

TESE

1201

FEI - UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ

ANÁLISE DE TEMPERATURA DE CORTE NO
TONEAMENTO DE MATERIAIS
COMPÓSITOS CARBONO - CARBONO (C/C)

LUIZ CARLOS MENDES DA SILVA JUNIOR

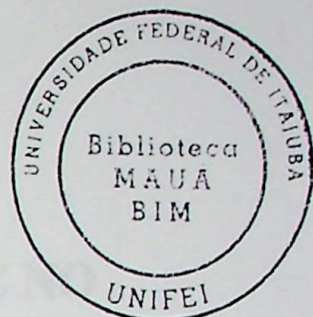
ITAJUBÁ - MG

2002

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ

CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO



**ANÁLISE DA TEMPERATURA DE CORTE NO
TORNEAMENTO DE MATERIAIS
COMPÓSITOS CARBONO -CARBONO (C/C)**

LUIZ CARLOS MENDES DA SILVA JÚNIOR

Dissertação apresentada à Universidade Federal de Itajubá como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Ciências em Engenharia Mecânica na Área de Concentração de Projeto e Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. João Roberto Ferreira

Co-orientador: Prof. Dr. Paulo Fernandes Silva

Itajubá, MG

2002

CLASS. 021.9(043.2)
CUTI: k. 5596a
TOMBO. 1201



MENDES da Silva Júnior, Luiz Carlos. *Análise da Temperatura de Corte no Torneamento de Materiais Compósito Carbono-Carbono (C/C)*, Itajubá: UNIFEI, 2002, 107p. (Dissertação de mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Itajubá).

Palavras-chaves: Usinagem, Compósito Carbono-carbono, Temperatura de Corte, Desgaste e Vida de Ferramentas.

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
INSTITUTO DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE MECÂNICA
DISSERTAÇÃO DE MESTRADO
ANÁLISE DA TEMPERATURA DE CORTE NO
TORNEAMENTO DE MATERIAIS COMPÓSITOS
CARBONO -CARBONO (C/C)

Autor: Luiz Carlos Mendes da Silva Júnior

Orientador: Prof. Dr. João Roberto Ferreira

Co-orientador: Prof. Dr. Paulo Fernandes Silva

Prof. Dr. João Roberto Ferreira, Presidente

UNIFEI – Universidade Federal de Itajubá

Prof. Dr. Marcos Valério Ribeiro

FAENQUIL – Faculdade de Engenharia Química de Lorena

Prof. Dr. Paulo Fernandes Silva

MCT/LNA – Laboratório Nacional de Astrofísica

Prof. Dr. Sebastião Carlos da Costa

UNIFEI – Universidade Federal de Itajubá

Itajubá, MG, 2002

Aos meus pais Luiz Carlos Mendes da Silva e
Maria Aparecida de Oliveira Mendes.

A minha esposa Lucia Elena Fernandes Mendes.

E aos meus filhos Joab Fernandes Mendes da
Silva e Julia Fernandes Mendes.

AGRADECIMENTOS

Expresso meus sinceros agradecimentos aos Professores Doutores João Roberto Ferreira e Paulo Fernandes Silva pela orientação e co-orientação, respectivamente, à dedicação prestada no decorrer deste trabalho.

Agradeço a João Silvio Semolini Olim pelos vários serviços prestados para a conclusão deste trabalho.

Estendo os meus agradecimentos a todos os professores e funcionários da UNIFEI que contribuíram direta ou indiretamente para a realização deste trabalho.

Agradeço ainda ao DEMAR - FAENQUIL, pela oportunidade de analisar as ferramentas no Microscópio Eletrônico de Varredura.

Ao CNPq que me concedeu a bolsa de mestrado durante todo o decorrer do curso, os meus agradecimentos.

SUMÁRIO

SIMBOLINA	xi
LISTA DE FIGURAS	xii
LISTA DE TABELAS	xiii
RESUMO	xiv
ABSTRACT	xv
CAPITULO 1 – Introdução	01
CAPITULO 2 – Matriz de Compósitos Carbono-Carbono (C/C)	05
2.1. Generalidades	06
2.2. Processo de Obtenção de Compósito C/C	08
2.2.1. Pre-formas	08
2.2.2. Processo de Densificação por Injeção de Líquido	09
2.2.3. Processo de Injeção Gasosa	11
2.3. Características de Compósito C/C	11
2.4. Aplicações de Compósito C/C	15
CAPITULO 3 – Tornamento de Compósito Carbono-Carbono	25
3.1. Generalidades	26
3.2. Características das Ferramentas	30
3.3. Formação do Corte	30
3.4. Desgaste das Ferramentas	35
3.5. Influência dos Parâmetros de Corte	36
3.5.1. Velocidade de Corte	36
3.5.2. Avanço	38
3.5.3. Ângulo de Corte	31
3.5.4. Fluido de Corte	39
3.5.5. Condições de Regeneração no Processo	34
CAPITULO 4 – Análise Teórica	35
4.1. Introdução	35
4.2. Processo de Formação do Corte	35
4.3. Equações Governantes e Condições de Contorno	35
4.4. Análise Teórica	35
4.5. Conclusões	35

“Amai a justiça, vós que governais a terra, tende para com o Senhor sentimentos perfeitos, e procurai-o na simplicidade do coração.”

Livro da Sabedoria 1:1

SUMÁRIO

SIMBOLOGIA	ix
LISTA DE FIGURAS	xiii
LISTA DE TABELAS	xvi
RESUMO	xvii
ABSTRACT	xviii
CAPITULO 1 – Introdução	01
CAPITULO 2 – Materiais Compósitos Carbono-Carbono (C/C)	03
2.1 Generalidades	03
2.2. Processo de Obtenção do Compósito C/C	04
2.2.1. Pré-formas	06
2.2.2. Processo de Densificação por Impregnação Líquida	08
2.2.3. Processo de Impregnação Gasosa	13
2.3. Propriedades do Compósito C/C	15
2.4. Aplicações do Compósito C/C	20
CAPITULO 3 – Torneamento do Compósito Carbono-Carbono	22
3.1. Generalidades	22
3.2. Comportamento das Ferramentas	22
3.3. Formação do Cavaco	23
3.4. Desgaste das Ferramentas	25
3.5. Influência das Condições de Corte	28
3.5.1. Velocidade de Corte	28
3.5.2. Avanço	29
3.5.3. Esforço de Corte	31
3.5.4. Fluidos de Corte	33
3.5.5. Condições de Segurança no Processo	34
CAPITULO 4 – Análise Teórica	35
4.1. Introdução	35
4.2. Processo de formação do cavaco e fontes de geração de calor na usinagem	35
4.3. Equação Governante e Condições de Contorno	37

4.3.1. Nodos numa Fronteira Sujeita a Determinado Fluxo de Calor	40
4.4. Método de Solução de Equações Algébricas Simultâneas	40
4.5. Posicionamento dos Termopares	44
4.6. Malha Retangular Variável	46
4.7. Programa Computacional	48
CAPITULO 5 – Procedimento Experimental	52
5.1. Equipamentos e Instrumentos	52
5.2. Ferramentas e Dispositivos	55
5.3. Ensaios Preliminares para Validação do Sistema	60
5.3.1. Objetivos	60
5.3.2. Metodologia do Ensaio	61
5.4 Ensaios Definitivos com o Compósito C/C	63
5.4.1. Preparação do Ensaio	63
5.4.2. Descrição do Corpo de Prova	65
5.4.3. Metodologia do Ensaio	66
CAPITULO 6 – Resultados e Discussão	70
6.1. Ensaios Preliminares para a Validação do Sistema	70
6.2. Ensaios Definitivos com o Compósito C/C	76
6.2.1. Introdução	76
6.2.2. Mecanismo de Formação de Cavaco	77
6.2.3. Comportamento do Desgaste da Ferramenta em Função da Velocidade de Corte	80
6.2.4. Análise da Temperatura de Corte	81
6.2.5. Caracterização dos Desgastes das Ferramentas	85
6.3. Ensaios Complementares	87
6.3.1. Introdução	87
6.3.2. Comportamento do Desgaste da Ferramenta em Função da Velocidade de Corte	88
6.3.3. Análise da Temperatura de Corte	89
6.3.4. Caracterização dos Desgastes das Ferramentas	92
6.3.5. Percentual de Calor Deslocado para a Ferramenta	95
CAPITULO 7 – Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros	97
7.1. Conclusões	97
7.2. Sugestões para Trabalhos Futuros	99

Abreviações

ALU	alumínio
CCV	carbone-carbono
CMC	compósito de matriz carbonácea
CRPC	carbone reforçado com fibras de carbono
CVD	deposição química de vapor
EPAs	empilhamento de placas individuais
MEV	microscópio eletrônico de varredura
PAN	poliacrilonitrila
PC	tegração de e la lustração sob pressão
PRC	plástico reforçado com fibras de carbono
PRC-EP	plástico reforçado com fibras de carbono epoxi
PRM	resina de base carbonácea para resinas
PTD	dióxido polimerizável
TC	carbeto de titânio
TCN	carbeto de nitrogênio
TD	tridimensional
TD	tridimensional

Letras Latinas

A	propriedade de absorção	cm
Ca	distância entre placas individuais carbonáneas	μ
E ¹⁰⁰⁰	coeficiente de absorção de luz nos comprimentos de onda de 1000 nm	cm ⁻¹
E ¹⁰	coeficiente de absorção de luz nos comprimentos de onda de 10 nm	cm ⁻¹
f	freqüência	cm ⁻¹
h	espessura de corte	μ
H	freqüência de ressonância	μ
h ₀	espessura crítica de corte	μ
h ₁	espessura crítica	μ
h ₂	espessura crítica	μ
h ₃	espessura crítica	μ
h ₄	espessura crítica	μ
h ₅	espessura crítica	μ
h ₆	espessura crítica	μ
h ₇	espessura crítica	μ
h ₈	espessura crítica	μ
h ₉	espessura crítica	μ
h ₁₀	espessura crítica	μ
h ₁₁	espessura crítica	μ
h ₁₂	espessura crítica	μ
h ₁₃	espessura crítica	μ
h ₁₄	espessura crítica	μ
h ₁₅	espessura crítica	μ
h ₁₆	espessura crítica	μ
h ₁₇	espessura crítica	μ
h ₁₈	espessura crítica	μ
h ₁₉	espessura crítica	μ
h ₂₀	espessura crítica	μ

SIMBOLOGIA

Abreviações

Al ₂ O ₃	alumina
C/C	carbono-carbono
CMC	compósito de matriz cerâmica
CRFC	carbono reforçado com fibras de carbono
CVD	deposição química de vapor
EPI's	equipamentos de proteção individual
MEV	microscópio eletrônico de varredura
PAN	poliacrilonitrila
PIC	impregnação e carbonização sob pressão
PRFC	plástico reforçado com fibras de carbono
PRFC-FP	plástico reforçado com fibras de carbono picada
PCBN	nitreto de boro cúbico policristalino
PCD	diamante policristalino
SiC	carbeto de silício
TiC	carbeto de titânio
TiCN	carbonitreto de titânio
1D	unidimensional
2D	bidimensional
3D	tridimensional

Letras Latinas

a _p	profundidade de usinagem	mm
d ₀₀₂	distância interplanar entre as cadeias	Å
E ^(x, y, w)	módulo de elasticidade nas direções x, u e w	Gpa
E ^(z)	módulo de elasticidade na direção z	GPa
f	avanço	mm/v
F _c	força de corte	N
F _f	força de avanço	N
F _{ef}	força efetiva de corte	N
fofo	ferro fundido	
k	condutividade térmica	W/(m.°C)
ks	pressão específica de corte	kgf/mm ²
KT	profundidade do desgaste de cratera	µm

Lc	comprimento de corte	m
Lf	comprimento de avanço	mm
P _{atm}	pressão atmosférica	atm
Q	quantidade total de calor gerado	J/s
n	Rotação	rpm
T	temperatura	°C
t _c	tempo de corte	min
T(x,y)	temperatura em função das coordenadas x e y	°C
T _p	temperatura na ponta da ferramenta de corte	°C
T1	temperatura medida no termopar 1	°C
T2	temperatura medida no termopar 2	°C
T3	temperatura medida no termopar 3	°C
T4	temperatura medida no termopar 4	°C
VBc	desgaste de entalhe no flanco secundário da ferramenta	mm
Vc	velocidade de corte	m/min
Vf	velocidade de avanço	mm/min
V _{ef}	velocidade efetiva de corte	m/s
U	comprimento útil do termopar	m
l	comprimento/largura do elemento diferencial em uma malha quadrada	m
m	coordenada dos nós na direção x	---
n	coordenada dos nós na direção y	---
g	termo de geração de calor	---
q _o	calor gerado no corte	---
I	contadores dos nós na direção x	---
J	contadores dos nós na direção y	---
Qc ₁	quantidade de calor gerado pelo cavaco na zona primária de cisalhamento e dissipado pelo cavaco	---
Qc ₂	quantidade de calor gerado pelo cavaco na zona secundária de cisalhamento e dissipado pelo cavaco	---
Qc ₃	quantidade de calor gerado pelo atrito ferramenta-cavaco e dissipado pelo cavaco	---
Qf ₁	quantidade de calor gerado pelo atrito ferramenta-peça e dissipado pela ferramenta	---
Qf ₂	quantidade de calor gerado pelo cavaco na zona secundária de cisalhamento e dissipado pela ferramenta	---
Qf ₃	quantidade de calor gerado pelo atrito ferramenta-cavaco e dissipado pela ferramenta	---
Qp ₁	quantidade de calor gerado pelo cavaco na zona primária de cisalhamento e dissipado pela peça	---
Qp ₂	quantidade de calor gerado pelo atrito ferramenta-peça e dissipado pela peça	---

H	coeficiente de convecção natural	W/(m.°C)
K	condutividade térmica do material	W/(m ² .°C)
CX1	comprimento do intervalo na sub-região 1, na direção x	m
CY1	comprimento do intervalo na sub-região 1, na direção y	m
CX2	comprimento do intervalo na sub-região 2, na direção x	m
CY2	comprimento do intervalo na sub-região 2, na direção y	m
CX3	comprimento do intervalo na sub-região 3, na direção x	m
CY3	comprimento do intervalo na sub-região 3, na direção y	m
CX4	comprimento do intervalo na sub-região 4, na direção x	m
CY4	comprimento do intervalo na sub-região 4, na direção y	m
CX5	comprimento do intervalo na sub-região 3, na direção x	m
LINHA	número de nós na linha na direção x	---
A	função relativa ao processo de condução	---
B	função relativa ao processo de convecção	---
g	geração de calor total	W/m ³
GDESL	calor gerado pela ferramenta de corte	W
TAMB	temperatura ambiente	°C

Letras Gregas

β	ângulo de cunha da ferramenta	°
Δx	comprimento do elemento diferencial na direção x	m
Δy	comprimento do elemento diferencial na direção y	m
ε	deformação do material à ruptura	%
ρ	massa específica	g/cm ³
Φ	ângulo de cisalhamento do cavaco	°
χ_{Γ}	ângulo de posição da aresta principal de corte	°
$\chi_{\Gamma'}$	ângulo de posição da aresta secundária de corte	°
γ	ângulo de saída medido no corte ortogonal	°
λ_s	ângulo de inclinação medido no plano de corte	°
γ_0	ângulo de saída medido no plano ortogonal	°
ϕ	diâmetro	mm
$\lambda_{(x, u, w)}$	coeficiente de condutividade térmica nas direções x, u e w	W/m.K
λ_z	coeficiente de condutividade térmica na direção z	W/m.K
$\sigma^{(x, v, w)}$	resistência à compressão nas direções x, u e w	MPa
$\sigma^{(z)}$	resistência à compressão na direção z	MPa

Siglas

LISTA DE FIGURAS

DEMAR	Departamento de Engenharia de Materiais	
LTM	Laboratório de Tecnologia Mecânica	
FAENQUIL	Faculdade de Engenharia Química de Lorena	
ISO	Organização Internacional de Normalização	
VLS	Veículo Lançador de Satélites	

Figura 2.1 – Problema de usinagem tradicional	07
Figura 2.2 – Características de usinagem a quente em função do tratamento térmico	11
Figura 2.3 – Processos de usinagem de compósitos C/C à baixa pressão	12
Figura 2.4 – Variação da densidade dos compósitos C/C em função da pressão do processo	13
Figura 2.5 – Processo de impregnação nas fibras verdes	14
Figura 2.6 – Resistência à tração de vários materiais com a temperatura	15
Figura 2.7 – Propriedades de usinagem C/C 3D em função da temperatura	16
Figura 2.8 – Propriedades anisotrópicas de compósitos C/C	18
Figura 2.9 – Efeito da usinagem (2000 °C) na resistência à flexão	19

CAPÍTULO 3

Figura 3.1 – Diagrama de usinagem em função da velocidade de corte	20
Figura 3.2 – Corte de usinagem em várias situações	24
Figura 3.3 – Diagrama dos desgastes de ferramentas	25
Figura 3.4 – Diagrama de ferramentas de metal duro K10 sem cobertura. V ₀ =1,3 mm, L ₀ =300 μm, f=0,12 mm/v, V _c =250 m/min, P=0,12 mm ³ /v, ap=1 mm	26
Figura 3.5 – Diagrama de metal duro K10 para V ₀ =650 m/min, V ₀ =1,3 mm, L ₀ =300 μm, f=0,12 mm/v	27
Figura 3.6 – Diagrama de ferramenta de metal duro K10 para V ₀ =500 m/min, L ₀ =300 μm	27
Figura 3.7 – Diagrama de usinagem em função da velocidade de corte	28
Figura 3.8 – Diagrama de usinagem em função do comprimento de corte	29
Figura 3.9 – Diagrama de usinagem VDE em função do tempo	30
Figura 3.10 – Diagrama de forças e de usinagem de ferramentas de metal duro K10 para V ₀ =4,7 mm, K _T =40 μm, V _c =500 m/min, f=0,12 mm/v, ap=1 mm	30
Figura 3.11 – Força de corte em função da velocidade de corte	31
Figura 3.12 – Força de avanço em função da velocidade de corte	32
Figura 3.13 – Comportamento das usinagens de corte/avanco em função da velocidade de corte	32

CAPÍTULO 4

Figura 4.1 – (A) Representação das três regiões de geração e dissipação de calor; (B) Distribuição de temperatura na ferramenta, no cavado e no peça usinada e no líquido de arrefecimento de água	36
--	----

LISTA DE FIGURAS

CAPITULO 2

<i>Figura 2.1</i> – Esquemas das diferentes rotas de processamentos para obtenção de compósitos C/C	05
<i>Figura 2.2</i> – Construção da pré-forma ortogonal tridirecional	06
<i>Figura 2.3</i> – Obtenção de pré-formas de C/C – 3D	07
<i>Figura 2.4</i> – Pré-forma cilíndrica tridirecional	07
<i>Figura 2.5</i> – Característica de resina e piche em função do tratamento térmico	11
<i>Figura 2.6</i> – Processo de obtenção do compósito C/C à baixa pressão	12
<i>Figura 2.7</i> – Variação da densidade dos compósitos C/C em função da pressão do processo	13
<i>Figura 2.8</i> – Processo de impregnação em fase gasosa	14
<i>Figura 2.9</i> – Resistência à tração de vários materiais com a temperatura	15
<i>Figura 2.10</i> – Propriedades do compósito C/C–1D em função da temperatura	16
<i>Figura 2.11</i> – Propriedades anisotrópicas do compósito C/C	18
<i>Figura 2.12</i> - Efeito da oxidação (T=600 °C) na resistência à flexão	19

CAPITULO 3

<i>Figura 3.1</i> – Desgastes das ferramentas em função do comprimento de corte	23
<i>Figura 3.2</i> – Corte de compósitos em várias orientações	24
<i>Figura 3.3</i> – Ilustração dos desgastes da ferramenta	25
<i>Figura 3.4</i> – Desgaste da ferramenta de metal duro K10 sem cobertura. $V_{Bc}=1,3$ mm, $KT=80$ μ m, $l_c=2250$ m, $V_c=310$ m/min, $f=0,12$ mm/v, $ap=1$ mm	26
<i>Figura 3.5</i> – Avarias do metal duro K10, para: $V_c = 650$ m/min, $V_{Bc}=1,3$ mm, $L_c=3000$ m, $f=0,12$ mm/v	27
<i>Figura 3.6</i> – Trincas na ferramenta de metal duro K10 para $V_c=650$ m/min, $L_c=3000$ m	27
<i>Figura 3.7</i> – Desgaste de entalhe em função da velocidade de corte	28
<i>Figura 3.8</i> – Desgaste de entalhe em função do comprimento de corte	29
<i>Figura 3.9</i> – Desgaste de entalhe V_{Bc} em função do avanço	30
<i>Figura 3.10</i> – Desgaste de flanco e de cratera da ferramenta de metal duro K10, para $V_{Bc}=0,7$ mm, $KT=$ 40 μ m, $V_c=500$ m/min, $f=0,2$ mm/v, $ap=1$ mm	30
<i>Figura 3.11</i> – Força de corte em função da velocidade de corte	31
<i>Figura 3.12</i> – Força de avanço em função da velocidade de corte	32
<i>Figura 3.13</i> – Comportamento dos esforços de corte/avanço em função da velocidade de corte	33

CAPITULO 4

<i>Figura 4.1</i> – (A) Representação das três regiões de geração e dissipação do calor ; (B) Distribuição da temperatura na ferramenta, no cavaco e na peça durante a usinagem de aço.	36
---	----

<i>Figura 4.2</i> – Condições de contorno adotadas na determinação da distribuição de temperatura.	38
<i>Figura 4.3</i> – Rede retangular de malhas de dimensões Δx , Δy	39
<i>Figura 4.4</i> – Nodo (m,n) numa fronteira sujeita a fluxo de calor	40
<i>Figura 4.5</i> – Malha com 182 nós na direção X e Y	41
<i>Figura 4.6</i> – Ponto número 1 da malha de 182 nós	42
<i>Figura 4.7</i> – Ponto número 2 da malha de 182 nós	42
<i>Figura 4.8</i> – Ponto número 3 da malha de 182 nós	43
<i>Figura 4.9</i> – Coordenada de fixação dos termopares na superfície de saída da pastilha	44
<i>Figura 4.10</i> – Malha retangular variável ao longo da superfície de saída	46
<i>Figura 4.11</i> – Fluxograma geral do programa computacional	51

CAPITULO 5

<i>Figura 5.1</i> - Sistema de medição de temperatura	53
<i>Figura 5.2</i> – Tipo de montagem de termopar convencional	54
<i>Figura 5.3</i> – Esquema de montagem do dispositivo porta-ferramentas e detalhes	57
<i>Figura 5.4</i> – Detalhe do dispositivo porta-ferramentas	58
<i>Figura 5.5</i> – Dispositivo de fixação do compósito C/C	59
<i>Figura 5.6</i> – Dimensões dos corpos de prova de ferro fundido	60
<i>Figura 5.7</i> – Montagem para a realização dos testes e ensaios	63
<i>Figura 5.8</i> – Montagem para a realização dos ensaios com o compósito C/C	64
<i>Figura 5.9</i> – Representação esquemática da pré-forma hexagonal do compósito C/C	65
<i>Figura 5.10</i> – Dimensões do corpo de prova de compósito C/C	65

