não podem ser empregadas na obtenção do valor da condutividade da celulose. Fazendo-se uso da Eq.A6.2, que é a que permite o maior valor para k_e , obtém-se para a condutividade térmica da celulose o valor $0,68 \text{ W/m.K}$. Este valor é praticamente o dobro daquele de Stamm, e, devido às várias hipóteses assumidas implicitamente no seu cálculo que não têm como serem garantidas, não pode ser considerado confiável.

AKITA e KASE (1967) empregaram amostras de celulose (na forma de papel sem traços de produtos inorgânicos) com valores para a densidade específica $\rho = 800 \text{ kg/m}^3$, calor específico $C = 1256 \text{ J/kg.K}$ (estimado), condutividade térmica $k = 0,08372 \text{ W/m.K}$ (estimada) e difusibilidade térmica $\alpha = 0,085 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ (através desses valores). O valor da porosidade, calculado pela Eq.2.5, é então $\varepsilon = 0,475$. Fazendo-se uso da equação de Maxwell – Eq.A6.4 – e empregando-se o valor da condutividade efetiva igual a $0,08372$, o valor da condutividade térmica da celulose pode ser calculado como sendo $k_s = 0,363 \text{ W/m.K}$. Este valor é bastante próximo ao valor estabelecido à partir de Stamm (diferença de 15%).

O valor da condutividade térmica do tecido, empregando-se para a celulose o valor $k_s = 0,316 \text{ W/m.K}$, calculado para a condição de maior valor – dada pela Eq.A6.2 – resulta em $k_e = 0,0656 \text{ W/m.K}$, ao passo que calculado para a condição de menor valor – dada pela Eq.A6.1 – resulta em $k_e = 0,0296 \text{ W/m.K}$. A diferença entre ambos os valores é, como se vê, bastante grande. Segundo a expressão de Maxwell – Eq.A6.4 – que se aplica para valores elevados da porosidade ε , a condutividade térmica é $k_e = 0,0353 \text{ W/m.K}$. Estes dois últimos valores são menores que o do algodão, igual a $0,06 \text{ W/m.K}$, embora a porosidade do algodão seja maior. Por causa desta contradição será admitido que o tecido possua igualmente um valor de $0,06 \text{ W/m.K}$ para a sua condutividade térmica.

Empregando-se este último valor para o tecido junto aos valores da densidade específica ρ_m e da condutividade térmica k_e , o valor da *difusibilidade térmica* α , definida por

$$\alpha = \frac{k}{\rho C} \quad (2.15)$$

resulta em $\alpha_m = 0,2344 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ para o tecido. A Tab.2.5 apresenta os valores para as propriedades termofísicas da celulose, nitrogênio e os estimados para a amostra de tecido de fibras de algodão. Deve-se salientar que estes valores são referentes a temperatura de 300 K e pressão ao nível do mar. Estas grandezas têm seus valores dependentes da temperatura, sendo que, para o calor específico, geralmente observa-se o aumento do seu valor com o aumento da temperatura. Já a densidade específica geralmente diminui com a temperatura, e no caso do tecido, temperaturas acima de 150°C promovem a degradação das suas fibras celulósicas, acarretando perda de massa, como visto anteriormente.

Tabela 2.5 – Propriedades físicas para a celulose, nitrogênio e as estimadas para um tipo particular de tecido natural (ρ - densidade, k - condutividade térmica, C - calor específico, α - difusibilidade térmica, ε - porosidade, v - composição relativa).

Na temperatura média de 300 K	ρ (kg/m ³)	ε	v	C (J/kg.K)	k (W/m.K)	$\alpha \cdot 10^6$ (m ² /s)
Celulose	1522			1220	0,3160 [†]	0,1702
		0,863	0,995		0,0600 [‡]	0,0323
Nitrogênio*	1,1233			1041	0,0259	22,10
Tecido	210			1219	0,0600	0,2344

[†] Valor estimado por Stamm – Wood and Cellulose Science, 1964.

[‡] Valor para o algodão retirado de Incropera, F.P.; De Witt, D.P. – Introduction to heat transfer, 1990.

* Valores retirados de Incropera e De Witt.

3

MATERIAIS PARA A FERRAMENTA E SUAS PROPRIEDADES MECÂNICAS, TÉRMICAS E ELÉTRICAS

O material do qual é feito o corpo da fresa deve apresentar características especiais para a aplicação a que deverá ser submetido. Deve oferecer propriedades como boa resistência mecânica, boa tenacidade e um alto módulo de elasticidade para suportar os esforços e deformações decorrentes da ação de corte nas condições de elevada temperatura em que irá operar. Deverá ainda possuir uma boa resistência à oxidação na temperatura de trabalho e um valor apreciável de resistividade elétrica para poder originar um valor considerável de energia térmica a partir da elétrica. Quando da escolha de um material para uma nova aplicação, como nos ensina ASHBY (1992), deve-se olhar para todas as classes sem nenhum preconceito e, a partir das cartas das suas propriedades, buscar aqueles prováveis que atenderão as exigências. Dentro das três classes principais de materiais – metais, cerâmicas e polímeros – apenas os metais e compostos intermetálicos reúnem as propriedades desejadas (ao menos entre os materiais tratados hoje como convencionais). A busca se deu, portanto, dentro dos materiais metálicos (o que de modo algum restringiu o campo de busca a poucas opções). Serão tratados, a seguir, as principais exigências relacionadas ao material da ferramenta e os aspectos decorrentes nas condições de serviço. Posteriormente serão enumerados os potenciais candidatos bem como a suas propriedades mecânicas, térmicas e elétricas de relevo.

3.1 SÍMBOLOS EMPREGADOS

Alfabéticos

- A_T – área da seção transversal da ferramenta [mm^2]
- f – fator de amplificação devido ao efeito centrífugo [-]
- D_r – diâmetro da seção de corte da ferramenta [mm]
- E – módulo de elasticidade longitudinal [GPa]
- F_a – força de avanço [N]
- F_{Long} – força na direção longitudinal [N]

- F_{Tran} – força na direção transversal ao movimento da ferramenta [N]
 F_{t-Long} – componente da força tangencial na direção longitudinal [N]
 F_{t-Tran} – componente da força tangencial na direção transversal [N]
 I – corrente elétrica [A]
 I_f – momento de inércia da seção da ferramenta [mm^4]
 k – condutividade térmica do material [W/m.K]
 L_f – comprimento da seção de corte da ferramenta [mm]
 p – força de corte distribuída na ferramenta [N/mm]
 Q_a – força na direção de avanço da ferramenta [N]
 Q_t – força tangencial [N]
 t – tempo [s]
 T – temperatura [°C, °F, K]
 v_{aMax} – velocidade máxima teórica de avanço [mm/s]

Gregos

- α – posição angular [°]
 χ – $\chi = \omega/\omega_{crit}$ [-]
 δ_f – deflexão da extremidade da ferramenta [mm]
 Φ – fluxo radial de calor [W/mm²]
 Φ_N – fluxo radial de calor nominal [W/mm²]
 λ – $\lambda = \chi \cdot \lambda_n$ [-]
 λ_n – raízes da Eq.3.22 [-]
 θ – posição angular [°]
 ρ – densidade do material [Mg/m³]
 ρ_e – resistividade elétrica do material [nΩ.m]
 σ – tensão máxima no material [MPa, ksi, tons/in²]
 σ_{ad} – tensão admissível [MPa, ksi, tons/in²]
 σ_e – tensão de escoamento do material [MPa, ksi, tons/in²]
 σ_f – tensão máxima permissível pelo material em virtude do efeito de temperatura [MPa, ksi, tons/in²]
 ω – velocidade angular da ferramenta [rad/s]
 ω_{crit} – velocidade angular crítica da ferramenta [rad/s]
 ζ_m – energia específica volumétrica de degradação do material têxtil [J/mm³]

3.2 ESFORÇOS NA FERRAMENTA

Como forma de descrever as forças que agem sobre a ferramenta empregar-se-á a seguinte simplificação, que permite ao menos um melhor entendimento do problema. Para tanto far-se-á uso, para o movimento relativo entre ferramenta e peça, da convenção que considera a peça (tecido) como parada e a ferramenta em movimento – ver FERRARESI, 1982. Como ilustra a Fig.3.1, as forças na ferramenta são assumidas como sendo a força tangencial Q_t atuando alternadamente sobre os gumes de corte 1 e 2, e uma força Q_a , agindo na direção do avanço da ferramenta

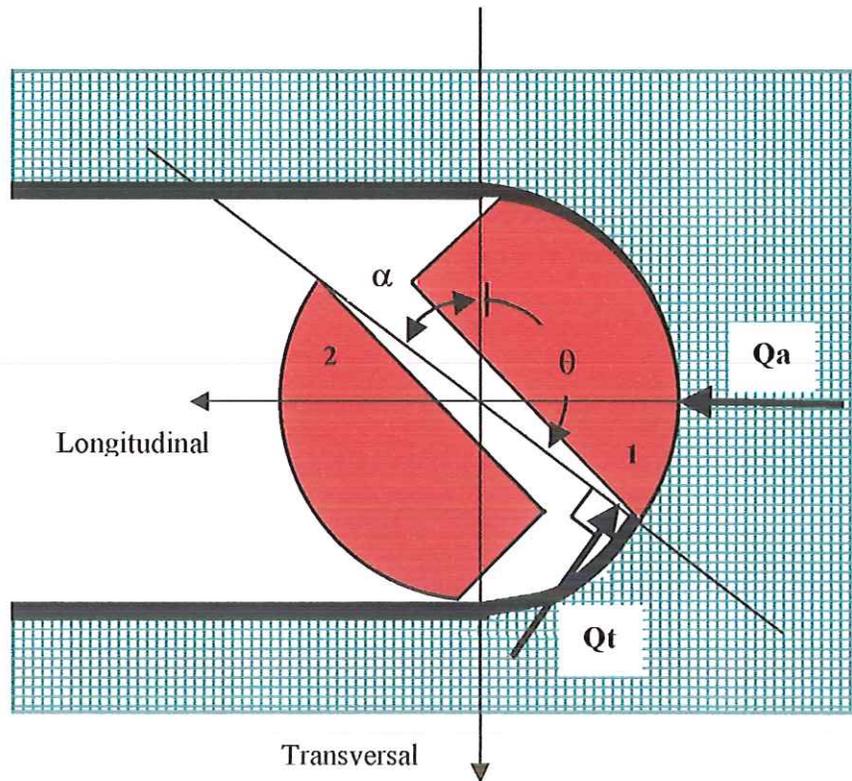


Figura 3.1 Forças sobre a ferramenta de corte.

com relação ao tecido, e passando pelo seu centro. Para operações normais de usinagem com fresa de topo a força Q_a atua sobre a ponta da sua aresta principal de corte, de modo que apenas circunstancialmente ela passa pelo centro da ferramenta. No tipo de operação aqui tratado, porém, esta hipótese pode ser tomada em razão dos argumentos descritos no Cap.4.

A força tangencial não é, obviamente, constante, devendo apresentar como padrão, para um dos gumes de corte, um aumento progressivo do seu valor para posições entre $\theta = 0$ e 90° aproximadamente, e devendo, a seguir, ter seu valor diminuído continuamente até aproximadamente $\theta = 180^\circ$. Entre aproximadamente $\theta = 180^\circ$ e 360° o seu valor é nulo, uma vez que o gume cortante atua em vazio. Este comportamento pode ser explicado pelo aumento progressivo da espessura de corte entre $\theta = 0$ e 90° e sua diminuição contínua entre $\theta = 90^\circ$ e 180° (ver Apêndice 2). Além do aumento da espessura de corte deve-se incluir o efeito do arrasto das partículas do material cortado, cuja quantidade aumenta continuamente entre $\theta = 0$ e 180° , e que, espremido entre a folga existente a frente do gume de corte da ferramenta e o espaço deixado pelo corte anterior do outro gume, deve contribuir em alguma monta para o esforço de corte.

A força Q_a , por outro lado, resulta da pressão de contato entre a ferramenta e a parede de material têxtil. Por simplicidade esta força é assumida como constante para

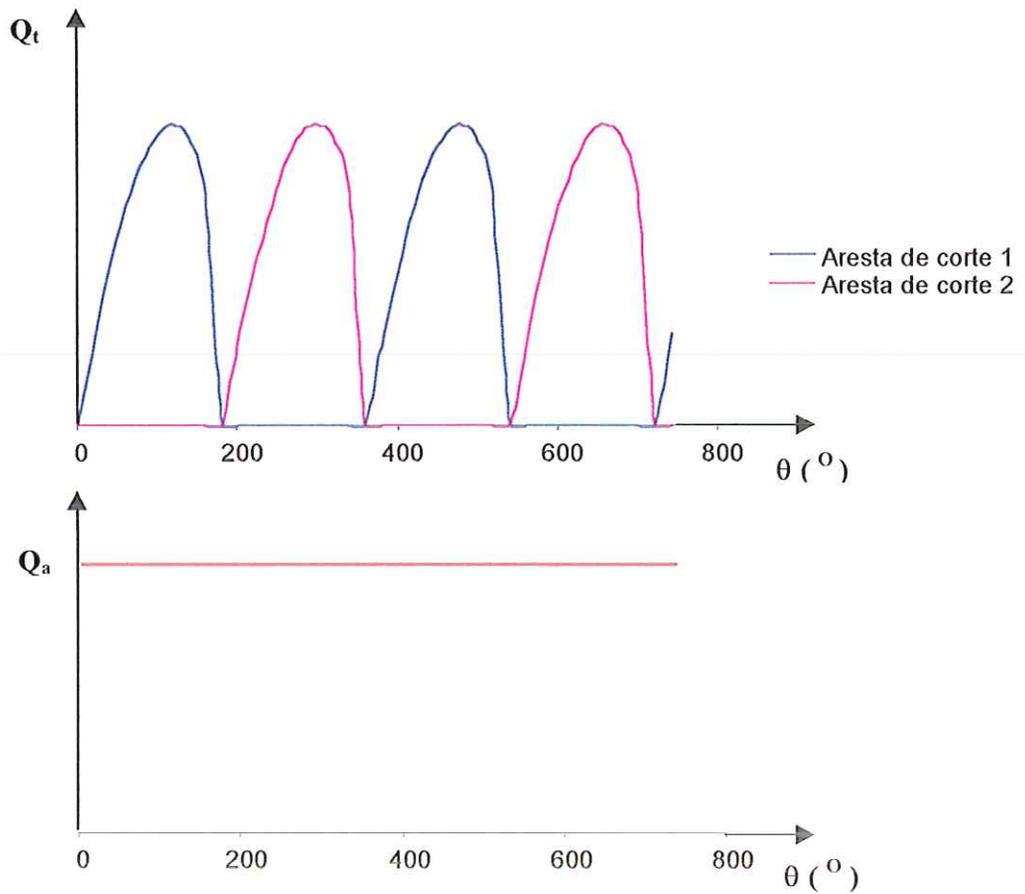


Figura 3.2 Variação das forças Q_t e Q_a com a posição angular θ .

um ciclo da fresa. Tem-se, então, esses comportamentos dados segundo a Fig.3.2. As projeções dessas forças nas direções longitudinal e transversal (ver Fig.3.1) podem então ser dadas como

$$F_{t-Long} = - Q_t(\theta). \cos\alpha \quad (3.1a) \quad F_{a-Long} = Q_a \quad (3.1b)$$

$$F_{t-Tran} = - Q_t(\theta). \sen\alpha \quad (3.2a) \quad F_{a-Tran} = 0 \quad (3.2b)$$

e observando-se que $\alpha + \theta = 180^{\circ}$, tem-se que as forças resultantes nessas direções são dadas por

$$F_{Long} = Q_a + Q_t(\theta). \cos\theta \quad (3.3)$$

$$F_{Tran} = - Q_t(\theta). \sen\theta \quad (3.4)$$

A força $F_{L,ong}$ é costumeiramente denominada de *força de avanço* e aqui será simbolizada por F_a , de maneira que $F_a = F_{L,ong}$. Supondo-se então que a força Q_t possa ser representada, ainda que grosseiramente, pela função

$$Q_t(\theta) = Q_o \cdot \text{sen}\theta \quad (3.5)$$

onde Q_o é um valor constante de força, tem-se que

$$F_a = Q_a + \frac{1}{2} \cdot Q_o \cdot \text{sen}(2\theta) \quad (3.6)$$

$$F_{Tran} = - Q_o \cdot \text{sen}^2(\theta) \quad (3.7)$$

Ainda mais, assumindo-se que Q_o é bem menor que Q_a , tem-se os seguintes comportamentos, dados pela Fig.3.3, para as forças de avanço e transversal.

Os resultados acima, decorrentes de algumas hipóteses simples, caracterizam em linhas gerais o que foi observado do processo de corte. A força de avanço F_a se exibe como praticamente constante devido à sua alta frequência, enquanto o caráter da força transversal F_{Tran} pode ser percebido pela tendência que se observa da ferramenta de procurar descrever uma curva com seu lado interno concordante com o sentido de giro da ferramenta (sentido horário quando visto em planta).

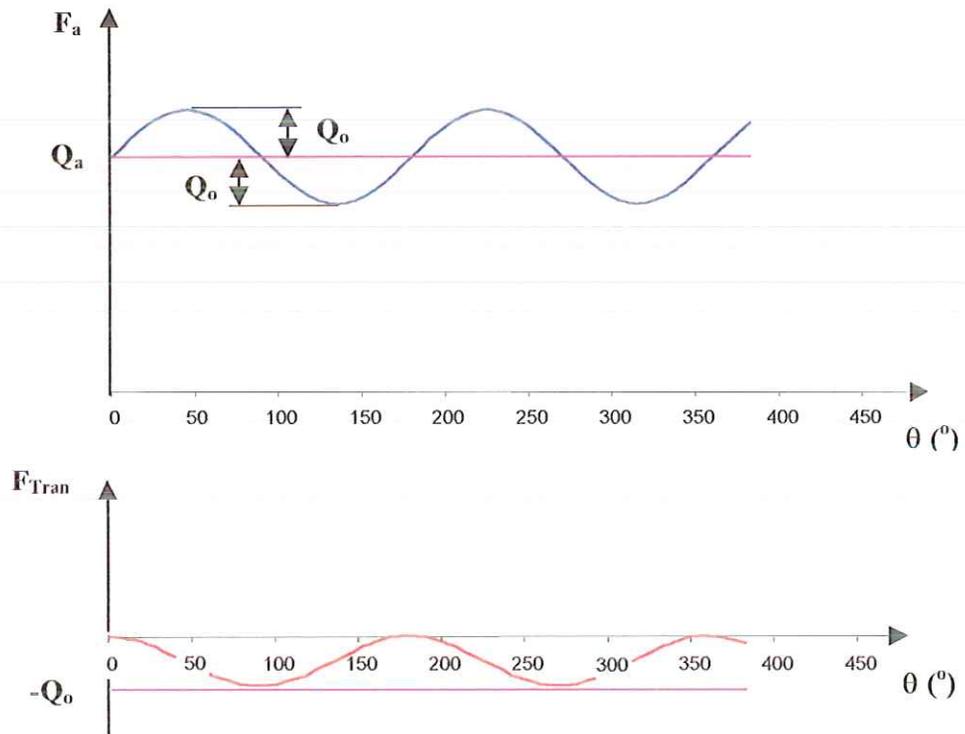


Figura 3.3 Variação das forças de avanço F_a e da força transversal F_{Tran} com a posição angular.

3.3 CRITÉRIOS PARA A ESCOLHA DO MATERIAL

A escolha de um material para uma dada aplicação deve, sempre que possível, orientar-se por critérios definidos objetivamente, como os impostos pelo conjunto das propriedades esperadas desse material, tais como propriedades mecânicas, térmicas, elétricas, magnéticas, ópticas, etc., e por outras condições restritivas, como as ditadas pelo processo de fabricação, a disponibilidade e o custo desse material, etc. Em relação às propriedades físicas esperadas do material, o emprego de modelos teóricos lineares (se possíveis) facilita sobremaneira a busca de um material com a combinação de propriedades desejadas que otimize o resultado do seu emprego – ver ASHBY (1992). Alguns modelos foram desenvolvidos com relação às condições de trabalho da ferramenta que serviram de guia na busca de um material com a combinação de propriedades mais adequadas.

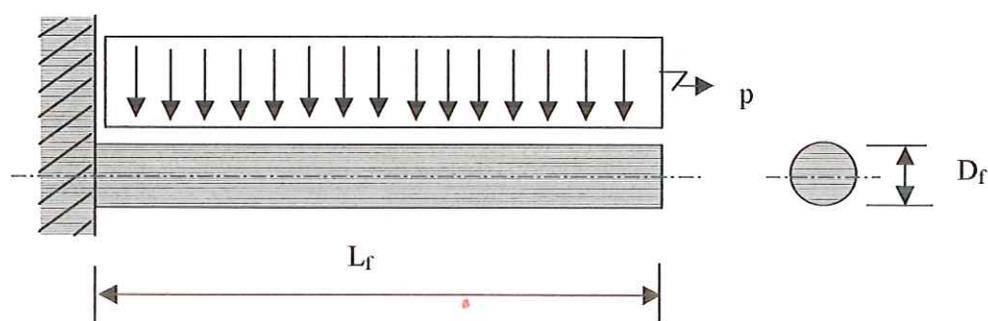


Figura 3.4 Modelo para a ferramenta de corte como uma viga engastada submetida a um carregamento uniforme.

O primeiro modelo refere-se a sollicitação mecânica experimentada pelo corpo da ferramenta, que é tratada segundo o modelo de viga em balanço submetida a um carregamento uniforme p , conforme ilustrado pela Fig.3.4 acima. A tensão normal máxima σ de tração no material da ferramenta devida ao esforço de flexão, admitindo-se que ela corresponda a um valor dentro do regime elástico e que o efeito centrífugo possa ser desconsiderado, é dada por

$$\sigma = \frac{1}{4} \frac{pL_f^2 D_f}{I_f} \quad (3.8)$$

Tem-se, no entanto, que a força média concentrada no meio do comprimento L_f da ferramenta corresponde a força de avanço F_a , de maneira que

$$F_a = pL_f \quad (3.9)$$

Para uma seção transversal circular de diâmetro D_f o momento de inércia I_f é dado por

$$I_f = \frac{\pi D_f^4}{64} \quad (3.10)$$

e portanto

$$\sigma = \frac{16}{\pi} \frac{F_a L_f}{D_f^3} \quad (3.11)$$

Ao esforço de flexão na ferramenta deve-se adicionar o esforço de torção provocado pelo torque exercido pela força Q_t . Por se acreditar que o valor máximo desta força é pequeno e que o braço desta força também o é, o torque, portanto, é bastante baixo e as tensões tangenciais oriundas devem ser bastante pequenas. Uma deflexão bastante acentuada da ferramenta, no entanto, acarretaria um braço elevado para essa força o que provocaria a falha por torção, o que foi constatado pelo autor.

Deseja-se que as deformações na ferramenta oriundas dos esforços de corte sejam reversíveis e, assim, deve-se limitar a tensão σ a um valor dentro do regime elástico através da *tensão admissível* σ_{ad} . O valor para σ_{ad} depende das condições de trabalho do material e das características desejadas da peça. Estivesse a ferramenta operando a temperatura ambiente na condição de carregamento estático ou por um tempo bastante curto, σ_{ad} poderia ser relacionado ao valor da *tensão de escoamento* σ_e através de um coeficiente de segurança. Como ela irá operar a elevadas temperaturas com tensões variando ciclicamente, deve-se estipular um período de utilização, correspondente a vida da ferramenta, em virtude de ser esta limitada pelos fenômenos da *fluência*, *fadiga* ou *corrosão*, ou a uma combinação destes fatores. Chamar-se-á então de σ_f genericamente a resistência mecânica limitada pelos efeitos de temperatura. O conhecimento do comportamento mecânico do material nas condições em que irá ser empregado é, assim, essencial para a especificação do valor de σ_{ad} que permita a obtenção dessas características.

No Cap.4 é desenvolvido um modelo para o fluxo de calor Φ através da superfície lateral da ferramenta gerado pelo efeito Joule. Segundo esse modelo (Eq.4.9) tem-se

$$\Phi_N = \frac{16}{\pi^2} \frac{\rho_e I^2}{D_f^3} \quad (3.12)$$

onde ρ_e e I são, respectivamente, a resistividade elétrica do material da ferramenta e o valor da corrente no circuito. Relacionando-se as equações (3.11) e (3.12) através da sua grandeza geométrica comum D_f e fazendo-se $\sigma = \sigma_f$ obtém-se

$$\Phi_N = \frac{1}{\pi} \frac{I^2}{F_a L_f} \rho_e \sigma_f \quad (3.13)$$

O interessante no resultado acima é que, por as expressões (3.11) e (3.12) variarem com o inverso de D_f^3 , a Eq.3.13 não depende do diâmetro D_f . Pode concluir-se que um aumento da grandeza Φ_N pode ser conseguido geometricamente pela diminuição do comprimento da ferramenta L_f e, de outro lado, ao buscar-se o maior valor para Φ_N através das propriedades do material, dado pela combinação de $[\rho_e \sigma_f]$ máximo, em realidade tem-se determinado o menor diâmetro que maximiza Φ_N e ao mesmo tempo resiste elasticamente aos esforços provocados pela força F_a .

A força F_a , para um valor fixado da velocidade de avanço v_a da ferramenta, pode não ser independente do diâmetro da ferramenta D_f . O mais razoável seria esperar por um aumento de F_a com o aumento de D_f . Como a relação entre ambos, para este tipo de operação, é de difícil modelagem (ver discussão abaixo) e, conseqüentemente, necessitaria de ensaios específicos a este fim, uma alternativa é estabelecer provisoriamente esta independência.

A velocidade de avanço v_a é dada no Capítulo 4 pela Eq.4.64, ou aproximadamente pela Eq.4.53 como sendo

$$v_{a_{max}} = \pi \Phi / \zeta_m \quad (3.14)$$

sendo ζ_m a energia específica volumétrica (energia por volume) necessária para degradar o material do tecido. A máxima velocidade de avanço, ou seja, a maior eficiência do processo de corte (entre outros requisitos), deverá ser dada pelo maior valor do fluxo radial de calor Φ .

Por este primeiro critério deve-se, portanto, escolher um material que possua a mais elevada combinação do parâmetro $[\rho_e \sigma_f]$. A Fig.3.5 mostra o papel da temperatura na resistência mecânica dos materiais, onde a tensão admissível (em condições de ensaio com taxa de deformação de $10^{-4}/s$) é traçada em função da temperatura. Existem várias maneiras de expressar, por exemplo, a resistência mecânica em altas temperaturas, sendo algumas mais adequadas a um dado objetivo. A forma acima, no entanto, permite visualizar o campo de tensões e temperaturas em que cada classe de material pode ser utilizada. Observa-se que, para os materiais metálicos, as ligas a base de titânio e níquel apresentam os valores mais elevados de tensão admissível nas mais elevadas temperaturas permissíveis. Deve-se, portanto, dentre esses materiais empregar os que apresentarem os maiores valores para a resistividade elétrica ρ_e (obviamente outros requisitos são também exigidos).

O segundo modelo para as condições de serviço da ferramenta refere-se ao valor da força F_a . Não houve como estimar a força de corte ao longo do comprimento da ferramenta em virtude de ser esta força dependente das propriedades mecânicas do tecido na região de contato com a ferramenta e das características geométricas dos ângulos de corte da ferramenta. Condições diversas de degradação no tecido associadas à valores diferentes para o *ângulo de saída* e da geometria das costas da ferramenta devem resultar em valores distintos para a força de corte. Pode-se restringir o valor máximo da força de avanço F_a impondo-se que a deflexão da ponta da ferramenta seja menor que um certo valor. A expressão para a deflexão elástica da ponta da ferramenta δ_f é dada por

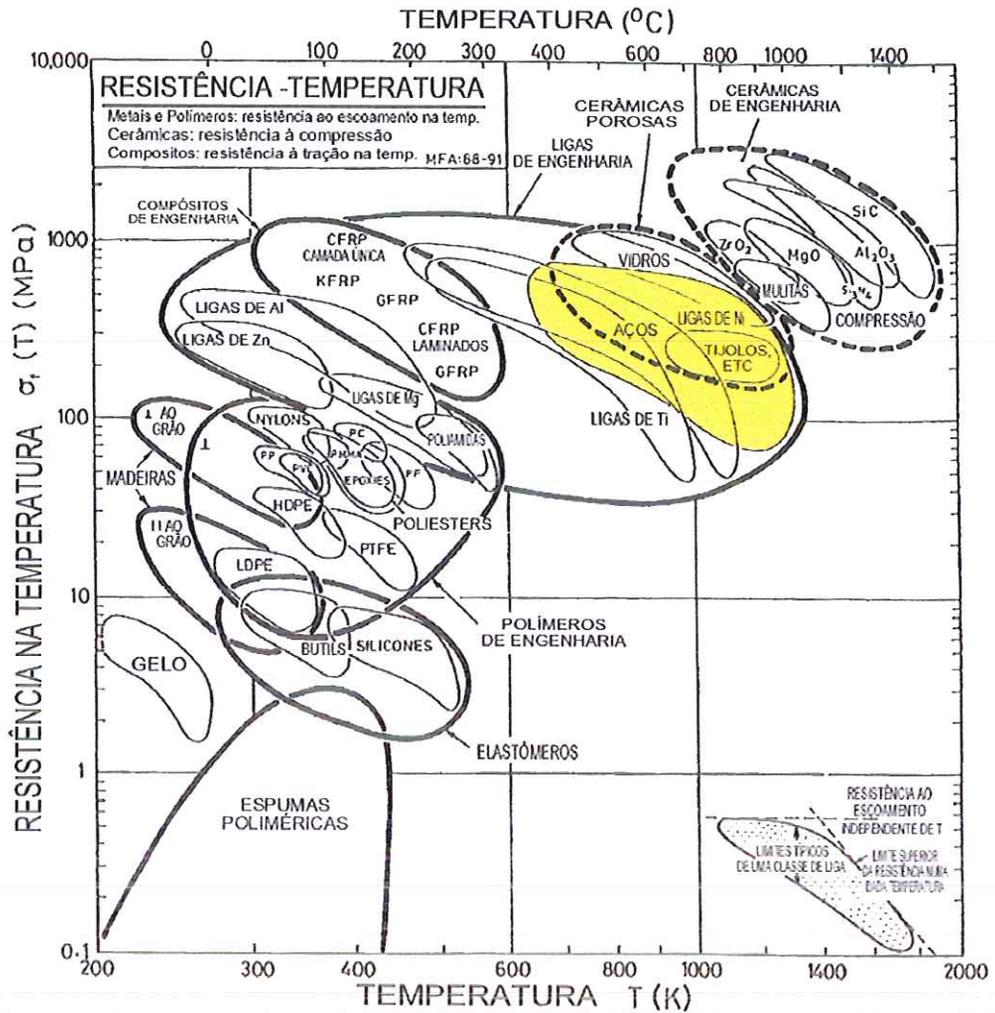


Figura 3.5 Resistência mecânica com a temperatura para diversos tipos de materiais, com destaque para as ligas de níquel (figura retirada de ASBHY, 1992).

$$\delta_f = \frac{F_a L_f^3}{8 E I_f} \quad (3.15)$$

onde E é o módulo de elasticidade longitudinal do material da ferramenta. Substituindo-se a expressão para I_f , dada pela Eq.3.10, obtém-se

$$\delta_f = \frac{8}{\pi} \frac{F_a L_f^3}{D_f^4} E^{-1} \quad (3.16)$$

Portanto, ao desejar minimizar o valor de δ_r , deve-se escolher um material que apresente um valor elevado para E na temperatura de trabalho. De outro lado, geometricamente, deve-se especificar um comprimento L_f adequado.

Um outro efeito que pode dar origem a esforços adicionais na ferramenta é o devido a esta deflexão δ_r combinada à ação centrífuga na ferramenta. Na usinagem de metais a rotação da ferramenta é geralmente limitada pela velocidade tangencial periférica no gume de corte, que deverá situar-se numa faixa de valores (maior que a da velocidade para a não formação da aresta postiça de corte e menor que aquelas que provocarão um desgaste prematuro do gume de corte). A restrição ao emprego de elevadas rotações neste processo que seria, em princípio, devido unicamente as limitações técnicas do anel coletor – ver Cap.5 –, poderá estar determinada pelo fato de que a ferramenta deverá trabalhar a altíssimas temperaturas (por volta de 850-900°C). Nestas temperaturas o módulo de elasticidade longitudinal e a tensão de escoamento do seu material têm os seus valores severamente diminuídos e se as forças de corte ao longo do seu comprimento forem maiores que certo valor estas poderão causar deflexões que serão amplificadas pela força centrífuga devido a rotação da ferramenta, e desta forma, as tensões no material da ferramenta, embora baixas, poderão suplantar aquelas de escoamento do material na temperatura de funcionamento. As formas de contornar este problema seriam então o abaixamento da temperatura de trabalho na ferramenta, a diminuição do valor de sua rotação ou o aumento da dimensão do diâmetro da sua seção, sendo que nenhuma delas é desejada.

Um terceiro modelo foi desenvolvido (ver Apêndice 1) para o tratamento deste efeito, no qual a ferramenta é considerada como uma *viga em balanço*. A expressão para a tensão normal máxima σ de tração no material da ferramenta é dada, segundo a Eq.A1.32, por

$$\sigma = \frac{1}{4} \frac{F_a L_f D_f}{I_f} f \quad (3.17)$$

sendo f o fator de amplificação devido ao efeito centrífugo, dado como

$$f = \frac{2}{\lambda^2} \frac{\text{sen}(\lambda) \text{senh}(\lambda)}{1 + \cos(\lambda) \cosh(\lambda)} \quad (3.18)$$

onde

$$\lambda = \chi \cdot \lambda_n \quad (3.19)$$

e

$$\chi = \sqrt{\frac{\omega}{\omega_{crit}}} \quad (3.20)$$

ω é a velocidade angular da ferramenta e ω_{crit} é a sua *velocidade angular crítica* (rotação na frequência natural), expressa por

$$\omega_{crit} = \frac{\lambda_n^2}{L_f^2} \sqrt{\frac{EI_f}{\rho A}} \quad (3.21)$$

onde ρ é a densidade do material da ferramenta (na temperatura de trabalho), A_T é a área da sua seção transversal no comprimento eficaz L_f da ferramenta, e λ_n as raízes da equação

$$\cos(\lambda_n) \cosh(\lambda_n) + 1 = 0 \quad (3.22)$$

sendo as três primeiras raízes dadas por $\lambda_{n1} = 1,875$, $\lambda_{n2} = 4,694$ e $\lambda_{n3} = 7,855$.

Pode ser visto pela Fig. A1.3 que o valor do fator f aumenta com o aumento de χ , ou seja, com a velocidade de rotação da ferramenta. Obviamente deseja-se que a velocidade angular crítica ω_{crit} seja a maior possível. Substituindo-se as expressões para I_f , dada por Eq.3.10, e assumindo-se que A_T é aproximadamente

$$A_T \cong \pi D_f^2 / 4 \quad (3.23)$$

tem-se que a expressão para a velocidade angular crítica é então

$$\omega_{crit} = \frac{1}{4} \lambda_n^2 \frac{D_f}{L_f^2} \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (3.24)$$

Para aumentar-se ω_{crit} pode-se trabalhar geometricamente com o aumento de D_f e a diminuição de L_f . Ao buscar-se um material para maximizar ω_{crit} deve-se escolher um material com a maior relação $[E/\rho]$ na temperatura de operação. Esta relação possui valores elevados para os materiais metálicos de construção mecânica em temperatura ambiente – ver ASHBY (1992), pag.73 –, não se verificando uma diferença notável entre as magnitudes desta relação para estes materiais. O mesmo ocorre para esta classe de materiais para emprego em altas temperaturas nesta condição de trabalho. Portanto, esse critério é considerado como secundário, não necessitando uma atenção especial na busca do material.

A ferramenta, ao constituir-se no próprio elemento elétrico-resistivo, faz com que a distribuição de temperatura no seu comprimento seja constante e que a distribuição na sua seção, dada pela Eq.4.24, seja quase homogênea, em virtude da pequena dimensão da sua seção transversal. Deste modo, embora seja desejável um alto valor para a condutividade térmica k do material, isto não se constitui realmente num requisito de primeira ordem.

3.4 MATERIAIS RESISTENTES À ALTAS TEMPERATURAS

Os efeitos das condições de serviço sobre as propriedades de um material constituem um aspecto muito importante dentro da ciência dos materiais. As propriedades físicas para um grande número de materiais metálicos comumente apresentam uma variação quando empregadas em altas temperaturas com relação aos seus valores na temperatura ambiente. Outras vezes altera apreciavelmente a direção da evolução no fenômeno que se observa em baixa temperatura para algumas dessas propriedades. Em outras, ainda, a elevação da temperatura pode provocar efeitos no material que não existiam na ambiente.

As propriedades mecânicas dos metais, para o problema em estudo, são as que têm seus valores mais afetados pelas condições de operação em alta temperatura, e delas, a resistência é a mais dependente das condições de solicitação e de tratamento dado ao material. As propriedades elétricas e térmicas, embora sejam também afetadas, têm sua variação em muito menor grau e podem ser creditadas, quase que exclusivamente, ao efeito da temperatura. Abaixo são discutidos os principais efeitos da temperatura elevada na resistência mecânica desses materiais.

3.4.1 RESISTÊNCIA MECÂNICA

A diminuição da resistência mecânica dos materiais com o aumento da temperatura é verificada em ensaios de tração e compressão de curta duração, variando-se a temperatura da amostra. Para a maioria dos materiais a resistência à ruptura σ_r , o limite de escoamento σ_e e o módulo de elasticidade longitudinal E diminuem gradualmente à medida que se eleva a temperatura. A Fig.3.6 mostra o comportamento típico para a tensão de ruptura para alguns aços e algumas ligas

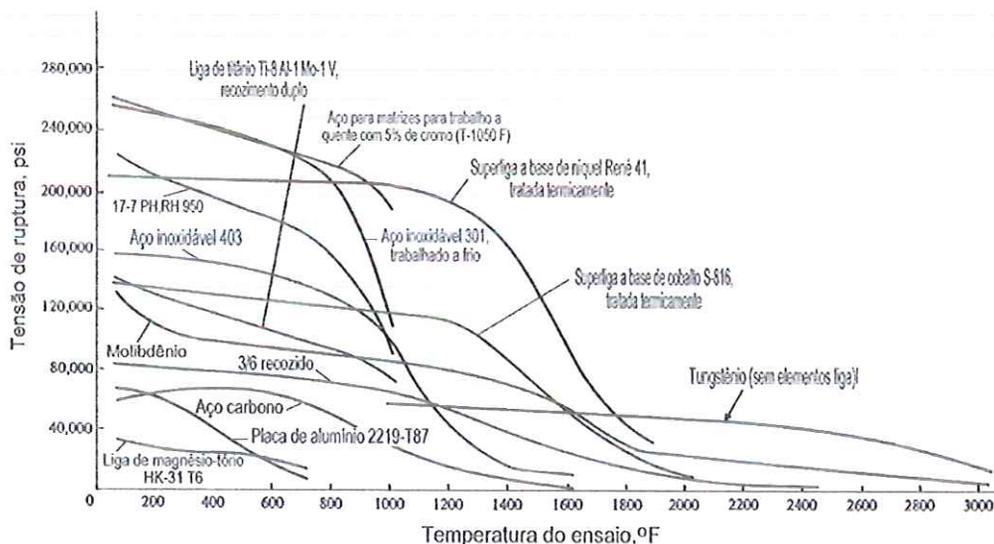


Figura 3.6 Variação da resistência mecânica com a temperatura para diversos materiais metálicos (figura retirada de CLAUSS, 1969).

metálicas. A Fig.3.7 ilustra o decréscimo do valor da dureza observada para alguns materiais metálicos com o aumento da temperatura. Um certo grau de dureza em temperaturas elevadas deve ser uma das propriedades requisitada pela ferramenta, uma vez que sua aresta de corte deve manter-se constantemente afiada. Observa-se pela figura o comportamento superior do metal duro e do *Stellite* – uma superliga a base de cobalto que se caracteriza por uma grande dureza a quente – na manutenção da dureza em elevadas temperaturas entre os materiais empregados para ferramentas de corte.

Há uma série de variáveis que determinam as condições de utilização e que devem ser analisadas ao se procurar seleccionar um material para uma aplicação mecânica a altas temperaturas. Entre elas podem-se citar: i) a faixa e o modo de aplicação da elevação das temperaturas de trabalho; ii) a faixa e o modo de aplicação das tensões de trabalho; iii) meio físico envolvente, etc. Assim, além da diminuição das propriedades citadas acima outros aspectos do fenômeno na modificação das propriedades mecânicas devem ser ressaltados. Por exemplo, a perda de resistência a um esforço varia com o tempo, de maneira que a tensão admissível em temperaturas elevadas é menor para longos períodos de serviço que para tempos bem mais curtos. A este fenômeno dá-se o nome de *fluência*. Outros fenômenos que também deverão ser olhados com interesse, pois poderão definir o tipo de falha do material no processo de corte em questão são a *fadiga mecânica*, a *fadiga térmica* e a *corrosão*.

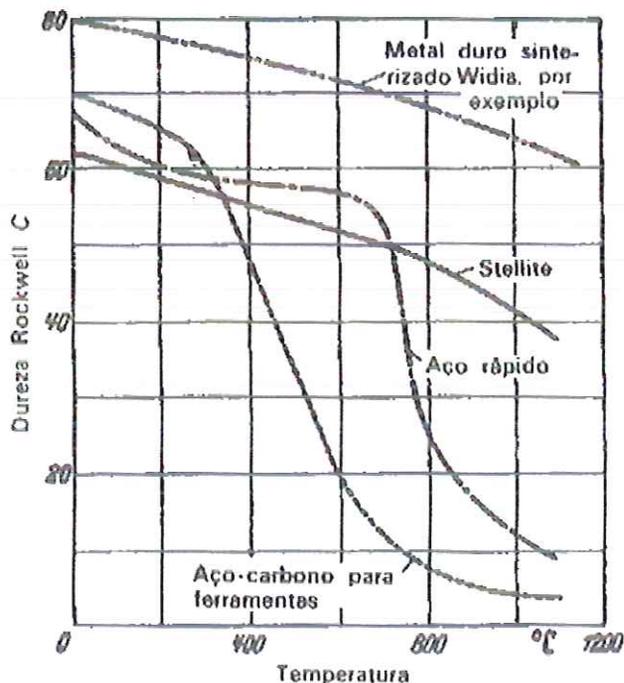


Figura 3.7 Dureza a altas temperaturas de ligas para ferramentas de corte (figura retirada de NIEMANN, 1971).

FLUÊNCIA E RELAXAÇÃO

A vida de um componente metálico em serviço em temperatura elevada, e sujeito a um carregamento oscilatório ou não, é limitada. Em contraste, em baixas temperaturas e na ausência de ambiente corrosivo, a vida de um componente em serviço não-oscilatório é ilimitada, desde que as cargas não excedam a resistência permitida do metal. Tensões aplicadas em temperaturas elevadas produzem uma deformação contínua no componente e resulta na fluência. Fluência, por definição, é a deformação contínua de um material sob um esforço constante ou sob uma tensão constante – ver COUTINHO, 1992. Em geral a fluência refere-se a uma deformação que é função do tempo e pode incluir deformação elástica, viscosa e plástica. Depois de um período de tempo, a fluência pode terminar em fratura denominada por ruptura na fluência. Fluência e relaxação são processos complementares. Fluência refere-se às mudanças na deformação com o tempo sob tensão e relaxação refere-se às mudanças na tensão interna com o tempo para uma deformação constante.

As condições de temperatura, tensão e tempo sob os quais a fluência e falhas por ruptura ocorrem dependem do metal ou liga e do ambiente de serviço. Consequentemente, as falhas em altas temperaturas podem ocorrer para uma ampla faixa de temperaturas. Em geral, contudo, a fluência ocorre em qualquer metal ou liga em uma temperatura levemente acima da sua temperatura de recristalização; nestas temperaturas os átomos tornam-se suficientemente móveis para permitir o rearranjo da estrutura no decorrer do tempo.

A ruptura na fluência é um processo complexo – ver CLAUSS, 1969. Como os metais deformam-se em elevadas temperaturas, suas estruturas mudam continuamente. Algumas dessas mudanças aumentam suas resistências enquanto outras reduzem-na, e todas elas e seus efeitos variam com a tensão, o tempo e a temperatura. Como resultado, o comportamento de um metal em temperaturas elevadas é muito sensível quer as condições de serviço quer a sua própria condição metalúrgica. Técnicas de fusão e fundição, práticas de forjamento, tamanho de grão, tratamento térmico e deformação a frio são tão importantes quanto a composição química.

Como regra geral, a estabilidade metalúrgica é mais importante que as propriedades de curto prazo para serviços prolongados em elevadas temperaturas. Estruturas instáveis, tais como martensita temperada e metais severamente deformados, dão as maiores resistências em temperaturas normais, mas eles transformam-se rapidamente quando usados em temperaturas elevadas, e, suas altas resistências são, portanto, perdidas. Outros exemplos de instabilidades da estrutura em altas temperaturas que podem ser danosas são a *grafitização* e esferoidização de carbonetos em aços-carbono e aços de baixa liga, precipitação intergranular de carbonetos e fragilização da fase sigma em aços inoxidáveis e sobre-envelhecimento em ligas endurecidas por precipitação.

Em baixas temperaturas os metais deformam-se por escorregamento, provocando a distorção do arranjo cristalino, sendo as fraturas geralmente transcristalinas. Em altas temperaturas o espaçamento slip-band aumenta, a estrutura do grão desenvolve-se, ocorre o deslizamento entre os contornos dos grãos, recuperação e recristalização podem ocorrer, e a fratura torna-se intercristalina. Tem-se sugerido que para um metal temperatura elevada corresponda a cerca de

temperaturas acima de um-terço (ver METALS HANDBOOK, 1954) a metade (ver CLAUSS, 1969) da sua temperatura absoluta de fusão T_m , mas isto é considerado uma simplificação grosseira para as ligas. Realmente, a temperatura para a qual o metal torna-se limitado pela fluência mais propriamente do que pela tensão permissível não está diretamente relacionada com a temperatura de fusão e, conseqüentemente, temperatura elevada deve ser determinada para cada metal ou liga com base em seu comportamento. Elevadas temperaturas têm um limite inferior de 205°C para ligas de alumínio, 315°C para ligas de titânio, 370°C para aços de baixa liga, 540°C para ligas austeníticas a base de ferro para altas temperaturas, 650°C para aquelas a base de níquel e cobalto e entre 980-1540°C para metais e ligas refratárias. Novas ligas estão sendo continuamente desenvolvidas que elevam o limite das temperaturas nas quais podem ser utilizadas.

O caminho da fratura através de muitos metais em temperatura ambiente é transgranular, atravessando os cristais dos grãos do material. A fratura em altas temperaturas é intercrystalina, seguindo o contorno dos grãos. Em outras palavras, em baixas temperaturas os contornos dos grãos são mais fortes que o próprio grão, ao passo que em altas temperaturas os contornos dos grãos são mais fracos. Dependendo da liga, a fratura por fluência pode ser macroscopicamente frágil ou dúctil. Fratura frágil é intergranular e ocorre com pouco ou nenhum alongamento ou estrição. Fratura dúctil é transgranular e é tipicamente acompanhada por alongamento discernível e estrição. Trincas intergranulares podem não ser prontamente discerníveis sobre a superfície da peça. A temperatura na qual ocorre a mudança de fratura de transcrystalina para intercrystalina e chamada de *temperatura equicoesiva* (TEC) – ver VAN VLACK, 1970. Para ligas a temperatura de recristalização é usualmente mais importante que sua temperatura de fusão na determinação do seu comportamento em altas temperaturas. A temperatura na qual o tipo de fratura é alterado não é constante para um material, mas varia com a tensão ou o tempo para a falha. Numa dada temperatura, um material pode falhar sob alta tensão (e por curto tempo) em uma maneira transcrystalina ou sob uma baixa tensão (e longo tempo) em uma maneira intercrystalina. Em materiais de granulação fina há uma quantidade relativa maior de área de contornos de grãos que em materiais de granulação grosseira. Conseqüentemente, aqueles devem ser mais resistentes à fluência em baixas temperaturas e altas tensões, que conduz a falhas transcrystalinas e estes devem ser mais resistentes à fluência em altas temperaturas e baixas tensões, onde a falha ocorre por ruptura intercrystalina. Embora a resistência a ruptura na fluência seja favorecida pela granulação grosseira, outras condições encontradas em serviço podem ser agravadas por grãos de tamanho maiores. Por exemplo, tensões cíclicas que promovem a fadiga do material podem ser mais bem enfrentadas pela utilização de material com granulação fina.

Quando um metal deformado é aquecido em alta temperatura por um tempo suficiente ele sofre uma seqüência de alterações que tende a restaurar quase perfeitamente o arranjo cristalino. Este processo, conhecido como recozimento, é composto pelos estágios, mais ou menos distintos entre si, de recuperação, recristalização e crescimento do grão. Recozimento pode também ocorrer durante o serviço em alta temperatura e remover a ação de melhoramento da resistência por endurecimento por deformação, se esta foi introduzida por trabalho-a-frio, ou pela própria deformação na fluência. Para serviços em temperaturas muito elevadas ou

para tempos muito longos a condição recozida pode ser mais resistente que aquela encruada.

Em geral, quanto maior o ponto de fusão de um metal maior é sua temperatura mínima de recristalização. Trabalho-a-frio pode ser definido como deformação plástica de um metal abaixo de sua temperatura mínima de recristalização e trabalho-a-quente como deformação plástica acima dessa temperatura. A temperatura de recristalização é uma medida da estabilidade estrutural de um metal ou liga e de sua habilidade de reter a ação de melhoria de sua resistência por endurecimento por deformação em elevadas temperaturas. É, portanto, uma importante indicação da resistência à ruptura por fluência.

Para muitos aços, ligas a base de cobalto e de níquel, segundo CLAUSS (1969), uma variação de aproximadamente 100°F (~40°C) altera o tempo de ruptura por um fator de 10 (a tensão permanecendo constante). Em outras palavras, se a vida é de 1000 horas para uma dada tensão e temperatura, a vida será de cerca de 100 horas no mesmo valor de tensão e temperatura 100°F maior. O efeito da variação na tensão varia amplamente com o material, tensão e temperatura; tipicamente, um aumento de 10% na tensão pode reduzir a vida determinada por ruptura de 50% ou mais.

FADIGA MECÂNICA EM ELEVADAS TEMPERATURAS

Fadiga é o processo pelo qual um elemento estrutural falha devido a tensões cíclicas aplicadas sobre ele. Mesmo quando a fadiga não é a principal causa, ela pode acelerar consideravelmente as falhas por corrosão e ruptura por fluência.

Para grande parte dos metais a falha por fadiga pode ocorrer em qualquer temperatura abaixo do seu ponto de fusão e os aspectos característicos da fratura por fadiga, usualmente com pouca ou nenhuma deformação, aparecem sobre todo o campo de temperaturas. Os resultados dos testes de fadiga mostram uma relação tensão-resistência à fadiga em todas as temperaturas, embora em altas temperaturas há raramente um limite à fadiga e a inclinação descendente da curva é usualmente mais acentuada que a em temperatura ambiente.

Em altas temperaturas a aplicação de uma carga estática a um metal produz uma deformação contínua ou fluência, que pode eventualmente conduzir à fratura se a carga é mantida por tempo suficiente. A resistência à fluência, que é a tensão que um metal pode resistir por um dado tempo sem falha, diminui rapidamente com o aumento da temperatura para valores que podem ser consideravelmente menores que os de resistência à fadiga. Conseqüentemente, a primeira exigência para metais em elevadas temperaturas é que eles devem resistir às cargas estáticas e as ligas resistentes ao calor foram desenvolvidas primeiramente para dar altas resistências à fluência. Felizmente, constatou-se que àquelas ligas que possuem boa resistência à fluência são também resistentes à fadiga, embora a condição de uma liga dando a máxima resistência à fluência não é necessariamente a condição para máxima resistência à fadiga. A relação entre resistência à fadiga e temperatura para uma seleção de materiais empregados em elevadas temperaturas é mostrada na Fig.3.8.

Sob a ação de carregamento puramente alternante existe pouca possibilidade da ocorrência de falha por fluência, devido ser o alongamento na região tracionada

do ciclo cancelada pelo encurtamento na parte comprimida do ciclo. Consequentemente, exceto sob condições extremas (faixa muito elevada de tensões, temperatura muito alta, frequência bastante baixa) falhas sob tensões alternantes acontecem por ruptura na fadiga. Quando ao carregamento alternante é superposto um carregamento constante elevado, este contribui para a fluência. Em condições onde a tensão média é muito elevada comparada com a amplitude da variação de tensões, a falha pode se dar pela ocorrência de tensões maiores que a de ruptura nesta temperatura ou devido a uma deformação excessiva para o projeto, caracterizando a fluência. Uma considerável deformação na região da fratura é encontrada ao diminuir-se a razão da tensão alternante para o aumento da tensão média. Para situações de carregamento entre estes dois casos extremos quase toda espécie de gradação pode ocorrer.

Uma comparação da resistência à fadiga em elevadas temperaturas com outras propriedades mecânicas mostra que, como na temperatura ambiente, a resistência à fadiga está intimamente relacionada com a tensão de ruptura, a menos que a temperatura seja tão elevada que a resistência à ruptura seja afetada apreciavelmente pela fluência. Deste modo, a temperatura tem um efeito importante com relação ao fenômeno da fadiga que se manifesta de dois modos. Em primeiro lugar, a temperatura por si só reduz a resistência à fadiga dos materiais. Um aumento de temperatura geralmente redonda num abaixamento da curva S-N. Embora alguns metais, tais como o aço, apresentem um limite de resistência à fadiga na temperatura ambiente, usualmente não há este limite em altas temperaturas e a curva S-N apresenta uma inclinação sempre descendente.

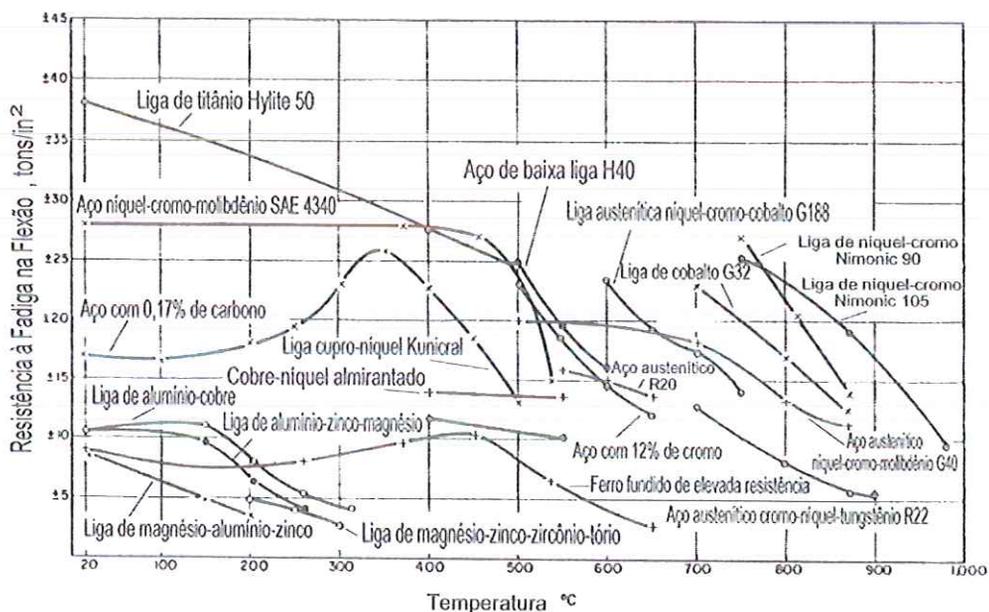


Figura 3.8 Influência da temperatura na resistência à fadiga de metais. Multiplicar por 15,4 para converter tons/in² para MPa (figura retirada de FORREST, 1962).

Em segundo, interações entre a fadiga e os processos de ruptura por fluência tornam-se importantes em temperaturas elevadas. A resistência de uma liga em elevadas temperaturas é freqüentemente obtida por endurecimento por precipitação. Isto é alcançado através do tratamento de solubilização do material em temperatura alta o suficiente para que o elemento endurecedor se dissolva, seguido por têmpera e então reaquecendo, ou envelhecendo, na temperatura que irá precipitar os elementos endurecedores em uma forma finamente dividida – ver VAN VLACK (1970). Tanto o tratamento de solubilização e o envelhecimento têm uma importante influência nas propriedades mecânicas em elevadas temperaturas.

O tratamento por solubilização é importante, pois influencia o tamanho de grão. Em temperaturas moderadas, como visto, um tamanho de grão fino dá maior resistência à fluência que um tamanho de grão grosso, mas isto é revertido em altas temperaturas. A resistência à fadiga é influenciada em uma maneira similar pelo tamanho de grão, mas a mudança da fratura transgranular para intergranular ocorre em uma temperatura consideravelmente maior na fadiga que na fluência. Conseqüentemente, há uma faixa de temperaturas, que é freqüentemente de importância na prática, quando um tamanho de grão grosso produz alta resistência à fluência, mas baixa resistência à fadiga. Nestas circunstâncias pode ser vantajosa uma modificação no tratamento térmico para ajustar as condições de tensão.

A resistência à fadiga varia com o material e com as condições de serviço, tais como a magnitude e a natureza tanto da carga permanente quanto da carga adicional cíclica, freqüência de vibração, temperatura e da presença de condições corrosivas. Em elevadas temperaturas a vida na fadiga não é determinada apenas pelo número de ciclos, mas também pelo tempo de operação – ver SINES e WAISMAN, 1959. O efeito de tensões cíclicas na fluência pode ser muito diferente daquelas na ruptura, pois embora elas possam ter pouca influência na vida definida pela ruptura, especialmente em temperaturas elevadas, podem aumentar significativamente a taxa de fluência. Geralmente, um aumento na tensão cíclica faz com que a aparência da fratura experimente uma transição de uma ruptura por fluência típica sob carga constante para uma combinação de ruptura por fluência e fadiga. Aumentos ainda maiores na tensão cíclica resulta em tipos de falha por fadiga. Em baixas tensões cíclicas, as características da fadiga estão freqüentemente ausentes na aparência da fratura, mesmo se o tempo para a falha for reduzida significativamente. Deste modo, a ausência de características de fadiga na aparência da fratura das partes que falharam em serviço não é garantia de que tensões cíclicas não atuaram ou que não tenham tido algum efeito na abreviação da vida em serviço. Embora o número de ciclos para a falha não seja afetado significativamente pelo valor da freqüência em baixas temperaturas, sendo, então, a vida em fadiga (em unidades de tempo) dada pelo inverso da freqüência, o seu efeito em altas é considerável, e geralmente acarreta um número de ciclos maior para a falha em altas freqüências que em baixas. A resistência à fadiga, para um dado número de ciclos, é, assim, maior em altas do que em baixas freqüências.

Adicionalmente, a geometria do elemento, a condição da sua superfície e não-homogeneidades no metal podem também desempenhar um papel relevante na fadiga. Mudanças abruptas da seção e entalhes são pontos de concentração de tensões que favorecem a falha por fadiga e que, portanto, devem ser evitados, ou minimizados por raios de concordância adequados.

Em altas temperaturas a resistência à fadiga de ligas fundidas é quase sempre menor que aquela de ligas forjadas de composição similar. A este respeito o comportamento à fadiga difere daquele da fluência, uma vez que a resistência a fluência de fundidos é freqüentemente superior aos forjados quando a temperatura é bastante elevada. Uma das razões para isto é que o tamanho do grão é freqüentemente maior em materiais fundidos e se cuidados são tomados na produção de fundidos de grãos pequenos a resistência à fadiga é melhorada. Uma desvantagem dos materiais fundidos é a variabilidade nas propriedades mecânicas e isto é muito marcante na fadiga.

Em geral, os materiais são menos sensíveis a entalhes na fadiga em altas temperaturas que em temperatura ambiente. Aços austeníticos que são particularmente insensíveis a entalhes em temperatura ambiente tornam-se mais sensíveis em moderadas temperaturas de cerca de 650°C, mas acima dessa temperatura praticamente todas as ligas resistentes ao calor mostram uma diminuição da sensibilidade ao entalhe.

O efeito do tratamento superficial, que pode marcadamente afetar a resistência à fadiga de ligas de alta dureza em temperatura ambiente, torna-se menos importante com o aumento da temperatura. Há provavelmente um número grande de razões para isto; primeiramente, os materiais geralmente tornam-se menos sensíveis ao entalhe em altas temperaturas, assim que o efeito de pequenas descontinuidades sobre a superfície não é assim grande, em segundo, devido à oxidação, descontinuidades na superfície são introduzidas sem importar as condições inicial de superfície e, terceiro, tensões residuais podem ser aliviadas por escoamento plástico. Operações como cunhagem, jateamento por granalhas e laminação, que induzem tensões compressivas residuais na superfície, e que são freqüentemente benéficas em temperaturas ambientes – ver FORREST, 1970 – , podem mesmo ser deletérias em elevadas temperaturas por causa que recristalização pode ocorrer durante o serviço como resultado do trabalho-a-frio introduzido. Para barras que se alongam suavemente, as propriedades superiores que os materiais de granulação fina apresentam na fadiga em temperatura ambiente é geralmente mantida em elevadas temperaturas, embora o grau de superioridade gradualmente decresce com o aumento da temperatura e, eventualmente, tanto o material de granulação fina quanto o de granulação grosseira têm a mesma resistência à fadiga em elevadas temperaturas. Por outro lado, os materiais de granulação fina apresentam-se com maior sensibilidade a entalhes que os de granulação grosseira, de modo que barras entalhadas daqueles materiais são apenas levemente superiores em fadiga que as desses materiais. A tendência é que materiais de granulação fina tenham uma resistência à fadiga superior, apesar de que a sua ruptura por fluência possa ser inferior com relação ao material de granulação grosseira.

Ligas para altas temperaturas geralmente devem sua resistência à oxidação à formação de uma camada rija superficial que retarda a difusão do oxigênio ou dos íons para o interior do metal. Sob tensões cíclicas a camada protetora pode lascarse, expondo o metal abaixo dela a formação de uma nova camada e assim sucessivamente, de modo que a oxidação é acelerada.

Fadiga de ciclos baixos é o termo usado para descrever falhas por fadiga que ocorrem abaixo de cerca de 10.000 ciclos de tensão. Nestes casos, as tensões cíclicas são usualmente altas o suficiente para iniciar uma trinca com relativamente poucos

ciclos, e a maioria das tensões cíclicas aplicadas age no sentido de propagar essa trinca. Em contraste, em fadigas de ciclos elevados, muito da tensão cíclica aplicada ocorre antes da trinca ser iniciada e, conseqüentemente, o mecanismo da iniciação da trinca mais que o mecanismo do seu crescimento exercem o controle preponderante sobre o processo de fadiga. Mais detalhes sobre este tipo de falha pode ser obtido em METAL HANDBOOK, Vol.3, 1954.

FADIGA TÉRMICA

Quando um sólido é aquecido ou resfriado de modo não uniforme suas várias seções tendem a expandir-se ou contrair-se de valores diferentes, o que causa o aparecimento de *tensões térmicas* no material. Se a falha ocorre após a repetição de um número considerável de ciclos envolvendo tensões térmicas o processo é conhecido como *fadiga térmica*. O fenômeno inclui certos elementos presentes na fadiga mecânica em baixas temperaturas tais como deformação plástica cíclica em tensão e compressão, que acaba por “exaurir” a ductilidade do material e causa o aparecimento de trinca por fadiga. Inclui também certos elementos da ruptura normal por fluência em altas temperaturas. A resistência à fadiga térmica relaciona-se as propriedades de baixo coeficiente de expansão térmica, alta condutividade térmica, bem como alta tensão de escoamento e baixo módulo de elasticidade para o material.

Como a ferramenta possui seção delgada que é homogênea aquecida não deverá haver a ocorrência de tensões térmicas e, conseqüentemente, do problema de fadiga térmica.

CORROSÃO E OXIDAÇÃO

Oxidação é um dos tipos mais comuns de corrosão e qualquer metal em contato com ar em temperatura elevada está submetido à condições de oxidação. Metais em contato com gases de combustão estão também sujeitos à oxidação. A resistência das ligas para serviço em altas temperaturas deve-se, geralmente, a formação de uma película que dificulta a difusão de oxigênio e íons metálicos. Quando esta película é rijamente aderente, ela algumas vezes age como um filme isolante e reduz a taxa de transferência de calor, o que pode dar origem a um aumento da temperatura interna como no caso de tubulações conduzindo fluidos aquecidos. Isto é o caso para alguns materiais ferríticos. Aços inoxidáveis austeníticos, por outro lado, formam usualmente uma fina e densa camada que aumenta a taxa de transferência de calor.

Testes de ruptura por fluência são normalmente efetuados em ar ambiente, e materiais que não possuam resistência à oxidação geralmente a revelarão no resultado do ensaio. Enquanto isto é algumas vezes verdade, o inverso é freqüentemente o caso, e os metais comumente têm maior resistência à ruptura por fluência em ar e atmosferas oxidantes que em vácuo ou atmosferas inertes – ver CLAUSS, 1969, Cap.9. O efeito de melhoria da resistência pela oxidação tem sido imputado à oxidação interna ao inibir a geração e/ou a migração das discordâncias e outros mecanismos. Cromo é o elemento de liga mais usado em aço para o aumento da resistência à oxidação.

Corrosão por cinzas de combustível fóssil torna-se particularmente severa quando as cinzas reagem com a camada de óxido protetora para formar um composto que é fundível na temperatura de operação. O baixo ponto de fusão dos óxidos de vanádio é a principal razão para o efeito deletério das cinzas dos óleos combustíveis sobre os materiais contendo este elemento. Sais de chumbo adicionados à gasolina exercem uma ação corrosiva semelhante. Altos teores de cromo melhoram a resistência de aços à corrosão por cinzas de combustíveis e superligas a base de cobalto e níquel tem ainda melhor resistência.

Uma atmosfera carburante é aquela que introduz carbono na liga. Uma quantidade pequena de carbonatação superficial não reduz significativamente a resistência dos aços em elevadas temperaturas, mas os mais fortemente carbonatados têm sua ductilidade perdida e tornam-se frágeis. A carbonatação é freqüentemente séria apenas em temperaturas acima de 700°C, e aumenta rapidamente com a temperatura. Gases e vapores que tendem a resultar em carbono livre nas suas decomposições (como hidrocarbonetos, etc.) podem causar carbonatação. Gases insaturados tendem a promover mais carbonatação que os saturados. O aumento no teor de níquel diminui a tendência dos aços à carbonatação e as ligas a base de níquel, como o Inconel, estão entre as mais resistentes a este processo.

3.5 MATERIAIS PARA RESISTÊNCIAS ELÉTRICAS

Dentro do universo dos materiais os metais são muito bons condutores de eletricidade, devendo-se esta característica ao grande número de elétrons livres que são excitados nos estados vazios acima da *energia de Fermi*. Uma vez que os defeitos na rede cristalina servem de centros de espalhamento na condução de elétrons em metais, o aumento do seu número aumenta a resistividade (ou diminui a condutividade) – ver CALLISTER JR., 1996, Cap.19. A concentração dessas imperfeições depende da temperatura, composição e o grau de deformação a frio de uma amostra de metal. De fato, foi observado experimentalmente que a resistividade de um metal é a soma das contribuições das vibrações térmicas, impurezas e deformações plásticas; isto é, os mecanismos de espalhamento agem independentemente um do outro. A *lei de Matthiessen* diz que a resistividade é a soma das resistividades devido a essas três parcelas.

Para metais puros a resistividade aumenta linearmente com a temperatura para temperaturas acima de -200°C. Esta dependência da componente da resistividade térmica com a temperatura é devido ao aumento com a temperatura das vibrações térmicas e outras irregularidades da rede (vacâncias, por exemplo) que servem com centros de espalhamento de elétrons. Impurezas adicionadas ao metal que foram uma solução sólida contribuem para o aumento da resistividade. Deformações plásticas também aumentam a resistividade elétrica como resultado do aumento do número de discordâncias que contribuem para o espalhamento de elétrons.

Uma das propriedades requeridas do material do corpo da fresa, como visto acima, é a de apresentar alta resistividade elétrica na temperatura de operação para poder gerar uma quantidade razoável de calor sem ter que recorrer a valores muito altos de corrente elétrica no circuito. Na Tab.3.1 abaixo são dados os valores para a

resistividade elétrica de algumas ligas empregadas em aquecedores e a para alguns elementos puros.

De todos os elementos a prata é o que apresenta o menor valor para a resistividade elétrica seguida pelo cobre – o uso do cobre nas redes elétricas faz-se exatamente por este fato, visto ser a prata um material de alto custo. Entre as propriedades primordiais requeridas para os materiais a serem utilizados em elementos de aquecimento estão o alto ponto de fusão, alta resistividade e boa resistência à oxidação. Outras propriedades desejáveis são boa resistência à fluência em elevadas temperaturas, alta emissividade, baixa expansão térmica e baixo módulo de elasticidade (ambos os quais contribuem para minimizar a fadiga térmica) e boa resistência ao choque térmico. Como se vê da tabela, a resistividade dessas ligas situa, grosso modo, entre 1000 e 1350 nΩ.m, muito maior, portanto, que aquelas dos metais usados em condução de corrente elétrica (cobre, alumínio).

Uma característica que pode ser observada dessas ligas é que o valor das suas resistividades geralmente cresce com o aumento da temperatura como pode ser visto na Fig.3.9.

Tabela 3.1 Propriedades típicas de materiais para elementos de aquecimento e de elementos puros (tabela adaptada de METALS HANDBOOK, Vol.9, 1954).

Composição básica, %	Resistividade, (a) nΩ.m	Densidade, Mg/m ³	Ponto de Fusão aproximado, °C	Limite de Resistência, MPa
Ligas de Níquel-Cromo e Níquel-Cromo-Ferro				
78,5Ni-20Cr-1,5Si (80-20)	1080	8,41	1400	690-1380
77,5Ni-20Cr-1,5Si-1Nb	1080	8,41	1390	690-1380
68,5Ni-30Cr-1,5Si (70-30)	1180	8,12	1380	825-1380
68Ni-20Cr-8,5Fe-2Si	1165	8,33	1390	895-1240
60Ni-16Cr-22,5Fe-1,5Si	1120	8,25	1350	655-1205
35Ni-30Cr-33,5Fe-1,5Si	1055	7,90	1400	895-1380
35Ni-20Cr-43,5Fe-1,5Si	1015	7,95	1380	550-1205
35Ni-20Cr-42,5Fe-1,5Si-1Nb	1015	7,95	1380	550-1205
Ligas de Ferro-Cromo-Alumínio				
83,5Fe-13Cr-3,25Al	1120	7,30	1510	515-1035
81Fe-14,5Cr-4,25Al	1245	7,28	1510	550-1170
79,5Fe-15Cr-5,2Al	1370	7,12	1510	550-895
73,5Fe-22Cr-4,5Al	1355	7,15	1510	725-1205
72,5Fe-22Cr-5,5Al	1455	7,10	1510	760-1205
Metais Puros				
Alumínio	26,55	2,70	660,2 ± 0,1	50-110
Cobre	16,73	8,96	1083,0 ± 0,1	115-130
Ferro	97,1	7,87	1536,5 ± 1	180-220
Molibdênio	51,7 (b)	10,22	2605	690-2140
Níquel	68,4	8,90	1453	345-760
Ouro	23,50	19,32	1063	130
Platina	106	21,45	1770	125
Prata	15,9	10,49	960,8	125
Tântalo	124 (c)	16,6	2975	690-1240
Tungstênio	55	19,25	3375	1825-4050

(a) Em 20°C, a menos que indicado em contrário; (b) Em 0°C; (c) Em 18°C

3.6 SUPERLIGAS

Superligas são ligas a base de ferro, níquel ou de cobalto, que contêm cromo para resistência à oxidação e à corrosão a quente, além de outros elementos para resistência mecânica à temperaturas elevadas. As superligas, geralmente, exibem boa resistência à corrosão, à fluência, à fadiga, à fadiga térmica, ao choque térmico, impacto, cavitação e erosão, e, adicionalmente, boas propriedades à fratura, boas características de conformação e soldagem. As superligas a base de Fe-Ni são uma extensão da tecnologia dos aços inoxidáveis e são geralmente trabalhadas mecanicamente, ao passo que as superligas a base de Co-Ni podem ser trabalhadas ou fundidas, dependendo da aplicação e composição envolvidas. A fabricação de estruturas pode ser feita através de soldagem ou brazagem, embora as composições de alta liga contendo altos porcentagens de fase endurecida são difíceis de serem

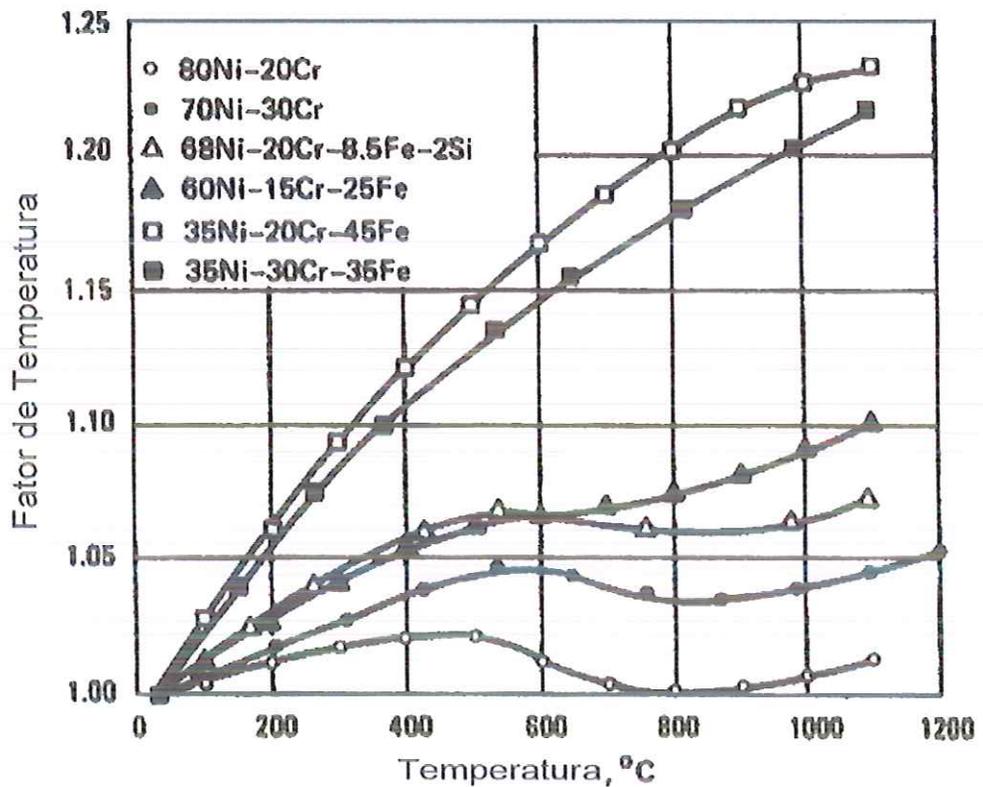


Figura 3.9 Variação da resistividade elétrica com a temperatura para várias ligas de níquel para elementos resistivos. – Para calcular a resistência uma dada temperatura multiplicar a resistência em temperatura ambiente pelo fator de temperatura – (figura retirada de METALS HANDBOOK, Vol.9, 1954).

soldadas. As propriedades das superligas podem ser controladas através do teor de cada elemento e por meio do seu processamento (incluindo tratamento térmico), e excelentes resistências em temperaturas elevadas são obtidas dos produtos finais. As superligas constituem os materiais utilizados quando se desejam as mais altas resistências mecânicas associadas à alta resistência à corrosão para emprego em temperaturas elevadas – ver DONACHIE JR., 1991.

3.6.1 PROPRIEDADES MECÂNICAS DAS SUPERLIGAS

As propriedades de uma liga específica em temperaturas elevadas são influenciadas em alguma extensão pela forma final do produto. A duração e o tipo de carga podem enfatizar as diferenças nas propriedades entre um produto e outro. As ligas resistentes ao calor são processadas na forma intermediária de produtos mecanicamente trabalhados ou na forma final de produtos fundidos. Todas as superligas desses metais base, em composições apropriadas, podem ser forjadas, laminadas ou extrudadas numa ampla variedade de formas. As superligas de Fe e Ni são prontamente disponíveis na forma extrudada, forjada e laminada; as composições mais altamente ligadas, e que normalmente apresentam as maiores resistências, são processadas geralmente como fundidos. Deformação à quente é o processo preferido, trabalho a frio usualmente sendo restrito a seções finas (chapas). Laminação a frio pode ser usada para aumentar a propriedades de resistência em curto tempo para a aplicação abaixo do mais baixo nível de temperatura de 540°C estabelecido para o uso de superligas. As Fig.3.10 e 3.11 mostram o efeito do grau de encruamento na tensão de ruptura e de escoamento em temperaturas elevadas para a superliga *Haynes 25* no formato de chapa. O encruamento até certo valor geralmente melhora as propriedades mecânicas das superligas para trabalho abaixo da temperatura de recristalização. As superligas são relativamente dúcteis, embora a ductilidade das superligas à base de Co seja menor que aquelas das de Fe e Ni.

As superligas trabalhadas podem ser classificadas em (a) superligas convencionais (obtidas por laminação, extrusão, forjamento), (b) ligas preparadas por técnicas da metalurgia do pó – P/M (powder metalurgy). Muitos desenvolvimentos recentes em P/M e em prensagem isostática à quente – HIP (hot isostatic pressing), bem como o desenvolvimento de forjamento superplástico, estão tornando a seleção de materiais para emprego em altas temperaturas uma tarefa complicada e sofisticada. Ao invés de meramente considerar a composição da liga, o engenheiro de materiais deve decidir-se por P/M, P/M mais HIP, forjamento superplástico ou uma combinação dessas pode resultar nas propriedades requeridas. Por exemplo, componentes oriundos da P/M e submetidos a HIP têm usualmente um tamanho de grão fino, que dá ductilidade e tenacidade adicionais, conduzindo a uma melhoria na resistência à fadiga de baixos ciclos.

A máxima temperatura de serviço para superligas convencionais em aplicações estruturais freqüentemente não excede cerca de 950°C. Em aplicações onde o componente não suporta esforços, a temperatura pode exceder 1200°C. A Fig.3.12 compara o comportamento da resistência à ruptura das três classes de superligas (Fe-Ni, Ni e Co) em elevadas temperaturas.

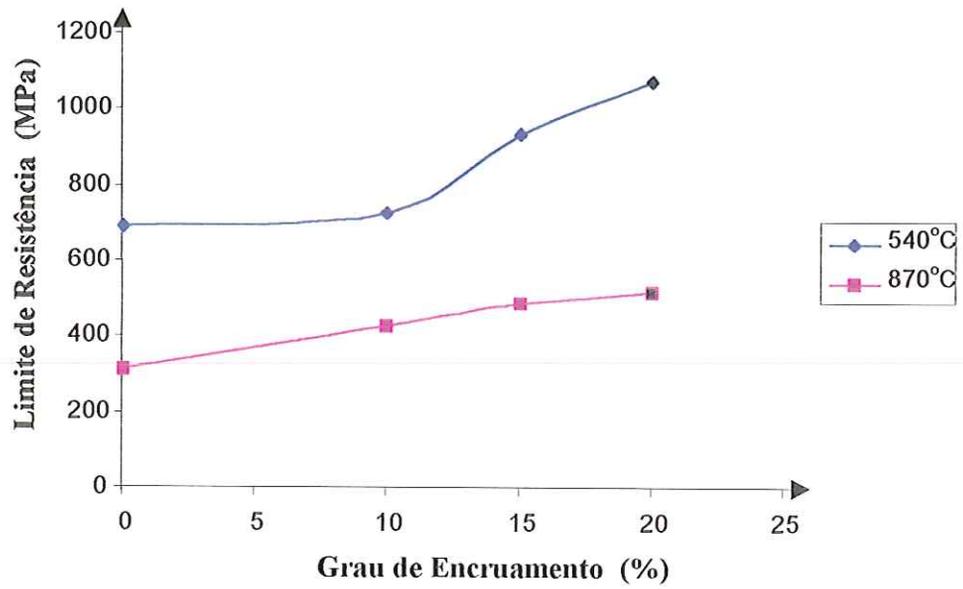


Figura 3.10 Limite de resistência para vários graus de encruamento em temperaturas elevadas para a superliga *Haynes 25* (valores obtidos de METALS HANDBOOK, Vol.3, 1980).

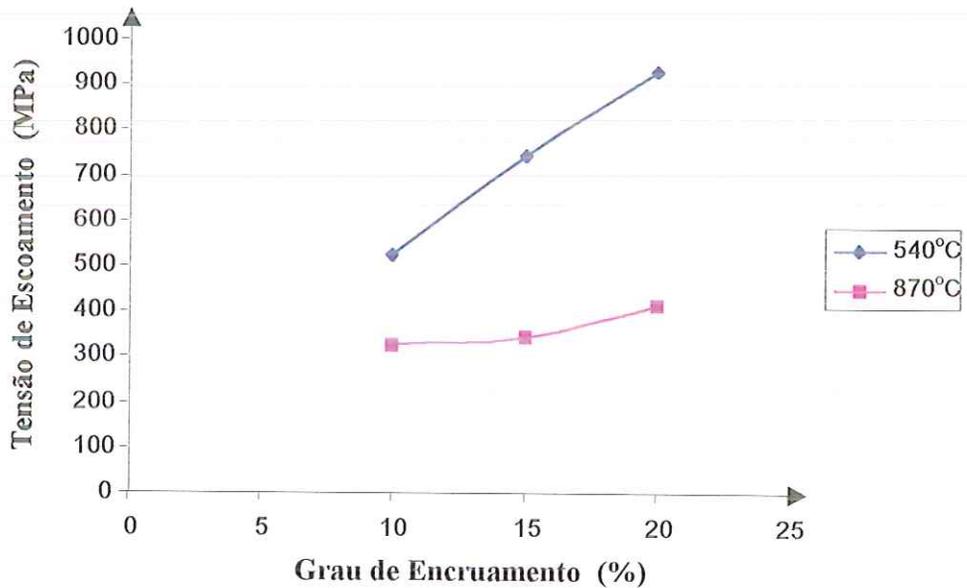


Figura 3.11 Tensão de escoamento (0,2% de deformação permanente) para vários graus de encruamento em temperaturas elevadas para a superliga *Haynes 25* (valores obtidos de METALS HANDBOOK, Vol.3, 1980).

Sobreaquecimento, num sentido amplo, consiste na exposição de um metal a uma temperatura excessivamente alta por curtos períodos de tempo. Em geral, um aquecimento em qualquer temperatura que causa (a) fusão, (b) solução sólida das fases que fortalecem sua estrutura ou (c) extensiva oxidação ou corrosão pode ser considerada como sobreaquecimento. Por outro lado, oxidação e corrosão superficial ocorrerão em todas as temperaturas para as quais estas ligas são normalmente especificadas. O grau de resistência à corrosão de um metal puro varia dependendo do ambiente enquanto que a resistência de uma liga depende primariamente dos elementos de liga adicionados.

Ferro e cobalto experimentam transformações alotrópicas com a variação da temperatura. Fe transforma-se da fase cúbica de corpo centrado (ccc), denominada alfa, em baixas temperaturas para a fase cúbica de face centrada (cfc), denominada gama, em altas temperaturas. Cobalto transforma-se de hexagonal compacto (hc) em baixa temperatura para a forma gama cfc em altas temperaturas. Níquel, por outro lado, é cfc em todas as temperaturas. A forma cfc do Fe e Co em superligas desses dois elementos geralmente é estabilizada por elementos de liga. O limite superior de

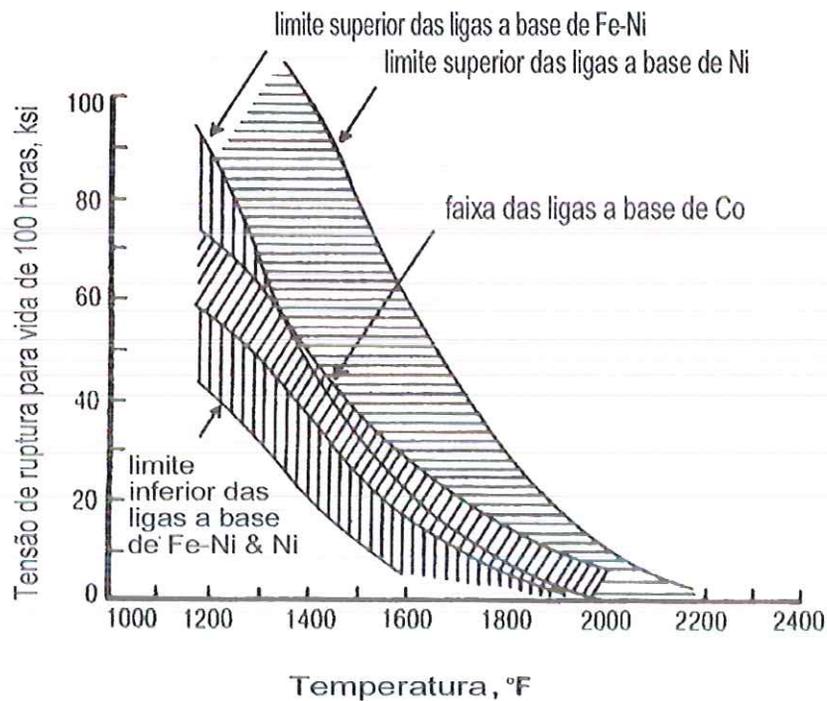


Figura 3.12 Comparação entre as resistências mecânicas para os três tipos de superligas. Multiplicar por 6,89 para converter ksi para MPa (figura retirada de DONACHIE JR., 1991).

utilização para as superligas a base de Fe-Ni, Fe e Co não está restrita, no entanto, pela ocorrência de reações de transformação alotrópica, mas está relacionada com a temperatura de fusão incipiente e com a dissolução das fases fortalecedoras. Alguma tendência à transformação da fase cfc para fases estáveis em baixa temperatura ocorrem ocasionalmente nas superligas de Co. As matrizes austeníticas cfc têm solubilidade estendida para algumas adições de liga, excelente ductilidade, e características favoráveis de precipitação das fases efetivas de fortalecimento (superligas de Fe-Ni e Ni).

As superligas consistem da matriz austenítica cfc da fase gama (γ) mais uma variedade de fases secundárias. As fases secundárias mais importantes são os carbonetos MC, $M_{23}C_6$, M_6C e M_7C_3 (raro) em todas os tipos de superligas e gama linha (γ') cfc compostos intermetálicos $Ni_3(Al,Ti)$ em superligas a base de Ni e Fe-Ni. As superligas devem sua resistência a endurecimento por solução sólida e fases de precipitação. Carbonetos podem proporcionar fortalecimento diretamente (através de endurecimento por dispersão, por exemplo) ou, mais comumente, indiretamente por estabilização dos grãos da fronteira contra as tensões cisalhantes excessivas. Em adição a estes elementos que produzem endurecimento por solução sólida e promovem a formação de carbonetos e γ' , outros elementos (B, Zr, Hf, Ce) são adicionados para aumentar as propriedades mecânicas e químicas. Alguns carbonetos e elementos formados de γ' podem contribuir significativamente para as propriedades químicas.

As principais variáveis microestruturais das superligas são (a) o total de precipitados e sua morfologia, (b) tamanho do grão e sua forma e (c) a distribuição de carbonetos. Superligas a base de Ni e Fe-Ni são controladas por três variáveis; a primeira variável está essencialmente ausente nas superligas a base de Co. O controle da estrutura é alcançado através da seleção/modificação e processamento. Para uma dada composição nominal, há vantagens e desvantagens para as estruturas produzidas por deformação ou por fundição. Superligas fundidas têm geralmente tamanhos de grãos maiores, mais segregação de liga e melhores características de fluência e ruptura. Superligas trabalhadas geralmente têm tamanhos de grãos menores, mais uniformes e propriedades de tensão e fadiga melhoradas.

Ligas resistentes ao calor normalmente respondem a um tratamento térmico e, deste modo, a exposição dessas ligas a elevadas temperaturas, submetidas ou não a esforços, pode causar mudanças microestruturais e resultar em alterações de suas propriedades. Normalmente, quanto maior a temperatura da exposição mais rápida é a mudança estrutural. Quando a temperatura da exposição é diminuída, o tipo de degradação microestrutural pode mudar. Em altíssimas temperaturas de exposição uma liga pode estar sujeita a uma fusão incipiente. As temperaturas incipientes de fusão e a variação das temperaturas das superligas são função da composição processamento prévio. Geralmente, as temperaturas incipientes de fusão são maiores para superligas à base de Co que para as à base de Fe e Ni e as ligas a base de Ni e Co geralmente tem temperaturas incipientes de fusão acima de 1200°C. A fusão incipiente reduz a resistência do contorno do grão e a ductilidade. Deste modo, reduz a capacidade de resistência à ruptura da liga. Uma vez que uma liga tenha excedido o ponto de fusão incipiente, as propriedades não podem ser restauradas por meio de qualquer tratamento térmico conhecido. Em ligas fundidas, fusão incipiente pode ocorrer em temperaturas substancialmente abaixo das previstas da composição da liga.

Este comportamento resulta da segregação da liga para o contorno do grão e áreas interdendríticas durante a solidificação. Em ligas trabalhadas a fusão incipiente acontece muito próxima a temperatura geral de fusão (ponto de solidus), e um sobreaquecimento realmente pode causar a fusão de uma porção significativa da estrutura. A temperaturas de fusão dos elementos puros são: Ni – 1453°C, Co – 1495°C e Fe – 1537°C. De um modo geral, uma liga não deve ser usada para aplicações estruturais em temperaturas maiores que cerca de 125°C abaixo de sua temperatura de fusão incipiente. A Tab.3.2 dá o valor da temperatura incipiente de fusão para algumas superligas

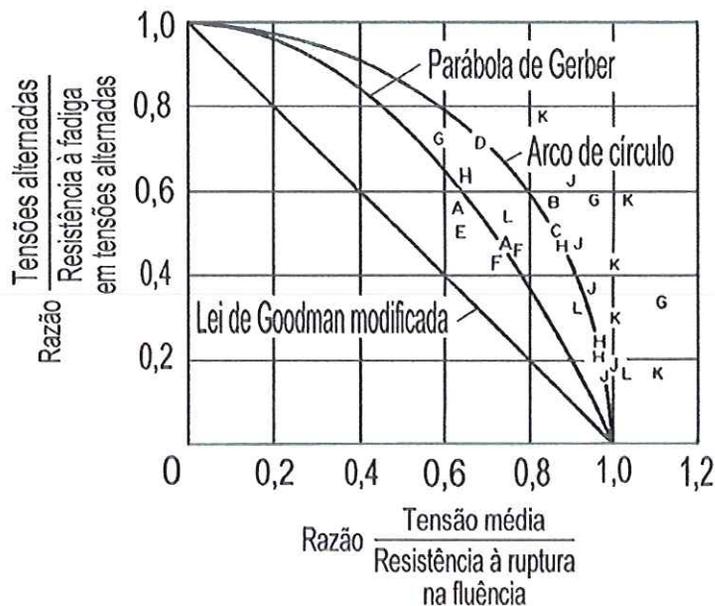
A resistência à fadiga também é influenciada pelo tamanho de grão, mas a direção do melhoramento varia com o tipo de fadiga propriamente avaliada, isto é, se é uma fadiga de ciclos elevados, fadiga de ciclos baixos iniciada por uma trinca ou mesmo propagação de trinca. Normalmente, para uma composição fixada, a fadiga de ciclos elevados tem sua resistência melhorada com granulação fina assim como a resistência na iniciação da trinca na fadiga de baixos ciclos; contudo, o efeito do tamanho do grão sobre a propagação da trinca varia conforme sua natureza. Em temperaturas elevadas a propagação da trinca geralmente aumenta com um tamanho de grão mais fino. A tenacidade ótima à fratura é alcançada pelo balanceamento o tamanho de grão numa liga a base de Ni.

A interação entre fluência e fadiga é usualmente ilustrada num diagrama adimensional de tensão alternada para a resistência à fadiga versus a razão da tensão média para a resistência à ruptura por fluência, e no qual as curvas obtidas representam uma combinação de tensões estáticas e alternantes que causam a falha para diversos tempos; cada curva deve interceptar os eixos na unidade. Este método

Tabela 3.2 – Temperaturas de fusão incipiente de algumas superligas trabalhadas (tabela retirada de METAL HANDBOOK, Vol.3, 1980).

Superliga	Temperatura de Fusão Incipiente (°C)
Hastelloy X	1250
Haynes 25 (L-605)	1329
Haynes 188	1302
Incoloy 800	1357
Incoloy 825	1370
Inconel 617	1333
Inconel 625	1288
Inconel X-750	1393
Nimonic 80A	1360
Nimonic 90	1310
Nimonic 105	1290
René 41	1232
Udimet 500	1260
Udimet 700	1216
Waspaloy	1329

de se traçar os resultados é mostrado na Fig.3.13, onde se compara o comportamento de um número de ligas resistentes à fluência. Vê-se que a adição de uma tensão alternada até 40% da tensão média faz, surpreendentemente, pouca diferença na resistência à ruptura e, em alguns casos, pode aumentá-la levemente. Tais aumentos foram observados em um número de ligas resistentes ao calor, mas sua razão é incerta. Foi sugerido que as tensões flutuantes aceleram mudanças constitucionais na liga que resultam no aumento da sua dureza ou que estas produzam escorregamentos transcristalinos que aliviam as concentrações de tensão nos contornos dos grãos – ver FORREST, 1970, Cap.VIII.



Todos os resultados estão baseados numa vida de 300 horas

A	Rex 78	600°C	G	Nimonic 80A	700°C
B	Rex 78	650°C	H	Nimonic 80A	750°C
C	Rex 78	700°C	J	N-155	649°C
D	Nimonic 80	600°C	K	N-155	732°C
E	Nimonic 80	650°C	L	N-155	815°C
F	Nimonic 80	700°C			

Figura 3.13 Resistência combinada à fluência e fadiga para ligas em elevadas temperaturas (figura retirada de FORREST, 1970).

É difícil determinar o grau de ductilidade a ser exigido de um material em serviço em alta temperatura. O requisito básico é que ele deve resistir ao escoamento plástico sob tensões prolongadas, e isto parece ser oposto a exigência de uma boa ductilidade. As superligas têm a sua ductilidade mínima como função da temperatura – ver Fig.3.14 para algumas delas. Esta fragilização torna-se um problema sério quando é requerido que o material opere sob condições de fluência e baixas tensões para se conseguir uma vida longa. O problema da fratura intergranular está associado em alguns metais e ligas com a formação de vazios nos contornos dos grãos. A fragilização durante o serviço em temperaturas elevadas pode ocorrer devido à mudanças na estrutura metalúrgica (grafitização, formação de fase sigma, por exemplo), ou preferencialmente por ataque químico (corrosão intergranular, por exemplo).

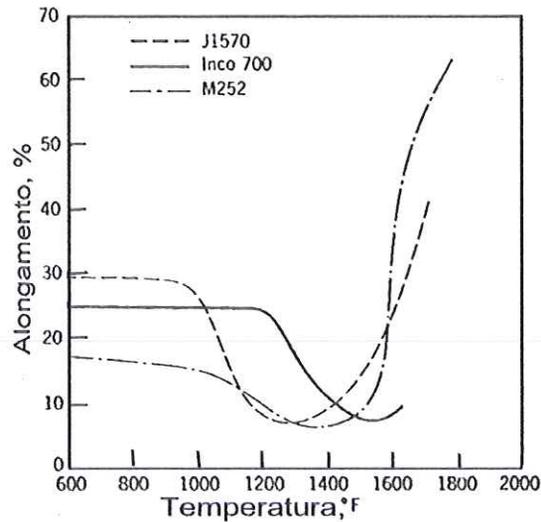


Figura 3.14 Alongamento percentual como uma função da temperatura para duas superligas a base de níquel e uma a base de cobalto (figura retirada de VER SNYDER, 1957).

Os grãos em pequenas peças fundidas de superligas de Ni e Co podem ser feitos aproximadamente uniformes. Nem granulação grosseira ou fina é desejada, desde que propriedades ótimas à ruptura na fluência e a fadiga não são alcançadas por tamanhos de grãos extremos. Peças fundidas grandes pode conter uma variação acentuada nos tamanhos dos grãos devido aos efeitos associados com a geometria na fundição.

As superligas geralmente reagem com oxigênio, e oxidação é o primeiro feito do ambiente sobre estas ligas. Em moderadas temperaturas, até cerca de 870°C, oxidação não é um problema sério. Em altas temperaturas, as superligas comerciais a base de Ni e Co são atacadas pelo oxigênio. O nível de resistência à oxidação em temperaturas abaixo de 980°C é uma função do teor de Cr (Cr₂O₃ em forma de uma película protetora). O principal método para combater-se a corrosão à quente é o uso de altos teores de Cr (aproximadamente maiores que 20%) na liga. Embora superligas a base de Co e muitas a base de Fe-Ni tenham teores de Cr nesta faixa, grande parte das superligas a base Ni, especialmente aquelas de alta resistência à ruptura por fluência, não têm, desde que o nível de Cr é incompatível com o alto volume de γ' requerido.

Tipicamente as superligas têm para o módulo de elasticidade um valor na vizinhança de 207 GPa, embora o módulo de uma liga específica policristalina possa variar entre 172 a 241 GPa em temperatura ambiente, dependendo do tipo de liga. Um processo que conduza a um grão direcional ou a uma orientação no cristal pode resultar em módulos de cerca de 124 a 310 GPa, dependendo da relação do grão ou da orientação do cristal com a orientação no teste. As propriedades físicas como condutividade elétrica, condutividade térmica e expansão térmica tendem a serem baixas (relativas a outro metal). Estas propriedades são influenciadas pela natureza

do metal de base (elementos de transição) e a presença da adição de metais refratários. A Fig.3.15 ilustra a variação do módulo de elasticidade com o aumento de temperatura para algumas superligas.

A ordem de abundância na crosta terrestre decresce para Fe, Ni e Co e seu custo aumenta nesta seqüência. Embora o custo do material afete o custo do produto final, os custos do processamento são normalmente muito mais relevantes. Consequentemente, embora Co seja normalmente mais caro que Ni, as ligas a base de Ni são freqüentemente mais caras devido ao custo do elemento liga e ao uso de técnicas mais sofisticadas de processamento.

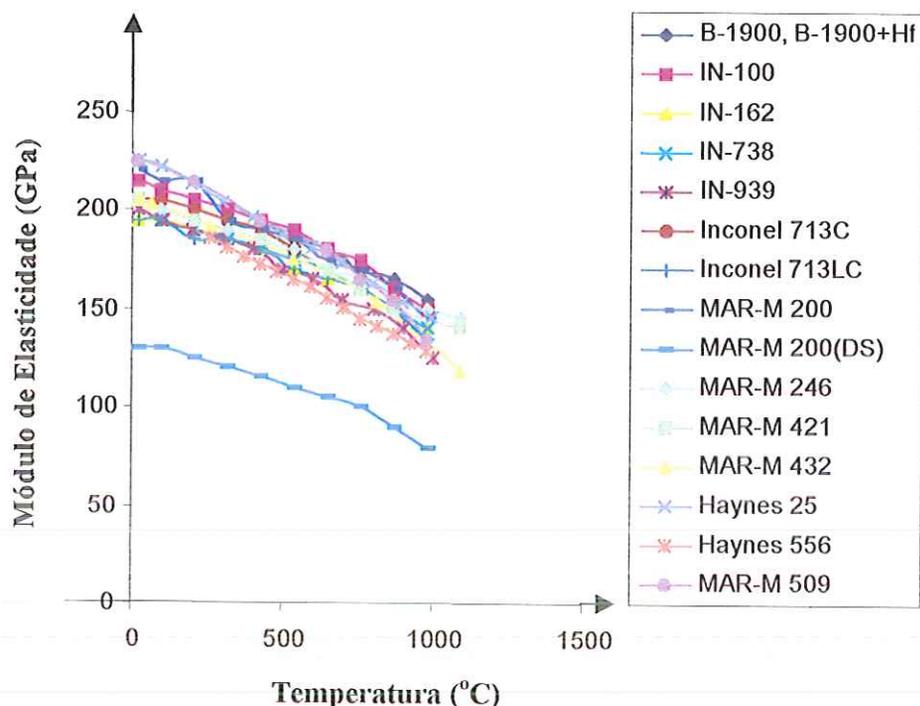


Figura 3.15 Variação do módulo de elasticidade com a temperatura para algumas superligas (valores obtidos de METALS HANDBOOK, Vol.3., 1980).

SUPERLIGAS A BASE DE FERRO

Superligas a base de ferro são definidas como as ligas que contém ferro como o seu maior constituinte e que são endurecidos por carbonetos ou precipitados intermetálicos. As ligas a base de Fe com uma matriz cfc (cúbica de face centrada), e freqüentemente referida como austenítica, possuem uma forte tendência a formar fases efc (empacotamento fechado topológico), como fases σ , μ , Laves e χ . As ligas a base de níquel, por outro lado, têm a tendência à precipitação de fases efg (empacotamento fechado geométrico), como as fases γ [Ni_3Ti]; ligas à base de cobalto têm um forte potencial para o fortalecimento por solução sólida. As ligas de ferro podem tolerar, mais prontamente que as de níquel, a formação de fases com as

anormalmente curtas distâncias inter-atômicas como as que ocorrem nas fases Laves e sigma. Esta característica é de importância prática essencial.

Vários elementos são adicionados para desempenhar uma ou mais funções desejáveis. Os mais eficientes como fortalecedores para as ligas com matriz cfc são os elementos níquel, alumínio, titânio e nióbio. Estes elementos precipitam fases intermetálicas tais como as ordenadas cfc γ' e a ordenada tcc (tetragonal de corpo centrado) γ'' da matriz por tratamento térmico adequado. Elementos como ferro e cromo podem também ser encontrados nas fases γ' e γ'' .

Os dois meios pelos quais as superligas de Fe podem ser fortalecidas são endurecimento por deformação e endurecimento por precipitação. Embora sejam distintos e forneçam uma base conveniente para classificação, ligas que são fortalecidas por um mecanismo podem também exibir uma quantidade de fortalecimento secundário pelo outro.

SUPERLIGAS A BASE DE COBALTO

As ligas de solução sólida de cobalto podem ser divididas em três grupos simples com base em seu uso: (a) ligas para uso primariamente em temperaturas de 650 a 1150°C, que incluem Haynes 25, Haynes 188, Haynes 556, UMCo-50 e S-816. A liga Stellite 32 se caracteriza por alta dureza a quente e boa resistência à oxidação. Esta última propriedade é garantida pelo alto teor de cromo, enquanto a dureza a quente é conferida pela presença de carbonetos complexos. Apresenta também um alto valor de resistividade elétrica.

As ligas a base de cobalto são, por conveniência, divididas em dois principais grupos, dependendo se elas são usadas normalmente na forma de fundido ou na forma trabalhada. As ligas para fundição têm geralmente um maior teor de carbono e menor teor de níquel que as dos materiais trabalhados. Dependendo da composição e da taxa de resfriamento, a matriz de solução sólida pode conter as formas alotrópicas fcc (empacotamento fechado hexagonal) de baixas temperaturas de cobalto ao lado de formas de alta temperatura cfc. A resistência à ruptura por fluência é obtida primariamente pela adição de metais refratários, especialmente molibdênio e tungstênio e, em menor grau, nióbio e tântalo. Estas adições fortalecem a solução sólida e aumentam a temperatura de recristalização, bem como promovem a formação de carbonetos estáveis que podem proporcionar um endurecimento por precipitação. Embora muitos compostos intermetálicos tenham sido identificados em superligas de Co, o endurecimento pela precipitação de componentes intermetálicos não tem sido tão importante como meio de aumentar a resistência dessas ligas como é o caso para as ligas a base de Ni.

SUPERLIGAS A BASE DE NÍQUEL

As ligas à base de níquel têm geralmente maior resistência a altas temperaturas que os aços de baixa liga e aços inoxidáveis. As ligas resistentes ao calor à base de níquel contêm de 30 a 70% desse elemento e até 30% de cromo. O teor de ferro varia de pequenos valores em muitos Inconel, Nimonic e Hastelloy a

cerca de 35% em ligas tais como Incoloy 901 e Inconel 706. Muitas ligas a base de níquel contém pequenas quantidades de alumínio, nióbio, molibdênio e tungstênio para melhorar a resistência mecânica ou a corrosão.

A combinação de níquel e cromo dá a estas ligas uma destacada resistência a oxidação. Como uma classe, essas ligas excedem os aços inoxidáveis em resistência mecânica, especialmente em temperaturas acima de 650°C.

As Fig.3.16 e 3.17 ilustram o comportamento mecânico médio (tensão de ruptura) exibido por ligas de níquel em função da temperatura para uma duração de 100 e 1000 horas a um esforço constante.

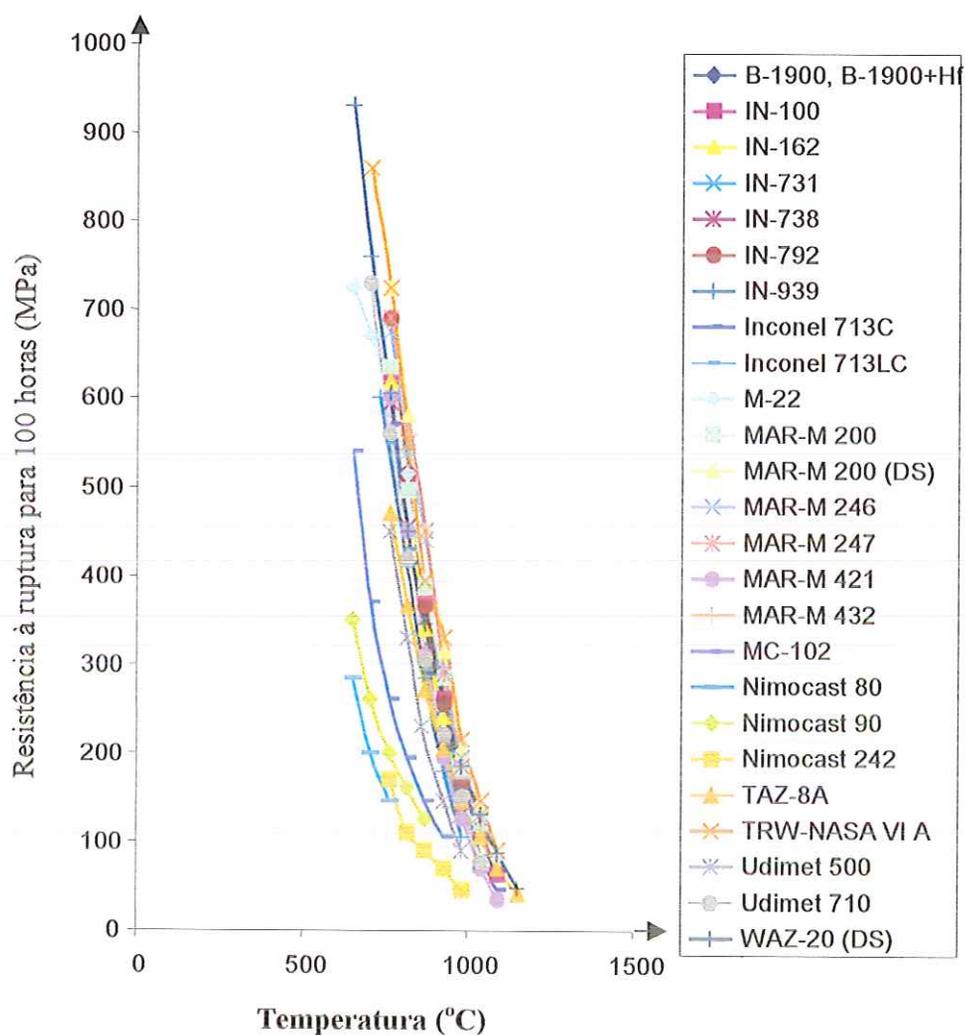


Figura 3.16 Tensões de ruptura para 100 horas para várias superligas de níquel (valores obtidos de METALS HANDBOOK, Vol.3, 1980).

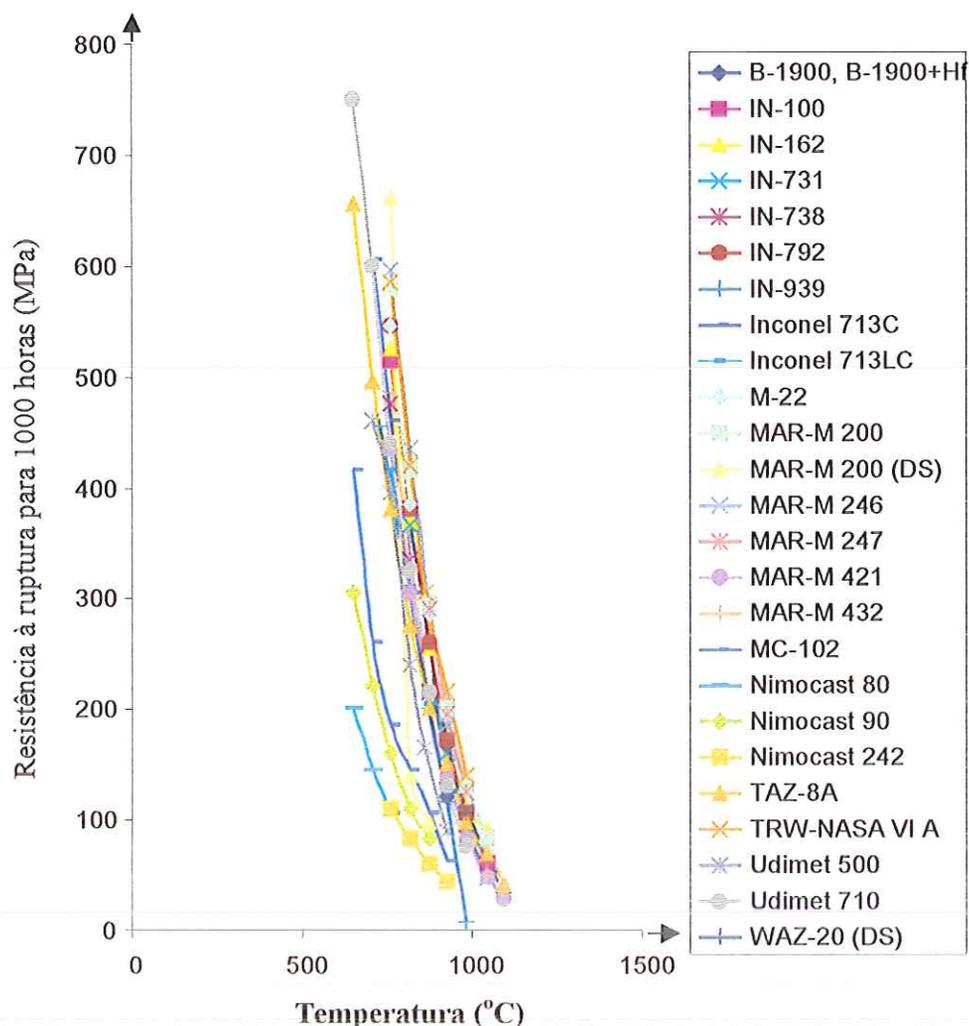


Figura 3.17 Tensões de ruptura para 1000 horas para várias superligas de níquel (valores obtidos de METALS HANDBOOK, Vol.3, 1980).

Segundo CLAUSS (1969), as superligas de níquel podem ser classificadas em diversos grupos, dependendo dos elementos que entram na sua composição. As ligas do grupo 3, que possuem 75% de níquel e 20% de cromo como os elementos de maior participação, são baseadas na liga de solução sólida 80 Ni – 20 Cr denominada *Nicromo*, que é amplamente utilizada em elementos elétricos de aquecimento. Além de possuir uma elevada resistividade elétrica requerida por elementos de aquecimento, a liga *Nicromo* é excepcionalmente resistente à oxidação em elevadas temperaturas. A liga *Nimonic 75* contém uma pequena adição de titânio a sua base de composição, enquanto o *Nimonic 80* e *80A* contêm pequenas adições de titânio e alumínio (*Nimonic 80* e *80A* possuem composições idênticas, mas a liga *80A* tem garantida uma maior resistência à fluência. Estas adições fazem com que essas ligas sejam endurecidas por envelhecimento de modo que durante o tratamento térmico

compostos intermetálicos do tipo $Ni_3(Ti,Al)$ são precipitados que melhoram a resistência dessas ligas.

A Fig.3.18 mostra as curvas de resistência à ruptura para uma vida de 1000 horas para algumas superligas a base de níquel. O comportamento do Nimonic 80A aí apresentado, material que será posteriormente discutido, pode ser comparado a outras superligas de níquel.

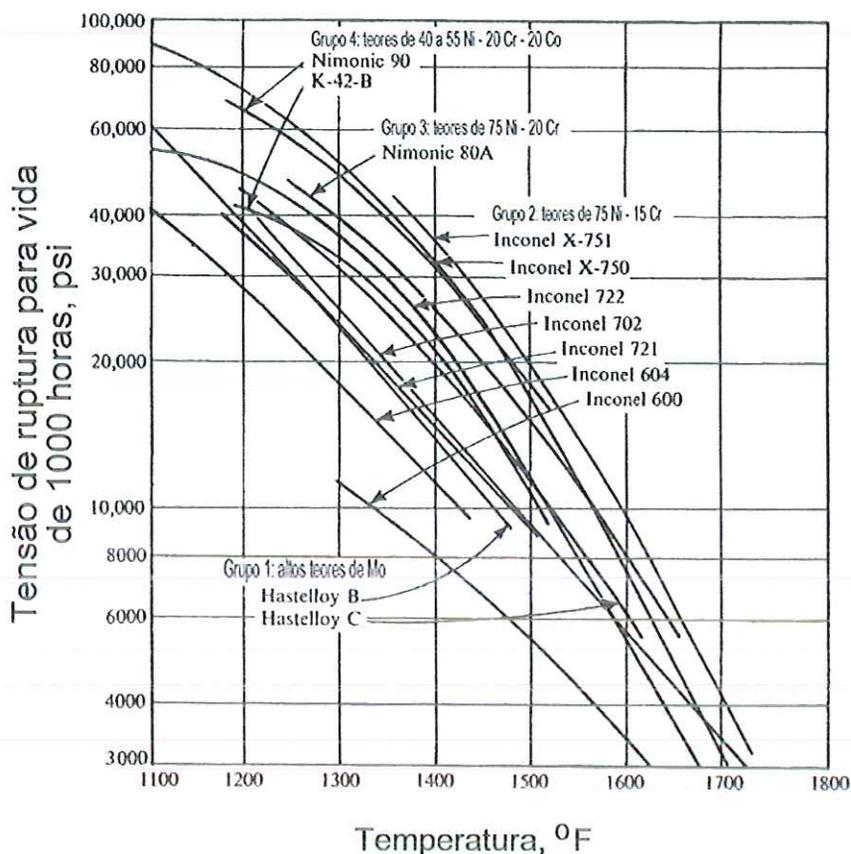


Figura 3.18 Curvas de resistência à ruptura para 1000 horas para algumas superligas de níquel. Multiplicar por $6,89 \cdot 10^{-3}$ para converter psi para MPa (figura retirada de CLAUSS, 1969).

3.6.2 PROPRIEDADES ELÉTRICAS DAS SUPERLIGAS

A resistividade das superligas é, para uma parte delas, equivalente a dos materiais para elementos de aquecimento, que, por sua vez, têm suas composições assemelhando-se a de algumas superligas à base de níquel. As ligas metálicas que se

caracterizam por um grande número de elementos geralmente costumam apresentar um valor elevado de resistividade elétrica, como são comumente as superligas. A disponibilidade de dados sobre a resistividade elétrica das superligas na literatura está restrita a algumas poucas e a Tab.3.3 apresenta os valores para essas em temperatura ambiente. O caráter de ter a resistividade aumentada com a temperatura também é comum à elas, como mostra a Fig.3.19 para algumas delas.

Tabela 3.3 Resistividade Elétrica para algumas superligas (tabela adaptada de METAL HANDBOOK, Vol.3, 1980).

Superliga	Resistividade Elétrica (a) (nΩ.m)
Ligas a base de Ferro	
Carpenter 20-Cb3	1040
Haynes 556	970
Incoloy 800	989
Incoloy 801	1012
Incoloy 825	1127
Ligas a base de Cobalto	
Haynes 25 (L-605)	890
Stellite 6B	910
UMCo 50	825
Ligas a base de Níquel	
Hastelloy B-2	1380(b)
Hastelloy C-4	1250
Hastelloy C-276	1330
Hastelloy N	1200(b)
Hastelloy X	1180
Inconel 600	1030
Inconel 625	1290
Inconel 671	869
Inconel 690	148
Inconel X750	1215
René 41	1308
Udimet 500	1203
Waspaloy	1240

(a) Em temperatura ambiente. (b) Em 100°C.

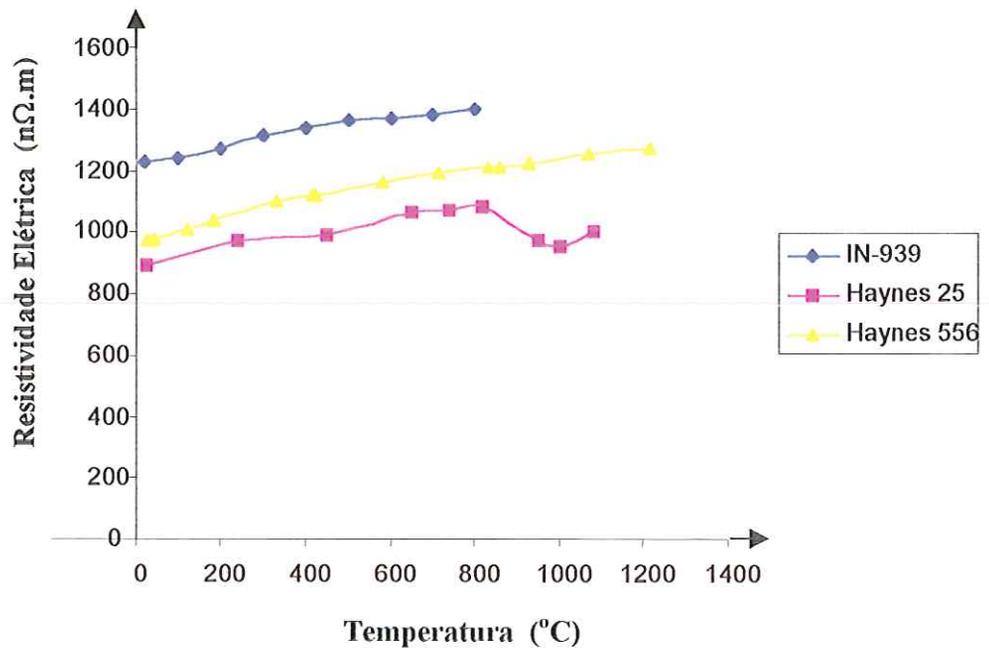


Figura 3.19 Variação da resistividade elétrica com a temperatura para algumas superligas (valores obtidos de METALS HANDBOOK, Vol.3, 1980).

3.6.3 PROPRIEDADES TÉRMICAS DAS SUPERLIGAS

A propriedade condutividade térmica k do material da ferramenta de corte exerceu uma profunda influência no seu projeto. A primeira idéia surgida foi a de construir-se a ferramenta analogamente aos soldadores elétricos, que têm uma resistência elétrica interna por fio enrolado e que conduzem o calor gerado para a sua ponta por condução. Geralmente as pontas dos soldadores são feitas de cobre, que apresenta um valor elevado para a condutividade térmica, de maneira que o gradiente de temperatura entre a fonte de calor e a extremidade da sua ponta não é muito acentuado. Para um material de mais baixo valor de k (como é o caso de aços e superligas), este gradiente seria elevado, de modo que não haveria homogeneidade de temperatura ao longo do corpo da ferramenta. A forma vislumbrada de se contornar este problema foi a de que o próprio corpo da ferramenta se constituísse no elemento resistivo, de maneira que a condutividade térmica tivesse apenas uma menor influência na distribuição de temperaturas na ferramenta. A Fig.3.20 apresenta o comportamento da condutividade térmica em função da temperatura para algumas superligas de cobalto enquanto a Fig.3.21 este comportamento para algumas superligas de níquel.

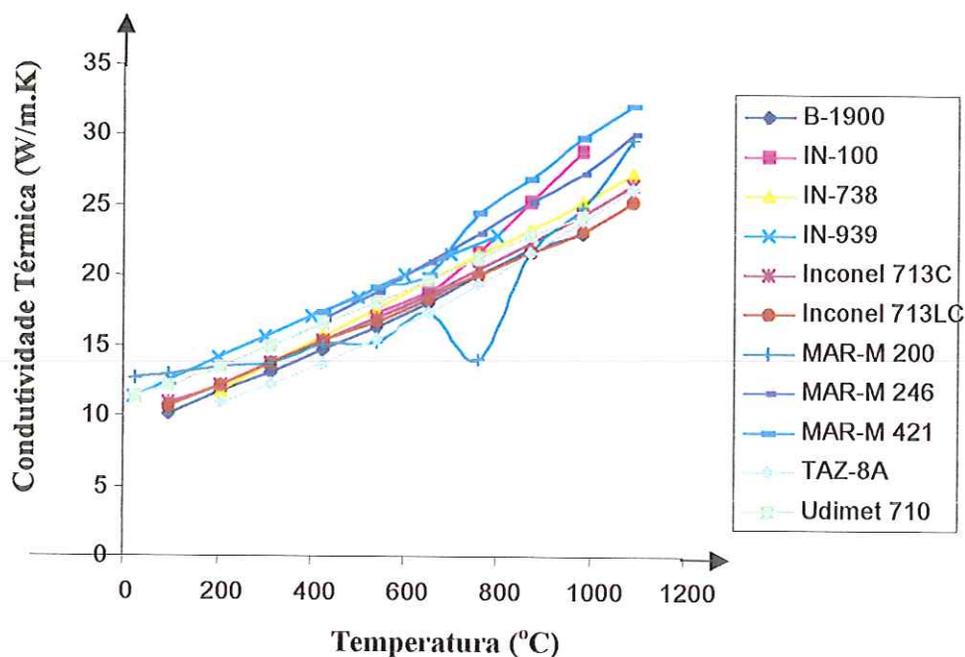


Figura 3.20 Variação da condutividade térmica com a temperatura para algumas superligas a base de cobalto (valores retirados de METALS HANDBOOK, Vol.3, 1980).

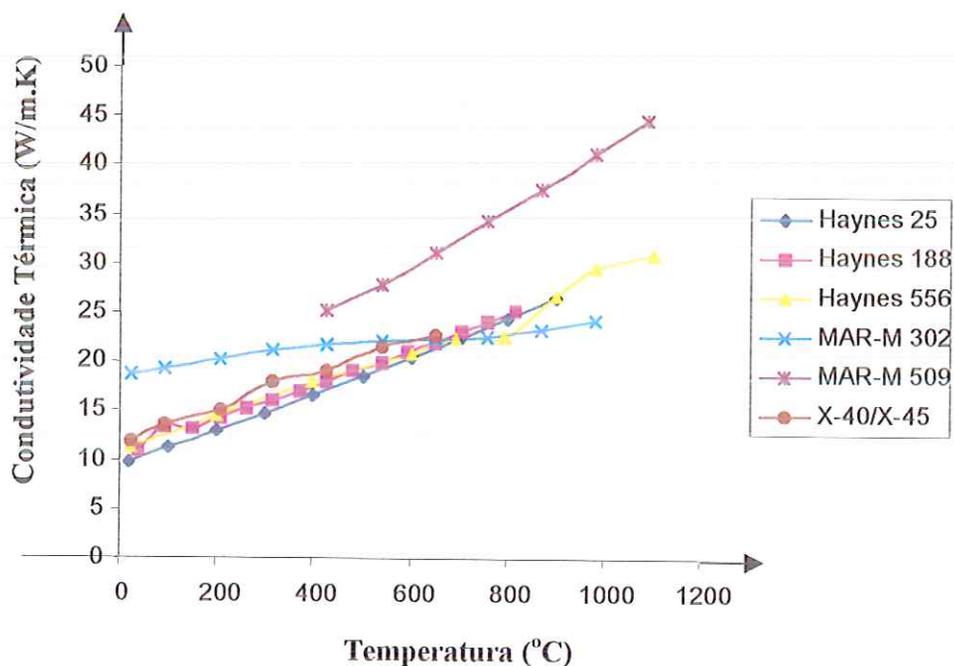


Figura 3.21 Variação da condutividade térmica com a temperatura para algumas superligas a base de níquel (valores retirados de METALS HANDBOOK, Vol.3, 1980).

3.7 MATERIAL EMPREGADO

Foi observado no decorrer do presente estudo que as superligas a base de níquel são as que apresentam os valores mais elevados de resistência mecânica em temperaturas elevadas ao lado de altas resistividades elétricas. Embora constate-se que, dentro dessa classe de materiais, existam outros com características aparentemente superiores, a superliga *Nimonic 80A*, no formato de barras trefiladas, foi utilizada por tratar-se de um material bastante representativo dessa classe de materiais e devido a facilidade com que pôde ser conseguida junto a indústria nacional, que a utiliza na confecção de componentes. Outro material, que foi inicialmente testado, foi a superliga a base de cobalto *Stellite 32*, obtida no formato de varetas obtidas por fundição. No entanto, verificou-se que o material encerrava vazios internos na sua região central (revelado quando da sua usinagem) o que comprometia a obtenção das peças no formato desejado através da operação de usinagem. A Tab.3.4 mostra a composição desse material.

Tabela 3.4 - Composição química do Nimonic 80A (tabela adaptada de METALS HANDBOOK, Vol.3, 1980).

Cr	Ni	Co	Ti	Al	Fe	C	Outros
19,5	73,0	1,0	2,25	1,4	1,5	0,05	máx 0,10 Cu

A mensuração das propriedades mecânicas, elétricas e térmicas na condição de temperatura elevada é uma tarefa difícil que requer equipamentos e técnicas específicas. No desenvolvimento deste trabalho não foi realizado nenhum ensaio com respeito aos materiais empregados, com exceção da medida de dureza em temperatura ambiente para se ter idéia do seu valor em razão da sua usinagem. Os valores para as propriedades de interesse foram buscados na literatura e, embora não se tenha conseguido todos eles, o procedimento adotado foi o de extrapolar valores de materiais com características afins.

Uma das restrições logo percebidas no início do projeto foi quanto ao diâmetro D_f da ferramenta, que em virtude da necessidade de uma espessura da faixa degradada bastante estreita nos tecidos e do menor esforço de corte possível sobre eles, tem seu valor como desejável de minimização. Contudo, observou-se que um valor para D_f menor que 2,0 mm acarretaria dificuldades como o da usinagem do componente para um comprimento de corte $L_f = 20$ mm, a execução das arestas de corte por meio de eletro-erosão, etc. Na estimativa da força de avanço de corte F_a máxima para uma dada geometria da ferramenta, uma vez que as tensões no material serão puramente alternantes, deve-se empregar o valor da tensão admissível σ_{ad} determinada a partir das cartas das propriedades mecânicas nos ensaios de fluência e fadiga do material para os correspondentes esforços que se observam sobre ele.

Os dados obtidos para o Nimonic 80A são mostrados na Tab.3.5, para as tensões de ruptura, de escoamento e alongamento em ensaios de curta duração e na Tab.3.6, para os valores de ruptura na fluência para 100 e 1000 horas. A Fig.3.22

Tabela 3.5 Propriedades mecânicas em ensaios de curta duração para a superliga NIMONIC 80A no formato de barra (tabela adaptada de METALS HANDBOOK, Vol.3, 1980).

Temperatura (°C)	Tensão de ruptura (MPa)	Tensão de escoamento (MPa)	Alongamento (%)
21	1240	620	24
540	1100	530	24
650	1000	550	18
760	760	505	20
870	400	260	34

apresenta as curvas de Manson-Haferd para a tensão-deformação-tempo na fluência do Nimonic 80 para várias temperaturas e a Fig.3.23 as curvas de resistência à ruptura para várias temperaturas para o Nimonic 80A.

Tomando-se as propriedades de interesse na temperatura de trabalho de 870°C (ver capítulo 5) observa-se que a tensão de escoamento σ_e é igual a 260 MPa para um esforço de curta duração. Esta é, portanto, a tensão que limitará os esforços na ferramenta. O esforço de torção, como foi anteriormente discutido, pode ser desprezado de maneira que a única sollicitação a ser considerada é a devida a flexão da ferramenta. A força de avanço F_a , como foi analisada, deve ser aproximadamente constante para um ciclo da ferramenta e, deste modo, pode-se admitir que as tensões no material sejam puramente alternantes. O fenômeno da fluência no material pode então ser desconsiderado e somente a fadiga deve ser analisada. A Fig.3.24 mostra os resultados de ensaios da tensão admissível em função da vida para diversos tipos de sollicitação para o Nimonic 80A em 800°C – obtidos com uma frequência de 2000 ciclos/min no caso das tensões variáveis. Observa-se o caráter do fortalecimento da resistência provocada pelas tensões variáveis quando comparada à sollicitação estática discutida anteriormente.

Tabela 3.6 Tensões de ruptura na fluência para a superliga NIMONIC 80A no formato de barra (tabela adaptada de METALS HANDBOOK, Vol.3, 1980).

Temperatura (°C)	Tensão de Ruptura (MPa)	
	100 horas	1000 horas
540	-	825
815	185	115
870	105	-

Considerando-se uma vida de 100 horas para a ferramenta, a sua operação em rotação de 2000 rpm significa um valor de 12 milhões de ciclos de tensões alternadas. A Fig.3.24 não permite extrapolar com precisão o valor da tensão para

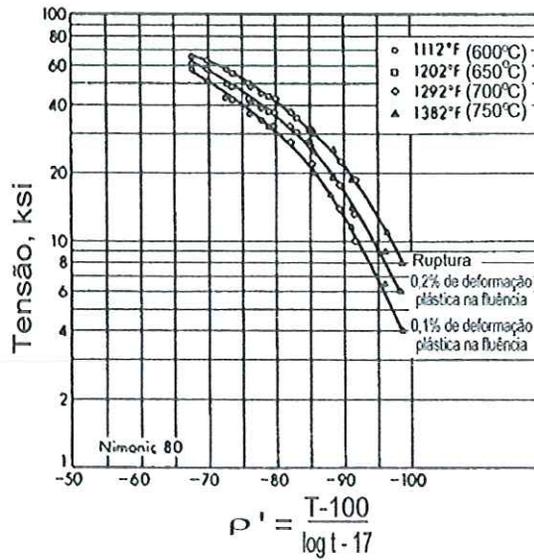


Figura 3.22 Curvas de Manson-Haferd para a ruptura e fluência para o *Nimonic 80*. T – temperatura, °F; t – tempo para a ruptura para uma dada taxa de deformação na fluência, h. Multiplicar por 6,89 para converter ksi para MPa (figura retirada de BOYER, 1988).

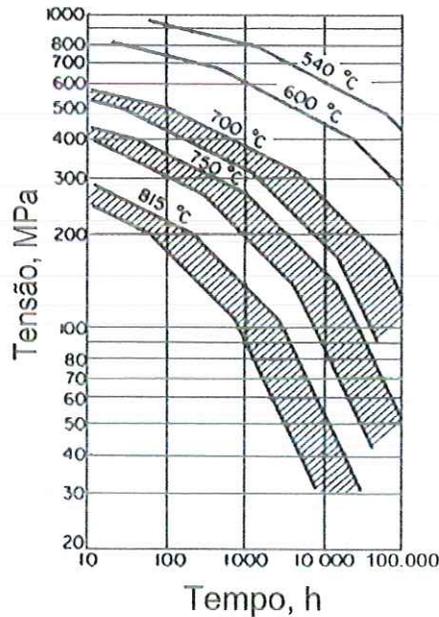


Figura 3.23 Tensões de ruptura para o Nimonic 80A no formato de barras forjadas mostrando os limites superior e inferior para uma confiabilidade de 98%. Tratamento térmico constituído por 8 h em temperatura de 1080°C seguido por resfriamento ao ar, mais 16 h em 700°C seguido por resfriamento ao ar (figura retirada de BOYER, 1988).

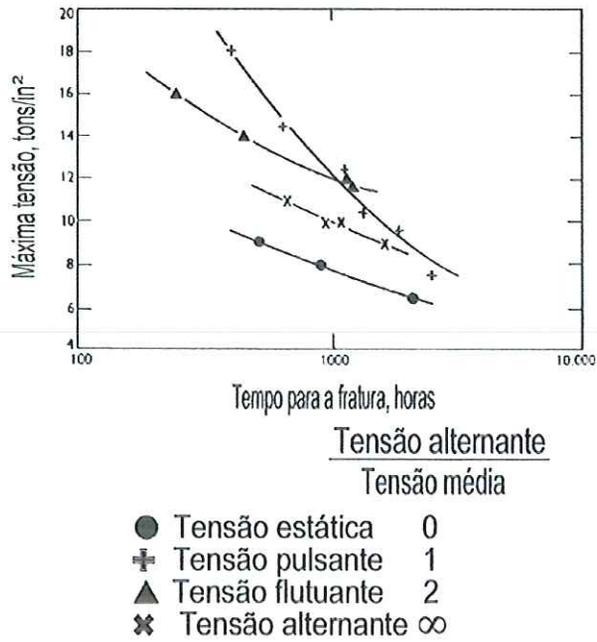


Figura 3.24 Resistência combinada à fadiga e fluência para Nimonic 80A em 800°C. Multiplicar por 15,4 para converter tons/in² para MPa (figura retirada de FORREST e SMITH, 1963).

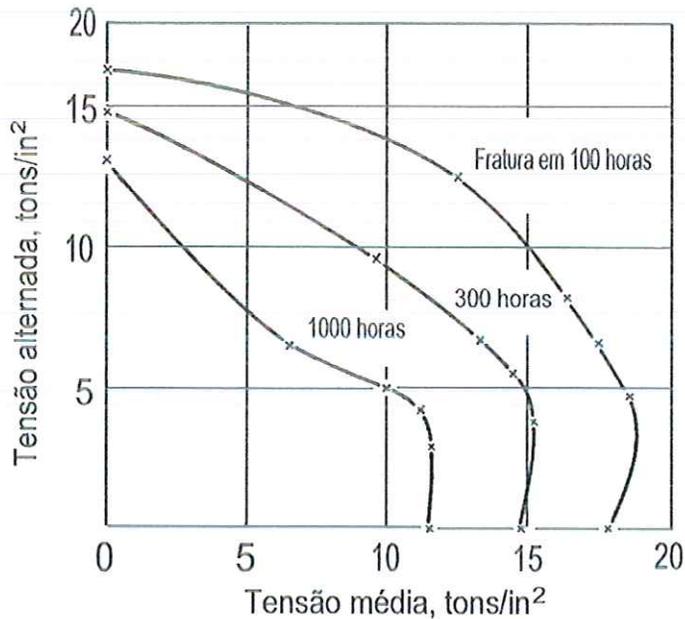


Figura 3.25 Diagrama para o campo de tensões de fadiga para Nimonic 80 em 750°C. Multiplicar por 15,4 para converter tons/in² para MPa (figura retirada de FORREST, 1970).

uma vida de 100 horas. Parece razoável supor que o valor da tensão admissível esteja entre 14 e 16 tons/in² (216 e 246 MPa). A Fig.3.25 apresenta os valores para a resistência à fadiga para alguns valores de vida para o Nimonic 80A em 750°C. Para uma solitação puramente alternante para uma vida de 100 h a tensão admissível seria de 16,25 tons/in² (250 MPa). Para uma temperatura em torno de 870°C não foram conseguidos dados para a resistência à fadiga. No entanto, fazendo-se uso do fato de que a resistência sob tensões variáveis é maior que a do caso estático, pode-se então concluir que a tensão admissível à fadiga para 100 horas em 870°C é maior que o valor de 105 MPa indicado na Tab.3.6 para a fluência. Pode-se então adotar uma abordagem conservadora tomando-se este valor para a tensão admissível à fadiga σ_{ad} para uma vida de 100 h na temperatura de 870°C sabendo-se que muito provavelmente o seu verdadeiro valor será um tanto maior.

O valor para a densidade do Nimonic 80A, na falta dessa informação, foi tomado como igual ao da liga *Nimocast 80*, que apresenta uma composição química bastante semelhante (71Ni; 20Cr; 2,4Ti; 1,3Al; 5Fe; 0,4Mn; 0,4Si; 0,07C), e igual a 8,17 Mg/m³ na temperatura de 21°C. A ausência de informação sobre o módulo de elasticidade do Nimonic 80A acarretou também uma estimativa de valor de 150 GPa na temperatura de 870°C, que é um valor representativo para diversas superligas como mostra a Fig.3.15.

Foi então tomada a relação dada pela Eq.3.17 para obter-se a força máxima F_a admissível sobre a ferramenta. Empregando-se a Eq.3.24 para os valores do módulo de elasticidade E e da densidade ρ na temperatura de 870°C (assumindo-se que a variação no valor da densidade com relação ao em temperatura ambiente seja pequeno) para um diâmetro da ferramenta $D_f = 2,0$ mm e para um comprimento da ferramenta $L_f = 20,0$ mm obtém-se um valor para a rotação crítica $\omega_{crit} = 18.830$ rad/s. Para a frequência de 2000 rpm na ferramenta, que corresponde a uma velocidade angular $\omega = 209,4$ rad/s, das Eq.3.20 e Eq.3.19 tem-se $\chi = 0,105$ e $\lambda = 0,198$, correspondendo a um valor para o fator de amplificação, dado pela Eq.3.18, de $f = 1,000$, ou seja, o efeito centrífugo é desprezível. Fazendo-se então σ igual a tensão admissível à fadiga para uma vida de 100 horas na temperatura de 870°C (105 MPa) e tomando-se o momento de inércia da seção da ferramenta como a de um círculo de mesmo diâmetro externo da ferramenta (2 mm), a força máxima de avanço será $F_a = 8,25$ N. Este é um valor de força razoavelmente elevado para uma peça dessas dimensões. Outra verificação a ser feita é quanto à deflexão da extremidade causada por uma força dessa magnitude. Empregando-se a Eq.3.16 para as grandezas envolvidas na temperatura de 870°C o valor da deflexão calculada foi $\delta_f = 0,07$ mm, um valor bastante baixo e plenamente aceitável.

Para uma ferramenta com um diâmetro $D_f = 2,5$ mm e comprimento $L_f = 20,0$ mm a rotação crítica ω_{crit} será maior que aquela acima calculada para $D_f = 2,0$ mm, de maneira que o fator de amplificação será também $f = 1,000$. Tomando-se o valor de $\sigma = 105$ MPa, o valor máximo da força de avanço será $F_a = 16,10$ N e a deflexão correspondente para esta força será $\delta_f = 0,06$ mm.

Os valores para a resistividade elétrica ρ_e e da condutividade térmica k do Nimonic 80A, na falta de valores precisos, foram estimados como sendo aproximadamente $\rho_e = 1200$ n Ω .m e $k = 25$ W/m.K em 870°C.

4

RELAÇÕES ENTRE GRANDEZAS FÍSICAS NO PROCESSO DE CORTE

Houve a necessidade, no decorrer do trabalho, de relacionar as várias grandezas envolvidas no fenômeno do corte em análise para se ter uma compreensão qualitativa do problema e quanto à magnitude destas grandezas. Para tanto foram desenvolvidas algumas relações entre as grandezas mensuráveis associadas. A partir dessas relações são discutidos aspectos físicos e técnicos relacionados ao problema como forma de otimizar o processo de corte. Um modelo para a propagação da degradação nas camadas de tecido é desenvolvido no Apêndice 3. A busca da maior eficiência do processo guiou-se, então, pelas relações físicas que governam o fenômeno e esteve limitado pelas condições técnicas que se impuseram.

4.1 SÍMBOLOS EMPREGADOS

Alfabéticos

- a_v – avanço-por-volta [mm/volta]
- A_D – área lateral de contato [mm²]
- A_P – área principal de contato [mm²]
- A_T – área da seção transversal da ferramenta [mm²]
- $A_{L,f}$ – área lateral da ferramenta [mm²]
- $A_{L,m}$ – área lateral da ferramenta envolta pelas camadas de tecido [mm²]
- Bi – número de Biot ($Bi = hR_o/k$) [-]
- C – comprimento de corte [mm]
- C_m – calor específico do material têxtil [J/kg.K]
- D_f – diâmetro da seção de corte da ferramenta [mm]
- D_m – espessura do rasgo deixado pela ferramenta no material têxtil [mm]
- e_D – energia específica de degradação [kJ/g]
- e_R – energia radiante (por unidade de tempo por unidade de área) [W/m²]
- E – módulo de elasticidade longitudinal [GPa]
- E_A – energia absorvida pelo material têxtil [J]
- E_D – energia desperdiçada nas bordas do tecido [J]

- E_T – energia térmica [J]
 E_U – energia térmica útil [J]
 F_a – força de avanço [N]
 h – coeficiente de transferência de calor por convecção [$W/m^2.K$]
 I – corrente elétrica [A]
 J – densidade de corrente elétrica [A/mm^2]
 J_M – fluxo médio de corrente elétrica ($J_M = 2I/A_T$) [A/mm^2]
 k – condutividade térmica do material da ferramenta [$W/m.K$]
 k_m – condutividade térmica do material têxtil [$W/m.K$]
 L – comprimento axial [mm]
 L_f – comprimento da seção de corte da ferramenta [mm]
 L_m – altura de corte das camadas de tecido [mm]
 n – frequência de rotação da ferramenta [rpm]
 P_E – potência elétrica [W]
 P_T – potência térmica [W]
 P_U – potência térmica útil [W]
 R – distância radial [mm]
 R_O – raio externo da seção da ferramenta ($R_O = D_f/2$) [mm]
 R_{CA} – resistência elétrica em corrente alternada [Ω]
 R_e – resistência elétrica no comprimento de corte [Ω]
 s_f – espessura do rasgo existente na ferramenta [mm]
 T – temperatura [$^{\circ}C$, K]
 T_C – temperatura no centro da seção da ferramenta [$^{\circ}C$]
 T_O – temperatura na superfície lateral da ferramenta [$^{\circ}C$]
 T_{∞} – temperatura do fluido ambiente [$^{\circ}C$]
 U – diferença de potencial no circuito da ferramenta [V]
 v_a – velocidade de avanço da ferramenta [mm/s]
 v_{aMax} – velocidade máxima teórica de avanço [mm/s]
 v_d – velocidade de propagação da degradação ($v_d = \Delta C/\Delta t_d$) [mm/s]
 V_f – volume eficaz da ferramenta [mm^3]
 V_m – volume de material degradado [mm^3]
 y_P – fator devido ao efeito pelicular [-]
 y_S – fator devido ao efeito de proximidade [-]

Gregos

- α_m – difusibilidade térmica do material têxtil ($\alpha_m = k_m/\rho_m C_m$) [m^2/s]
 ΔA_T – valor da área na Fig.4.3 [mm^2]
 ΔC – extensão longitudinal da região degradada para meia-volta da ferramenta [mm]
 ΔI – valor da corrente elétrica que atravessa a área ΔA_T (Eq.4.18) [A]
 ΔR – acréscimo de resistência devido à corrente alternada [Ω]
 Δt – intervalo de tempo [s]
 ΔT_1 – intervalo de tempo para uma revolução da ferramenta ($\Delta T_1 = 1/n$) [s]
 $\Delta T_{1/2}$ – intervalo de tempo para meia revolução da ferramenta ($\Delta T_{1/2} = 0,5/n$) [s]
 δ_f – deflexão da extremidade da ferramenta [mm]

- ε – emissividade [-]
- ε' – coeficiente de proporcionalidade [-]
- Φ – fluxo radial de calor [W/mm²]
- Φ_N – fluxo radial de calor nominal ($\Phi_N = P_T/A_{L,f}$) [W/mm²]
- η – eficiência do processo (rendimento) [-]
- θ – posição angular [°]
- ρ_e – resistividade elétrica do material [nΩ.m]
- ρ_m – densidade do material têxtil [g/cm³]
- σ – constante de Stefan-Boltzmann [W/m².K⁴]
- ω – velocidade angular da ferramenta [rad/s]
- ω_{crit} – velocidade angular crítica da ferramenta [rad/s]
- ζ_m – energia específica volumétrica de degradação do material têxtil [J/mm³]

4.2 POTÊNCIA ELÉTRICA E TÉRMICA

A largura do corte no retalhamento de têxteis é uma característica do processo empregado e, para este processo, a largura mínima da faixa degradada será a do diâmetro da ferramenta. Obviamente seria desejável que esta largura pudesse ser a menor possível para permitir que mesmo as figuras mais complexas pudessem ser recortadas e para que a energia necessária à degradação dessa faixa fosse também a menor possível. No entanto outras condições devem ser observadas. O valor para a dimensão deste diâmetro foi estabelecido em razão de vários compromissos de projeto que a ferramenta deve atender. Em primeiro lugar a ferramenta deve apresentar um valor para o momento de inércia adequado para que a *rotação crítica* da ferramenta seja bem maior que aquela da ferramenta e, igualmente, o valor deste momento de inércia deverá ser suficiente aos esforços a que está sendo submetida para que as tensões resultantes não ultrapassem os valores de segurança (ver discussão a este respeito no Cap.3).