CAPITULO 6

<i>Figura 6.1</i> – Transiente de temperatura no ensaio de torneamento do ferro fundido cinzento ($a_p=1,0\text{mm}$, $f=0,1\text{mm/volta}$, $V_c=237,2\text{m/min}$)	73
<i>Figura 6.2</i> – Posicionamento dos termopares e divisão esquemática da ferramenta	73
<i>Figura 6.3</i> – Comportamento da temperatura média de regime indicada em cada termopar em função da variação da velocidade de corte	74
<i>Figura 6.4</i> – Distribuição de temperatura na superfície de saída da ferramenta no ensaio de torneamento de ferro fundido cinzento ($a_p=1,0\text{ mm}$, $f=0,1\text{ mm/volta}$, $V_c=237,2\text{ m/min}$)	75
<i>Figura 6.5</i> – Amostragem de cavacos obtidos pela usinagem do compósito C/C, usando ferramentas de corte de metal duro ISO K10 ($a_p = 1,0\text{ mm}$, $f = 0,1\text{ mm/volta}$, $V_c = 900,8\text{ m/min}$)	78
<i>Figura 6.6</i> – Amostra do cavaco formado no torneamento do compósito C/C: $V_c=310\text{ m/min}$, $f=0,12\text{mm/v}$, $a_p=1\text{mm}$, ampliação de 25x	79
<i>Figura 6.7</i> – Amostra do cavaco formado no torneamento do compósito C/C: $V_c=310\text{ m/min}$, $f=0,12\text{mm/v}$, $a_p=1\text{mm}$, ampliação de 150x	79
<i>Figura 6.8</i> – Superfície do corpo de prova usinado com ferramentas de corte de metal duro ISO K10 ($a_p =$	

1,0 mm, $f = 0,1$ mm/volta, $V_c = 900,8$ m/min)	80
<i>Figura 6.9</i> – Desgaste de entalhe em função da velocidade de corte	80
<i>Figura 6.10</i> – Transiente de temperatura em cada um dos termopares (Metal duro ISO K10 sem cobertura, $a_p=1,0$ mm, $f=0,1$ mm/volta, $V_c=900,8$ m/min, $L_c = 1150$ m)	81
<i>Figura 6.11</i> – Transiente de temperatura em cada um dos termopares (Metal duro ISO K10 sem cobertura, $a_p=1,0$ mm, $f=0,1$ mm/volta, $V_c=112,6$ m/min, $L_c = 1150$ m)	82
<i>Figura 6.12</i> – Temperatura de regime em cada um dos termopares em função da velocidade de corte (Metal duro ISO K10 sem cobertura)	83
<i>Figura 6.13</i> – Temperatura de corte na ponta da ferramenta em função da velocidade de corte (Metal duro ISO K10 sem cobertura)	83
<i>Figura 6.14</i> – Distribuição de temperatura na superfície de saída da ferramenta de metal duro ISO K10 sem cobertura ($a_p=1,0$ mm, $f=0,1$ mm/volta, $V_c=900,8$ m/min, $L_c = 1175$ m)	84
<i>Figura 6.15</i> – Desgaste na ferramenta de metal duro ISO K10 ($V_c = 112,6$ m/min, $VBC=1,25$ mm, $a_p = 1$ mm, $f = 0,1$ mm/v, $L_c = 1155$ m)	85
<i>Figura 6.16</i> – Desgaste na ferramenta de metal duro ISO K10 ($V_c = 279,9$ m/min, $VBC=1,0$ mm, $a_p = 1$ mm, $f = 0,1$ mm/v, $L_c = 1215$ m)	86
<i>Figura 6.17</i> – Desgaste na ferramenta de metal duro ISO K10 ($V_c = 900,8$ m/min, $VBC=1,0$ mm, $a_p = 1$ mm, $f = 0,1$ mm/v, $L_c = 1175$ m)	86
<i>Figura 6.18</i> – Comportamento dos desgastes das ferramentas de metal duro ISO P10 sem cobertura, ISO K15 e P15 com cobertura em função da velocidade de corte	88
<i>Figura 6.19</i> – Comportamento do valor da temperatura de corte na ponta das ferramentas em função da velocidade de corte	89
<i>Figura 6.20</i> – Distribuição de temperatura na superfície de saída da ferramenta (Metal duro ISO P10 sem cobertura, $a_p=1,0$ mm, $f=0,1$ mm/volta, $V_c=616,8$ m/min, $L_c=958$ m)	90
<i>Figura 6.21</i> – Distribuição de temperatura na superfície de saída da ferramenta (Metal duro ISO K15 recoberto, $a_p=1,0$ mm, $f=0,1$ mm/volta, $V_c=595,5$ m/min, $L_c=858$ m)	91
<i>Figura 6.22</i> – Distribuição de temperatura na superfície de saída da ferramenta (Metal duro ISO P15 recoberto, $a_p=1,0$ mm, $f=0,1$ mm/volta, $V_c=574,1$ m/min, $L_c = 800$ m)	91
<i>Figura 6.23</i> – Desgaste na ferramenta de metal duro ISO P10 ($V_c = 619,5$ m/min, $VBC=1,3$ mm, $a_p = 1$ mm, $f = 0,1$ mm/v, $L_c = 893$ m)	92
<i>Figura 6.24</i> – Desgaste na ferramenta de metal duro ISO K15 recoberta ($V_c = 108,1$ m/min, $VBC=0,7$ mm, $a_p = 1$ mm, $f = 0,1$ mm/v, $L_c = 883$ m)	93
<i>Figura 6.25</i> – Desgaste na ferramenta de metal duro ISO K15 ($V_c = 596,8$ m/min, $VBC=0,2$ mm, $a_p = 1$ mm, $f = 0,1$ mm/v, $L_c = 829$ m)	94
<i>Figura 6.26</i> – Desgaste na ferramenta de metal duro ISO P15 recoberta ($V_c = 104,4$ m/min, $VBC=0,6$ mm, $a_p = 1$ mm, $f = 0,1$ mm/v, $L_c = 821$ m)	95
<i>Figura 6.27</i> – Desgaste na ferramenta de metal duro ISO P15 recoberta ($V_c = 575,4$ m/min, $VBC=0,2$ mm, $a_p = 1$ mm, $f = 0,1$ mm/v, $L_c = 799$ m)	95
<i>Figura 6.28</i> – Percentual de calor deslocado para a ferramenta em cada ensaio	96

LISTA DE TABELAS

CAPITULO 2

2.1 – Propriedades de resinas fenólicas	09
2.2 – Propriedades mecânicas típicas de um compósito C/C-1D	17
2.3 – Propriedades térmicas e mecânicas do compósito C/C	19

CAPITULO 5

5.1 – Temperatura máxima por bitola do fio termopar	52
5.2 – Condições de corte para os ensaios com ferro fundido	59
5.3 – Propriedades do compósito C/C nas respectivas direções do reforço na pré-forma	64
5.4 – Condições de corte para os ensaios com o compósito C/C, utilizando ferramentas de metal duro ISO K10 sem cobertura	65
5.5 – Condições de corte para os ensaios com o compósito C/C, utilizando ferramentas de metal duro ISO K15 com cobertura	66
5.6 – Condições de corte para os ensaios com o compósito C/C, utilizando ferramentas de metal duro ISO P15 com cobertura	66
5.7 – Condições de corte para os ensaios com o compósito C/C, utilizando ferramentas de metal duro ISO P10 sem cobertura	66

CAPITULO 6

6.1 – Condições de corte para os ensaios com o fofo, utilizando ferramenta de metal duro ISO K10 sem cobertura com $V_c=82,5$ m/min	71
6.2 – Condições de corte para os ensaios com o fofo, utilizando ferramenta de metal duro ISO K10 sem cobertura com $V_c=96,1$ m/min	71
6.3 – Condições de corte para os ensaios com o fofo, utilizando ferramenta de metal duro ISO K10 sem cobertura com $V_c=110,0$ m/min	71
6.4 – Condições de corte para os ensaios com o fofo, utilizando ferramenta de metal duro ISO K10 sem cobertura com $V_c=128,2$ m/min	72
6.5 – Condições de corte para os ensaios com o fofo, utilizando ferramenta de metal duro ISO K10 sem cobertura com $V_c=176,2$ m/min	72
6.6 – Condições de corte para os ensaios com o fofo, utilizando ferramenta de metal duro ISO K10 sem cobertura com $V_c=237,2$ m/min	72

Resumo

MENDES da Silva Júnior, Luiz Carlos, Análise da Temperatura de Corte no Torneamento de Materiais Compósitos Carbono-Carbono (C/C). Itajubá: Instituto de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Itajubá, 2002. Dissertação (Mestrado)

Existe uma crescente aplicação dos materiais compósitos de carbono reforçado com fibras de carbono (CRFC), também conhecido por compósito carbono-carbono (C/C), principalmente nas indústrias aeronáutica, aeroespacial e na área biomédica. O relevante emprego destes materiais em várias áreas da engenharia se deve às suas interessantes características e propriedades. Entretanto, o compósito CRFC é de difícil usinabilidade, pois apresenta estrutura heterogênea e anisotrópica, elevada abrasividade, esforços de corte flutuantes, sendo extremamente nocivo à ferramenta de corte. Este trabalho tem como objetivo mostrar alguns parâmetros da usinabilidade deste material, como a influência da velocidade de corte no desgaste e na vida das ferramentas. Nos ensaios foram utilizadas diferentes classes de metal duro: ISO K10 e P10 sem cobertura e ISO K15 e P15 com cobertura. Para tanto, um procedimento teórico-experimental foi desenvolvido com o objetivo de avaliar a temperatura de corte no torneamento do compósito C/C, visando observar uma possível influência da oxidação da peça durante o corte. Este fenômeno ocorre no compósito C/C em temperaturas superiores a 370 °C, que pode trazer alguns resultados contraditórios na vida da ferramenta e aos fundamentos dos processos de usinagem. Para a obtenção da temperatura de corte foi utilizado um sistema de medição de temperatura e desenvolvido um programa computacional para a simulação da temperatura na ponta da ferramenta, através do método de diferenças finitas. No entanto, os valores de temperatura de corte obtidos mostram que não ocorre o processo de oxidação da peça, atribuindo-se então tal comportamento aos mecanismos de desgastes sofridos pelas ferramentas de metal duro em função das diversas velocidades de corte utilizadas. Os desgastes das ferramentas foram analisados em um microscópio eletrônico de varredura (MEV).

Palavras-chave

Usinagem, Compósito Carbono-carbono, Temperatura de Corte, Desgaste e Vida de Ferramentas

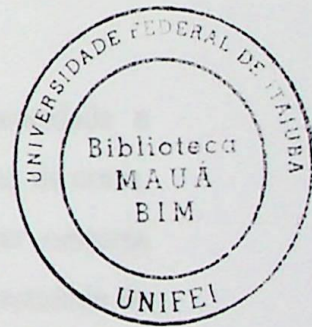
Abstract

MENDES da Silva Júnior, Luiz Carlos, Analysis of the cutting temperature in Carbon-carbon composite turning. Itajubá: Instituto de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Itajubá, 2002. Dissertação (Mestrado)

A growing application of carbon fiber reinforced carbon composites materials (CFRC), also known by carbon-carbon (C/C) composites, is taking place, mainly in the aerospace, aeronautical industries and in the biomedical area. The relevance of the employment of these materials in several areas of the engineering is due to its interesting characteristics and properties. However, the CFRC composite is of difficult machining, because it presents a heterogeneous and not isotropic structure, severe abrasion, with fluctuations cutting forces, being strictly noxious to the cutting tool. This work has as objective to show any machinability parameters of this material, such as the cutting speed influence on tool wear and tool life. During the experiments different carbide tools were observed, like coated ISO K15 and P15; uncoated ISO K10 and P10. For such objective, a theoretical-experimental procedure was carried out to evaluate the cutting temperature in the turning of C/C composite, seeking to observe a possible influence of the oxidation of the piece during the process. This phenomenon occurs in the C/C composites in temperatures above 370 °C, and it brings up some contradictory results with respect to the tool life and fundamentals of the machining process. For obtaining the cutting temperature a system of temperature measurement were used and a software were developed for the simulation through the finite difference method. However, the obtained values of cutting temperature show that the process of oxidation of the piece doesn't happen, attributing such behavior then to the tool wear mechanism in function of several cutting speeds. During the tests were carried out a characterization of the tool wear in a scanning electronic microscope (SEM).

Keywords

Machining, Carbon-carbon composite, Cutting temperature, Tool wear, Tool life.



Capítulo 1

Introdução

O uso de materiais compósitos de carbono reforçado com fibras de carbono (C/C), também conhecido como compósito carbono-carbono, tem aumentado significativamente nas indústrias aeroespacial, aeronáutica, nuclear e automotiva e também na área biomédica. A relevância no emprego desses materiais em diversas áreas da engenharia se deve às suas interessantes características e propriedades tais como elevada resistência à ablação e ao choque térmico, boa resistência mecânica a altas temperaturas ($T > 2000 \text{ }^\circ\text{C}$), baixa massa específica, elevada condutividade térmica e elétrica e inércia química em atmosferas controladas (Ferreira et. al, 1999 (b)).

Deste modo, este material tem sido profundamente estudado no que diz respeito às suas características e propriedades físicas, químicas e mecânicas. No entanto, estudos referentes aos processos de fabricação pelos quais o material é transformado em produto final são de grande importância para viabilizar a sua aplicação. Dentre os processos de fabricação, o mais importante é o processo de usinagem, uma vez que é o último processo pelo qual a peça é submetida e, portanto, processa peças com elevado valor agregado.

A usinagem desses materiais é bastante complicada, devido à heterogeneidade e anisotropia estrutural do material, que provoca severa abrasão e variação das forças de corte. O processo de formação de cavaco é extremamente atípico, sendo observadas rupturas instantâneas das fibras e a fragmentação do material da matriz em uma grande quantidade de pequenos fragmentos (pó), originados de uma série de fraturas durante a usinagem (Olim et. al, 2002).

Contudo, um dos aspectos mais interessantes da usinagem de compósitos C/C foi detectado por Ferreira (1999) e refere-se ao comportamento do desgaste de entalhe da ferramenta com a variação da velocidade de corte. Contrariamente ao comportamento apresentado na usinagem dos metais, observa-se que o valor do desgaste diminui com o aumento da velocidade de corte até um determinado patamar, a partir do qual se tem uma leve

inversão deste comportamento. Inicialmente, tal comportamento foi atribuído à influência do processo de oxidação, que segundo Savage (1993) ocorre no material compósito C/C em temperaturas superiores a 370 °C e segundo Thomas (1993) provoca diminuição da resistência ao corte.

Este trabalho foi realizado então com o intuito de investigar a temperatura de corte e elucidar os fenômenos que ocorrem no processo de usinagem do compósito C/C. A distribuição de temperatura na ferramenta foi determinada considerando-se para isso todos os fenômenos referentes ao processo de usinagem, bem como os princípios de transferência de calor e com o objetivo final de otimizar os parâmetros de corte em função da temperatura na interface peça-ferramenta-cavaco. Além disso, foram analisados os desgastes ocorridos nas ferramentas de metal duro utilizadas, de maneira a determinar os prováveis mecanismos de desgaste da ferramenta.

As atividades desenvolvidas para atingir os objetivos deste trabalho são descritas a seguir, sendo este trabalho dividido basicamente em sete capítulos:

- 1: Introdução
- 2: Materiais Compósitos Carbono-Carbono
- 3: Torneamento do Compósito Carbono-Carbono
- 4: Análise Teórica
- 5: Procedimento Experimental
- 6: Resultados e Discussão
- 7: Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros

Capítulo 2

Materiais Compósitos Carbono-Carbono (C/C)

2.1. Generalidades

O carbono é conhecido pelo homem pré-histórico sob as formas de carvão vegetal e negro-de-fumo (material empregado em pinturas de cavernas) e pode-se apresentar em dois estados cristalinos elementares: como diamante, sua forma mais preciosa e como grafite. O desenvolvimento dos compósitos de carbono reforçado com fibras de carbono (CRFC), também conhecido por compósitos carbono-carbono (C/C) foi posterior ao dos materiais plásticos reforçados com fibras de carbono (PRFC), e ocorreu motivada por aplicações envolvendo altas temperaturas (Savage, 1993).

O primeiro compósito carbono-carbono (C/C) foi obtido acidentalmente em 1958, durante uma análise química para a determinação do teor de fibras de carbono contido num material plástico reforçado. Uma das etapas do procedimento consistia em expor a amostra do compósito à atmosfera oxidante em alta temperatura. Porém, por erro do operador a amostra foi tampada em um recipiente, e assim, o material orgânico foi pirolizado ao invés de ser oxidado. O material então analisado foi considerado promissor como material estrutural para aplicações em altas temperaturas (McAllister, 1983).

Nas últimas décadas, o uso de materiais compósitos reforçados com fibras de carbono tem crescido de forma substancial, principalmente nas indústrias aeronáutica, aeroespacial, automobilística, nuclear, naval, materiais esportivos, na área biomédica, e etc. (Gibson, 1994).

Embora as informações disponíveis hoje sobre estes compósitos visam mais as propriedades de projeto destes materiais, surgem as necessidades de estudo visando seus processos de fabricação no sentido de ampliar sua produção (Bhatnagar, 1995). Neste contexto, tem-se a usinagem como operação final de confecção dos compósitos reforçados com fibras de carbono, visando a precisão dimensional e de forma e a qualidade superficial dos componentes. Devido aos elevados custos de fabricação agregados e também ao longo

período de obtenção em altas temperaturas, a perda ou a não conformidade da peça pode ocasionar sérios prejuízos (Coppini et al., 1995).

Apesar de apresentarem características de materiais estruturalmente “moles” no que diz respeito à usinagem, os compósitos carbono-carbono apresentam maiores dificuldades ao corte devido à sua abrasividade, estrutura heterogênea e anisotrópica, além de apresentarem esforços de corte flutuantes, que criam condições estritamente nocivas à ferramenta de corte durante a usinagem. As avarias na superfície da peça, provenientes de delaminações e extração das fibras da matriz, comprometem o acabamento final da peça. Isto indica que a usinabilidade destes materiais difere significativamente dos metais, devendo-se ter cautela em algumas analogias.

2.2. Processo de Obtenção do Compósito C/C

Os materiais compósitos C/C são materiais obtidos através da combinação de diferentes tipos de materiais carbonosos. Basicamente o compósito é constituído de uma matriz de carbono vinda de uma resina polimérica ou por deposição gasosa, sendo esta reforçada com fibras de carbono. O compósito C/C tem como característica combinar as vantagens do compósito plástico reforçado com fibras de carbono (PRFC) com as propriedades refratárias da matriz cerâmica de carbono (Ferreira, Levy Neto et. al., 1993).

O procedimento clássico da fabricação do compósito C/C (Figura 2.1) consiste basicamente em duas operações: uma primeira da confecção de um substrato de fibra de carbono convencionalmente chamado de pré-forma; e a segunda onde se faz a densificação, ou seja a impregnação da pré-forma de fibra de carbono, com um material polimérico rico em carbono. A segunda operação, de densificação é muito trabalhosa, pois consiste em vários ciclos de deposição de carbono no compósito, que leva vários dias da peça em elevadas temperaturas (McAllister, 1987). Existe uma terceira operação que é a grafitização, usada em aplicações especiais onde se deseja obter propriedades específicas para o compósito.

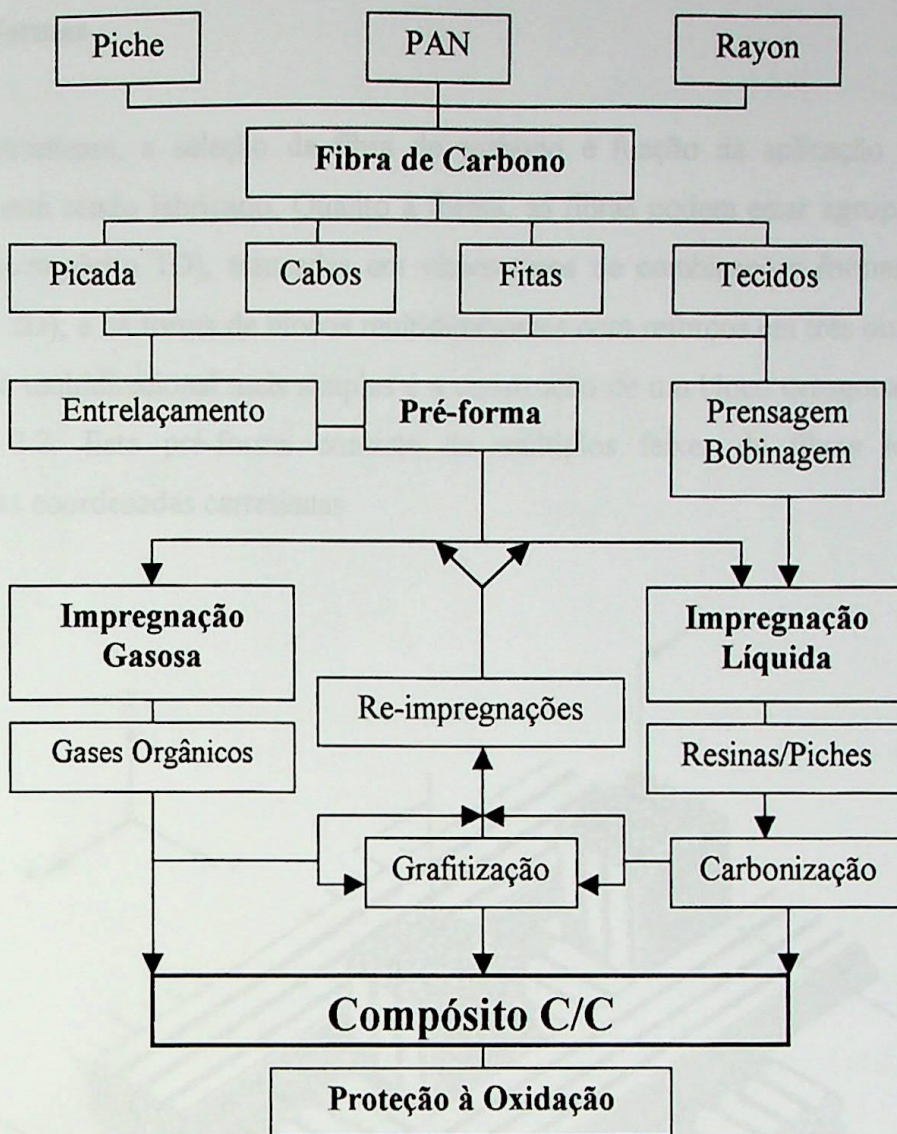


Figura 2.1 - Esquemas das diferentes rotas de processamentos para obtenção de compósitos C/C (Ferreira, 1999).

Atualmente, o desenvolvimento de técnicas de tecelagem de fibras de carbono aliado ao das técnicas de impregnação, tem proporcionado compósitos C/C de alto desempenho. Os compósitos podem ser uni (1D), bi (2D), ou multidirecionais (≥ 3), adequados a diferentes tipos de aplicações. As pré-formas ou os substratos de fibras de carbono são responsáveis que dão as características de direcionalidade ao compósito. As propriedades térmicas, mecânicas e físicas do compósito podem ser controladas e apropriadas em função do projeto do substrato, que envolve seleção e orientação das fibras, fração volumétrica das fibras, espaçamento entre fibras e densidade do substrato. A seleção da matriz e o processo de obtenção também têm forte influência nas propriedades do compósito C/C (Levy Neto et al., 1995).

2.2.1. Pré-formas

Primeiramente, a seleção da fibra de carbono é função da aplicação para a qual o compósito está sendo fabricado. Quanto à forma, as fibras podem estar agrupadas em feixes contínuos (compósito 1D), trançadas em vários tipos de combinações formando um tecido (compósito 2D), e na forma de blocos multidirecionais com reforços em três ou mais direções. A pré-forma multidirecional mais simples é a construção de um bloco ortogonal 3D mostrada na Figura 2.2. Esta pré-forma consiste de múltiplos feixes de fibras localizados em determinadas coordenadas cartesianas.