Em segundo lugar ela deve gerar uma potência térmica P_T suficiente para a degradação adequada do tecido. Esta potência, oriunda do *efeito Joule*, é dada para um circuito onde circula corrente contínua, por

$$P_T = \rho_e J_M^2 V_f \quad (4.1)$$

onde ρ_e e J_M são, respectivamente, a resistividade elétrica do material da ferramenta e a densidade média de corrente, dada por

$$J_M = 2.I/A_T \quad (4.2)$$

sendo I o valor da corrente contínua no circuito e A_T a área transversal da ferramenta (hachurada), conforme mostra a Fig.4.1. V_f é o volume eficaz da ferramenta e é dado por

$$V_f = L_f A_T \quad (4.3)$$

O fluxo de calor radial nominal Φ_N através da superfície lateral da ferramenta $A_{L,f}$, dado como

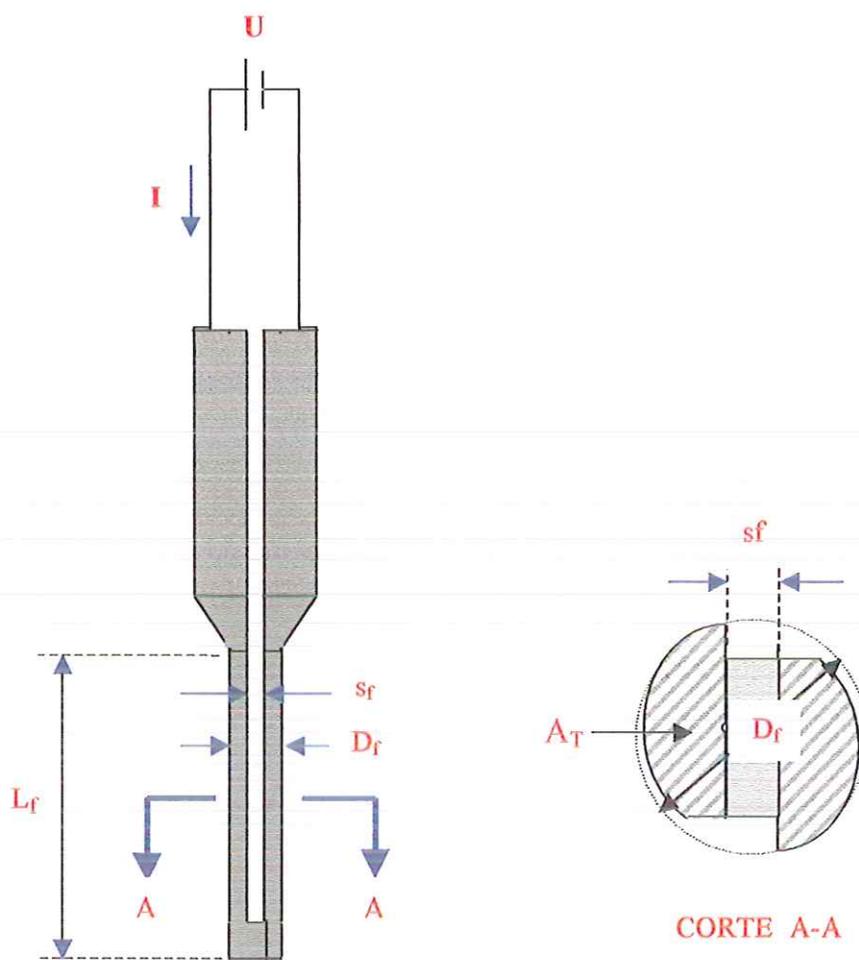


Figura 4.1 Grandezas geométricas da ferramenta de corte.

$$\Phi_N = P_T/A_{L_f} \quad (4.4)$$

sendo A_{L_f} dada por

$$A_{L_f} = \pi D_f L_f \quad (4.5)$$

pode então ser escrito como

$$\Phi_N = \frac{\rho_e J_M^2 V_f}{A_{L_f}} = \frac{\rho_e J_M^2 A_T L_f}{A_{L_f}} \quad (4.6)$$

e supondo-se que A_T possa ser dada aproximadamente pela expressão

$$A_T \cong \pi D_f^2/4 \quad (4.7)$$

tem-se que o fluxo de calor Φ_N pode ser dado por

$$\Phi_N = \rho_e J_M^2 D_f/4 \quad (4.8)$$

Vê-se, portanto, que para uma dada densidade média de corrente J_M o fluxo de calor através da superfície da ferramenta é aproximadamente proporcional ao diâmetro da ferramenta. No entanto, outra consideração diz respeito ao valor da corrente máxima no circuito. Altas correntes requerem uma grossa seção dos fios (cabos) de cobre para que o efeito Joule aí presente não deteriore a isolação externa que os reveste. Para um dado fio ou cabo numa dada condição em que é envolto por outros meios materiais (gasosos ou sólidos) recomenda-se um valor máximo de corrente, de maneira que

$$\Phi_N = \frac{16 \rho_e I^2}{\pi^2 D_f^3} \quad (4.9)$$

e, deste modo, o fluxo de calor na ferramenta varia com o inverso do cubo do diâmetro da ferramenta para o valor da corrente no circuito.

A potência térmica P_T no comprimento L_f da ferramenta, desprezando-se as perdas no restante da ferramenta, será igual à potência elétrica P_E , dada por

$$P_E = U I \quad (4.10)$$

onde U é a diferença de potencial no circuito da ferramenta, dada como

$$U = R_e I \quad (4.11)$$

sendo R_e a resistência elétrica no comprimento de corte da ferramenta para corrente contínua, dada então por

$$R_e = 4 \rho_e L_f / A_T \quad (4.12)$$

Em corrente alternada ocorre um aumento da resistência devido ao aumento das perdas causado pelos efeitos pelicular e de proximidade. *Efeito pelicular* é o fenômeno pelo qual o valor eficaz da densidade de uma corrente variável é maior perto da superfície externa de um condutor do que no seu interior e *efeito de proximidade* é o fenômeno caracterizado por uma distribuição não uniforme da densidade de corrente em um condutor, causado pela corrente em condutores próximos. A resistência elétrica para corrente alternada R_{CA} é dada então por

$$R_{CA} = R_e + \Delta R \quad (4.13)$$

onde ΔR é o acréscimo de resistência devido a estes efeitos, sendo expresso por

$$\Delta R = R_e (y_s + y_p) \quad (4.14)$$

onde y_s e y_p são os fatores que levam em conta o efeito pelicular e o de proximidade respectivamente (ver COTRIM, 1992, Cap.5).

Este efeito é importante para correntes alternadas de freqüência elevada, podendo ser muitas vezes maior que a parcela devido a corrente contínua, ou mesmo responder pela totalidade da energia gerada pelo efeito Joule. Para correntes alternadas de baixa freqüência este acréscimo pode ser desprezado, e para freqüências de 60 Hz este efeito representa normalmente 2-3% da resistência total. As expressões envolvendo uma corrente contínua podem ser utilizadas no caso de corrente alternada empregando-se o seu valor eficaz (valor RMS).

Em terceiro lugar o diâmetro não deve ter uma dimensão tão reduzida que impossibilite as operações de usinagem na confecção das suas arestas cortantes. De todas estas considerações acima foi estabelecido que o diâmetro da ferramenta D_f deveria situar-se entre 2,0 e 2,5 mm. Foram então confeccionadas ferramentas com estes diâmetros para valores comuns do comprimento de corte $L_f = 20,0$ mm e espessura do rasgo ao longo do seu comprimento $s_f = 0,3$ mm, como forma de observar-se os seus comportamentos nas dimensões consideradas como os extremos limitantes ao processo. As seções transversais, conforme podem ser vistas pela Fig.5.19 e Tab.5.1, para $D_f = 2,0$ mm é $A_T = 2,214$ mm² e para $D_f = 2,5$ mm é $A_T = 3,610$ mm².

A temperatura na ferramenta depende da corrente que passa por ela e pelas condições com que o meio material que a circunda dissipa o calor gerado por ela. Supondo-se uma resistividade para o material da ferramenta – Nimonic 80A – igual a 1200 nΩ.m (ver Cap.3) com pequena variação em função da temperatura, tem-se na Tab.4.1, os valores para a potência elétrica P_E e o fluxo de calor nominal Φ_N para vários valores de corrente I no circuito, sendo o máximo limitado a 60 A conforme é discutido no Cap.5.

Tabela 4.1 Valores teóricos de potência elétrica na ferramenta e de fluxo de calor através da sua superfície lateral para diversos valores de corrente.

Corrente (A)	Potência (W)		Fluxo de Calor (W/mm ²)	
	D _f = 2,0 mm	D _f = 2,5 mm	D _f = 2,0 mm	D _f = 2,5 mm
15	9,8	6,0	0,08	0,04
20	17,3	10,6	0,14	0,07
25	27,1	16,6	0,22	0,11
30	39,0	23,9	0,31	0,15
35	53,1	32,6	0,42	0,21
40	69,4	42,6	0,55	0,27
45	87,8	53,9	0,70	0,34
50	108,4	66,5	0,86	0,42
55	131,2	80,5	1,04	0,51
60	156,1	95,7	1,24	0,61

As principais limitações ao uso de elevadas potências térmicas estão na necessidade de elevadas correntes no circuito da ferramenta, exigindo uma fiação elétrica de grossa seção transversal e determinando, assim, o emprego de componentes de maior dimensão, e na capacidade de absorção pelo material têxtil dessa energia gerada numa certa temperatura na ferramenta. Quanto maior a temperatura na ferramenta maior a transmissão de calor para o material têxtil, mas existe um limite para esta temperatura, pois um valor mais elevado poderá comprometer as propriedades mecânicas do material de que é feita. Se o calor gerado na ferramenta não for extraído sua temperatura se elevará até que seja atingido o equilíbrio entre geração/absorção de energia na sua superfície. Daí a necessidade de um sistema que limite o valor da corrente quando a ferramenta não estiver na condição de corte para que ela não se “queime”, uma vez que o ar ambiente tem uma capacidade de absorver calor menor que aquela do tecido.

Além do que, a transmissão da corrente elétrica entre a ferramenta presa ao fuso (que gira) da máquina e o sistema elétrico externo deverá ser feito por um *anel coletor* (“slip-ring”), que possui limitações elétricas e mecânicas. É complicado, tecnicamente, transmitir altas correntes em elevadas velocidades de deslizamento entre os terminais de contato. O anel coletor mais adequado aos propósitos almejados encontrado no mercado permite uma rotação máxima de 2000 rpm e máxima corrente de 30 Amperes por circuito (quanto mais circuitos mais caro é este anel coletor e portanto tem-se aí também uma limitação econômica). Para se obterem altas velocidades de avanço devem-se contar com altas rotações na ferramenta desde que a relação avanço por volta não deverá ser maior que um dado valor.

4.3 DISTRIBUIÇÃO INTERNA DE TEMPERATURA NA FERRAMENTA

A distribuição interior da temperatura no material da ferramenta na região do seu comprimento de corte pode ser modelada de forma bastante simples para a sua região central ao assumir-se que ela comporta-se como a que se verifica na seção de um cilindro de comprimento infinito, de diâmetro igual ao da ferramenta, que é atravessado por uma densidade de corrente igual àquela que se observa na seção da ferramenta. De acordo com a Fig.4.2, a potência térmica P_T gerada no comprimento L do cilindro, para uma certa distância radial R será

$$P_T = \rho_e J^2 \pi R^2 L \quad (4.15)$$

onde J é a densidade de corrente na área do círculo de raio R .

Segundo a *lei de Fourier*, pode-se relacionar o fluxo de calor ao gradiente de temperatura na direção em que este ocorre como

$$\frac{P_T}{A_L} = -k \frac{dT}{dR} \quad (4.16)$$

sendo A_L a área na qual se dá o fluxo de calor, ou seja, $A_L = 2\pi RL$, e k o coeficiente de condutividade térmica do material da ferramenta. Substituindo-se as relações para P_T e A_L na expressão acima obtém-se a seguinte relação diferencial

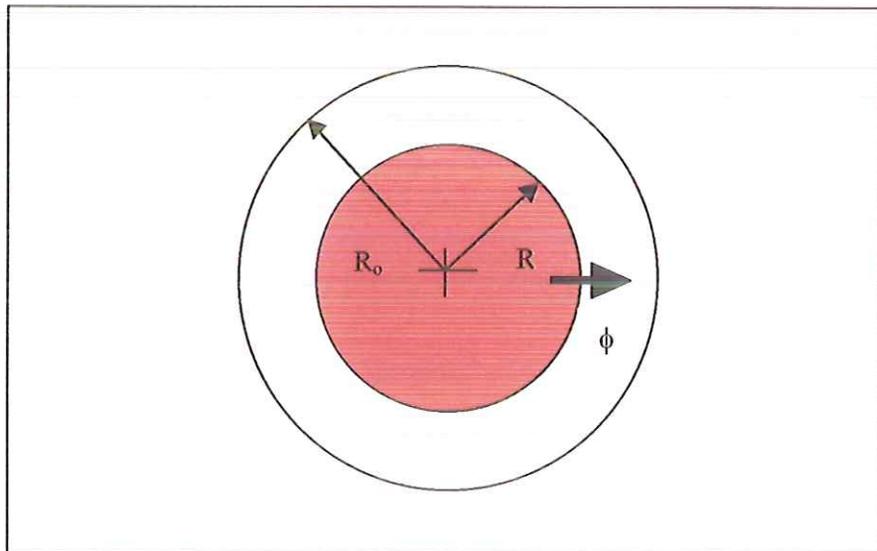


Figura 4.2 Fluxo de calor no interior da seção da ferramenta.

$$\frac{dT}{dR} = -\frac{\rho_e}{2k} J^2 R \quad (4.17)$$

Da *lei de Ohm* pode-se escrever para um diferencial de tensão dU num trecho infinitesimal de um circuito elétrico, como mostra a Fig.4.3,

$$dU = dR_e \Delta I \quad (4.18)$$

onde dR_e é um diferencial de resistência elétrica, dado por

$$dR_e = (\rho_e / \Delta A_T) dL \quad (4.19)$$

sendo ΔA_T um elemento da área transversal do circuito elétrico e dL o comprimento infinitesimal deste circuito. ΔI é o valor da corrente elétrica que atravessa a área ΔA_T . Observando-se que $\Delta I = \mathbf{J} \cdot \Delta A_T$ e combinando-se as relações acima resulta

$$\frac{dU}{dL} = \rho_e J \quad (4.20)$$

Assumindo-se que o diferencial de tensão entre os pontos correspondentes de duas seções transversais quaisquer situadas ao longo do comprimento do cilindro seja constante para um ponto qualquer nesta seção tem-se então que o valor de $\rho_e \mathbf{J}$ será constante na seção. A equação para a condução de calor na seção do cilindro pode então ser expressa como

$$\int_{T_C}^T k(T) \rho_e(T) dT = -\frac{(\rho_e J)^2}{4} R^2 \quad (4.21)$$

onde T_C é a temperatura no centro da seção da ferramenta.

O coeficiente de condutividade térmica $k(T)$ e a resistividade elétrica $\rho_e(T)$ são funções da temperatura T do material, mas, admitindo-se que a diferença que se observa na temperatura na seção do cilindro é pequena, pode-se toma-los como constantes na seção. Observando-se então que a densidade de corrente \mathbf{J} na seção será igual à densidade média \mathbf{J}_M , obtém-se

$$T = T_C - \frac{\rho_e J_M^2 R^2}{4k} \quad (4.22)$$

e, assim, a expressão para a temperatura na face lateral da ferramenta T_O pode ser dada por

$$T_O = T_C - \frac{\rho_e J_M^2}{4k} R_O^2 \quad (4.23)$$

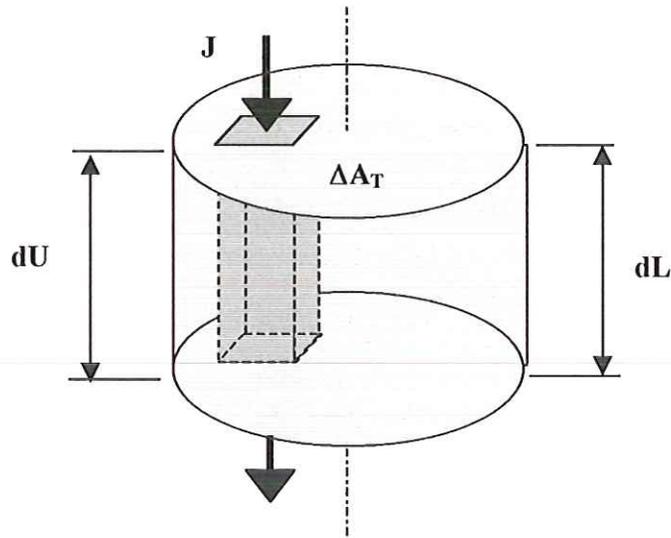


Figura 4.3 Fluxo de corrente elétrica através de um elemento de área na seção do circuito.

Rearranjando-se a Eq.4.22 de forma a poder-se incluir a relação para o fluxo de calor dado pela Eq.4.9 tem-se a expressão geral

$$T = T_C - \frac{\Phi_N}{4k} D_f \left(\frac{R}{R_o} \right)^2 \quad (4.24)$$

onde $R_o = D_f/2$ é o raio desse cilindro. Empregando o valor para k na temperatura média de 870°C para o Nimonic 90A, igual a $0,025 \text{ W/mm.K}$ e o valor para o fluxo de calor igual a $0,637 \text{ W/mm}^2$ (potência elétrica de 80 W na ferramenta com $D_f = 2 \text{ mm}$) encontra-se que, para uma temperatura no centro da seção da ferramenta $T_C = 850^\circ\text{C}$, a temperatura na face da ferramenta será de $837,3^\circ\text{C}$. A Fig.4.4 representa a distribuição da temperatura em função da distância radial R na seção da ferramenta.

Constata-se então que o gradiente interno de temperatura não é muito elevado, o que leva a uma garantia contra as severas distorções térmicas que poderiam ocorrer no material da ferramenta caso o contrário fosse verificado e quanto ao emprego de um ponto representativo através do qual poderá proceder-se ao monitoramento da temperatura na ferramenta por meio de termopares.

Da Eq.4.17 tem-se que o gradiente de temperatura na face lateral da ferramenta é dado por

$$\left. \frac{dT}{dR} \right|_{R_o} = - \frac{\rho_e J_M^2}{2k} R_o \quad (4.25)$$

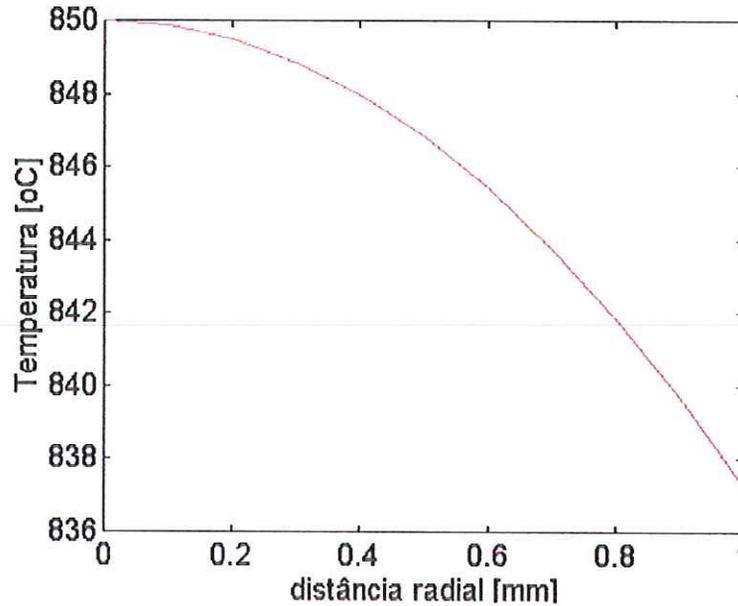


Figura 4.4 Distribuição da temperatura na seção da ferramenta.

Estando a ferramenta circundada apenas pelo ar ambiente, o fluxo de calor lateral deverá igualar-se ao calor retirado dela pelo processo de convecção. Admitindo-se que o *coeficiente de transferência de calor por convecção* h – que depende da temperatura T – (ver INCROPERA e DE WITT, 1990, Cap.1) possa ser tomado como constante sobre toda a ferramenta, tem-se então

$$-k \left. \frac{dT}{dR} \right|_{R_0} = h(T)(T_0 - T_\infty) \quad (4.26)$$

sendo T_∞ a temperatura do fluido ambiente que envolve a ferramenta. Substituindo-se a Eq.4.25 em Eq.4.26 obtém-se que

$$T_0 - T_\infty = \frac{\rho_e J_M^2}{2h(T)} R_0 \quad (4.27)$$

Igualando-se a temperaturas na face lateral da ferramenta T_0 dada pelas Eq.4.23 e Eq.4.27 tem-se

$$T_C - \frac{\rho_e J_M^2}{4k} R_0^2 = T_\infty + \frac{\rho_e J_M^2}{2h(T)} R_0 \quad (4.28)$$

e rearranjando-se a expressão acima tem-se

$$T_C - T_\infty = \frac{\rho_e J_M^2}{2k} R_O^2 \left(\frac{1}{2} + \frac{1}{Bi} \right) \quad (4.29)$$

sendo **Bi** o *número de Biot* (ver INCROPERA e DE WITT, 1990, Cap.5), dado por

$$Bi = \frac{hR_O}{k} \quad (4.30)$$

Para as grandezas envolvidas no fenômeno **Bi** é muito pequeno (**Bi** $\ll 1$) e, assim, a expressão Eq.4.30 pode ser dada como

$$T_C - T_\infty = \frac{\rho_e J_M^2 R_O^2}{2k} \frac{1}{Bi} \quad (4.31)$$

Substituindo-se a expressão para o fluxo de corrente, dada por $J_M = 2 \cdot I / \pi R_O^2$ e para **Bi** tem-se que

$$T_C - T_\infty = \frac{2}{\pi^2} \frac{\rho_e I^2}{h(T) R_O^3} \quad (4.32)$$

Para duas ferramentas de mesmo material e diferentes diâmetros, designadas **1** e **2**, estando uma delas numa dada temperatura máxima T_C e querendo-se reproduzir a mesma temperatura no interior da outra supondo que o coeficiente **h** seja o mesmo para ambas para condições análogas de temperatura, deve-se utilizar a relação entre as correntes elétricas **I** e os diâmetros D_f (observando-se que $D_f = 2R_O$) dada por

$$\frac{I_1}{I_2} = \left(\frac{D_{f1}}{D_{f2}} \right)^{3/2} \quad (4.33)$$

Relacionando-se as expressões para Φ_N e T_C , dadas respectivamente pelas Eq.4.9 e Eq.4.32, tem-se que

$$T_C - T_\infty = \frac{\Phi_N}{h(T)} \quad (4.34)$$

e assim, o máximo fluxo de calor nominal Φ_N , que está limitado pela máxima corrente elétrica **I** permissível na ferramenta em virtude da temperatura que ocorre

em seu interior, independe do diâmetro da ferramenta D_f e está limitado pelo valor do coeficiente de transferência de calor por convecção h .

4.4 ESTIMATIVA DA VELOCIDADE DE AVANÇO

Considere-se o processo de corte de tecido pela ferramenta admitindo-se que a ação das arestas de corte não influenciem o seu desenvolvimento, ou seja, que o corte deva-se apenas a degradação provocada pelo calor da ferramenta. Seja n a frequência de rotação da ferramenta e a_v o *avanço-por-volta*. Deste modo pode-se relacionar a velocidade de avanço da ferramenta como

$$v_a = n a_v \quad (4.35)$$

Seja ζ_m a energia específica volumétrica (energia por volume) necessária para degradar o material do tecido a ser seccionado. Portanto pode-se escrever

$$\zeta_m = E_T/V_m \quad (4.36)$$

sendo E_T a energia térmica necessária para degradar um volume V_m de material. Empregando-se a relação para a energia específica de degradação $e_D = E_T/m$, como anteriormente definido, tem-se então que

$$\zeta_m = e_D \rho_m \quad (4.37)$$

onde ρ_m é a densidade do material têxtil. O volume V_m pode ser dado, de acordo com a Fig.4.5, como

$$V_m = D_m L_m C \quad (4.38)$$

e a energia térmica dada por

$$E_T = P_U \Delta t \quad (4.39)$$

sendo P_U a potência térmica útil da ferramenta na degradação e Δt o tempo necessário para gerar a quantidade de energia E_T para degradar o comprimento C de tecido.

Seja L_m a altura total de corte, de maneira a ser $L_m \leq L_f$, sendo L_f o comprimento de corte da ferramenta. A porção da ferramenta envolvida pelas camadas de tecido transferirá ao material têxtil a energia gerada pelo efeito Joule na forma de energia radiante e por condução através do contato entre a ferramenta e o tecido. A porção (ou porções) da ferramenta que se encontra saliente com relação às camadas de tecido transferirá energia para o meio devido ao fenômeno da radiação e bem pouco por condução e convecção ao ar circundante. Fosse a energia radiante emitida bastante pequena poder-se-ia dizer que toda energia gerada na ferramenta

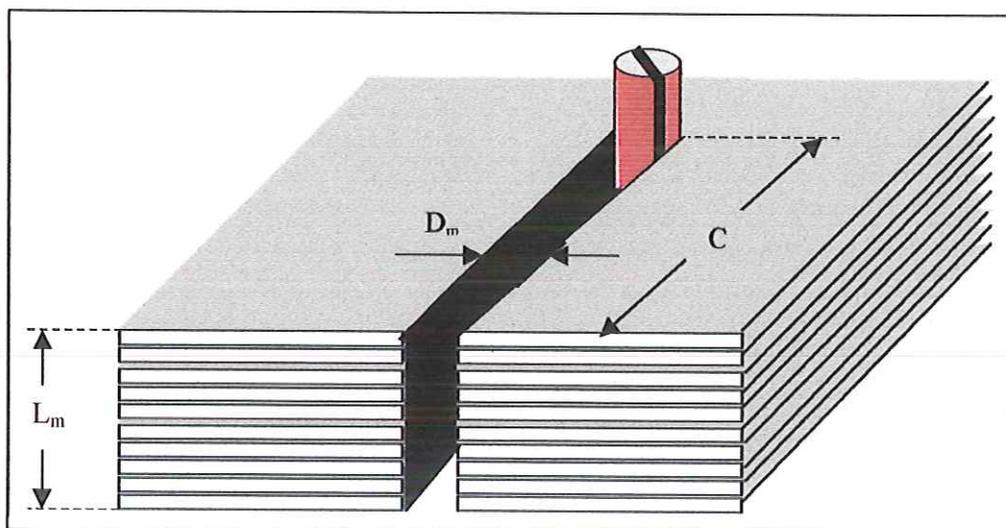


Figura 4.5 Mostra esquemática do volume degradado nas camadas de tecido.

seria transferida as camadas de tecido. A energia radiante, segundo a *lei de Stefan-Boltzmann* (ver HOLMAN, 1972, Cap.8) é dada por

$$e_R = \varepsilon \sigma T^4 \quad (4.40)$$

onde e_R é a energia irradiada por unidade de tempo por unidade de área, ε é a emissividade do corpo, T a temperatura absoluta e σ a constante de Stefan-Boltzmann, dada por $\sigma = 5,669 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$ no S.I. Considerando-se para a emissividade do material da ferramenta (Nimonic 80A) o valor correspondente ao do fio de nicromo oxidado, igual a 0,95-0,98 (ver HOLMAN, 1972, pg.441), e tomando-se o valor mais elevado, $\varepsilon = 0,98$, para uma temperatura na ferramenta de 900°C tem-se que a energia irradiada seria $e_R = 0,124 \text{ W/mm}^2$. Este valor é bastante elevado podendo corresponder até 20% do fluxo de calor radial Φ da ferramenta e, portanto, deve ser considerado. Tomando-se então esta perda de energia em conta pode-se escrever que a potência útil P_U na degradação do tecido é dada por

$$P_U = P_T - e_R (A_{L_f} - A_{L_m}) \quad (4.41)$$

sendo P_T a potência térmica gerada na ferramenta, A_{L_f} a área lateral da ferramenta, dada pela Eq.4.5 e A_{L_m} a área lateral da ferramenta que se encontra envolta pelas camadas de tecido, dada por

$$A_{L_m} = \pi \cdot D_f \cdot L_m \quad (4.42)$$

Assumindo-se que toda essa potência térmica P_U gerada na ferramenta é transferida integralmente para o material que a envolve tem-se portanto

$$\zeta_m = \frac{P_U \Delta t}{D_m L_m C} = \frac{P_U}{D_m L_m \frac{C}{\Delta t}} \quad (4.43)$$

onde

$$v_{a_{Max}} = C / \Delta t \quad (4.44)$$

é a velocidade de avanço teórica máxima da ferramenta no corte do tecido. Assim tem-se

$$\zeta_m = \frac{P_U}{D_m L_m v_{a_{Max}}} \quad (4.45)$$

Admitindo-se que a largura da faixa degradada D_m é aproximadamente igual ao diâmetro da ferramenta D_f e fazendo-se uso da Eq.4.42 tem-se

$$\zeta_m = \frac{\pi P_U}{A_{Lm} v_{a_{Max}}} \quad (4.46)$$

Definindo-se o fluxo de calor radial Φ como

$$\Phi = P_U / A_{Lm} \quad (4.47)$$

e substituindo-se a expressão dada por Eq.4.33 na Eq.4.39 acima obtém-se

$$\Phi = \frac{P_T - e_R (A_{Lf} - A_{Lm})}{A_{Lm}} = \frac{P_T}{A_{Lf}} \frac{A_{Lf}}{A_{Lm}} - e_R \frac{A_{Lf}}{A_{Lm}} + e_R \quad (4.48)$$

Fazendo-se uso da Eq.4.4 e substituindo-se as expressões para A_{Lf} e A_{Lm} dadas por Eq.4.5 e Eq.4.42 tem-se então que

$$\Phi = (\Phi_N - e_R) \frac{L_f}{L_m} + e_R \quad (4.49)$$

sendo Φ_N o fluxo de calor radial nominal. Substituindo-se a Eq.4.47 na relação dada pela Eq.4.46 obtém-se que

$$v_{a_{Max}} = \pi \Phi / \zeta_m \quad (4.50)$$

A máxima velocidade de avanço $v_{a_{Max}}$ é deste modo proporcional ao fluxo de calor Φ através da superfície da ferramenta e como este é proporcional ao diâmetro D_f da ferramenta para um fluxo médio de corrente constante (Eq.4.8) $v_{a_{Max}}$ é proporcional a D_f . Um diâmetro maior para a ferramenta possibilitaria teoricamente uma velocidade de avanço v_a maior. No entanto a largura da região degradada seria muito espessa e dificultaria o recorte de figuras delicadas. Observa-se também que a velocidade de avanço é inversamente proporcional a energia específica volumétrica de degradação; quanto menor seu valor maior será a velocidade de avanço, como intuitivamente seria esperado.

Uma observação a ser feita neste estudo: admitiu-se que a energia gerada pela ferramenta, a menos da energia radiante emitida pelas porções da ferramenta não envoltas pelas camadas de tecido, é toda ela empregada na degradação da faixa de material têxtil de espessura D_f e comprimento C . Isto obviamente não é verdadeiro; uma certa quantidade de energia é positivamente transferida ao tecido pela área lateral situada paralelamente ao trajeto da ferramenta e para o ar ambiente que preenche o vão deixado pela ferramenta no tecido. O ar atmosférico é muito mal condutor de calor e, por conseguinte, a energia trocada com ele deve ser necessariamente pequena. Pode-se fazer uma estimativa da energia desperdiçada impondo-se algumas hipóteses simplificadoras: considere-se que a potência térmica transferida para o ar ambiente atrás desta possa ser considerada desprezível em relação àquela gerada; considere-se também que as condições de absorção do calor da ferramenta pelo material têxtil sejam as mesmas para qualquer ponto de contato entre a ferramenta e o tecido. Como mostra esquematicamente a Fig.4.6, para uma volta completa da ferramenta a energia térmica E_T gerada na ferramenta será

$$E_T = P_T \Delta T_1 = \Phi \pi D_f L_f n^{-1} \quad (4.51)$$

onde ΔT_1 é o intervalo de tempo para completar-se uma revolução na ferramenta e igual a $\Delta T_1 = 1/n$. Tem-se então, em consequência das hipóteses colocadas acima, que a energia absorvida pelo material têxtil E_A será proporcional à área principal de contato A_P entre a ferramenta e o material. Pode-se escrever, portanto

$$E_A = \varepsilon' A_P n^{-1} \quad (4.52)$$

onde ε' é o coeficiente de proporcionalidade (admitido constante). Uma vez que $E_A = E_T$ e que para baixos valores de avanço-por-volta a_v a área A_P pode ser dada aproximadamente por

$$A_P = 0.5 \pi D_f L_f \quad (4.53)$$

obtém-se que

$$\varepsilon' = 2\Phi \quad (4.54)$$

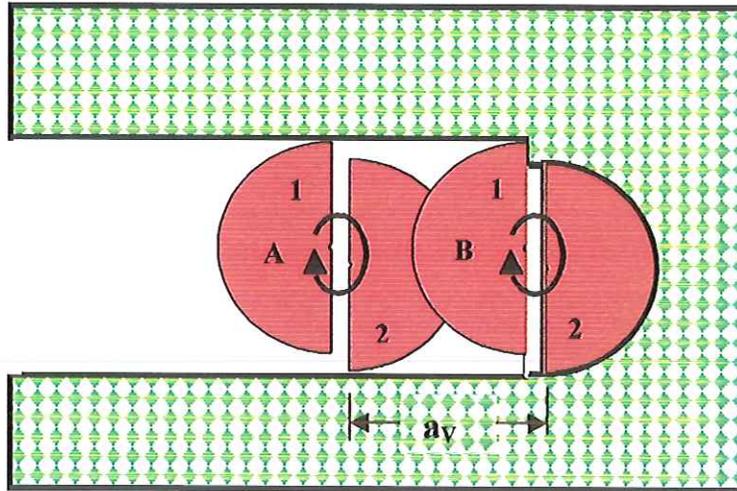


Figura 4.6 Registro esquemático da posição instantânea dos gumes de corte em A e, após uma revolução completa, em B.

Pode-se então considerar que a energia desperdiçada nas bordas do tecido E_D será dada por

$$E_D = \varepsilon' A_D n^{-1} \quad (4.55)$$

onde a área lateral de contato A_D será então

$$A_D = 2 a_v L_f \quad (4.56)$$

de maneira a resultar

$$E_D = 4 \Phi a_v L_f n^{-1} \quad (4.57)$$

Definindo-se a eficiência η do processo como

$$\eta = \frac{E_U}{E_A} \quad (4.58)$$

onde a energia útil E_U ao processo é dada por $E_U = E_A - E_D$. Portanto tem-se que

$$\eta = 1 - \frac{E_D}{E_A} = 1 - \frac{4a_v}{\pi D_f} \quad (4.59)$$

Deste modo, a expressão para v_{aMax} pode ser escrita como

$$v_{aMax} = \frac{\eta\pi\Phi}{\zeta_m} \quad (4.60)$$

e substituindo-se na relação acima a expressão para η , e nesta a expressão para a_v , dada por $a_v = v_{aMax}/n$, tem-se que

$$v_{aMax} = \frac{\pi}{\frac{\zeta_m}{\Phi} + \frac{4}{nD_f}} \quad (4.61)$$

A velocidade v_{aMax} acima é portanto menor que aquela originalmente calculada e será tanto maior quanto maior for a velocidade de rotação da ferramenta.

JACKSON et al. (1995) descrevem os resultados obtidos no corte por laser de vários materiais. Para um tecido utilizado em artigos de natação com espessura de 0,2 mm, empregando uma largura de foco igual a 0,2 mm no diâmetro e potência de aproximadamente 140 W, a velocidade de corte alcançada foi de 2,0 m/s. Desta maneira, tem-se, para o tempo de 1 s, que o volume degradado é igual a 80 mm³ (2000 x 0,2 x 0,2). Dividindo-se a energia empregada (140 J) por este volume tem-se uma energia de degradação de 1,75 J/mm³. Empregando-se este valor junto ao do fluxo de calor anteriormente calculado para uma potência de 150 W obtém-se que a máxima velocidade de avanço é igual a 2,1 mm/s. No entanto neste cálculo admite-se que a energia específica de degradação nos dois processos é a mesma. Isto não deve ser verdade uma vez que no corte a laser o material é vaporizado enquanto que neste processo espera-se que seja necessária apenas uma degradação suficientemente adequada para a ação dos gumes de corte. Não se sabe também quanto desta energia é perdida neste processo de corte. Outra consideração é que esta energia específica é para um tipo de tecido. Para outros tipos de fibras e para outros entrelaçamentos esta energia possivelmente seria diferente.

Como a determinação da energia específica de degradação das fibras naturais de um tipo de tecido envolveria ensaios específicos para este fim nas condições em que se está interessado, foi tomado para a energia específica de degradação das fibras têxteis, por falta de um melhor valor, aquele para a energia de ativação da celulose pura. Empregando-se para a energia específica de degradação e_D o maior valor obtido da literatura, citado anteriormente como sendo de 1,55 kJ/g, conjuntamente ao valor da densidade ρ_m do tecido, medido experimentalmente como sendo de 0,21 g/cm³ para um certo tecido de algodão (ver Cap.2), obtém-se um valor para ζ_m igual a 0,33 J/mm³, permitindo velocidades de avanço de até 9,3 mm/s. Este valor para ζ_m é muito mais baixo que aquele para o corte a laser. Considerando-se valores mais elevados as velocidades de avanço permissível serão iguais as dadas pela Tab.4.2 abaixo. Se o valor da energia específica volumétrica ζ_m necessária ao processo, por hipótese, estiver entre o valor teórico obtido e o do corte por laser pode-se então esperar um desempenho apreciável do processo. As limitações ao emprego de

valores mais elevados para o avanço/volta/(número de arestas de corte) seriam a velocidade de propagação da degradação do tecido e o aumento da força de corte.

Tabela 4.2 Valores para a velocidade máxima de avanço para diversos valores de energia volumétrica de degradação ζ_m . ($\Phi = 1,19\text{W/mm}^2$ $n = 2000$ rpm $D_f = 2\text{mm}$)

$\zeta_m(\text{J/mm}^3)$	$v_{a\text{Max}}(\text{mm/s})$
0,33	9,3
1,0	3,5
1,5	2,4
1,75	2,1

4.5 VELOCIDADE DE DEGRADAÇÃO

Outra consideração a ser feita sobre a dedução da velocidade $v_{a\text{Max}}$ é o fato de que foi implicitamente assumido na derivação acima que a degradação do material é instantânea, e que, portanto o tempo necessário para degradar um certo volume de material é o mesmo para gerar-se na ferramenta a quantidade de calor assim requerida. Isto se verificaria no caso do corte, por exemplo, de uma chapa de isopor por um fio aquecido. Se as condições forem ideais, o isopor em contato com o fio quente seria degradado na forma de gases, expondo assim novos pontos do material da chapa à ação do fio quente. Trata-se de um processo contínuo de corte onde as únicas condições a terem importância seriam aquelas na interface ferramenta-material a ser cortado. Para o processo proposto o efeito de corte da fresa decorre da ação cíclica de seus gumes de corte, resultante da combinação simultânea de uma velocidade de rotação com uma de translação. Isto pode ser visto na Fig.4.7, que mostra a ação de uma fresa com dois dentes de corte (um dente mostrado em azul e designado por 1 e outro em rosa designado por 2) e os trajetos correspondentes assim determinados pelas suas pontas. Observa-se que o material é retirado de forma descontínua, em porções de formato de lua minguante, mostrado em vermelho e amarelo na Fig.4.8, cuja espessura variará de zero no ponto **A**, aumentando gradativamente até o ponto **B**, que corresponde à máxima espessura radial, e diminuindo de modo progressivo novamente até zero no ponto **C**. Para que hajam condições efetivas de corte a região que corresponde ao trajeto da ponta do gume da ferramenta deverá apresentar um estado compatível de degradação. Neste processo de corte intermitente a ferramenta deverá, portanto, expor o material a sua frente a um nível de degradação tal que a ação de extração do material pela ponta do seu próximo gume encontre estas condições. Ocorre que o material do tecido apresenta uma certa resistência térmica, de modo que a transmissão de calor entre dois pontos

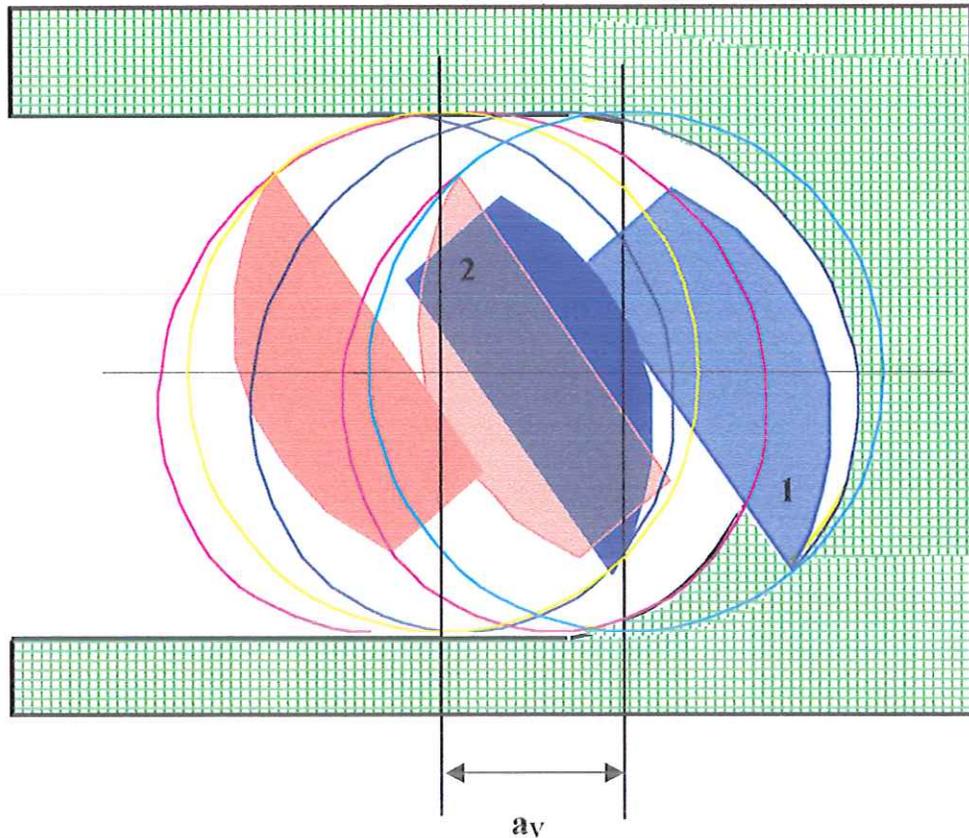


Figura 4.7 Mostra esquemática do caminho traçado pela ponta dos gumes de corte sobre o plano do tecido devido à combinação simultânea da velocidade de translação e de rotação.

com uma dada diferença de temperatura demanda um certo intervalo de tempo. Tanto maior será este intervalo quanto menor for a difusibilidade térmica α_m do material do tecido ($\alpha_m = k_m/\rho_m C_m$, onde ρ_m é a densidade, C_m a capacidade calorífica e k_m a condutividade térmica do material. Deve-se observar que o material têxtil não é homogêneo nem isotrópico e, portanto, estes valores deverão ser uma média dessas propriedades da celulose e do ar atmosférico. Além do que, o estado de modificação das propriedades do material têxtil deverá ser diferente de um ponto para outro na região afetada pelo calor da ferramenta devido principalmente ao gradiente de temperatura que deverá ser verificado nesta região. Portanto valores diferentes das propriedades acima deverão ser observados para pontos distintos). Seja um material de baixa difusibilidade com um baixo valor para a energia específica volumétrica de degradação ζ_m . A relação acima para a velocidade máxima de avanço v_{aMax} indica a possibilidade de empregar-se um alto valor para a ferramenta, o que, para uma

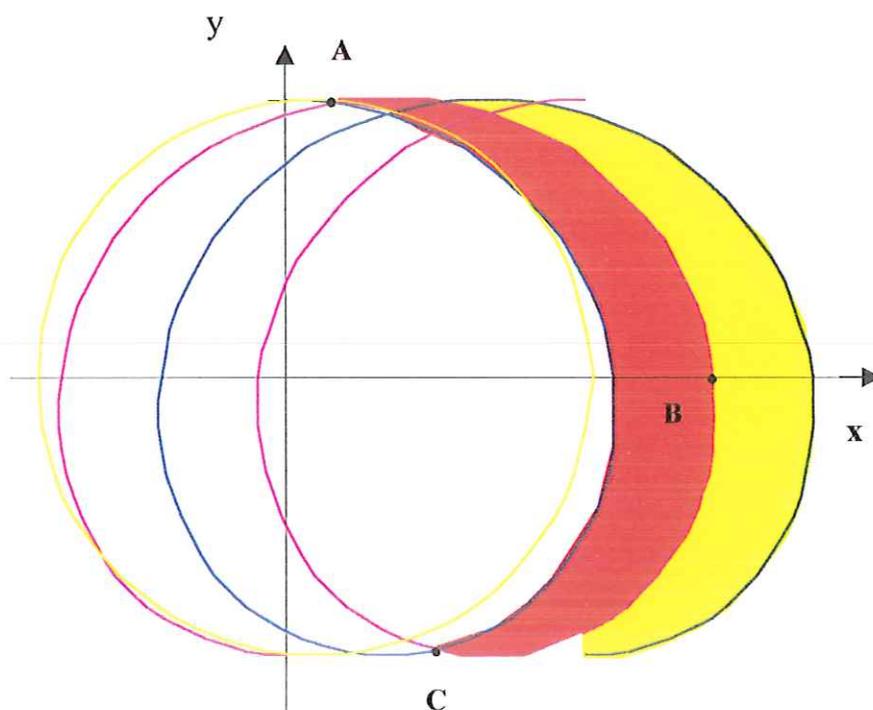


Figura 4.8 Espessuras de corte definidas sobre o material durante a ação das arestas de corte da ferramenta.

velocidade de rotação n já estipulada, indica a possibilidade de empregar-se um alto valor para o avanço por volta a_v . No entanto, como a difusibilidade térmica é baixa, para um ponto do material têxtil afastado a uma pequena distância da ferramenta a sua degradação ainda não ocorreu e o gume de corte da ferramenta já está em vias de atingi-lo. Isto não poderá se efetivar, pois as condições do material neste ponto ainda não são adequadas a permitir a ação da ferramenta. O valor para a velocidade de corte dada por v_{aMax} não poderia ser, neste caso, empregada, e um valor menor, condizente com as condições requeridas, deveria então ser especificado, resultando assim na utilização de uma energia maior que aquela deduzida simplesmente utilizando-se a energia de degradação do material. A solução para isto seria o aumento da velocidade de rotação n da ferramenta, mas isto não pode ser conseguido, pois se constitui numa limitação técnica do anel coletor.

O baixo valor para a difusibilidade apresentada pelas fibras naturais não significa necessariamente uma desvantagem ao processo. Ao contrário, significa que o calor não se dispersará rapidamente pelo tecido, concentrando-se na região ao redor da ferramenta, e acarretando assim a degradação eficiente dessas fibras. A limitação da velocidade de rotação da ferramenta, esta sim, poderá constituir-se numa séria restrição ao emprego de maiores velocidades de avanço.

Define-se então “*velocidade de propagação da degradação*” v_d como a razão entre a distância ΔC , medida sobre o eixo de avanço da ferramenta, desde o ponto

correspondente ao trajeto descrito pela aresta de corte e o que delimita a região carbonizada em seu entorno, conforme mostra a Fig.4.9, e o tempo Δt_d para que isto ocorra, ou seja

$$v_d = \frac{\Delta C}{\Delta t_d} \quad (4.62)$$

A velocidade de propagação da degradação do tecido é que determina a razão de avanço no tempo da área degradada em torno da ferramenta e depende da potência térmica empregada e do coeficiente de difusibilidade térmica do tecido. Esta velocidade não será obviamente constante, sendo menor a medida que ΔC aumenta, pois Δt_d aumenta muito mais. Um valor para esta velocidade será de interesse, quando ΔC for igual ao avanço/dente da ferramenta. O tempo Δt_d para que isto ocorra deverá ser menor ou igual a aquele $\Delta t_{1/2}$ para a ferramenta completar meia-volta, $\Delta t_{1/2} = 0,5/n$ ($\Delta t_{1/2} = 0,015$ s para $n = 2000$ rpm), que corresponde a situação para uma ferramenta com 2 gumes de corte. Deste modo, a velocidade de avanço v_a da ferramenta será no máximo igual a velocidade de degradação v_d .

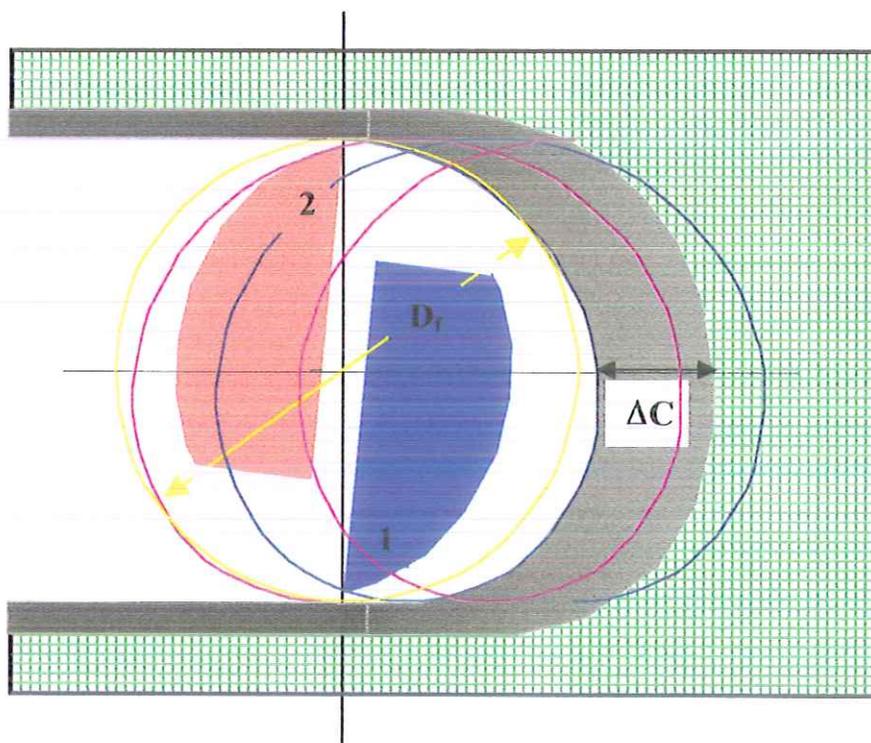


Figura 4.9 Comprimento da área degradada à frente da ferramenta.

4.6 FORÇAS GERADAS NO PROCESSO DE CORTE

Outro aspecto desse processo de corte refere-se a geometria da seção das “costas da ferramenta”, sendo que se define como costa a superfície compreendida pela curva em vermelho, como mostra o plano de corte tomado ortogonalmente ao eixo da ferramenta ilustrado pela Fig.4.10, e estendendo-se axialmente na ferramenta. No processo de usinagem de um metal, por exemplo, há a necessidade de uma folga entre a costa da ferramenta e a superfície descrita na peça pelo gume de corte, pois fosse a geometria da seção das costas concordante com a do círculo de diâmetro D_f da ferramenta, haveria a sobreposição física (portanto, impossível) dessas duas curvas. Em consequência, devido à rigidez da peça, a força resultante da pressão de contato entre ferramenta e peça impossibilitaria o recalque da peça pela aresta principal de corte, e, deste modo, a ferramenta giraria em falso sem nenhuma ação de corte.

No caso desta operação com têxteis o problema é um tanto diferente. A começar pelo fato de que este material apresenta uma baixa rigidez e pode, assim, submeter-se a alguma deformação provocada pela força oriunda da pressão de contato. Poderia, igualmente, dotar-se as costas da ferramenta com uma geometria que resultasse numa folga analogamente àquela necessária à usinagem de metais. No entanto, um outro aspecto bastante relevante deve ser discutido. Deseja-se que a transmissão de calor da ferramenta para o tecido seja a maior possível, acarretando assim também a sua maior degradação com o consequente aumento da taxa da sua remoção (velocidade de avanço). O calor gerado na ferramenta é propagado ao tecido por condução e radiação. Caso exista uma folga no contato entre a ferramenta e o material têxtil este espaço será preenchido pelo ar atmosférico. Ocorre que os gases possuem um baixo valor para o coeficiente de condutividade térmica (bem menor que a dos sólidos), acarretando o aparecimento de uma resistência térmica adicional a este fluxo de calor por condução – ver HOLMAN, 1972, p.39. O valor da transferência por radiação deverá ser pouco afetado. Uma maneira de diminuir-se o valor dessa resistência térmica, já que sua eliminação completa é impossível, é manter a ferramenta sempre em contato com o tecido, o que, para tanto, uma dada pressão contribui positivamente.

A utilização de uma ferramenta com uma geometria para a seção das suas costas que permite uma folga com o material têxtil faz com que a força de avanço F_a concentre-se na região próxima a ponta do seu gume de corte. À medida que se vai eliminando esta folga a pressão de contato vai estendendo-se pela superfície da sua costa, de maneira a concentrar-se esta força pelo ponto originado na ferramenta pela reta passando pelo seu centro. Uma folga entre o tecido e a costa da ferramenta permite um maior arrancamento das partículas degradadas de tecido enquanto acarreta uma menor degradação no material para o gume que atua logo a seguir; uma folga nula promove exatamente o contrário.

Portanto, um dos compromissos a que deve estar sujeita a geometria da ferramenta é a de proporcionar um bom contato ferramenta/peça – aumentando a taxa de transmissão de calor – e ao mesmo tempo possibilitar uma boa extração do material degradado de modo a resultar num bom valor para o rendimento de corte, dado prioritariamente pela velocidade de avanço. A velocidade de avanço da ferramenta deverá ser, como discutido acima, igual ou menor que aquela da

propagação da degradação, pois a região à frente da ferramenta deve ter um nível de degradação adequado à sua ação mecânica. Por “*nível de degradação adequado*” quer dizer-se que o material das fibras têxteis deve apresentar um estado de deterioração conveniente a sua remoção pelas arestas da ferramenta com a exigência de esforços compatíveis por parte desta para a ruptura desse material. É claro que se o nível de degradação for muito elevado as forças na ferramenta serão bem pequenas (no limite estas forças seriam nulas visto que o material seria vaporizado) ao passo que se esta degradação for baixa os esforços na ferramenta serão maiores, pois mais material seria removido, o que provocaria a deformação das camadas de tecido e tensões no material da ferramenta superiores àquelas admissíveis (ver discussão que segue abaixo). No entanto, um nível de degradação mais elevado exige uma quantidade maior de energia e um tempo de exposição da ferramenta maior, acarretando uma velocidade de avanço menor. Portanto a determinação deste nível adequado de degradação compreende estes dois aspectos associados e conflitantes: um nível de degradação menos acentuado permite uma maior velocidade de avanço com a contrapartida de uma força de corte mais elevada e vice-versa.

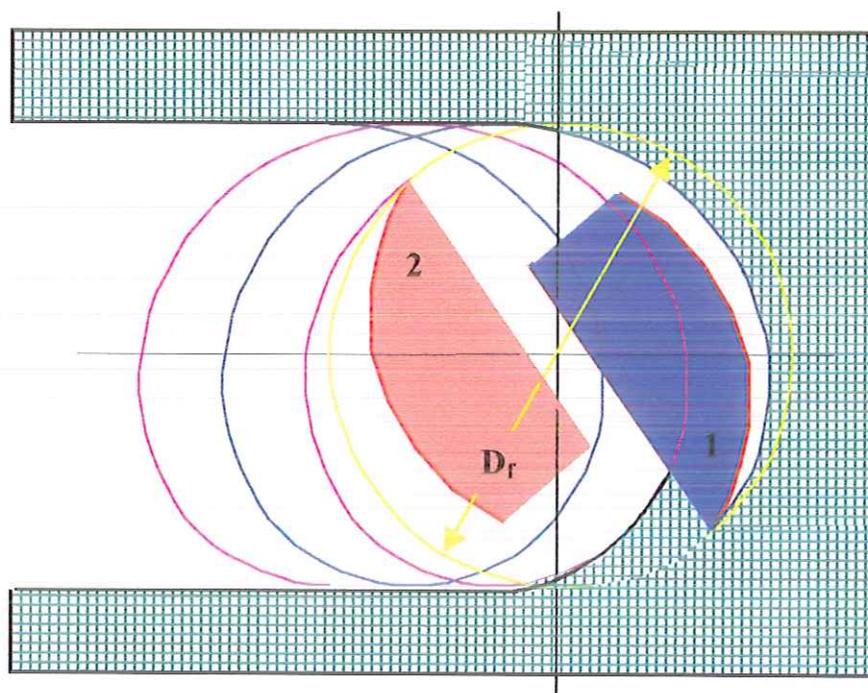


Figura 4.10 Figura esquemática mostrando a folga entre a superfície gerada na peça e as “costas da ferramenta”.

5

VALIDAÇÃO EXPERIMENTAL DO PROCESSO DE CORTE

Construiu-se um equipamento destinado a verificar a viabilidade técnica e a eficiência do processo de corte. Por constituir-se numa máquina com finalidade acadêmica, muitas das suas características foram escolhidas em razão de uma maior simplicidade e facilidade de construção e outras foram superdimensionadas como forma de possibilitar uma variação, numa faixa ampla, de algumas das grandezas envolvidas e, assim, garantir-se quanto aos valores que otimizassem o processo em decorrência do desconhecimento dos valores precisos das que com elas se relacionam no fenômeno físico. O equipamento pode ser definido como uma fresadora de topo que permite a passagem de corrente elétrica da sua estrutura para a ferramenta (em rotação), e foi todo ele projetado e construído dentro do Laboratório de Máquinas-Ferramentas (LAMAFA) com exceção da mesa de coordenadas, que é um produto comercial adquirido no mercado. Abaixo são descritos o equipamento e muitos dos processos empregados na construção das suas partes.

5.1 SÍMBOLOS EMPREGADOS

Alfabéticos

- a** – coeficiente na Eq.5.3 [$W/mm^2 \cdot ^\circ C^2$]
- a** – altura a ser destacada na seção da ferramenta (ver Fig.5.22) [mm]
- a_v** – avanço-por-volta [mm/volta]
- A_T** – área da seção transversal da ferramenta [mm^2]
- A_{Lf}** – área lateral da ferramenta [mm^2]
- A_{Lm}** – área lateral da ferramenta envolta pelas camadas de tecido [mm^2]
- b** – coeficiente na Eq.5.3 [$W/mm^2 \cdot ^\circ C$]
- Bi** – número de Biot ($Bi = hR_0/k$) [-]
- C** – comprimento de corte [mm]
- D_f** – diâmetro da seção de corte da ferramenta [mm]
- e** – excentricidade no detalonamento (ver Fig.5.22) [mm]
- e_D** – energia específica de degradação [kJ/g]
- e_R** – energia radiante (por unidade de tempo por unidade de área) [W/mm^2]

- F_a – força de avanço [N]
 F_R – força devido à resistência oferecida pelas camadas de tecido [N]
 h – coeficiente de transferência de calor por convecção [$W/mm^2 \cdot ^\circ C$]
 I – corrente elétrica [A]
 k – condutividade térmica do material da ferramenta [$W/m \cdot K$]
 L_f – comprimento da seção de corte da ferramenta [mm]
 L_m – altura de corte das camadas de tecido [mm]
 n – frequência de rotação da ferramenta [rpm]
 p – pressão de contato entre as ferramentas e as camadas de tecido [N/mm^2]
 P – força peso [N]
 P_E – potência elétrica [W]
 R_e – resistência elétrica no comprimento de corte [Ω]
 R_O – raio externo de seção da ferramenta ($R_O = D_f/2$) [mm]
 s_f – espessura do rasgo existente na ferramenta [mm]
 t – tempo [s]
 T – temperatura [$^\circ C$]
 T_O – temperatura na superfície lateral da ferramenta [$^\circ C$]
 T_∞ – temperatura do fluido ambiente [$^\circ C$]
 U – diferença de potencial no circuito da ferramenta [V]
 v_a – velocidade de avanço da ferramenta [mm/s]
 v_{aMax} – velocidade máxima teórica de avanço [mm/s]

Gregos

- α – ângulo de saída da aresta de corte da ferramenta [$^\circ$]
 ϵ – emissividade [-]
 Φ – fluxo radial de calor [W/mm^2]
 Φ_N – fluxo radial de calor nominal ($\Phi_N = P_T/A_{L,f}$) [W/mm^2]
 ρ_e – resistividade elétrica do material [$n\Omega \cdot m$]
 ρ_m – densidade do material têxtil [kg/m^3]
 σ – constante de Stefan-Boltzmann [$W/m^2 \cdot K^4$]
 ζ_m – energia específica volumétrica de degradação do material têxtil [J/mm^3]

5.2 DESCRIÇÃO DO EQUIPAMENTO

O equipamento pode ser visto na Fig.5.1 e a sua descrição pode ser feita esquematicamente por meio da Fig.5.2, que representa a máquina de corte e os dispositivos periféricos. Os elementos principais que compõem o sistema de corte são listados e descritos abaixo.

1. Máquina de corte
2. Mesa de coordenadas
3. Cilindro de nitrogênio
4. Microcomputador
5. Transformador variável
6. Tecidos sobrepostos

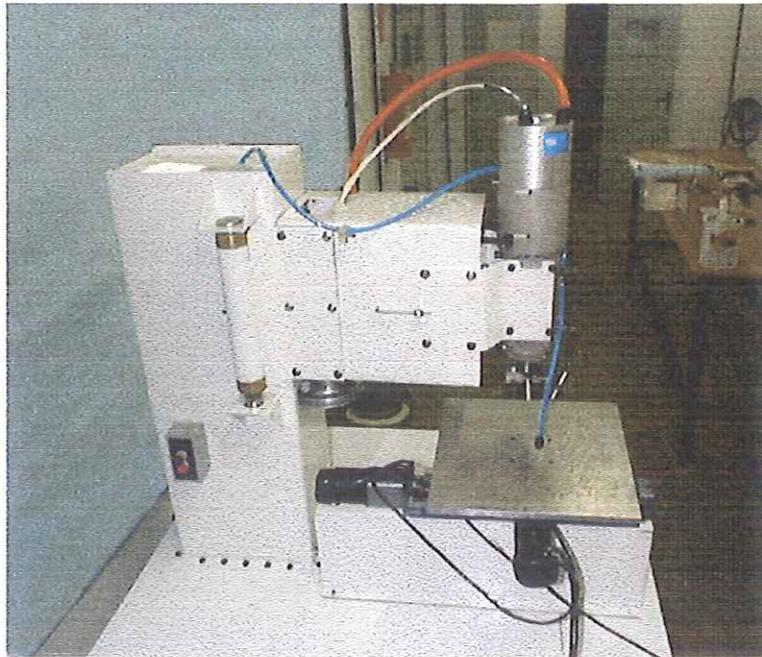


Figura 5.1 Equipamento de corte.

MÁQUINA DE CORTE – Pode ser dividida esquematicamente em: cabeçote de corte, que consiste no coração do sistema de corte devido às características especiais que apresenta. Pode ser descrito como o dispositivo que tem por finalidade dar suporte e permitir o movimento de rotação e a passagem de corrente elétrica à ferramenta, sendo mostrado na Fig.5.2.; e estrutura da máquina, construída a partir de chapas de aço dobradas formando duas caixas de seção retangular, onde uma delas constitui-se na coluna responsável pelo suporte a todos os componentes da máquina, como mostra a Fig.5.3, e a outra liga-se a esta horizontalmente, como mostra a Fig.5.4. A ligação entre estas duas caixas é feita através de pinos e buchas deslizantes que permitem a movimentação vertical da caixa horizontal e, por conseguinte do cabeçote de corte, através de acionamento manual para possibilitar o ajuste de altura da ferramenta com relação às camadas de tecido. Esta caixa horizontal abriga também o motor elétrico em seu interior.

CILINDRO DE NITROGÊNIO – Reservatório do gás necessário para se criar uma atmosfera inerte na região de corte.

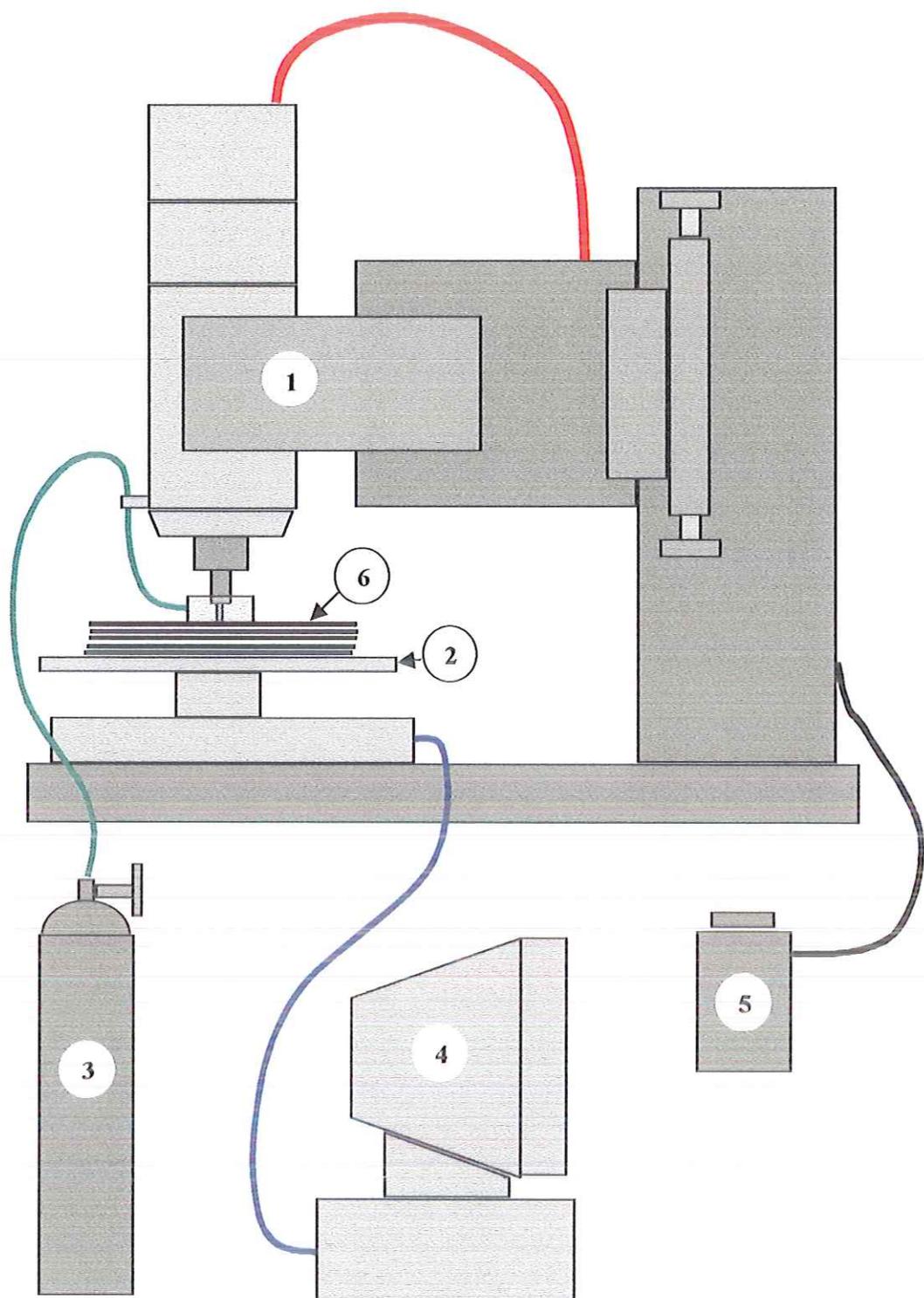


Figura 5.2 Desenho esquemático do equipamento de corte mostrando seus vários periféricos.

MESA DE COORDENADAS – Plataforma posicionada abaixo da ferramenta, com dois graus de liberdade horizontais, onde serão fixadas as camadas de tecido de maneira a produzir as curvas bidimensionais de corte desejadas sobre o tecido. Essa mesa é composta dos seguintes elementos: dois atuadores lineares posicionados transversalmente um ao outro, que incorporam motores DC e Encoders encarregados de movimentar horizontalmente esta mesa e enviar sinais da sua posição, como pode ser visto na Fig.5.5. Este tipo de motor foi escolhido em função da sua confiabilidade e da facilidade com que pode ser controlado; dois drivers – um para cada motor DC. São dispositivos que possibilitam a regulação do valor da corrente e da sua frequência apropriadamente às características de velocidade e torque desejadas dos motores elétricos; placas controladoras, que fazem a comunicação eletrônica entre a saída digital produzida pelo algoritmo computacional rodado num computador (PC) e os drivers que acionam os atuadores lineares. Foi adquirida da firma THOMSON INDUSTRIES.

MICROCOMPUTADOR – Consiste num Pentium 200 MHz. Está encarregado de rodar o programa construído a partir do software LABVIEW da NATIONAL INSTRUMENTS que descreverá o trajeto a ser percorrido pela ferramenta sobre as camadas de tecido.

TRANSFORMADOR VARIÁVEL - Permite a utilização de valores diversos de tensão, a partir da tensão da rede (220V), na entrada do transformador da máquina de corte ajustando assim o valor desejado de corrente elétrica na ferramenta.

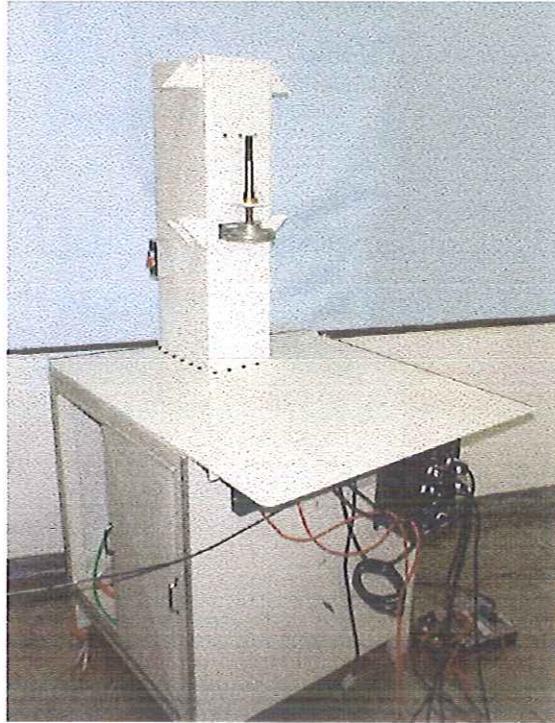


Figura 5.3 Coluna destinada a dar suporte a todos os demais componentes da máquina.



Figura 5.4 Caixa horizontal ligada à coluna mostrando o alojamento para o motor elétrico situado no seu interior.



Figura 5.5 Mesa de coordenadas onde se observam os dois atuadores lineares posicionados transversalmente um em relação ao outro.

5.3 DESCRIÇÃO DO CABEÇOTE DE CORTE

O cabeçote de corte pode ser descrito esquematicamente por meio da Fig.5.6 que ilustra os seus componentes e o modo como estes estão acoplados. As partes principais que constituem o cabeçote da máquina são:

- | | |
|-------------------------|------------------------|
| 1. Ferramenta | 9. Polias |
| 2. Eixo-árvore | 10. Correia V |
| 3. Anel coletor | 11. Mandril de conexão |
| 4. Motor elétrico | 12. Porca |
| 5. Caixa estrutural | 13. Transformador |
| 6. Mancais de rolamento | 14. Rede elétrica |
| 7. Retentores | 15. Campânula |
| 8. Tampas | 16. Bocal de gás |

FERRAMENTA - A região do seu comprimento de corte consiste, basicamente, numa fresa de topo com dois dentes de corte separados de 180° com um rasgo ao longo de seu comprimento, formando parte de um circuito elétrico no qual desempenha o papel do elemento resistivo que gerará o calor para a degradação das fibras do tecido. A ferramenta trabalha inserida internamente ao eixo-árvore da

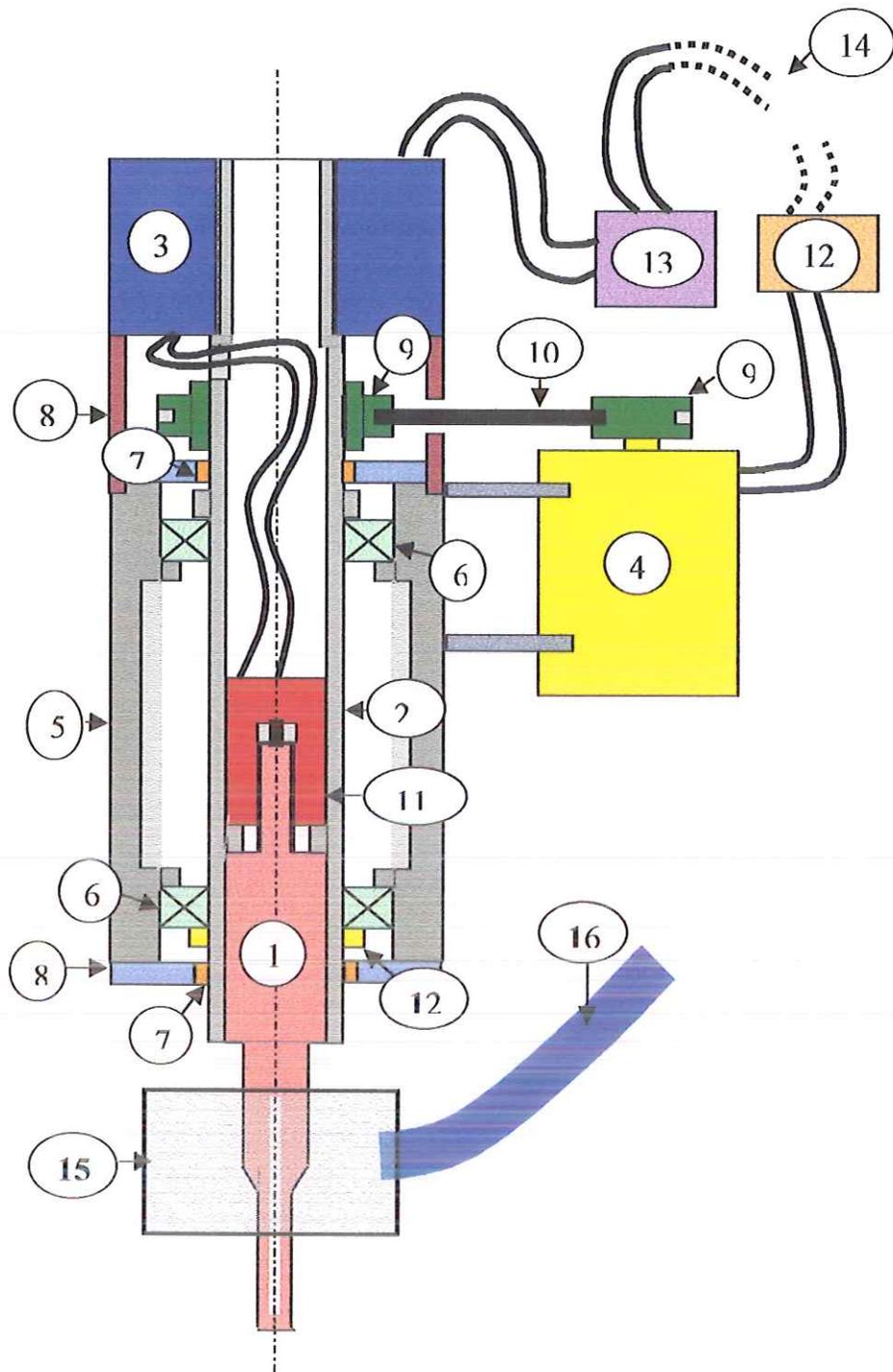


Figura 5.6 Desenho esquemático do cabeçote de corte mostrando seus vários componentes.

máquina acoplada por meio de uma porca fixa a ela, e é removível desta para permitir sua substituição ou simplesmente sua guarda. O conjunto é mostrado na Fig.5.17.

EIXO-ÁRVORE - Constitui-se no elemento mecânico ao qual a ferramenta se acopla. Ligado ao motor elétrico por meio de polia, possui movimento de rotação que é transmitido à ferramenta, bem como o torque necessário para contrabalançar o das forças resistentes de corte. Confeccionado a partir de um tubo em aço ABNT 1020, gira a 2000 rpm, que é o limite permitido pelo anel coletor acoplado a ele. Após seu torneamento, recebeu revestimento de cromo-duro por eletrodeposição nos colos dos mancais e nas regiões correspondentes à posição dos retentores, que foram posteriormente retificados. Por ter paredes finas e ter sido usinado com precisão não foram observados valores significativos de desbalanceamento dinâmico nos ensaios a que foi submetido. É mostrado na Fig.5.7.

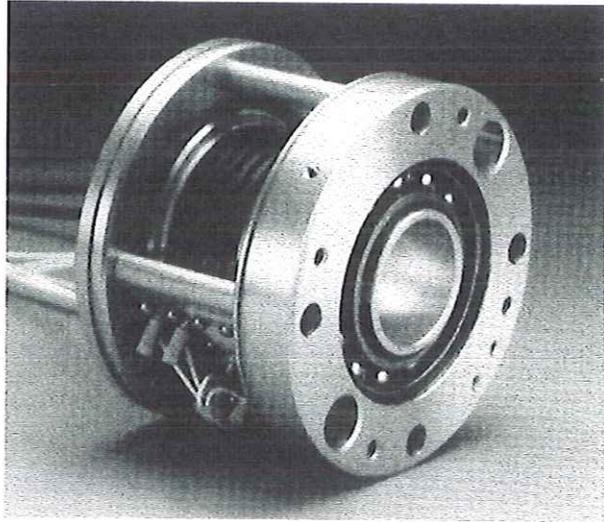
ANEL COLETOR - É um dispositivo de alto desempenho que permite a transmissão de energia e/ou sinais elétricos entre dois elementos que possuam movimento relativo de rotação. Comercialmente encontrado no mercado em várias configurações, a escolhida, por ser a mais apropriada aos propósitos do projeto, foi o da marca ELETRO-TEC com as seguintes especificações: 4 linhas de transmissão de potência com capacidade máxima de 30A e 600V cada (cabos 12 AWG) e 4 linhas de transmissão de sinais (cabos 20 AWG) para operação a máxima rotação de 2000 rpm. Como é necessário um par de linhas para integrar um circuito a máxima corrente na ferramenta estará restrita a 60A. As Fig.5.8a e b ilustram o equipamento.

MOTOR ELÉTRICO - Encarregado de transmitir o movimento rotacional e fornecer o torque necessário ao eixo-árvore, constitui-se num motor de indução assíncrono monofásico de um par de pólos da marca WEG com potência e rotação nominais de 1/2 CV e 3450 rpm. As Fig.5.9a,b mostram-no acoplado ao seu suporte para a sua posterior inserção no alojamento interno da estrutura da máquina, ilustrado pela Fig.5.4.



Figura 5.7 Eixo-árvore mostrado na posição horizontal.

(a)



(b)

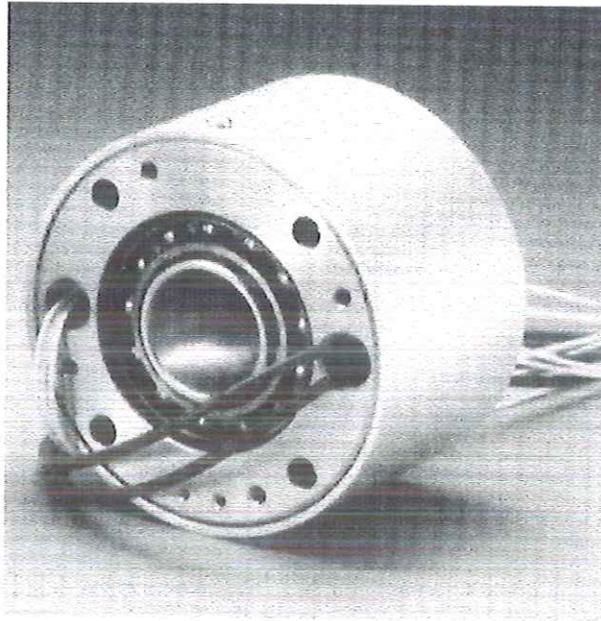
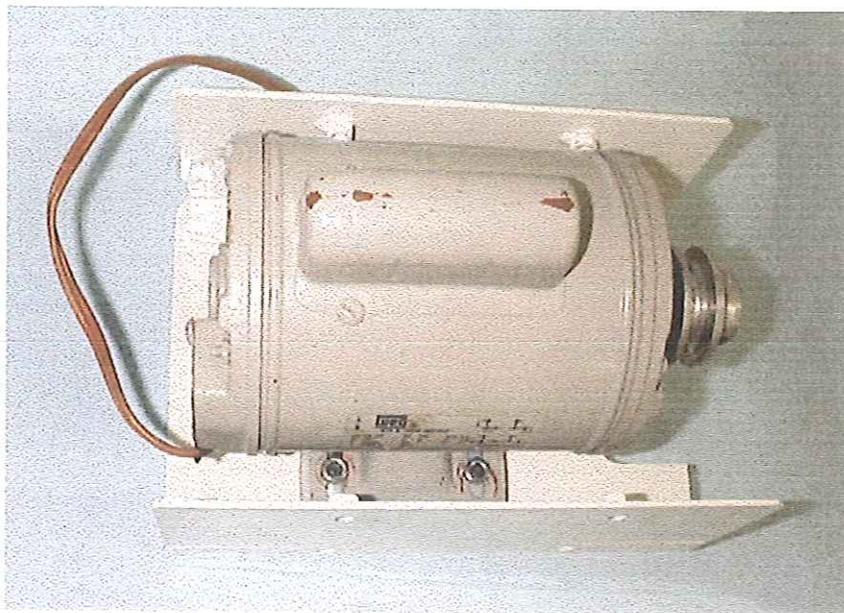


Figura 5.8 (a) Anel coletor mostrado sem seu invólucro externo. (b) Mostrado com seu invólucro.

CAIXA ESTRUTURAL - É o componente que tem por finalidade dar suporte aos elementos do equipamento. É feita de alumínio para que o conjunto redundasse em menor peso. As Fig. 5.10a,b mostram a caixa unida às suas tampas inferior e superior.

MANCAIS DE ROLAMENTO - Servem de apoio e de elemento de contato no movimento de rotação do eixo-árvore em relação à caixa estrutural, de modo a reduzir sensivelmente o atrito entre ambos. São *rolamentos de contato angular* de

(a)



(b)

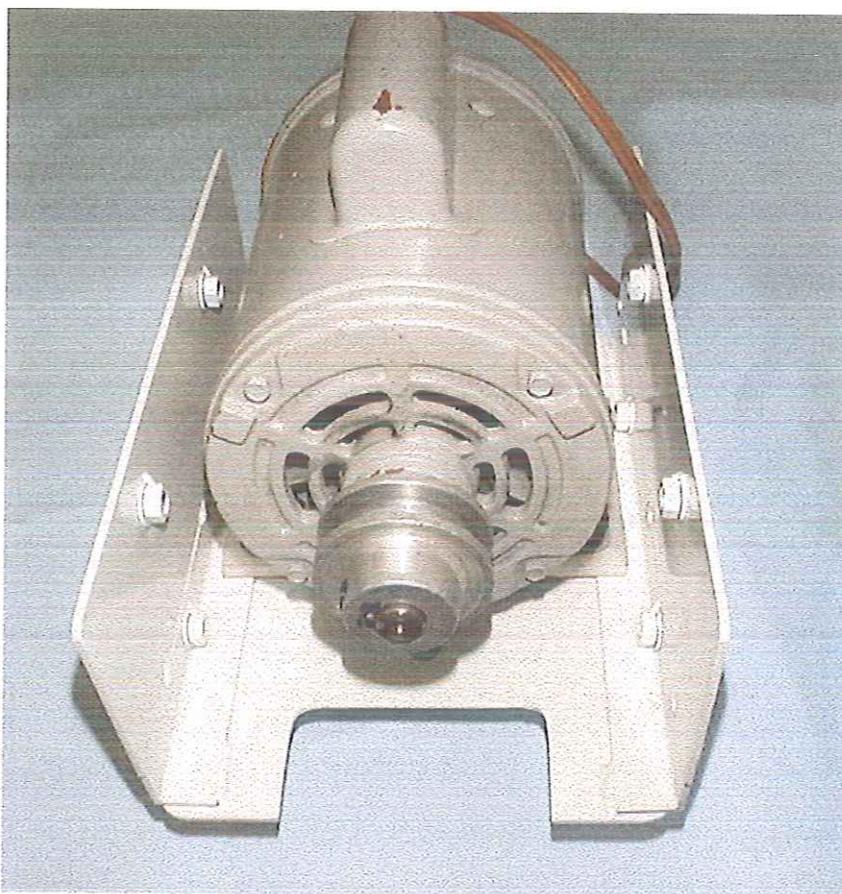


Figura 5.9a,b Motor elétrico acoplado ao seu suporte.

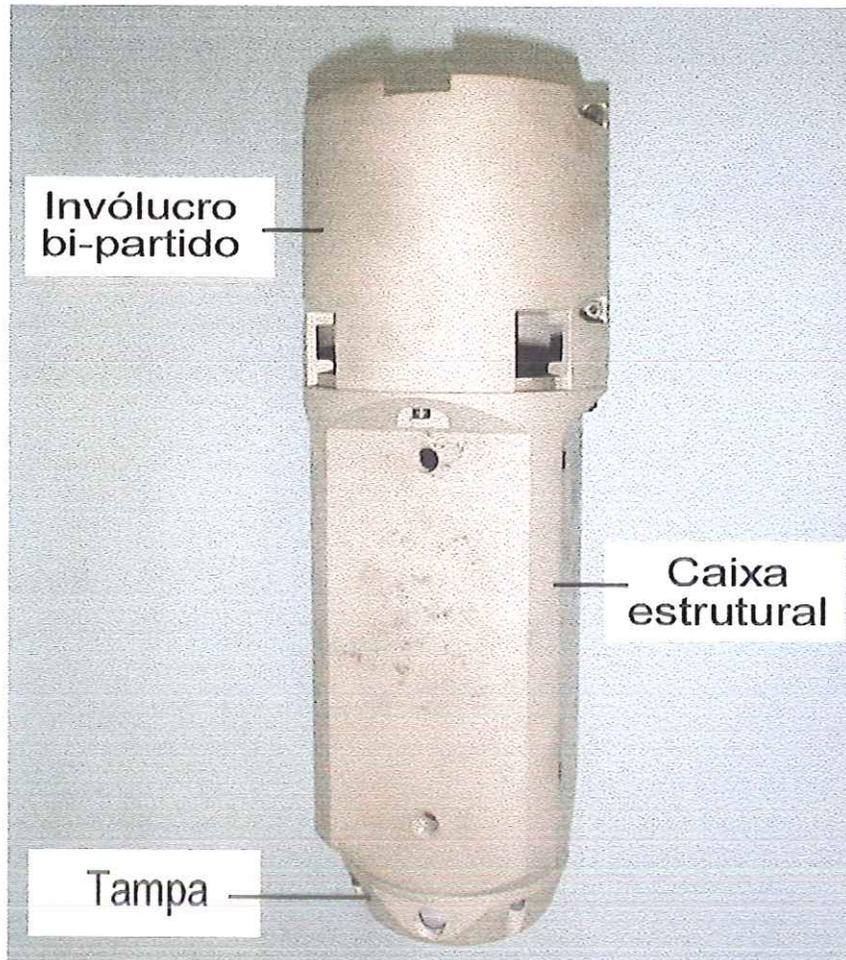


Figura 5.10 Vista lateral da caixa estrutural ligada ao invólucro superior bi-partido e a tampa inferior.

precisão montados com disposição em “O” para uma maior rigidez do eixo-árvore com relação a caixa estrutural. São importados e da marca RHP.

RETENTOR - Elemento cuja função é proporcionar a vedação adequada à saída do óleo lubrificante existente no espaço interior entre a caixa estrutural e o eixo-árvore para a lubrificação dos mancais de rolamento e à entrada de material estranho externo (pó, por exemplo). Marca SABÓ.

INVÓLUCRO BI-PARTIDO - Elemento em formato cilíndrico dividido ao meio e funcionando como tampas laterais, que possui compartimentos internos encarregados de envolver e separar a polia em um deles das conexões entre a fiação elétrica interna ao eixo-árvore e a do anel-coletor no outro. Feito de alumínio, é mostrado nas Fig.5.11a,b.

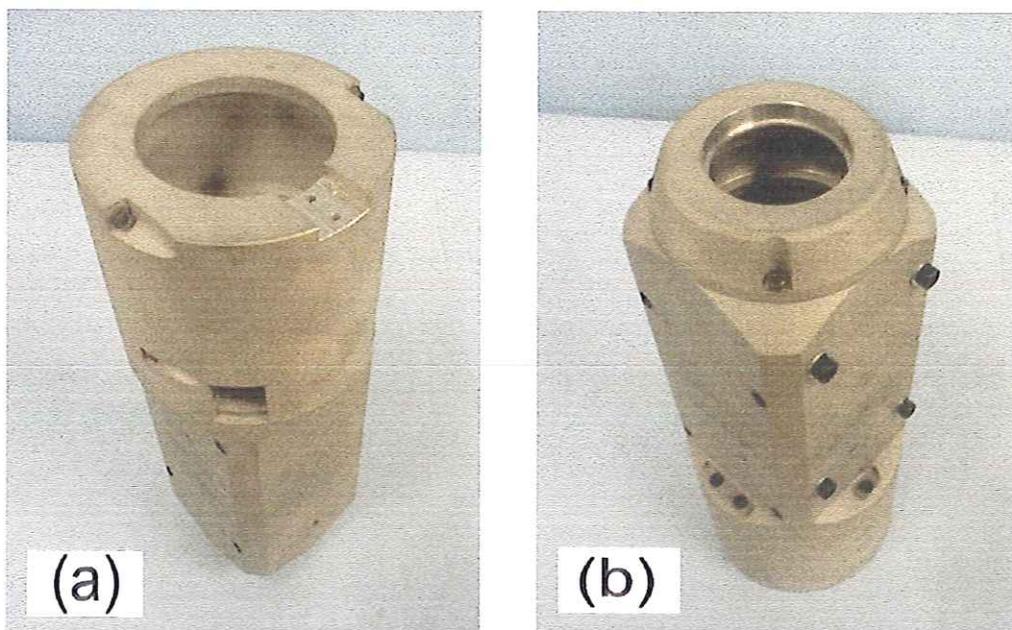


Figura 5.11 (a) Vista superior da caixa estrutural podendo ver-se o invólucro bi-partido ligado a ela. (b) Vista inferior da caixa estrutural mostrando a tampa inferior unida a ela.



Figura 5.12 Invólucro bi-partido, caixa estrutural e tampa.

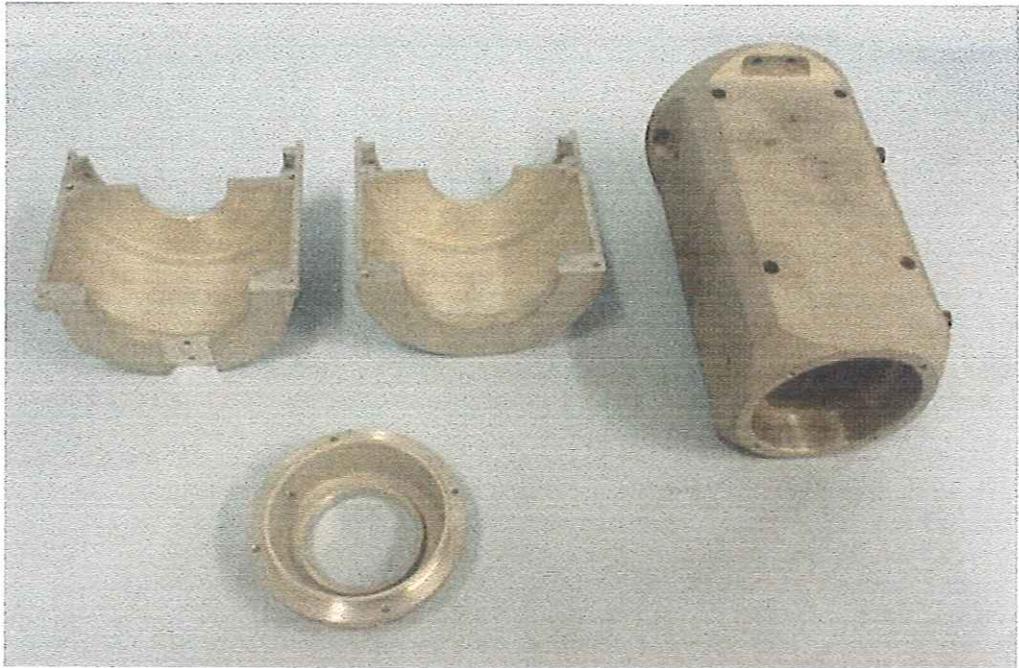


Figura 5.13 Invólucro bi-partido, caixa estrutural e tampa.

TAMPA - Elemento incumbido de funcionar como invólucro aos elementos internos da caixa estrutural (mancais de rolamento, arruela, porca). Proporciona, também, o assento preciso para o retentor e, deste modo, garante a vedação correta ao óleo lubrificante que escorre verticalmente dos mancais de rolamento. Possui um recipiente para o acúmulo do excesso de óleo. Feita de alumínio.

POLIAS - Transfere torque com rotação através do atrito com a correia. Atua também como um redutor de velocidade entre o motor (rotação de 3450 rpm) e o eixo-árvore (rotação de 2000 rpm). São polias comerciais de alumínio para minimizar o desbalanceamento rotativo. A polia acoplada ao motor pode ser vista nas Fig.5.9a,b, enquanto a polia do eixo-árvore é mostrada na Fig.5.14.

CORREIA - Correia V do tipo “A” que transmite o movimento rotativo do motor ao eixo-árvore. Marca GOODYEAR.

MANDRIL DE CONEXÃO – Dispositivo encarregado de promover a conexão entre o terminal elétrico axial da ferramenta e o circuito existente no interior do eixo-árvore ligado ao anel-coletor. As Fig.5.15a,b mostram o mandril e suas ligações para o anel-coletor.

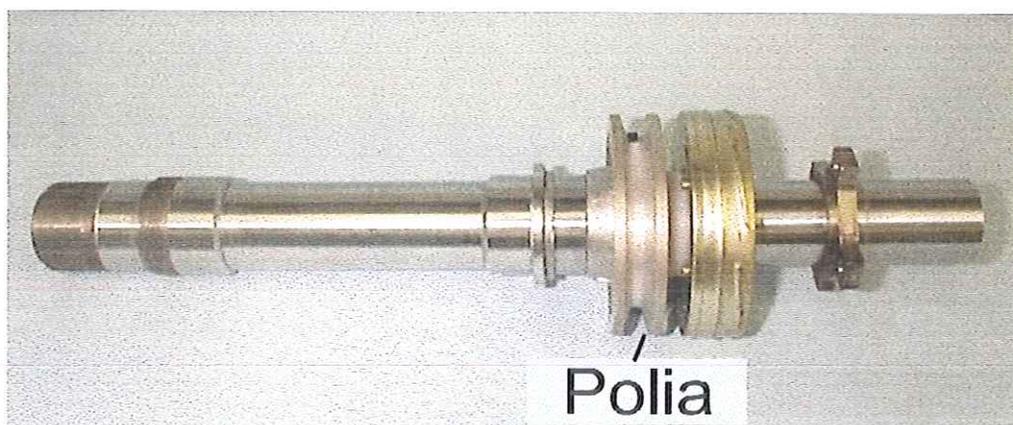


Figura 5.14 Polia unida ao eixo-árvore mostrados na posição horizontal.

TRANSFORMADOR - Tem por finalidade abaixar o valor da tensão da rede e permitir a utilização dos altos valores de corrente de saída exigidos. Constitui-se num equipamento encomendado junto a industria nacional (ELETROMOTRAN) com a seguinte especificação: tensão de entrada 220V, tensão de saída 11V e potência

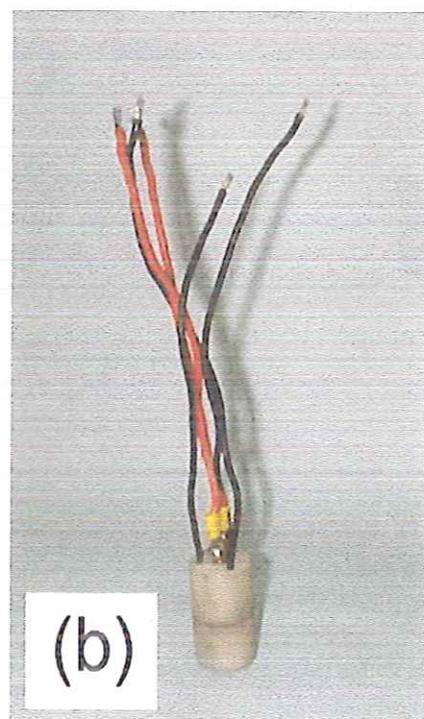
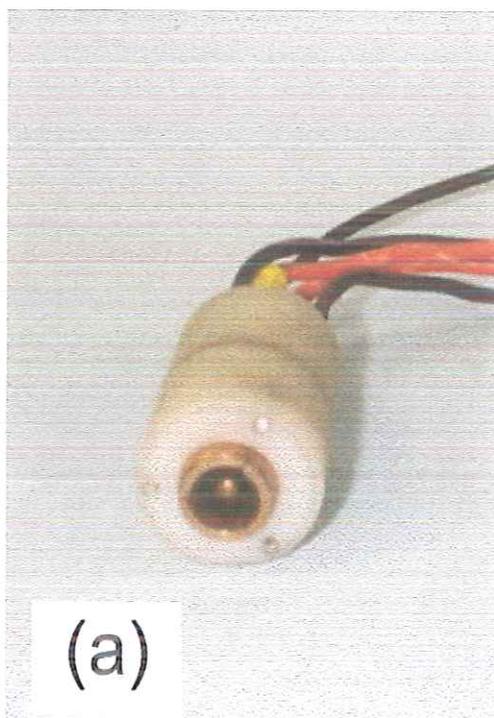


Figura 5.15 (a) Mandril de conexão mostrando o orifício de encaixe. (b) Mandril e as ligações por cabos elétricos para o anel-coletor.

máxima de 660W. Com isso permitem-se correntes na ferramenta até 60A o que não seria possível através da utilização direta da rede.

REDE ELÉTRICA - É de onde provém a energia elétrica necessária ao funcionamento de todo equipamento.

CAMPÂNULA - Utilizada para confinar uma atmosfera inerte na região de corte da ferramenta. É mostrada na Fig.5.16.

BOCAL DE GÁS - Ligado a um reservatório de gás nitrogênio destina-se a criar sobre a região de contato da ferramenta com o tecido uma atmosfera inerte, situada no interior da campânula, que iniba a combustão do tecido. A posição da campânula e o bocal de gás em seu interior podem ser vistos na Fig.5.16.



Figura 5.16 Vista da campânula com a ferramenta em seu interior e da mangueira conectada a ela para o suprimento de gás nitrogênio.

5.4 FERRAMENTA DE CORTE

A ferramenta de corte é mostrada na Fig.5.17 e tem seus elementos constituintes mostrados esquematicamente pela Fig.5.18. A peça **A** constitui-se no corpo principal da ferramenta, a peça **B** é uma bucha cerâmica para isolamento elétrica, **C** é um tubo metálico que serve de invólucro ao conjunto, **D** é o conector elétrico axial e **E** os cabos elétricos no interior da ferramenta. A seguir é discutido em detalhes cada um desses elementos.

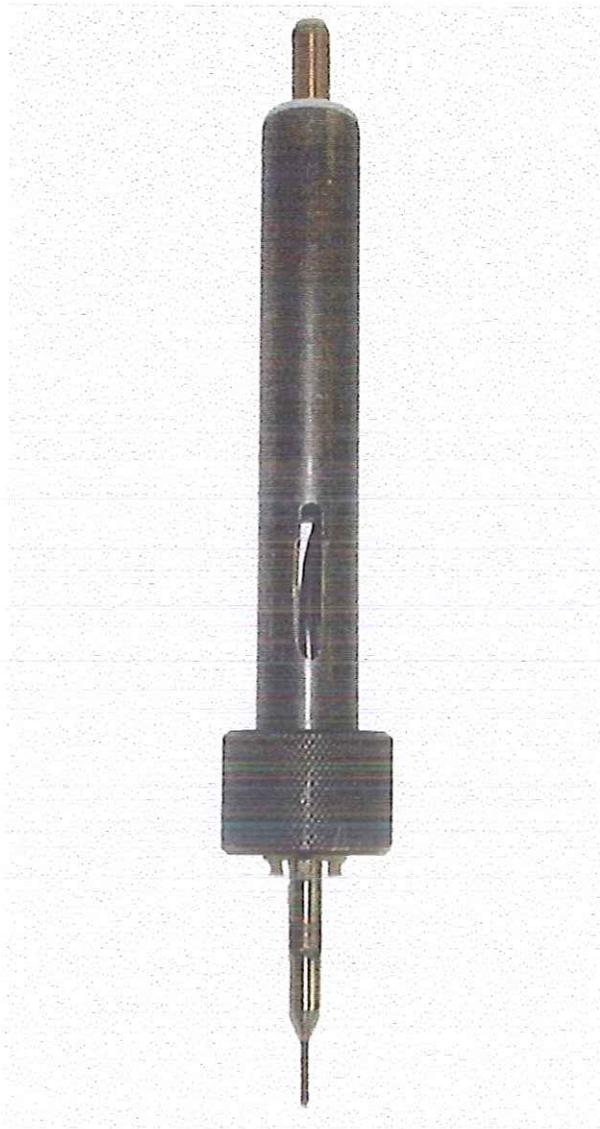


Figura 5.17 Conjunto completo da ferramenta de corte.

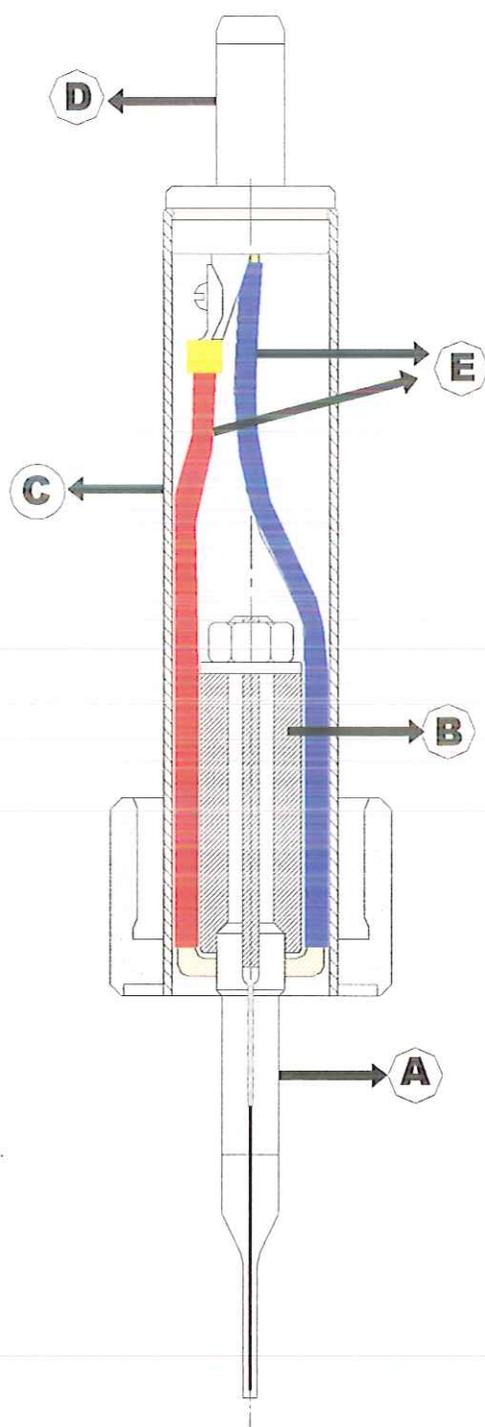


Figura 5.18 Mostra esquemática da ferramenta de corte com seus diversos elementos constituintes.

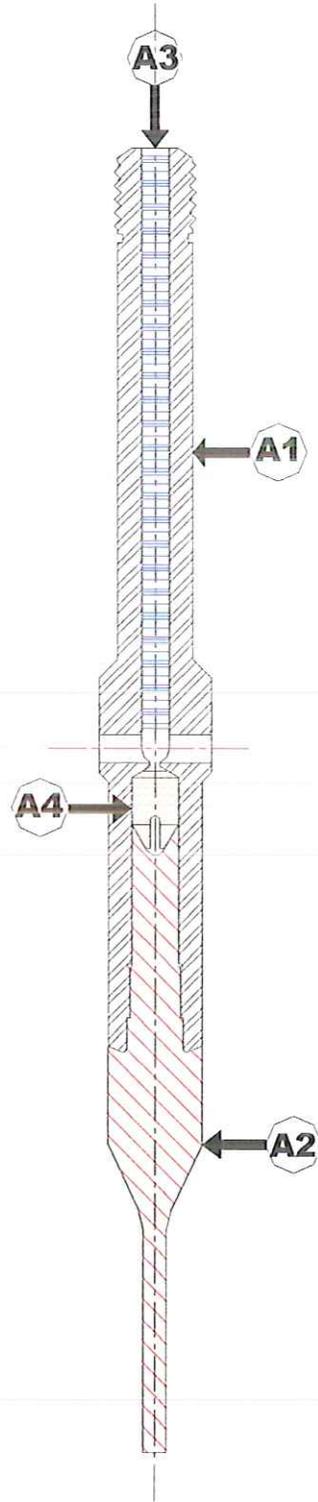


Figura 5.19 Mostra esquemática da peça A com seus elementos associados.

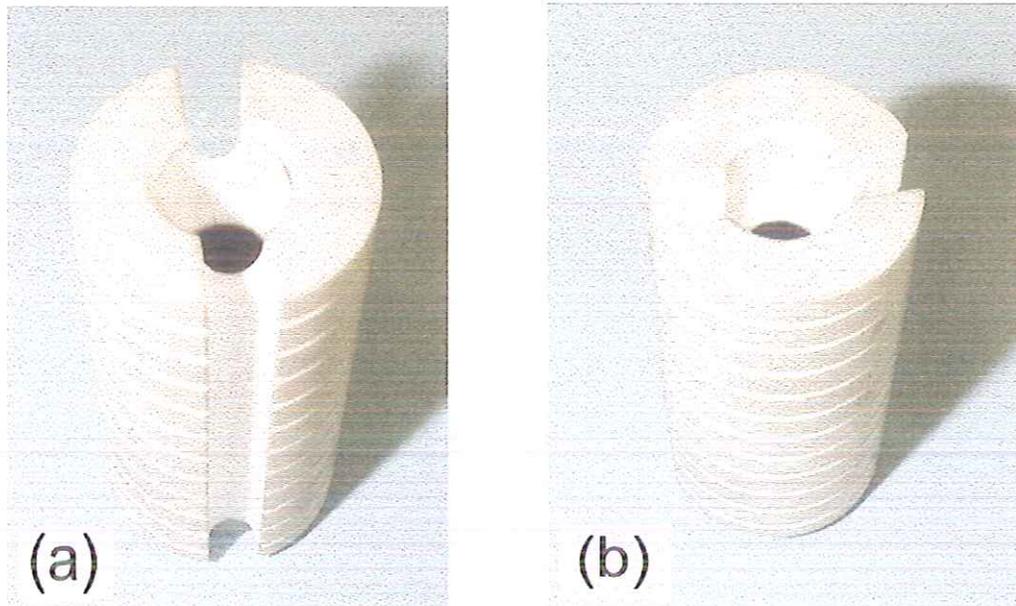


Figura 5.20a,b Bucha cerâmica destinada a isolamento elétrico e térmica.

Peça A. Constitui-se no corpo principal da ferramenta e é formada pelos elementos mostrados na Fig.5.19. A peça A1 é a parte que fixa o corpo da fresa A2 ao restante da ferramenta. Feita a partir da usinagem de uma barra de aço VC 131. A peça A2 é o corpo da fresa e é feita de superliga Nimonic 80A para resistir as altas solicitações mecânicas e de oxidação na elevada temperatura em que irá operar. É obtida mediante o torneamento de uma barra trefilada de Nimonic 80A. Como a superliga é muito cara sua utilização ficou restrita à parte que realmente necessitava das suas propriedades especiais. Fixa-se a A1 por rosca e pelo atrito das superfícies cônicas e nesta situação tem suas partes separadas por meio de eletro-erosão por fio. A Fig.5.19 mostra a geometria do conjunto que, posteriormente, foi submetido as operações de confecção das arestas de corte por meio de eletro-erosão e abertura do seu rasgo mediante eletro-erosão por fio. No interior da peça A1 está inserido um espaçador (peça A3) feito de acetil (nylon) e unido por cola especial. A peça A4 é um separador feito de cerâmica que tem a finalidade de evitar o fechamento da extremidade traseira da peça A2 no interior da peça A1. Possui um rasgo para a introdução do fio na operação de eletro-erosão.

Peça B. É uma bucha confeccionada em cerâmica destinada a isolamento elétrico e térmica entre o núcleo da ferramenta e seu invólucro metálico. É feita de alumina 96% usinada e tem sua geometria mostrada pela Fig.5.20a,b. É fixada a peça A por meio da escolha de um ajuste preciso entre elas e através da porca de acetil e unida a peça C por meio de adesivo epoxi. Sua confecção foi contratada a uma firma americana especializada.

Peça C. É a estrutura tubular que contém os demais elementos. Possui um elemento de rosca interna que acopla-se a rosca externa existente no eixo-árvore da máquina através da sua inserção axial. Feita de aço carbono AISI 1020.

Peça D. Constitui-se numa conexão elétrica axial e tem sua disposição dada pela Fig.5.21. Devido à introdução deslizante axial e com rotação da ferramenta, foi a forma encontrada para a ligação elétrica entre a ferramenta e os terminais existentes no interior do eixo-árvore da máquina. É confeccionada em cobre com suas isolações em acetal (nylon) e é apropriada a uma corrente elétrica máxima de 60 A.

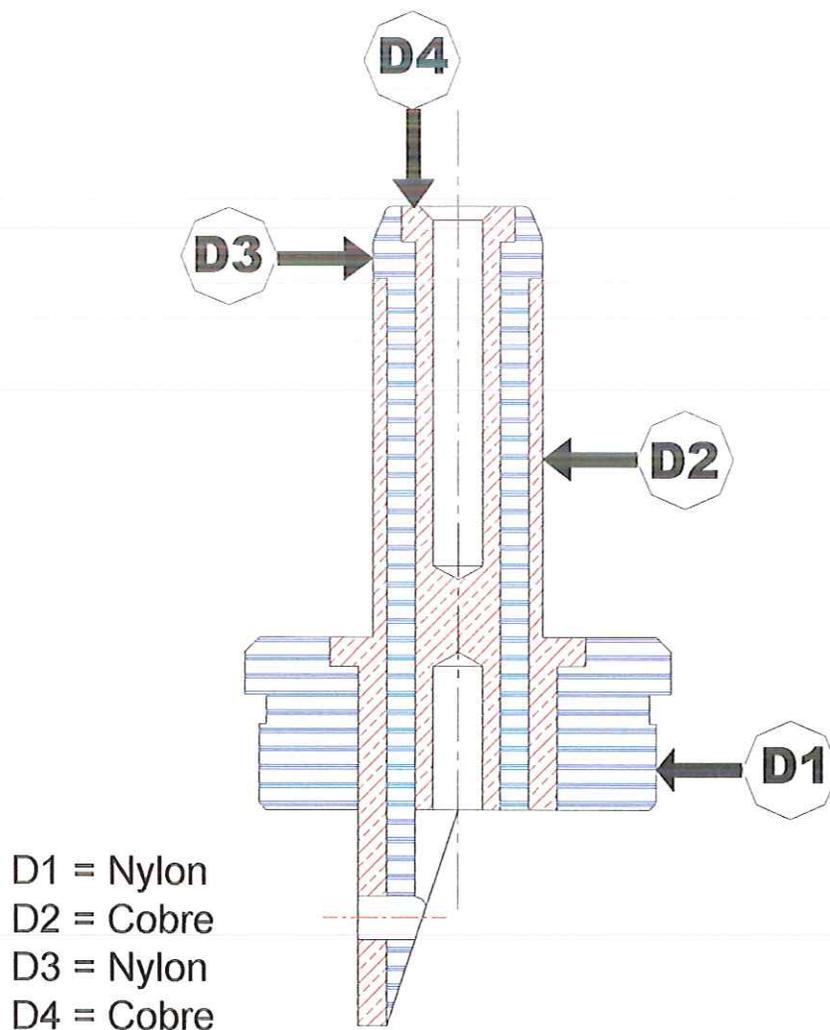


Figura 5.21 Conexão elétrica axial mostrada com sua disposição interna.

Peça E. São os cabos elétricos que fazem a ligação entre a peça A e a D. Têm seção nominal de 6 mm^2 e, segundo as normas (ver COTRIM, 1985, por exemplo), são adequados até uma corrente máxima de 50 A com segurança.

Foram confeccionadas 4 ferramentas que diferiam entre si na medida do diâmetro externo D_r e na geometria da aresta de corte. As ferramentas, doravante denominadas como F1, F2, F3 e F4, têm a geometria e as dimensões correspondentes mostradas na Fig.5.22a,b e os parâmetros que definem estas características dados na Tab.5.1. As ferramentas F2 e F4 tiveram seu detalonamento obtidos através de operação de eletro-erosão. Para tanto foi construído um eletrodo especial com o formato côncavo semi-circular que era aproximado das costas da ferramenta até alcançar o valor da excentricidade e requerida. Todas as operações de eletro-erosão foram contratadas junto a uma firma nacional especializada, constituindo-se numa das etapas mais sensíveis no processo de fabricação da ferramenta.

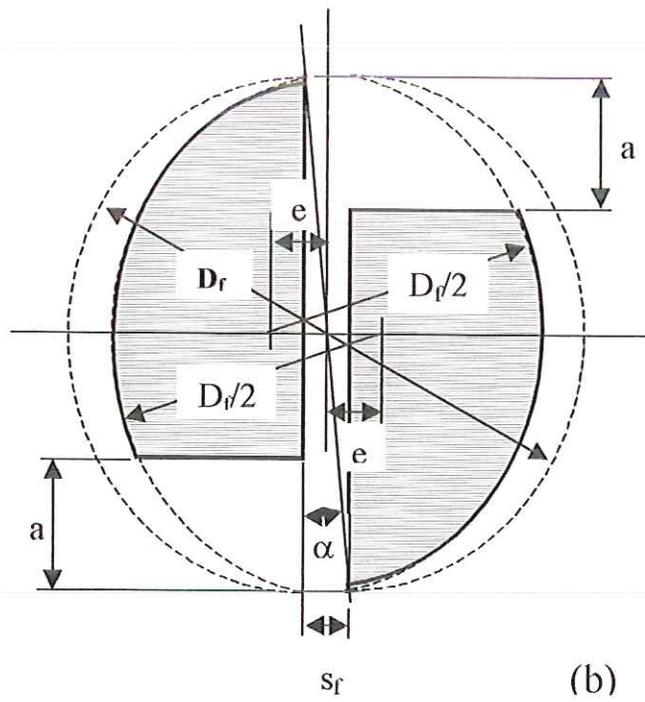
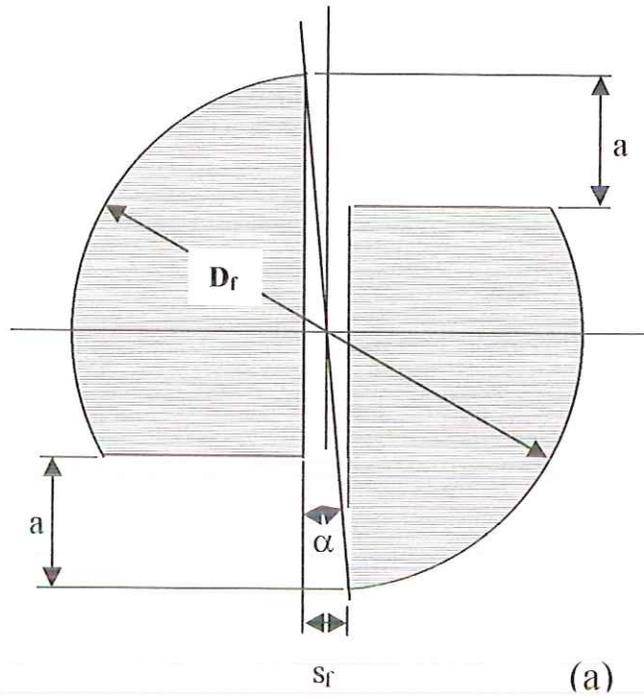


Figura 5.22a,b Parâmetros geométricos para as seções das ferramentas. (a) sem detalhamento; (b) com detalhamento.

Tabela 5.1 Propriedades geométricas das ferramentas.

Ferramenta	D_f (mm)	a (mm)	e (mm)	α ($^\circ$)	A_T (mm ²)	s_f (mm)	L_f (mm)	Detalramento (com ou sem)
F1	2,0	0,4	0	8,5	2,214	0,3	20,0	sem
F2	2,0	0,4	0,3	8,5	1,254	0,3	20,0	com
F3	2,5	0,5	0	6,8	3,610	0,3	20,0	sem
F4	2,5	0,5	0,4	6,8	2,010	0,3	20,0	com

5.5 PROCESSO DE CORTE

O processo de corte requer que algumas providências sejam adotadas quanto ao modo como as camadas de tecido são arranjadas sobre a mesa de coordenadas e ao posicionamento da ferramenta de corte. Primeiramente, uma placa de isopor, com as dimensões aproximadas das da mesa de coordenadas e com espessura de uns 2 cm, é fixada sobre esta por meio de fitas colantes presas lateralmente. Sobre esta placa de isopor são então colocadas as camadas de tecido com o cuidado de que elas não estejam muito amarrotadas. Estas camadas são a seguir presas por meio de finas agulhas, que as atravessam verticalmente e se fixam à placa de isopor, posicionadas de maneira que não estejam no trajeto a ser descrito pela ferramenta.

Em seguida a ferramenta é posicionada lateralmente às camadas de tecido na situação em que sua seção de corte mais elevada, que corresponde aproximadamente a seção em que o diâmetro da ferramenta altera o seu valor constante para os de um tronco de cone invertido, coincida com a superfície da camada de tecido mais externa. Isto é conseguido através da movimentação vertical do cabeçote de corte por meio de ajuste manual. Este procedimento, tomado conjuntamente com a escolha de uma espessura total das camadas de tecido menor que o comprimento de corte L_f da ferramenta, faz com que a sua extremidade projete-se interiormente à placa de isopor. Este arranjo é mostrado esquematicamente através da Fig.5.20. Isto tem dois motivos de ser: em primeiro lugar, como se discutiu anteriormente, o material têxtil em contato com a ferramenta absorve mais eficientemente o calor gerado por ela quando comparado ao ar ambiente, de modo que as temperaturas nesta situação serão menores que as alcançadas com a ferramenta ao ar. Viu-se também que a resistência mecânica e o módulo de elasticidade dos materiais metálicos diminuem com o aumento da temperatura. Assim, o primeiro motivo tem por objetivo evitar que um trecho da ferramenta – entre a superfície da camada de tecido mais externa e a seção de corte mais elevada – experimente temperaturas mais elevadas que as seções envoltas pelo tecido, o que poderia causar a sua flexão exagerada e, portanto, a sua quebra por torção devido à força de corte sobre ela.

Em segundo lugar, com o emprego da chapa de isopor entre as camadas de tecido e a mesa de coordenadas, evita-se um possível excesso de folga entre a extremidade da ferramenta e a superfície da mesa de coordenadas ou, ao contrário, o contato entre ambas, advindos do movimento da mesa com relação à ferramenta.

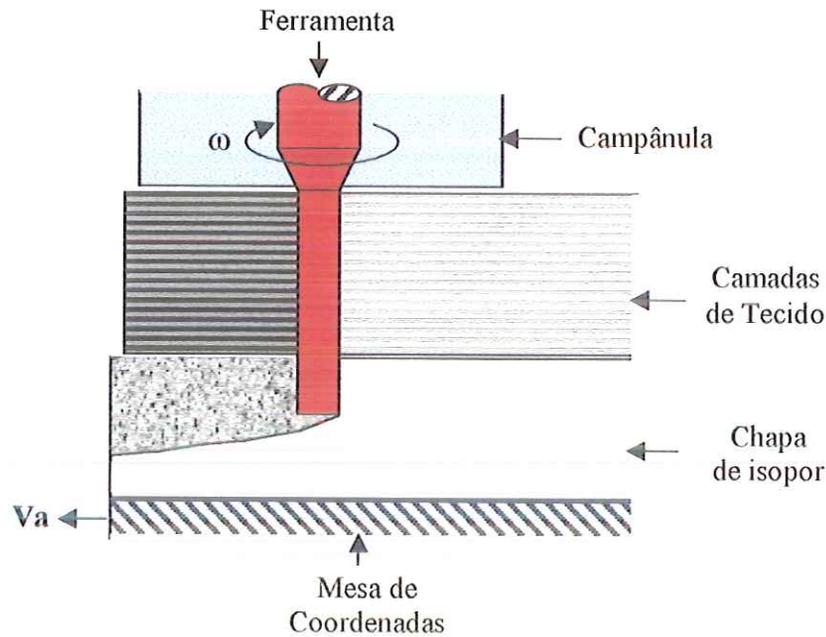


Figura 5.23 Corte esquemático mostrando o arranjo das camadas de tecido sobre a placa de isopor e o posicionamento da ferramenta no processo de corte.

Com a projeção da ferramenta no interior do isopor consegue-se o corte de todas as camadas de tecido igualmente sem a necessidade de tolerâncias estreitas no posicionamento da superfície da mesa com relação a extremidade da ferramenta. O isopor, por ser termicamente degradável, não se oporá ao movimento da ferramenta, além de servir como base para a fixação das camadas de tecido através das agulhas.

Com a ferramenta posicionada e posta a girar é selecionado um valor de corrente elétrica para ela e a mesa de coordenadas colocada em movimento por meio da execução do programa computacional que controla a cinemática do seu movimento.

5.6 RESULTADOS OBTIDOS

Foram efetuadas medidas para a obtenção dos valores para algumas das grandezas físicas envolvidas no processo de corte e para a comprovação prática das relações oriundas dos modelos teóricos desenvolvidos. A seguir são apresentados e discutidos os resultados assim obtidos.

5.6.1 CORRENTE ELÉTRICA NA FERRAMENTA

Uma expressão para a resistência elétrica R_e no circuito da ferramenta foi deduzida no Cap.4 relacionando as características geométricas da ferramenta com a propriedade resistividade elétrica ρ_e do seu material, dada pela Eq.4.12 como

$$R_e = 4\rho_e L_f / A_T \quad (5.1)$$

sendo L_f o comprimento de corte da ferramenta e A_T a área da sua seção transversal. A expressão acima toma em conta apenas a resistência no comprimento de corte L_f da ferramenta, desprezando a resistência das outras porções do material que também são atravessadas pela corrente elétrica em virtude da sua seção transversal ser comparativamente bem maior. A Tab.5.2 mostra os valores teóricos obtidos através da Eq.5.1 acima, empregando-se para tanto o valor de $\rho_e = 1200 \text{ n}\Omega\cdot\text{m}$ para o Nimonic 80A na temperatura de 870°C (ver Cap.3), comparados aos valores obtidos experimentalmente para diversos valores da corrente I na ferramenta. Na obtenção dos valores para a corrente elétrica foi empregado um amperímetro de alicate da marca KYORITSU, com regulagens para as máximas leituras, tendo divisões de 1 em 1 A para um fundo de escala de 30 A e divisões de 2 em 2 A para um fundo de escala de 100 A. Para as leituras das voltagens foi utilizado o multímetro digital ET-2050 da marca MINIPA.

A discrepância entre os valores teórico e experimental para a resistência elétrica da ferramenta pode ser justificada considerando-se que a resistência foi tomada somente sobre o seu comprimento de corte L_f (assumido como sendo a parcela mais significativa), desprezando-se, por simplicidade, a resistência oferecida por outras partes da ferramenta. Adicionalmente, as superfícies de contato entre os diferentes materiais associados pelas quais passa a corrente elétrica constituem uma resistência adicional que foi desprezada. Outra fonte de erro pode ter sido o valor da resistividade elétrica ρ_e do material da ferramenta na temperatura de operação, que pode ser um tanto diferente do valor extrapolado de $1200 \text{ n}\Omega\cdot\text{m}$.

5.6.2 TEMPERATURA NA FERRAMENTA

A temperatura na ferramenta depende da corrente elétrica que a atravessa e das condições em que o calor gerado é dissipado. Medidas de temperatura foram efetuadas em função da corrente na condição “sem operação”, situação na qual a ferramenta encontra-se envolta apenas pelo meio fluido e que corresponde a situação de menor dissipação de energia e em que uma temperatura potencialmente elevada pode comprometer as propriedades do material da ferramenta. Na operação de corte a quente de tecidos a ferramenta, além de possuir dimensões reduzidas, está em movimento de rotação. A mesa onde ficam as camadas de tecido a serem cortadas também está em movimento horizontal nas coordenadas x , y . Estes fatores dificultam a medida precisa da temperatura da ferramenta na região de contato “ferramenta-tecido”. Até mesmo a medida da temperatura para a ferramenta “sem operação” e sem rotação através do emprego de termopar ligado a ela constitui uma dificuldade técnica pela necessidade do emprego de fios para o termopar muito finos para evitar-

Tabela 5.2 – Valores de voltagem, potência e resistência elétrica obtidos experimentalmente e comparados aos teóricos para a ferramenta em função da corrente elétrica que a atravessa.*

Ferramenta	Corrente (A)	Voltagem (Volts)	Potência (Watts)	Resistência (Ohms)	
		Experimental	Experimental	Experimental	Teórico
F1	15,0	1,40	21,0	0,0933	0,0434
	17,5	1,66	29,1	0,0949	
	20,0	1,89	37,8	0,0945	
	22,5	2,15	48,4	0,0956	
	25,0	2,35	58,8	0,0940	
	27,5	2,62	72,1	0,0953	
	30,0	2,68	80,4	0,0893	
F2	15,0	1,48	22,2	0,0987	0,0766
	17,5	1,76	30,8	0,1006	
	20,0	1,98	39,6	0,0990	
	22,5	2,27	51,1	0,1009	
	25,0	2,53	63,3	0,1012	
	27,5	2,84	78,1	0,1033	
	30,0	3,16	94,8	0,1053	
F3	20,0	1,21	24,2	0,0605	0,0266
	25,0	1,53	38,3	0,0612	
	30,0	1,87	56,1	0,0623	
	30,0**	1,81	54,3	0,0603	
	35,0**	2,14	74,9	0,0611	
	40,0**	2,44	97,6	0,0610	
F4	20,0	1,39	27,8	0,0695	0,0478
	25,0	1,71	42,8	0,0684	
	30,0	1,95	58,5	0,0650	
	30,0**	1,86	55,8	0,0620	
	35,0**	2,22	77,7	0,0634	
	40,0**	2,52	100,8	0,0630	

* Não foram usadas correntes de maiores valores pelo receio de que o material da ferramenta tivesse suas propriedades mecânicas afetadas pela elevada temperatura, uma vez que os ensaios foram realizados sem que a ferramenta estivesse em contato com qualquer material têxtil, estando exposta somente ao ar ambiente, e sem que um sistema de aquisição de temperatura estivesse ligado a ela. As medidas, exceto quando indicado em contrário, foram efetuadas tomando-se o fundo de escala de 30 A para o amperímetro.

** Medidas tomadas com o fundo de escala de 100 A para o amperímetro.

se o efeito aleta devido à pequena dimensão da ferramenta na região de corte (diâmetros de 2,0 e 2,5 mm), acarretando modificações nas condições de transferência de calor no local e, portanto, no valor da própria temperatura.

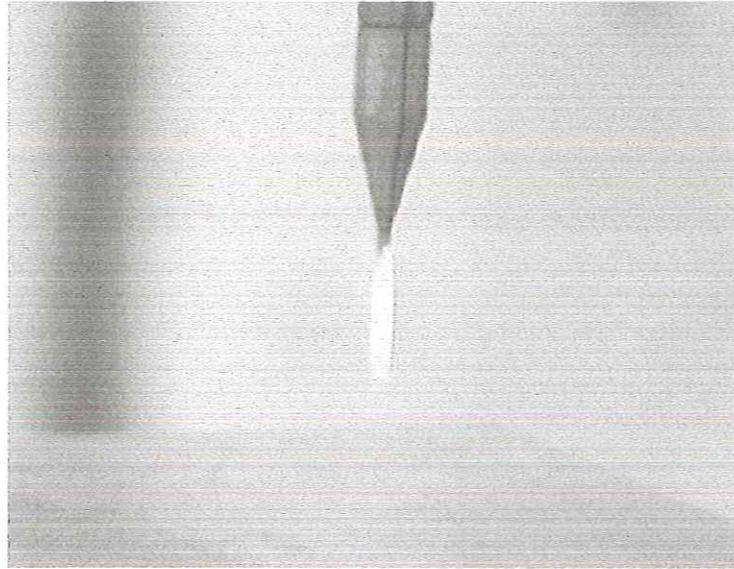


Figura 5.24 Ferramenta de corte aquecida.

Na obtenção das medidas de temperatura empregou-se uma metodologia não invasiva capaz de fornecer as informações de temperatura com precisão. Foi utilizada uma técnica de medida de temperatura através do espectro de radiação infravermelho emitida pela ferramenta – BORELLI et al. (2000). Para isto foi empregado um sistema composto por uma câmera de infravermelho, uma “framegrabber” e um software que faz a análise da temperatura pontual na região de corte. A Fig.5.24 mostra a ferramenta aquecida e sem rotação.

Nessa técnica, a temperatura da ferramenta foi obtida experimentalmente através da medida da luminância contida nas imagens capturadas pela câmera de infravermelho. A imagem de infravermelho oferece um mapa de tons de cinza da superfície de corte da ferramenta e cada tom de cinza na imagem é associado a uma temperatura através de uma função de equivalência. A determinação da função de equivalência é obtida experimentalmente através da calibração do processo.

CALIBRAÇÃO DO PROCESSO

No procedimento de medida da temperatura através da radiação infravermelho é necessário considerar parâmetros como a emissividade do objeto, a distância do objeto até a câmera de infravermelho, umidade relativa, temperatura atmosférica, temperatura refletida pelo ambiente (AY e YANG, 1997) assim como características da superfície do objeto (SOLOMAN, 1998). Neste trabalho fez-se a calibração do processo através da curva de temperatura de resfriamento em função do tempo de uma amostra do material da ferramenta enquanto a câmera de infravermelho registrava os tons de cinza correspondentes a radiação emitida pela amostra, conforme mostra esquematicamente a Fig.5.25.

Para a obtenção da curva de temperatura durante o resfriamento foi utilizada uma sonda constituída de um invólucro no formato de um tubo de *inconel* abrigando no seu interior um termopar revestido por uma capa cerâmica e conectado a uma amostra do mesmo material da ferramenta (*Nimonic 80A*) soldada a sua extremidade. A sonda ligava-se a um sistema de aquisição de dados e era aquecida por meio de um forno elétrico, mostrado na Fig.5.26. Neste processo de calibração para o material da ferramenta procurou-se reproduzir as mesmas condições que se observaram durante a operação de corte, tais como a distância da câmera ao corpo aquecido bem como os ângulos de visagem e condições de iluminação. O esquema da montagem pode ser visto na Fig.5.27. O sistema de aquisição de dados utilizado para medir a taxa de resfriamento foi um “Quenchemeter” fabricado pela empresa FAC. Conforme CURI, 1995, o sistema capta as variações de temperatura da sonda em função do tempo de resfriamento das amostras, armazenando os dados em uma base de dados do sistema, possibilitando o traçado das curvas de resfriamento.

Um conjunto de filtros de densidade neutra foi colocado na objetiva da câmera de infravermelho para evitar a saturação das imagens fornecidas pela mesma. A saturação ocorre quando a temperatura do material é maior que o limite de temperatura que a câmera pode suportar. As imagens foram posteriormente digitalizadas fornecendo imagens em tons de cinza correspondentes ao instante de tempo do resfriamento da amostra. Através do processamento quadro a quadro destas

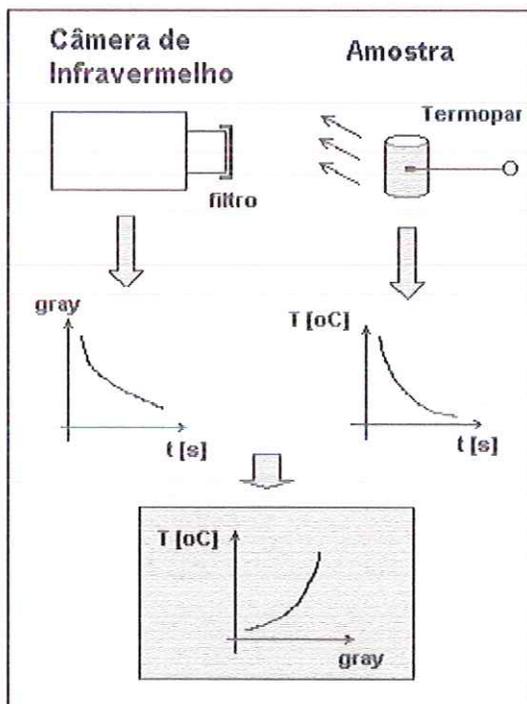


Figura 5.25 Esquema da montagem para calibração.



Figura 5.26 Forno para aquecimento da amostra.

imagens, foi possível traçar as curvas de tons de cinza em função da temperatura para cada amostra. Para traçar a curva de tons de cinza em função do tempo de resfriamento, foi desenvolvido um software que faz a análise das imagens capturadas pela câmera de infravermelho, fornecendo as curvas de tons de cinza em função do tempo de resfriamento da amostra. A interface pode ser vista na Fig.5.28.

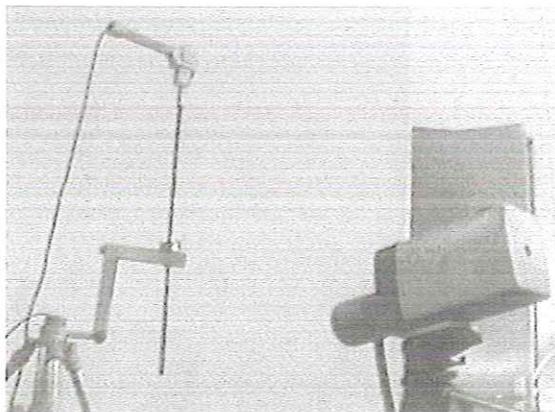


Figura 5.27 Resfriamento da amostra.

A interface possui uma janela gráfica onde são visualizadas as imagens obtidas pela câmera infravermelho. Do lado esquerdo, acima da interface, podem ser vistas as imagens obtidas da sonda durante o resfriamento. Cada imagem foi obtida com um intervalo de 1/30 s. Um ponto no centro da ferramenta foi escolhido para a calibração (com as coordenadas $x = 460$ e $y = 402$, como pode ser visto na Fig.5.28). Este ponto corresponde a um pixel da tela. Outros oito pixels da tela na sua vizinhança foram tomados (dois em cada direção: acima, abaixo, à direita e à esquerda) para se calcular a média dos valores dos tons de cinza. A interface ainda permite a verificação pontual dinâmica dos tons de cinza sobre a amostra, além de fornecer o vetor de tons de cinza em função do tempo (lado direito acima). Com o vetor de tons de cinza em função do tempo, pode-se traçar o gráfico de tons de cinza em função do tempo. Eliminando-se a variável tempo dos dois gráficos anteriormente descritos – gráfico de tons de cinza em função do tempo e gráfico da temperatura em função do tempo – pode-se traçar o gráfico temperatura em função dos tons de cinza, que é o próprio gráfico da calibração do processo para o material da ferramenta.

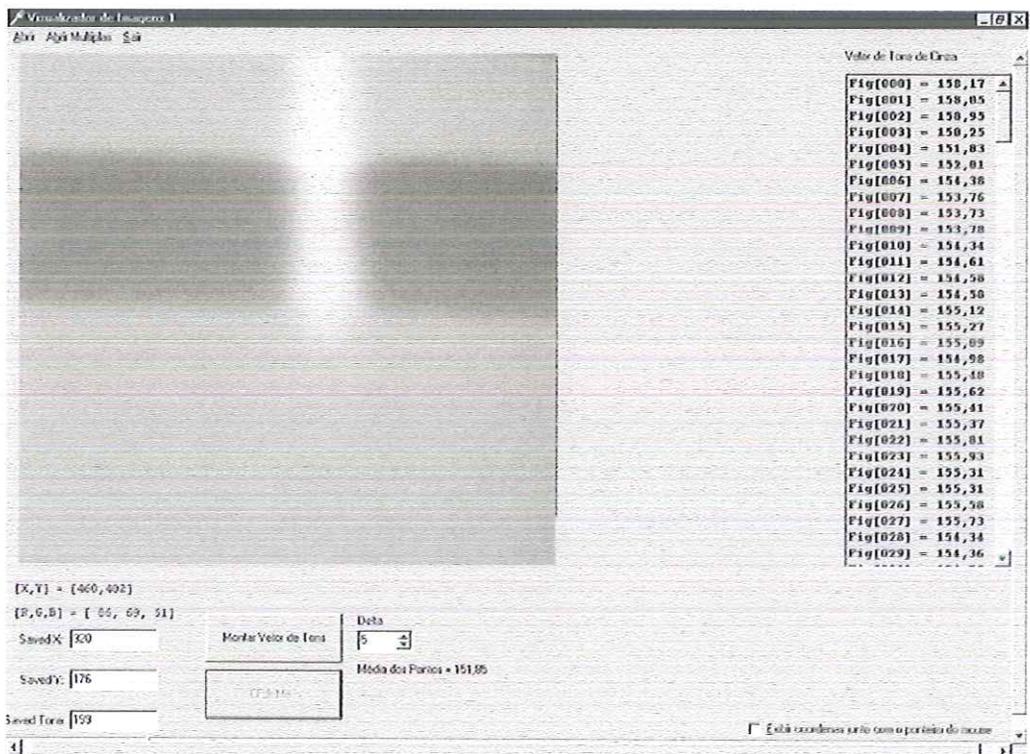


Figura 5.28 Interface para calibração da câmera de infravermelho.

RESULTADOS

O gráfico com os resultados das medidas fornecido pelo sistema de aquisição de dados é apresentado na Fig.5.29, com a temperatura em função do tempo de resfriamento. O gráfico com os resultados da análise dos tons de cinza em função do tempo fornecidos pelo software é mostrado na Fig.5.30. Eliminando-se a variável tempo destes dois gráficos tem-se o gráfico da temperatura em função do tom de cinza, mostrado na Fig.5.31.

A ferramenta, na condição “sem operação”, teve as temperaturas na sua superfície registradas pela câmera de infravermelho em função da corrente no seu circuito. Para a ferramenta F1 empregou-se correntes de 15;17,5;20;22,5 e 25 A. A aplicação do software às imagens obtidas permitiu a obtenção dos tons de cinza em função na corrente na ferramenta, como mostra a Fig.5.32. Da interpolação entre os valores das curvas dos tons de cinza dos gráficos das Fig.5.31 e 5.32 tem-se como resultado a curva de temperaturas em função da corrente mostrada na Fig.5.33.

Pode-se observar que a variação da temperatura na ferramenta é aproximadamente linear com a variação da corrente elétrica para valores entre 15 e 25 A, correspondendo a uma taxa de $19,5^{\circ}\text{C/A}$. O fato da derivada desta curva não variar monotonicamente no intervalo acima deve-se, provavelmente, a variações nas condições em que o calor é extraído da ferramenta, como as resultantes de uma corrente de ar, por exemplo. Para o valor de corrente de 25 A – para a ferramenta F1 – a temperatura na ferramenta, na condição “sem operação”, encontra-se nos limites para a manutenção das propriedades mecânicas do material.

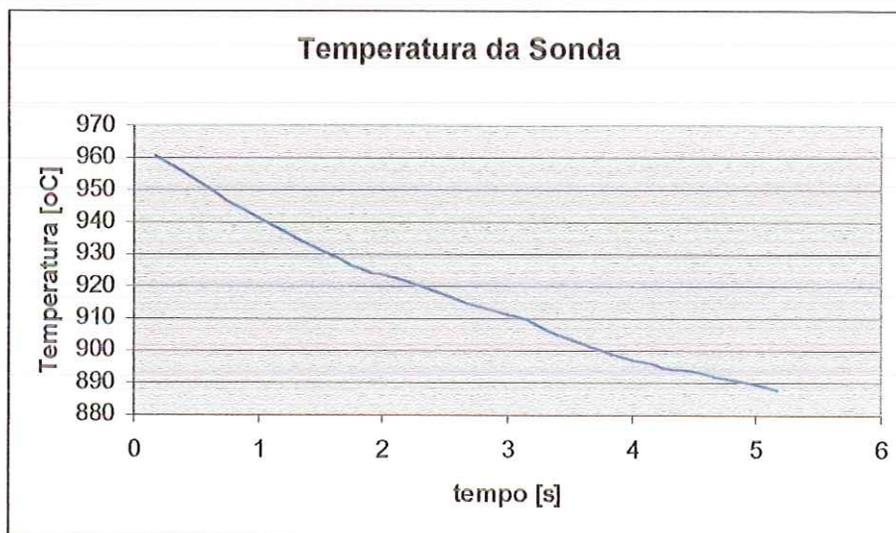


Figura 5.29 Temperatura da sonda (amostra).

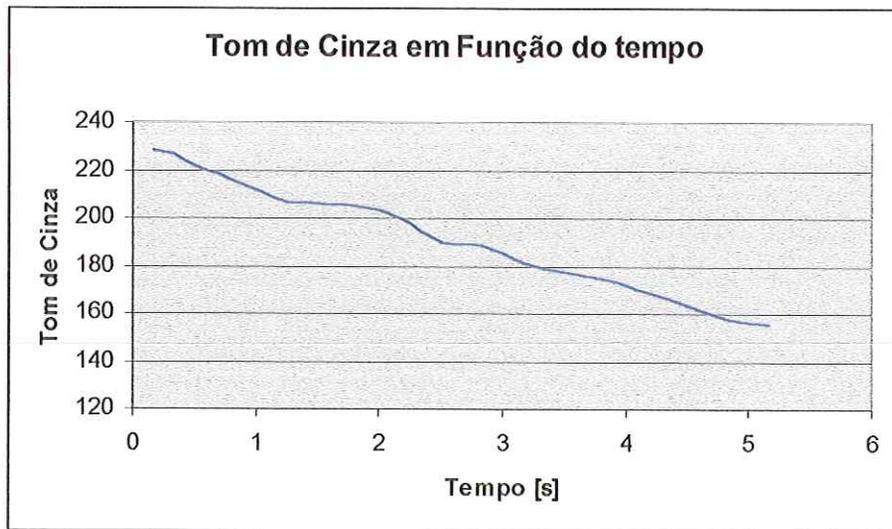


Figura 5.30 Tom de cinza em função do tempo.