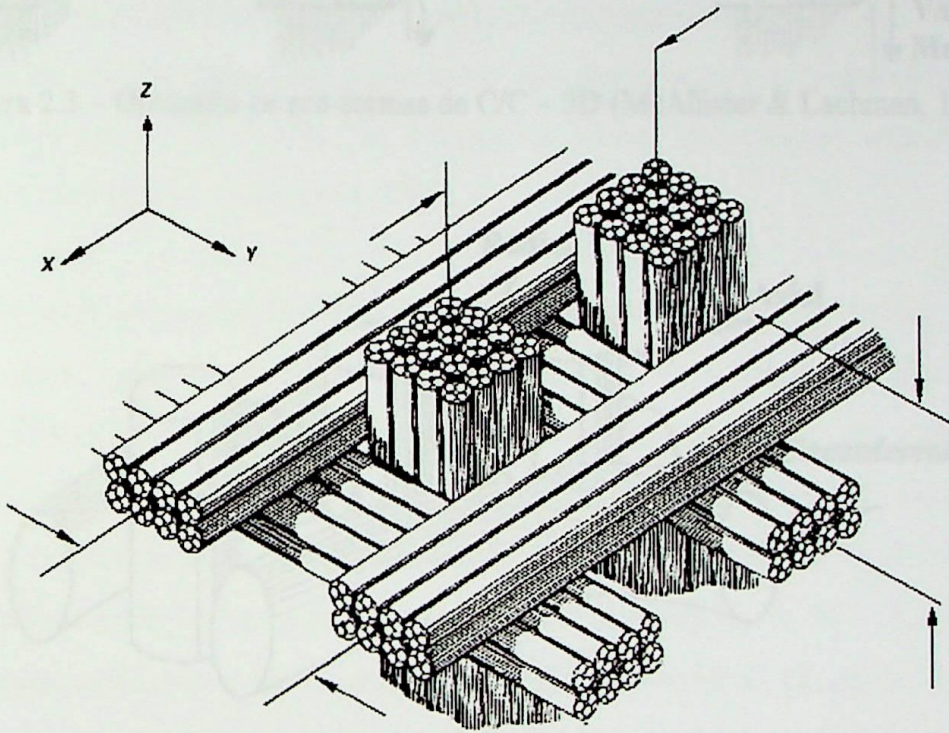


Figura 2.2 – Construção da pré-forma ortogonal tridirecional (Lachman et al., 1978).

Na Figura 2.3 é mostrado o processo de obtenção de pré-formas 3D utilizadas em compósitos C/C. Estas pré-formas são obtidas de tecido de fibra de carbono que são compactadas umas sobre as outras no plano XY. Os tecidos são perfurados por varetas metálicas que serão substituídas por fibras de carbono contínuas, fibras/resina ou varetas de compósito C/C 1D. Outro tipo de pré-forma multidirecional utilizada é de forma cilíndrica, ou de revolução, conforme mostrado na Figura 2.4. A pré-forma é tridirecional e constituída com fibras orientadas em coordenadas polares nas direções radial, axial, e circunferencial. Como

na pré-forma de bloco ortogonal, o tipo de fibra, espaçamento, e fração volumétrica, podem variar nas três direções (McAllister, 1987).

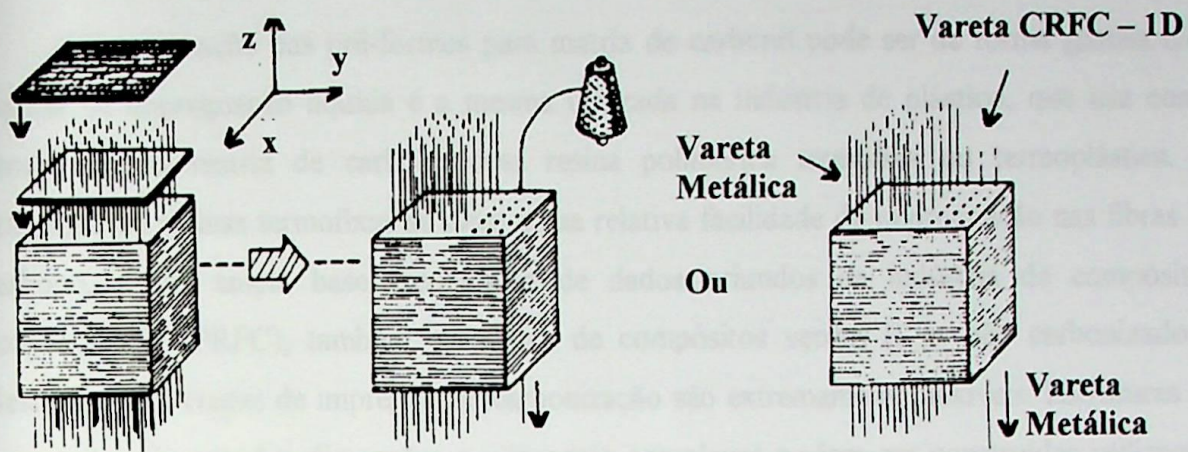


Figura 2.3 – Obtenção de pré-formas de C/C – 3D (McAllister & Lachman, 1983).

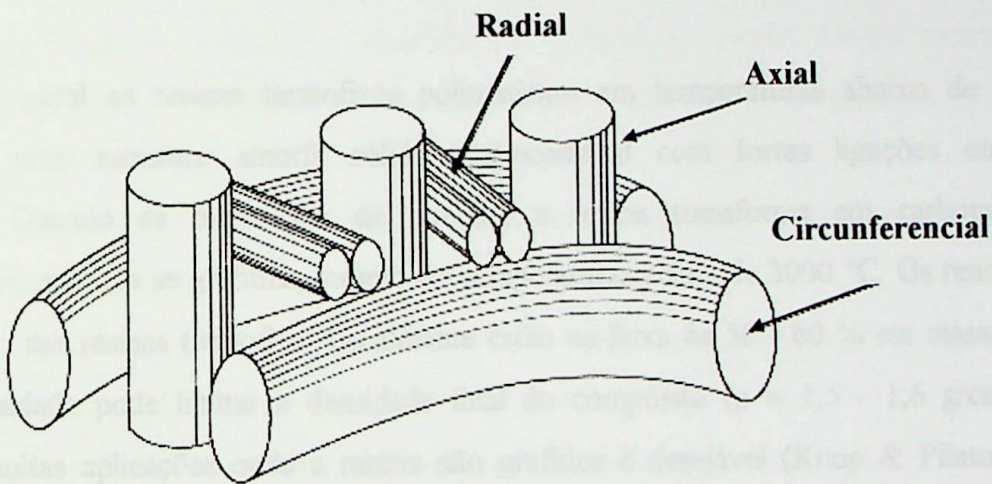


Figura 2.4 – Pré-forma cilíndrica tridirecional (Lachman et al., 1978)

2.2.2. Processo de Densificação por Impregnação Líquida

- **Resina Termofixa**

A impregnação das pré-formas para matriz de carbono pode ser de forma gasosa e/ou líquida. A impregnação líquida é a mesma utilizada na indústria de plástico, que usa como precursora da matriz de carbono uma resina polimérica termofixa ou termoplástica. A utilização de resinas termofixas se deve a sua relativa facilidade de impregnação nas fibras de carbono, e sua ampla base tecnológica de dados oriundos da indústria de compósitos convencionais (PRFC), também chamados de compósitos verdes (i. e. não carbonizados). Neste caso, as etapas de impregnação/carbonização são extremamente flexíveis. Estruturas de compósitos de grandes dimensões e geometria complexas podem ser construídas utilizando toda a tecnologia de fabricação dos compósitos como: impregnação manual, prepregs, bobinagem filamentar, etc. (Delmonte, 1987).

Em geral as resinas termofixas polimerizam em temperaturas abaixo de 250 °C formando uma estrutura amorfa sólida tridimensional com fortes ligações covalentes cruzadas. Quando da ocorrência da pirólise, a resina transforma em carbono vítreo (isotrópico), que não se grafita, mesmo em temperaturas acima de 3000 °C. Os rendimentos de carbono das resinas termofixas usualmente estão na faixa de 50 - 60 % em massa. A sua baixa densidade pode limitar a densidade final do compósito ($\rho \approx 1,5 - 1,6 \text{ g/cm}^3$), mas existem muitas aplicações onde a matriz não grafítica é desejável (Knop & Pilato, 1985). Entretanto, há uma exceção quanto ao comportamento normal na densificação de compósito C/C. Tensões de contração que ocorrem na vizinhança das fibras durante a pirólise, podem causar a formação de carbono vítreo que grafita em altas temperaturas ($T > 2500 \text{ °C}$). Dentre as resinas termofixas, a resina fenólica tem sido a mais utilizada (Savage, 1993). É mostrado na Tabela 2.1 algumas propriedades típicas de resinas fenólicas utilizadas em impregnação líquida de compósito C/C.

Tabela 2.1 – Propriedades de resinas fenólicas (McAllister & Lachman, 1983).

Propriedades	Valores
Massa específica (g/cm ³)	1,08 – 1,09
Teor de sólidos (%)	60 - 62
Índice de refração	1,518 - 1,525
Tempo de cura a 165°C (s)	85 - 105
Formaldeído livre (%)	0 - 0,5
Fenol livre (%)	11,3 - 13,5
Elementos traços, Na, K, Li, Fe	< 5ppm (cada)

Algumas características necessárias de uma resina termofixa que devem ser consideradas para a densificação de um compósito C/C são descritas a seguir (Savage, 1993):

- Rendimento em carbono na faixa de 50 – 70 % em massa. Dados experimentais indicam que o rendimento de carbono não é aumentado pela aplicação de pressão durante a carbonização;
- As estruturas da matriz de carbono são vítreas, e não se grafítizam em temperaturas acima de 3000 °C;
- A tensão aplicada ou induzida durante o tratamento térmico pode levar a uma microestrutura grafitica;
- Com o objetivo de obter propriedades desejáveis, o compósito C/C deve ser re-impregnado/re-carbonizado para minimizar a porosidade durante a pirólise.

• **Matriz Termoplástica**

Como mencionado anteriormente, a densificação de compósito C/C pode ser obtida por impregnação de resinas termofixas e por infiltração gasosa de hidrocarbonetos. Estes processos são lentos e caros, pois a impregnação de resina termofixa necessita de vários ciclos de densificação, devido ao rendimento de carbono ser limitado, e no processo por infiltração, a taxa de reação é baixa para manter uma deposição uniforme em toda peça. Por estas razões, vem crescendo as pesquisas sobre a adequabilidade do piche de alcatrão de hulha e de

petróleo, e de resinas termoplásticas poli-aromáticas como matrizes precursoras de compósitos C/C (Otani, 1996).

O objetivo é aproveitar as vantagens do alto rendimento de carbono, alta massa específica ($\rho > 2,0 \text{ g/cm}^3$) e a característica de fácil grafitação dos precursores termoplásticos. Normalmente, a resistência à ablação dos compósitos C/C melhora com o aumento da massa específica. A maior parte dos piches quando submetidos à pirólise passam por uma fase cristalina líquida conhecida por mesofase, que no processo de grafitação formam estruturas alinhadas e paralelas de grandes moléculas aromáticas, ou seja, estruturas grafíticas (Marsh, 1989).

A utilização do piche como matriz precursora da matriz de carbono é uma extensão da tecnologia usada no processo industrial de produção de eletrodos de grafite, que dispõe de uma ampla base de dados abrangendo: impregnação, carbonização e grafitação. Os piches têm como característica um baixo ponto de fusão, alta viscosidade, alto rendimento de carbono e a tendência de formação de carbono grafítico. Eles são polímeros termoplásticos que apresentam uma estrutura grafítica, oposta às fortes ligações cruzadas das resinas termofixas (Otani, 1996). Na Figura 2.5 é ilustrada uma comparação de características entre resina termofixa e piche para uso como matriz de carbono em compósito C/C.

Com o processamento térmico, as resinas termofixas tendem a apresentar menor massa específica, valores maiores de distância interplanar entre cadeias de carbono (d_{002}), maior encolhimento volumétrico, e menor rendimento em carbono, quando comparadas ao piche. A baixa massa específica dos compósitos obtidos a partir de resinas termofixas ($\rho < 1,60 \text{ g/cm}^3$) tende a limitar a massa específica final dos compósitos C/C. Porém, para muitas aplicações é desejável a elevada dureza da matriz, característica da maioria dessas resinas, tais como protetores térmicos de aeronaves (Savage, 1993).

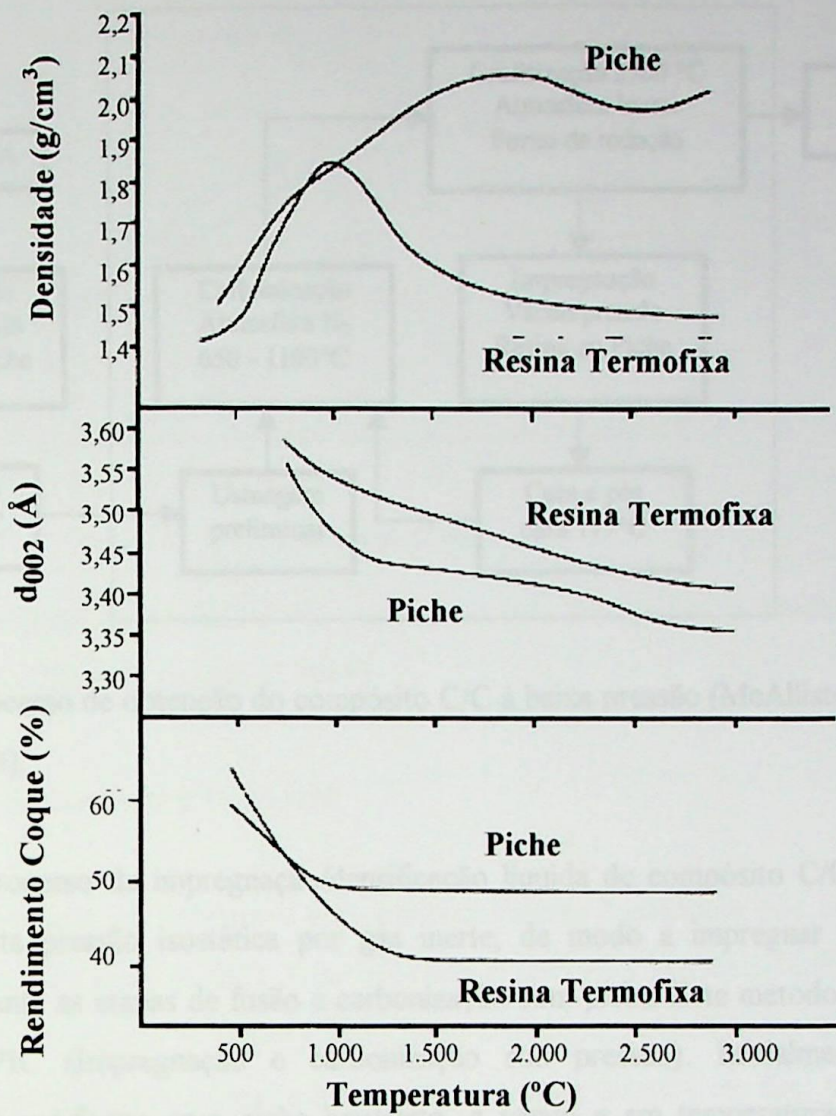


Figura 2.5 – Característica de resina e piche em função do tratamento térmico (McAllister & Lachman, 1983).

O processo de impregnação/densificação mais comumente utilizado na obtenção de compósito de carbono reforçado com fibras de carbono é geralmente conduzido sob pressão próxima da atmosférica ou baixa pressão e envolve mais de 10 ciclos em muitos casos. A pré-forma de fibras de carbono é impregnada sob vácuo e em alguns casos é aplicada pressão para garantir a penetração do material impregnante na estrutura. Após a impregnação, o compósito é carbonizado em atmosfera de nitrogênio em temperaturas de 650 - 1100 °C. Dependendo das especificações de projeto, o material é então tratado termicamente acima de 2600 °C (grafitização), em atmosfera de argônio. Este ciclo de densificação é repetido várias vezes até que a massa específica do compósito atinja o valor máximo limitado pelo processo (Diefendorf, 1987). Na Figura 2.6 é ilustrado o processo de obtenção do compósito de C/C à baixa pressão.

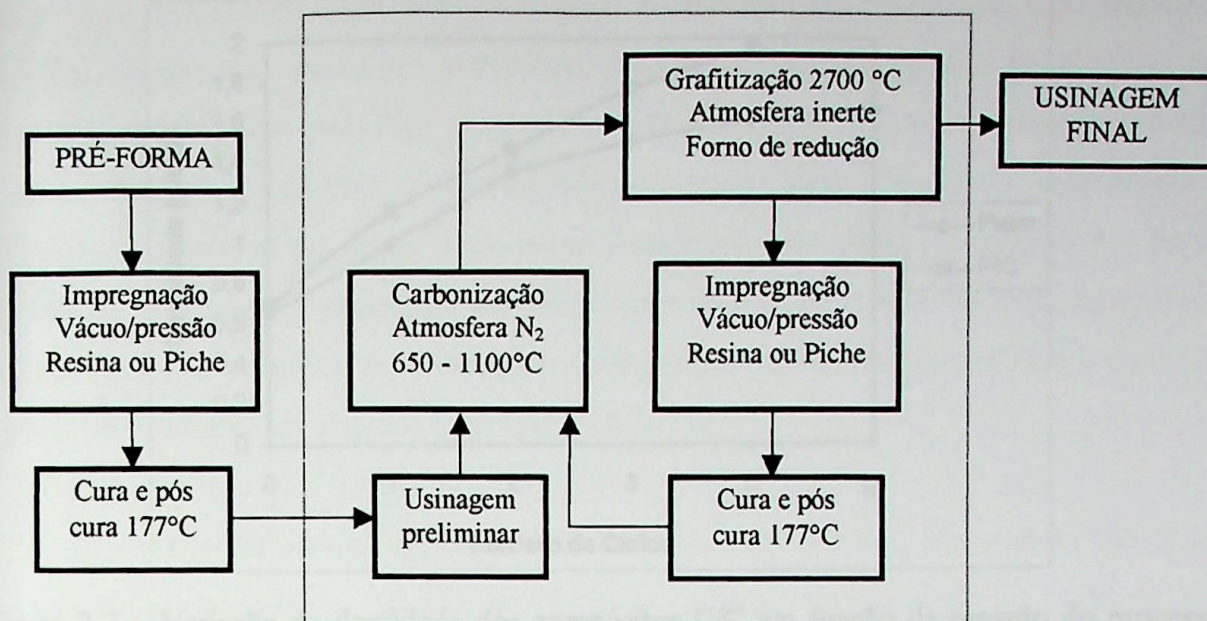


Figura 2.6 – Processo de obtenção do compósito C/C à baixa pressão (McAllister & Lachman, 1983).

Outro processo de impregnação/densificação líquida de compósito C/C é através da aplicação de alta pressão isostática por gás inerte, de modo a impregnar e densificar o compósito, durante as etapas de fusão e carbonização com piche. Este método é chamado na literatura de PIC (Impregnação e carbonização sob pressão). Inicialmente, ocorre a impregnação da pré-forma com piche liquefeito, a vácuo e em temperaturas em torno de 250 °C, acondicionada em recipiente adequado. Em seguida acontece uma segunda fase, onde a temperatura é mantida entre 600 e 650 °C, a pressões de 6,8 a 100 MPa. Sob pressão o rendimento de coque de piche pode chegar a 90 %. O aumento da pressão proporciona o incremento em carbono fixo do piche, e possibilita a obtenção de compósito C/C com massa específica próxima de 2,0 g/cm³, em apenas cinco ciclos de densificação, conforme ilustrado na Figura 2.7 (Otani, 1996).

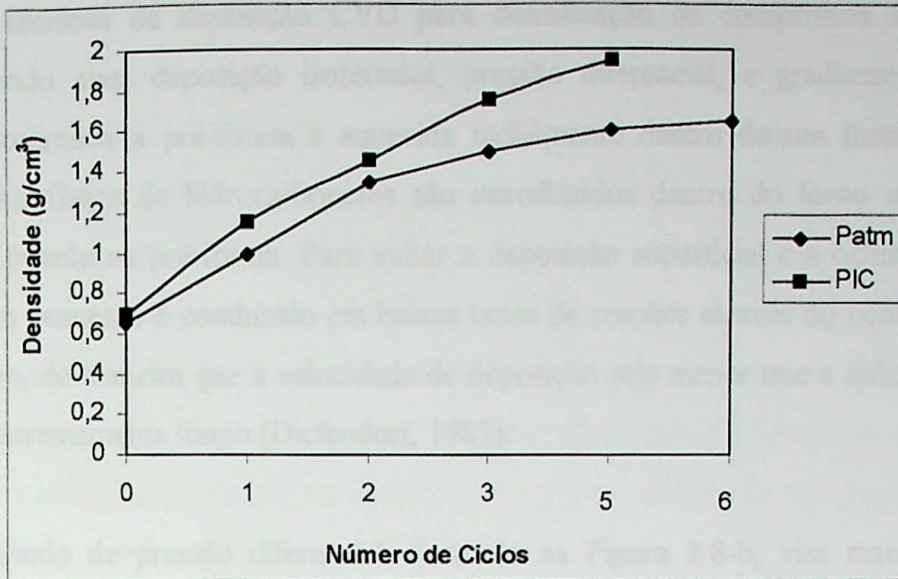


Figura 2.7 – Variação da densidade dos compósitos C/C em função da pressão do processo (McAllister & Lachman, 1983).

2.2.3. Processo de Impregnação Gasosa

A impregnação da pré-forma pelo método gasoso é realizada por um processo de deposição química de vapor (CVD). Neste processo o carbono é proveniente da decomposição ou reação de gases, como o metano que, após a pirólise, nucleia e faz crescer a matriz carbonosa no substrato previamente aquecido. Esta técnica permite um fino controle sobre a composição e a morfologia do depósito sólido. Bem processados, os compósitos obtidos pelo processo CVD apresentam excelentes propriedades mecânicas, em consequência da lenta e estável deposição da matriz de carbono envolvendo as fibras na pré-forma (Thomas, 1993).

O processo CVD envolve uma difusão de carbono ativo suportado por um gás através do substrato de fibras, de modo que estabeleça uma deposição uniforme da matriz de carbono. Parâmetros como: tipo de pré-forma, gás, temperatura, e pressão influem na eficiência do processo e conseqüentemente nas características e uniformidade da matriz de carbono. O processo CVD tem sido útil para produção de compósitos de matriz cerâmica (CMC), onde técnicas de processamento por fusão são impraticáveis. A maior desvantagem desta técnica é o alto custo do processo por ser muito lento, ficando o compósito vários dias em temperaturas acima de 1000 °C (Buckley & Edie, 1993).

Três técnicas de deposição CVD para densificação de compósitos C/C são mais aplicadas, sendo elas: deposição isotérmica, pressão diferencial, e gradiente térmico. Na deposição isotérmica a pré-forma é aquecida radialmente dentro de um forno de indução (Figura 2.8-a). Gases de hidrocarbonetos são introduzidos dentro do forno onde ocorre a infiltração à quente na pré-forma. Para evitar a deposição superficial e a oclusão dos poros superficiais, o processo é conduzido em baixas taxas de reações através do controle do fluxo de gás reativo, de maneira que a velocidade de deposição seja menor que a difusão, tornando o processo extremamente longo (Diefendorf, 1987).

O método de pressão diferencial, ilustrado na Figura 2.8-b, visa manter um fluxo forçado de gás através da estrutura de fibras de carbono acondicionada no fundo de um recipiente. O recipiente contendo a pré-forma é alojado no interior de uma região aquecida, de modo que o próprio fluxo de gás orgânico proporciona gradientes de pressão, eliminando a limitação combinada de difusão/reação superficial do processo isotérmico convencional (Ferreira, 1999).

A terceira técnica de deposição CVD, a impregnação em fase gasosa por gradiente térmico, ilustrada na Figura 2.8-c, consiste em controlar a taxa de deposição de carbono pirolítico através da variação da temperatura ao longo da pré-forma de fibras de carbono que se interpõe no caminho do gás reativo, visando uma deposição mais uniforme e conseqüentemente em maior profundidade, deixando de ser somente superficial (McAllister, 1987).

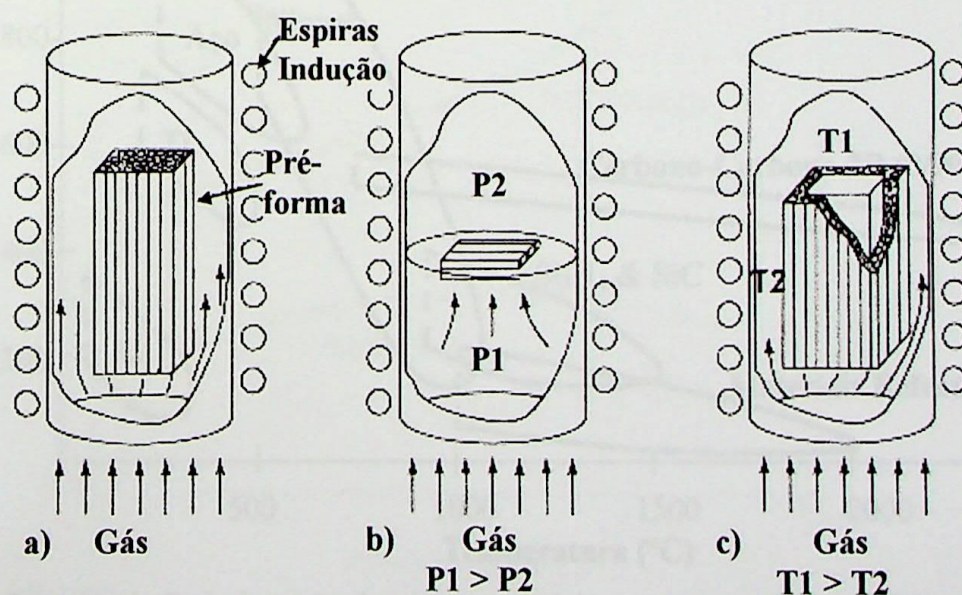


Figura 2.8 – Processo de impregnação em fase gasosa (Diefendorf, 1987).

2.3. Propriedades do Compósito C/C

Como nos materiais carbonosos e grafiticos convencionais, os componentes individuais do compósito C/C apresentam ampla variedade de propriedades, decorrentes dos diferentes graus de ordenações estruturais do carbono. As propriedades do compósito dependem do projeto da pré-forma, do tipo de fibra, da seleção da matriz e do processo de obtenção. A possibilidade da conjugação de diferentes características de fibras e matrizes permite que o compósito C/C apresente propriedades adequadas em função de sua aplicação, inclusive de maneira anisotrópica, em direções específicas, através da adequada distribuição espacial das fibras no reforço (Buckley & Edie, 1993).

Na Figura 2.9 é mostrado o desempenho do compósito C/C em relação aos outros materiais, onde a resistência em elevadas temperaturas é considerada. Alta resistência combinada com baixa densidade ($\rho < 2 \text{ g/cm}^3$), deixa o compósito de C/C com resistência específica comparada com metais de alto desempenho, como as superligas, com a vantagem de permanecerem constantes, para atmosferas não oxidantes, em temperaturas que excedem 2000 °C (Batha, 1987).

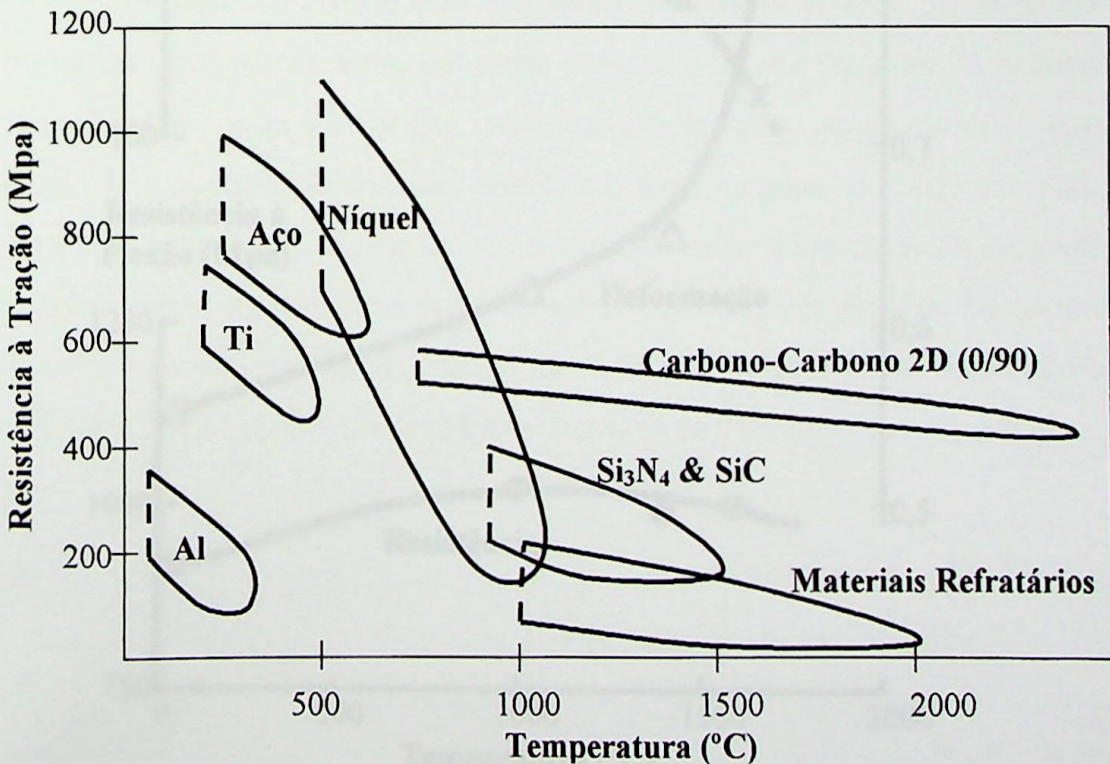


Figura 2.9 – Resistência à tração de vários materiais com a temperatura (Thomas, 1993).

Tomando como exemplo um compósito unidirecional, seu comportamento é semelhante ao do grafite. É mostrada na Figura 2.10 que a resistência do compósito C/C aumenta com a elevação da temperatura, alcançando o máximo na região de 1200 °C. Depois decresce até 2000 °C voltando no patamar em que estava na temperatura ambiente. Acima de 2000 °C, a resistência continua decrescendo e a plasticidade do material aumenta. Assim, tem-se a queda do módulo de flexão e o aumento da deformação. Entretanto o material mantém boas propriedades até próximo à temperatura de sublimação acima de 3000 °C. A capacidade do compósito C/C apresentar boas propriedades é devida à combinação da matriz de carbono, que embora tenha resistência mecânica mínima, faz um papel de suporte das fibras na estrutura, mantendo-as numa geometria estável (Ferreira, 1994). As propriedades mecânicas de um compósito unidirecional são mostradas na Tabela 2.2, onde se nota uma diferença considerável das propriedades com compósito com a direção das fibras.

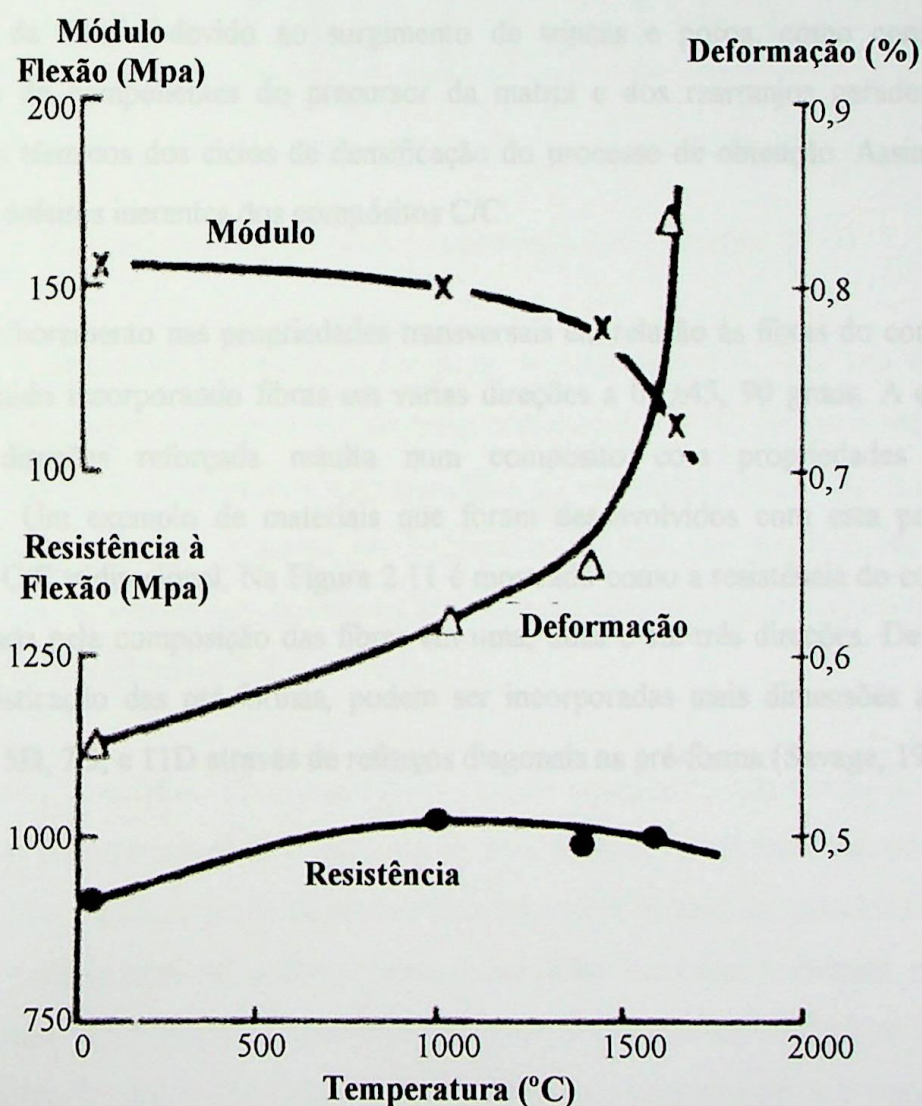


Figura 2.10 – Propriedades do compósito C/C-1D em função da temperatura (Thomas, 1993).

Tabela 2.2 – Propriedades mecânicas típicas de um compósito C/C-1D (Thomas, 1993).

Propriedades	// Fibra	⊥ Fibra
Resistência à Tração , MPa	900	15
Resistência à Compressão , MPa	400	50
Resistência à Flexão , MPa	1000	20
Resistência ao Cisalhamento , MPa	20	-
Módulo de Flexão, GPa	160	8
Módulo de Cisalhamento, GPa	8	-
Resistência ao Impacto, KJ/m ²	125	-
Coefficiente de Poisson	0,25	

Os baixos valores de resistência e do módulo de cisalhamento, se devem à baixa resistência da matriz, devido ao surgimento de trincas e poros, como consequência da volatilização de componentes do precursor da matriz e dos rearranjos gerados durante os tratamentos térmicos dos ciclos de densificação do processo de obtenção. Assim, os poros e trincas são defeitos inerentes dos compósitos C/C.

O melhoramento nas propriedades transversais em relação às fibras do compósito pode ser conseguido incorporando fibras em várias direções a 0, ±45, 90 graus. A orientação de múltiplas direções reforçada resulta num compósito com propriedades virtualmente isotrópicas. Um exemplo de materiais que foram desenvolvidos com esta proposta foi o compósito C/C tridirecional. Na Figura 2.11 é mostrado como a resistência do compósito C/C é influenciada pela composição das fibras em uma, duas e em três direções. De outro modo, com a sofisticação das pré-formas, podem ser incorporadas mais dimensões ao compósito como: 4D, 5D, 7D, e 11D através de reforços diagonais na pré-forma (Savage, 1993).

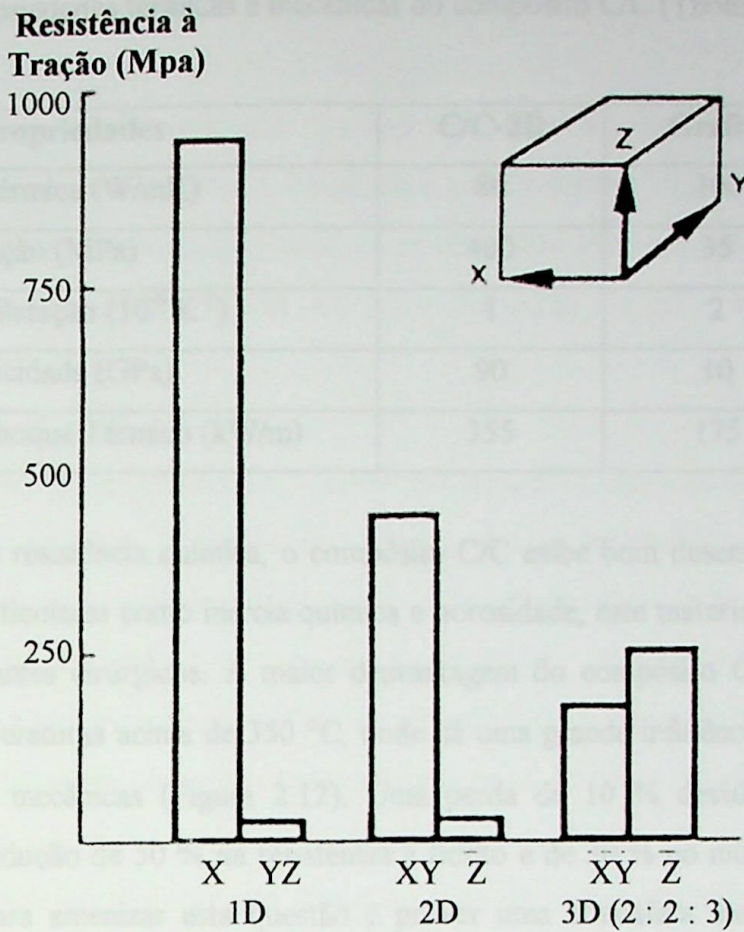


Figura 2.11 – Propriedades anisotrópicas do compósito C/C (Thomas, 1993).

Com relação às propriedades térmicas, o compósito C/C tem um coeficiente de dilatação linear negativo entre as temperaturas ambiente e 400 °C. Em altas temperaturas ele passa a ser positivo. Uma propriedade específica do compósito C/C, é que a condutividade térmica decresce com o aumento da temperatura. Assim, as propriedades térmicas do compósito C/C se comportam de maneira contrária em relação às propriedades da maioria dos metais condutores (Buckley & Edie, 1993).

O calor específico do compósito é elevado comparado aos metais e cresce com a temperatura. Esta propriedade é interessante pois grandes quantidades de calor podem ser absorvidas sem significar perda de propriedade estrutural. A taxa de quantidade de calor que um material pode absorver e liberar sem causar falha mecânica é definida pelo índice de choque térmico. Este índice é importante para comparar materiais que sofrem aquecimento e resfriamento muito rápido. Na Tabela 2.3 é mostrada uma comparação de propriedades termomecânicas para o compósito C/C, grafite e aço.

Tabela 2.3 – Propriedades térmicas e mecânicas do compósito C/C (Thomas, 1993).

Propriedades	C/C-2D	Grafite	Aço
Condutividade Térmica (W/mK)	80	100	40
Resistência à Tração (MPa)	400	35	900
Coefficiente de Dilatação ($10^{-6} K^{-1}$)	1	2	12
Módulo de Elasticidade (GPa)	90	10	200
Resistência ao Choque Térmico (kW/m)	355	175	15

Quanto à resistência química, o compósito C/C exibe bom desempenho. Combinando propriedades particulares como inércia química e porosidade, este material tem sido usado em próteses e implantes cirúrgicos. A maior desvantagem do compósito C/C é estar sujeito à oxidação a temperaturas acima de 350 °C, onde há uma grande influência da oxidação sobre as propriedades mecânicas (Figura 2.12). Uma perda de 10% devido à oxidação, pode provocar uma redução de 50% na resistência à flexão e de 30% no módulo de elasticidade. Uma solução para amenizar esta questão é prover uma atmosfera inerte em situações de trabalho, ou fazer um recobrimento da superfície com materiais resistentes e inertes a altas temperaturas, como por exemplo cerâmicas refratárias a base de carbetos ou nitretos (Pardini, 1994).

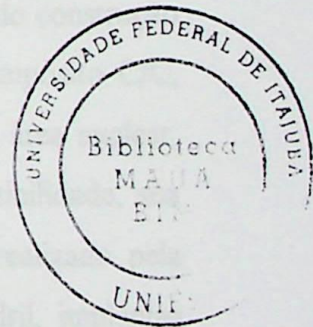
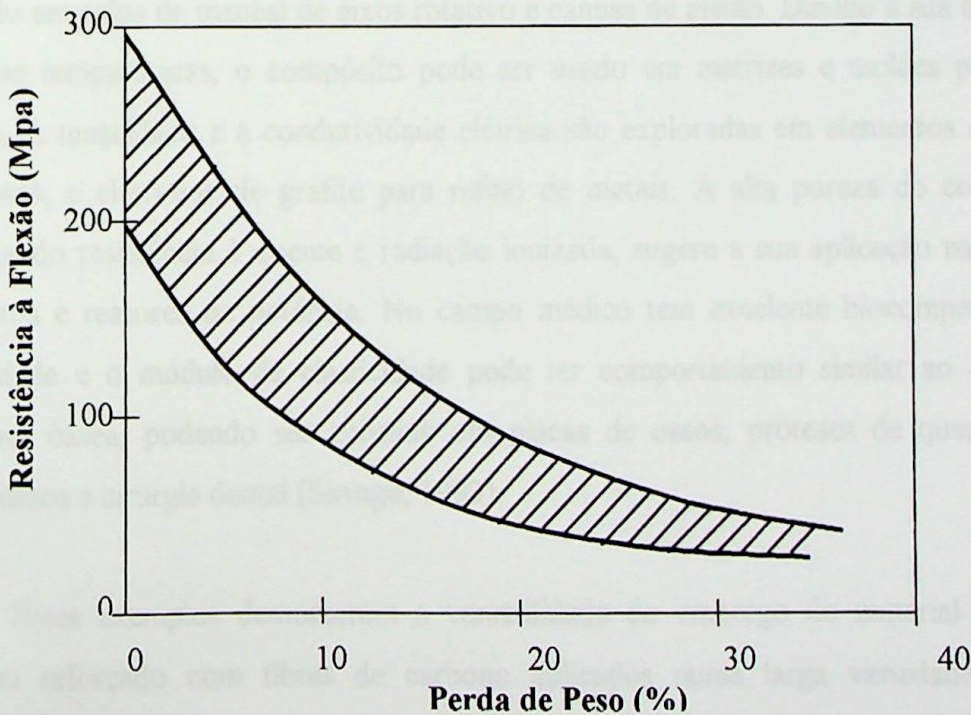


Figura 2.12 - Efeito da oxidação ($T=600\text{ }^{\circ}\text{C}$) na resistência à flexão (Thomas, 1993).

2.4. Aplicações do Compósito C/C

O compósito C/C apresenta desempenho diferente dos materiais metálicos e cerâmicos, em termos de resistência mecânica e principalmente capacidade térmica. Assim sua aplicação é direcionada em casos onde se requisita altas temperaturas. Entretanto, as duas maiores restrições com relação ao seu uso são o alto custo e a baixa resistência à oxidação (Ferreira et. al 2001 (a)).

A aplicação do compósito C/C ocorre em condições onde as suas propriedades são indispensáveis e o custo é justificado. Muitas destas aplicações estão em indústrias aeroespaciais, em setores militares, onde o custo é fator secundário para a extrema capacidade de desempenho do material. O uso em ogivas de mísseis, protetores térmicos de veículos espaciais durante a reentrada na atmosfera, tubeiras de foguetes e componentes de motores de turbinas a gás, vem sendo um grande campo de aplicação do compósito C/C. De outra forma, estes compósitos substituíram os metais sinterizados em função de sua baixa densidade e superiores propriedades térmicas, em discos de freio de aeronaves militares e civis, também em freios de carros de corrida (Fórmula 1) e em trens de alta velocidade (Savage, 1993).

O compósito C/C possui um baixo coeficiente de fricção. Devido a esta propriedade é aplicado em selos de mancal de eixos rotativo e camisa de pistão. Devido a sua boa resistência em altas temperaturas, o compósito pode ser usado em matrizes e moldes para pressão à quente. A tenacidade e a condutividade elétrica são exploradas em elementos de construção de fornos, e eletrodos de grafite para refino de metais. A alta pureza do compósito C/C, conjugando resistência à quente e radiação ionizada, sugere a sua aplicação na área nuclear, em dutos e reatores de potência. No campo médico tem excelente biocompatibilidade, sua porosidade e o módulo de elasticidade pode ter comportamento similar ao realizado pela estrutura óssea, podendo ser aplicado em placas de ossos, próteses de quadril, implantes ortopédicos e cirurgia dental (Savage, 1993).

Estes exemplos demonstram a versatilidade do emprego do material compósito de carbono reforçado com fibras de carbono aplicados numa larga variedade de extremas situações de desempenho, onde a combinação de propriedades mecânicas, químicas, térmicas, elétricas, e de microestrutura, tem encontrado novas possibilidades de uso. Apesar dos compósitos C/C já serem comercializados e amplamente utilizados pelos países

desenvolvidos, o estágio do real conhecimento do material a nível comercial está ainda em fase incipiente, devido à complexidade do assunto e às inúmeras variáveis que interferem drasticamente nas suas propriedades. As pesquisas têm sido dedicadas aos estudos da influência da fração volumétrica e orientações espaciais das fibras de carbono nos compósitos. São também analisadas as correlações existentes entre as características da fibra de carbono e os parâmetros do processo de obtenção (Thomas, 1993). Com relação ao processo de fabricação, a operação final de acabamento do compósito C/C passa por um ou mais processos de usinagem. Portanto, o conhecimento de suas características de usinabilidade torna-se um ponto relevante para o aprimoramento de seu processo de obtenção (Ferreira et al, 2002).

As características de usinagem dos compósitos variam de peça para peça. Sendo assim, ter conhecimento de como o material se comporta durante a usinagem é de maior importância na fabricação dos componentes. Verificando os resultados já obtidos e publicados em ensaios de usinagem destes materiais, serão analisados o comportamento das ferramentas, a formação do cavado, o desgaste das ferramentas de corte, a lubrificação. São parâmetros de usinagem, no contexto do corte e as condições de segurança no processo.

3.2. Características das Ferramentas

Na Figura 3.1 é mostrado o comportamento de diferentes materiais de ferramentas utilizadas no usinamento do compósito C/C por Ferreira (1992). A cerâmica reforçada com fibras de carbono de sílica apresenta o maior desgaste de flanco VBc entre todas as ferramentas. Tal fato se deve, provavelmente, a uma afinidade do carbono de sílica da ferramenta com o material da peça e por motivo de degradação termo-mecânica da cerâmica por reação química observada no compósito C/C (Vizande et al., 1993).

Os outros dois materiais apresentam desempenho similar e melhores resultados em relação ao estado da superfície. A escolha de recobrimento não tem influência

Capítulo 3

Torneamento do Compósito Carbono-Carbono

3.1. Generalidades

Os custos associados às etapas de fabricação dos materiais compósitos carbono-carbono são muito elevados, por exigirem longos períodos de tempo em elevadas temperaturas. Devido a esses custos, a necessidade do aprimoramento do processo de usinagem é de extrema importância, pois a não conformidade da qualidade da peça leva a sérios prejuízos (Ferreira et al., 2001 (b)). Portanto, em razão da escassa literatura sobre usinagem de compósito C/C, e por este material ser de difícil usinabilidade, torna-se muito importante um estudo minucioso das suas características de usinagem.

As características de usinagem dos compósitos variam de peça para peça. Sendo assim, ter conhecimento de como o material se comporta durante a usinagem é da maior importância na fabricação dos componentes. Verificando os resultados já obtidos e publicados em ensaios de usinagem destes materiais, serão analisados o comportamento das ferramentas, a formação do cavaco, o desgaste das ferramentas de corte, a influência dos parâmetros de corte, os esforços de corte e as condições de segurança no processo.

3.2. Comportamento das Ferramentas

Na Figura 3.1 é mostrado o comportamento de diferentes materiais de ferramentas ensaiados no torneamento do compósito C/C por Ferreira (1999). A cerâmica reforçada com whiskers de carbeto de silício apresenta o maior desgaste de flanco VBc entre todas as ferramentas. Tal fato se deve, provavelmente, a uma afinidade do carbeto de silício da ferramenta com o material da peça e por motivo de degradação termo-mecânica da cerâmica em função da elevada abrasividade do compósito C/C (Masuda et al., 1993).