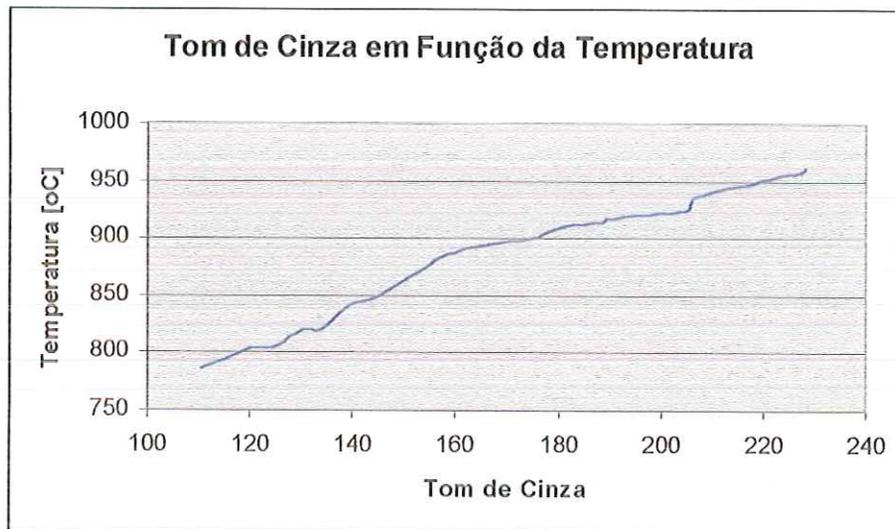


Figura 5.31 Temperatura em função do tom de cinza (curva de calibração da câmera de infravermelho para o material da amostra).

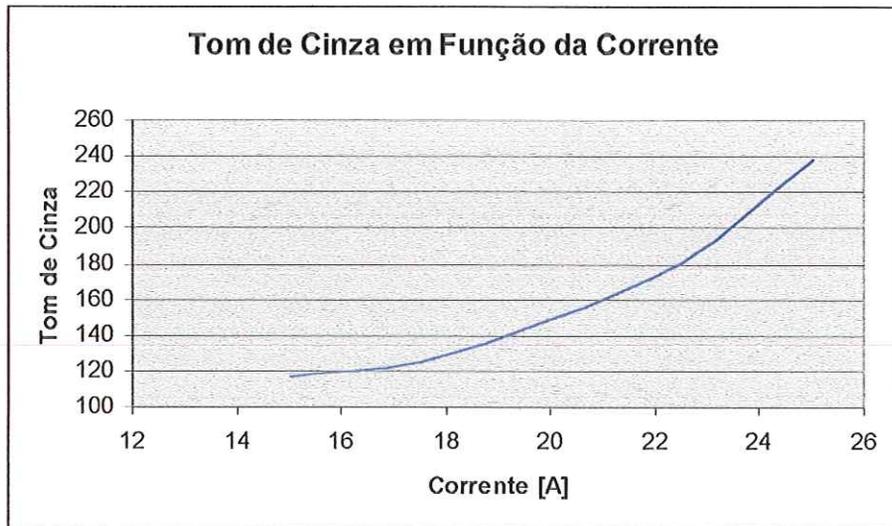


Figura 5.32 Tom de cinza em função da corrente elétrica.

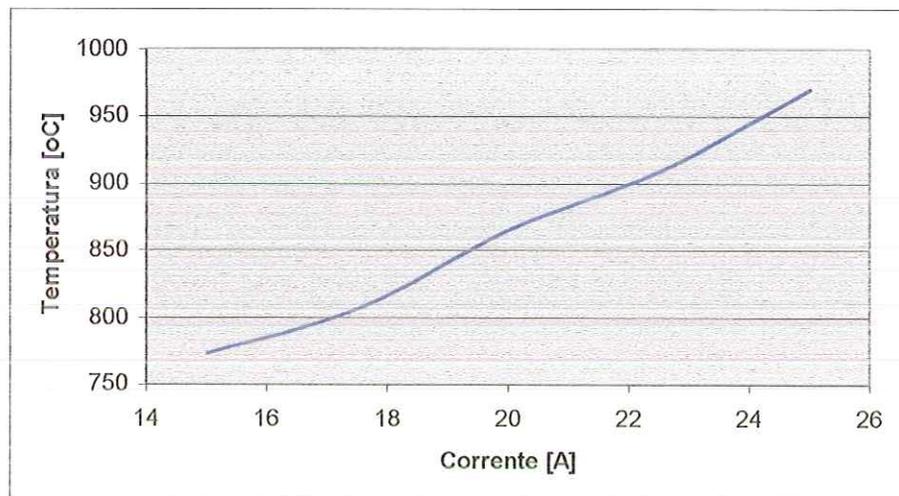


Figura 5.33 Temperatura na ferramenta em função da corrente elétrica.

Segundo a análise efetuada no Cap.4, o fluxo de calor Φ_N gerado na ferramenta deve igualar-se ao calor dissipado por convecção quando envolta apenas pelo ar ambiente, de maneira que tem-se

$$\Phi_N = h(T)(T_O - T_\infty) \quad (5.2)$$

Pode-se fazer, então, um levantamento dos valores do coeficiente de convecção h em função da temperatura na face da ferramenta T_O . Empregando-se a Eq.5.2 acima tem-se para a ferramenta F1 a partir dos valores da temperatura T_O mostradas na Fig.5.32 e considerando-se uma temperatura ambiente $T_\infty = 25^\circ\text{C}$ obtém-se os valores dados na Tab.5.3.

Tabela 5.3 Coeficiente de transferência de calor por convecção em função da temperatura na ferramenta F1.

I (A)	T_O ($^\circ\text{C}$)	P_E (W)	Φ_N (W/mm ²)	h (W/mm ² . $^\circ\text{C}$)
15,0	775	21,0	0,1671	$2,2282 \cdot 10^{-4}$
17,5	805	29,1	0,2316	$2,9689 \cdot 10^{-4}$
20,0	870	37,8	0,3008	$3,5598 \cdot 10^{-4}$
22,5	910	48,4	0,3852	$4,3520 \cdot 10^{-4}$
25,0	1075	58,8	0,4679	$4,9515 \cdot 10^{-4}$

Os valores assim obtidos para o coeficiente de convecção h estão bem acima dos valores indicados por INCROPERA e DE WITT (1990), Cap.1, variando de $2\text{-}25 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ ($2 \cdot 10^{-6}\text{-}25 \cdot 10^{-6} \text{ W/mm}^2\cdot\text{K}$) para a convecção natural de gases segundo estes autores.

O número de Biot, definido pela Eq.4.30 como $Bi = hR_O/k$, tem para o fenômeno o maior valor dado por $Bi = 2 \cdot 10^{-5}$ tomando-se o coeficiente de condutividade térmica k do material da ferramenta igual a $0,025 \text{ W/mm}\cdot\text{K}$ para o Nimonic 80A na temperatura de 870°C e para $R_O = Df/2 = 1,0 \text{ mm}$, correspondente a ferramenta F1. Este é um valor bastante baixo, convalidando a consideração efetuada no Cap.4.

A Fig.5.34 mostra a variação do coeficiente h em função da temperatura T_O , podendo-se observar que os valores para T_O versus h situam-se, aproximadamente, sobre uma reta para a faixa de valores considerados. Assumindo-se, então, que a variação de h com T_O se dê segundo uma relação de 1º grau, escrita como

$$h(T) = aT + b \quad (5.3)$$

e calibrando-se a curva para representar o comportamento médio dos valores obtidos (segmento de reta em vermelho na Fig.5.31) obtém-se que

$$a = 0,01355 \cdot 10^{-4} \quad (5.4a)$$

$$b = -8,09829 \cdot 10^{-4} \quad (5.4b)$$

no sistema de unidades considerado.

A temperatura na face lateral da ferramenta T_O pode ser relacionada ao fluxo de calor Φ_N substituindo-se a Eq.5.3 na Eq.5.2 e obtendo-se então

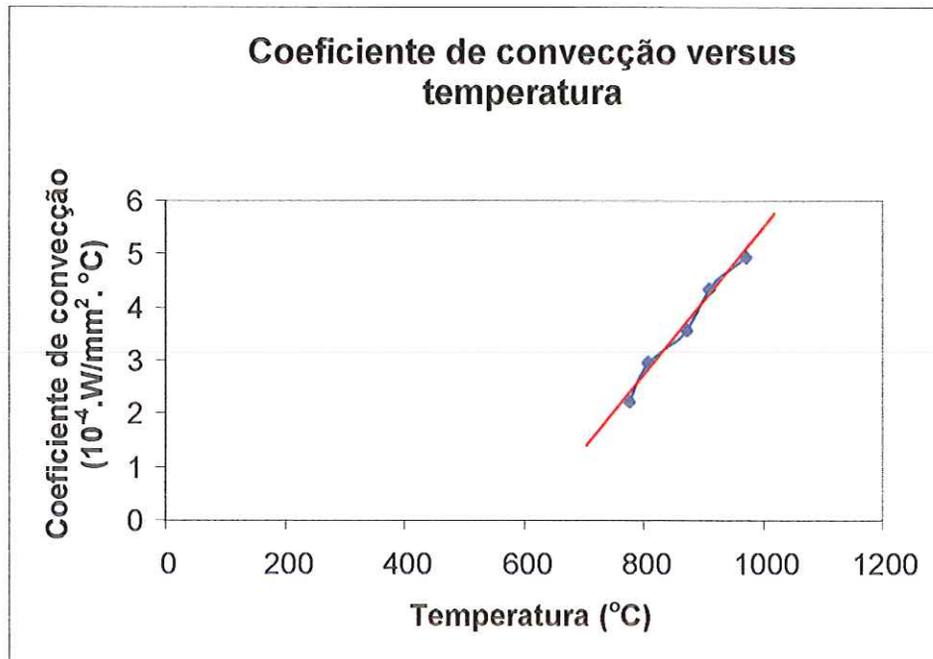


Figura 5.34 Variação do coeficiente de convecção h com a temperatura na face da ferramenta T_O .

$$\Phi_N = aT^2 + (b - aT_\infty)T - bT_\infty \quad (5.5)$$

e empregando-se os valores para a e b dados pelas Eq.5.4a,b para uma temperatura ambiente $T_\infty = 25^\circ\text{C}$ tem-se a relação

$$0,01355 \cdot 10^{-4} T^2 - 8,43716 \cdot 10^{-4} T + (202,45739 \cdot 10^{-4} - \Phi_N) = 0 \quad (5.6)$$

Esta expressão Eq.5.6 pode ser empregada para predizer, ao menos para uma dada faixa, a temperatura T_O na ferramenta em função do fluxo de calor Φ_N na ferramenta (que por sua vez está relacionado à corrente elétrica I). A Tab.5.4 abaixo apresenta os valores assim calculados para a temperatura T_O na ferramenta F3.

Tabela 5.4 – Valores calculados para a temperatura na superfície da ferramenta F3.

I (A)	P_E (W)	Φ_N (W/mm ²)	T_O (°C)
20	24,2	0,1541	754
25	38,3	0,2438	823
30	56,1	0,3571	899
35	75,4	0,4800	972

5.6.3 FORÇAS E VELOCIDADES DE CORTE

O valor da velocidade de corte permissível ao processo de corte é uma das grandezas mais importantes na sua caracterização e na medida da sua produtividade. Para tanto foi construída sobre a mesa de coordenadas uma plataforma móvel apoiada em mancais de rolamento de pequenas dimensões que se movimentavam sobre canaletas, de modo a se obter um movimento horizontal retilíneo de translação. Esta plataforma era ligada por um cabo de aço flexível acoplado a uma polia de baixo atrito a um corpo possuindo um recipiente interno suspenso verticalmente. No interior desse recipiente eram adicionadas pequenas esferas de rolamentos de maneira que a massa total pudesse ser variada. Variando-se o peso P desse corpo o valor da força de corte F_a na ferramenta podia então modificada. O arranjo esquemático pode ser visto na Fig.5.35.

Esferas de rolamentos apresentam alta qualidade de fabricação que se manifesta em tolerâncias muito estreitas na variação da sua geometria e dimensões. Além disso, são feitas de aço cromo-molibdênio ou cromo-níquel, sendo praticamente imunes à oxidação em temperaturas ambientes. Consegue-se com sua utilização, portanto, uma aplicação de valor preciso da força P com a variação no número de esferas contidas no recipiente. Foram empregadas esferas de 4,0 mm de diâmetro, tendo sido obtido, através da medida de 20 esferas, o valor médio de 5,2198 g, implicando numa massa unitária de 0,261 g. Para o recipiente metálico foi obtido um valor médio de 102,74 g para sua massa. Estas medidas foram realizadas utilizando-se de uma balança eletrônica da marca A&D, modelo ER 120A, com um fundo de escala de 0,1 mg e para uma medida máxima de 120 g.

As velocidades foram obtidas computando-se o espaço percorrido pela plataforma, definido pela distância entre marcações existentes na canaleta, e o tempo gasto para fazê-lo, empregando-se um cronômetro que era acionado manualmente quando da concordância entre a marcação existente na plataforma e as na canaleta. Foi utilizado um cronômetro digital da marca Omega. Medidas foram efetuadas para a velocidade de corte v_a em função da corrente elétrica I na ferramenta, da espessura das camadas de tecido L_m e da força de corte F_a . O sistema de medida montado pode ser visto na Fig.5.36a,b.

A velocidade teórica de avanço máxima, como desenvolvida no Cap.4, é dada pela Eq.4.53 como

$$v_{aMax} = \frac{\pi}{\frac{\zeta_m}{\Phi} + \frac{4}{nD_f}} \quad (5.7)$$

sendo Φ o fluxo radial de calor, ζ_m a energia específica volumétrica necessária para degradar o material do tecido, n a rotação da ferramenta e D_f o diâmetro externo da ferramenta. Para as grandezas envolvidas no processo ζ_m/Φ é bem maior que $4/(nD_f)$ e, assim, a expressão para v_{aMax} pode ser dada, aproximadamente, por

$$v_{aMax} = \frac{\pi\Phi}{\zeta_m} \quad (5.8)$$

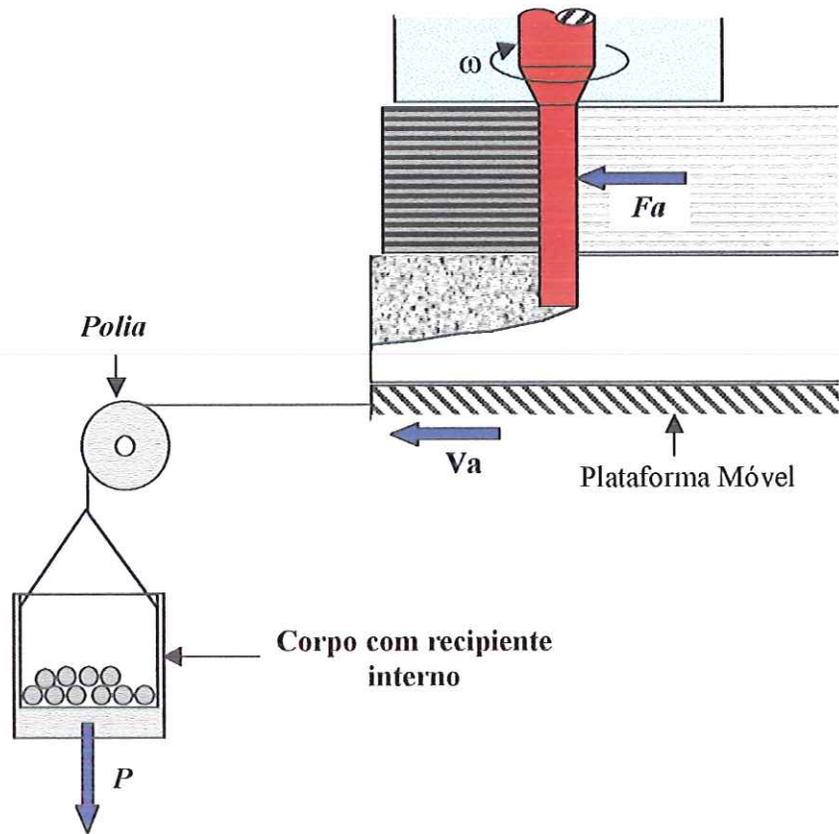


Figura 5.35 Modelo esquemático para a medida da força e velocidade de corte.

O fluxo de calor Φ é, segundo a Eq.4.41, dado como

$$\Phi = (\Phi_N - e_R) \frac{L_f}{L_m} + e_R \quad (5.9)$$

sendo Φ_N o fluxo de calor nominal na ferramenta, definido pela Eq.4.4 como

$$\Phi_N = P_T / A_{L_f} \quad (5.10)$$

onde P_T é a potência térmica (admitida como sendo igual a potência elétrica P_E na ferramenta) e A_{L_f} a área lateral da ferramenta, dada por

$$A_{L_f} = \pi D_f L_f \quad (5.11)$$

L_f é o comprimento de corte da ferramenta, L_m é a espessura total de corte das camadas de tecido, D_f é o diâmetro da ferramenta na região de corte e e_R é a energia irradiada por unidade de tempo por unidade de área, dada segundo a Eq.4.32 por

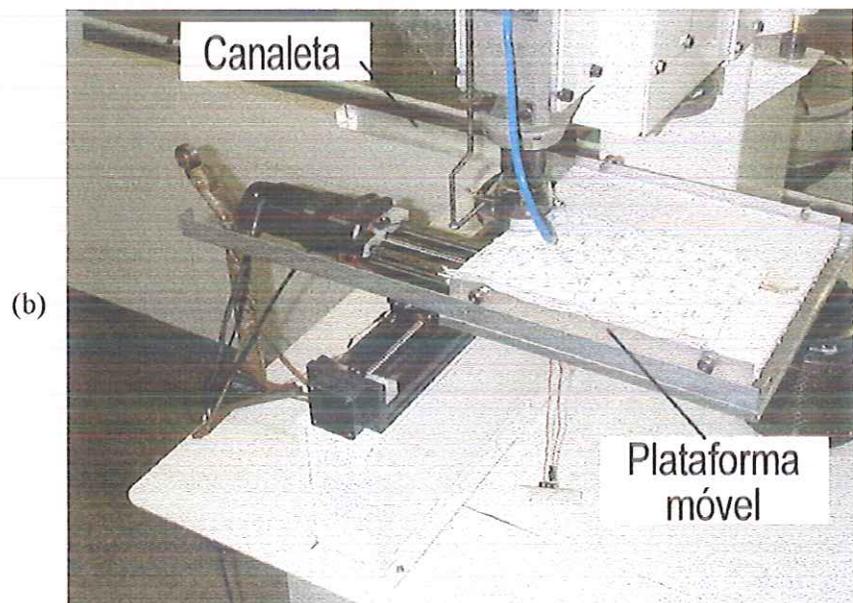
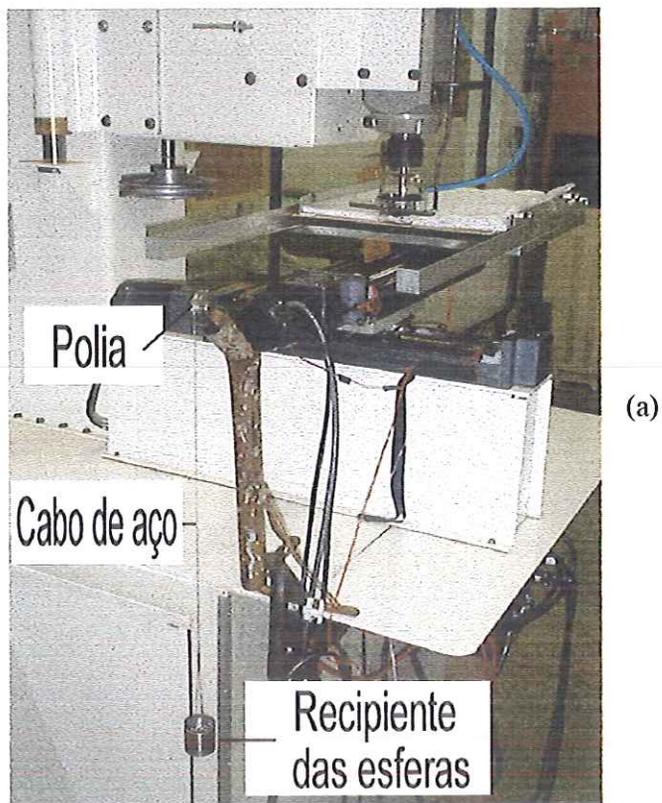


Figura 5.36a,b Sistema montado sobre a mesa de coordenadas para a medida da força e velocidade de corte.

$$e_R = \varepsilon \sigma T^4 \quad (5.12)$$

sendo ε é a emissividade do corpo, T a temperatura absoluta e σ a constante de Stefan-Boltzmann, dada por $\sigma = 5,669.10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$ no S.I. Tomando-se para a emissividade do material da ferramenta (Nimonic 80A) o valor de 0,98 (ver Cap.4), tem-se para a ferramenta F1, de acordo com a Fig.5.33 e considerando-se a temperatura da ferramenta nas diversas condições de corte como sendo 100°C mais baixa que aquela correspondente a mesma corrente elétrica na condição “sem operação”, os valores de e_R dados conforme mostra a Tab.5.5.

Tabela 5.5 – Valores da energia radiante na ferramenta **F1** em função da corrente elétrica que a atravessa.

I (A)	T ₀ (°C)	T (°C)	e _R (W/mm ²)
15	775	675	0,045
17,5	805	705	0,051
20,0	870	770	0,066
22,5	910	810	0,076
25,0	970	870	0,095
30,0*	1075	9075	0,135

*Valor extrapolado.

O emprego de maiores valores para a força de corte F_a através de maiores valores para a força P e, conseqüentemente, de maiores velocidades de avanço, acarretava o surgimento do franzimento das camadas de tecido na região de contato com a ferramenta, como mostra a Fig.5.37. Este efeito pode ser eliminado por meio da utilização de um dispositivo com a função de “sapata”, destinado a forçar o endireitamento das camadas de tecido contra a mesa sobre a qual elas se apóiam, como mostra a Fig.5.38. Isto, no entanto, acarreta o surgimento de uma força extra devido a resistência oferecida pelas camadas de tecido a este dispositivo, aumentando com o incremento do número de camadas. Deste modo, a força peso P deve igualar-se a soma das forças de corte F_a e da resistência F_R oferecida pelas camadas de tecido. Tem-se, de modo,

$$F_a + F_R = P \quad (5.13)$$

A quantificação da parcela F_R e, por conseguinte, de F_a é difícil de ser efetuada, e tal fato foi desprezado nas medidas efetuadas. Conseqüentemente, muitos dos valores obtidos para a velocidade de avanço v_a relacionam-se a um menor valor da força F_a devido ao efeito considerável da força F_R . Isto implica que a correlação obtida entre os valores para as velocidades de corte v_a e as forças de corte F_a pode ter sido afetada deste modo, não sendo estritamente exata.

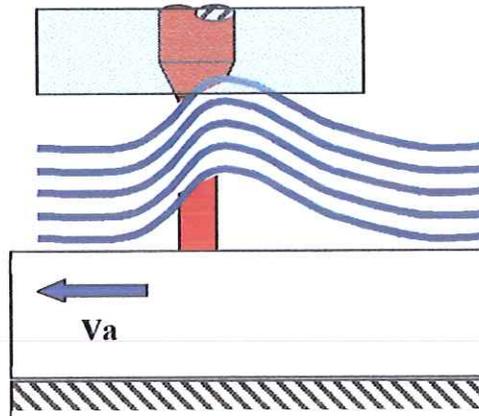


Figura 5.37 Efeito de franzimento nas camadas de tecido devido ao excesso na velocidade de corte.

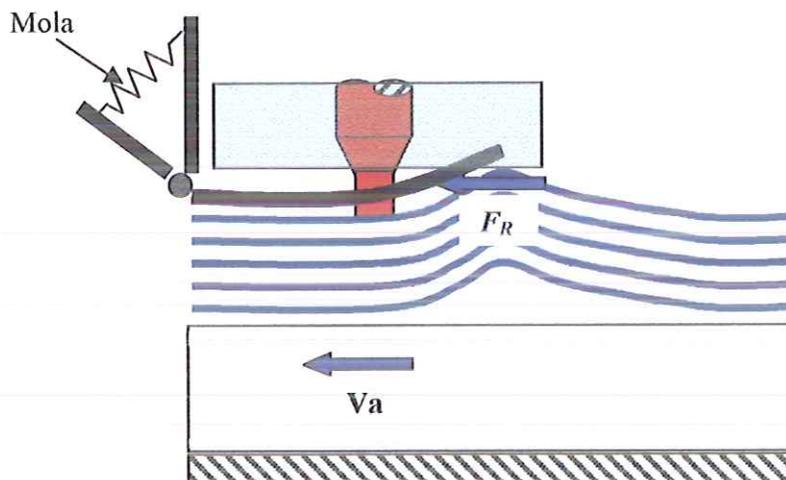


Figura 5.38 Dispositivo em forma de “sapata” destinado a eliminar o efeito de franzimento na camadas de tecido.

Os tecidos de flanela (algodão puro), por possuírem comparativamente as maiores espessuras associadas com as menores rigidezes, foram os que apresentaram os maiores franzimentos e, conseqüentemente, as maiores forças de arrasto da sapata F_R quando se empregavam camadas acima de um certo número para uma dada força P (acima de 4 camadas para uma força $P = 1,520$ N).

Uma comparação entre os diversos valores obtidos para a velocidade de corte, para ser rigorosamente válida, requer que seja verificado o mesmo valor da razão



(a)



(b)



(c)

Figura 5.39 (a) e (b) Seqüência de fotos mostrando o deslocamento da plataforma móvel com o conseqüente corte do tecido; (c) Saída da ferramenta do corpo das camadas de tecido.

entre a força F_a e a área da ferramenta sobre a qual atua esta força, de modo que condições análogas de pressão e em consequência, condições de corte, sejam observadas na interface das camadas de tecido com a ferramenta. Para tanto define-se *pressão de contato entre a ferramenta e as camadas de tecido* p a relação dada como

$$p = \frac{F_a}{D_f \cdot L_m} \quad (5.14)$$

Não obstante esta consideração, devido à dificuldade em estabelecer-se os valores exatos para a força de corte F_a com relação à força P aplicada, muitas confrontações foram tomadas e traçadas num mesmo gráfico sem tomar-se em conta este aspecto que as diferenciava.

Foram efetuados ensaios para as 4 ferramentas e diversos tecidos variando-se algum parâmetro do processo de corte. Em cada um dos experimentos que compõem os ensaios descritos a seguir – com exceção daqueles efetuados para se observar o efeito da pressão de contato – foram empregados valores constantes para a força peso P , sendo o valor mínimo dado pelo peso do recipiente das esferas, igual a 1,008 N (referente à massa do recipiente igual a 102,74 g), considerada como a força peso P padrão a qual foram adicionados incrementos de força através da colocação das esferas. Os tecidos empregados nos experimentos são mostrados na Tab.5.6, que dá valores para a sua composição e espessura unitária.

Tabela 5.6 – Designação dos tipos de tecido usados nos ensaios.

Tecido	Tipo de tecido	Espessura unitária (mm)
Tecido A	Flanela (algodão puro)	0,875
Tecido B	Flanela (algodão puro)	1,000
Tecido C	Textoleen (67% poliéster e 33% algodão)	0,313
Tecido D	Misto (80% poliéster e 20% algodão)	0,438
Tecido E	100% poliéster	0,188

Uma característica desse processo é a formação de uma borda enegrecida no corte de tecidos naturais devido à degradação local. A espessura desta borda depende do tempo de contato entre ferramenta-tecido, sendo, assim, menor com o aumento da velocidade de corte. A Fig.5.40 exhibe o aspecto deixado pelo processo no corte de tecidos de fibras naturais. A espessura da orla enegrecida é de aproximadamente 0,5 mm e da orla interna, de tom amarelo escuro, aproximadamente do mesmo valor no caso do tecido de flanela. Esta faixa deixa as peças de tecido com o cheiro característico de queimado.

Para tecidos mistos ou sintéticos a ação de corte da ferramenta não deixava cheiro e resultava numa borda com acabamento bastante esmerado (sem rebarbas e



Figura 5.40 Aspecto da orla enegrecida em tecidos de fibras naturais decorrente do processo de corte.

sem alteração da cor), embora provocasse a soldagem das camadas na região da borda.

Todos os ensaios foram realizados com a ferramenta calibrada com valores de corrente correspondentes ao da condição “sem operação”. Isto fazia com que as temperaturas na ferramenta, durante a operação de corte, fossem menores que as atingidas pela ferramenta “sem operação”. Isto redundava, conseqüentemente, na diminuição do rendimento do processo. Não obstante, a ausência de um sistema de retro-alimentação possibilitando o controle do valor da corrente para a faixa de temperaturas ótimas na ferramenta fez com que este procedimento fosse adotado visando preservar a integridade da ferramenta.

O Ensaio 1 refere-se a utilização de tecido de flanela (algodão puro), designado por Tecido A, com uma espessura medida de 14 mm para 16 camadas, significando uma espessura unitária de 0,875 mm. As medidas foram obtidas empregando-se 4 camadas de tecido e a ferramenta **F1** ($D_f = 2$ mm e não-detalonada) e com uma força $P = 1,008$ N (peso padrão). A Tab.5.7 mostra os valores obtidos para as diversas condições de corte, caracterizados por meio da variação da corrente elétrica I e, em conseqüência, da potência elétrica P_E , dos fluxos de calor radial Φ_N e Φ . A velocidade de corte v_a média foi computada como a razão entre o comprimento de corte C e o tempo t necessário para fazê-lo.

Tabela 5.7 Resultados do Ensaio 1*.

I (A)	P _E (W)	Φ _N (W/mm ²)	Φ (W/mm ²)	C (mm)	t (s)	V _a (mm/s)
15,0	21,0	0,167	0,743		137	2,1
17,5	29,1	0,232	1,083		122	2,3
20,0	37,8	0,301	1,408	285	107	2,7
22,5	48,4	0,385	1,843		93	3,1
25,0	58,8	0,468	2,226		76	3,8

* Estes valores referem-se a ferramenta F1 (**D_f** = 2 mm não-detalonada).
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando 4 camadas de Tecido A (**L_m** = 3,5 mm).
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando-se uma força **P** = 1,008 N.

O Ensaio 2 refere-se ao emprego de tecido de flanela, designado Tecido B (algodão puro), com uma espessura medida de 16 mm para 16 camadas, implicando uma espessura unitária de 1,0 mm. As medidas referem-se ao emprego de 4 camadas de tecido com a utilização da ferramenta F1 com uma força **P** = 1,520 N (peso padrão mais 200 esferas). A Tab.5.8 mostra os valores obtidos para as diversas condições de corte estabelecidas por meio da variação do valor da corrente elétrica **I**.

Tabela 5.8 Resultados do Ensaio 2*.

I (A)	P _E (W)	Φ _N (W/mm ²)	Φ (W/mm ²)	C (mm)	t (s)	V _a (mm/s)
15,0	21,0	0,167	0,656		139	1,9
17,5	29,1	0,232	0,954		121	2,2
20,0	37,8	0,301	1,240	270	100	2,7
22,5	48,4	0,385	1,622		84	3,2
25,0	58,8	0,468	1,960		59	4,6

* Estes valores referem-se a ferramenta F1 (**D_f** = 2 mm não-detalonada).
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando 4 camadas de Tecido B (**L_m** = 4,0 mm).
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando-se uma força **P** = 1,520 N.

O Ensaio 3 refere-se ao emprego do tecido designado por tecido B empregando-se a ferramenta F1 com uma força peso $P = 1,520$ N. A Tab.5.9 mostra os valores obtidos para várias condições de corte, estabelecidas por meio da variação do valor da corrente elétrica I e do número de camadas de tecido.

Tabela 5.9 Resultados do Ensaio 3*.

Nº de camadas	I (A)	P _E (W)	Φ _N (W/mm ²)	Φ (W/mm ²)	C (mm)	t (s)	V _a (mm/s)
8				0,849		115	2,3
4	22,5	48,4	0,385	1,622	270	62	4,4
2				3,168		26	10,4
8	25,0	58,8	0,468	1,027	270	99	2,7

* Estes valores referem-se a ferramenta F1 ($D_f = 2$ mm não-detalonada).
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando-se do Tecido B.
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando-se uma força $P = 1,520$ N.

A Fig.5.41 ilustra os resultados obtidos para a velocidade de corte v_a em função do fluxo radial de calor Φ para a ferramenta F1.

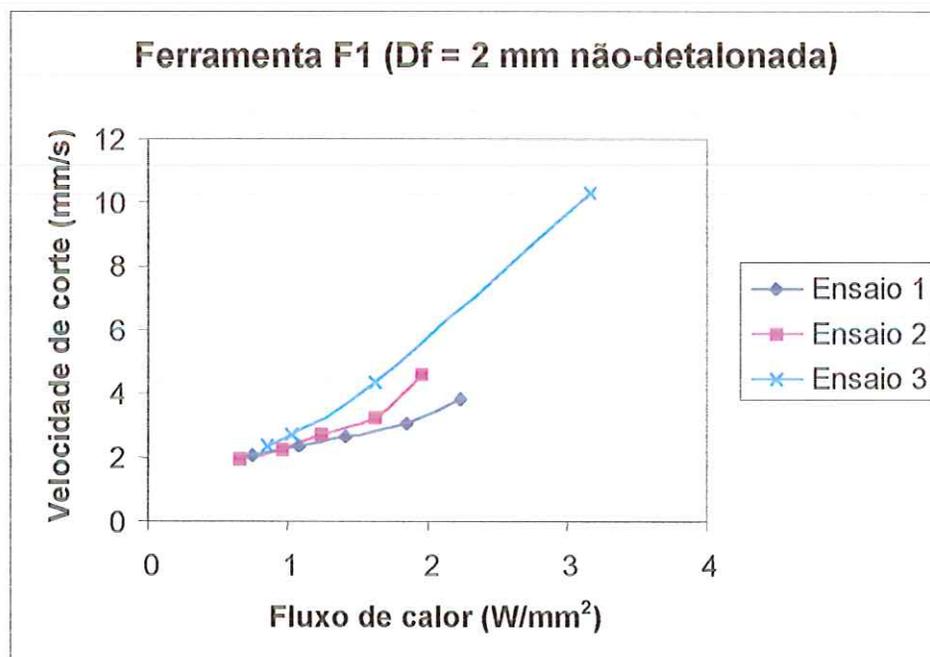


Figura 5.41 Velocidades de corte em função do fluxo de calor para a Ferramenta F1.

O Ensaio 4 refere-se ao emprego do tecido designado por tecido B empregando-se a ferramenta F2 com uma força $P = 1,520$ N. O fluxo de calor Φ foi calculado segundo a Eq.5.9 fazendo-se uso dos mesmos valores para e_R dados na Tab.5.5. A Tab.5.10 mostra os valores obtidos para várias condições de corte estabelecidas por meio da variação da corrente elétrica I .

Tabela 5.10 Resultados do Ensaio 4*

I (A)	P_E (W)	Φ_N (W/mm ²)	Φ (W/mm ²)	C (mm)	t (s)	V_a (mm/s)
15,0	22,2	0,177	0,703		122	2,2
17,5	30,8	0,245	1,021		86	3,1
20,0	39,6	0,315	1,312	270	60	4,5
22,5	51,1	0,407	1,729		47	5,7
25,0	63,3	0,504	2,139		37	7,3

* Estes valores referem-se a ferramenta F2 ($D_f = 2$ mm detalonada).
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando 4 camadas de Tecido B ($L_m = 4,0$ mm).
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando-se uma força $P = 1,520$ N.

O Ensaio 5 refere-se ao emprego do tecido designado por tecido B empregando-se a ferramenta F2 com uma força $P = 1,520$ N. A Tab.5.11 mostra os valores obtidos para várias condições de corte, estabelecidas por meio da variação do valor da corrente elétrica I e do número de camadas de tecido.

Tabela 5.11 Resultados do Ensaio 5*

Nº de camadas	I (A)	P_E (W)	Φ_N (W/mm ²)	Φ (W/mm ²)	C (mm)	t (s)	V_a (mm/s)
8				0,903		104	2,6
4	22,5	51,1	0,407	1,729	270	55	4,9
2				3,382		20	13,5
8	25,0	63,3	0,504	1,117	270	93	2,9

* Estes valores referem-se a ferramenta F2 ($D_f = 2$ mm detalonada).
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando-se do Tecido B.
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando-se uma força $P = 1,520$ N.

A Fig.5.42 ilustra os resultados obtidos para a velocidade de corte v_a em função do fluxo radial de calor Φ para a ferramenta F2. A Fig.5.43 mostra os

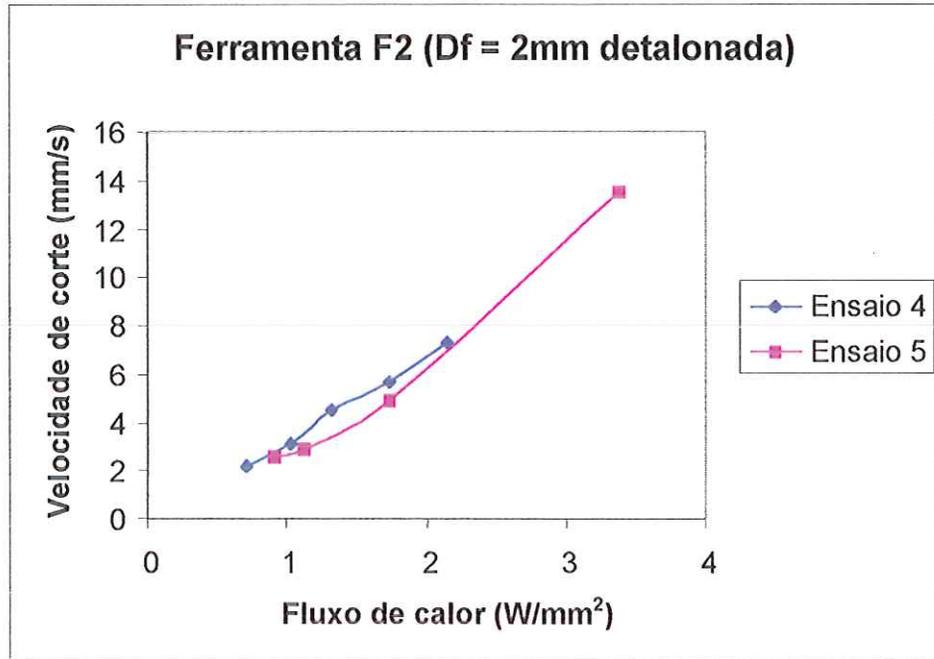


Figura 5.42 Velocidades de corte em função do fluxo de calor para a ferramenta F2.

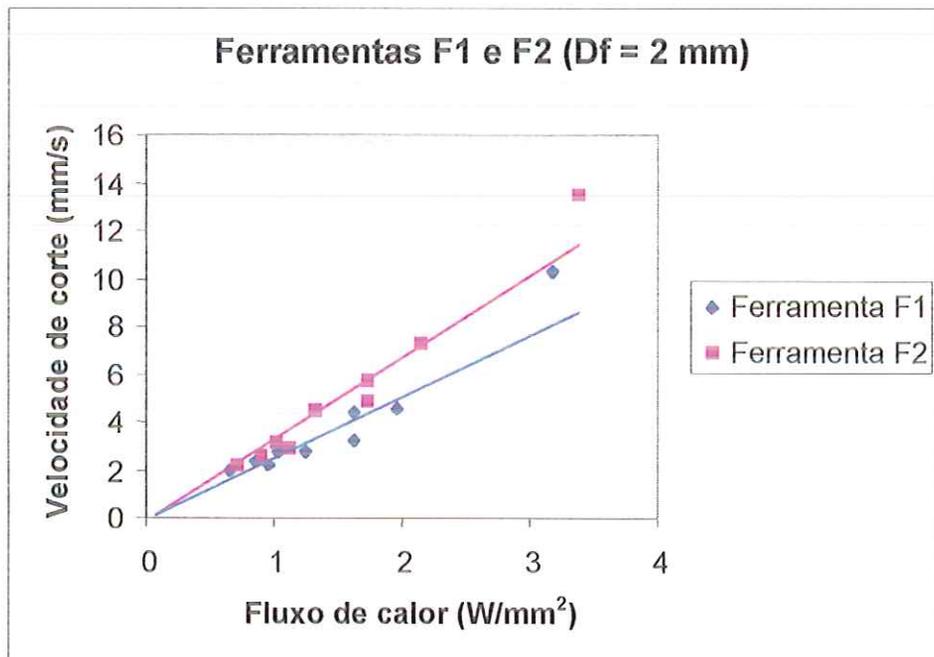


Figura 5.43 Velocidades de corte em função do fluxo de calor para as ferramentas F1 e F2.

resultados obtidos nos ensaios 1, 2 e 3 para a ferramenta F1 e nos ensaios 4 e 5 para a ferramenta F2 no corte de tecido de algodão puro. O comportamento linear entre a velocidade de corte v_a e o fluxo de calor Φ expresso pela Eq.5.8, conforme prescrito pelo modelo teórico, pode ser observado no gráfico para cada uma das ferramentas. Da Fig.5.40 observa-se também que o detalonamento aplicado à ferramenta F2 tem o efeito permitir uma maior velocidade de corte quando comparado a ferramenta F1 (não-detalonada) nas mesmas condições de corte para o tecido de algodão. Disto conclui-se que a geometria das arestas de corte desempenha um papel importante na determinação do rendimento do processo de corte, como seria de se esperar.

O Ensaio 6 refere-se ao emprego do tecido designado por tecido B empregando-se 8 camadas de tecido e a Ferramenta F1 com uma corrente elétrica $I = 22,5$ A. A Tab.5.12 mostra os valores obtidos para várias condições de corte, estabelecidas por meio da variação do valor da força peso P . A força $P = 1,008$ N corresponde ao peso do recipiente apenas, $P = 1,264$ N corresponde ao peso do recipiente acrescido de 100 esferas, $P = 1,520$ N corresponde ao peso do recipiente acrescido de 200 esferas e $P = 1,776$ N corresponde ao peso do recipiente com 300 esferas.

Tabela 5.12 Resultados do Ensaio 6*.

P (N)	p (N/mm ²)	P_E (W)	Φ_N (W/mm ²)	Φ (W/mm ²)	C (mm)	t (s)	V_a (mm/s)
1,008	0,063					199	1,4
1,264	0,079	48,4	0,385	0,849	270	161	1,7
1,520**	0,095					115	2,3
1,776	0,111					93	3,4

* Estes valores referem-se a ferramenta F1 ($D_f = 2$ mm não-detalonada).
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando-se 8 camadas do Tecido B.
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando-se uma corrente elétrica $I = 22,5$ A.

** Este resultado corresponde ao caso da corrente $I = 22,5$ A e 8 camadas de tecido no Ensaio 3.

A Fig.5.44 mostra o efeito da pressão lateral da ferramenta no valor da velocidade de corte. Observa-se um aumento da velocidade de corte para um maior valor da pressão de contato da ferramenta com as camadas de tecido. Isto corrobora os argumentos desenvolvidos no Cap.4 de que uma maior pressão de contato contribui para uma maior degradação e retirada do material carbonizado.

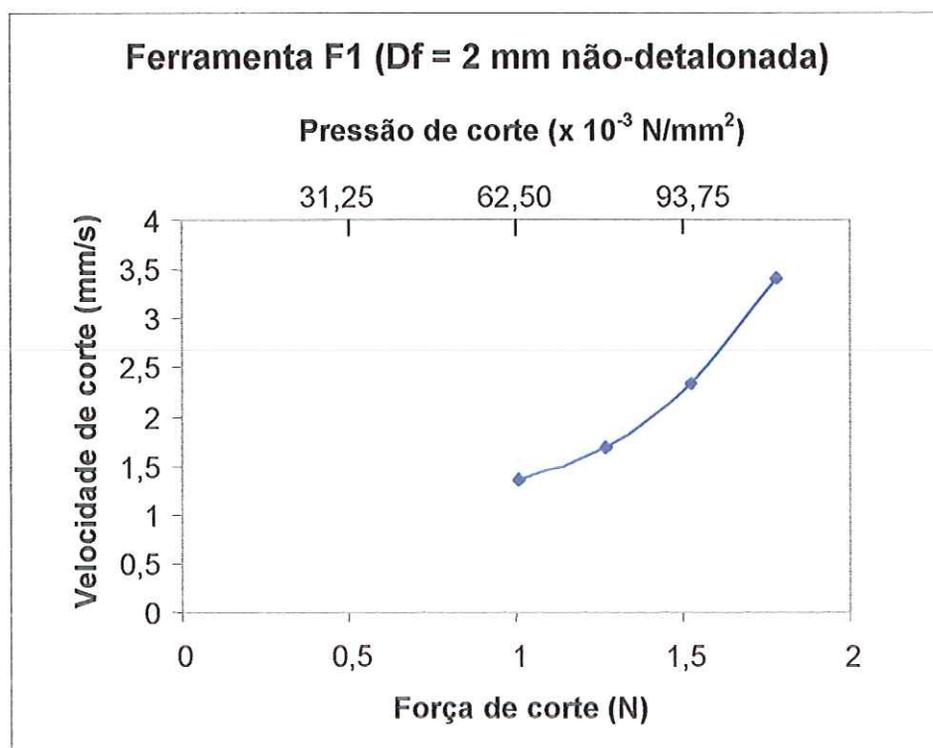


Figura 5.44 Influência da força de corte (pressão de corte) sobre a velocidade de corte.

O Ensaio 7 refere-se ao emprego de 8 camadas do tecido designado Tecido B com a utilização da ferramenta F3 com uma força $P = 1,520$ N. Para tanto o fluxo de calor Φ foi calculado segundo a Eq.5.9 fazendo-se uso dos valores para e_R conforme estimados na Tab.5.13, construída, por sua vez, da Tab.5.4. A Tab.5.14 mostra os valores obtidos para as diversas condições de corte estabelecidas por meio da variação do valor da corrente elétrica I .

Tabela 5.13 Valores da energia radiante na ferramenta F3 em função da corrente elétrica que a atravessa.

I (A)	T_O (°C)	T (°C)	e_R (W/mm ²)
20	754	654	0,041
25	823	723	0,055
30	899	799	0,073
35	972	872	0,095

Tabela 5.14 Resultados do Ensaio 7*.

I (A)	P _E (W)	Φ _N (W/mm ²)	Φ (W/mm ²)	C (mm)	t (s)	V _a (mm/s)
25	38,3	0,244	0,527	270	204	1,3
30	56,1	0,357	0,783		177	1,5
35	74,9	0,477	1,050		121	2,2

* Estes valores referem-se a ferramenta F3 ($D_f = 2,5$ mm não-detalonada).
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando 8 camadas de Tecido B ($L_m = 8$ mm).
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando-se uma força $P = 1,520$ N.

O Ensaio 8 refere-se ao emprego do tecido designado por tecido B empregando-se a ferramenta F4 com uma força $P = 1,520$ N. A Tab.5.15 mostra os valores obtidos para várias condições de corte, estabelecidas por meio da variação do valor da corrente elétrica I e do número de camadas de tecido.

Tabela 5.15 Resultados do Ensaio 8*.

Nº de camadas	I (A)	P _E (W)	Φ _N (W/mm ²)	Φ (W/mm ²)	C (mm)	t (s)	V _a (mm/s)
16	25	38,3	0,244	0,292	270	404	0,7
16	30	56,1	0,357	0,427	270	256	1,1
8				0,779		168	1,6
4				1,482		87	3,1

* Estes valores referem-se a ferramenta F3 ($D_f = 2,5$ mm não-detalonada).
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando-se do Tecido B.
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando-se uma força $P = 1,520$ N.

A Fig.5.45 ilustra os resultados obtidos para a velocidade de corte v_a em função do fluxo radial de calor Φ para a ferramenta F3.

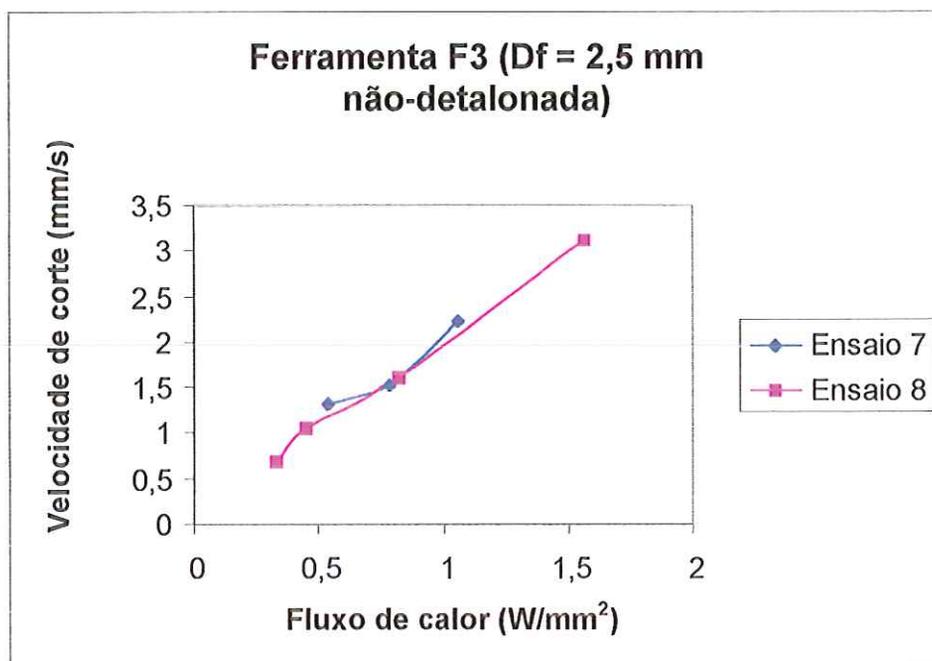


Figura 5.45 Velocidades de corte em função do fluxo de calor para a ferramenta F3.

O Ensaio 9 refere-se ao emprego do tecido designado por tecido B empregando-se a ferramenta F4 com uma força peso $P = 1,520$ N. O fluxo de calor Φ foi calculado segundo a Eq.5.9 fazendo-se uso dos mesmos valores para e_R dados na Tab.5.13. A Tab.5.16 mostra os valores obtidos para várias condições de corte estabelecidas por meio da variação da corrente elétrica I .

Tabela 5.16 Resultados do Ensaio 9*.

I (A)	P_E (W)	Φ_N (W/mm ²)	Φ (W/mm ²)	C (mm)	t (s)	V_a (mm/s)
20,0	27,8	0,177	0,375	270	133	2,0
22,5	34,9	0,222	0,483		97	2,8
25,0	42,8	0,272	0,605		70	3,9

* Estes valores referem-se a ferramenta F4 ($D_f = 2,5$ mm detalonada).

Todos os experimentos foram efetuados utilizando 8 camadas de Tecido B ($L_m = 8$ mm).

Todos os experimentos foram efetuados utilizando-se uma força $P = 1,520$ N.

O Ensaio 10 refere-se ao emprego do tecido designado por tecido B empregando-se a ferramenta F4 com uma força $P = 1,520$ N. A Tab.5.17 mostra os valores obtidos para várias condições de corte, estabelecidas por meio da variação do valor da corrente elétrica I e do número de camadas de tecido.

Tabela 5.17 Resultados do Ensaio 10*.

Nº de camadas	I (A)	P _E (W)	Φ _N (W/mm ²)	Φ (W/mm ²)	C (mm)	t (s)	V _a (mm/s)
16	25	42,8	0,272	0,327	270	203	1,3
	30	58,5	0,372	0,447		132	2,1
8	30	58,5	0,3724	0,817	270	78	3,5
4				1,558		33	8,2

* Estes valores referem-se a ferramenta F4 ($D_f = 2,5$ mm detalonada).
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando-se do Tecido B.
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando-se uma força $P = 1,520$ N.

A Fig.5.46 ilustra os resultados obtidos para a velocidade de corte v_a em função do fluxo radial de calor Φ para tecidos de algodão puro empregando-se a ferramenta F4. A Fig.5.47 mostra os resultados obtidos nos ensaios 7 e 8 para a ferramenta F3 e nos ensaios 9 e 10 para a ferramenta F4. O comportamento linear entre a velocidade de corte v_a e o fluxo de calor Φ pode ser observado do gráfico para cada uma das ferramentas. A Fig.5.47 permite também observar que a ferramenta F4 (detalonada) é mais eficiente no corte do tecido de algodão comparada à ferramenta F3 (não-detalonada) nas mesmas condições de corte.

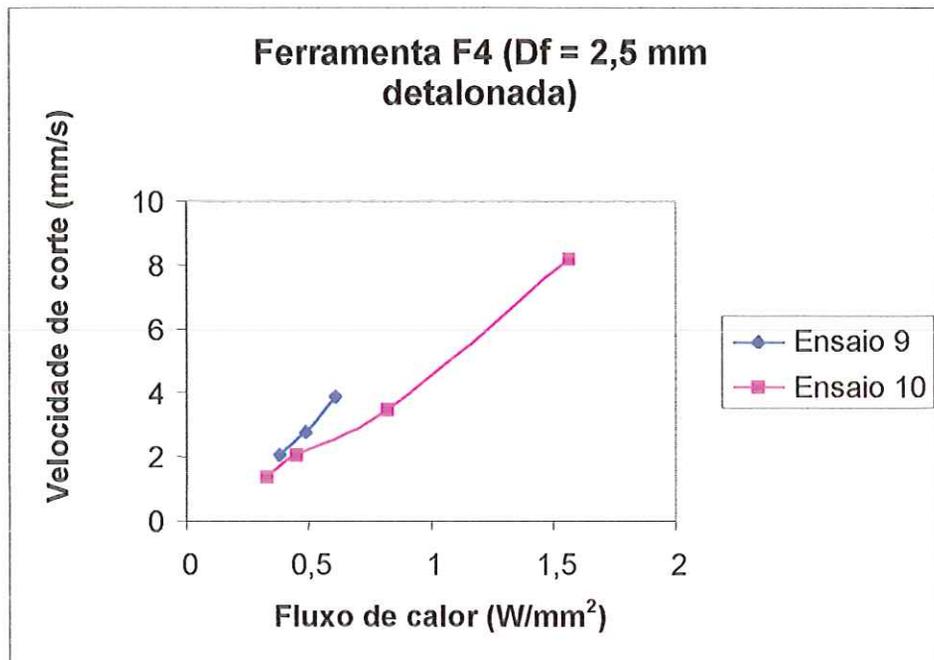


Figura 5.46 Velocidades de corte em função do fluxo de calor para a ferramenta F4.

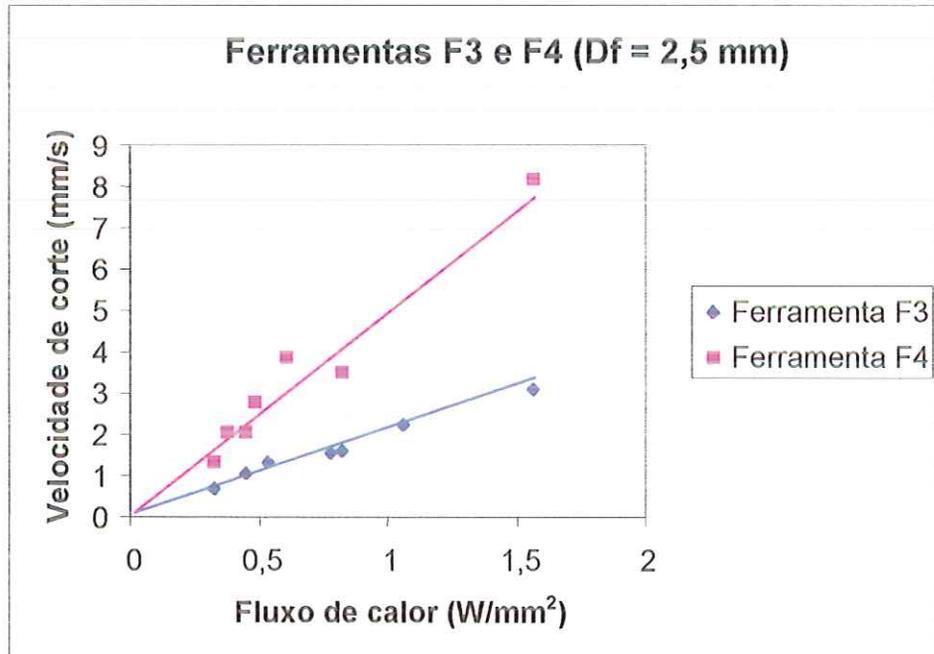


Figura 5.47 Velocidades de corte em função do fluxo de calor para as ferramentas F3 e F4.

A Fig.5.48 compara o desempenho de todas as ferramentas no corte do tecido de flanela. Observa-se que os desempenhos das ferramentas F1 e F3 (não-detalonadas) são bastante semelhantes, enquanto as ferramentas F2 e F4 (detalonadas) apresentam um desempenho superior às ferramentas F1 e F3. A ferramenta F4 apresenta um rendimento de corte maior que a ferramenta F2, indicando a importância da geometria e dimensões das arestas de corte na ferramenta no corte de tecidos de fibras naturais.

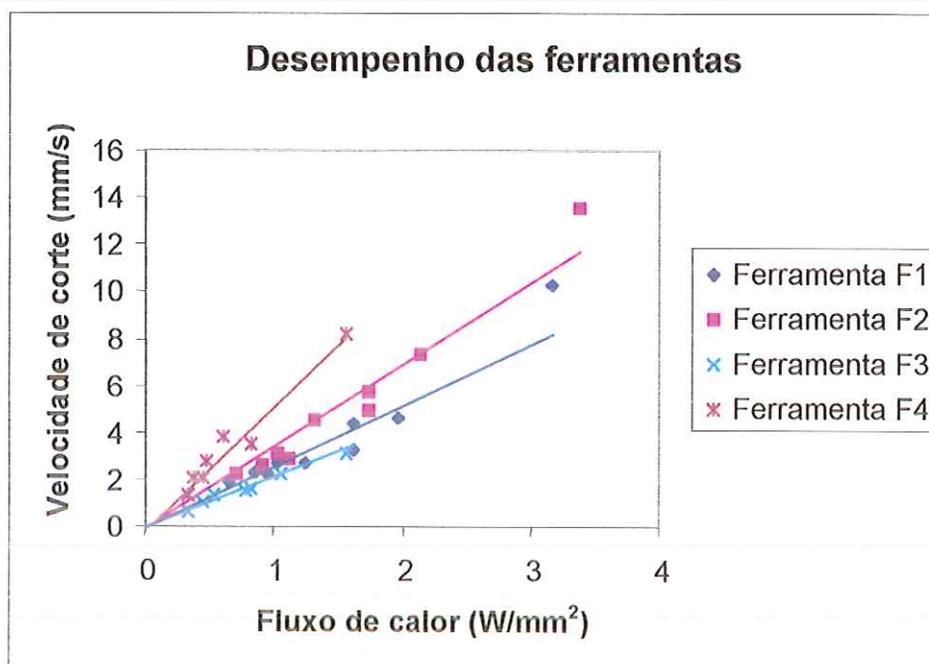


Figura 5.48 Velocidades de corte em função do fluxo de calor para as ferramentas F1, F2, F3 e F4.

Os valores médios para as energias de degradação ζ_m do tecido de algodão foram calculados segundo a Eq.5.8 para as várias ferramentas e dados na Tab.5.18. Deve-se salientar que a Eq.5.8 foi obtida de um modelo que toma em conta apenas a degradação térmica do tecido sem considerar o efeito da ação mecânica das arestas de corte. A isto deve ser atribuída a diferença entre os diversos resultados que, de outra forma, deveriam ser bastante próximos.

Tabela 5.18 Valores para a energia de degradação ζ_m do tecido de flanela.

Ferramenta	ζ_m (J/mm ³)
F1	1,22
F2	0,90
F3	1,47
F4	0,61

Embora os valores acima sejam diferentes daquele citados no Cap.4, $\zeta_m = 0,33$ J/mm³, obtido por meio do valor da energia de ativação da celulose, e $\zeta_m = 1,75$ J/mm³, obtido indiretamente no corte de tecido por laser, eles são da mesma ordem de grandeza destes. A energia de degradação do tecido de algodão deve ser maior que a da celulose, o que os dados obtidos confirmam, e a ação mecânica das arestas de corte contribui para diminuir o valor da energia térmica necessária ao corte do tecido quando comparada à energia necessária no corte por laser, o também é confirmado pelos resultados.

Empregando-se a relação Eq.4.37, dada por

$$\zeta_m = e_D \rho_m \quad (5.15)$$

onde e_D é a energia específica de degradação do tecido e ρ_m a densidade do tecido, obtém-se para o maior valor de ζ_m , igual a 1,47 J/mm³, o valor $e_D = 7,00$ kJ/g e, para o menor valor, igual a 0,61 J/mm³, o valor $e_D = 2,90$ kJ/g.

Nos experimentos efetuados no Ensaio 11 empregou-se o tecido misto designado por Tecido C (67% poliéster e 33% algodão) e a ferramenta F4 com a aplicação de uma força $P = 1,520$ N. A Tab.5.19 mostra os valores obtidos para várias condições de corte, estabelecidas por meio da variação do valor da corrente elétrica I .

Tabela 5.19 Resultados do Ensaio 11*.

I (A)	P _E (W)	Φ_N (W/mm ²)	Φ (W/mm ²)	C (mm)	t (s)	V _a (mm/s)
25	42,8	0,272	1,820	330	87	3,8
30	58,5	0,372	2,447		43	7,6

* Estes valores referem-se a ferramenta F4 ($D_f = 2,5$ mm detalonada).

Todos os experimentos foram efetuados utilizando 8 camadas de Tecido C ($L_m = 2,5$ mm).

Todos os experimentos foram efetuados utilizando-se uma força $P = 1,520$ N.

O Ensaio 12 refere-se ao emprego do tecido designado por tecido D (80% poliéster e 20% algodão) empregando-se a ferramenta F4 com uma força $P = 1,520$ N. A Tab.5.20 mostra os valores obtidos para várias condições de corte, estabelecidas por meio da variação do valor da corrente elétrica I e do número de camadas de tecido.

Tabela 5.20 Resultados do Ensaio 12*.

Nº de camadas	I (A)	P_E (W)	Φ_N (W/mm ²)	Φ (W/mm ²)	C (mm)	t (s)	V_a (mm/s)
16	25	42,8	0,272	0,676		145	2,2
16				0,928		85	3,7
8	30	58,5	0,372	1,784	320	46	7,0
4				3,495		21	15,2

* Estes valores referem-se a ferramenta F4 ($D_f = 2,5$ mm detalonada).
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando-se do Tecido D.
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando-se uma força $P = 1,520$ N.

O Ensaio 13 refere-se ao emprego do tecido designado por tecido D empregando-se a ferramenta F4 com uma força $P = 1,520$ N. A Tab.5.21 mostra os valores obtidos para várias condições de corte, estabelecidas por meio da variação do número de camadas de tecido.

Tabela 5.21 Resultados do Ensaio 13*.

Nº de camadas	I (A)	P_E (W)	Φ_N (W/mm ²)	Φ (W/mm ²)	C (mm)	t (s)	V_a (mm/s)
16				1,237		68	4,7
8	35	77,7	0,495	2,379	320	31	10,3
4				4,662		15	21,3

* Estes valores referem-se a ferramenta F4 ($D_f = 2,5$ mm detalonada).
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando-se do Tecido D.
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando-se uma força $P = 1,520$ N.

A Fig.5.49 ilustra os resultados obtidos nos Ensaio 11, 12 e 13 para a velocidade de corte v_a em função do fluxo radial de calor Φ para tecidos mistos empregando-se a ferramenta F4. O comportamento linear entre a velocidade de corte v_a e o fluxo de calor Φ é bastante evidente por este gráfico, o que pode ser justificado pelo tipo de degradação que ocorre no tecido sintético (ou misto), determinado pela deterioração bastante acentuada do seu material pelo calor localizado sem a formação de material carbonizado, correspondendo mais fielmente às hipóteses assumidas no modelo utilizado na obtenção da expressão para a velocidade de corte (ver Cap.4). A dispersão nos resultados é bastante pequena comparada aos obtidos para os tecidos de algodão.

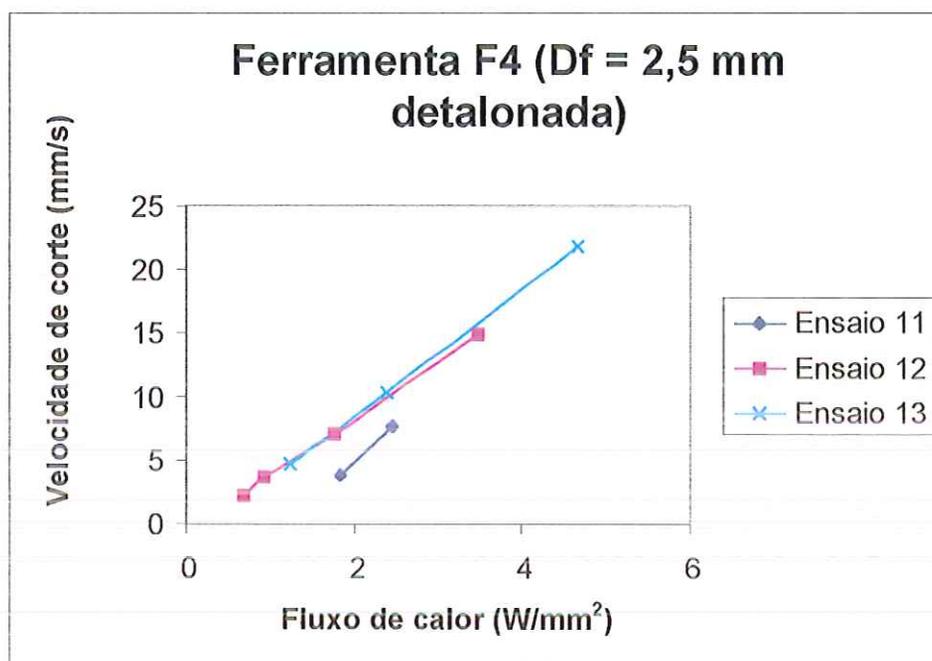


Figura 5.49 Velocidades de corte em função do fluxo de calor para a ferramentas F4.

Os valores para a força P nos Ensaio 14,15 e 16 foram escolhidos de modo a fazer resultar numa pressão de contato p constante em todos os experimentos, igual a $p = 253 \cdot 10^{-3} N/mm^2$.

O Ensaio 14 refere-se ao emprego do tecido designado por tecido E (100% poliéster) empregando-se a ferramenta F1 com uma força $P = 1,520 N$ (peso do recipiente mais 200 esferas). A Tab.5.22 mostra os valores obtidos para várias condições de corte, estabelecidas por meio da variação do valor da corrente elétrica I .

Tabela 5.22 Resultados do Ensaio 14*.

I (A)	P _E (W)	Φ _N (W/mm ²)	Φ (W/mm ²)	C (mm)	t (s)	V _a (mm/s)
15	21,0	0,167	0,859	290	61	4,7
20	37,8	0,301	1,631		33	8,9
25	58,8	0,468	2,581		21	13,9
30	80,4	0,640	3,500		15	18,8

* Estes valores referem-se a ferramenta F1 (**D_f** = 2,0 mm não-detalonada).
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando 16 camadas de Tecido E (**L_m** = 3,0 mm).
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando-se uma força **P** = 1,520 N.

O Ensaio 15 refere-se ao emprego do tecido designado por tecido E empregando-se a ferramenta F1 com uma força **P** = 1,141 N (peso do recipiente mais 52 esferas). A Tab.5.23 mostra os valores obtidos para várias condições de corte, estabelecidas por meio da variação do valor da corrente elétrica **I**.

Tabela 5.23 Resultados do Ensaio 15*.

I (A)	P _E (W)	Φ _N (W/mm ²)	Φ (W/mm ²)	C (mm)	t (s)	V _a (mm/s)
15	21,0	0,167	1,130	290	40	7,3
20	37,8	0,301	2,153		21	13,9
25	58,8	0,468	3,410		76	3,8
30	80,4	0,640	4,622		38	7,6

* Estes valores referem-se a ferramenta F1 (**D_f** = 2,0 mm não-detalonada).
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando 12 camadas de Tecido E (**L_m** = 2,25 mm).
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando-se uma força **P** = 1,141 N.

O Ensaio 16 refere-se ao emprego do tecido designado por tecido E empregando-se a ferramenta F1 com uma força **P** = 1,899 N (peso do recipiente mais 348 esferas). A Tab.5.24 mostra os valores obtidos para várias condições de corte, estabelecidas por meio da variação do valor da corrente elétrica **I**.

Tabela 5.24 Resultados do Ensaio 16*.

I (A)	P _E (W)	Φ _N (W/mm ²)	Φ (W/mm ²)	C (mm)	t (s)	V _a (mm/s)
15	21,0	0,167	0,696	290	88	3,3
20	37,8	0,301	1,318		45	6,4
25	58,8	0,468	2,084		29	10,0
30	80,4	0,640	2,827		22	13,3

* Estes valores referem-se a ferramenta F1 ($D_f = 2,0$ mm não-detalonada).
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando 20 camadas de Tecido E ($L_m = 3,75$ mm).
 Todos os experimentos foram efetuados utilizando-se uma força $P = 1,899$ N.

A Fig.5.50 ilustra os resultados obtidos nos Ensaio 14, 15 e 16 para a velocidade de corte v_a em função do fluxo radial de calor Φ para tecido sintético empregando-se a ferramenta F1. Novamente se evidencia, por este gráfico, o comportamento linear entre a velocidade de corte v_a e o fluxo de calor Φ no corte de tecidos sintéticos (ou mistos). Pode-se observar, também, uma dispersão bastante pequena nos resultados, principalmente quando comparada aos vários resultados já

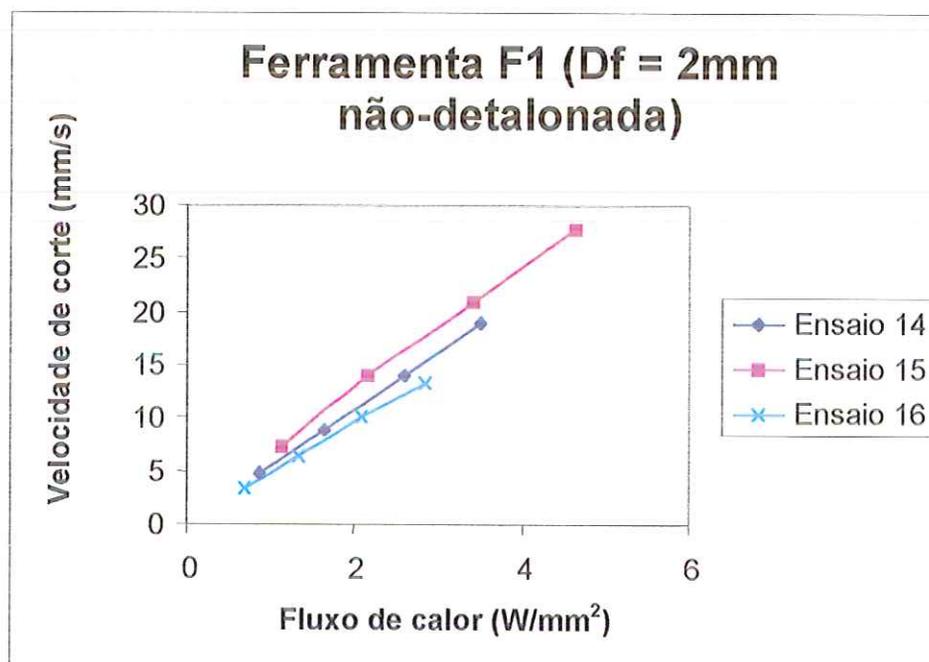


Figura 5.50 Velocidades de corte em função do fluxo de calor para a ferramentas F1.

obtidos, o que pode ser atribuída ao controle que se fez da pressão de contato e uma menor altura de corte L_m que fazia com que a força de arrasto F_R fosse bastante pequena, garantindo que as condições de corte fossem semelhantes nos vários casos.