O metais duros recobertos apresentam desempenho similares e melhores resultados, em relação ao metal duro sem cobertura. A camada de recobrimento neste caso provoca uma

melhora nos resultados, protegendo o substrato do metal duro contra a ação abrasiva do material do composto. O nitreto de boro cúbico policristalino (PCBN) apresenta desempenho similar ao da cerâmica mista. Explica-se isto devido ao fato do PCBN utilizado no ensaio apresentar uma fase cerâmica (TiC), e conseqüentemente um comportamento análogo à cerâmica mista. De outro modo, o diamante policristalino (PCD) apresenta-se como a melhor ferramenta para usinar o composto C/C, apresentando o menor desgaste entre todas ferramentas testadas por Ferreira (1999).

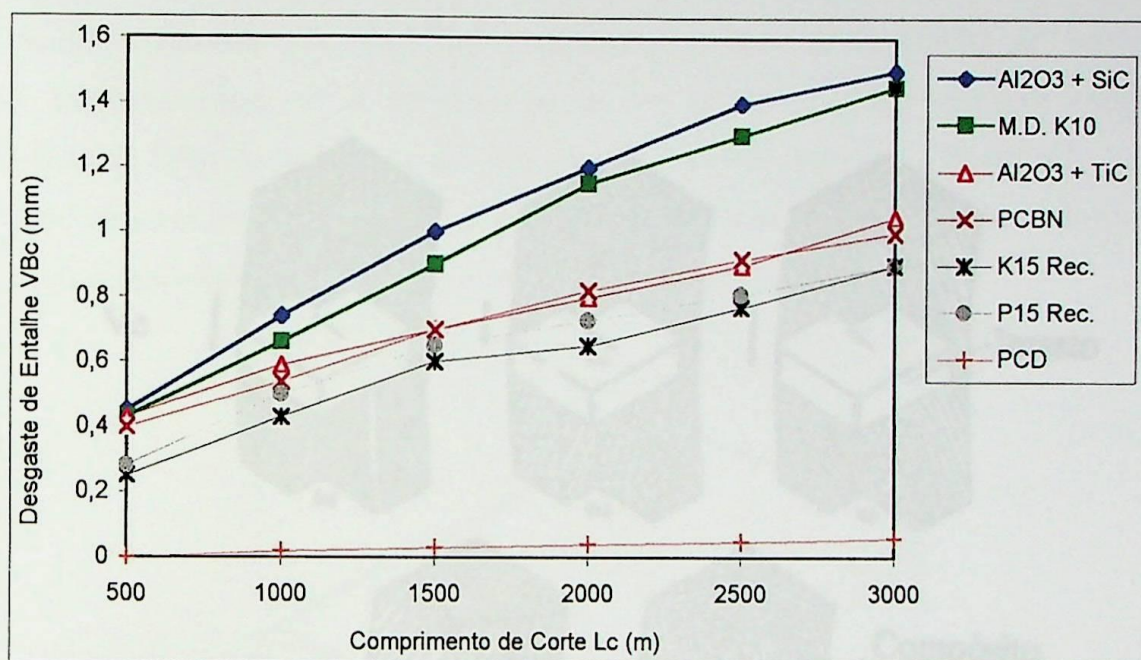


Figura 3.1 – Desgastes das ferramentas em função do comprimento de corte (Ferreira et. al, 2001 (a)).

3.3. Formação do Cavaco

O tipo de cavaco formado na usinagem de composto C/C é semelhante àquele formados nos compostos PRFC, ou seja um cavaco de ruptura com pouquíssima deformação. A usinagem de materiais frágeis, que possuem zona plástica pequena, rompendo com pouca deformação plástica quando submetidos à tensão, apresenta as fases de recalque e cisalhamento bem curtas, completadas com a ruptura total do cavaco não somente da peça, mas também das porções anteriores e posteriores de cavaco. Materiais frágeis como o ferro fundido cinzento, por exemplo, tendem a formar cavacos curtos na forma de pequenas partículas. Conforme as condições de usinagem e a geometria da ferramenta, se estas

impuserem uma deformação maior do cavaco pode-se passar do cavaco contínuo para o de cisalhamento, mas o fator determinante do tipo de cavaco é o material da peça.

A usinagem de compósitos reforçados com fibras difere significativamente da usinagem dos materiais metálicos, em função da diversidade estrutural destes materiais. A disposição das fibras na matriz define o mecanismo de corte durante a usinagem e, conseqüentemente, o tipo de cavaco produzido, as forças de corte, a vida da ferramenta, a rugosidade e a integridade da peça (Santhanakrishnan et al., 1993). Na Figura 3.2 são mostradas algumas configurações típicas do mecanismo de corte em compósitos reforçados com fibras.

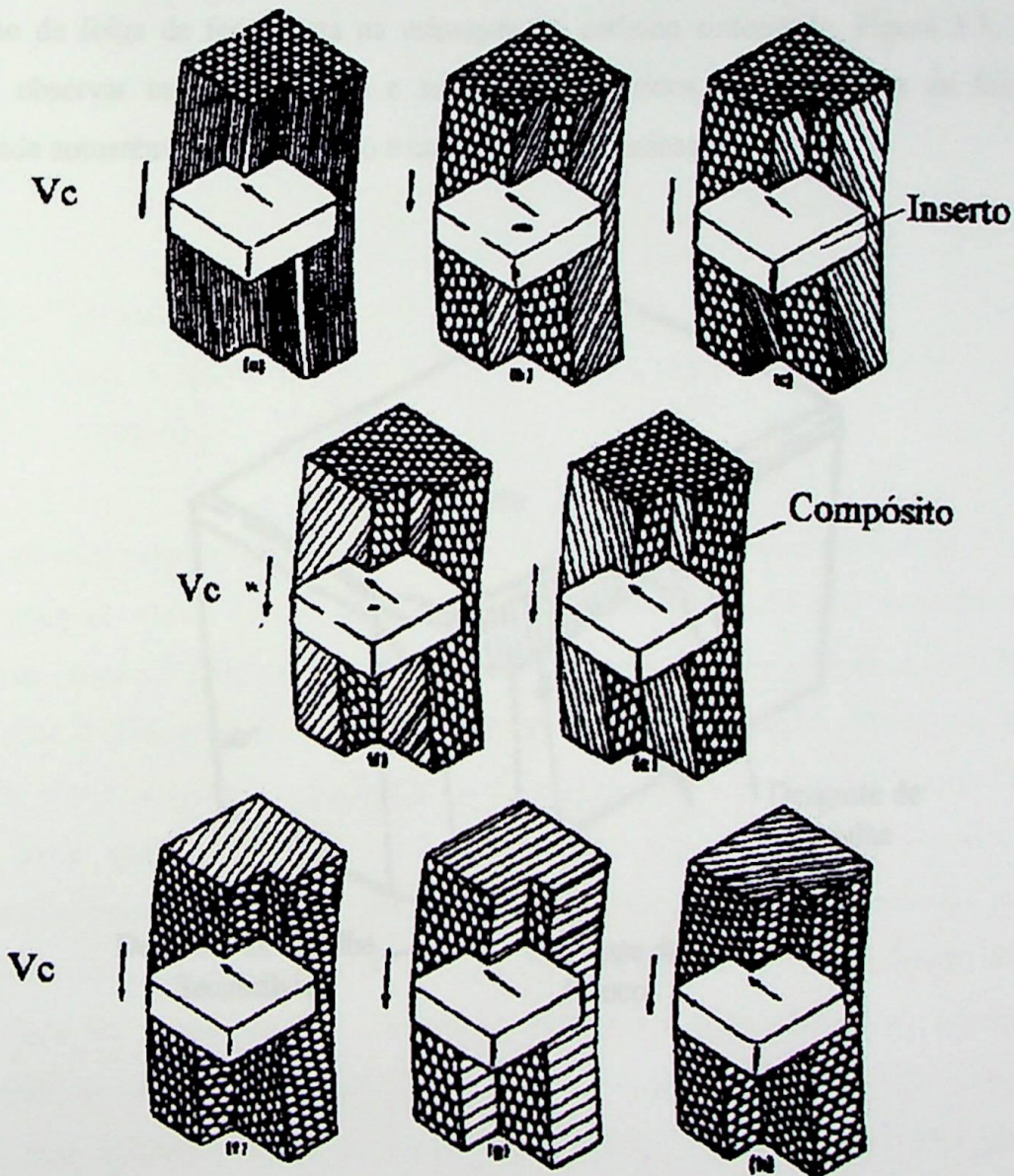


Figura 3.2 – Corte de compósitos em várias orientações (Santhanakrishnan et al., 1993).

3.4. Desgaste das Ferramentas

A análise do comportamento dos mecanismos de corte durante a usinagem de materiais compósitos reforçados com fibras de carbono mostra geralmente um desgaste excessivo da ferramenta. Devido à heterogeneidade e à anisotropia destes materiais, a usinagem apresenta esforços pulsantes e expõe a ferramenta a um processo excessivo de fadiga, degradação térmica e abrasão, deixando-a sujeita a vários mecanismos de desgaste (Komanduri, 1997). Segundo Santhanakrishnan et al. (1993), o mecanismo de desgaste predominante em torneamento de materiais plásticos reforçados com fibras de carbono é a abrasão, sendo a aderência/arrastamento (*Atrition*) verificada apenas no caso da ferramenta de metal duro K20. Santhanakrishnan et al. (1993) mostrou um padrão típico de desgaste sofrido na superfície de folga da ferramenta na usinagem do carbono sinterizado, Figura 3.3, no qual pode-se observar inúmeras marcas e sulcos bem definidos nas superfícies de folga, cuja intensidade aumentava com o avanço e com o tempo de usinagem.

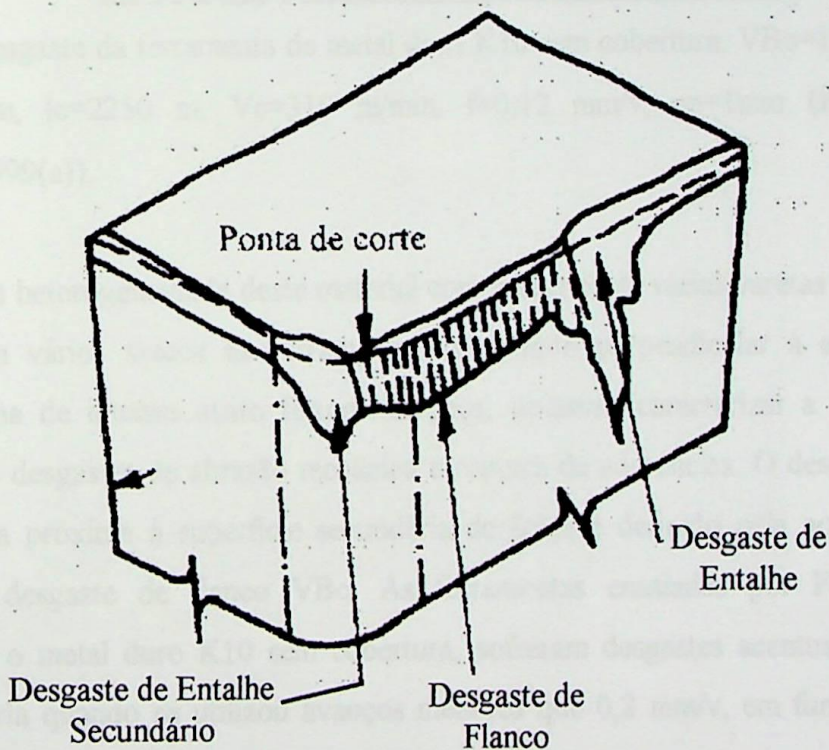


Figura 3.3 – Ilustração dos desgastes da ferramenta (Santhanakrishnan et al., 1993).

Na Figura 3.4 são mostrados os desgastes sofridos pela ferramenta de metal duro no torneamento do compósito C/C, realizados por Ferreira (1999), que mostra a ocorrência de um pequeno desgaste na superfície de saída próximo à aresta principal de corte, com dimensões bem reduzidas comparado ao intenso desgaste de flanco na região curva da aresta de corte.

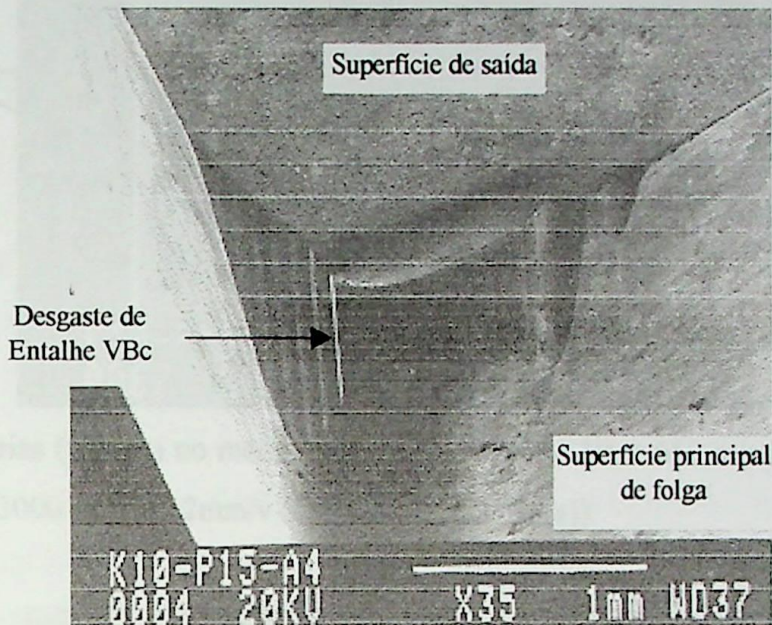


Figura 3.4 – Desgaste da ferramenta de metal duro K10 sem cobertura. VBc=1,3 mm, KT=80 μm , $l_c=2250$ m, $V_c=310$ m/min, $f=0,12$ mm/v, $a_p=1$ mm (Ferreira et. al, 1999(a)).

A elevada heterogeneidade deste material com presença de várias varetas de C/C na pré-forma, geraram vários sulcos na ferramenta, na direção perpendicular à aresta de corte secundária, zona de intenso atrito ferramenta/peça, podendo caracterizar a ocorrência dos mecanismos de desgastes de abrasão mecânica e ruptura de aderências. O desgaste na região curva da aresta próxima à superfície secundária de folga é definido pela norma ISO 3685 (1993) como desgaste de flanco VBc. As ferramentas ensaiadas por Ferreira (1999), principalmente o metal duro K10 sem cobertura, sofreram desgastes acentuados próximo à aresta secundária quando se utilizou avanços menores que 0,2 mm/v, em função da elevada abrasividade do compósito C/C. Durante a usinagem a ferramenta ficou sujeita a altas velocidades de cortes ($V_c > 500$ m/min), gerando uma degradação termo-mecânica mais intensa, com formação de várias trincas na superfície de folga em direções paralelas e perpendiculares à aresta de corte, conforme mostrado nas Figuras 3.5 e 3.6.

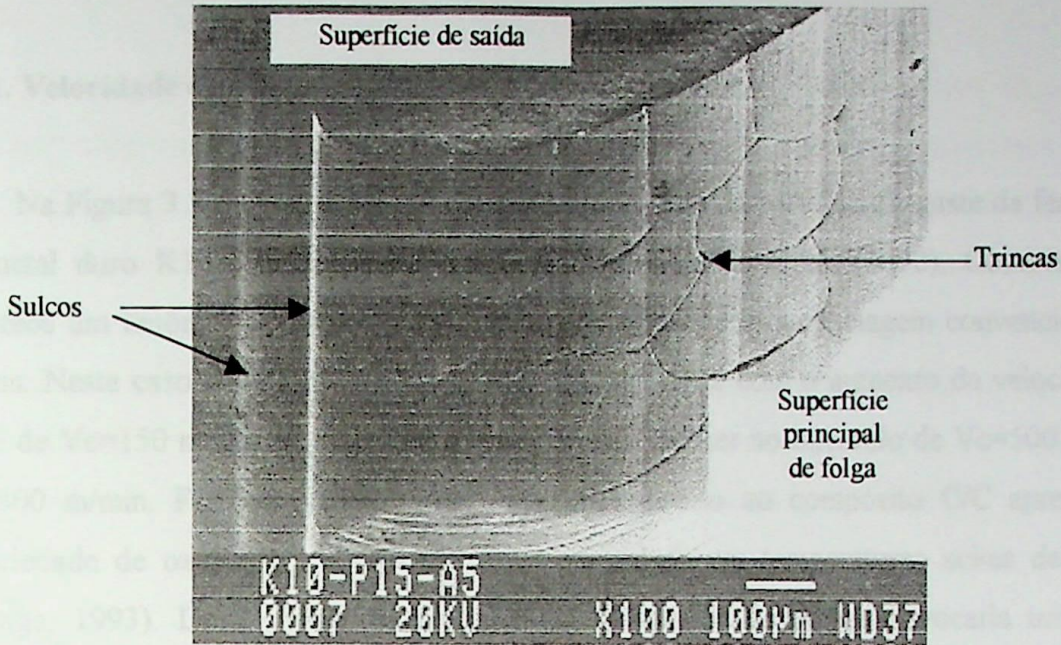


Figura 3.5 – Avarias (trincas) no metal duro ISO K10, para: $V_c = 650$ m/min, $V_{Bc}=1,3$ mm, $L_c=3000$ m, $f=0,12$ mm/v (Ferreira et. al, 1999(a)).

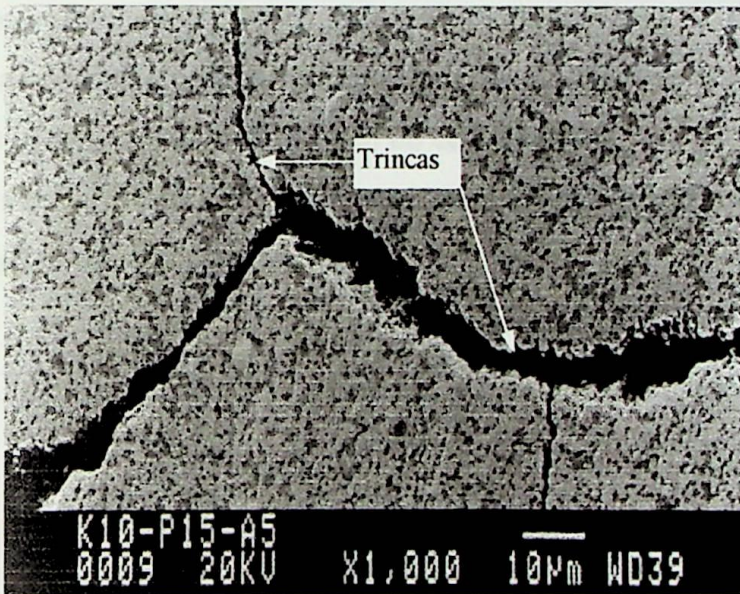


Figura 3.6 – Trincas na ferramenta de metal duro K10 para $V_c=650$ m/min, $L_c=3000$ m (Ferreira et. al, 1999(a))

3.5. Influência das Condições de Corte

3.5.1. Velocidade de Corte

Na Figura 3.7 é mostrada a influência da velocidade de corte no desgaste da ferramenta de metal duro K10 sem cobertura, verificada por Ferreira et al. (2000). Observa-se que acontece um fenômeno completamente inverso ao que ocorre na usinagem convencional dos metais. Neste caso o desgaste da ferramenta VB_c decresce com o aumento da velocidade de corte de $V_c=150$ m/min para $V_c=500$ m/min, e volta crescer no intervalo de $V_c=500$ m/min a $V_c=800$ m/min. Ferreira (1999) explica este fato devido ao composto C/C apresentar a propriedade de oxidar-se em atmosfera não controlada em temperaturas acima de 370 °C (Savage, 1993). Deste modo, o acréscimo na velocidade de corte provocaria uma maior temperatura de corte e um maior processo de oxidação, que implicaria em uma diminuição da resistência da peça ao corte, facilitando a usinagem e provocando menor desgaste à ferramenta. No entanto, em velocidades de corte altas ($V_c > 500$ m/min) ocorreria uma alteração deste fenômeno, pois o aumento do volume de oxidação na região de corte não seguiria, na mesma proporção, a taxa de crescimento da velocidade de corte. Assim, acima da velocidade de 500 m/min, tem-se uma inversão do comportamento do desgaste da ferramenta. No entanto, este trabalho realiza um estudo mais aprofundado acerca deste comportamento para verificar a real ocorrência destes fenômenos.

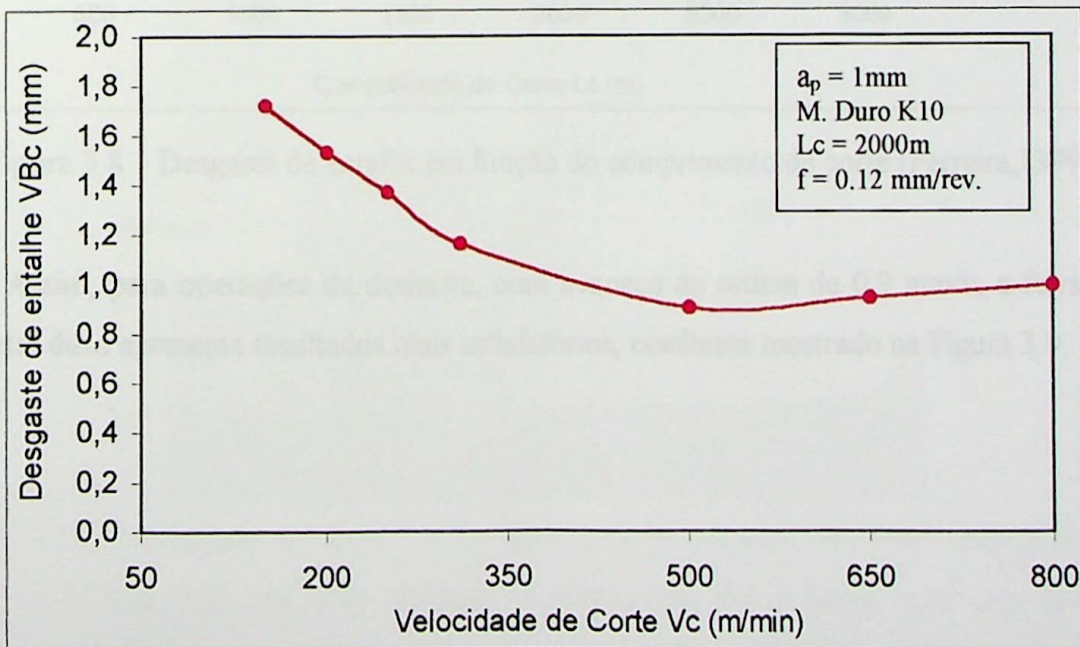


Figura 3.7 – Desgaste de entalhe em função da velocidade de corte (Ferreira et al., 2001(a)).

3.5.2. Avanço

Ferreira (1999) avaliou a influência do avanço no desgaste da ferramenta de metal duro K10 sem cobertura, conforme é mostrado na Figura 3.8. O desgaste da ferramenta aumenta com a diminuição do avanço, pois em pequenos avanços existe maior abrasão ferramenta-peça por unidade de volume de cavaco removido, e também ocorre uma maior concentração de calor na ponta da ferramenta. Com o aumento do avanço tem-se uma melhor dispersão do calor gerado na usinagem para a peça, aliviando em parte a ferramenta e assim diminuindo o seu desgaste. Estes resultados confirmam a tendência de diminuição do desgaste da ferramenta com o aumento do avanço apresentada pelo composto PRFC-FP (Ferreira, et al., 2001(a)).

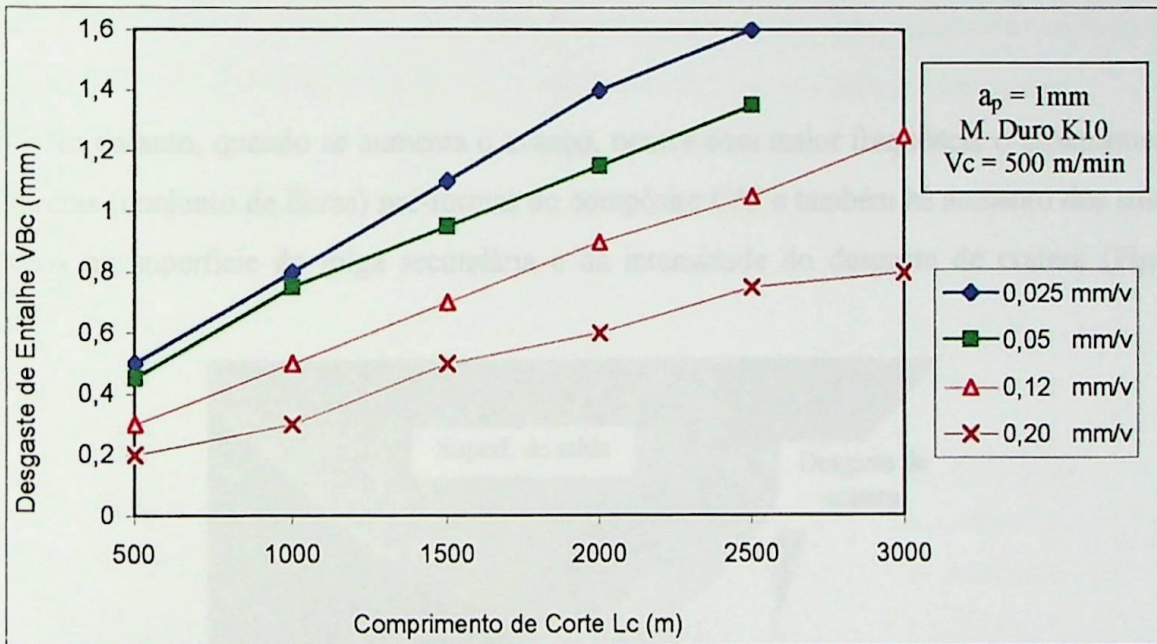


Figura 3.8 – Desgaste de entalhe em função do comprimento de corte (Ferreira, 1999).

Assim, para operações de desbaste, com avanços de ordem de 0,2 mm/v, a ferramenta de metal duro apresenta resultados mais satisfatórios, conforme mostrado na Figura 3.9.

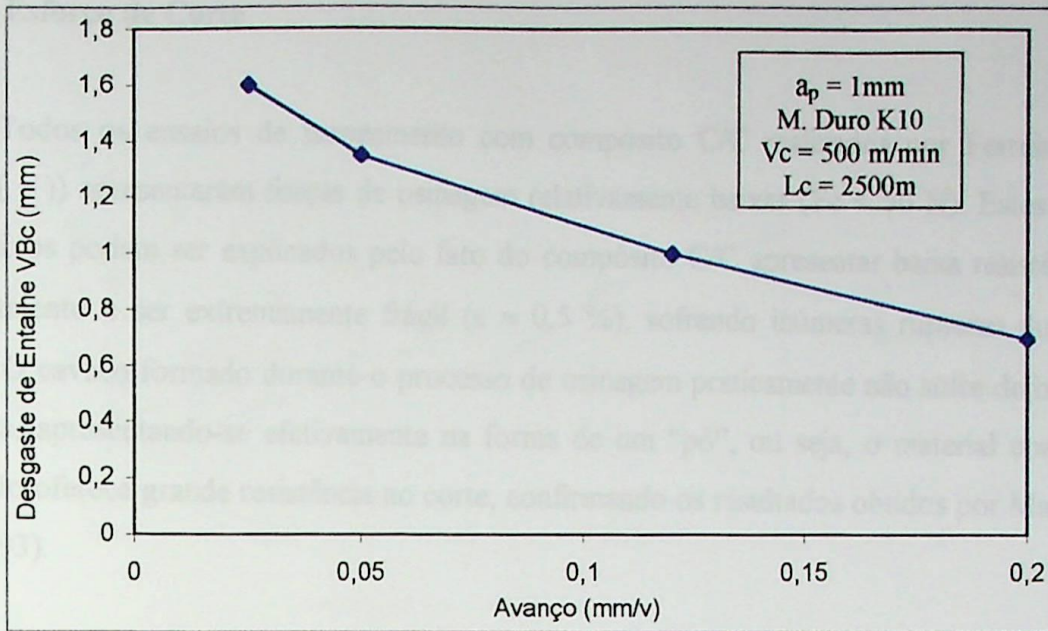


Figura 3.9 – Desgaste de entalhe VBc em função do avanço (Ferreira, 1999).

No entanto, quando se aumenta o avanço, ocorre com maior frequência o arrancamento de varetas (conjunto de fibras) pré-formas do compósito C/C e também há aumento dos sulcos gerados na superfície de folga secundária e da intensidade do desgaste de cratera (Figura 3.10).

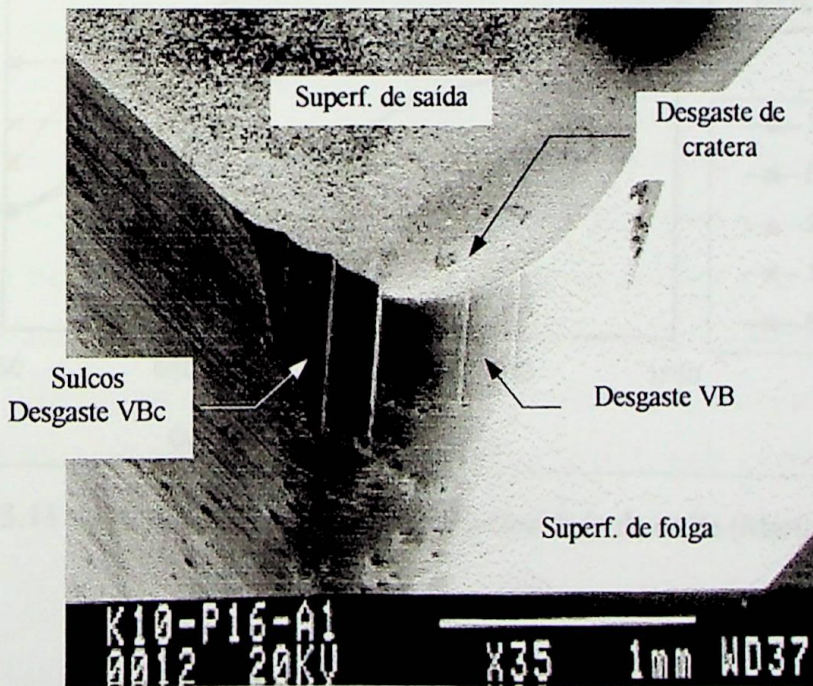


Figura 3.10 – Desgaste de flanco e de cratera da ferramenta de metal duro K10, para VBc=0,7 mm, KT= 40 μ m, Vc=500m/min, f=0,2 mm/v, ap=1 mm (Ferreira, 1999).

3.5.3. Esforço de Corte

Todos os ensaios de torneamento com compósito C/C realizados por Ferreira et. al (1999(a)) apresentaram forças de usinagem relativamente baixas ($F_c < 50$ N). Estes valores tão baixos podem ser explicados pelo fato do compósito C/C apresentar baixa resistência ao cisalhamento e ser extremamente frágil ($\epsilon \approx 0,5$ %), sofrendo inúmeras rupturas durante o corte. O cavaco formado durante o processo de usinagem praticamente não sofre deformação plástica, apresentando-se efetivamente na forma de um “pó”, ou seja, o material compósito C/C não oferece grande resistência ao corte, confirmando os resultados obtidos por Masuda et al. (1993).

Martins (2000) realizou estudos mais aprofundados acerca das forças que agem sobre a ferramenta, realizando medições das forças de corte e de avanço em ensaios de torneamento do compósito C/C. Nas Figuras 3.11 e 3.12 são mostrados os resultados destes ensaios.

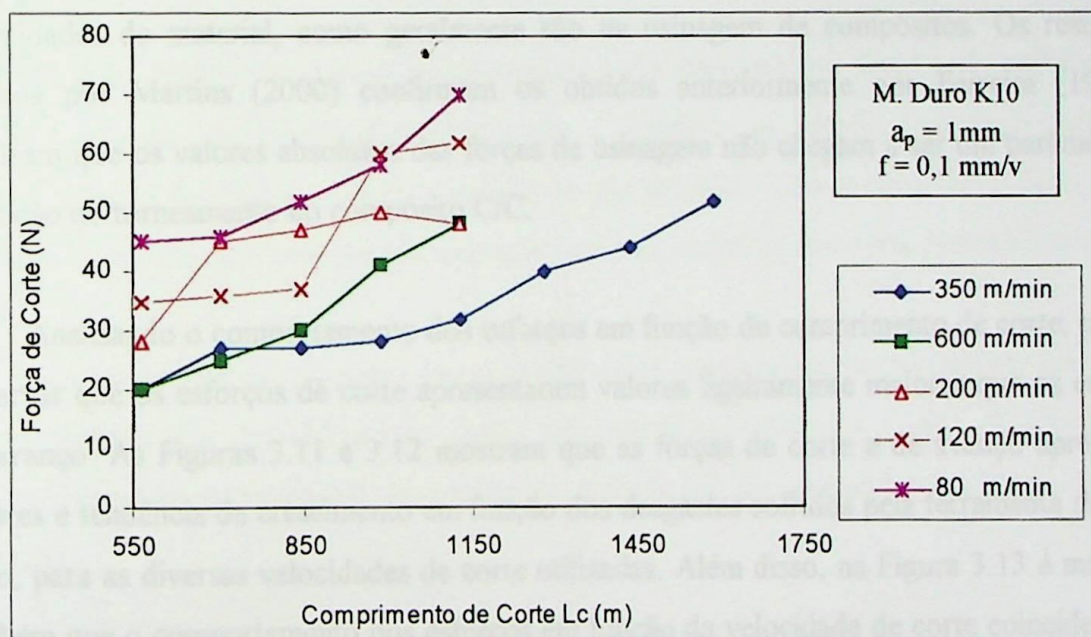


Figura 3.11 – Força de corte em função da velocidade de corte (Martins, 2000).

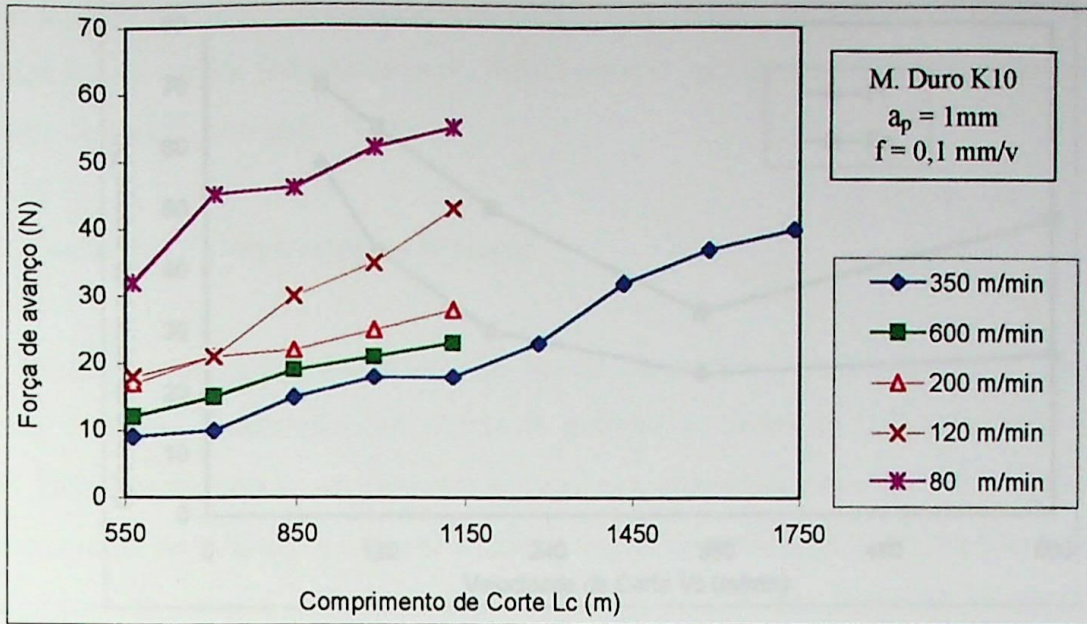


Figura 3.12 – Força de avanço em função da velocidade de corte (Martins, 2000).

Os parâmetros de corte usados por Martins (2000) estão na mesma ordem de grandeza dos utilizados neste trabalho ($f = 0,1\text{ mm/v}$ e $a_p = 1,0\text{ mm}$) e são típicos para retirar pequenas quantidades de material, como geralmente são na usinagem de compósitos. Os resultados obtidos por Martins (2000) confirmam os obtidos anteriormente por Ferreira (1999) e mostram que os valores absolutos das forças de usinagem não chegam a ser um parâmetro de restrição no torneamento do compósito C/C.

Analisando o comportamento dos esforços em função do comprimento de corte, pode-se observar que os esforços de corte apresentaram valores ligeiramente maiores que os esforços de avanço. As Figuras 3.11 e 3.12 mostram que as forças de corte e de avanço apresentam valores e tendência de crescimento em função dos desgastes sofridos pela ferramenta de metal duro, para as diversas velocidades de corte utilizadas. Além disso, na Figura 3.13 é mostrado também que o comportamento dos esforços em função da velocidade de corte coincide com o comportamento do desgaste, sendo também diferente do apresentado pelos metais.

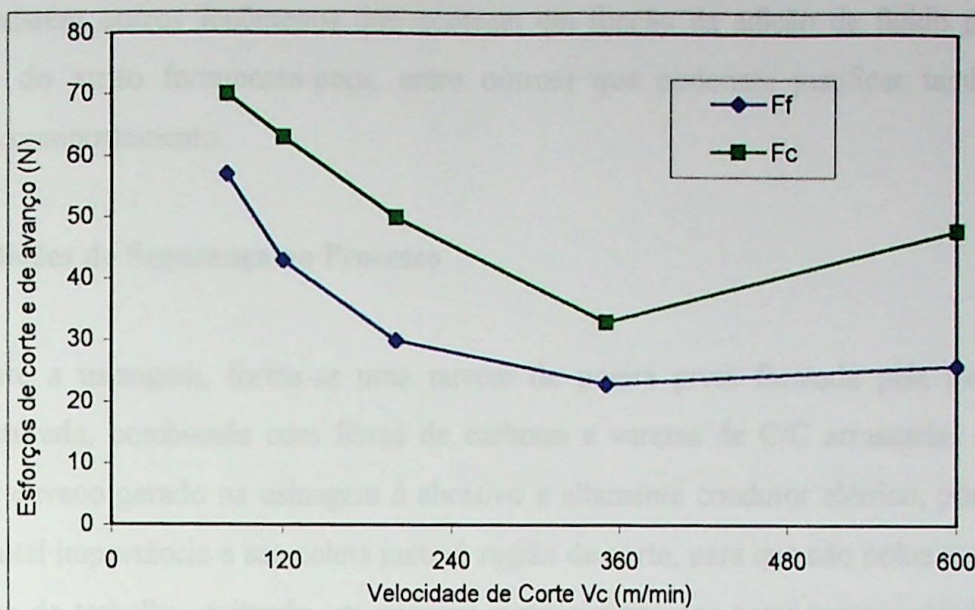


Figura 3.13 – Comportamento dos esforços de corte/avanço em função da velocidade de corte (Martins, 2000).

3.5.4. Fluidos de Corte

Martins (2000) estudou o comportamento do desgaste em função da utilização de diferentes fluidos de lubrificação/refrigeração e técnicas de injeção (inundação por óleo solúvel, injeção de mínimo volume e injeção de gás argônio). Tais ensaios foram feitos com o objetivo de minimizar o processo de oxidação que supostamente ocorreria durante o corte.

Nas operações de usinagem de peças derivadas de materiais compósitos em geral não é usado nenhum tipo de refrigerante, sendo tais operações realizadas a seco. A aplicação de fluidos de corte compromete as condições superficiais do material, não sendo por isso indicada.

Como resultado, Ferreira et al. (2001(c)) verificaram que a influência dos meios refrigerantes aplicados sobre a aresta de corte causou a diminuição na intensidade do desgaste de flanco das arestas ensaiadas. Dentre os métodos utilizados, a inundação por óleo solúvel foi a que apresentou maior diminuição dos desgastes. Para este método, o comportamento do desgaste em função da velocidade de corte foi crescente, reforçando a influência do fluido como inibidor do processo de oxidação da peça, em decorrência da diminuição da temperatura. No entanto, a inundação por óleo solúvel age como refrigerante e como lubrificante no processo, além de mudar consideravelmente as condições gerais do processo.

Portanto, existem outros fenômenos que ocorrem em função da adição de fluido de corte (diminuição do atrito ferramenta-peça, entre outros) que poderiam justificar também tal mudança de comportamento.

Análise Teórica

3.5.5. Condições de Segurança no Processo

4.1. Introdução

Durante a usinagem, forma-se uma nuvem de poeira preta formada pela matriz de carbono fraturada, combinada com fibras de carbono e varetas de C/C arrancadas da pré-forma. Este cavaco gerado na usinagem é abrasivo e altamente condutor elétrico, portanto é de fundamental importância a sua coleta junto à região de corte, para que não polua a máquina e o ambiente de trabalho, evitando um possível curto-circuito nos componentes elétricos, ou avarias nas partes mecânicas (Olim, 2002).

O pó (cavaco) formado durante a usinagem irrita a pele e se inalado traz sérios riscos à saúde das pessoas. Portanto, uma instalação adequada para remoção do cavaco e o uso de dispositivos de segurança são estritamente importantes, para proteção do operador e conservação da máquina-ferramenta (Ferreira, 1999).

Temperatura na superfície de saída da ferramenta em condições de regime permanente. Devido ao fato de a temperatura de corte na ferramenta ser elevada, de fato, a temperatura na ponta da ferramenta de corte, T_c , é determinada.

4.2. Processo de formação do cavaco e fontes de geração de calor na usinagem

Verifica-se experimentalmente que os trabalhos provenientes do amolamento da raiz do cavaco durante a usinagem, do atrito entre o cavaco e a ferramenta e do atrito entre a peça e a ferramenta são transformados em calor. Conseqüentemente a temperatura da ferramenta de corte se elevará, de acordo com o calor específico e a condutividade térmica dos materiais em contato, além das dimensões das seções onde se ocorre o calor.

Conforme (Ferreira, 1977) uma parte o fluxo de calor

- A deformação plástica do cavaco na região de cisalhamento;
- Ao atrito do cavaco com a superfície de saída da ferramenta;
- Ao atrito da peça com a superfície de incidência da ferramenta.

Capítulo 4

Análise Teórica

4.1. Introdução

Este capítulo tem como objetivo analisar teoricamente o comportamento das temperaturas de corte $T=T(x,y)$ na superfície de saída da ferramenta, no torneamento de materiais compósitos CRFC. Para tal, é utilizado o método de diferenças finitas na discretização da equação governante do problema, sendo que as condições de contorno são definidas em função dos resultados experimentais obtidos.

Com base nas equações algébricas, resultantes de um balanço de energia em cada ponto nodal e nas condições de contorno é desenvolvido um programa computacional em linguagem FORTRAN. Este programa computacional determina a parcela de calor gerado no processo de torneamento que vai para a ferramenta de corte e a distribuição de temperaturas $T=T(x,y)$ na superfície de saída da ferramenta em condições de regime permanente. Deste modo, a temperatura de corte na interface ferramenta cavaco, ou seja, a temperatura na ponta da ferramenta de corte, T_p , é determinada.

4.2. Processo de formação do cavaco e fontes de geração de calor na usinagem

Verifica-se experimentalmente que os trabalhos provenientes do cisalhamento da raiz do cavaco durante a usinagem, do atrito entre o cavaco e a ferramenta e do atrito entre a peça e a ferramenta são transformados em calor. Conseqüentemente a temperatura da ferramenta de corte se elevará, de acordo com o calor específico e a condutividade térmica dos corpos em contato, além das dimensões das secções onde se escoia o calor.

Conforme (Ferraresi, 1977) onde ocorre o fluxo de calor:

- À deformação plástica do cavaco na região de cisalhamento;
- Ao atrito do cavaco com a superfície de saída da ferramenta;
- Ao atrito da peça com a superfície de incidência da ferramenta.

- Como as deformações e as forças de atrito se distribuem irregularmente, o calor produzido também se distribui de forma irregular;
- Grande parte do calor é transferido para o cavaco, uma menor parte vai para a peça e uma parte ainda menor vai para a ferramenta;
- A quantidade de calor devida ao atrito do cavaco com a superfície de saída, e que vai à ferramenta, é relativamente pequena. Porém, como esta superfície de contato é reduzida, desenvolve-se nesta região temperatura significativas (Figura 4.1,(B));
- Através da formula, $Q = F_{ef} \cdot V_{ef}$, verifica-se que a quantidade de calor gerada durante a usinagem aumenta com a velocidade efetiva de corte (V_{ef}) e com a força efetiva de corte (F_{ef}). Conseqüentemente, a temperatura cresce com o aumento da velocidade de corte, do avanço e da profundidade. Este aumento de temperatura é acelerado com o desgaste da ferramenta, o qual aumenta o valor do coeficiente de atrito e conseqüentemente da força de corte.
- Com o aumento da temperatura, além do ponto de transformação da estrutura do material, as ferramentas perdem a sua dureza, desgastam-se rapidamente e tornam-se improdutivas.

Por outro lado, para aumentar a produtividade da ferramenta deve-se aumentar a velocidade, o avanço e a profundidade de corte. Todos estes três fatores aumentam a temperatura. O meio mais barato para a diminuição da temperatura de corte é o emprego de refrigerante e lubrificante de corte.

4.3. Equação Governante e Condições de Contorno

Na presente análise é considerado que a ferramenta de corte é um meio contínuo homogêneo e isotrópico. Com isso, é razoável admitir que a condutividade térmica permanece constante durante o processo de usinagem. Sendo admitido um corte (usinagem) ortogonal o problema pode ser tratado através de uma análise bidimensional e a superfície de saída pode ser considerada como a principal região da ferramenta de corte a ser analisada.

Considerando-se ainda a condição de regime permanente, a determinação da distribuição de temperatura $T=T(x,y)$ na superfície de saída da ferramenta de corte, durante a

usinagem, é realizada utilizando-se a equação de Poisson. As condições de contorno adotadas foram: condição de fluxo de calor especificado (na região de corte), condição de convecção (nas arestas principal e secundária, a menos da região efetiva de corte) e condição de temperatura conhecida (estabelecida em função do valor médio das temperaturas de regime indicadas nos termopares T2, T3 e T4), conforme mostrado na Figura 4.2.