O valor médio para a energia de degradação ζ_m para o tecido E (100% poliéster) foi $\zeta_m = 0,55 \text{ J/mm}^3$. Este valor, em termos volumétricos, é menor que o menor valor obtido para o algodão puro.

O Ensaio 17 refere-se ao emprego do tecido designado por tecido E empregando-se a ferramenta F4 com uma força $P = 1,520 \text{ N}$ (peso do recipiente mais 200 esferas). A Tab.5.25 mostra os valores obtidos para várias condições de corte, estabelecidas por meio da variação do valor da corrente elétrica I .

Tabela 5.25 Resultados do Ensaio 17*.

I (A)	P_E (W)	Φ_N (W/mm ²)	Φ (W/mm ²)	C (mm)	t (s)	V_a (mm/s)
20	27,8	0,177	0,948	290	60	4,8
25	42,8	0,272	1,505		39	7,5
30	58,5	0,372	2,069		29	10,2

* Estes valores referem-se a ferramenta F4 ($D_f = 2,5 \text{ mm}$ detalonada).

Todos os experimentos foram efetuados utilizando 16 camadas de Tecido E ($L_m = 3,0 \text{ mm}$).

Todos os experimentos foram efetuados utilizando-se uma força $P = 1,520 \text{ N}$.

Diferentemente do corte de tecidos de fibras naturais, onde a extração do material celulósico degradado desempenha um papel importante no processo de corte, no corte de têxteis sintéticos ou semi-sintéticos a geometria das arestas de corte tem pouca importância. Isto pode ser visto através da Fig.5.51, que compara a eficiência de corte entre as ferramentas F1 e F4 para o tecido E, podendo perceber-se que não há uma vantagem para a ferramenta detalonada, contrariamente ao que foi observado no corte de tecidos de algodão.

O corte de tecidos sintéticos provoca a soldagem das bordas no corte de camadas sobrepostas, o que é um inconveniente, necessitando que cada peça seja individualmente destacada. Isto pode não ser de fácil execução dependendo do tipo de tecido empregado, podendo até chegar a danificar as peças. Uma maneira vislumbrada de se contornar este problema foi o emprego de folhas finas de papel colocadas entre as camadas de tecido, evitando o contato direto entre elas.

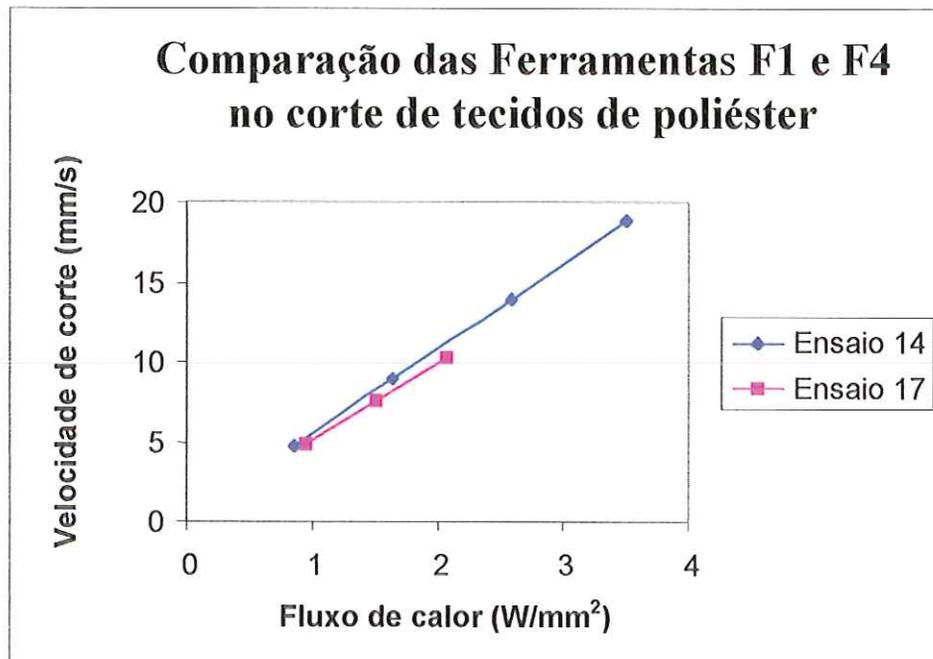


Figura 5.51 Comparação entre as eficiências de corte das ferramentas F1 e F4 no corte de tecidos de poliéster.

5.7 CONSIDERAÇÕES SOBRE O PROCESSO DE CORTE

O corte de tecidos de fibras naturais como flanela, por exemplo, provoca a impregnação destes com um odor persistente de queimado, consistindo-se numa das desvantagens do processo, o que faz com que o processo não seja satisfatório à confecção de roupas e artefatos para uso pessoal e do lar. O processo aplicado ao corte de tecidos sintéticos como os de poliéster, por exemplo, se por um lado não deixa cheiro e apresenta um rendimento bastante elevado, conduz a soldagem das bordas no corte de camadas sobrepostas, o que é um inconveniente, podendo constituir-se numa restrição ao seu emprego dependendo do formato, tamanho e finalidade das peças. O emprego de folhas finas de papel colocadas entre as camadas de tecido pode evitar este problema.

Esse processo seria idealmente adequado a um tecido misto (sintético + algodão) que apresentasse uma composição balanceada de maneira a minimizar a soldagem das bordas e a não deixar traços (cheiro) da combustão do material celulósico. No entanto, os materiais empregados na indústria da confecção não devem se adaptar ao processo, pelo contrário. Esse processo, no entanto, pode ser utilizado em aplicações nas quais estas características não se constituam num impedimento. Não deixa de ser irônico o fato de que o processo originalmente imaginado para o corte de tecidos de fibras naturais e que demandou um estudo das suas propriedades físico-químicas tenha se mostrado mais adequado e com maior rendimento no corte de tecidos de fibras sintéticas.

O rendimento desse processo de corte é menor que a dos processos mecânicos através de tesoura de disco e faca vibratória, que são adequados para cortes retos e de grande espessura, principalmente este último. Tal processo mostra-se vantajoso quando da necessidade de cortes com curvaturas acentuadas.

Um estudo a ser feito para determinar o custo de operação do processo seria acompanhar a ferramenta para estabelecer-se a sua vida e as condições em que esta poderia ser aumentada. O emprego do nitrogênio mostrou-se necessário apenas no início do processo de corte. Com o seu estabelecimento e com a formação de gases no interior da campânula empobrecendo a quantidade de oxigênio o fornecimento do nitrogênio pode ser cortado sem nenhum prejuízo ao processo. Deste modo, como o custo do gás nitrogênio é pequeno, ele pouco pesará na definição dos custos do processo. O custo da ferramenta, provavelmente, será a parcela mais significativa do total.

O aumento da eficiência do processo deveria ser buscado em várias frentes, principalmente as seguintes:

- i. Um sistema retro-alimentado de monitoramento e controle da temperatura na ferramenta que possibilite a sua contínua operação em qualquer condição de corte na máxima temperatura permissível – e, portanto, o máximo fluxo radial de calor – para a manutenção das propriedades mecânicas e da sua vida útil.
- ii. Um estudo com relação ao emprego de outros materiais (superligas) que permitam uma melhor combinação de propriedades elétricas e mecânicas adequadas a este processo.
- iii. Um estudo com respeito à geometria de corte da ferramenta, principalmente no tocante ao formato das suas “costas”, valor do ângulo de saída, número de dentes, procurando otimizá-la para um dado tipo de tecido na forma de uma maior produtividade (maior velocidade de corte).
- iv. Talvez até mesmo uma nova concepção da própria ferramenta como, por exemplo, podendo-se fazê-la formando um circuito resistivo através da ligação coaxial entre uma capa externa com a geometria de corte e sua conexão elétrica interna, eliminando-se, dessa forma, a necessidade de seccioná-la em duas metades, aumentando assim a sua rigidez à flexão e, conseqüentemente, a força que poderia atuar sobre ela.
- v. A busca de um anel coletor adequado às exigências e que permita o emprego de maiores rotações, contribuindo para uma melhora nas condições de degradação e retirada deste material.

5.8 CONCLUSÃO

Embora o processo de corte aqui descrito possua várias limitações o seu desempenho é comparável às tecnologias de corte mecânico. Não obstante a velocidade de avanço ser bastante baixa, da ordem de $5 \cdot 10^{-3}$ m/s, o emprego de tal processo de corte se justificaria pela capacidade de cortar várias camadas superpostas, o que não é conseguido pelo corte a laser, de modo que o rendimento do corte (comprimento total cortado/tempo) é razoável. Além do que, o tempo de preparação das peças de tecido para o corte é bem menor já que todas são posicionadas simultaneamente. Outra vantagem poderia ser o custo de aquisição do equipamento, muitíssimo menor que o de corte a laser. Em comparação ao processo de corte mecânico este não está limitado aos cortes retos ou com grandes curvaturas. É muito mais flexível que a *prensa-de-corte*, por exemplo, que exige a construção de um novo estampo para cada nova figura, o que é caro. Além do que o estampo não permite o corte de figuras alongadas e estreitas. E tem muito menos restrições que o corte por *faca vibratória* por exemplo, usada extensivamente na indústria do vestuário (no corte de calças *jeans*, por exemplo), já que esta é limitada pela sua incapacidade de cortar figuras com curvaturas acentuadas devido a largura da faca. A velocidade de avanço da faca, neste caso, também é geralmente baixo, não maior que 10^{-2} m/s, mas a sua capacidade de cortar uma espessura formada de camadas sobrepostas bastante grande faz com que o seu rendimento seja elevado. E embora existam aplicações em que outros processos de corte (mecânico ou por laser) sejam mais vantajosos (o corte de jeans por meio de faca vibratória, por exemplo), o processo proposto tem por objetivo atender uma classe de utilização na qual as suas características de corte preciso para figuras com raios de curvatura bastante pequenos fazem dele um processo bem vindo.

BIBLIOGRAFIA

- AKITA, K. e KASE, M., 1967, Determination of kinetic parameters por pyrolysis of cellulose and cellulose treated with ammonium phosphate by differential thermal analysis and thermal gravimetric analysis. *Journal of Polymer Science: Part A-1*, Vol.5, pp.833-848.
- ALÉN, R. e SJÖSTRÖM, A., 1984, Degradative conversion of cellulose-containing materials into usefull products. In: Cellulose Chemistry and its Applications. Ed. Newell, T.P. Ellis Horwood, chp. 21 pp. 266-289.
- ALI, M., APPERLEY, D.C., ELEY, C.D., EMSLEY, A M. e HARRIS, R.K., 1996, A solid-state study of cellulose degradation. *Cellulose*, Vol.3, pp.77-90.
- ANDRADE FILHO, J.F. e DOS SANTOS, L.F., 1987, Introdução à tecnologia têxtil. SENAI – Centro de Tecnologia da Indústria Química e têxtil. Vol.III, 174 p.
- ANDREWS, B.A.K. e DE GRUY, I.V., 1978, Cotton. In: KIRK-OTTMER ENCYCLOPEDIA OF CHEMICAL TECHNOLOGY. Wiley-Interscience. 3 ed., vol.7, p.176-195.
- ARSENEAU, D.F., 1971, Competitive reactions in the thermal decomposition of cellulose. *Canadian Journal of Chemistry*, vol.49, pp.632-638.
- ARTHUR Jr., J.C., 1989, Cotton. In: ENCYCLOPEDIA OF POLYMER SCIENCE AND ENGINEERING. Wiley. 2 ed., vol.4, p.261-284.
- ARTHUR Jr., J.C. Cellulose, Graft Copolymers. In: ENCYCLOPEDIA OF POLYMER SCIENCE AND ENGINEERING. Wiley. 3 ed., volume 4, p.68-86, 1989.
- ASHBY, M.F., 1992, Materials selection in mechanical design. Pergamon Press.
- BAIRD, M.S.; O’SULLIVAN, A.C. e BANKS, W.B., 1998, A native cellulose microfibril model. *Cellulose*, Vol.5, pp.89-111.
- BAKER-JARVIS, J. e INGUVA, R., 1985, Heat conduction in heterogeneous materials. *ASME Journal of Heat Transfer*, vol.107 pp.39-43.
- BASCH, A. e LEWIN, M., 1973, The influence of fine structure on the pyrolysis of cellulose. I. Vacuum pyrolysis. *Journal of Polymer Science*, vol.11, pp.3071-3093.

- BASCH, A. e LEWIN, M., 1973, The influence of fine structure on the pyrolysis of cellulose. II. Pyrolysis in air. *Journal of Polymer Science*, vol.11, pp.3095-3101.
- BATCHELOR, G.K. e O'BRIEN, R.W., 1977, Thermal or electrical conduction through a granular material, *Proceedings of Royal Society of London*. A355, pp.313-33.
- BATTISTA, O.A., 1989, Cellulose, Microcrystalline. In: ENCYCLOPEDIA OF POLYMER SCIENCE AND ENGINEERING. Wiley. 3 ed., volume 4, p.86-90.
- BORELLI, J.E., BRANGHINI Jr., A., COELHO, R.T. e GONZAGA, A., 2000, Diagnóstico do estado da ferramenta nos processos de usinagem de alto desempenho com o uso de "lógica fuzzy" e imagens de infravermelho. Congresso de Usinagem 2000. *Revista Máquinas e Metais*, Editora Aranda. Teatro de Convenções do Anhembi, São Paulo, SP.
- BOYER, H.E., 1988, ed. Atlas of creep and stress-rupture curves. ASM International.
- BROIDO, A., 1969, A simple, sensitive graphical method of treating thermogravimetric analysis data. *Journal of Polymer Science*. vol.7, pp.1761-1773.
- BROMAN, A., 1970, Introduction To Partial Differential Equations: from Fourier Series to Boundary-value Problems. Dover Publications.
- BRONSON, R., 1977, Moderna Introdução Às Equações Diferenciais. McGraw-Hill do Brasil.
- CALAHORRA, M.E., CORTÁZAR, M., EGUIAZÁBAL, J.I. e GUZMÁN, G.M., 1989, Thermogravimetric analysis of cellulose: Effect of molecular weight on thermal decomposition. *Journal of Applied Polymer Science*, vol.37, pp.3305-3314.
- CALLISTER JR., W.D., 1996, Materials science and engineering – an introduction. 4 ed., John Wiley.
- CASTELLAN, G.W., 1978, Físico-Química. Livros Técnicos e Científicos, Vol.II.
- CATÁLOGO GERAL SKF, 1989.
- CLAUSS, F.J., 1969, Engineer's guide to high-temperature materials. Addison-Wesley.
- COLVIN, J.R., 1989, Cellulose, Biosynthesis. In: ENCYCLOPEDIA OF POLYMER SCIENCE AND ENGINEERING. John Wiley. 2 ed., Vol.3, pp.60-68.

- CORAPCIOGLU, M.Y., 1994, ed., Advances in porous media, Vol.1, Elsevier.
- COTRIM, A.A.M.B., 1992, Instalações elétricas. 3^oed., McGraw-Hill & Makron Books.
- COUTINHO, C.B., 1992, Materiais metálicos para engenharia. Belo Horizonte, Fundação Christiano Ottoni.
- DANIEL, J.R., 1989, Cellulose, Structure and Properties. In: ENCYCLOPEDIA OF POLYMER SCIENCE AND ENGINEERING. Wiley. 3 ed., Vol. 3, pp.90-123.
- DEISSLER, R.G. e BOEGLI, J.S., 1958, Na investigation of effective thermal conductivities of powders in various gases. Transactions of the ASME. pp.1417-1425, october.
- DOLLIMORE, D. & HOLT, B., 1973, Thermal degradation of cellulose in nitrogen, Journal of Polymer Science, vol.11, pp.1703-1711.
- DONACHIE JR., M.J., 1991, Superalloys. Source Book. American Society for Metals.
- DULLIEN, F.A.L., 1991, Porous media. Fluid transport and pore structure. Academic Press, 2^o ed.
- ELEMA, R.J., 1973, A model for degradation of cotton cellulose. Journal of Polymer Science: Symposium No.42, pp.1545-1562.
- EMSLEY, A M., HEYWOOD, R.J., ALI, M. e ELEY C.M., 1997, On the kinetics of degradation of cellulose. Cellulose, Vol.4, pp.1-5.
- EMSLEY, A M. e STEVENS, G.C., 1994, Kinetics and mechanisms of the low-temperature degradation of cellulose. Cellulose, n.1, pp.26-56.
- ERHARDT, T., BLÜMCKE, A., BÜRGER, W., MÄRKLIN, M. e QUINZLER, G., 1976, Curso técnico têxtil. Vol.2 e 3. EPU e EDUSP.
- FAIRBRIDGE, C., ROSS, R.A. e SOOD, S.P., 1978, A kinetic and surface study of the thermal decomposition of cellulose powder in inert and oxidizing atmospheres, Journal of Applied Polymer Science, vol.22, pp.497-510.
- FENGEL, D. e WEGENER, G., 1983, Wood. Chemistry, Ultrastructure, Reactions. Walter de Gruyter.
- FERRARESI, D., 1982, Fundamentos da Usinagem dos Metais. Edgard Blucher.

- FLYNN, J.H., WILSON, W.K. e MORROW, W.L., 1958, Degradation of cellulose in a vacuum with ultraviolet light. *Journal of Research of the National Bureau of Standards*, vol.60, n.3, pp.229-233.
- FLYNN, J.H. e MORROW, W.L., 1964, Photolysis of cellulose in a vacuum with 2537 Å light. *Journal of Polymer Science: Part A*, vol.2, pp.81-89.
- FORREST, P.G. e SMITH, P.A., 1963, The combined creep and fatigue strengths of Nimonic 80A and Nimonic 90. *Journal of the Institute of Metals*, vol.92 pp.61-62.
- FORREST, P.G., 1970, Fatigue of Metals. Pergamon Press.
- FREEMAN, E.S. e CARROL, B., 1958, The application of thermoanalytical techniques to reaction kinetics. The thermogravimetric evaluation of the kinetics of the decomposition of calcium oxalate monohydrate. *Journal of Physical Chemistry*, vol.62, pp.394-397.
- FUNG, D.P.C., 1969, Kinetics and mechanism of the thermal degradation of cellulose, *Tappi Journal*, vol. 52, n.2, pp.319-321.
- GEMANT, A., 1950, The thermal conductivity of soils. *Journal of Applied Physics*. vol.21, august, pp.750-752.
- GRADSHTEYN, I.S. e RYZHIK, I.M., 1980, Table of Integrals, Series, and Products. Academic Press.
- HAN, L.S. e COSNER, A.A., 1981, Effective thermal conductivities of fibrous composites. *ASME Journal of Heat Transfer*, vol.103, pp.387-392, May.
- HOLMAN, J.P., 1972, Heat transfer. McGraw-Hill-Kogakusha, 3^o ed.
- HON, D.N.S., 1994, Cellulose: a random walk along its historical path. *Cellulose*, Vol.1, pp.1-25.
- HONOLD, E., BOUCHER, R.E. e SKAU, E.L., 1956, The effect of partial acetylation on the pore-size distribution of cotton fabrics. *Textile Research Journal*, Apr., 263-271.
- HORGER, O.J., 1953, ASME handbook. Metals engineering - Design. McGraw-Hill.
- HOYT, S.L., 1954, ed. ASME handbook. Metals properties. McGraw-Hill.

- HSU, C.T., CHENG, P. e WONG, K.W., 1995, A lumped-parameter model for stagnant thermal conductivity of spatially periodic porous media. *ASME Journal of Heat Transfer*, vol.117, pp.264-269.
- HUDO, K. e YOSHIDA, E., 1957, The decomposition process of wood constituents in the course of carbonization. *Japan Wood Reseach Soc.* 3 (4) p.125-127.
- INCROPERA, F.P. e DE WITT D.P., 1990, Introduction To Heat Transfer. 2^o edição, John Wiley.
- INOUE, J. & OKUBO, H., A high-speed laser apparel-cutting system, *Mitsubishi Electric Advance*, 446, March, pp.28-29, 1989.
- JACKSON, M., PRESTON, M. e TAO, L., 1995, High speed cutting of patterned shapes from fabrics, 1995, *Mechatronics*, vol.5, n.2/3, pp.197-213.
- JAIN, R.K., LAL, K. e BHATNAGAR, H.L., 1982, A kinetic study of the thermal degradation of cellulose and its derivatives. *Makromolekular Chemistry*. n.183, pp.3003-3017.
- JAIN, R.K., LAL, K. e BHATNAGAR, H.L., 1985, Thermal degradation of cellulose and its phosphorylated products in air and nitrogen. *Journal of Applied Polymer Science*, vol.30, pp.897-914.
- KATO, K.L. e CAMERON, R.E., 1999, A review of the relationship between thermally-acclerated ageing of paper and hornification. *Celulose*, vol.6, pp.23-40.
- KEYES, F.G. e VINES, R.G., 1965, The thermal conductivity of nitrogen and argon. *Journal of Heat Transfer*. May, pp.177-183.
- KHOURY, J., 1991, PC-based vision in laser cutting of upholstery fabric, *Photonics Spectra*, august, 123-124.
- KRUPICZKA, R., 1967, Analysis of thermal conductivity in granular materials. *International Chemical Engineering*. Vol.7 n.1, pp.122-144.
- LEE, H.J. e TAYLOR, R.E., 1976, Thermal diffusivity of dispersed composites. *Journal of Applied Physics*. Vol.47 n.1, pp.148-151.
- LISPKA, A.E. & PARKER, W.J., 1966, Kinetics of the cellulose in the temperature range 250-300°C. *Journal of Applied Polymer Science*, vol.10, pp.1439-1453.

- LISPKA, A.E. e WODLEY, F.A., 1969, Isothermal pyrolysis of cellulose: kinetics and gas chromatographic mass spectrometric analysis of the degradation products. *Journal of Applied Polymer Science*, vol.13, pp.851-865.
- LOBOSCO, O.S. e DIAS, J.L.P.C., 1988, Seleção e aplicação de motores elétricos. São Paulo, McGraw-Hill.
- MANTELL, C.L., 1958, ed. Engineering material handbook. Section 30. McGraw-Hill.
- MARTELLUCI, S., CHESTER, A.N. e SCHEGGI, A.M., 1993, eds. Laser applications for mechanical industry. Kluwer Academic Publishers.
- MAXWELL, J.C., 1873, Treatise on electricity and magnetism. Vol.I, Oxford University Press, p.365, 1873.
- MEIROVITCH, L., 1975, Elements of vibration analysis. McGraw-Hill.
- METALS HANDBOOK – NINTH EDITION., 1979, Volume 1. Properties and Selection: Irons and steels. Ohio, American Society for Metals.
- METALS HANDBOOK – NINTH EDITION., 1979, Volume 2. Properties and Selection: Tool materials and special-purpose metals. Ohio, American Society for Metals.
- METALS HANDBOOK – NINTH EDITION., 1979, Volume 3. Properties and Selection: Nonferrous alloys and pure metals. Ohio, American Society for Metals.
- MURALIDHAR, K., 1990, Equivalent conductivity of a heterogeneous medium. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol.33 n.8, pp.1759-1766.
- MURPHY, E.J., 1962, Thermal decomposition of natural cellulose in vacuo, *Journal of Polymer Science*, vol.58, pp.649-665.
- MUSHTAQ, A., APPERLEY, D.C., ELEY, C.D., EMSLEY, A.M. e HARRIS, R.K., 1996, *Cellulose*, vol3. pp.77-90.
- NIEMANN, G., Elementos de máquinas. Vol.I. Edgard Blucher, 1971.
- ÖZİŞİK, M.N., 1980, Heat conduction. Wiley-Interscience.
- PASTOUKHOV, V.A. e VOORWALD, H.J.C., 1995, Introdução à mecânica da integridade estrutural. Editora Unesp. 192 p.

- PITCHUMANI, R. e YAO, S.C., 1991, Correlation of thermal conductivities of unidirectional fibrous composites using local fractal techniques. ASME Journal of Heat Transfer, vol.113 pp.788-796, November.
- PIMENTEL, G.C. e PRATLEY, R.D.S., 1974, Química – Um tratamento moderno. Edgard Blucher – Edusp, Vol.I.
- QUYNN, R.G., 1963, Internal volume in fibers. Textile Research Journal, Jan., pp.21-34.
- RAMIAH, M.V., 1970, Thermogravimetric and differential thermal analysis of cellulose, hemicellulose, and lignin. Journal of Applied Polymer Science, vol.14, pp.1323-1337.
- RAMOS, F.M., 1999, Heat diffusion in two-dimensional fractals. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences, vol.21 n.1, pp.133-143.
- RIBEIRO, L.G., 1984, Introdução à tecnologia têxtil. SENAI – Centro de Tecnologia da Indústria Química e têxtil. Vol.I 174 p. e Vol.II 214 p.
- SAHRAOUI, M. e KAVIANY, M., 1993, Slip and no-slip temperature boundary condition at interface of porous, plain media: conduction. International Journal of Heat and Mass Transfer. Vol.36, No.4, pp.1019-1033.
- SCHEIDEGGER, A.E., 1974, The physics of flow through porous media. University of Toronto Press, 3^o ed.
- SEKIGUCHI, Y., FRYE, J.S. e SHAFIZADEH, F., 1983, Structure and formation of cellulosic chars. Journal of Applied Polymer Science, Vol.28, pp.3513-3525.
- SEKIGUCHI, Y. e SHAFIZADEH, F., 1984, The effect of inorganic additives on formation, composition, and combustion of cellulosic char. Journal of Applied Polymer Science, Vol.29, pp.1267-1286.
- SHAFIZADEH, F., 1985, Thermal degradation of cellulose. In: Cellulose Chemistry and its Applications. Ed. Newell, T.P. Ellis Horwood, chp. 11 pp. 266-289.
- SHAFIZADEH, F. e BRADBURY, A G.W., 1979, Thermal degradation of cellulose in air and nitrogen at low temperatures. Journal of Applied Polymer Science, Vol.23, pp.1431-1442.

- SHAFIZADEH, F., FURNEAUX, R., COCHRAN, T.G., SCHOLL, J.P. e SAKAI, Y., 1979, Production of levoglucosan and glucose from pyrolysis of cellulosic. *Journal of Applied Polymer Science*, vol.23, pp.3525-3539.
- SHONNARD, D.R. e WHITAKER, S., 1989, The effective thermal conductivity for a point-contact porous medium: an experimental study. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol.32 n.3, pp.503-512.
- SILVA, A L. da C. e MEI, P.R., 1988, Aços e ligas especiais. São Paulo, ELETROMETAL Metais Especiais, 2º ed.
- SINES, G. e WAISMAN, J.L., 1959, Metals fatigue. McGraw-Hill.
- SMITH, G.D., 1993, Numerical Solution Of Partial Differential Equations: Finite Difference Methods. 3º edição, Clarendon Press – Oxford.
- SPARROW, E.M. e CESS, R.D., 1978, Radiation Heat Transfer. Hemisphere Publishing Corporation.
- SPIEGEL, M.R., 1992, Manual de fórmulas, métodos e tabelas de matemática. Schaum-McGraw-Hill, 2º ed.
- STAMM, A.J., 1964, Wood and cellulose science. Ronald Press.
- STEPHENSON, G., 1975, Uma Introdução Às Equações Diferenciais Parciais. Edgard Blucher.
- STILLINGS, R.A. e VAN NOSTRAND, R.J., 1944, The action of ultraviolet light upon cellulose. I. Irradiation effects. II. Post irradiation effects. *Journal of American Chemistry Society*, vol.66, pp.753-760.
- STOLL, R.G., BARACH, M.A , CAMPAGNA, F.T. e HILTON, F.C., 1958, Textiles, felts and cordage. *Engineering Materials Handbook*, Section 30, McGraw-Hill.
- SUPERALLOYS SOURCE BOOK – A collection of outstanding articles from the technical literature., 1984, Ed: Donachie Jr., M.J., Ohio, American Society for Metals.
- TANG, W.K. e NEIL, W.K., 1964, Effect of flame retardants on pyrolysis and combustion of α -cellulose. *Journal of Polymer Science*. n.6, pp.65-81.
- TAVMAN, I.H., 1996, Effective thermal conductivity of granular porous materials. *International Committee of Heat and Mass Transfer*, Vol.23, No.2, pp.169-176.

- THOVERT, J.F., WARY, F. e ADLER, P.M., 1990, Thermal conductivity of random media and regular fractals. *Journal of Applied Physics*, vol.68, n.8, pp.3872-3883.
- TURBAK, A.F. et al., 1978, Cellulose. In: KIRK-OTHMER ENCYCLOPEDIA OF CHEMICAL TECHNOLOGY. Wiley-Interscience. 3 ed., volume 5, p.70-88.
- VAN VLACK, L.H., 1983, Princípios de ciência dos materiais. Edgard Blucher.
- VARMA, A.J. e CHAVAN, V.B., 1995, Thermal properties of oxidized cellulose. *Cellulose*, n.2, pp.41-49.
- VER SNYDER, F.L., 1957, Status and future of nickel-base alloys. In: HEHEMANN, R.F. e AULT, G.M. High temperature materials. John Wiley.
- WOODSIDE, W., 1958, Calculation of the thermal conductivity of porous media. *Canadian Journal of Physics*, Vol.36, pp.815-823.
- WOODSIDE, W. e MESSMER, J.H., 1961, Thermal conductivity of porous media. I. Unconsolidated sands. *Journal of Applied Physics*. Vol.32, No.9, pp.1688-1699.
- WOODSIDE, W. e MESSMER, J.H., 1961, Thermal conductivity of porous media. II. Consolidated rocks. *Journal of Applied Physics*. Vol.32, No.9, pp.1699-1706.
- YILBAS, B.S., 1986, Cloth cutting by CO₂ laser, *Indian Journal of Textile Research*, vol.29, Sept., pp.1267-1286.

A1

DETERMINAÇÃO DA AMPLIFICAÇÃO PELO EFEITO CENTRÍFUGO DAS TENSÕES ELÁSTICAS NA FERRAMENTA

Seja, como mostra a Fig.A1.1, a ferramenta considerada como uma viga homogênea de seção constante e submetida a um carregamento uniformemente distribuído de valor p , em rotação. Devido ao efeito centrífugo agindo sobre a viga em virtude da deflexão causada por este carregamento tem-se um acréscimo na carga distribuída, resultando no valor $f(x^*)$, que estende-se variavelmente na direção axial x^* . O tratamento aqui é idêntico ao utilizado por MEIROVITCH (1975), Cap.5, na determinação das frequências naturais no problema da flexão. Analisando-se um elemento infinitesimal dessa ferramenta pode-se descrever os esforços sobre ele como ilustra a Fig.A1.2. Fazendo-se o equilíbrio da força cortante Q sobre o elemento e admitindo-se que a deflexão na ferramenta não é exagerada tem-se a relação diferencial

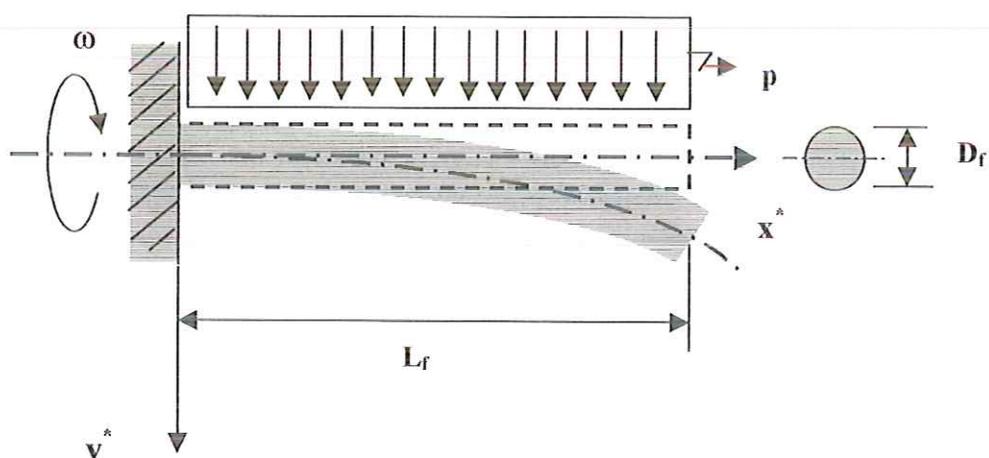


Figura A1.1 Viga engastada submetida a uma carga distribuída p e sujeita a uma rotação ω .

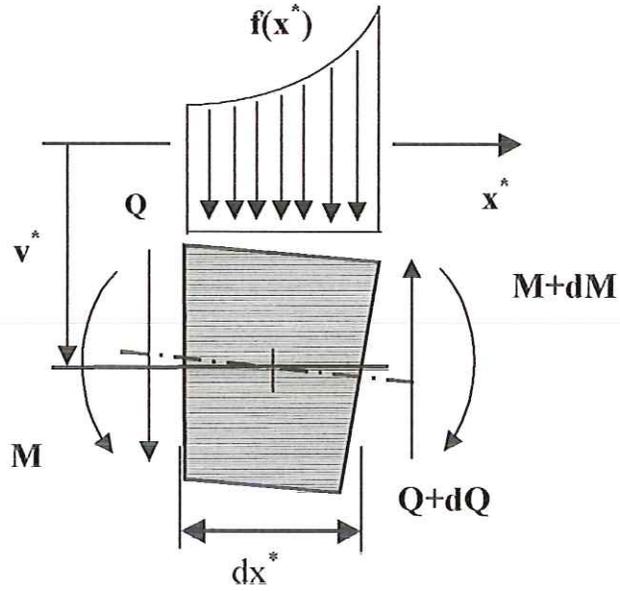


Figura A1.2 Elemento diferencial da viga com o carregamento resultante.

$$\frac{dQ}{dx^*} = f(x^*) \quad \text{A1.1}$$

Impondo-se agora o equilíbrio de momento sobre o elemento obtém-se

$$\frac{dM}{dx^*} = Q \quad \text{A1.2}$$

Combinando-se as relações acima obtém-se então

$$\frac{d^2M}{dx^{*2}} = f(x^*) \quad \text{A1.3}$$

Para o elemento infinitesimal da ferramenta a força dF resultante sobre ele pode ser expressa como

$$dF = \omega^2 v^* dm + p dx^* \quad \text{A1.4}$$

onde ω é a velocidade angular da ferramenta, v^* é a sua deflexão para uma coordenada x^* deste elemento e dm a massa infinitesimal do elemento, que pode ser escrita por

$$dm = \rho A dx^* \quad A1.5$$

sendo ρ a densidade do material da viga e A a área da sua seção transversal. Deste modo, tem-se que a força distribuída sobre a viga pode ser dada como

$$f(x^*) = \frac{dF}{dx^*} = \rho A \omega^2 v^* + p \quad A1.6$$

De acordo com a teoria elástica da resistência dos materiais a segunda derivada da deflexão com a distância axial é expressa por

$$\frac{d^2 v^*}{dx^{*2}} = \frac{M}{EI_f} \quad A1.7$$

sendo M o momento flexor agindo na coordenada x^* da viga, E o módulo de elasticidade longitudinal do material da viga e I_f o momento de inércia da sua seção em relação ao eixo ortogonal ao plano do papel. Derivando-se a relação acima por duas vezes para cada lado em relação a x^* obtém-se

$$\frac{d^4 v^*}{dx^{*4}} = \frac{1}{EI_f} \frac{d^2 M}{dx^{*2}} \quad A1.8$$

Combinando-se agora a Eq.A1.3, Eq.A1.6 e Eq.A1.8 tem-se

$$\frac{d^4 v^*}{dx^{*4}} = \frac{\rho A \omega^2}{EI_f} v^* + \frac{p}{EI_f} \quad A1.9$$

A equação acima pode ser adimensionalizada escrevendo-se

$$v = \frac{v^*}{L_f} \quad x = \frac{x^*}{L_f} \quad A1.10$$

e definindo-se

$$\lambda^4 = \frac{\rho A \omega^2 L_f^4}{EI_f} \quad \text{A1.11a}$$

$$\kappa^{\otimes} = \frac{p \bar{L}_f^3}{EI_f} \quad \text{A1.11b}$$

tem-se então

$$\frac{d^4 v}{dx^4} - \lambda^4 v = \kappa^{\otimes} \quad \text{A1.12}$$

A solução da equação diferencial linear acima comporta uma solução homogênea mais uma solução particular. A solução homogênea v_h é uma combinação de soluções na forma

$$v_h = e^{\varphi x} \quad \text{A1.13}$$

o que leva a igualdade

$$\varphi^4 = \lambda^4 \quad \text{A1.14}$$

e assim $\varphi = \lambda$, $\varphi = -\lambda$, $\varphi = \lambda i$ e $\varphi = -\lambda i$ são as raízes da equação acima, de maneira que

$$v_h = C_1 \text{sen}(\lambda x) + C_2 \text{cos}(\lambda x) + C_3 \text{senh}(\lambda x) + C_4 \text{cosh}(\lambda x) \quad \text{A1.15}$$

onde C_1 , C_2 , C_3 e C_4 são constantes.

A solução particular v_p é

$$v_p = -\kappa \quad \text{A1.16}$$

onde κ é uma constante de valor

$$\kappa = \frac{\kappa^{\otimes}}{\lambda^4} = \frac{p}{\rho A \omega^2 L f} \quad \text{A1.17}$$

A solução geral v , dada por $v = v_h + v_p$, é então

$$v = C_1 \text{sen}(\lambda x) + C_2 \text{cos}(\lambda x) + C_3 \text{senh}(\lambda x) + C_4 \text{cosh}(\lambda x) - \kappa \quad \text{A1.18}$$

Impondo-se agora as condições de contorno para o cálculo das constantes C_1 , C_2 , C_3 e C_4 , que são as condições de engastamento, dadas por

$$v(0) = 0 \quad \text{A1.19a}$$

$$v^{(1)}(0) = 0 \quad \text{A1.19b}$$

e as condições que devem ser verificadas na extremidade livre da viga, dadas por

$$v^{(2)}(1) = 0 \quad \text{A1.19c}$$

$$v^{(3)}(1) = 0 \quad \text{A1.19d}$$

As expressões para estas funções derivadas são dadas por

$$v^{(1)} = \lambda [C_1 \text{cos}(\lambda x) - C_2 \text{sen}(\lambda x) + C_3 \text{cosh}(\lambda x) + C_4 \text{sen}(\lambda x)] \quad \text{A1.20}$$

$$v^{(2)} = \lambda^2 [-C_1 \text{sen}(\lambda x) - C_2 \text{cos}(\lambda x) + C_3 \text{senh}(\lambda x) + C_4 \text{cosh}(\lambda x)] \quad \text{A1.21}$$

$$v^{(3)} = \lambda^3 [-C_1 \text{cos}(\lambda x) + C_2 \text{sen}(\lambda x) + C_3 \text{cosh}(\lambda x) + C_4 \text{sen}(\lambda x)] \quad \text{A1.22}$$

Substituindo-se então as condições de contorno A1.19a e A1.19b para as funções v , $v^{(1)}$ obtém-se as relações

$$C_2 + C_4 = \kappa \quad \text{A1.23a}$$

$$C_1 + C_3 = 0 \quad \text{A1.23b}$$

e empregando-se estas relações acima junto as condições de contorno para as funções $v^{(2)}$ e $v^{(3)}$ tem-se

$$C_1 = \kappa \frac{(\text{sen } \lambda \cosh \lambda + \sinh \lambda \cos \lambda)}{2 + 2 \cos \lambda \cosh \lambda} \quad \text{A1.23c}$$

$$C_2 = \kappa \frac{(1 + \cos \lambda \cosh \lambda - \text{sen } \lambda \sinh \lambda)}{2 + 2 \cos \lambda \cosh \lambda} \quad \text{A1.23d}$$

A solução acima existe apenas de a expressão no denominador for diferente de zero. Chamando-se de λ_n as raízes da equação

$$1 + \cos \lambda_n \cosh \lambda_n = 0 \quad \text{A1.24}$$

sendo as três primeiras dadas por $\lambda_{n1} = 1,875$, $\lambda_{n2} = 4,694$ e $\lambda_{n3} = 7,855$. Empregando-se a Eq.A1.11a tem-se a velocidade angular crítica ω_{crit} dada por

$$\omega_{crit} = \frac{\lambda_n}{L_f^2} \sqrt{\frac{EI_f}{\rho A}} \quad \text{A1.25}$$

Vê-se que λ_n está relacionada as frequências naturais f_n do sistema por

$$f_n = \frac{\omega_{crit}}{2\pi} \quad \text{A1.26}$$

Segundo a teoria da resistência dos materiais a tensão normal σ elástica na viga é dada por

$$\sigma = \frac{M}{I_f} y \quad \text{A1.27}$$

onde y é a coordenada do ponto na seção transversal da viga em relação à linha neutra. Empregando-se então a Eq.A1.7 e A1.10 tem-se a igualdade

$$\sigma = Ey \frac{d^2v}{dx^2} \quad \text{A1.28}$$

A máxima tensão σ_{Max} ocorrerá em $x = 0$ e $y = Df/2$ e, portanto

$$\sigma_{Max} = E \frac{D_f}{2} \left[\frac{d^2v}{dx^2} \right]_{x=0} \quad \text{A1.29}$$

Substituindo-se o valor $x = 0$ na Eq.A1.21 e empregando-se as Eq.A1.23a,d obtém-se

$$v^{(2)}(0) = \lambda^2 \kappa \frac{\text{sen } \lambda \text{ sinh } \lambda}{1 + \cos \lambda \cosh \lambda} \quad \text{A1.30}$$

Substituindo-se esta expressão em Eq.A1.29 tem-se

$$\sigma_{Max} = E \frac{D_f}{2} \lambda^2 \kappa \frac{\text{sen } \lambda \text{ sinh } \lambda}{1 + \cos \lambda \cosh \lambda} \quad \text{A1.31}$$

e substituindo-se as expressões para λ e κ dadas por Eq.A1.11a e A1.17 na equação acima resulta

$$\sigma_{Max} = \frac{1}{4} \frac{F_a L_f D_f}{I_f} f \quad \text{A1.32}$$

onde

$$F_a = pL_f \quad \text{A1.33}$$

e

$$f = \frac{2}{\lambda^2} \frac{\text{sen } \lambda \text{ sinh } \lambda}{1 + \cos \lambda \cosh \lambda} \quad \text{A1.34}$$

Tem-se que

$$\lim_{\lambda \rightarrow 0} \frac{\text{sen } \lambda}{\lambda} = 1 \quad \text{A1.35a}$$

$$\lim_{\lambda \rightarrow 0} \frac{\text{senh } \lambda}{\lambda} = 1 \quad \text{A1.35b}$$

e portanto

$$\lim_{\lambda \rightarrow 0} \left[\frac{2}{\lambda^2} \frac{\text{sen } \lambda \text{ senh } \lambda}{1 + \cos \lambda \cosh \lambda} \right] = 1 \quad \text{A1.36}$$

e portanto tem-se que a Eq.A1.32 concorda com o valor para o caso estático. A variação do fator f com λ pode ser vista pela Fig.A1.3.

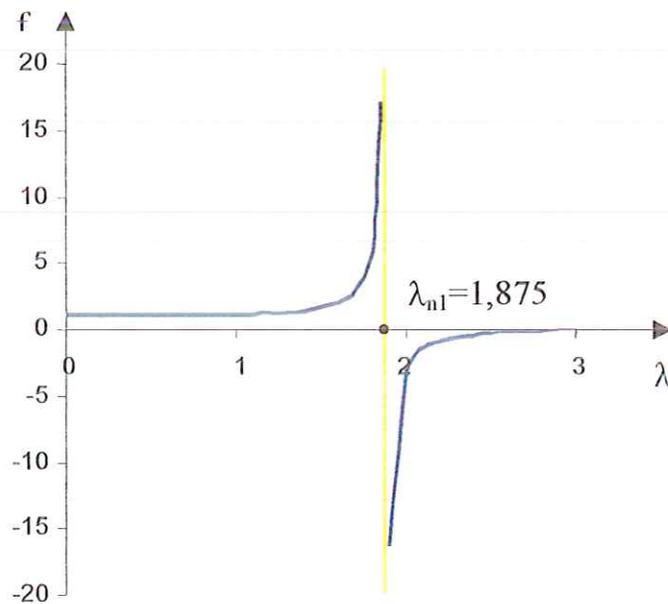


Figura A1.3 Fator de amplificação f versus λ .

A2

PROPRIEDADES DECORRENTES DA GEOMETRIA DO PROCESSO DE CORTE

A descrição da geometria gerada sobre a peça pelo processo de usinagem mediante fresa de topo pode ser feita pela ação combinada de uma velocidade de rotação e uma simultânea de translação para um ponto pertencente a sua aresta principal de corte. A Fig.A2.1 ilustra a trajetória descrita pelas arestas 1 e 2 de uma fresa com dois dentes de corte separados de 180° movendo-se linearmente.

A posição, no plano X-Y, para centro da ferramenta (x_o, y_o) é dada por

$$x_o = v_a t \quad \text{A2.1a}$$

$$y_o = 0 \quad \text{A2.1b}$$

onde v_a é a velocidade de translação da ferramenta (velocidade de avanço), e para um desses pontos pode ser dada, para um instante de tempo t , pelas suas componentes (x,y) por

$$x = x_o + \frac{D_f}{2} \text{sen}(\omega t) \quad \text{A2.2a}$$

$$y = \frac{D_f}{2} \text{cos}(\omega t) \quad \text{A2.2b}$$

sendo ω a velocidade angular e D_f o diâmetro da ferramenta (tomado como a distância entre as extremidades das duas arestas de corte).

É comum definir-se a razão entre a velocidade de avanço e sua velocidade angular, denominando-a por *avanço por volta* a_v , ou seja, a distância percorrida pela ferramenta durante uma rotação. Para uma volta completa da ferramenta tem-se então

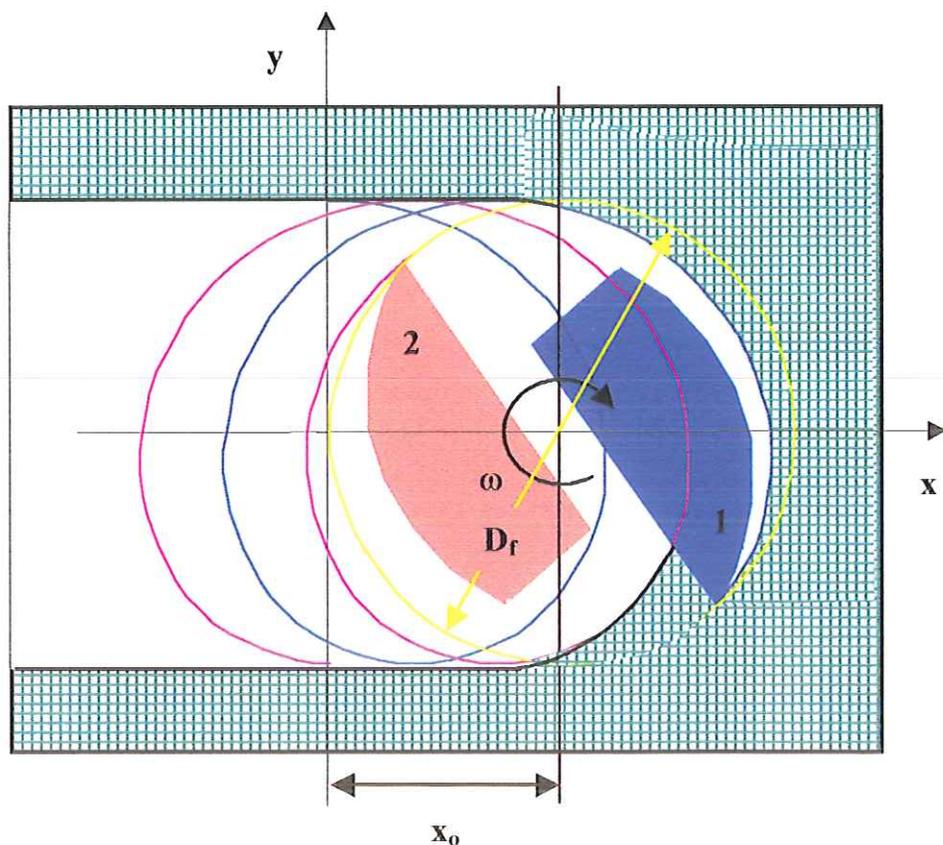


Figura A2.1 Descrição das trajetórias percorridas pelas arestas 1 e 2 da ferramenta no processo de corte.

$$2\pi = \omega T \quad \text{A2.3a}$$

$$v_a T = a_v \quad \text{A2.3b}$$

onde T é o período do ciclo de corte. Tem-se então

$$v_a = \frac{\omega}{2\pi} a_v \quad \text{A2.4}$$

Descrevendo-se a posição angular como $\theta = \omega t$ obtém-se para as coordenadas (x, y) de uma das arestas de corte

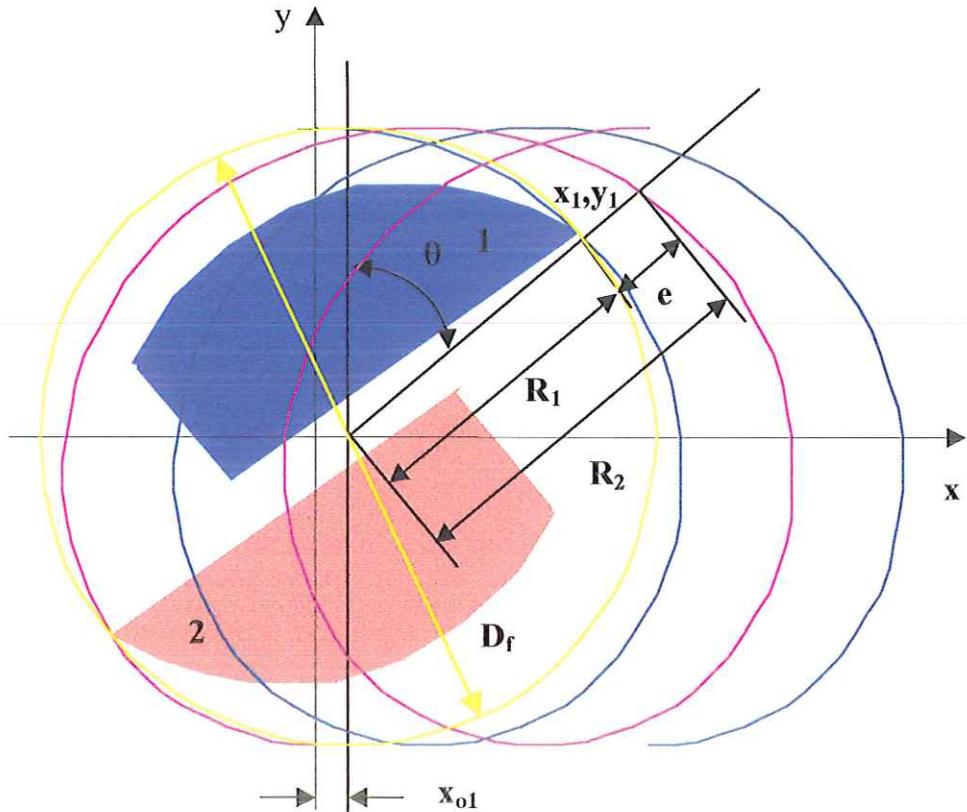


Figura A2.2 Grandezas geométricas na determinação da espessura de corte.

$$x_o = \frac{a_v}{2\pi} \theta \quad \text{A2.5}$$

$$x = x_o + \frac{D_f}{2} \text{sen } \theta \quad \text{A2.6a}$$

$$y = \frac{D_f}{2} \text{cos } \theta \quad \text{A2.6b}$$

Observa-se da Fig.4.9 que a *espessura de corte* e resulta do trajeto executado pela aresta de corte e a que atuou anteriormente para remover o material a sua frente. Pode-se estimar o valor para a espessura de corte, que é variável em função da posição angular, como mostra a figura. Sejam (x_1, y_1) e (x_2, y_2) as coordenadas das arestas 1 e 2 respectivamente. Portanto

$$x_1 = x_{o1} + \frac{D_f}{2} \text{sen } \theta \quad \text{A2.7a}$$

$$x_{o1} = \frac{a_v}{2\pi} \theta \quad \text{A2.7b}$$

$$y_1 = \frac{D_f}{2} \text{cos } \theta \quad \text{A2.7c}$$

$$x_2 = x_{o2} + \frac{D_f}{2} \text{sen}(\pi + \theta) \quad \text{A2.8a}$$

$$x_{o2} = \frac{a_v}{2\pi} (\pi + \theta) \quad \text{A2.8b}$$

$$y_2 = \frac{D_f}{2} \text{cos}(\pi + \theta) \quad \text{A2.8c}$$

Define-se então a espessura de corte como o segmento de reta entre os pontos (x_1, y_1) e (x_2, y_2) . Escrevendo-se

$$R_1 = \left[(x_1 - x_{o1})^2 + y_1^2 \right]^{1/2} = D_f / 2 \quad \text{A2.9}$$

$$R_2 = \left[(x_2 - x_{o1})^2 + y_2^2 \right]^{1/2} = \left[\left(\frac{D_f}{2} \right)^2 + \left(\frac{a_v}{2} \right)^2 + \frac{1}{2} D_f a_v \text{sen } \theta \right]^{1/2} \quad \text{A2.10}$$

tem-se que para baixos valores de a_v/D_f a espessura e , como definida acima, pode ser dada como

$$e \cong R_2 - R_1 \quad \text{A2.11}$$

conforme ilustrado pela Fig.A2.2, e assim

$$\frac{e}{D_f} = \frac{1}{2} \left\{ \sqrt{\left[1 + \left(\frac{a_V}{D_f} \right)^2 + 2 \frac{a_V}{D_f} \sin \theta \right]} - 1 \right\} \quad \text{A2.12}$$

A máxima espessura de corte é, como bem sabido, dada para $\theta = 90^\circ$, o que faz resultar

$$e_{Max} = \frac{a_V}{2} \quad \text{A2.13}$$

Existe um ângulo θ^* a partir do qual esta Eq.A2.12 é válida. Para tanto as coordenadas (x_1^*, y_1^*) devem ser as mesma que as para (x_2^*, y_2^*) . Impondo-se então que $y_1^* = y_2^*$ tem-se que

$$\cos \theta_1^* = \cos \theta_2^* \quad \text{A2.14}$$

o que leva a uma das soluções

$$\theta_2^* = 2\pi - \theta_1^* \quad \text{A2.15}$$

Impondo-se agora $x_1^* = x_2^*$ e escrevendo-se $\theta_1^* = \theta^*$ obtém-se

$$\frac{a_V}{D_f} \left(1 - \frac{\theta^*}{\pi} \right) - \sin \theta^* = 0 \quad \text{A2.16}$$

que não possui solução exata. Mas, uma vez assumindo que θ^*/π é um valor muito menor que 1, pode-se admitir a seguinte identidade

$$\sin \theta^* = \frac{a_V}{D_f} \quad \text{A2.17}$$

e portanto

$$\theta^* = \arctg \left(\frac{a_V}{D_f} \right) \quad \text{A2.18}$$

O mesmo pode ser assumido para o ângulo θ^{**} , dado por $\theta^{**} = \pi - \theta^*$, de modo que os limites para o cálculo da espessura e então estão entre θ^* e θ^{**} .

A3

MODELO PARA O AVANÇO DA DEGRADAÇÃO NAS CAMADAS DE TECIDO

A3.1 INTRODUÇÃO

A degradação térmica da celulose envolve uma reação química que se caracteriza por ser inicialmente endotérmica, por ocorrer numa faixa de temperaturas, e cuja cinética determina um certo intervalo de tempo para se completar. Para efeitos de modelamento matemático o fenômeno será aqui idealizado como ocorrendo numa temperatura específica T_D , como sendo instantâneo (uma vez a temperatura local do tecido tenha atingido o valor T_D), e envolvendo um valor definido para a energia de degradação. O modelo é então análogo ao empregado nos problemas que envolvem fusão ou solidificação e geralmente chamados como problemas de *mudança-de-fase* ou de *fronteira-móvel* – ver ÖZİŞİK (1980), Cap.10.

O calor oriundo da ferramenta aquece as camadas de tecido em contato e, sendo a temperatura na ferramenta muito superior a temperatura de degradação T_D , a degradação no tecido avança com o deslocamento (em relação à ferramenta) da superfície isoterma de valor T_D que se constitui na fronteira entre a região degradada e a não afetada. A posição desta fronteira se moverá ao longo do tempo, desde uma posição inicial junto à superfície da ferramenta até uma posição afastada da ferramenta. As relações fundamentais a serem satisfeitas nesta interface devem ser: (1) na fronteira das regiões adjacentes deve haver uma mesma temperatura T_D e (2) o balanço de energia deve ser satisfeito na interface. As expressões matemáticas impondo estas condições serão agora derivadas com referência ao processo unidimensional ilustrado na Fig.A3.1. Nas análises que se seguem será assumido que, embora ambas regiões possam ter densidade diferentes, na interface ela será uma densidade média designada por ρ_{mM} .

A exigência da continuidade de temperatura na interface é dada então por

$$T_I(x,t) = T_{II}(x,t) = T_D \quad \text{em } x = s(t) \quad \text{A3.1}$$

onde $T_I(x,t)$ e $T_{II}(x,t)$ são as temperaturas na região I degradada e na região II não afetada respectivamente, $s(t)$ é a posição em x da fronteira entre as duas regiões, dependente do tempo t .

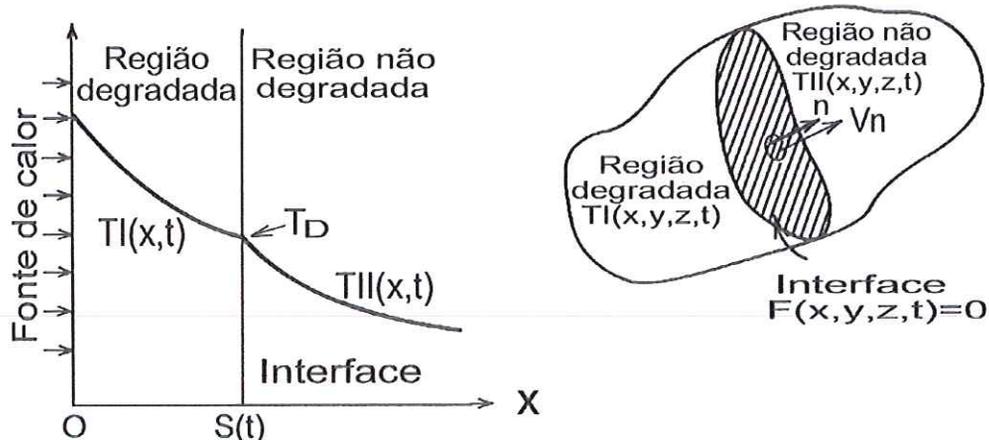


Figura A3.1 Nomenclatura e coordenadas para a derivação da condição de fronteira na interface entre as regiões degradada e não-degradada (figura retirada e modificada de ÖZİŞIK, 1980).

A equação da energia para a interface pode ser estabelecida como

$$\left[\begin{array}{l} \text{fluxo de calor na} \\ \text{direção positiva de} \\ \text{x através da região} \\ \text{degradada} \end{array} \right] - \left[\begin{array}{l} \text{fluxo de calor na} \\ \text{direção positiva de} \\ \text{x através da região} \\ \text{não afetada} \end{array} \right] = \left[\begin{array}{l} \text{taxa de calor absorvido} \\ \text{pelo processo de reação} \\ \text{química que dá origem à} \\ \text{degradação} \end{array} \right]$$

ou

$$\phi_I - \phi_{II} = \rho_{mM} \zeta_m \frac{ds(t)}{dt} \quad \text{em } x = s(t) \quad \text{A3.2}$$

sendo ϕ_I e ϕ_{II} os fluxos de calor na direção positiva do eixo x para as regiões **I** e **II** e ζ_m a energia específica de degradação do material. Quando a transferência de calor dá-se por condução apenas tem-se então

$$\phi_I = -k_{mI} \frac{\partial T_I}{\partial x} \quad \phi_{II} = -k_{mII} \frac{\partial T_{II}}{\partial x} \quad \text{A3.3}$$

onde k_{mI} e k_{mII} são as condutividades térmicas da região **I** e **II**, e o balanço de energia na interface ganha a forma

$$k_{mII} \frac{\partial T_{II}}{\partial x} - k_{mI} \frac{\partial T_I}{\partial x} = \rho_{mM} \zeta_m \frac{ds(t)}{dt} \quad \text{em } x = s(t) \quad \text{A3.4}$$

Observando-se que $ds(t)/dt$ é a velocidade da interface na direção positiva de x e definindo-se

$$\frac{ds(t)}{dt} = v_x \quad \text{A3.5}$$

tem-se então que

$$k_{mII} \frac{\partial T_{II}}{\partial x} - k_{mI} \frac{\partial T_I}{\partial x} = \rho_{mM} \zeta_m v_x \quad \text{em } x = s(t) \quad \text{A3.6}$$

As Eq.A3.1 e Eq.A3.6 expressam então as condições que devem ser verificadas na interface entre as regiões degradada e não afetada.

A3.2 DETERMINAÇÃO DA DISTRIBUIÇÃO DA TEMPERATURA NO TECIDO

A distribuição da temperatura nas camadas de tecido, inicialmente à temperatura ambiente, devido ao contato da superfície lateral aquecida da ferramenta em movimento de avanço e rotação no seu interior, pode ser descrita pelo modelo matemático que se seguirá (ao menos para as camadas internas e ainda que aproximadamente). Antes, porém, será feita uma descrição física do problema para uma melhor compreensão das conseqüências advindas das hipóteses simplificadoras que serão utilizadas.

A ação de corte da ferramenta, decorrente da degradação das fibras têxteis e remoção dos resíduos originados, efetua-se num corpo formado pelas camadas de tecido envolto por um meio fluido em contato com as suas superfícies superior e laterais, e apoiado sobre a mesa sobre a qual repousa. Um meio fluido, em condições normais ambiente, caracteriza-se pelas pequenas taxas de absorção de calor por condução e também, se a temperatura do corpo emissor de calor não for elevada, por convecção e radiação. A taxa de condução de calor deste corpo para a mesa deverá também ser bastante baixa devido à característica de porosidade do tecido, que faz resultar uma resistência térmica elevada nesta interface (ver Cap.2). Conseqüentemente, as superfícies externas deste corpo (formado pelas camadas de tecido) podem ser, com razoável equivalência, admitidas como adiabáticas e, assim, a condução de calor da ferramenta para este corpo pode ser analisada por um modelo bidimensional com relação ao plano ortogonal ao eixo de rotação da ferramenta.

Considere-se, então, no modelamento desse problema, a ferramenta tomada como um cilindro de raio R_0 e comprimento infinito envolvido por um meio material e movendo-se retilineamente com velocidade constante V . Este cilindro, cuja

superfície está a uma temperatura T_O uniforme e constante no tempo, possui um fluxo de calor Φ_O através da sua superfície lateral também uniforme e constante no tempo. O calor oriundo do cilindro elevará a temperatura no meio material, inicialmente a temperatura ambiente T_∞ . Considere-se, ainda, que o meio material que envolve o cilindro se degrade instantaneamente na temperatura de degradação T_D . Desde que a temperatura T_O seja maior que T_D haverá em torno do cilindro uma região degradada (denominada por região **I**) circundada por outra que guarda suas características originais (região **II**), como visto anteriormente na seção A3.1 e ilustrado pela Fig.A3.2. A fronteira entre as duas regiões corresponde a isoterma na temperatura T_D .

A equação para a difusão radial de calor no meio material é dada, para um sistema de referência solidário as camadas de tecido e para a região degradada **I** por

$$\nabla^2 T_I = \frac{1}{\alpha_{mI}} \frac{\partial T_I}{\partial t} \quad \text{A3.7}$$

e, para a região não afetada **II**, por

$$\nabla^2 T_{II} = \frac{1}{\alpha_{mII}} \frac{\partial T_{II}}{\partial t} \quad \text{A3.8}$$

sendo α_{mI} e α_{mII} a difusibilidade térmica nas regiões **I** e **II**. Na interface entre as regiões **I** e **II** seja \mathbf{n} a direção normal a superfície que faz fronteira entre estas duas regiões onde as seguintes condições devem ser verificadas

$$T_I(x, t) = T_{II}(x, t) = T_D \quad \text{A3.9a}$$

$$k_{mII} \frac{\partial T_{II}}{\partial n} - k_{mI} \frac{\partial T_I}{\partial n} = \rho_{mM} S_m \frac{ds(t)}{dt} \quad \text{A3.9b}$$

onde $\partial/\partial \mathbf{n}$ designa a derivada na interface ao longo da direção normal \mathbf{n} .

Para a descrição da distribuição de temperatura originada pela ferramenta (cilindro) em movimento em relação às camadas de tecido pode-se adotar a abordagem, comumente utilizada em hidrodinâmica, de tomar-se o cilindro como em repouso e o tecido movendo-se relativamente a ele. Deste modo, empregando-se a descrição Euleriana para o domínio matemático constituído pelas camadas de tecido tem-se

$$\nabla^2 T = \frac{1}{\alpha_m} \frac{DT}{Dt} \quad \text{A3.10}$$

sendo que α_m assume valores apropriados no domínio que inclui as regiões **I** e **II** e onde

$$\frac{DT}{Dt} = \frac{\partial T}{\partial t} + v_L \frac{\partial T}{\partial x} \quad \text{A3.11}$$

sendo \mathbf{DT}/\mathbf{Dt} a *derivada substancial*, $\partial T/\partial t$ a *derivada local* e $v_L(\partial T/\partial x)$ a *derivada convectiva*. v_L é a velocidade num ponto do domínio de interesse. No caso em que a ferramenta desloca-se na direção positiva do eixo x com velocidade constante V tem-se que $v_L = -V$, de modo que a equação para a condução de calor acima resulta, num sistema de coordenadas cilíndrico (R, φ) ,

$$\frac{1}{R} \frac{\partial}{\partial R} \left(R \frac{\partial T}{\partial R} \right) + \frac{1}{R^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \varphi^2} = \frac{1}{\alpha_m} \left(\frac{\partial T}{\partial t} - V \frac{\partial T}{\partial x} \right) \quad \text{A3.12}$$

e relacionando as variáveis R e φ com x e desenvolvendo-se as derivadas exigidas (ver Apêndice 4) tem-se que

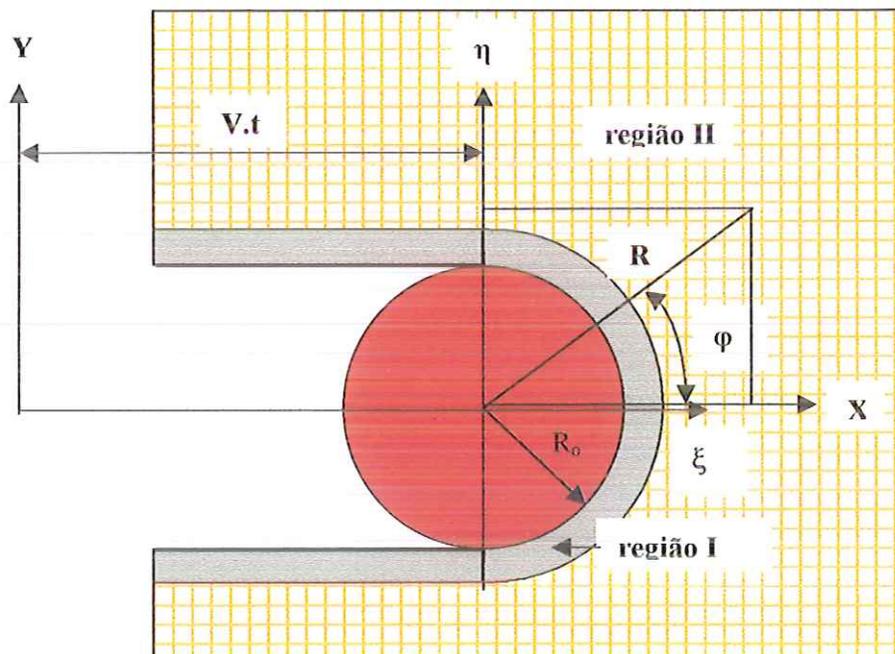


Figura A3.2 Coordenadas para a ferramenta transladando no interior do domínio.

$$\frac{1}{R} \frac{\partial}{\partial R} \left(R \frac{\partial T}{\partial R} \right) + \frac{1}{R^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \varphi^2} + V \frac{\cos \varphi}{\alpha_m} \left(\frac{\partial T}{\partial R} \right) - V \frac{\sin \varphi}{\alpha_m R} \left(\frac{\partial T}{\partial \varphi} \right) = \frac{1}{\alpha_m} \frac{\partial T}{\partial t}$$

A3.13

Na interface entre as regiões **I** e **II** a condição de balanço de energia, dada por Eq. A3.4, toma a forma (ver ÖZİŞIK, 1980, Cap.10, pág.405)

$$\left[1 + \frac{1}{s^2} \left(\frac{\partial s}{\partial \varphi} \right)^2 \right] \left[k_{II} \frac{\partial T_{II}}{\partial r} - k_I \frac{\partial T_I}{\partial r} \right] = \rho_m \Delta \zeta_m \frac{\partial s}{\partial t} \quad \text{em } \mathbf{r} = \mathbf{s}(\varphi, t) \quad \text{A3.14}$$

As condições de fronteira serão dadas, de acordo com as condições assumidas na superfície do cilindro e segundo a hipótese de superfícies adiabáticas nas fronteiras internas do tecido, para os sistemas de coordenadas (ξ, η) e (\mathbf{R}, φ) que acompanham a ferramenta no seu movimento de translação conforme mostra a Fig.A3.2, como

$$T(R = R_o, \varphi, t) = T_o \quad \text{para } -\pi/2 \leq \varphi \leq \pi/2 \quad \text{A3.15a}$$

$$\frac{\partial T}{\partial r}(R = R_o, \varphi, t) = -\frac{2\Phi_o}{k_m} \quad \text{para } -\pi/2 \leq \varphi \leq \pi/2 \quad \text{A3.15b}$$

$$\frac{\partial T}{\partial \eta}(\xi, \eta = R_o, t) = 0 \quad \text{para } -\infty < \xi \leq 0 \quad \text{A3.15c}$$

$$\frac{\partial T}{\partial \eta}(\xi, \eta = -R_o, t) = 0 \quad \text{para } -\infty < \xi \leq 0 \quad \text{A3.15d}$$

Analise-se então a distribuição de temperatura nas camadas de tecido em torno do cilindro para a condição de regime permanente para a determinação da extensão da região degradada e, deste modo, do valor limitante para a velocidade de avanço \mathbf{V}_a em função das grandezas envolvidas no fenômeno. As condições de fronteira impostas acima implicam numa dificuldade extra no tratamento matemático do problema. Considere-se então a situação em que o meio fluido possua propriedades térmicas análogas ao do material têxtil que envolve o cilindro e na qual as condições de fronteira sejam estabelecidas como

$$T(R = R_o, \varphi, t) = T_o \quad \text{para } 0 \leq \varphi \leq 2\pi \quad \text{A3.16a}$$

$$\frac{\partial T}{\partial R}(R = R_o, \varphi, t) = -\frac{2\Phi_o}{k_m} \quad \text{para } -\pi/2 \leq \varphi \leq \pi/2 \quad \text{A3.16b}$$

$$\frac{\partial T}{\partial R}(R = R_o, \varphi, t) = 0 \quad \text{para } \pi/2 \leq \varphi \leq 3\pi/2 \quad \text{A3.16c}$$

Ou seja, impondo-se que a temperatura seja constante na superfície do cilindro e igual a T_o , que o fluxo de calor na interface entre o cilindro e as camadas de tecido seja constante e igual a $2\Phi_o$ e que o fluxo de calor na superfície oposta (em contato com o ar) seja nulo. O problema como acima colocado e com estas condições de fronteira pode ser resolvido analiticamente, embora conduza a necessidade da resolução de integrais que só podem ser conseguidas numericamente ou por meio de expansão em séries. A solução assim obtida mostrou, entretanto, instabilidades numéricas para a região atrás da ferramenta que acarretavam o comprometimento dos resultados.