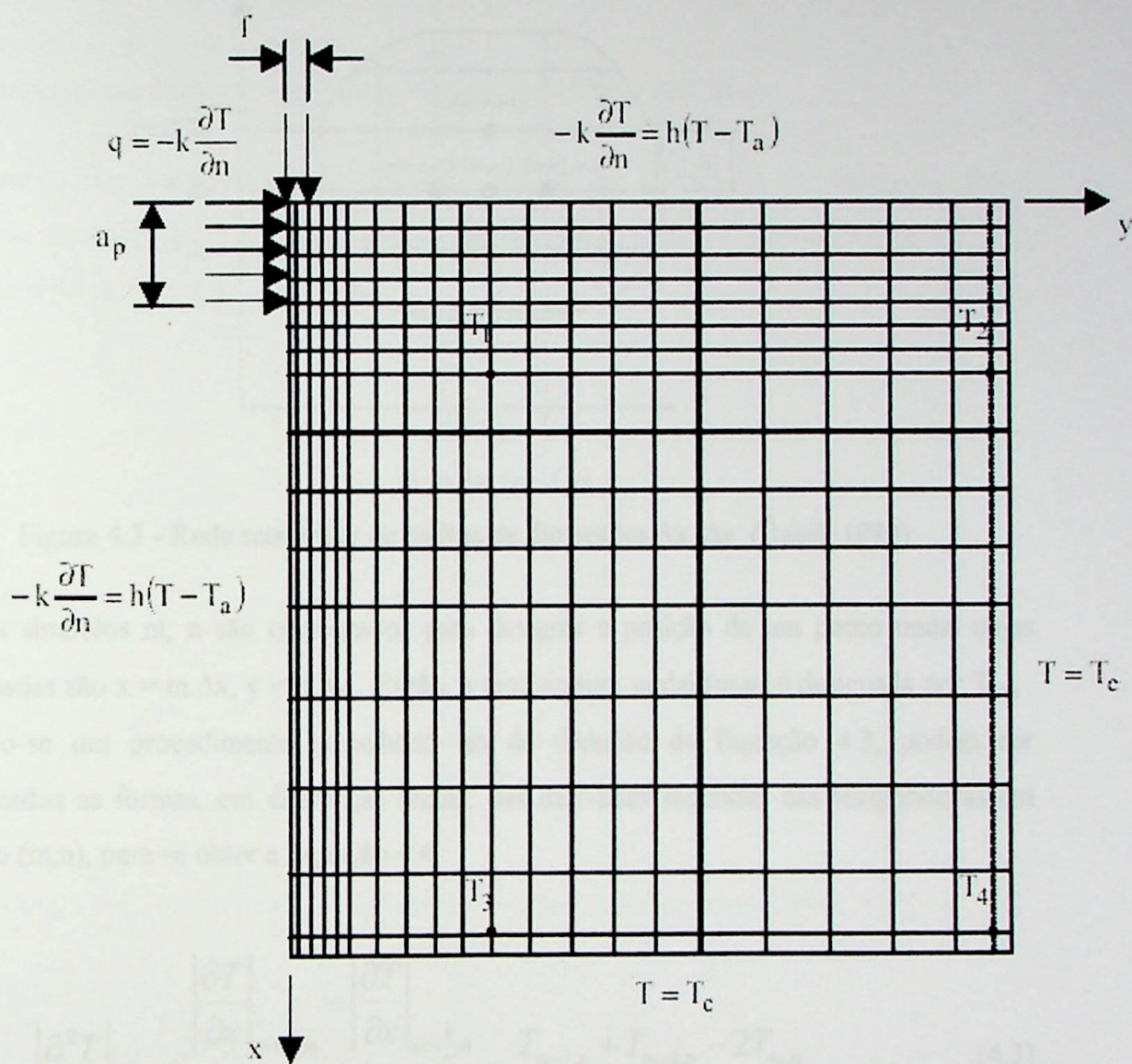


Figura 4.2 - Condições de contorno adotadas na determinação da distribuição de temperatura.

Assim, pode-se considerar a equação de condução de calor bidimensional, estacionária, com geração de energia, dado pela Equação 4.2.

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{g(x, y)}{k} = 0 \quad (4.2)$$

Sendo T a temperatura, g o termo de geração de calor, k é condutividade térmica, e x, y as coordenadas cartesianas do ponto sobre a superfície de saída da ferramenta. Para substituir a região por um conjunto discreto de nodos, foi construída sobre a região uma rede retangular com o tamanho da malha $\Delta x, \Delta y$, como mostrado na Figura 4.3.

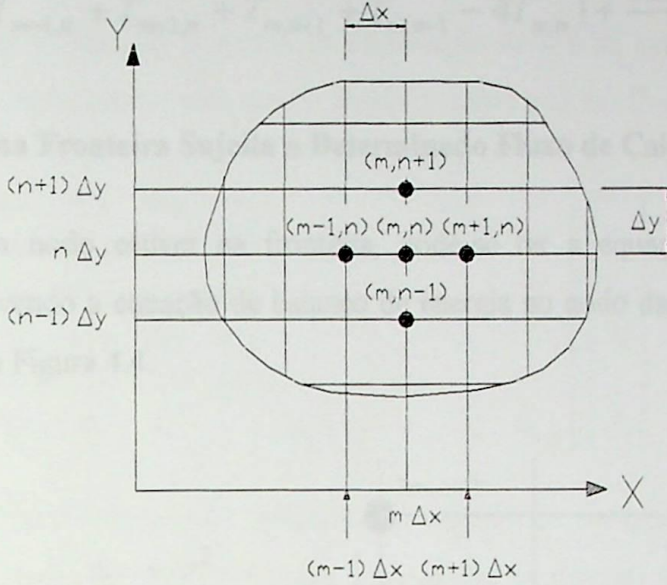


Figura 4.3 - Rede retangular de malhas de dimensões $\Delta x, \Delta y$ (Özsisik, 1990).

Os símbolos m, n são empregados para designar a posição de um ponto nodal cujas coordenadas são $x = m \cdot \Delta x, y = n \cdot \Delta y$. Então, a temperatura nodal (m, n) é designada por $T_{m, n}$. Seguindo-se um procedimento semelhante ao da dedução da Equação 4.3, podem ser determinadas as formas, em diferenças finitas, das derivadas segundas das temperaturas em um nodo (m, n) , para se obter a Equação 4.4.

$$\left| \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right|_{m, n} \cong \frac{\left| \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{m+\frac{1}{2}, n} - \left| \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{m-\frac{1}{2}, n}}{\Delta x} = \frac{T_{m-1, n} + T_{m+1, n} - 2T_{m, n}}{(\Delta x)^2} \quad (4.3)$$

$$\left| \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right|_{m, n} \cong \frac{T_{m, n-1} + T_{m, n+1} - 2T_{m, n}}{(\Delta y)^2} \quad (4.4)$$

Introduzindo as Equações 4.3 e 4.4 na Equação 4.2, se obtém a Equação 4.5.

$$\frac{T_{m-1, n} + T_{m+1, n} - 2T_{m, n}}{(\Delta x)^2} + \frac{T_{m, n-1} + T_{m, n+1} - 2T_{m, n}}{(\Delta y)^2} + \frac{g_{m, n}}{k} = 0 \quad (4.5)$$

Na análise de diferenças finitas, ordinariamente se adota uma rede quadrada, para qual tem-se $\Delta x = \Delta y = l$. Então, simplificando a Equação 4.5 tem-se a Equação 4.6, que é válida num nodo interno da seção de corte, que é a região na qual ocorrerá geração de calor.

$$(T_{m-1,n} + T_{m+1,n} + T_{m,n+1} + T_{m,n-1} - 4T_{m,n}) + \frac{g_{m,n}l^2}{k} = 0 \quad (4.6)$$

4.3.1. Nodos numa Fronteira Sujeita a Determinado Fluxo de Calor

Quando um nodo estiver na fronteira, pode-se ter a equação de diferenças finitas apropriada, escrevendo a equação de balanço de energia no nodo da fronteira (Equação 4.7), como ilustrado na Figura 4.4.

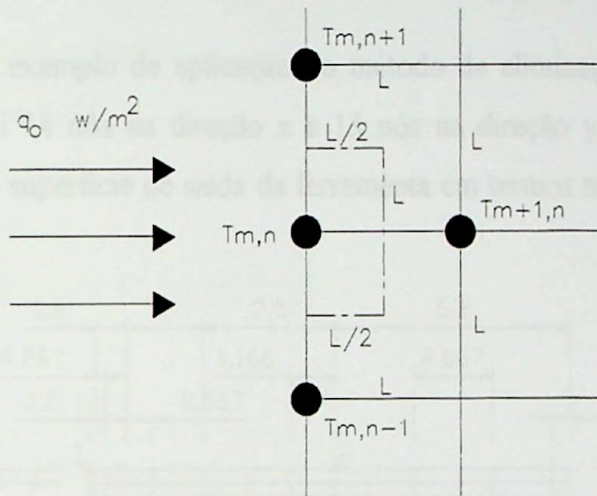


Figura 4.4 - Nodo (m,n) numa fronteira sujeita a fluxo de calor (Özsisik,1990).

$$q_0 l + k \frac{l}{2} \frac{T_{m,n+1} - T_{m,n}}{l} + k l \frac{T_{m+1,n} - T_{m,n}}{l} + k \frac{l}{2} \frac{T_{m,n-1} - T_{m,n}}{l} + \frac{1}{2} l^2 g_{m,n} = 0$$

$$T_{m,n+1} + 2T_{m+1,n} + T_{m,n-1} - 4T_{m,n} + \frac{l^2 g_{m,n}}{k} + \frac{2lq_0}{k} = 0 \quad (4.7)$$

4.4. Método de Solução de Equações Algébricas Simultâneas

A solução analítica de equações algébricas simultâneas de ordem maior do que três é bastante tediosa, e é mesmo proibitiva nas ordens encontradas na análise de diferenças finitas

dos problemas de condução do calor. Por isso, foram desenvolvidos vários esquemas numéricos para resolver estas equações algébricas simultâneas com um computador digital. No método de eliminação de Gauss, a matriz é transformada em uma forma triangular superior.

Para ilustrar a base do processo de eliminação de Gauss, considera-se um sistema de equações algébricas formando uma matriz bandada como está nas Equações 4.8.

$$\begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & 0 & \dots & 0 & 0 \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} & \dots & 0 & 0 \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} & \dots & \dots & 0 \\ 0 & a_{42} & a_{43} & a_{44} & \dots & \dots & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & 0 & 0 & \dots & a_{n,n-2} & a_{n,n-1} & a_{n,n} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \\ \vdots \\ T_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_1 \\ C_2 \\ C_3 \\ C_4 \\ \vdots \\ C_n \end{bmatrix} \quad (4.8)$$

Tomando como exemplo de aplicação do método de eliminação de Gauss, utilizou-se uma malha que possui 14 nós na direção x e 13 nós na direção y, totalizando 182 nós na malha representando a superfície de saída da ferramenta em termos numéricos como mostrado na Figura 4.5.

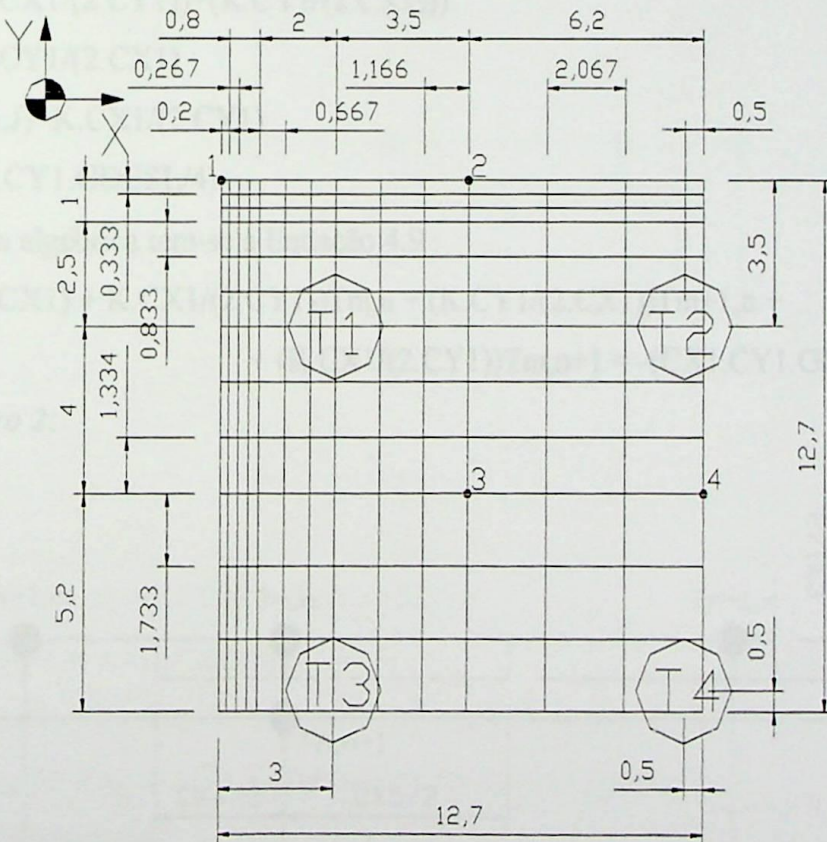


Figura 4.5 - Malha com 182 nós, utilizada para exemplificar as diferentes condições de contorno na formulação dos nós.

As equações que regem cada ponto dependem dos pontos nodais adjacentes. Abaixo serão descritos os pontos notáveis da malha em estudo. Estas equações serão apresentadas conforme descrito no programa computacional e na sua forma algébrica.

Ponto número 1:

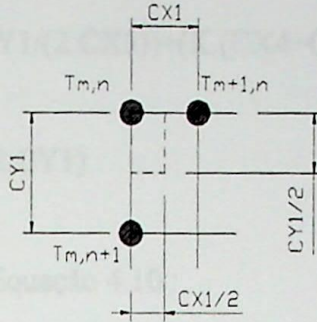


Figura 4.6 - Ponto número 1 da malha de 182 nós.

Este ponto se encontra dentro:

- Subregião 1 na direção X;
- Subregião 1 na direção Y.

Na forma computacional :

$$A(I,J)=-((K.CX1/(2.CY1))+(K.CY1/(2.CX1)))$$

$$A(I+1,J)=K.CY1/(2.CX1)$$

$$A(I+LINHA,J)=K.CX1/(2.CY1)$$

$$B(J)=-((CX1.CY1.GDESL)/4)$$

Na sua forma algébrica tem-se a Equação 4.9 :

$$-(K.CY1/(2.CX1) + K.CX1/(2.CY1))T_{m,n} + (K.CY1/(2.CX1))T_{m+1,n} + (K.CX1/(2.CY1))T_{m,n+1} = -(CX1.CY1.GDESL/4) \quad (4.9)$$

Ponto número 2:

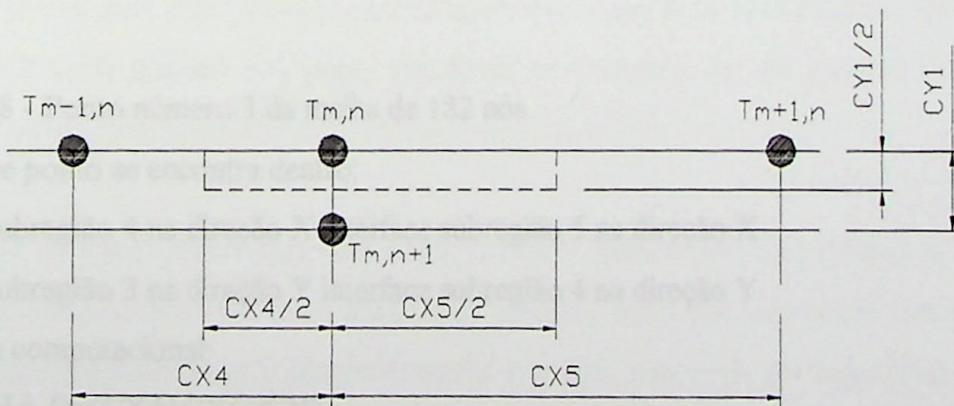


Figura 4.7 - Ponto número 2 da malha de 182 nós.

Este ponto se encontra dentro:

- Subregião 4 na direção X interface subregião 5 na direção X contorno convectiva
- Subregião 1 na direção Y contorno convectiva

Na forma computacional:

$$A(I-1,J)=K.CY1/(2.CX4)$$

$$A(I,J)=-((K.CY1/(2.CX4))+K.CY1/(2.CX5))+K.(CX4+CX5)/(2.CY1)+H.(CX4+CX5)/2)$$

$$A(I+1,J)=K.CY1/(2.CX5)$$

$$A(I+LINHA,J)=K.(CX4+CX5)/(2.CY1)$$

$$B(J)=-CX4+CX5.H.TAMB/2$$

Na sua forma algébrica tem-se a Equação 4.10 :

$$(K.CY1/(2.CX4))T_{m-1,n} - ((K.CY1/(2.CX4)) + (K.CY1/(2.CX5)) + K.(CX4+CX5)/(2.CY1) + H.(CX4+CX5)/2)T_{m,n} + (K.CY1/(2.CX5))T_{m+1,n} + (K.(CX4+CX5)/(2.CY1))T_{m,n+1} = -CX4+CX5.H.TAMB/2 \quad (4.10)$$

Ponto número 3:

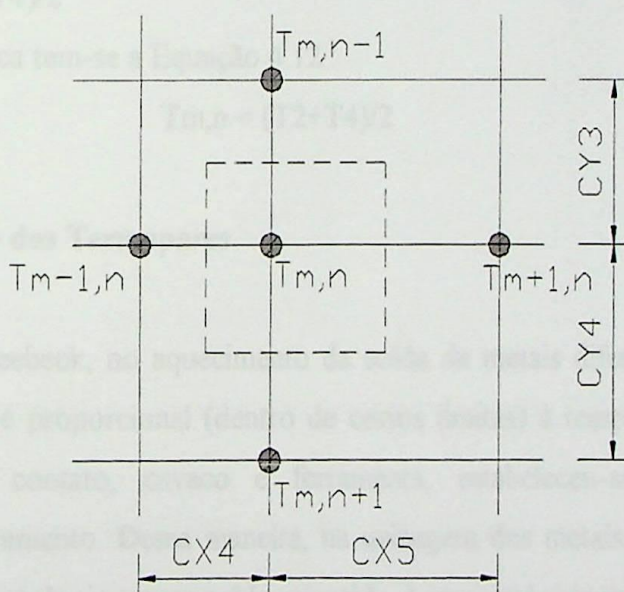


Figura 4.8 - Ponto número 3 da malha de 182 nós.

Este ponto se encontra dentro:

- Subregião 4 na direção X interface subregião 5 na direção X
- Subregião 3 na direção Y interface subregião 4 na direção Y

Na forma computacional:

$$A(I-LINHA,J)=(CX4+CX5)/CY3$$

$$A(I-1,J)=(CY3+CY4)/CX4$$

$$A(I,J)=-(((CX4+CX5)/CY3)+((CY3+CY4)/CX4)+((CY3+CY4)/CX5)+((CX4+CX5)/CY4))$$

$$A(I+1,J)=(CY3+CY4)/CX5$$

$$A(I+LINHA,J)=(CX4+CX5)/CY4$$

$$B(J)=0$$

Na sua forma algébrica tem-se a Equação 4.11 :

$$\begin{aligned} & ((CX4+CX5)/CY3)T_{m,n-1} + ((CY3+CY4)/CX4)T_{m-1,n} - ((CX4+CX5)/CY3 + \\ & (CY3+CY4)/CX4 + (CY3+CY4)/CX5 + (CX4+CX5)/CY4)T_{m,n} + \\ & ((CY3+CY4)/CX5)T_{m+1,n} + ((CX4+CX5)/CY4)T_{m,n+1} = 0 \end{aligned} \quad (4.11)$$

Ponto número 4:

Este ponto se encontra dentro:

- Subregião 5 na direção X interface contorno de temperatura conhecida
- Subregião 3 na direção Y interface subregião 4 na direção Y

Na forma computacional:

$$A(I,J)=1000000$$

$$B(J)=1000000.(T2+T4)/2$$

Na sua forma algébrica tem-se a Equação 4.12 :

$$T_{m,n} = (T2+T4)/2 \quad (4.12)$$

4.5. Posicionamento dos Termopares

Pelo efeito Seebeck, no aquecimento da solda de metais diferentes, surge uma força eletromotriz, a qual é proporcional (dentro de certos limites) à temperatura. Na observação das superfícies de contato, cavaco e ferramenta, estabeleceu-se que existem forças moleculares de agarramento. Dessa maneira, na usinagem dos metais, o contato ferramenta-peça representa uma analogia com a solda aquecida. Logo, se às extremidades dos condutores são ligados à ferramenta e à peça, prende-se os terminais de um galvanômetro e o seu indicador mostrará a existência de corrente (Ferraresi, 1977).

Deve-se notar porém que essa solda (contato ferramenta-peça) durante a usinagem é instável e desigual nos diferentes lugares de contato, visto que em escala microscópica os contatos ferramenta-cavaco e ferramenta-peça não são contínuos. As superfícies apresentam uma série de picos e vales, ocorrendo naturalmente os contatos nos picos. Em consequência da diferença de pressões nesses contatos, haverá diferentes temperaturas e diferentes forças

eletromotrizes. Cada contato constitui uma junção termopar e, visto que essas junções são todas em paralelo, a força eletromotriz observada representa um valor médio. Por isso o indicador do galvanômetro mostrará, não a maior temperatura de contato, mas sim a média das temperaturas. Entretanto isto não representa uma desvantagem, porque a temperatura média obtida é a de maior interesse prático (Ferraresi, 1977).

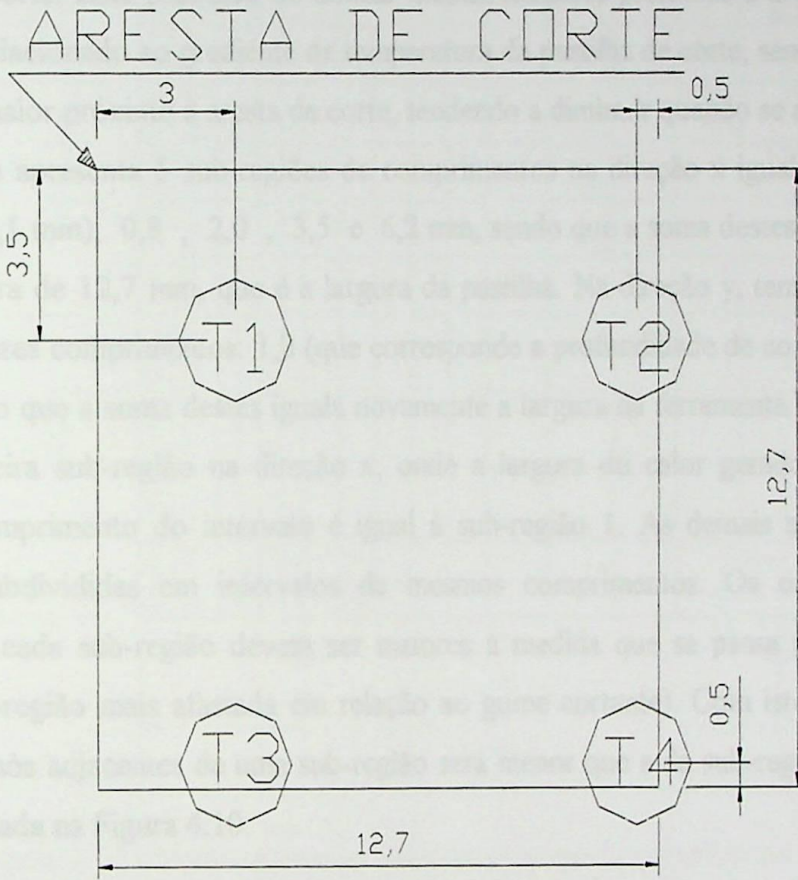


Figura 4.9 - Coordenadas de fixação dos termopares na superfície de saída da pastilha.

Os termopares entram em contato com a pastilha de corte em sua superfície de saída, em coordenada fixas conforme mostrado na Figura 4.9, de modo que as mesmas não afetam o processo de torneamento, ou seja, o fluxo de cavaco gerado. O termopar mais próximo da aresta de corte, no caso T1, é utilizado como referência no programa computacional. Enquanto os demais termopares: T2, T3 e T4, são utilizados como condições de contorno, também, no programa computacional. A média aritmética das temperaturas dos termopares T2 e T4, representam as temperaturas conhecidas dos nós da fronteira nas quais os termopares se encontram. Isto é válido também para os termopares T3 e T4. A temperatura no nó que intercepta as duas fronteiras de temperaturas conhecidas é dada, também, pela média aritmética das temperaturas dos termopares T2, T3 e T4.

4.6. Malha Retangular Variável

Os valores máximos de temperatura devem ocorrer na superfície de saída da ferramenta, uma vez que o atrito cavaco-ferramenta se situa nesta região. Com isto, pode-se montar uma malha retangular bidimensional sobre a superfície de saída da pastilha. Esta malha apresenta pequena área entre os nós em intervalos pré-fixados próximo à aresta de corte, e esta área tende a aumentar em intervalos pré-fixados (chamado de sub-região) à medida que se afasta da aresta de corte. Este processo de utilizar malhas menores próximos à aresta de corte esta diretamente relacionado ao gradiente de temperatura da pastilha de corte, sendo o gradiente de temperatura maior próximo à aresta de corte, tendendo a diminuir quando se afasta da mesma.