Uma outra formulação mais simples e que pode descrever, sob certas condições, aproximadamente o comportamento alcançado pela ação da ferramenta é estabelecida impondo-se as seguintes condições de fronteira

$$T(R = R_o, \varphi, t) = T_o \quad \text{para } 0 \leq \varphi \leq 2\pi \quad \text{A3.17a}$$

$$\frac{\partial T}{\partial R}(R = R_o, \varphi, t) = -\frac{2\Phi_o}{k_m} \quad \text{para } -\pi/2 \leq \varphi \leq \pi/2 \quad \text{A3.17b}$$

ou seja, a situação de um cilindro possuindo uma temperatura constante T_o trocando calor com o meio material ao seu redor em todas as direções com um fluxo constante igual a $2\Phi_o$. Isto fisicamente pode ser visto como se o meio fluido que preenche o espaço vazio gerado no material têxtil pela ação de corte se comportasse termicamente de modo análogo às camadas de tecido, de forma a ter-se a situação correspondente a de um único meio material que envolvesse completamente o cilindro. Para esta formulação a solução é apresentada no Apêndice 4 e dada por

$$T = T_\infty + (T_o - T_\infty).$$

$$\begin{aligned}
& e^{-\mu \cos \varphi} \left\{ \frac{A_{C_0} K_1(\mu) - [(\delta / \mu) A_{C_0} - B_{C_0}] K_0(\mu)}{I_0(\mu) K_1(\mu) + K_0(\mu) I_1(\mu)} I_0(\mu, r) + \right. \\
& \quad \left. + \frac{A_{C_0} I_1(\mu) - [(\delta / \mu) A_{C_0} - B_{C_0}] I_0(\mu)}{I_0(\mu) K_1(\mu) + K_0(\mu) I_1(\mu)} K_0(\mu, r) + \right. \\
& \quad \left. + \sum_{v=1}^{\infty} \left\{ \left[\frac{A_{C_v} [K_{v-1}(\mu) - K_{v+1}(\mu)] + 2[(\delta / \mu) A_{C_v} - B_{C_v}] K_v(\mu)}{I_v(\mu) [K_{v-1}(\mu) - K_{v+1}(\mu)] - K_v(\mu) [I_{v-1}(\mu) + I_{v+1}(\mu)]} I_v(\mu, r) \right] - \right. \\
& \quad \left. - \left[\frac{A_{C_v} [I_{v-1}(\mu) + I_{v+1}(\mu)] + 2[(\delta / \mu) A_{C_v} - B_{C_v}] I_v(\mu)}{I_v(\mu) [K_{v-1}(\mu) - K_{v+1}(\mu)] - K_v(\mu) [I_{v-1}(\mu) + I_{v+1}(\mu)]} K_v(\mu, r) \right] \right\} \cos(v\varphi) \left. \right\}
\end{aligned}$$

A3.18

onde μ e δ são os parâmetros adimensionais definidos como

$$\mu = \frac{V \cdot R_o}{2\alpha_m} \tag{A3.19}$$

$$\delta = \frac{2\Phi_o R_o}{k_m (T_o - T_\infty)} \tag{A3.20}$$

I_v e K_v são respectivamente as funções modificadas de Bessel de primeira e segunda classes de ordem v e A_{C_v} e B_{C_v} são os coeficientes como dados no apêndice 4.

Para a ferramenta estacionária, ou seja, $V = 0$ e, portanto, $\mu = 0$, a distribuição de temperatura nas camadas de tecido é dada por (ver INCROPERA e DE WITT, 1990, Cap.3)

$$T = T_\infty + (T_o - T_\infty) \left[1 - \delta \ln \left(\frac{R}{R_o} \right) \right] \tag{A3.21}$$

sendo que δ nesta equação tem o mesmo significado dado por Eq.A3.20. Para que esta relação seja válida na região degradada, uma vez que o coeficiente de

condutividade térmica na expressão refere-se a esta região, tem-se que $R_0 \leq R \leq R_L$, onde R_L é dada por

$$R_L = R_0 e^{\frac{1(T_0 - T_D)}{\delta T_0 - T_\infty}} \quad A3.22$$

Aqui será feita uma análise para a distribuição de temperatura resultante das propriedades térmicas médias do material têxtil na região de contato com a ferramenta, dadas pelos parâmetros μ e δ . Como discutido no Capítulo 2, a condutividade térmica do tecido k_m é tomada como 0,06 W/m.K, enquanto a sua difusibilidade térmica α_m é considerada como $0,2344 \cdot 10^{-6}$ m²/s. Destes valores, para uma ferramenta com diâmetro $D_f = 2,0$ mm, um fluxo de calor $\Phi_0 = 0,64$ W/mm² (correspondente a uma potência térmica de 80 W na ferramenta com este diâmetro) e para uma velocidade de avanço $V = 5,0$ mm/s, tem-se e $\mu = 10,7$ e $\delta = 25,9$. Estes valores referem-se às propriedades do material têxtil não-degradado.

Esse modelo foi derivado em função de hipóteses que, estritamente, não se verificam no caso real. Primeiramente, a energia gerada na ferramenta não se propaga integralmente no interior do tecido, visto que parte dela é absorvida para originar a reação de degradação. Em segundo lugar, é admitida que a temperatura no tecido, na interface com a ferramenta, é a própria temperatura da superfície da ferramenta. Na verdade, devido a forma como se dá o contato entre ambos e, mesmo quando se verifica uma pressão de contato, a porosidade do tecido determina que este seja irregular, o que acarreta o surgimento de uma resistência térmica adicional fazendo com que haja um degrau de temperatura no local, e deste modo, que a temperatura no tecido seja mais baixa que a da ferramenta – ver HOLMAN (1972), Cap.2. E, em terceiro, as propriedades do meio material na região de contato com a ferramenta não são uniformes, variando daquelas de um material têxtil carbonizado até as do material têxtil íntegro a uma certa distância da ferramenta.

A maneira desse modelo tornar-se representativo do fenômeno real é tomar-se valores médios das grandezas e propriedades térmicas envolvidas. Assim, o valor do fluxo de calor deve ser menor que aquele originado na ferramenta; a temperatura no material têxtil na superfície de contato com a ferramenta é menor que aquela na ferramenta; as propriedades no meio material devem ter valores médios entre aqueles do tecido e do material têxtil degradado.

Ao invés de buscar-se valores médios para k_m e α_m investigou-se os valores de δ que apresentassem uma concordância com o fenômeno real observado. A Eq. A3.22 permite a obtenção da largura degradada em função do parâmetro δ . Considerando-se uma temperatura de contato da ferramenta com o tecido $T_0 = 850^\circ\text{C}$, uma temperatura de degradação $T_D = 300^\circ\text{C}$ e uma temperatura ambiente $T_\infty = 25^\circ\text{C}$, tem-se para $\delta = 1,0$ o valor $R_L = 1,95$ mm, implicando numa largura degradada de 0,95 mm, coerente com os valores observados nos experimentos. Empregando-se este valor de δ na Eq. A3.20 obtém-se um valor para $k_m = 1,55$ W/m.K. Este valor de k_m é bem maior que o valor médio para o tecido degradado, como pode se visto na Tab. A3.1, mostrando o efeito da absorção de calor no processo da degradação do



tecido, fazendo com que no emprego da Eq.A3.20 o fluxo de calor deva ser consideravelmente menor que o fluxo de calor nominal Φ_N da ferramenta.

Tabela A3.1 Condutividade térmica do carvão formado na degradação do tecido calculada para várias temperaturas a partir dos valores da condutividade do carvão amorfo e do nitrogênio obtidos de INCROPERA e DE WITT (1990).

T (K)	K_C^* (W/m.K)	K_{N_2} (W/m.K)	K_C^{**} (W/m.K)
100	0,67	0,00958	0,0804
200	1,18	0,01830	0,1428
300	1,60	0,02590	0,1946
400	1,89	0,03270	0,2318
600	2,19	0,04460	0,2746
800	2,37	0,05480	0,3030
1000	2,53	0,06470	0,3290
1200	2,84	0,07580	0,3721
1500	3,48	-	-

* Valores para carvão amorfo com uma densidade de 1950 kg/m^3 em 300K.

**Valores calculados para o carvão com uma densidade de 210 kg/m^3 em 300K.

Foram efetuadas simulações de distribuição da temperatura no tecido por meio da Eq.A3.18 para $\delta = 1,0$ e empregando-se diversos valores para o parâmetro μ . Os resultados podem ser vistos pelas Fig.A3.3 e Fig.A3.4a,b,...,g, que mostram a distribuição de temperatura ao redor da ferramenta para estes parâmetros. Observa-se que valores maiores de μ fazem com que as temperaturas mais elevadas se concentrem à frente da ferramenta permitindo teoricamente maiores velocidades de avanço, desde que esta região experimenta uma degradação mais acentuada. Isto pode ser fisicamente explicado observando-se que o calor gerado ininterruptamente na ferramenta em movimento produz um efeito cumulativo na região a sua frente devido ao fato de que o calor aí presente não tem tempo suficiente para ser conduzido para outras regiões do tecido. Para uma velocidade da ferramenta muito baixa ou um valor da difusibilidade térmica do material bastante alto a distribuição de temperatura é simétrica com relação ao eixo da ferramenta.

Outra crítica a ser feita ao modelo desenvolvido, e que fica evidenciado por esses resultados, é que nele se impõe uma distribuição uniforme do calor gerado ao redor da ferramenta quando seria de se esperar que para valores maiores da velocidade V , devido aos menores gradientes de temperatura que se verificam na sua parte mais frontal quando comparados aos pontos mais laterais, que o fluxo de calor nesta região central fosse reduzida e fosse aumentado o da região lateral. Novamente justifica-se como sendo o comportamento médio do fenômeno, embora uma comparação direta entre os vários resultados para os diversos valores de μ fique assim prejudicada.

A Fig.A3.3 descreve a distribuição de temperatura para $\delta = 1,0$ e $\mu = 0,5$. A temperatura ao redor da ferramenta corresponde a 850°C enquanto as linhas de temperatura mais externas correspondem à temperatura de degradação de 300°C . Ao todo foram definidas 20 linhas isotérmicas na descrição do campo de temperatura. Observa-se que para este valor de μ a isoterma na temperatura de degradação T_D diverge da linha central para $y \rightarrow +\infty$, implicando no alargamento da área de degradação para regiões remotas à frente da ferramenta. Este comportamento não foi observado nos experimentos de forma a concluir-se que, para o processo de corte, μ deve ser menor que 0,5.

O efeito do movimento da ferramenta é, portanto, alongar os círculos originais das isotermas em torno da ferramenta na direção do seu movimento, acarretando um efeito benéfico à ação dos gumes de corte visto que o efeito é ampliar a área degradada à frente da ferramenta. O efeito isso para $\mu < 0,5$ e, todavia, menor que o de se definir um valor adequado para o parâmetro δ .

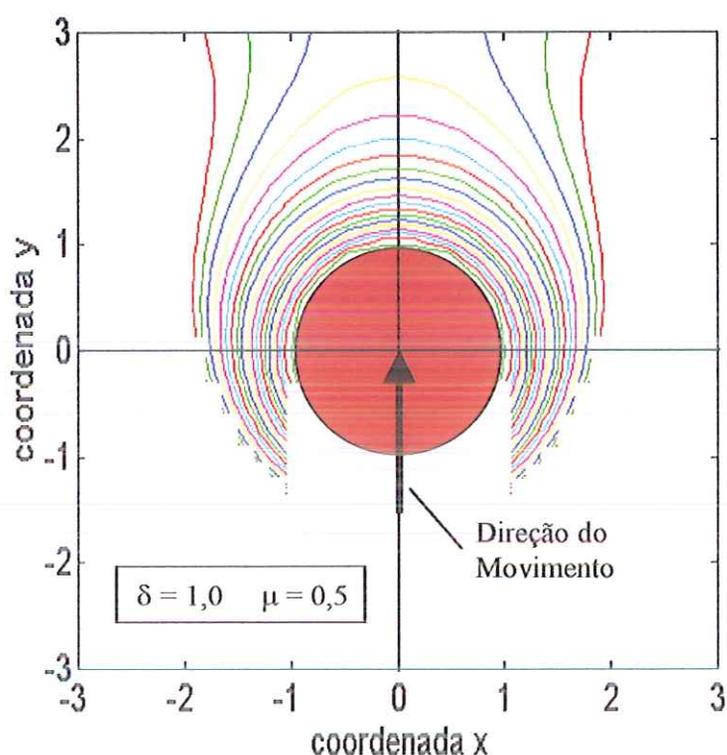
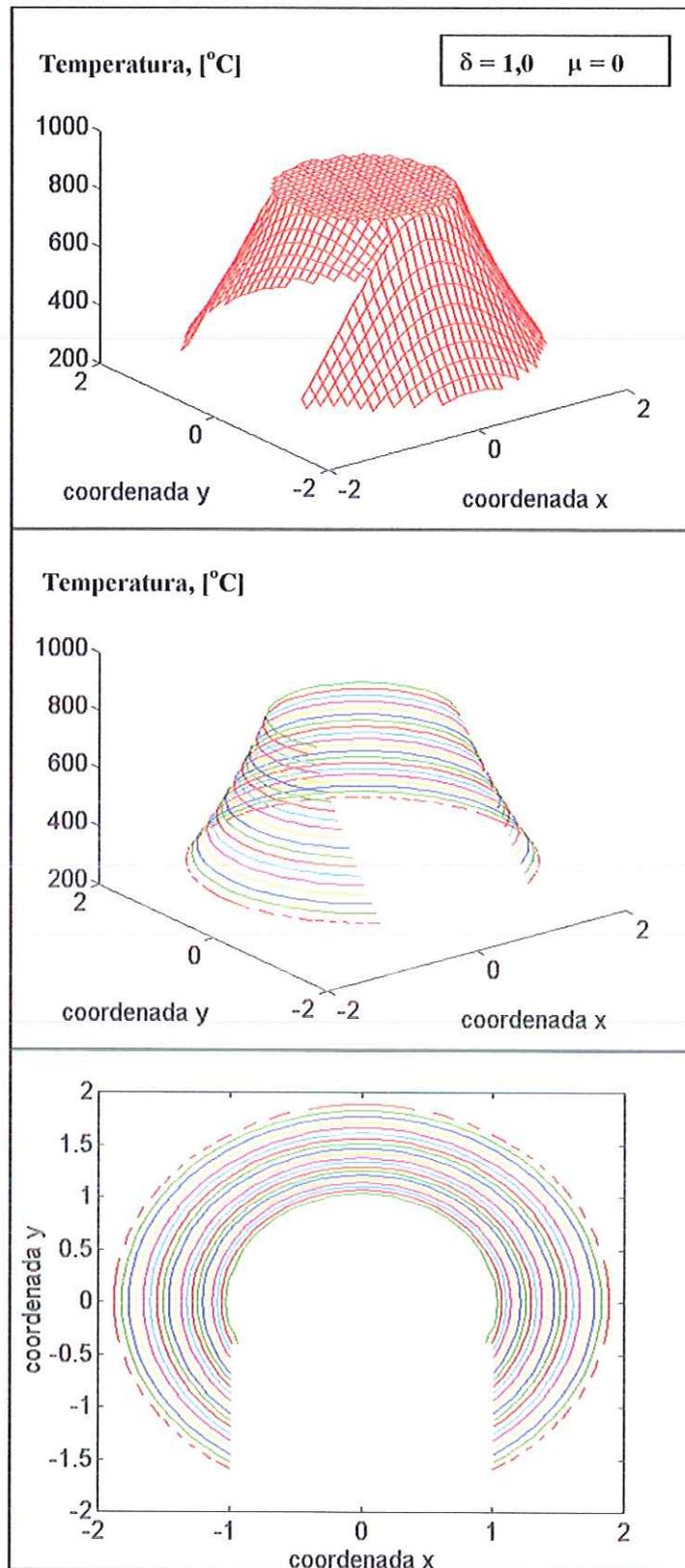


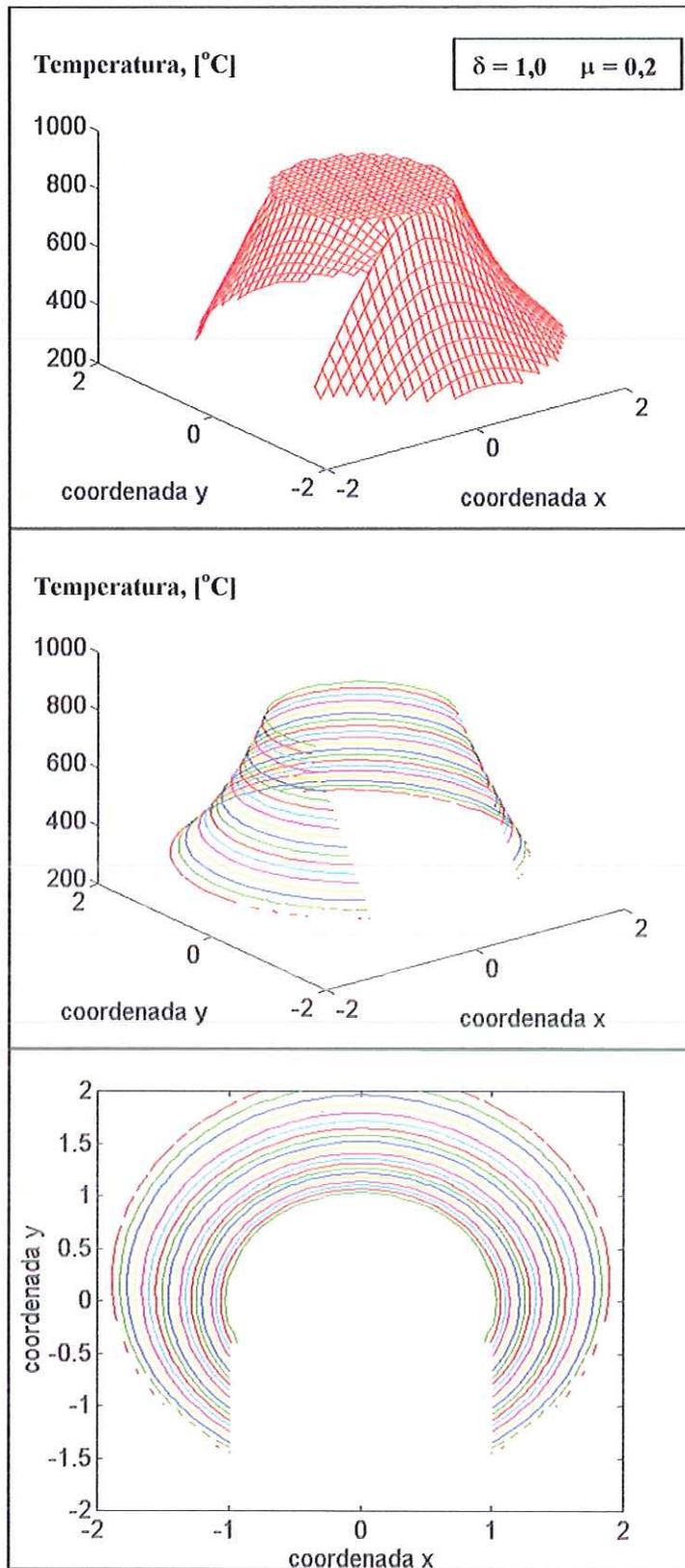
Figura A3.3 Distribuição de temperatura no tecido para os parâmetros $\delta = 1,0$ e $\mu = 0,5$.

Figura A3.4a,b,c,d,e,f,g A seguir são dadas as distribuições de temperatura no tecido para $\delta = 1,0$ e vários valores do parâmetro μ .

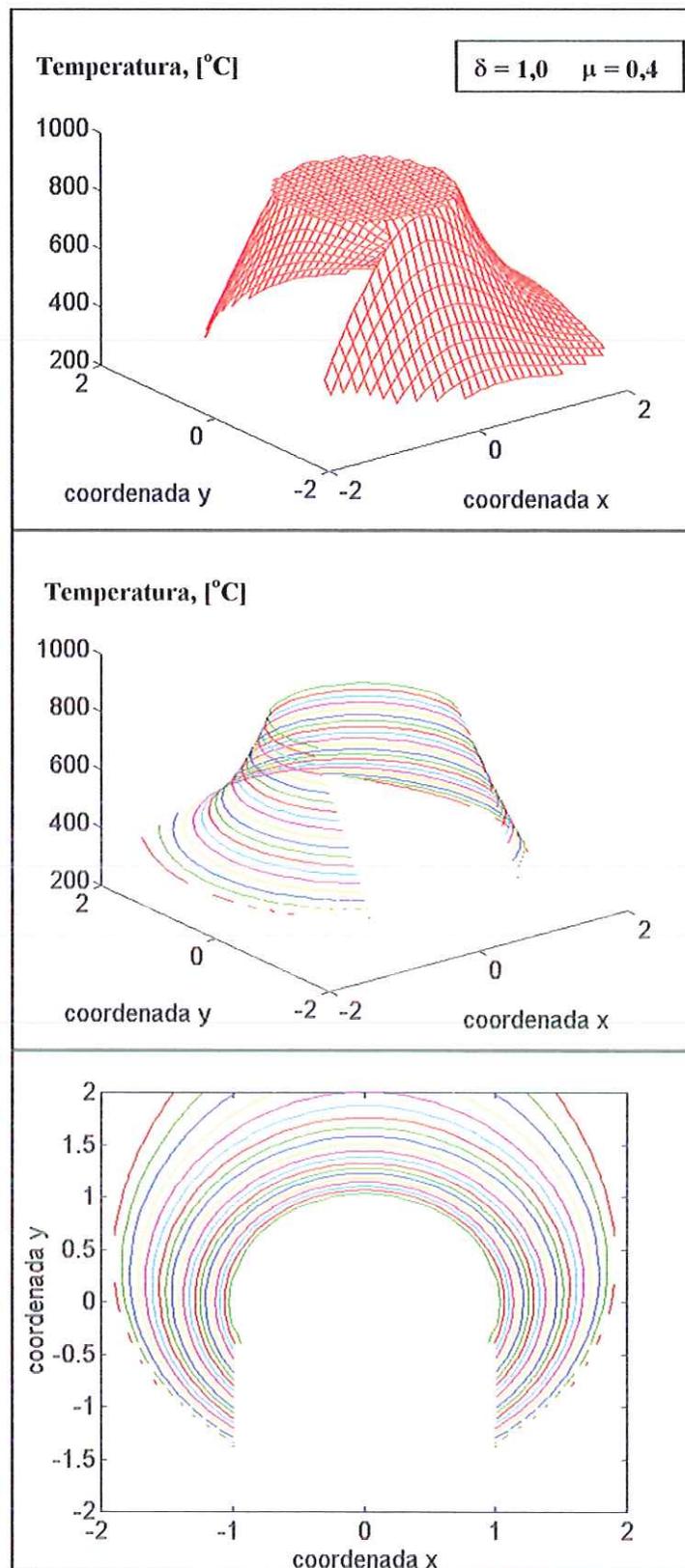
(a)



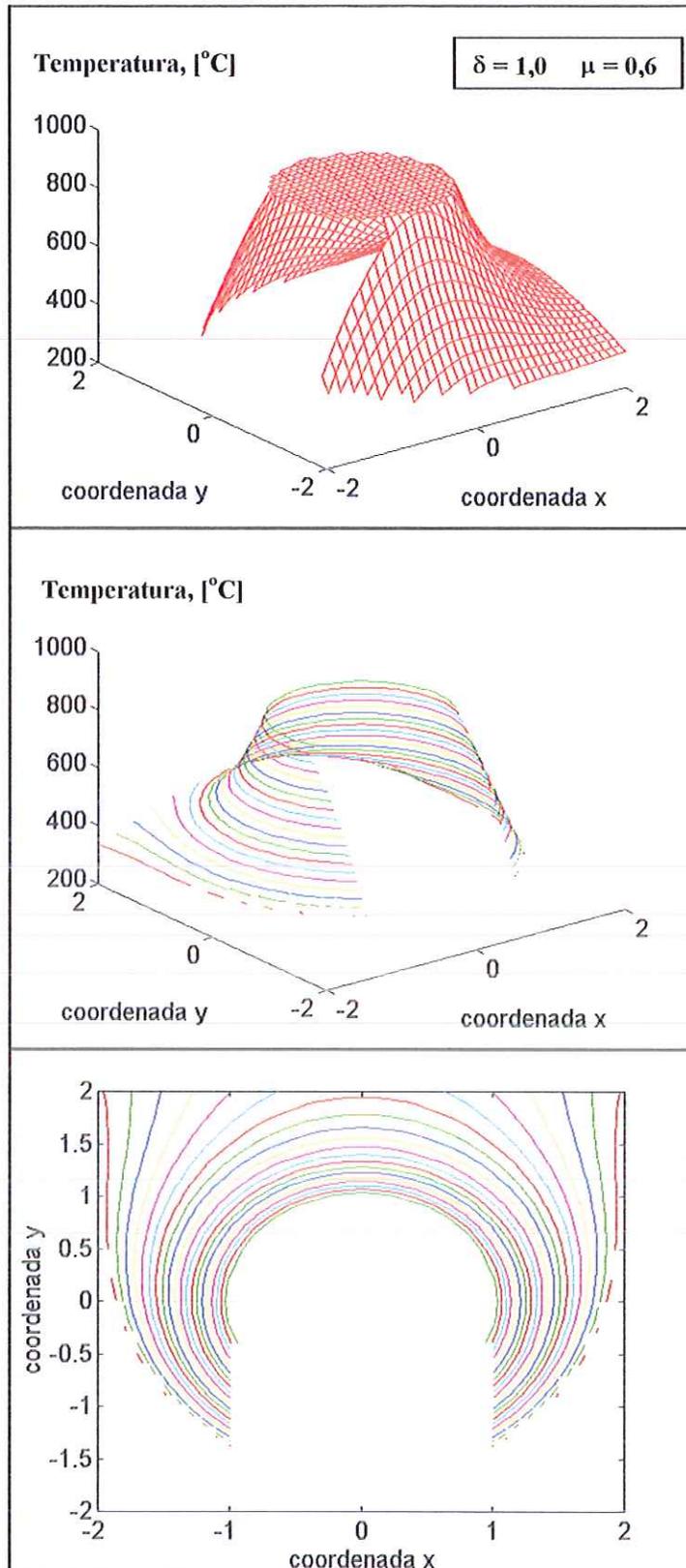
(b)



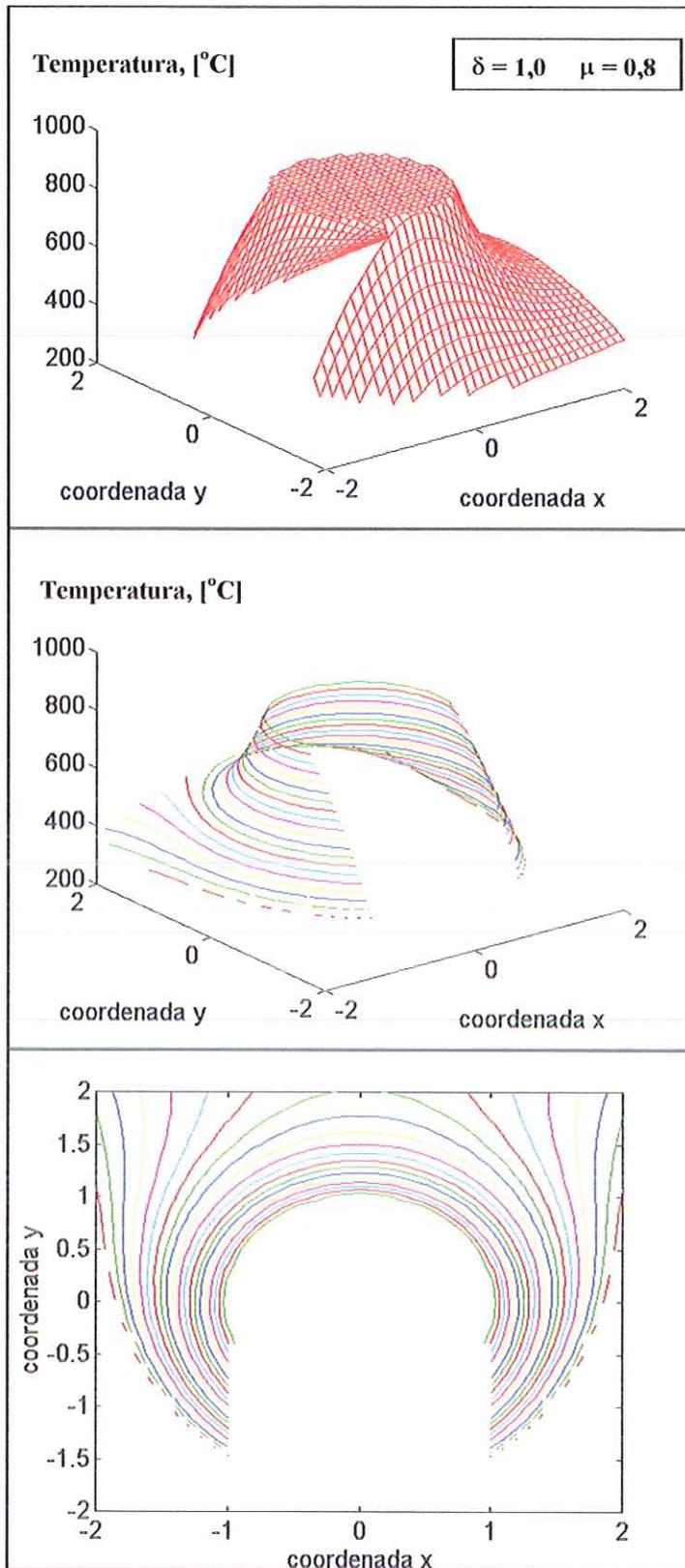
(c)



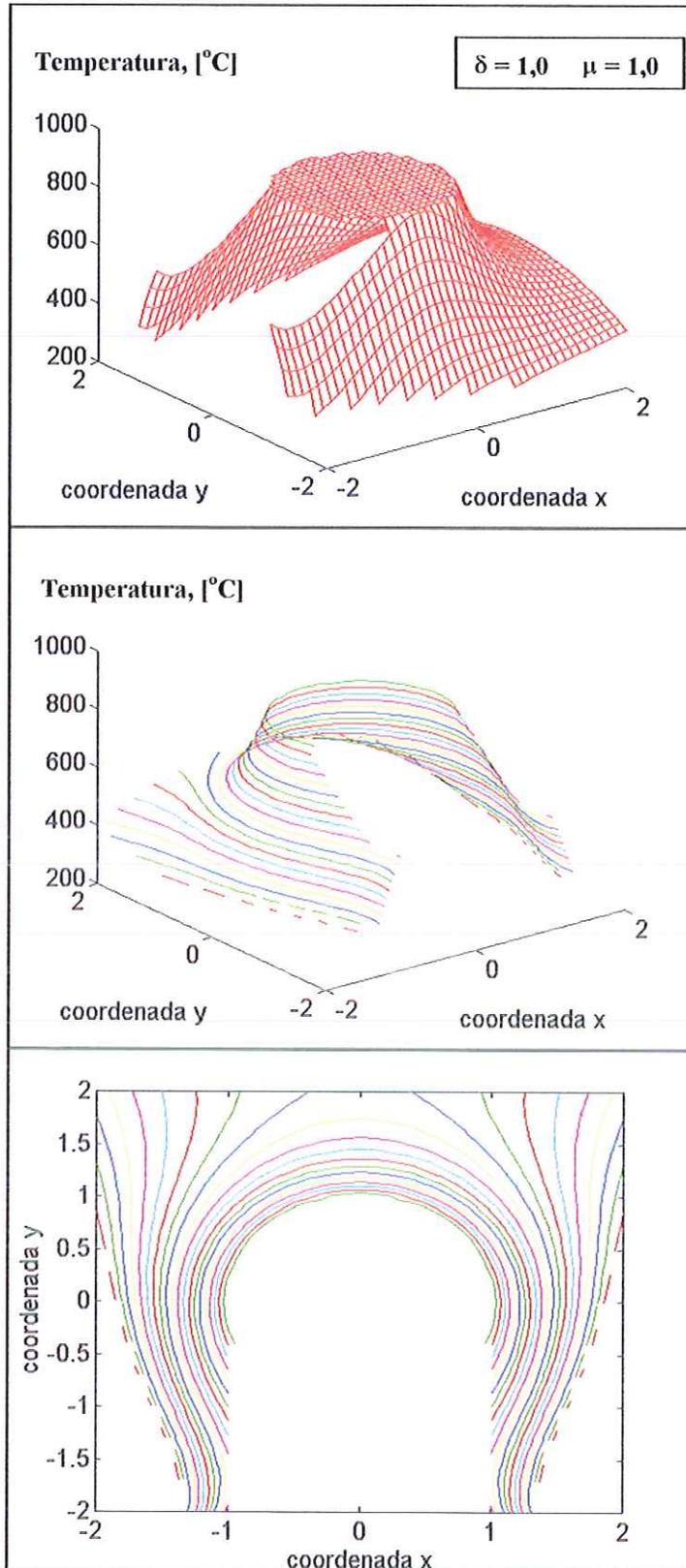
(d)



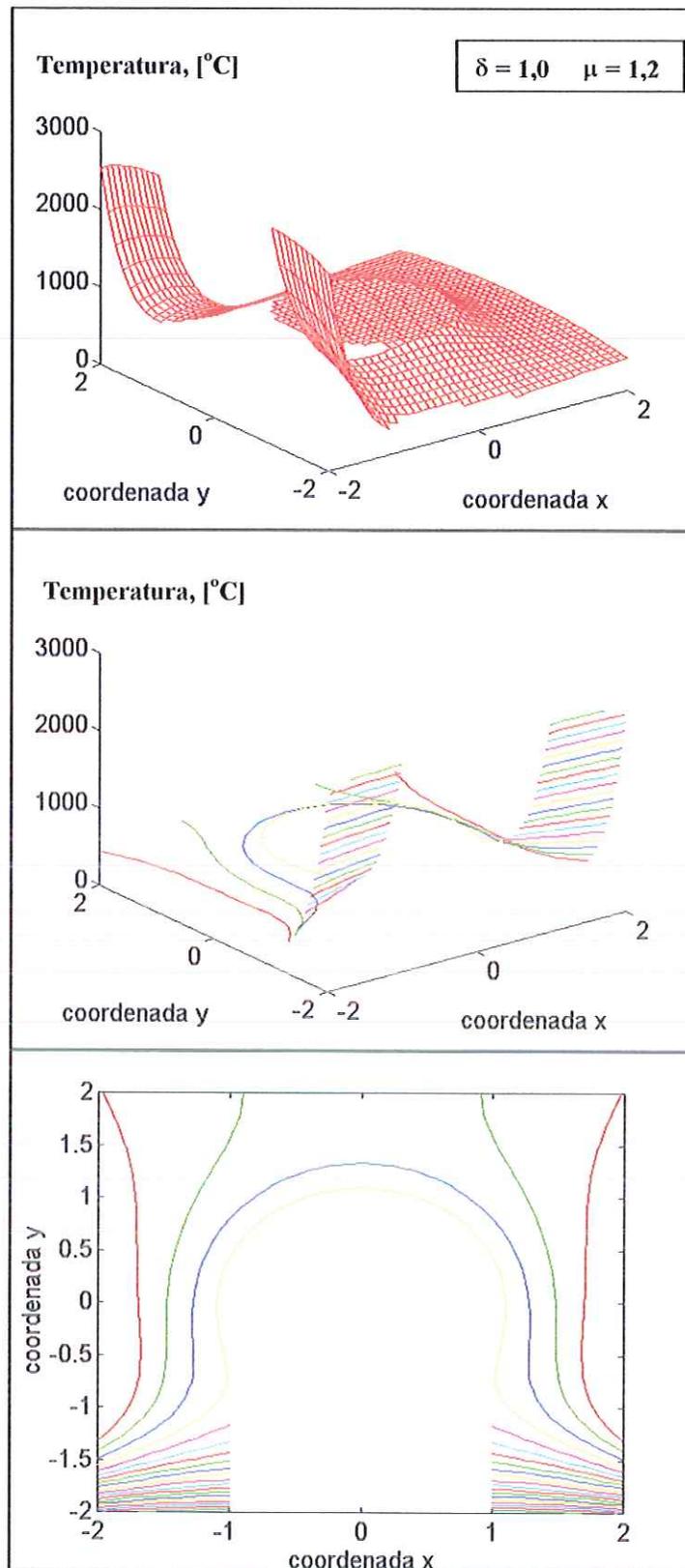
(e)



(f)



(g)



A4

DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURA PARA UMA FONTE MÓVEL DE CALOR

A equação para a distribuição de temperatura T no tempo t numa dada região de interesse Ω sem fontes de calor é dada por

$$\nabla^2 T = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{A4.1}$$

sendo α a difusibilidade térmica do meio material da região Ω . Para a situação bidimensional de uma fonte móvel de calor de dimensões finitas que se desloca retilineamente no interior de um meio sólido infinito segue a seguinte análise para a difusão térmica no meio material. Considere-se uma fonte de calor de formato circular de raio R_0 que se move com velocidade constante V na direção positiva do eixo X , como mostra a Fig. A4.1, de forma que para um ângulo φ entre -90° e 90° se verifique uma interface entre o meio material circundante e o corpo, e que para φ entre 90° e 270° a fronteira do meio material corresponda as bordas da faixa retilínea de espessura $2R_0$ produzida na região atrás do corpo em movimento. Aqui será feita a abordagem padrão utilizada na análise de escoamentos de considerar-se o corpo (a fonte de calor) como estático e o meio material movendo-se com velocidade V na direção negativa do eixo X (ver KARAMCHETI, 1966). Adotando-se agora o tratamento *Euleriano* para a descrição da distribuição de temperatura na região externa a circunferência de raio R_0 , tem-se então

$$\nabla^2 T = \frac{1}{\alpha} \frac{DT}{Dt} \quad \text{A4.2}$$

sendo DT/Dt a *derivada substancial*, dada por

$$\frac{DT}{Dt} = \frac{\partial T}{\partial t} + V_L \frac{\partial T}{\partial x} \quad \text{A4.3}$$

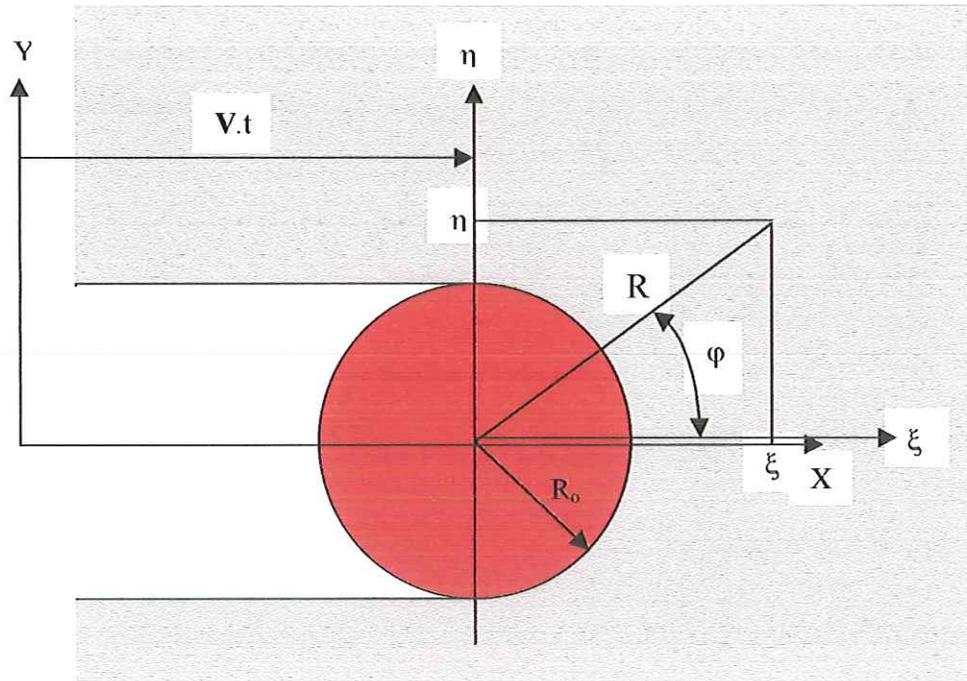


Figura.A4.1 Descrição das coordenadas para uma fonte móvel de calor de formato circular.

onde $\partial T/\partial t$ é a *derivada local* e $V_L(\partial T/\partial x)$ a *derivada convectiva* (ver KARAMCHETI, 1966, Cap.4 e 5). V_L é a velocidade na direção X de um ponto do domínio de interesse, sendo nesse caso a velocidade do meio material, ou seja

$$V_L = -V \quad \text{A4.4}$$

Para o caso bidimensional e expresso em coordenadas polares tem-se

$$\frac{\partial^2 T}{\partial R^2} + \frac{1}{R} \frac{\partial T}{\partial R} + \frac{1}{R^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \varphi^2} + \frac{V}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial x} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{A4.5}$$

Com as coordenadas R e φ definidas conforme mostra a Fig.A4.1 e expressas como

$$R^2 = \xi^2 + \eta^2 \quad \text{A4.6a}$$

$$\varphi = \text{arctg} \frac{\eta}{\xi} \quad \text{A4.6b}$$

sendo

$$\xi = x - Vt \quad \text{A4.7a}$$

$$\eta = y \quad \text{A4.7b}$$

A derivada $\partial T/\partial x$ pode ser expressa por

$$\frac{\partial T}{\partial x} = \left(\frac{\partial T}{\partial R} \right) \frac{\partial r}{\partial x} + \left(\frac{\partial T}{\partial \varphi} \right) \frac{\partial \varphi}{\partial x} \quad \text{A4.8}$$

sendo

$$\frac{\partial R}{\partial x} = \frac{x - Vt}{\sqrt{(x - Vt)^2 + y^2}} = \cos \varphi \quad \text{A4.9a}$$

$$\frac{\partial \varphi}{\partial x} = \frac{-y}{(x - Vt)^2 + y^2} = \frac{-\sin \varphi}{R} \quad \text{A4.9b}$$

e assim

$$\frac{\partial T}{\partial x} = \cos \varphi \frac{\partial T}{\partial R} - \frac{\sin \varphi}{R} \frac{\partial T}{\partial \varphi} \quad \text{A4.10}$$

Substituindo-se a Eq.A4.10 em Eq.A4.5 tem-se

$$\frac{\partial^2 T}{\partial R^2} + \frac{1}{R} \frac{\partial T}{\partial R} + \frac{1}{R^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \varphi^2} + \frac{V}{\alpha} \cos \varphi \frac{\partial T}{\partial r} - \frac{V \sin \varphi}{\alpha R} \frac{\partial T}{\partial \varphi} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{A4.11}$$

Para o caso de regime permanente (condições estacionárias em relação as coordenadas espaciais \mathbf{R} e φ que acompanham a fonte de calor e, portanto, $\partial T/\partial t = 0$ na Eq.A4.11 acima) resulta

$$\frac{\partial^2 T}{\partial R^2} + \frac{1}{R} \frac{\partial T}{\partial R} + \frac{1}{R^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \varphi^2} + \frac{V}{\alpha} \cos \varphi \frac{\partial T}{\partial R} - \frac{V \sin \varphi}{\alpha R} \frac{\partial T}{\partial \varphi} = 0 \quad \text{A3.12}$$

Para efeito de simplificação nas condições de fronteira a serem verificadas nas fronteiras do meio material, analise-se o caso em que a temperatura na superfície da circunferência do corpo é constante, igual a T_s , assim como também fluxo de calor através desta superfície (toda sua extensão), igual a Φ_s . Tem-se então

$$T(R = R_0, \varphi) = T_s \quad 0 \leq \varphi \leq 2\pi \quad \text{A4.13a}$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial r}(R = R_0, \varphi) = \Phi_s \quad 0 \leq \varphi \leq 2\pi \quad \text{A4.13b}$$

onde k é a condutividade térmica do meio material.

Isto corresponde a situação em que o corpo é todo envolvido pelo meio material, ou que o ar existente interiormente a faixa de espessura $2R_0$ tivesse as mesmas propriedades térmicas do meio material. Assim, sejam, por hipótese, a condutividade térmica κ e a difusibilidade térmica α do meio material bastante baixas de modo que a distribuição de temperaturas assim obtida na região atrás da ferramenta possa ser razoavelmente semelhante a que se verificaria na realidade.

Seja então agora a função temperatura $T(\mathbf{R}, \varphi)$ definida como

$$T = T_\infty + G.e^{-\gamma R \cos \varphi} \quad \text{A4.14}$$

onde T_∞ é a temperatura ambiente, $G=G(\mathbf{R}, \varphi)$ e sendo γ uma constante. Assim

$$\frac{\partial T}{\partial R} = \left[\frac{\partial G}{\partial R} - \gamma \cos \varphi . G \right] . e^{-\gamma R \cos \varphi} \quad \text{A4.15a}$$

$$\frac{\partial^2 T}{\partial R^2} = \left[\frac{\partial^2 G}{\partial R^2} - 2\gamma \cos \varphi \frac{\partial G}{\partial R} + \gamma^2 \cos^2 \varphi . G \right] . e^{-\gamma R \cos \varphi} \quad \text{A4.15b}$$

$$\frac{\partial T}{\partial \varphi} = \left[\frac{\partial G}{\partial \varphi} + \gamma R \sin \varphi . G \right] . e^{-\gamma R \cos \varphi} \quad \text{A4.15c}$$

$$\frac{\partial^2 T}{\partial \varphi^2} = \left[\frac{\partial^2 G}{\partial \varphi^2} + 2\gamma R \sin \varphi \frac{\partial G}{\partial \varphi} + (\gamma R \cos \varphi + \gamma^2 R^2 \sin^2 \varphi) . G \right] . e^{-\gamma R \cos \varphi} \quad \text{A4.15d}$$

Substituindo-se as relações Eq. A4.15a,b,c,d acima na Eq. A4.12 obtém-se

$$\frac{\partial^2 G}{\partial R^2} + \frac{1}{R} \frac{\partial G}{\partial R} + \frac{1}{R^2} \frac{\partial^2 G}{\partial \varphi^2} + \left(\frac{V}{\alpha} - 2\gamma \right) \cos \varphi \frac{\partial G}{\partial R} - \left(\frac{V}{\alpha} - 2\gamma \right) \frac{\sin \varphi}{R} \frac{\partial G}{\partial \varphi} + \left(\gamma^2 - \frac{V}{\alpha} \gamma \right) G = 0 \quad \text{A4.16}$$

Ao fazer-se

$$\gamma = \frac{V}{2\alpha} \quad \text{A4.17}$$

resulta

$$\frac{\partial^2 G}{\partial R^2} + \frac{1}{R} \frac{\partial G}{\partial R} + \frac{1}{R^2} \frac{\partial^2 G}{\partial \varphi^2} - \gamma^2 G = 0 \quad \text{A4.18}$$

com as seguintes condições de fronteira

$$G(R = R_o, \varphi) = (T_s - T_\infty) e^{\gamma R_o \cos \varphi} \quad \text{A4.19a}$$

$$\frac{\partial G}{\partial r}(R = R_o, \varphi) = \left[-\frac{\Phi_s}{k} + \gamma(T_s - T_\infty) \cos \varphi \right] e^{\gamma R_o \cos \varphi} \quad \text{A4.19b}$$

A Eq.A4.18 acima junto as condições de fronteira dadas por A4.19a,b podem ser adimensionalizadas definindo-se as relações adimensionais dadas por

$$H = \frac{G}{T_s - T_\infty} \quad r = \frac{R}{R_o} \quad \text{A4.20}$$

e, igualmente,

$$\mu = \gamma R_o = \frac{V \cdot R_o}{2\alpha} \quad \text{A4.21}$$

Tem-se então que

$$\frac{\partial^2 H}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial H}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 H}{\partial \varphi^2} - \mu^2 H = 0 \quad \text{A4.22}$$

com as condições de fronteira dadas por

$$H(r = 1, \varphi) = e^{\mu \cos \varphi} \quad \text{A4.23a}$$

$$\frac{\partial H}{\partial r}(r = 1, \varphi) = (-\delta + \mu \cos \varphi) e^{\mu \cos \varphi} \quad \text{A4.23b}$$

sendo δ a relação adimensional dada por

$$\delta = \frac{\Phi_s \cdot R_o}{k(T_s - T_\infty)} \quad \text{A4.24}$$

A Eq.A4.22 associada as condições de fronteira dadas por Eqs.A4.23a e b requer uma técnica especializada para a sua solução. Aqui será empregada a técnica da *transformada integral*. Esta técnica baseia-se na da *separação de variáveis*, que faz com que a equação da condução de calor Eq. A4.1 seja dada, para a função ψ das variáveis espaciais numa região de domínio Ω junto com as condições de fronteira, na forma

$$\nabla^2 \psi(\vec{r}) + \lambda^2 \psi(\vec{r}) = 0 \quad \text{na região } \Omega \quad \text{A4.25}$$

$$k_i \frac{\partial \psi}{\partial n_i} + h_i \psi = 0 \quad \text{sobre a fronteira } S_i \quad \text{A4.26}$$

sendo \vec{r} o vetor posição e $i = 1, 2, \dots, s$ o número de fronteiras existentes, k_i e h_i são os valores da condutividade térmica e o coeficiente de dissipação de calor por convecção de acordo com a lei de Newton (o calor transferido é proporcional a diferença de temperatura) na fronteira S_i respectivamente, e \mathbf{n} é a direção normal sobre a fronteira S_i . A solução da equação Eq. A4.25 é dada pelas *funções próprias* ψ associada aos *valores próprios* λ . Para as equações do tipo de *Sturm-Liouville* – ver STEPHENSON (1975) –, sendo a Eq.A4.22 um exemplo, para diferentes valores próprios as funções próprias associadas a eles são ortogonais, de maneira que

$$\int_{\Omega} w(\vec{r}) \psi(\lambda_m, \vec{r}) \psi(\lambda_n, \vec{r}) dv = \begin{cases} 0 & \text{para } m \neq n \\ N(\lambda_m) & \text{para } m = n \end{cases} \quad \text{A4.27}$$

sendo $w(\vec{r})$ a *função peso* para a condição de ortogonalidade e $N(\lambda_m)$ a função de normalização, dada como

$$N(\lambda_m) = \int_{\Omega} w(\vec{r}) \psi^2(\lambda_m, \vec{r}) dv \quad \text{A4.28}$$

A solução $\mathbf{u}(\vec{r})$ para a equação Eq.A4.25 pode então ser dada como uma combinação linear dessas funções, ou seja

$$u(\vec{r}) = \sum_{m=1}^{\infty} C_m \psi(\lambda_m, \vec{r}) \quad \text{em } \Omega \quad \text{A4.29}$$

Empregando-se a propriedade dada pelas Eq. A4.27 e A4.28 tem-se então que

$$C_m = \frac{1}{N(\lambda_m)} \int_{\Omega} w(\vec{r}) \psi(\lambda_m, \vec{r}) u(\vec{r}) dv \quad \text{A4.30}$$

e assim

$$u(\vec{r}) = \sum_{m=1}^{\infty} \frac{\psi(\lambda_m, \vec{r})}{N(\lambda_m)} u(\lambda_m) \quad \text{fórmula de inversão} \quad \text{A4.31a}$$

$$u(\lambda_m) = \int_{\Omega} w(\vec{r}') \psi(\lambda_m, \vec{r}') u(\vec{r}') dv \quad \text{transformada integral} \quad \text{A4.31b}$$

Para a equação Eq. A4.25 expressa em coordenadas cilíndricas seja $\phi = \phi(\varphi)$ a função oriunda da separação das variáveis, dependente unicamente da coordenada angular φ . Deste modo obtém-se

$$\frac{d^2 \phi}{d\varphi^2} + \nu^2 \phi = 0 \quad \text{A4.32}$$

sendo ν uma constante. As funções e valores próprios associados são então

$$\phi(\nu, \varphi) = A_{\nu} \text{sen}(\nu\varphi) + B_{\nu} \text{cos}(\nu\varphi) \quad \text{A4.33}$$

Para a condição em que a solução $F = F(\varphi)$ da Eq. A4.32 é periódica em φ com período 2π , tem-se que ν deve assumir valores inteiros, ou seja, $\nu = 0, 1, 2, \dots$ e a função F pode ser representada como

$$F(\varphi) = \sum_{\nu=0}^{\infty} A_{\nu} \text{sen}(\nu\varphi) + B_{\nu} \text{cos}(\nu\varphi) \quad \text{A4.34}$$

onde

$$A_{\nu} = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} F(\varphi) \text{sen}(\nu\varphi) d\varphi \quad \nu = 0, 1, 2, \dots \quad \text{A4.35a}$$

$$B_v = \begin{cases} \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} F(\varphi) \cos(v\varphi) d\varphi & v = 1, 2, 3, \dots \\ \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} F(\varphi) d\varphi & v = 0 \end{cases} \quad \text{A4.35b}$$

Substituindo-se as expressões para \mathbf{A}_v e \mathbf{B}_v na Eq. A4.34 acima tem-se

$$F(\varphi) = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} F(\varphi') d\varphi' + \sum_{v=1}^{\infty} \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} F(\varphi') \cos[v(\varphi - \varphi')] d\varphi' \quad \text{A4.36}$$

Seja, na solução da Eq. A4.22, $\mathbf{H}(\mathbf{r}, \varphi)$ e $\bar{\mathbf{H}}(v, \mathbf{r})$ definidas por

$$H(r, \varphi) = \frac{1}{2\pi} \bar{H}(v=0, r) + \frac{1}{\pi} \sum_{v=1}^{\infty} \bar{H}(v, r) \quad \begin{array}{l} \text{Fórmula de} \\ \text{inversão} \end{array} \quad \text{A4.37a}$$

$$\bar{H}(r, v) = \int_{\varphi'=0}^{2\pi} H(r, \varphi') \cos[v(\varphi - \varphi')] d\varphi' \quad \begin{array}{l} \text{Transformada} \\ \text{integral} \end{array} \quad \text{A4.37b}$$

e aplicando-se o operador linear integral

$$\int_{\varphi'=0}^{2\pi} \cos[v(\varphi - \varphi')] d\varphi' \quad \text{A4.38}$$

na Eq. A4.22, tem-se

$$\frac{\partial^2 \bar{H}}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \bar{H}}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \int_{\varphi=0}^{2\pi} \cos[v(\varphi - \varphi')] \frac{\partial^2 H}{\partial \varphi^2} d\varphi - \mu^2 \bar{H} = 0 \quad \text{A4.39}$$

Seja

$$\Phi(\varphi) = \cos[v(\varphi - \varphi')] \quad \text{A4.40}$$

e observando-se que $\Phi(\varphi)$ é solução da Eq.A4.32, de maneira que

$$\frac{d^2\Phi}{d\varphi^2} + \nu^2\Phi = 0 \quad \text{A4.41}$$

Procedendo-se a integração da Eq.A4.34 por partes por duas vezes tem-se que

$$\begin{aligned} \int_{\varphi=0}^{2\pi} \Phi \frac{\partial^2 H}{\partial \varphi^2} d\varphi &= \left[\Phi \frac{\partial H}{\partial \varphi} \right]_0^{2\pi} - \int_0^{2\pi} \frac{d\Phi}{d\varphi} \frac{\partial H}{\partial \varphi} d\varphi \\ &= \left[\Phi \frac{\partial H}{\partial \varphi} - H \frac{d\Phi}{d\varphi} \right]_0^{2\pi} + \int_0^{2\pi} H \frac{d^2\Phi}{d\varphi^2} d\varphi \\ &= \int_0^{2\pi} H \frac{d^2\Phi}{d\varphi^2} d\varphi \end{aligned} \quad \text{A4.42}$$

desde que os termos entre parênteses desaparecem devido a função ser cíclica com período 2π . Fazendo-se uso da relação dada por Eq.A4.41 acima tem-se que

$$\int_0^{2\pi} H \frac{d^2\Phi}{d\varphi^2} d\varphi = -\nu^2 \int_0^{2\pi} \Phi(\varphi) H d\varphi = -\nu^2 \bar{H} \quad \text{A4.43}$$

e portanto a Eq.A4.39 torna-se

$$\frac{\partial^2 \bar{H}}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \bar{H}}{\partial R} - \left(\mu^2 + \frac{\nu^2}{r^2} \right) \bar{H} = 0 \quad \text{A4.44}$$

com as condições de fronteira dadas como

$$\bar{H}(\nu, r = 1) = \bar{f}(\nu, \varphi) \quad \text{A4.45a}$$

$$\frac{\partial \bar{H}}{\partial r}(\nu, r = 1) = \bar{g}(\nu, \varphi) \quad \text{A4.45b}$$

sendo

$$\bar{f}(\nu, \varphi) = \int_{\varphi'=0}^{2\pi} e^{\mu \cos \varphi'} \cos[\nu(\varphi - \varphi')] d\varphi' \quad \text{A4.46}$$

$$\bar{g}(\nu, \varphi) = \int_{\varphi'=0}^{2\pi} [-\delta + \mu \cos \varphi'] e^{\mu \cos \varphi'} \cos[\nu(\varphi - \varphi')] d\varphi' \quad \text{A4.47}$$

A equação Eq.A4.44 acima é uma *equação diferencial modificada de Bessel* de ordem ν , cuja solução geral é dada como

$$\bar{H}(\nu, r) = C_{1\nu} I_\nu(\mu.r) + C_{2\nu} K_\nu(\mu.r) \quad \text{A4.48}$$

sendo I_ν a *função modificada de Bessel de primeira classe de ordem ν* e K_ν a *função modificada de Bessel de segunda classe de ordem ν* . Empregando-se as relações dadas por

$$\frac{dI_\nu(x)}{dx} = \frac{1}{2} [I_{\nu-1}(x) + I_{\nu+1}(x)] \quad \text{A4.49a}$$

$$\frac{dK_\nu(x)}{dx} = \frac{1}{2} [K_{\nu-1}(x) - K_{\nu+1}(x)] \quad \text{A4.49b}$$

a derivada da Eq.A4.48 pode ser dada como

$$\frac{\partial \bar{H}}{\partial r} = \frac{\mu}{2} \{C_{1\nu} [I_{\nu-1}(\mu.r) + I_{\nu+1}(\mu.r)] + C_{2\nu} [K_{\nu-1}(\mu.r) - K_{\nu+1}(\mu.r)]\} \quad \text{A4.50}$$

Empregando-se as relações dadas por Eq.A3.45a e b e resolvendo o sistema de equações para C_1 e C_2 tem-se que

$$C_{1\nu} = \frac{\bar{f}(\nu) [K_{\nu-1}(\mu) - K_{\nu+1}(\mu)] - 2\bar{g}(\nu) K_\nu(\mu) / \mu}{I_\nu(\mu) [K_{\nu-1}(\mu) - K_{\nu+1}(\mu)] - K_\nu(\mu) [I_{\nu-1}(\mu) + I_{\nu+1}(\mu)]} \quad \text{A4.51a}$$

$$C_{2\nu} = -\frac{\bar{f}(\nu)[I_{\nu-1}(\mu) + I_{\nu+1}(\mu)] - 2\bar{g}I_{\nu}(\mu)/\mu}{I_{\nu}(\mu)[K_{\nu-1}(\mu) - K_{\nu+1}(\mu)] - K_{\nu}(\mu)[I_{\nu-1}(\mu) + I_{\nu+1}(\mu)]} \quad \text{A4.51b}$$

A expressão Eq. A4.46 para $\bar{f}(\nu)$ pode ser dada por

$$\bar{f}(\nu, \varphi) = \int_{\varphi'=0}^{2\pi} \cos[\nu(\varphi - \varphi')] e^{\mu \cos \varphi'} d\varphi' \quad \text{A3.52}$$

enquanto a expressão Eq. A4.47 para $\bar{g}(\nu)$ é dada como

$$\begin{aligned} \bar{g}(\nu, \varphi) = & -\delta \int_{\varphi'=0}^{2\pi} \cos[\nu(\varphi - \varphi')] e^{\mu \cos \varphi'} d\varphi' + \\ & + \mu \int_{\varphi'=0}^{2\pi} \cos[\nu(\varphi - \varphi')] \cos \varphi' e^{\mu \cos \varphi'} d\varphi' \end{aligned} \quad \text{A4.53}$$

e observando-se que $\bar{f}(\nu, \varphi)$ e $\bar{g}(\nu, \varphi)$ são os coeficientes da expansão em *série de Fourier* para as funções $e^{\mu \cos \varphi'}$ e $(-\delta + \mu \cos \varphi) e^{\mu \cos \varphi'}$ respectivamente. Chamando

$$E_A = \int_{\varphi'=0}^{2\pi} \cos[\nu(\varphi - \varphi')] e^{\mu \cos \varphi'} d\varphi' \quad \text{A4.54}$$

$$E_B = \int_{\varphi'=0}^{2\pi} \cos[\nu(\varphi - \varphi')] \cos \varphi' e^{\mu \cos \varphi'} d\varphi' \quad \text{A4.55}$$

tem-se que

$$\bar{f}(\nu) = E_A \quad \text{A4.56}$$

$$\bar{g}(\nu) = -\delta.E_A + \mu.E_B \quad \text{A4.57}$$

A integral E_A pode ser desmembrada em duas partes empregando-se a relação para o coseno da diferença de ângulos como

$$E_A = \cos(\nu\varphi)E_{AC} + \text{sen}(\nu\varphi)E_{AS} \quad \text{A4.58}$$

sendo

$$E_{AC} = \int_{\varphi'=0}^{2\pi} \cos(\nu\varphi') e^{\mu \cos \varphi'} d\varphi' \quad \text{A4.59}$$

$$E_{AS} = \int_{\varphi'=0}^{2\pi} \text{sen}(\nu\varphi') e^{\mu \cos \varphi'} d\varphi' \quad \text{A4.60}$$

Devido a simetria do problema com relação ao eixo **X** os valores para E_{AS} serão todos nulos, de modo que

$$E_{AS}(\nu) = 0 \quad \nu = 0, 1, 2, \dots \quad \text{A4.61}$$

A solução para E_{AC} para $\nu = 0$ pode ser buscada em GRADSHTEYN e RYZHIK, 1980, pg.310, Eq.3.339⁶, ou observando-se que esta integral corresponde a representação da função de Bessel $I_0(\mu)$ por integral (ver SPIEGEL, 1992 Eq.24.102). Para os outros valores de ν a solução requer uma técnica como a da integração por partes e o emprego do resultado dado em GRADSHTEYN e RYZHIK, 1980, pg.482, Eq.3.915₄. Abaixo são dadas as expressões para o cálculo dos E_{AC} para $\nu = 0, 1, \dots, 6$.

$$E_{AC}(\nu = 0) = 2\pi I_0(\mu) \quad \text{A4.62a}$$

$$E_{AC}(\nu = 1) = 2\pi I_1(\mu) \quad \text{A4.62b}$$

$$E_{AC}(\nu = 2) = 2\pi I_0(\mu) - \frac{4\pi}{\mu} I_1(\mu) \quad \text{A4.62c}$$

$$E_{AC}(\nu = 3) = 2\pi I_1(\mu) - \frac{6\pi}{\mu} I_2(\mu) \quad \text{A4.62d}$$

$$E_{AC}(\nu = 4) = 2\pi I_0(\mu) - \frac{16\pi}{\mu} I_1(\mu) + \frac{48\pi}{\mu^2} I_2(\mu) \quad \text{A4.62e}$$

$$E_{AC}(\nu = 5) = 2\pi I_1(\mu) - \frac{4\pi}{\mu} I_2(\mu) + \frac{8\pi}{\mu^2} I_3(\mu) \quad \text{A4.62f}$$

$$E_{AC}(\nu = 6) = 2\pi I_0(\mu) - \frac{36\pi}{\mu} I_1(\mu) + \frac{288\pi}{\mu^2} I_2(\mu) - \frac{1280\pi}{\mu^3} I_3(\mu) \quad \text{A4.62g}$$

A integral E_B pode também ser desmembrada em duas partes, dadas por

$$E_B = \cos(\nu\varphi)E_{BC} + \text{sen}(\nu\varphi)E_{BS} \quad \text{A4.63}$$

sendo

$$E_{BC} = \int_{\varphi'=0}^{2\pi} \cos(\nu\varphi') \cos \varphi' e^{\mu \cos \varphi'} d\varphi' \quad \text{A4.64a}$$

$$E_{BS} = \int_{\varphi'=0}^{2\pi} \text{sen}(\nu\varphi') \cos \varphi' e^{\mu \cos \varphi'} d\varphi' \quad \text{A4.64b}$$

As integrais E_{BC} e E_{BS} exibem a seguinte propriedade

$$E_{BC}(\nu = 0) = E_{AC}(\nu = 1) \quad \text{A4.65a}$$

$$E_{BS}(\nu = 0) = 0 \quad \text{A4.65b}$$

$$E_{BC}(\nu) = \frac{1}{2} [E_{AC}(\nu - 1) + E_{AC}(\nu + 1)] \quad \nu = 1, 2, 3, \dots \quad \text{A4.65c}$$

$$E_{BS}(\nu) = \frac{1}{2} [E_{AS}(\nu - 1) + E_{AS}(\nu + 1)] \quad \nu = 1, 2, 3, \dots \quad \text{A4.65d}$$

Como os valores para E_{BS} são todos nulos tem-se

$$E_{BS}(\nu) = 0 \quad \nu = 0, 1, 2, 3, \dots \quad \text{A4.66a}$$

$$E_{BC}(\nu = 0) = E_{AC}(\nu = 1) \quad \text{A4.66b}$$

$$E_{BC}(\nu) = \frac{1}{2}[E_{AC}(\nu - 1) + E_{AC}(\nu + 1)] \quad \nu = 1, 2, 3, \dots \quad \text{A4.66c}$$

O emprego dos coeficientes E_{AC} , E_{AS} , E_{BC} e E_{BS} para a expansão em série de Fourier como definidas causa o *fenômeno de Gibbs* na solução da equação diferencial. Uma alternativa a este problema consiste em expandir-se a função $e^{\mu \cos \varphi}$ como *série de Taylor* através da igualdade (ver SPIEGEL, 1992, pg.173)

$$e^{\mu \cos \varphi} = 1 + \mu \cos \varphi + \frac{\mu^2}{2} \cos^2 \varphi + \frac{\mu^3}{3!} \cos^3 \varphi + \frac{\mu^4}{4!} \cos^4 \varphi + \dots$$

$$-\infty \leq \mu \cos \varphi \leq \infty \quad \text{A4.67}$$

Utilizando-se a expressão que relaciona a potência de funções trigonométricas com a de ângulos múltiplos (ver SPIEGEL, 1992, pg.30) tem-se

$$e^{\mu \cos \varphi} = \sum_{\nu=0}^{\infty} A_{C\nu} \cos(\nu \varphi) \quad \text{A4.68}$$

sendo, para expansão em 11 termos, os coeficientes $A_{C\nu}$ dados por

$$A_{C0} = \left[1 + \frac{\mu^2}{4} + \frac{\mu^4}{64} + \frac{\mu^6}{2304} + \frac{\mu^8}{147456} + \frac{\mu^{10}}{14745600} \right] \quad \text{A4.69a}$$

$$A_{C1} = \left[\mu + \frac{\mu^3}{8} + \frac{\mu^5}{192} + \frac{\mu^7}{9216} + \frac{\mu^9}{737280} \right] \quad \text{A4.69b}$$

$$A_{C2} = \left[\frac{\mu^2}{4} + \frac{\mu^4}{48} + \frac{\mu^6}{1536} + \frac{\mu^8}{92160} + \frac{\mu^{10}}{8847360} \right] \quad \text{A4.69c}$$

$$A_{C3} = \left[\frac{\mu^3}{24} + \frac{\mu^5}{384} + \frac{\mu^7}{15360} + \frac{\mu^9}{1105920} \right] \quad \text{A4.69d}$$

$$A_{c4} = \left[\frac{\mu^4}{192} + \frac{\mu^6}{3840} + \frac{\mu^8}{184320} + \frac{\mu^{10}}{15482880} \right] \quad \text{A4.69e}$$

$$A_{c5} = \left[\frac{\mu^5}{1920} + \frac{\mu^7}{46080} + \frac{\mu^9}{2580480} \right] \quad \text{A4.69f}$$

$$A_{c6} = \left[\frac{\mu^6}{23040} + \frac{\mu^8}{645120} + \frac{\mu^{10}}{41287680} \right] \quad \text{A4.69g}$$

$$A_{c7} = \left[\frac{\mu^7}{322560} + \frac{\mu^9}{10321920} \right] \quad \text{A4.69h}$$

$$A_{c8} = \left[\frac{\mu^8}{5160960} + \frac{\mu^{10}}{18574560} \right] \quad \text{A4.69i}$$

$$A_{c9} = \left[\frac{\mu^9}{92897280} \right] \quad \text{A4.69j}$$

$$A_{c10} = \left[\frac{\mu^{10}}{185745600} \right] \quad \text{A4.69k}$$

Observa-se que este tipo de expansão conduz diretamente aos coeficientes da série de Fourier para esta função sem a necessidade de fazer-se a sua integração com o produto de funções trigonométricas de argumentos múltiplos. Fazendo-se o mesmo para a função $\cos\varphi.e^{\mu\cos\varphi}$ tem-se que

$$\cos\varphi.e^{\mu\cos\varphi} = \sum_{\nu=0}^{\infty} B_{c\nu} \cos(\nu\varphi) \quad \text{A4.70}$$

sendo os 11 primeiros coeficientes dados como

$$B_{c0} = \left[\frac{\mu}{2} + \frac{\mu^3}{16} + \frac{\mu^5}{384} + \frac{\mu^7}{18432} + \frac{\mu^9}{1474560} \right] \quad \text{A4.71a}$$

$$B_{c1} = \left[1 + \frac{3\mu^2}{8} + \frac{5\mu^4}{192} + \frac{7\mu^6}{9216} + \frac{\mu^8}{81920} + \frac{77\mu^{10}}{619315200} \right] \quad \text{A4.71b}$$

$$B_{C_2} = \left[\frac{\mu}{2} + \frac{\mu^3}{12} + \frac{\mu^5}{256} + \frac{\mu^7}{11520} + \frac{\mu^9}{884736} \right] \quad \text{A4.71c}$$

$$B_{C_3} = \left[\frac{\mu^2}{8} + \frac{5\mu^4}{384} + \frac{7\mu^6}{15360} + \frac{\mu^8}{122880} + \frac{\mu^{10}}{123863040} \right] \quad \text{A4.71d}$$

$$B_{C_4} = \left[\frac{\mu^3}{48} + \frac{\mu^5}{640} + \frac{\mu^7}{23040} + \frac{\mu^9}{1548288} \right] \quad \text{A4.71e}$$

$$B_{C_5} = \left[\frac{\mu^4}{384} + \frac{7\mu^6}{46080} + \frac{\mu^8}{286720} + \frac{11\mu^{10}}{247726080} \right] \quad \text{A4.71f}$$

$$B_{A_{C_6}} = \left[\frac{\mu^5}{3840} + \frac{\mu^7}{80640} + \frac{\mu^9}{4128768} \right] \quad \text{A4.71g}$$

$$B_{C_7} = \left[\frac{\mu^6}{46080} + \frac{\mu^8}{1146880} + \frac{11\mu^{10}}{743178240} \right] \quad \text{A4.71h}$$

$$B_{C_8} = \left[\frac{\mu^7}{645120} + \frac{\mu^9}{18579456} \right] \quad \text{A4.71i}$$

$$B_{C_9} = \left[\frac{\mu^8}{10321920} + \frac{11\mu^{10}}{3715891200} \right] \quad \text{A4.71j}$$

$$B_{C_{10}} = \left[\frac{\mu^9}{185794560} \right] \quad \text{A4.71k}$$

Tem-se, desse modo,

$$\bar{f}(v) = A_{Cv} \quad \text{A4.72}$$

$$\bar{g}(v) = -\delta.A_{Cv} + \mu.B_{Cv}$$

Portanto, a solução geral do problema dado pela Eq.A4.12 com as condições de fronteira dadas por A4.13a,b, pode ser dada empregando-se as relações A4.14, A4.37a, A4.51 e A4.55 como

$$T = T_\infty + (T_o - T_\infty).$$

$$\begin{aligned} & e^{-\mu \cos \varphi} \left\{ \frac{A_{C0}K_1(\mu) - [(\delta / \mu)A_{C0} - B_{C0}]K_0(\mu)}{I_0(\mu)K_1(\mu) + K_0(\mu)I_1(\mu)} I_0(\mu.r) + \right. \\ & \quad \left. + \frac{A_{C0}I_1(\mu) - [(\delta / \mu)A_{C0} - B_{C0}]I_0(\mu)}{I_0(\mu)K_1(\mu) + K_0(\mu)I_1(\mu)} K_0(\mu.r) + \right. \\ & \quad \left. + \sum_{v=1}^{\infty} \left\{ \left[\frac{A_{Cv}[K_{v-1}(\mu) - K_{v+1}(\mu)] + 2[(\delta / \mu)A_{Cv} - B_{Cv}]K_v(\mu)}{I_v(\mu)[K_{v-1}(\mu) - K_{v+1}(\mu)] - K_v(\mu)[I_{v-1}(\mu) + I_{v+1}(\mu)]} I_v(\mu.r) \right] - \right. \\ & \quad \left. - \left[\frac{A_{Cv}[I_{v-1}(\mu) + I_{v+1}(\mu)] + 2[(\delta / \mu)A_{Cv} - B_{Cv}]I_v(\mu)}{I_v(\mu)[K_{v-1}(\mu) - K_{v+1}(\mu)] - K_v(\mu)[I_{v-1}(\mu) + I_{v+1}(\mu)]} K_v(\mu.r) \right] \right\} \cos(v\varphi) \left. \right\} \end{aligned}$$

A5

EFEITO DAS CONDIÇÕES DE PIRÓLISE NA DEGRADAÇÃO DA CELULOSE

Segue-se uma descrição do comportamento das reações em função das condições empregadas pelos pesquisadores.

EFEITO DA ATMOSFERA ENVOLVENTE

Vários estudos em pirólise da celulose foram realizados e incluem análises isotérmicas em nitrogênio – LIPSKA e PARKER (1966), DOLLIMORE e HOLT (1973) –, hélio – CHATTERJEE e CONRAD (1966) –, vácuo – FUNG (1969), RAMIAH (1970), MADORSKY et al. (1956), MURPHY (1962) e BASCH e LEWIN (1973a) – e ar – BASCH e LEWIN (1973b) –, e análises de termogravimetria dinâmica em nitrogênio – ARSENEAU (1971) –, vácuo – RAMIAH (1970) – e ar – SHAFIZADEH e BRADBURY.

MURPHY (1962) efetuou experimentos de pirólise em dois tipos de celulose natural (na forma de papel), um deles celulose- α com menos de 1% de impurezas e outro celulose com 5% de lignina e 5% de hemicelulose, em vácuo em temperatura estável. As temperaturas empregadas estiveram entre 100 e 250°C e o autor relata que, embora as diferenças na composição não tenham se refletido consideravelmente no comportamento da degradação, este é afetado por elas. Foi constatado que a reação apresenta dois estágios no processo de pirólise, ambos de primeira ordem. O primeiro estágio, correspondente ao inicial, e cuja composição e mistura dos gases estava na proporção de 3:1:1 para H₂O, CO₂ e CO, com um valor para a energia de ativação (através das taxas de evolução do monóxido de carbono) de 142 kJ/mol para ambas os tipos, embora de menor pureza tivesse um valor maior para a constante multiplicativa da reação. O segundo estágio, que acontece a partir de 135°C aproximadamente, com uma composição na proporção 10:2,5:1 para H₂O, CO₂ e CO, tinha um valor de 165 kJ/mol para a energia de ativação para ambos os tipos e mesmo valor para a constante multiplicativa. Esta diferença observada para a energias de ativação no primeiro e

segundo estágios deve-se, segundo o autor, a existência de duas reações térmicas de decomposição, uma lenta e referente à degradação da estrutura principal do material e outra rápida e que refere-se à estrutura secundária. Não foi constatado pelo autor um período de indução ou um processo de auto-catalisação que geralmente caracterizam as reações de estado sólido.

LIPSKA e PARKER (1966) realizaram experimentos com amostras de celulose- α , contendo 0,11-0,14% de material inorgânico, que foram pirolisadas isotermicamente em um leito fluidizado de nitrogênio em temperaturas de 250 a 298°C. Os resultados foram reportados em termos de volatilização (baseado na perda de peso) e decomposição (em termos de perda de glicosano) e mostram três estágios distintos na pirólise: (1) um período inicial de rápida decomposição e perda de peso, no qual o tempo deste transiente aumenta com o aumento da temperatura. Esta perda inicial de peso deve-se mais propriamente a decomposição da celulose do que a perda da água absorvida; (2) um período em que tanto a volatilização quanto a decomposição são de ordem zero; (3) uma região em que a volatilização segue uma taxa de primeira ordem, deixando um resíduo de carvão que não experimenta pirólise posterior. Uma energia de ativação de 176 kJ/mol foi determinada pela volatilização e decomposição para a faixa de temperatura de 250-298°C. Constatou-se que a pirólise da celulose é cineticamente similar quer esta se apresente na forma de papel ou fios de algodão e quer o experimento seja realizado no vácuo ou em atmosfera de nitrogênio.

FUNG (1969) apresenta um tratamento em que a evolução da degradação térmica da celulose é derivada da inferência do grau de polimerização (GP) através de medidas de viscosidade. Dos resultados observa-se um comportamento linear entre o inverso do GP e o tempo de aquecimento, indicando que a degradação é aleatória e obedece a uma cinética de primeira ordem. Segundo o autor a vantagem do método com relação ao de perda de peso (TG) é a sensibilidade ao processo inicial da pirólise onde a volatilização é mínima. A faixa de temperaturas empregadas foi 200 a 280°C e o valor encontrado para a energia de ativação foi de 148 kJ/mol para a decomposição no vácuo.

ARSENEAU (1970) conduziu experimentos de pirólise em celulose empregando termogravimetria dinâmica em atmosfera nitrogênio. O autor constatou que celulose experimenta duas reações competitivas manifestando-se endotermicamente em 280°C, a primeira de despolimerização seguida por uma de volatilização. Na representação dos pontos no gráfico de Arrhenius foi obtida dois segmentos de reta distintos, o primeiro correspondendo ao intervalo de temperaturas entre 250 e 280°C, onde ocorre 5% da perda de peso total, e a segunda entre 285-320°C, responsável por cerca de 60% da perda total. As reações tiveram então valores de 152 e 190 kJ/mol para cada um dos intervalos respectivamente.

DOLLIMORE e HOLT (1973) efetuaram experimentos de pirólise com quatro formas diferentes de celulose (duas como pó, uma como polpa e outra como filme) em atmosfera de nitrogênio através de medidas de termogravimetria dinâmica e estática. Para todas as quatro amostras a forma geral da curva foi a mesma. A primeira perda de peso ocorreu na faixa de temperaturas entre 80-110°C, constituindo-se em 3% da perda no caso das amostras em pó e de 6% em polpa e filme. Esta perda foi atribuída a evaporação da água absorvida pela celulose. O peso permaneceu constante entre 110 e

290°C, quando uma segunda perda de peso, começando lentamente e acelerando de forma rápida, acarretou uma perda de peso total de cerca de 70% em 340°C antes de atingir uma região de perda lenta, mas que ainda se evidenciava em 900°C. A perda total de peso em 900°C foi de 80% no caso do filme e da polpa e 83% para os dois pós. Um valor de energia de ativação de 144 kJ/mol foi encontrado.

FAIRBRIDGE et al. (1978) procederam a uma investigação da pirólise da celulose em várias atmosferas oxidantes e inertes empregando técnicas de termogravimetria, adsorção de gás, microscopia eletrônica de varredura e análise cromatográfica de gases para os produtos gasosos e análises elementares dos resíduos da pirólise nas várias atmosferas. As análises dos gases na pirólise em atmosfera de hélio e hélio/oxigênio indicaram que em temperaturas abaixo de 250°C o único produto gasoso gerado foi H₂O e foi observado também que este produto é o que possui a maior quantidade entre os gasosos em todas as temperaturas. Em hélio, a pirólise em mais elevadas temperaturas produziu CO, CH₄ e H₂, embora CH₄ não tenha sido detectado abaixo de 300°C. Em temperaturas oxidantes produziram-se principalmente H₂O, CO₂ e CO.

O efeito do ar e do nitrogênio como atmosferas envolventes na taxa da degradação térmica de fios de algodão purificados (GP de 2530) em temperaturas variando de 275 a 325°C foi investigado por SHAFIZADEH e BRADBURY (1979). A análise térmica da celulose aquecida dinamicamente revela diferenças distintas entre as condições oxidativas e inertes, como mostra a Fig.A5.1. A máxima taxa de perda de peso ocorre em 345°C em ar e 360°C em nitrogênio. A curva de DTA em ar mostra uma reação exotérmica começando em 270°C e terminando em ~400°C. Esta exoterma é interrompida por uma endoterma centrada em ~330°C. A endoterma pode ser atribuída a formação e evaporação de produtos voláteis da pirólise e a exoterma é devida a oxidação destes produtos. Outra exoterma, com pico em 490°C, representa a oxidação dos

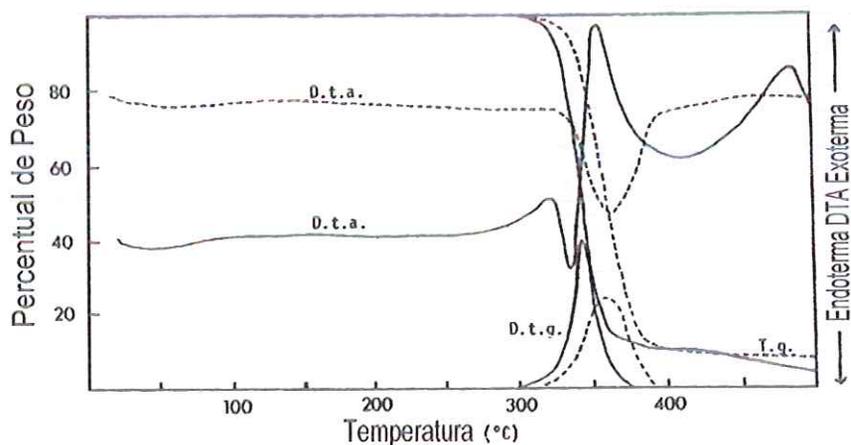


Figura A5.1 Análise térmica da celulose aquecida em ar (—) e nitrogênio (---) (figura retirada de SHAFIZADEH e BRADBURY, 1979).

resíduos de carvão. Em nitrogênio, há apenas uma ampla endoterma começando em $\sim 300^\circ\text{C}$, que corresponde a perda de peso causada pela produção e evaporação dos produtos voláteis.

A degradação oxidativa inicial da celulose pode ser vista pela Fig.A5.2, que mostra as taxas de perda de peso sob condições isotérmicas e é apresentada como o logaritmo do peso normalizado ($(W-W_\infty)/(W_0-W_\infty)$), onde W é o peso no instante t , W_0 é a peso inicial e W_∞ é o peso do resíduo final, contra o tempo t . Os resultados indicam que a pirólise exibe um período de iniciação até a temperatura de 310°C antes de seguir uma reação de primeira ordem e desenvolve-se muito mais rapidamente em ar do que em atmosfera de N_2 . Quando a temperatura na pirólise é aumentada, o período de iniciação e a diferença entre as taxas em ar e em nitrogênio diminui gradativamente até 310°C , onde ambas as reações desenvolvem-se aproximadamente com um mesmo valor. Em altas temperaturas a pirólise evolui rapidamente através de reações de transglicosidação, conduzindo a anidro-açúcares como o principal produto da termólise. Estes processos encobrem o efeito do oxigênio ou de um ambiente oxidativo, ao passo que, em baixas temperaturas, oxigênio exerce um papel dominante e a degradação oxidativa procede progressivamente mais rápida que a pirólise em nitrogênio. O período de iniciação das reações em baixas temperaturas envolve a produção de radicais livres inicializadores. A representação dos pontos no gráfico de Arrhenius para uma expressão de primeira ordem

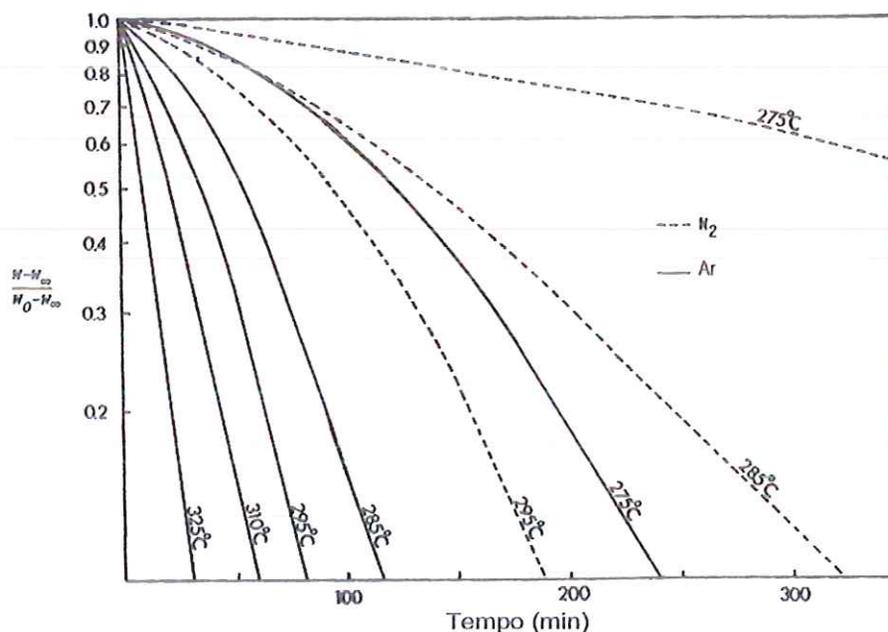


Figura A5.2 Representação de primeira ordem para o peso da celulose residual (normalizada) versus o tempo. As curvas em 310°C e 325°C para o ar e nitrogênio são similares (figura retirada de SHAFIZADEH e BRADBURY, 1979).

mostra uma divergência na inclinação das retas que, no entanto, se interceptam em 310°C (Fig.A5.3). Os valores para a energia de ativação são 71 kJ/mol no ar e 155 kJ/mol em nitrogênio. O valor para o nitrogênio concorda com os valores de LIPSKA e PARKER (1966) e de CHATTERJEE e CONRAD (1966).

Estes autores também investigaram a taxa de despolimerização através da medida de viscosidade. A Fig.A5.4 mostra os resultados obtidos para as várias temperaturas de ensaio. Empregando um modelo da cinética da reação em função do grau de polimerização os autores marcaram os pontos no gráfico de Arrhenius, como mostra a Fig.A5.5, o que dá um valor para a energia de ativação de 88 kJ/mol para as quebras de ligação no ar e 113 kJ/mol em nitrogênio. Estes dados indicam que em baixas temperaturas relativamente um maior número de ligações são quebradas sob condições de oxidação que em nitrogênio; contudo, quando a temperatura se eleva a diferença gradualmente desaparece.

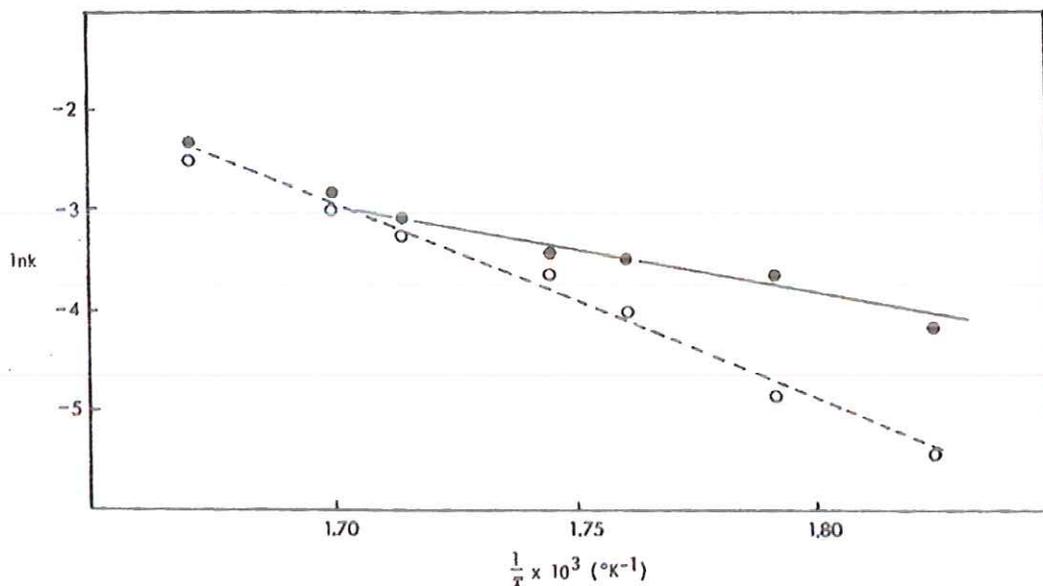


Figura A5.3 Representação para a reação de primeira ordem na degradação da celulose em ar (—) e nitrogênio (---) (figura retirada de SHAFIZADEH e BRADBURY, 1979).

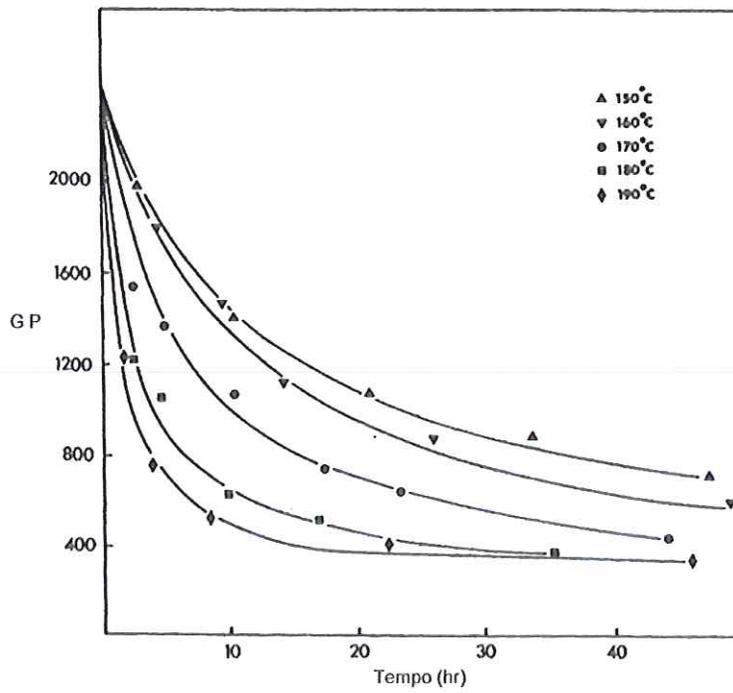


Figura A5.4 Grau de Polimerização (GP) através de medidas de viscosidade média para a celulose aquecida em ar em temperaturas de 150-190°C (figura retirada de SHAFIZADEH e BRADBURY, 1979).

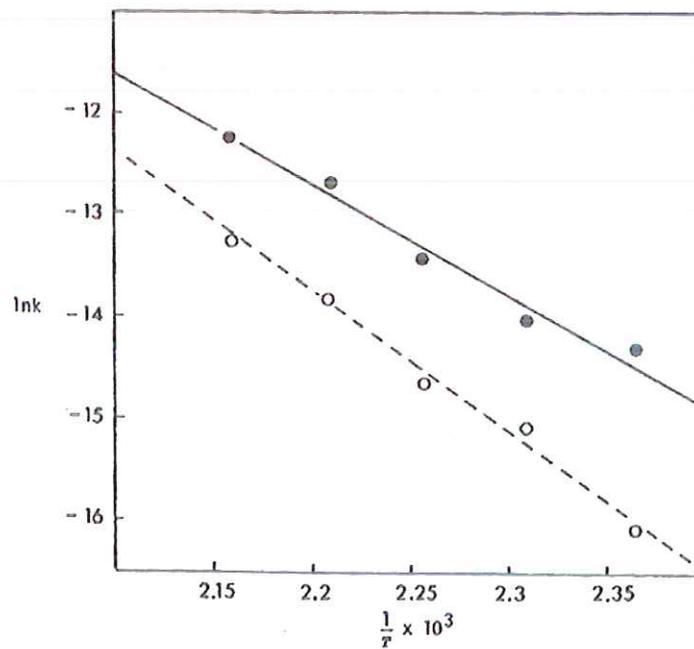


Figura A5.5 Gráfico de Arrhenius para a taxa de quebra de ligações em ar (—) e nitrogênio (---) (figura retirada de SHAFIZADEH e BRADBURY, 1979).

EFEITO DA COMPOSIÇÃO DO SUBSTRATO

Um estudo da degradação térmica de amostras de celulose, hemicelulose e lignina foi realizado por RAMIAH (1970) por meio do uso de técnicas de termogravimetria e análise térmica diferencial em temperaturas entre a ambiente e 600°C. As amostras de celulose empregadas foram celulose Avicel, constituindo-se de celulose micro-cristalina na forma de um fino pó, celulose R, constituindo-se numa celulose regenerada com um tratamento de 2% de NaOH em uma mistura de 50/50 em volume de água e metanol, celulose ICR-1 e ICR-3, códigos para dois tipos diferentes de celulose. Foi assumido pelo autor que as reações de degradação térmica das diversas amostras eram de primeira ordem sendo que os valores para a energia de ativação E_a mostraram-se diferentes quando calculadas para os resultados da TG dinâmica e estática, conforme mostra a Tab.A5.1. A necessária aproximação por dois segmentos de reta na representação do gráfico de Arrhenius para a celulose Avicel indica que a pirólise da celulose ocorre por dois diferentes mecanismos nesta faixa de temperaturas. A Fig.A5.6 mostra as curvas de DTA obtidas para as diversas amostras de celulose.

Tabela A5.1 Energia de Ativação E_a para diferentes celulosas.

Amostra	Termogravimetria Estática		Termogravimetria Dinâmica	
	E_a (kJ/mol)	Temperatura (°C)	E_a (kJ/mol)	Temperatura (°C)
Avicel	147±17	294-345	251±8	285-320
			163±4	320-360
ICR-1			193±4	300-361
ICR-2			197±4	282-361
Celulose R			151±8	258-282

Tabela extraída de RAMIAH (1970).

SHAFIZADEH et al. (1979), ao estudar a pirólise de amostras de diferentes celulosas de altas purezas (conteúdo de cinzas menor que 0,015%), observou que o substrato tinha uma forte influência no curso e nos produtos da reação, concluindo que a isto também se deve os diferentes valores para os rendimentos do levoglicosano assim produzidos reportados na literatura.

EFEITO DO GRAU DE POLIMERIZAÇÃO

É conhecido que a cristalinidade, a fração cristalina, a orientação, o grau de polimerização e a densidade do empacotamento afetam a cinética da pirólise da celulose.

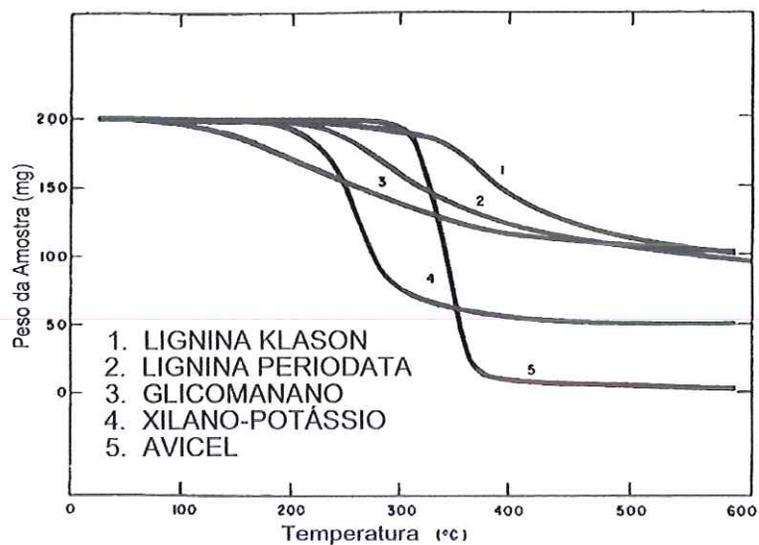


Figura A5.6 Curvas de TG para várias amostras de celulose em pirólise em vácuo (figura retirada de RAMIAH, 1970).

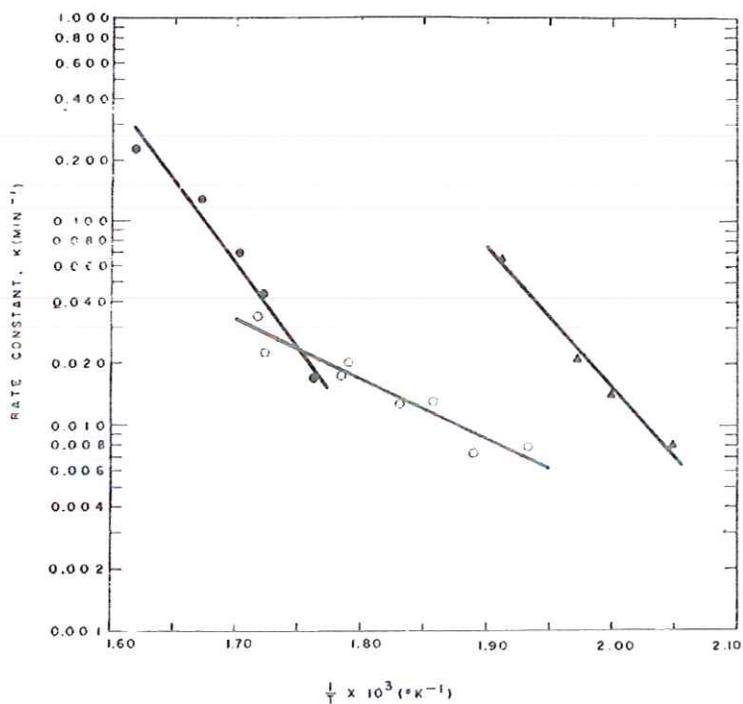


Figura A5.7 Gráfico de Arrhenius para amostras de celulose em TG estática: (●) Avicel; (○) lignina periodata; (▲) xilano-potássio (figura retirada de RAMIAH, 1970).

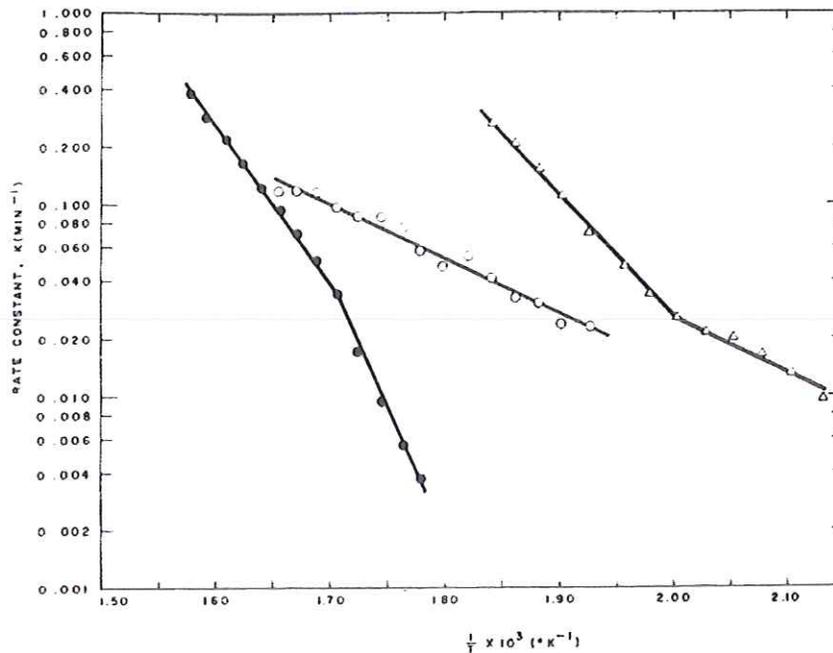


Figura A5.8 Gráfico de Arrhenius para amostras de celulose em TG dinâmica: (●) Avicel; (○) lignina periodata; (▲) xilano-potássio (figura retirada de RAMIAH, 1970).

MADORSKY et al. (1956) e (1958) relatam que raiom decompõe-se mais rapidamente que algodão e sugerem que as diferenças podem se dever ao baixo grau de polimerização do raiom. BASCH e LEWIN (1973) encontraram que o grau de polimerização tem influência na taxa da pirólise da celulose.

CALAHORRA et al. (1989) procederam a uma investigação do efeito do grau de polimerização na pirólise da celulose através da análise termogravimétrica dinâmica em atmosfera de nitrogênio. Para tanto empregaram amostras de celulose de diferentes pesos moleculares conforme mostra a Tab.A5.2. As curvas da TG dinâmica para as amostras de celulose 1 e 7 são mostradas na Fig.A5.9. A perda inicial de peso, que ocorre em temperaturas abaixo de 100°C e consistindo em cerca de 5 a 8% da perda total de peso, foi atribuída a evaporação da umidade retida na celulose. A esta perda inicial segue-se uma região de platô antes da ocorrência da maior perda de peso, que mostra um período de aceleração, ao qual segue uma taxa de perda de peso quase constante. Por fim há uma aproximação bastante lenta para um certo valor de peso. Esta perda inicial de peso, rápida mas pequena, foi desprezada e a temperatura de decomposição inicial foi tomada como sendo o ponto em que a curva termogravimétrica desvia da linha horizontal após este trecho. Da derivada das curvas TG foram determinadas os valores da temperatura T_{max} onde a decomposição alcança seu máximo valor.

Tabela A5.2 Peso molecular, grau de polimerização, temperatura de iniciação, temperatura de DTG máxima, índice de cristalinidade e fração dos resíduos de carvão para várias amostras de celulose.

Amostra	M_n	GP	T_i (°C)	T_{max} (°C)	Índice de cristalinidade	Resíduos de carvão obtidos em 700°C (% do peso)
1	201.000	1240	210	340	39	2,5
2	173.000	1068	190	335	37	3,0
3	157.000	969	185	335	21	5,0
4	146.000	901	175	335	26	2,8
5	123.000	759	165	330	23	2,0
6	103.000	636	150	300	15	6,2
7	66.000	407	-	297/317	-	5,3

Tabela extraída de CALAHORRA et al. (1989).

De acordo com os valores de T_i e T_{max} , quanto menor o peso molecular mais rapidamente as amostras são degradadas. Por outro lado, quando o peso molecular diminui, a percentagem de cristalinidade diminui, e, de acordo com a literatura, a cristalinidade tem um efeito estabilizador sobre a decomposição térmica da celulose. A cinética da pirólise das amostras foram examinadas segundo os modelos do método diferencial de FREEMAN e CARROLL (1958) e o método integral de BROIDO (1969). De acordo com o método de Freeman-Carrol, uma reação de pseudo-primeira ordem acontece durante a maior parte do processo de pirólise para as amostras 1 e 2. As energias de ativação calculadas por este método diminuem consideravelmente com a diminuição do peso molecular quando a cinética são de pseudo-primeira ordem.

Usando o método de Broido, foram encontrados dois estágios de decomposição para todas as amostras na sua maior extensão. A energia de ativação E_a para o primeiro estágio, correspondendo as mais baixas temperaturas de decomposição, mostra pouca variação com o peso molecular, ao passo que o segundo estágio eles diminuem geralmente com a diminuição do peso molecular, e maiores que aqueles encontrados para o primeiro estágio. Quando se comparam os valores de E_a calculados por ambos métodos analíticos, pode ser visto que as energias de ativação obtidas pelo método de Freeman-Carrol para a reação de primeira ordem são um pouco maiores que aqueles obtidos para o último estágio do método de Broido.

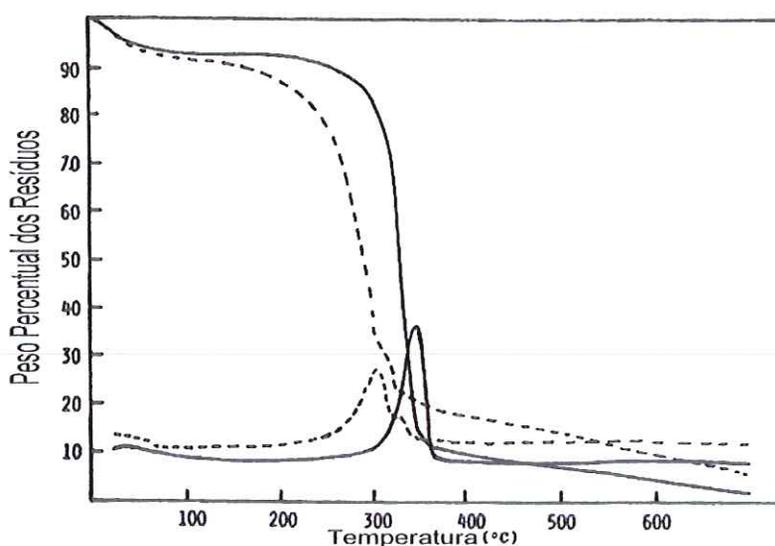


Figura A5.9 Curvas termogravimétricas de celuloses com peso molecular $M_n = 201.000$ (—) e $M_n = 60.000$ em nitrogênio (figura retirada de CALAHORRA et al., 1989).

KAUR et al., empregando o método de Freeman-Carrol, encontrou para E_a o valor de 263 kJ/mol na faixa de temperatura de 300-350°C. Os mesmos autores, empregando o método de Broido, encontraram para E_a os valores de 125 e 254 kJ/mol nas faixas de temperatura de 250-300 e 300-350°C respectivamente.

O fato de que o valor para a energia de ativação para o primeiro estágio da degradação não se altera com o peso molecular sugere que o número de extremidades livres da cadeia não tem um efeito apreciável na decomposição térmica. A energia de ativação toma diferentes valores para o segundo estágio para as diferentes frações. Tal comportamento não pode ser relacionado diretamente ao peso molecular, como a quebra aleatória das cadeias que foram tomadas previamente. Muitos autores sugerem que neste segundo estágio ocorre a decomposição dos cristalitos da celulose.

BASCH e LEWIN (1973a) e (1973b), efetuando pirólise em diferentes celuloses em vácuo e ar, investigaram a influência do arranjo da estrutura interna da celulose percebida através das medidas de cristalinidade, orientação e grau de polimerização. Para tanto empregaram amostras de algodão, ramí, raion, etc. Foi observada uma reação em dois estágios, onde o primeiro foi atribuído a uma iniciação seguida por uma decomposição, sendo que esta, ao menos em baixas temperaturas, deve iniciar-se nas regiões menos ordenadas da celulose segundo os autores.

Apesar de sua alta orientação, ramí teve uma taxa inferior de degradação na pirólise comparada a do algodão de GP e cristalinidade similares. Medidas de GP obtidas após 150 min de pirólise mostraram que enquanto o algodão alcançou valores na

vizinhança de 230-270, rami teve GP de 565, indicando que uma taxa de iniciação relativamente mais lenta.

A feição mais saliente nos ensaios com DSC para todas as amostras de celulose foi uma forte endoterma originando-se em cerca de 315°C e alcançado o pico em cerca de 355°C seguida por uma exoterma em altas temperaturas. É geralmente aceito que o pico da endoterma deve-se principalmente à formação de levoglicosano a partir das regiões cristalinas e sua evaporação. Exames precisos da endoterma sob condições de alta sensibilidade instrumental mostraram que ela pode ser composta, para certas celulosas, de duas regiões que se sobrepõem. ARSENEAU (1970) atribuiu a primeira e pequena região a despolimerização e a segunda e maior a volatilização do levoglicosano. Basch e Lewin observaram que no caso do rami a endoterma é claramente composta de duas regiões distintas, uma menor com pico em 342°C e outra maior com pico em 375°C. É razoável, segundo eles, assumir que o valor inusualmente elevado da temperatura de pico da endoterma reflete uma maior estabilidade dos cristalitos quando comparados ao do algodão.

A representação das energias de ativação aparentes versus o percentual de cristalinidade é mostrado na Fig.5.10. A extrapolação a partir da reta obtida permite valores para E_a de 124 kJ/mol para uma celulose com zero de cristalinidade e de 256 kJ/mol para uma celulose totalmente cristalina.

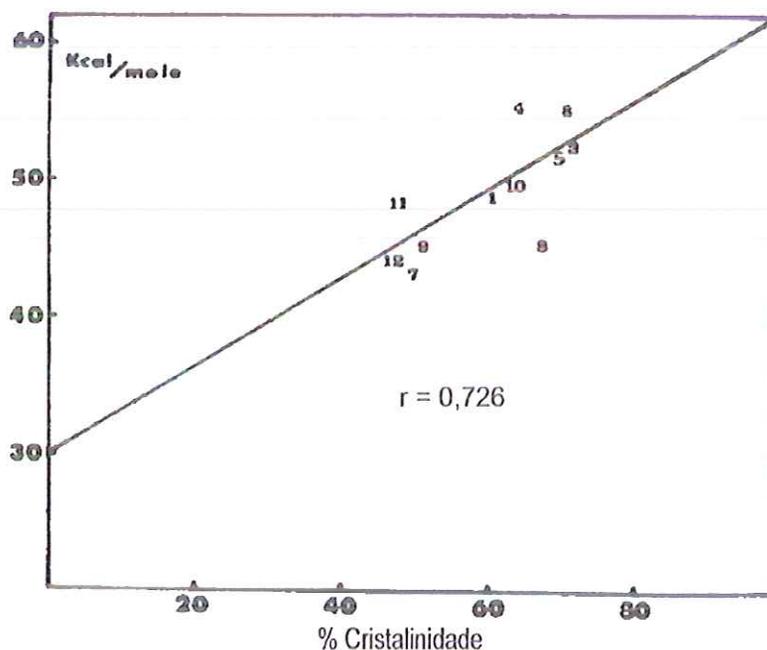


Figura A5.10 Energia aparente de ativação versus cristalinidade (figura retirada de BASCH e LEWIN, 1973).

EFEITO DA OXIDAÇÃO DA CELULOSE

A oxidação da celulose conduz a uma variedade de estruturas dependendo do tipo de agente oxidante empregado. Uma oxidação leve em tecidos de celulose melhora as suas características de tingimento. Um estudo sobre a degradação da celulose foi efetuado por VARMA e CHAVAN (1995) através de termogravimetria dinâmica. Para tanto foram utilizadas amostras de pó de celulose de 2,3-dialdeído celulose (DAC), 2,3-dicarboxicelulose (DCC) e sódio-2,3-dicarboxicelulose (NaDCC). As Fig.A5.11a e b mostram respectivamente as curvas de TG e de DTA para a amostra de DAC em várias concentrações de agente oxidante. Observa-se que o efeito do agente oxidante é bastante significativo para ambas as curvas.

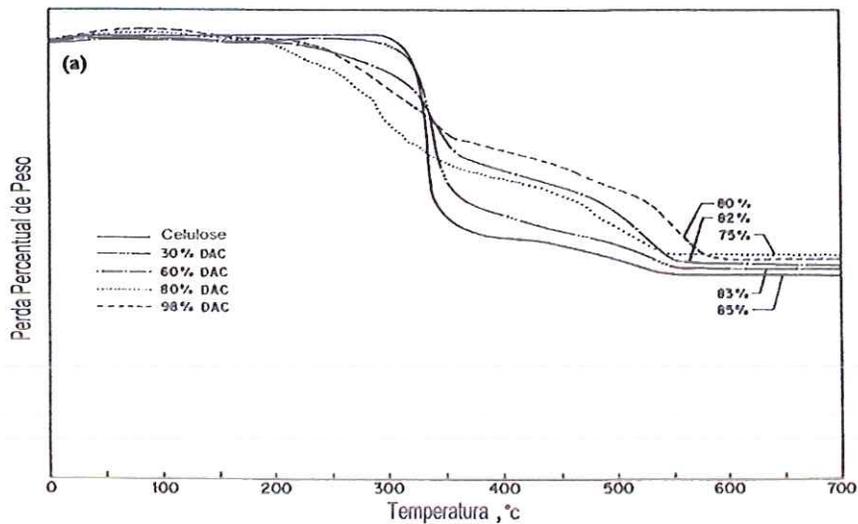


Figura A5.11a Curvas de análise termogravimétrica da celulose pura e de diferentes 2,3-dialdeído-celuloses (DAC) (figura retirada de VARMA e CHAVAN, 1995).

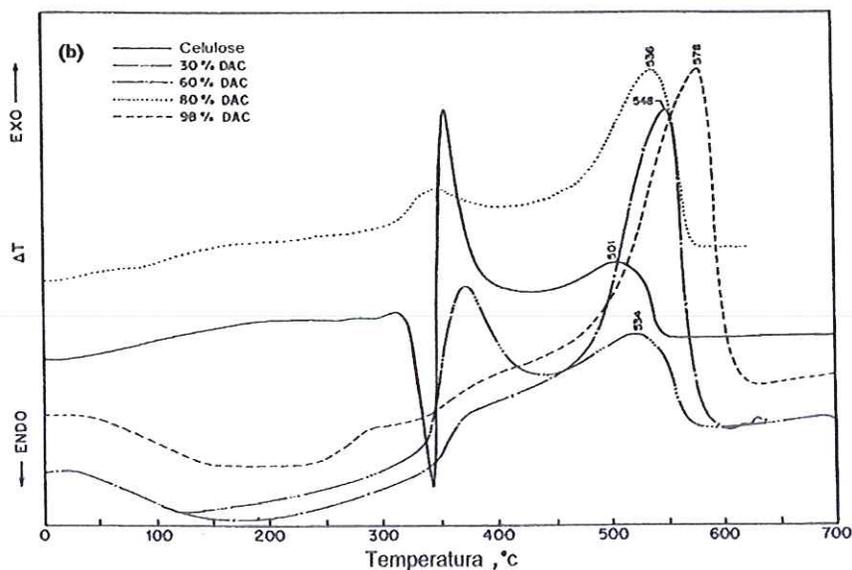


Figura A5.11b Análise térmica diferencial da celulose pura e de diferentes 2,3 dialdeído-celulose (figura retirada de VARMA e CHAVAN, 1995).

EFEITO DAS IMPUREZAS

É sabido que as reações de auto-oxidação são fortemente influenciadas por impurezas ou aditivos no substrato. Este fator é indubitavelmente responsável pela grande variação nos valores das constantes de velocidade e da energia de ativação obtida da degradação auto-oxidativa da celulose ou da celulose impregnada de compostos. Muitos pesquisadores reportam que a presença de sais inorgânicos influencia a propriedade reativa da celulose na capacidade em produzir o betume volátil (levoglicosano).

Foi mostrado por MADORSKY et al. (1956) que sais inorgânicos, usados em altas concentrações como impregnantes, afetam o valor da energia de ativação para a decomposição térmica da celulose e também os produtos da reação. Eles obtiveram um valor para a energia de ativação de 209 kJ/mol para a decomposição do algodão e de 147 kJ/mol para a de algodão impregnado com NaCl.

BROIDO (1966) mostrou que as curvas de DTA da celulose são muito sensíveis à impurezas. Ele observou que amostras de celulose com 0,01% de cinzas tiveram uma forte endoterma e uma exoterma em cerca de 320 e 360°C respectivamente, enquanto que amostras com 0,15% de cinzas tiveram uma ampla endoterma em 320°C e apenas uma elevação em 360°C. Celulose contendo 1,5% de KHCO_3 não exibiram nenhuma endoterma. RAMIAH (1970) também observou que a presença de diferentes quantidades de impurezas afeta apreciavelmente a curva de análise térmica das amostras de celulose.

GOLOVA observou que pequenas quantidades relativas de contaminantes inorgânicos podem catalisar a degradação da celulose e alterar a quantidade das substâncias produzidas na fração betuminosa. A questão de se os rendimentos na obtenção do levoglicosano devem-se a remoção das impurezas inorgânicas, adição considerável de traços de ácidos ou mudança cristalina da estrutura da celulose devido ao pré-tratamento por lavagem por ácido não foi esclarecida. Foi notado que o substrato tinha uma forte influência no curso dos produtos da pirólise.

A6

CONDUTIVIDADE TÉRMICA DE MEIOS POROSOS

Segue-se uma descrição dos principais trabalhos visando a determinação da condutividade térmica dos meios porosos.

GEMANT (1950) deduziu uma fórmula para a condutividade térmica de solos úmidos em termos do teor de umidade, da condutividade térmica da água e das partículas sólidas constituintes do solo. Ele considerou um grão de solo de formato esférico em contato com seis outros vizinhos, isto é, num arranjo cúbico de esferas uniformes. Este arranjo conduz a um valor de porosidade de 47,6% - correspondente ao arranjo cúbico simples (CS). O arranjo que permite o maior empacotamento para esferas uniformes dá um valor de porosidade de 26% - correspondendo ao arranjo cúbico de face centrada (CFC). Valores de porosidade para solos arenosos situam-se entre estes dois extremos, com um valor médio de aproximadamente 37%. Gemant assumiu que a umidade descreve um anel de forma em cunha ao redor dos pontos de contato entre as esferas, com o volume desses anéis variando de acordo com o teor de umidade. Ele então calculou a resistência do fluxo de calor de um cubo unitário englobando o grão do solo, anéis de água, e espaços de ar, assumindo as linhas de fluxo de calor como paralelas e desprezando a resistência térmica dos espaços com ar. As condutividades térmicas resultantes de muitos solos com teores de umidade variando de 5 a 25% em volume mostraram uma surpreendente concordância com os valores experimentais tomados da literatura. WEBB (1956) criticou o negligenciamento da resistência da fase gasosa e DE VRIES (1956) criticou a hipótese de fluxo paralelo no desenvolvimento de Gemant. Ambas as críticas são pertinentes ainda que os resultados obtidos tenham sido consistentes.

DEISSLER e BOEGLI (1958) desenvolveram uma investigação experimental na determinação da condutividade térmica efetiva de pós de óxido de magnésio, aço inoxidável e óxido de urânio imersos em vários gases – ar, hélio, argônio, nitrogênio, neônio e várias misturas destes gases – , motivados pelo interesse na transferência de calor em elementos de reatores nucleares. As variáveis investigadas incluíram o nível de temperatura, pressão do gás, porosidade, condutividade térmica do gás e das partículas

sólidas. As principais conclusões do estudo experimental foram: a condutividade térmica efetiva da amostra é fortemente dependente da condutividade do gás (a condutividade do óxido de magnésio no hélio foi cinco vezes maior que a do mesmo pó em argônio); a condutividade térmica efetiva da amostra torna-se aproximadamente independente da pressão a partir do valor da razão do livre caminho médio das moléculas do gás para uma dimensão característica das partículas do pó (número de Knudsen); a convecção não afeta a condutividade das amostras investigadas; o aumento da condutividade com a temperatura é devido ao aumento da condutividade do gás uma vez que a condutividade das partículas sólidas de óxido de magnésio tem seu valor diminuído com o aumento da temperatura; grande parte do fluxo de calor através dos espaços entre as partículas ocorre em áreas extremamente reduzidas vizinhas ao ponto de contato. O fluxo de calor entre as partículas do pó é, portanto, bastante sensível ao modo exato como estas partículas fazem contato e, assim, influenciado pelas irregularidades superficiais próximas aos pontos de contato.

Esses autores buscaram obter uma correlação entre as condutividades efetivas dessas amostras calculadas a partir de um modelo em termos das condutividades das partículas sólidas, da condutividade do gás e da porosidade da amostra e os resultados obtidos. Para tanto um modelo de esferas uniformes num arranjo cúbico simples – porosidade de 47,6% – foi adotado e a sua solução obtida por relaxação. Foi observada uma concordância razoável com os resultados experimentais para porosidades de 0,42 a 0,50, próximas, portanto, daquela para o arranjo de esferas. Deissler e Boegli estão entre os primeiros a indicar que a condutividade térmica de um meio poroso saturado pode ser calculada baseada em um modelo de duas camadas análogo ao das resistências elétricas em um circuito elétrico. Eles mostraram que o valor mínimo da condutividade térmica estagnante ocorre quando as camadas das fases sólida e fluida estão em série na direção do gradiente de temperatura. Neste caso a condutividade efetiva k_e é dada como

$$k_e = \frac{k_s k_f}{\varepsilon k_s + (1 - \varepsilon) k_f} \quad \text{A6.1}$$

sendo k_s e k_f as condutividades térmicas da fase sólida e fluida respectivamente. Por outro lado, se as duas camadas estão em paralelo na direção do gradiente de temperatura, a condutividade térmica efetiva k_e do meio é máxima, dada por

$$k_e = \varepsilon k_f + (1 - \varepsilon) k_s \quad \text{A6.2}$$

Estes dois casos são mostrados na Fig.A6.1, onde a razão da condutividade efetiva para a condutividade do meio fluido (k_e/k_f) é dada em função da razão da condutividade da fase sólida para a condutividade do meio fluido (k_s/k_f) para vários valores da porosidade ε . Vê-se que, para um valor baixo de k_s/k_f , a diferença entre esses valores extremos não é exagerada enquanto que para um alto valor de k_s/k_f a diferença é grande. Isto indica que a condutividade efetiva de um sistema para uma dada fração de espaço ocupado pelo fluido (porosidade) é grandemente influenciada por altos valores de k_s/k_f ,

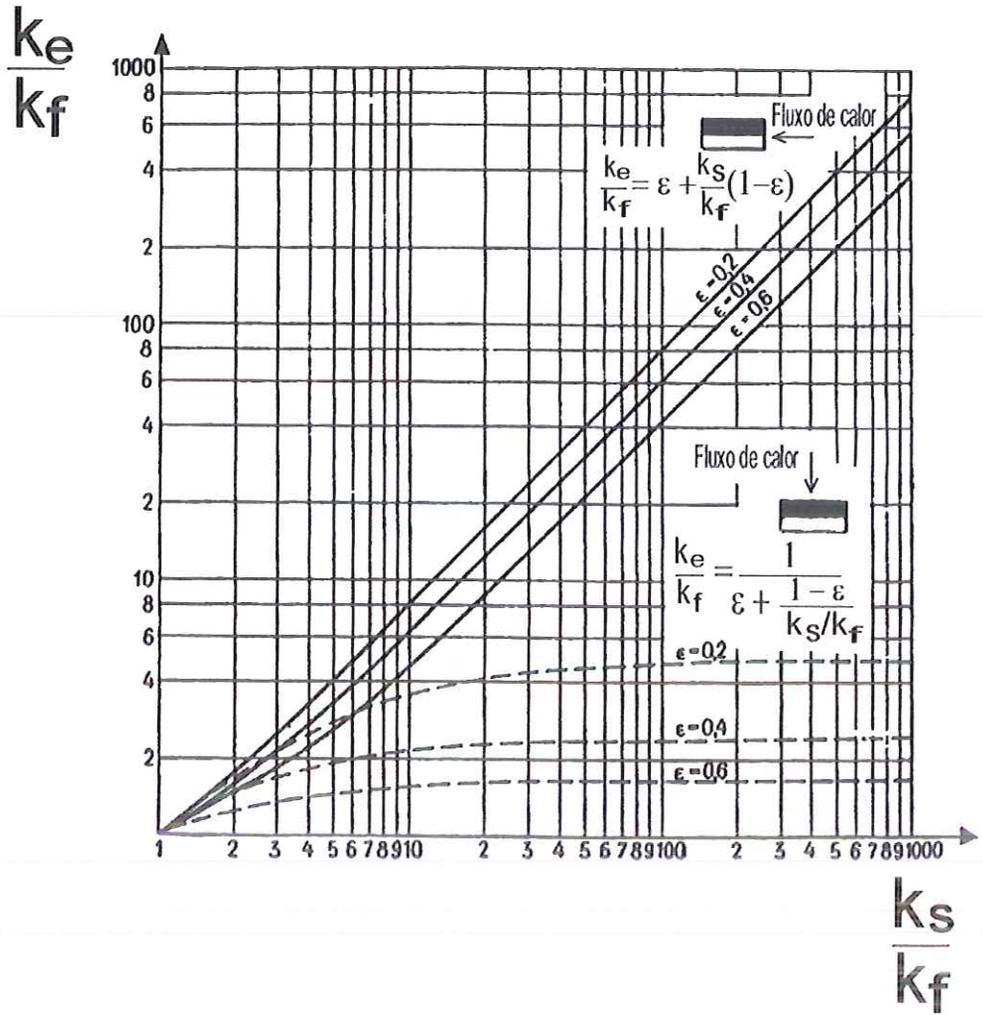


Figura A6.1 Valores mínimos e máximos da condutividade térmica efetiva para os modelos de duas camadas (figura retirada de KRUPICZKA, 1967).

ao passo que para baixos valores de k_s/k_f o arranjo interno da estrutura do material é de menor importância. Para altos valores de k_s/k_f a maior parte do fluxo de calor ocorre na vizinhança desses pontos de contato devido ao fato de que o fluido age como um isolante nos pontos onde as partículas estão separadas.

A distribuição paralela (máximo k_e) corresponde a uma média aritmética ponderada das condutividades das duas fases; a distribuição em série (mínimo k_e) corresponde a uma média harmônica ponderada das condutividades do sólido e do fluido.

RUSSELL (1935), em conexão com a condutividade térmica de tijolos refratários, derivou a condutividade térmica de um material poroso seco das propriedades dos seus componentes gás e sólido para uma distribuição de poros de forma cúbica arranjados em uma rede cúbica simples. Ele assumiu fluxo paralelo de calor e desprezou o efeito de convecção através dos poros. A equação de Russell, válida para $0 \leq \varepsilon \leq 1$, é dada por

$$\frac{k_s}{k_e} = 1 - \varepsilon^{\frac{1}{3}} + \frac{\varepsilon^{\frac{1}{3}}}{\left(\frac{k_f}{k_s}\right) \varepsilon^{\frac{2}{3}} + 1 - \varepsilon^{\frac{2}{3}}} \quad \text{A6.3}$$

MAXWELL (1873), usando a teoria potencial para condutores elétricos através de um meio heterogêneo, obteve uma solução exata para a condutividade de uma distribuição aleatória e não-interagente de esferas sólidas homogêneas (k_s) em um meio contínuo homogêneo (k_f), dada por

$$\frac{k_e}{k_f} = \frac{2 \varepsilon k_f + (3 - 2 \varepsilon) k_s}{(3 - \varepsilon) k_f + \varepsilon k_s} \quad \text{A6.4}$$

Esta equação é aplicável apenas quando a porosidade ε é elevada, uma vez que a equação acima foi derivada sobre a hipótese de que esferas sólidas estão distantes o suficiente para que elas não se interajam mutuamente. Meios porosos granulares, em particular, usualmente possuem porosidades entre 0,3 a 0,5, de maneira que a equação de Maxwell não é diretamente aplicável na estimativa da condutividade térmica desses materiais.

RAYLEIGH (1892) derivou por rigorosa análise uma fórmula, dada como uma série, para a condutividade elétrica de um meio de duas fases consistindo de esferas uniformes de um material arranjado numa disposição cúbica num segundo material. Os termos mais elevados, que têm um efeito significativo para altos valores de k_s/k_f , não foram computados devido às dificuldades matemáticas inerentes. Este tratamento foi estendido por BURGER (1915) para o caso de partículas de formato elipsoidal e generalizado por EUCKEN (1932) para o caso de um meio de múltiplas fases.

DE VRIES (1952) aplicou com sucesso esta teoria na determinação da condutividade térmica de solos úmidos, isto é, com três fases: ar, água e sólido. O trabalho de de Vries constitui uma extensão dos trabalhos de Eucken e Burger (para partículas elipsoidais) a equação de Maxwell para o cálculo da condutividade térmica de partículas não agregadas. A equação para o meio de duas fases com uma fase contínua fluida e outra de sólidos dispersos é dada como

$$k_e = \frac{\varepsilon k_f + (1 - \varepsilon) F_1 k_s}{\varepsilon + (1 - \varepsilon) F_1} \quad \text{A6.5a}$$

onde

$$F_1 = \frac{1}{3} \sum_{i=1}^3 \left[1 + \left(\frac{k_s}{k_f} - 1 \right) g_i \right]^{-1} \quad \text{A6.5b}$$

e

$$\sum_{i=1}^3 g_i = 1 \quad \text{A6.5c}$$

O fator F_1 representa a razão dos gradientes de temperatura médio das fases contínuas e dispersas. O fatores g_i 's são fatores de forma das partículas. Quando $g_1 = g_2 = g_3$ (partículas esféricas) a equação reduz-se a equação original de Maxwell. de Vries escolheu $g_1 = g_2 = 1/8$ e $g_3 = 3/4$. Isto corresponde a partículas tendo o formato de elipsóides de revolução com um eixo maior seis vezes o eixo menor.

Para o caso de poros distribuídos em um sólido a fórmula original de Maxwell e Rayleigh é dada como

$$\frac{k_e}{k_s} = \frac{1 - (1 - bk_f / k_s) \epsilon}{1 + (b - 1) \epsilon} \quad \text{A6.6a}$$

onde

$$b = 3 k_s / (2 k_s + k_f) \quad \text{A6.6b}$$

Eucken afirma que esta equação permite uma boa concordância com os valores experimentais para porosidades tão elevadas quanto $\epsilon = 0,5$.

WOODSIDE (1958) investigou o comportamento das equações de Russell (Eq.A6.3), Maxwell e Rayleigh (Eq.A6.4) e uma expressão por ele desenvolvida na determinação da condutividade térmica de meios porosos. A expressão desenvolvida baseia-se na hipótese de um meio consistindo de um arranjo cúbico de partículas esféricas sólidas uniformes em um gás. Assumiu também que as isothermas constituíam planos perpendiculares à direção do fluxo de calor e que os espaços intersticiais eram pequenos o bastante para que o calor transferido por convecção pudesse ser desprezado. É conhecido que para valores de $Gr.Pr < 10^3$ (Gr – número de Grashof, Pr – número de Prandtl) o calor transferido por convecção nos poros (fase fluida) pode ser desconsiderado – ver LUIKOV (1964) – e, de acordo com Woodside, o efeito da convecção torna-se significativo para partículas com diâmetros maiores que 1 cm. Em temperaturas acima de 200°C, bem como para partículas grandes, radiação também

contribui para a condutividade térmica em materiais granulares, segundo DEISSLER e BOEGLI (1958). Esta equação, dada por

$$\frac{k_f}{k_e} = 1 - \left(\frac{6S}{\pi}\right)^{1/3} \left[1 - \left(\frac{a^2 - 1}{a}\right) \ln\left(\frac{a+1}{a-1}\right) \right] \quad \text{A6.7a}$$

onde

$$a = \left[1 + \frac{4}{\pi(k_s/k_f - 1)(6S/\pi)^{2/3}} \right]^{1/2} \quad S = 1 - \varepsilon \quad 0 \leq S \leq 0,5236 \quad \text{A6.7b}$$

aplica-se a materiais granulares tendo porosidades ε maiores ou iguais a 47,6%.

Woodside calculou os valores da condutividade térmica de seis materiais granulares por meio da equação de Russell comparando-os aos experimentais, o que revelou uma boa concordância entre eles. A aplicação da Eq.A6.3 para o cálculo da condutividade térmica da neve, para densidades entre 0,10 e 0,48 g/cm³, tomando-se em conta a difusão de vapor, foi considerada bastante satisfatória.

Na derivação de uma expressão para a condutividade térmica estagnante de um leito de esferas empacotadas, KUNII e SMITH (1960) consideraram um modelo de célula unitária consistindo de duas esferas em contato. Eles desprezaram a radiação entre as esferas e assumiram que o gradiente de temperatura é aplicado ao longo da direção conectando os centros das esferas. Enquanto a condução de calor próxima à região externa da célula unitária é, em sua maior parte, através dos espaços vazios ocupados pela fase fluida, o calor na região central próxima aos pontos de contato tem que passar da fase sólida através da fase fluida antes de reentrar na fase sólida. Kunii e Smith assumem que a resistência térmica desses dois mecanismos de transferência de calor pode ser representada por uma camada fluida em paralelo com a camada composta consistindo tanto da fase fluida quanto da sólida. A resistência térmica equivalente da camada composta é obtida assumindo-se que a resistência da fase fluida está em série com a da fase sólida. A expressão deduzida foi

$$\frac{k_e}{k_f} = \phi + \left[(1 - \varepsilon) / \left(\phi + \frac{2 k_f}{3 k_s} \right) \right] \quad \text{A6.8a}$$

onde

$$\phi = \phi_2 + (\varepsilon - 0,259)(\phi_1 - \phi_2) / 0,217 \quad \text{A6.8b}$$

Os valores para os parâmetros ϕ_1 e ϕ_2 forma traçados como função de k_s/k_f por Kunii e Smith. ϕ_1 corresponde a um empacotamento cúbico de esferas uniformes ($\varepsilon = 0,476$) e ϕ_2 corresponde a um empacotamento tetraédrico de esferas uniformes ($\varepsilon = 0,259$). Para porosidades intermediárias eles calcularam ϕ por uma interpolação linear entre ϕ_1 e ϕ_2 . Para porosidades menores que 0,259 eles recomendaram tomar-se ϕ igual a ϕ_2 e, para porosidades maiores que 0,476, ϕ igual a ϕ_1 .

WOODSIDE e MESSMER (1961) efetuaram um estudo para a condutividade térmica de partículas desagregadas constituídas de pacotes de partículas de quartzo, pacotes de esferas de vidro e pacotes de esferas de chumbo. Vários modelos expressos nas equações de Maxwell, de Vries, Kunii e Smith e as da analogia com a associação de resistores tiveram seus valores confrontados com os obtidos experimentalmente. Wooside e Mesmer acharam interessante considerar como a média geométrica ponderada, dada por

$$k_e = k_f^\varepsilon k_s^{1-\varepsilon} \quad \text{A6.9}$$

e que dá valores intermediários aos das médias aritmética e harmônica ponderadas, representa a condutividade de um meio poroso natural.

Uma expressão analítica para a condutividade térmica estagnante de um leito empacotado foi obtido por ZEHNER e SCHUNDER (1970) que escolheram uma célula cilíndrica unitária que contém uma partícula esférica. Eles consideraram a transferência de calor por condução através dois caminhos paralelos: condução através dos vazios preenchidos por gás no cilindro externo e condução através das fases sólida e gasosa no cilindro interno. Baseada numa aproximação semi-analítica, eles obtiveram a seguinte expressão para a condutividade térmica efetiva estagnante de um leito empacotado:

$$\frac{k_e}{k_f} = \left[1 - \sqrt{1 - \varepsilon} \right] + \frac{2\sqrt{1 - \varepsilon}}{1 - \lambda B} \left[\frac{(1 - \lambda)B}{(1 - \lambda B)^2} \ln \left(\frac{1}{\lambda B} \right) - \frac{B + 1}{2} - \frac{B - 1}{1 - \lambda B} \right] \quad \text{A6.10a}$$

onde o fator de forma **B** é aproximadamente dado por

$$B = 1,25 \left(\frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon} \right)^{10/9} \quad \text{A6.10b}$$

É pertinente notar que o primeiro termo no lado direito da Eq.2.15a representa a condução de calor através do cilindro externo consistindo da fase fluida enquanto o segundo representa a condução de calor através do cilindro interno composto tanto da fase sólida quanto da fluida.

KRUPICZKA (1967) derivou soluções analíticas para a condutividade térmica efetiva de um material formado de elementos de sólidos granulares localizados em meio fluido (gás ou líquido) contínuo e imóvel usando um primeiro modelo constituído de longos cilindros tocando-se ($\varepsilon = 0,215$), e então um outro modelo constituído de esferas em contato num arranjo cúbico ($\varepsilon = 0,476$). Para o modelo constituído de cilindros, $\varepsilon = 0,215$, obteve a expressão

$$\frac{k_e}{k_f} = \frac{\lambda}{\lambda - 1} \left[\frac{2\lambda}{\sqrt{2\lambda - 1}} \operatorname{arctg}(2\lambda - 1) - \frac{\pi}{2} \right] \quad \text{A6.11}$$

e para o modelo constituído de esferas, $\varepsilon = 0,476$, obteve a expressão

$$\frac{k_e}{k_f} = \frac{\pi}{2} \left(\frac{\lambda}{\lambda - 1} \right)^2 \left[\ln \lambda - 1 + \frac{1}{\lambda} \right] + 1 - \frac{\pi}{4} \quad \text{A6.12}$$

sendo $\lambda = k_s/k_f$. A condutividade térmica efetiva para os dois modelos foi obtida sob a hipótese de transferência unidirecional do fluxo de calor. Krupiczka estendeu a análise dos arranjos acima tomando uma solução mais exata através do uso de séries não-ortogonais para a observação das condições de fronteira entre os dois domínios físicos do problema (sólido/fluido) na solução da equação de Laplace. Em vista do caráter complicado das fórmulas obtidas, ele aproximou as duas soluções por uma lei de correlação geral que toma em conta os efeitos da porosidade,

$$\frac{k_e}{k_f} = \left(\frac{k_s}{k_f} \right)^{A+B \log \left(\frac{k_s}{k_f} \right)} \quad \text{A6.13a}$$

$$A = 0,280 - 0,7571 \cdot \log \varepsilon$$

$$B = -0,057$$

$$\text{A6.13b}$$

A fórmula de correlação obtida é válida para $0,215 \leq \varepsilon \leq 0,476$, mas pode também ser usada sem grandes erros para valores de porosidades próximas a região em consideração.

Comparando-se a Eq.2.18 acima com os resultados experimentais de NOZAD et al. (1985), KAVIANY (1991) concluiu que a Eq.2.18 é acurada para moderados valores da razão k_s/k_f , mas subavalia o valor da condutividade térmica estagnante quando esta razão é alta.

LEE e TAYLOR (1976) investigaram experimentalmente a difusibilidade térmica α ($\alpha = k/\rho C$, sendo ρ a densidade específica e C o calor específico) de uma série de esferas de cobre e filamentos de cobre dispersos em solda. Os valores para as

difusibilidades foram comparados aos calculados através dos valores da condutividade térmica efetiva k_e obtido por meio da equação de Maxwell (Eq.A6.4) e dos valores do produto da densidade específica efetiva ρ_e e do calor específico C_e , calculados através da relação

$$\rho_e C_e = \rho_c C_c v_c + \rho_s C_s v_s \quad \text{A6.14}$$

onde v é a fração volumétrica percentual e o os subscritos c e s referem-se respectivamente aos filamentos de cobre (ou esferas de cobre) e a matriz da solda. Estes autores afirmam que o conceito de difusibilidade térmica efetiva é válido aos menos para razões entre as difusibilidades das partículas para a da matriz entre 1 e 3,5 e razões entre os calores específicos entre 0,02 e 0,52 para partículas aleatoriamente dispersas em compostos contendo até 30% destas partículas em volume. Os resultados também não foram influenciados pela mudança do tamanho ou forma das partículas para uma faixa ampla em temperatura ambiente.

Baseado em esquemas fechados de equações de condução de calor macroscópicos nas fases sólida e fluida e assumindo equilíbrio térmico local, NOZAD et al. (1985) obtiveram soluções numéricas para a condutividade térmica estagnante de um arranjo de barras de seção quadrada em contato e sem contato. Eles encontraram que instabilidades numéricas ocorrem em altas razões de condutividade térmica (com $k_s/k_f > 100$), e um método de perturbação foi usado para superar estas dificuldades. Seus resultados numéricos para as barras de seção quadrada tocando-se com o parâmetro de contato $c/a = 0,02$ estão em excelente concordância com os seus dados experimentais. Posteriormente SHONNARD e WHITAKER (1989) apontaram um erro nos resultados de Nozad et al. e que a solução numérica com $c/a = 0,01$ seria mais apropriada para representar os dados experimentais.

BAKER-JAVIS e INGUVA (1985) desenvolveram uma solução original para a equação da condução de calor em um meio compósito utilizando uma formulação variacional. O modelo para a microestrutura do meio é incorporado às equações mediante um termo para o momento polar das inclusões em um volume representativo. A solução geral é apresentada como uma integral em termos de fontes e requer a técnica das funções de Green. A solução reduz-se a solução da equação da condução de calor normal nos limites do meio homogêneo.

SHONNARD e WHITAKER (1989), visando testar a teoria da expansão interna de BATCHELOR e O'BRIEN (1977) que representa um meio poroso através de um modelo de quatro pontos de contato num arranjo de esferas homogêneas, construíram um aparelho que simulava uma célula unitária, através de hemisferas metálicas em contato representando um meio poroso periódico, para a medida da sua condutividade térmica. Foram obtidos resultados experimentais para várias razões da condutividade térmica k_s/k_f , variando de 10^2 a 10^4 , e os valores verificaram a dependência funcional de k_e com k_s/k_f como preditos por Batchelor e O'Brien.

MURALIDHAR (1990) estudou a condutividade térmica efetiva de um material compósito constituído de fibras isolantes inseridas numa matriz condutora buscando

relacionar o seu valor na direção transversal do compósito como função da fração em volume das fibras. Isto foi obtido sujeitando uma região caracterizada como não-homogênea a diferenças de temperatura no regime estacionário e periódico-estacionário. O conjunto de equações resultantes é resolvido por uma técnica de elementos finitos. Os resultados mostraram que um meio compósito pode ser homogeneizado usando-se condutividades estatisticamente determinadas, mesmo para problemas não-estacionários.

KIM e TORQUATO (1990) descrevem uma técnica para a simulação do movimento Browniano que permite a exata descrição das propriedades efetivas de um meio heterogêneo e desordenado com um número qualquer de fases. O método permite o cálculo acurado da condutividade térmica efetiva com um tempo comparativamente menor de execução.

As não-uniformidades na distribuição de fases próximas às superfícies de contato resultam em anisotropia e não-uniformidades no tensor da condutividade térmica efetiva. SAHRAOUI e KAVIANY (1993) avaliaram as propriedades desse tensor para um meio poroso bidimensional feito de partículas retangulares para os casos onde o meio é limitado pelo fluido saturando-o ou por uma superfície sólida. Eles apontam que o uso de uma condutividade efetiva uniforme, tal qual um valor para um ponto a alguma distância da superfície de contato, aliado a uma distribuição de temperaturas próxima à esta superfície resulta em um erro no fluxo de calor calculado. Eles também observam um efeito de deslizamento no perfil de temperaturas na superfície de contato que ocorre quando a condutividade efetiva média e a distribuição de temperaturas distante desta superfície são usadas para extrapolar a temperatura na interface.

HSU et al. (1995) fizeram uso da analogia dos resistores elétricos, inspirados nos trabalhos de Kunii e Smith e Zehner e Schulender, no chamado modelo dos parâmetros agrupados, na obtenção de expressões para a condutividade térmica estagnante de meios porosos bi e tridimensionais com um arranjo interno periódico. O método consiste na escolha de uma célula unitária dividindo a geometria sob consideração em camadas de sólido, fluido e composta (consistindo tanto de sólido quanto de fluido) e assumindo que o fluxo de calor dá-se em uma única direção dentro da célula unitária. A resistência térmica do meio é obtida assumindo-se que estas camadas estão em paralelo entre si e que a resistência térmica da camada composta é obtida admitindo-se que a fase sólida e fluida estão em série. Os resultados baseados nessas expressões algébricas mostraram excelente concordância com os resultados numéricos obtidos por Nozad et al. e os de Sabraoui e Kaviany.

PITCHUMANI e YAO (1999) conduziram um estudo sobre a condutividade térmica efetiva transversal de um arranjo unidirecionais de fibras num compósito. O trabalho empregou um tratamento de dimensões fractais para reduzir a complexidade geométrica do arranjo das fibras no compósito. Uma célula unitária genérica foi construída baseada no volume da fração de fibras e na dimensão local fractal ao longo das direções paralela e transversa ao fluxo de calor. Uma das conclusões do estudo foi a de que o formato do arranjo das fibras influencia fortemente a condução de calor no compósito. O modelo térmico resultante das análises simplificadas dessa célula unitária demonstrou ser bastante efetivo na predição da condutividade térmica dos compósitos, tanto os com arranjo ordenado das fibras como os desordenados. THOVERT et al.

(1990) também aplicaram a geometria de fractais na descrição da condutividade térmica de um meio poroso.

RAMOS (1999) aplicou com sucesso a matemática dos fractais na obtenção da condutividade térmica efetiva de meios porosos. Para tanto ele discretizou os domínios bidimensionais desses meios e empregou um esquema de diferenças-finitas explícito na descrição da equação da difusão de calor. Os efeitos de radiação e convecção foram desprezados. As geometrias analisadas foram as de um arranjo de retângulos, análoga a empregada por Hsu et al., e geometrias fractais como a do tapete de Sierpinsky e a placa quadrática de Kock. Comparações com os resultados numéricos e experimentais de outros autores mostraram excelente concordância.