A malha apresenta 5 sub-regiões de comprimentos na direção x igual 0,2 mm (onde o avanço é de 0,1 mm), 0,8 , 2,0 , 3,5 e 6,2 mm, sendo que a soma destes comprimentos se iguala à largura de 12,7 mm, que é a largura da pastilha. Na direção y, tem-se 4 sub-regiões com os seguintes comprimentos: 1,0 (que corresponde a profundidade de corte), 2,5 , 4,0 e 5,2 mm, sendo que a soma destes iguala novamente a largura da ferramenta. Uma exceção foi feita na primeira sub-região na direção x, onde a largura do calor gerado corresponde ao avanço, o comprimento do intervalo é igual à sub-região 1. As demais sub-regiões foram novamente subdivididas em intervalos de mesmos comprimentos. Os comprimentos dos intervalos de cada sub-região devem ser maiores à medida que se passa para a sub-região seguinte (sub-região mais afastada em relação ao gume cortante). Com isto, a área limitada pelos quatro nós adjacentes de uma sub-região será menor que a da sub-região seguinte. Esta malha é mostrada na Figura 4.10.

Figura 4.10 Malha retangular variável ao longo da superfície de saída.

A malha utilizada no programa (Figura 4.10) apresenta as seguintes características:

Malha na direção x

- Comprimento da sub-região 1 (fixo) em (m) = 0,0012;
- Número de intervalos na sub-região 1 (fixo) = 1;
- Comprimento do intervalo na sub-região 1 (fixo) em (m) = 0,0012;
- Comprimento da sub-região 2 (fixo) em (m) = 0,0008;
- Número de intervalos na sub-região 2 = 4;
- Comprimento dos intervalos na sub-região 2 em (m) = 0,0002;
- Comprimento da sub-região 3 (fixo) em (m) = 0,002;
- Número de intervalos na sub-região 3 = 1;

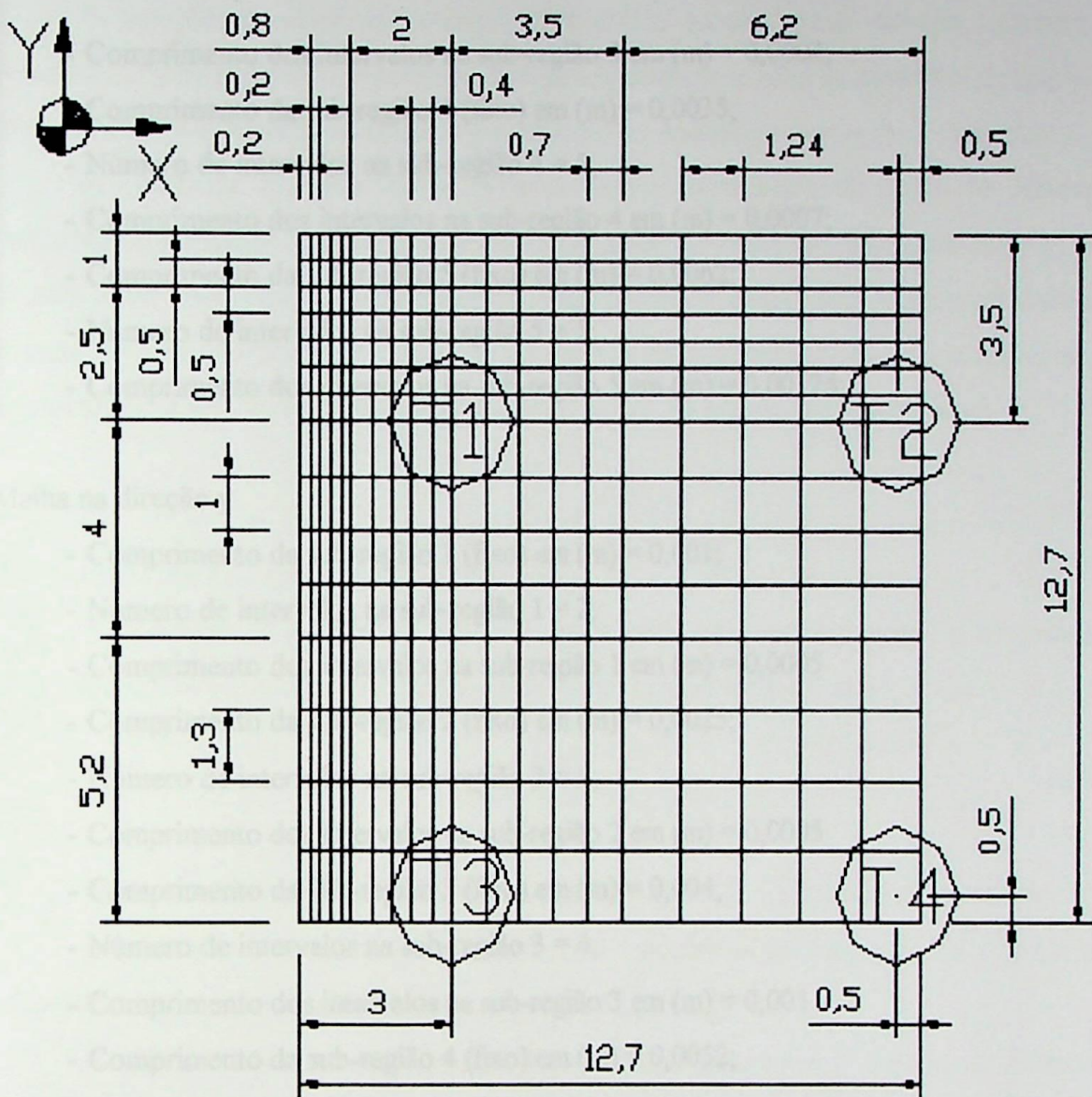


Figura 4.10 - Malha retangular variável ao longo da superfície de saída.

A malha utilizada no programa (Figura 4.10) apresenta as seguintes características:

Malha na direção x

- Comprimento da sub-região 1 (fixo) em (m) = 0,0002;
- Número de intervalos na sub-região 1 (fixo) = 1;
- Comprimento do intervalo na sub-região 1 (fixo) em (m) = 0,0002;
- Comprimento da sub-região 2 (fixo) em (m) = 0,0008;
- Número de intervalos na sub-região 2 = 4;
- Comprimento dos intervalos na sub-região 2 em (m) = 0,0002;
- Comprimento da sub-região 3 (fixo) em (m) = 0,002;
- Número de intervalos na sub-região 3 = 5;

- Comprimento dos intervalos na sub-região 3 em (m) = 0,0004;
- Comprimento da sub-região 4 (fixo) em (m) = 0,0035;
- Número de intervalos na sub-região 4 = 5;
- Comprimento dos intervalos na sub-região 4 em (m) = 0,0007;
- Comprimento da sub-região 5 (fixo) em (m) = 0,0062;
- Número de intervalos na sub-região 5 = 5;
- Comprimento dos intervalos na sub-região 5 em (m) = 0,00124;

Malha na direção y

- Comprimento da sub-região 1 (fixo) em (m) = 0,001;
- Número de intervalos na sub-região 1 = 2;
- Comprimento dos intervalos na sub-região 1 em (m) = 0,0005
- Comprimento da sub-região 2 (fixo) em (m) = 0,0025;
- Número de intervalos na sub-região 2 = 5;
- Comprimento dos intervalos na sub-região 2 em (m) = 0,0005
- Comprimento da sub-região 3 (fixo) em (m) = 0,004;
- Número de intervalos na sub-região 3 = 4;
- Comprimento dos intervalos na sub-região 3 em (m) = 0,001
- Comprimento da sub-região 4 (fixo) em (m) = 0,0052;
- Número de intervalos na sub-região 4 = 4;
- Comprimento dos intervalos na sub-região 3 em (m) = 0,0013

Esta malha contém cerca de 21 nós na direção x e 16 nós na direção y, totalizando 336 nós.

4.7. Programa Computacional

Na análise teórica (Chen et al., 1997 e Tieu et al., 1998) é considerado que a ferramenta de corte é homogênea, isotrópica e que a condutividade térmica k é constante, $k=100 \text{ W/m.}^\circ\text{C}$.

Para determinar a distribuição de temperaturas $T(x,y)$ na superfície de saída da ferramenta de corte é utilizada a equação de condução de calor bidimensional em regime permanente com o termo de geração de energia g , dado pela Equação 4.2.

A solução numérica da Equação 4.2 é obtido no domínio de solução mostrado na Figura 4.10 , utilizando-se simultaneamente as seguintes condições de contorno: condição de fluxo de calor especificado, condição de convecção e condição de temperatura conhecida.

A condição de fluxo de calor especificado é estabelecida na região de corte e é determinada em função do calor gerado na operação de torneamento. Sendo que somente uma parcela deste calor vai para a ferramenta. Esta parcela é determinada computacionalmente através de um procedimento iterativo, em função da temperatura de regime indicada no termopar T1, a qual é utilizada como critério de parada no programa computacional.

$$g(x, y) = -k \frac{\partial T(x, y)}{\partial n} \quad (4.13)$$

Onde n é a direção normal ao contorno.

A condição de convecção natural é estabelecida nas arestas principal e secundaria a menos da região efetiva de corte (condição de fluxo de calor especificado).

$$-k \frac{\partial T(x, y)}{\partial n} = h(T - T_a) \quad (4.14)$$

Onde $h = 5 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$ é o coeficiente de convecção e T_a é a temperatura ambiente.

A condição de temperatura conhecida T_c é estabelecida em função do valor médio das temperaturas de regime indicadas nos termopares T2, T3 e T4.

A solução numérica deste problema foi obtida utilizando-se o método de diferenças finitas e fazendo-se um balanço de energia nos pontos nodais da malha computacional (16x21) mostrada na Figura 4.10, a qual é uma malha seletiva de forma que esta seja mais refinada nas regiões com maiores gradientes de temperatura. O sistema de equações algébricas resultante deste procedimento foi resolvido utilizando o método de eliminação de Gauss; obtendo-se assim a distribuição de temperaturas na superfície de saída da ferramenta e, principalmente, a temperatura de corte na ponta da ferramenta T_p .

O programa computacional foi desenvolvido em linguagem Fortran 90 e resolve por diferenças finitas a equação de Poisson (regime permanente com geração de energia). Este programa realiza a simulação de vários tipos de malhas, conforme o arquivo de entrada.

O critério de parada foi implementado para a execução terminar quando a temperatura calculada apresentar erro absoluto inferior a 5% em relação à temperatura medida pelo termopar T1 (que se encontra próximo à aresta de corte da ferramenta). É importante para

efeito de comparação entre a temperatura medida e a calculada que a malha passe por esta coordenada, e isto é feito uma vez que a intersecção da terceira sub-região na direção x e a segunda sub-região na direção y coincide com esta coordenada.

A condição de contorno utilizada no programa computacional foi temperatura conhecida. O fato dos termopares T2 , T3 e T4 se encontrarem somente 0,5 mm das respectivas fronteiras, os valores calculados das temperaturas dos nós que se localizam nestas fronteiras, dada pelo programa computacional, se aproximam mais quando se usa a condição de contorno do tipo temperatura conhecida.

O arquivo de entrada de dados (entrada.txt) onde o programa computacional realiza a leitura apresenta a seguinte composição:

1. Malha: o número de intervalos em cada sub-região, tanto na direção x quanto em y;
2. Condição de contorno: 1 para temperatura conhecida e 2 para isolado;
3. Condutividade térmica do material da pastilha : $100 \text{ W}/(\text{m} \cdot ^\circ\text{C})$;
4. Coeficiente de convecção natural: $5 \text{ (W}/\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$;
5. Profundidade de corte: 1 (mm);
6. Avanço de corte: 0,1 (mm);
7. Espessura da pastilha: 4,8 (mm);
8. Velocidade de corte : conforme o ensaio dado em tabela (m/min);
9. Pressão específica de corte: FoFo ($106 \text{ kgf}/\text{mm}^2$) e C/C ($15 \text{ kgf}/\text{mm}^2$);
10. Temperaturas dos termopares: T1, T2, T3 e T4;
11. Percentual inicial de calor deslocado para a ferramenta ;
12. Passo do percentual de calor deslocado para a ferramenta.

O programa computacional apresenta o fluxograma conforme mostrado na Figura 4.11.

Figura 4.11 - Fluxograma geral do programa computacional

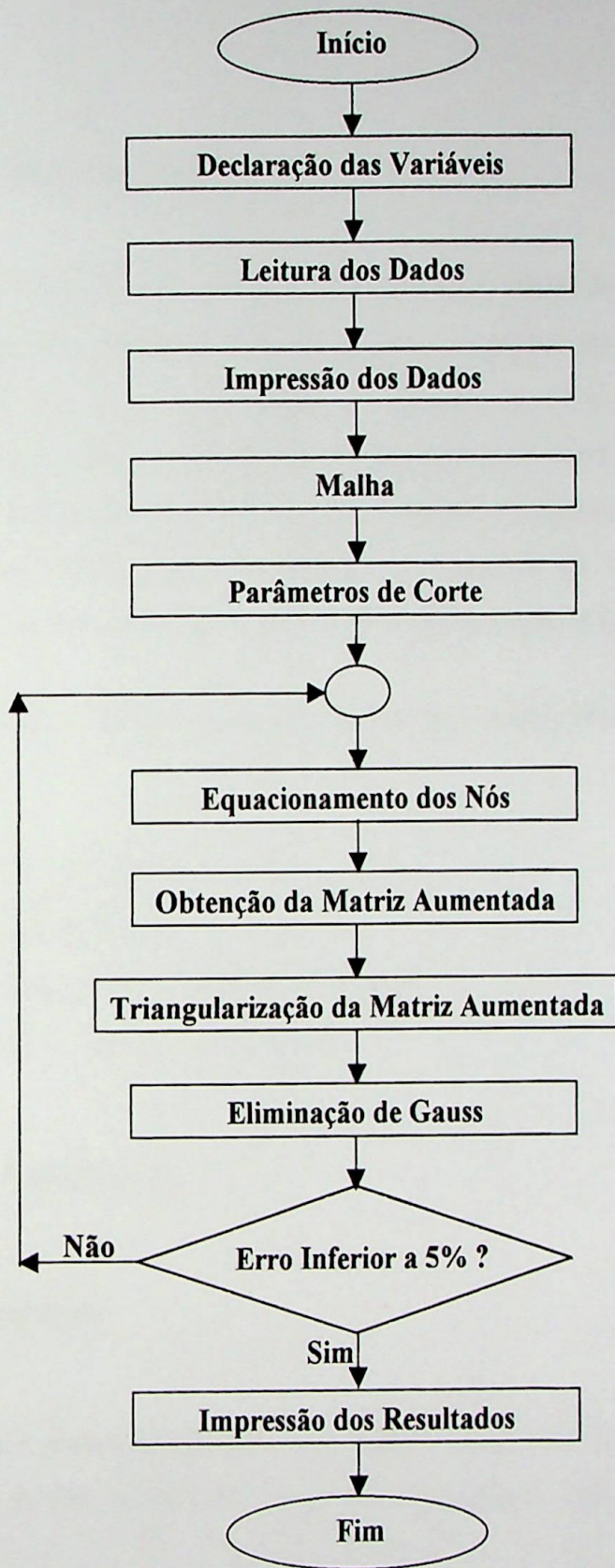


Figura 4.11 - Fluxograma geral do programa computacional.

Capítulo 5

Procedimento Experimental

Os principais objetivos das atividades experimentais desenvolvidas neste trabalho consistem na investigação da distribuição de temperatura na superfície de saída da ferramenta, obtendo desta forma uma massa de dados que forneça ao programa computacional desenvolvido os subsídios para a determinação da temperatura na interface peça-ferramenta, investigando-se o fenômeno da oxidação da peça durante o processo. Para isso, foram projetados dispositivos, selecionadas ferramentas e condições de corte, especificados materiais, equipamentos e instrumentos, sendo também definida a metodologia experimental.

Neste capítulo serão descritas estas atividades experimentais, divididas nos seguintes tópicos:

- Equipamentos e Instrumentos;
- Ferramentas e Dispositivos;
- Ensaios Preliminares para Validação do Sistema;
- Ensaios Definitivos com o Compósito C/C.

5.1. Equipamentos e Instrumentos

- **Máquina Ferramenta**

Os ensaios foram realizados em um torno ROMI, modelo ES-40 do Laboratório de Tecnologia Mecânica (LTM) da UNIFEI, de 15 CV de potência, com rotação máxima de 2360 rpm.

- **Sistema de Medição de Temperatura**

O sistema de medição de temperatura especificado para os ensaios consiste basicamente de uma chave seletora com 10 canais, um indicador digital microprocessado de temperatura e termopares. A Figura 5.1 mostra o sistema de medição de temperatura, com os termopares fixados ao dispositivo porta-ferramentas.

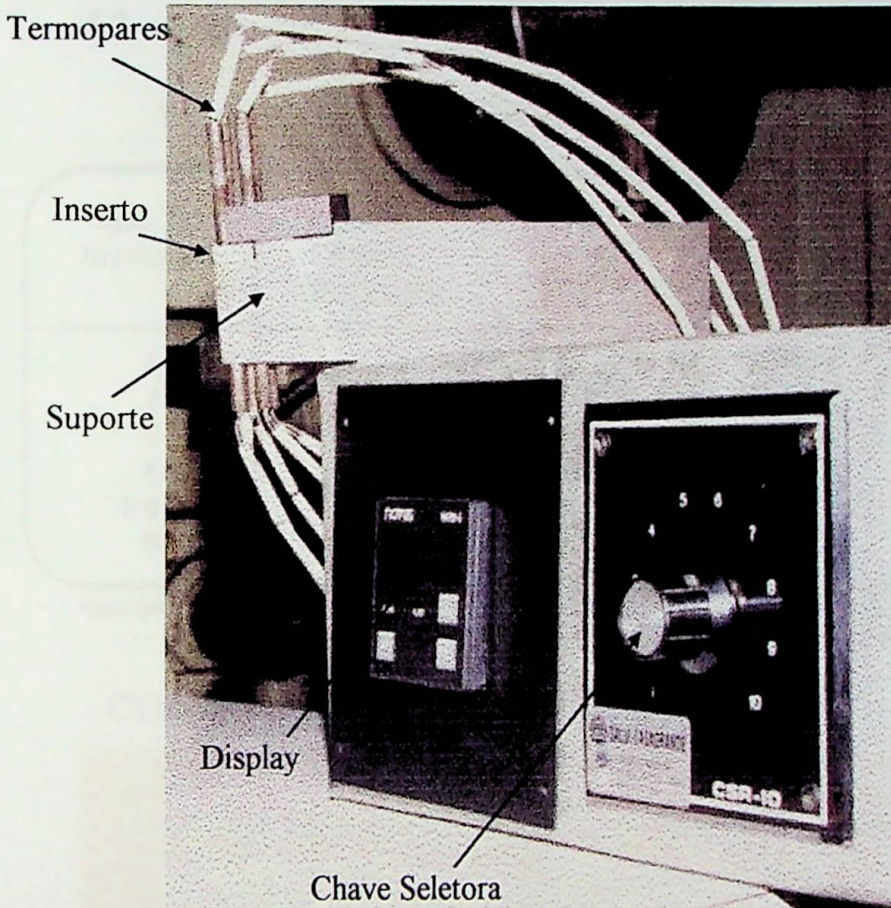


Figura 5.1 - Sistema de medição de temperatura.

Abaixo, tem-se um maior detalhamento de cada um dos itens do sistema de medição

- Chave Seletora: A chave seletora do sistema de medição de temperatura modelo CRS-10-J, com comutação rotativa, com dez canais de entrada (a serem ligados os termopares) e um canal de saída para o indicador de temperatura.
- Indicador de Temperatura Microprocessado: O indicador selecionado para o sistema de medição de temperatura foi o indicador digital de temperatura microprocessado da marca NOVUS – Produtos Eletrônicos, modelo CONTROLLER – N480i, com desempenho de uma resposta por segundo, com

características técnicas compatíveis com a aplicação de termopares tipo K, tais como faixa de operação de -90 a 1370 °C e precisão de $0,25$ % da faixa máxima ± 1 °C.

- o Termopares: O termopar selecionado foi o termopar do tipo k, bitola 24 AWG, conforme Tabela 5.1, de comprimento útil (U)=2 m cada termopar, com missanga e com solda de ponto nas extremidades de contato, conforme Figura 5.2.

Tabela 5.1 Temperatura máxima por bitola do fio termopar.

tipo de termopar	Bitola 8 AWG (\varnothing 3,26mm)	Bitola 14 AWG (\varnothing 1,63mm)	Bitola 20 AWG (\varnothing 0,81mm)	Bitola 24 AWG (\varnothing 0,51mm)
T	-	370°C	260°C	200°C
J	760°C	590°C	480°C	370°C
E	870°C	650°C	540°C	430°C
K	1260°C	1090°C	980°C	870°C
S e R	-	-	-	1480°C
B	-	-	-	1700°C

Nota: estes limites se aplicam para termopares convencionais em uso contínuo, com poços ou tubos de proteção com a extremidade fechada; portanto NÃO sendo válida para os termopares isolamento mineral

COM ISOLADOR CERÂMICO

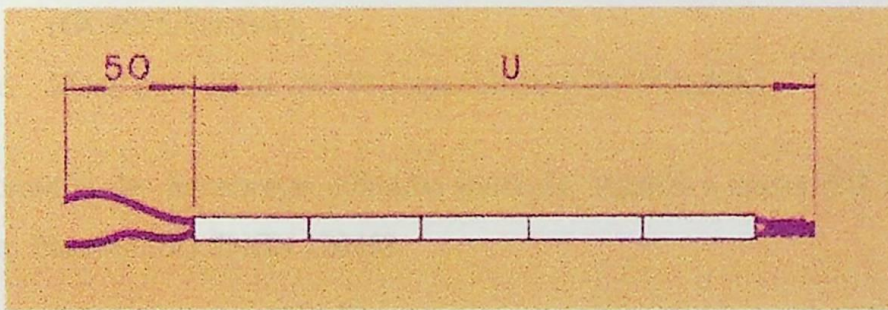


Figura 5.2 – Tipo de montagem de termopar convencional (catálogo da Salvi Casagrande).

• Microscópio

Para observação e medição dos desgastes e avarias das ferramentas utilizou-se um Microscópio Óptico, do Laboratório de Metrologia da UNIFEI, e um Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) modelo LEO-32, V03.00f, do DEMAR – FANQUIL (Departamento de Engenharia de Materiais – Faculdade de Engenharia Química de Lorena).

- **EPI's – Equipamentos de Proteção Individual**

Devido ao pó formado no ato do ensaio, pela usinagem do compósito C/C, foram utilizados óculos de proteção, máscaras, luvas e aventais para a proteção dos operadores/pesquisadores envolvidos no ensaio, de modo a prevenir qualquer problema respiratório, bem como reações cutâneas que pudessem ser provocadas pelo pó proveniente da usinagem.

5.2. Ferramentas e Dispositivos

- **Ferramentas de Corte**

Nos ensaios de torneamento realizados, utilizou-se ferramentas de metal duro de quatro classes distintas, conforme descrição a seguir (Sandvik, 2000/2001):

- Metal duro classe ISO K10 sem cobertura (H1P/Sandvik);
- Metal duro classe ISO K15 com cobertura de TiC e Al₂O₃ (GC3015/Sandvik);
- Metal duro classe ISO P15 com cobertura de Ti(C,N), Al₂O₃ e TiN (GC4015/Sandvik);
- Metal duro classe ISO P10 sem cobertura (S1P/Sandvik);

A geometria das ferramentas utilizadas apresenta, segundo a norma ISO 1832/1985, a classificação: Insertos ISO SNGN 120408.

O suporte porta-ferramentas foi desenvolvido no Laboratório de Tecnologia Mecânica (LTM) da UNIFEI.

- **Dispositivo Porta-Ferramentas**

Para a execução dos ensaios de torneamento, foi desenvolvido um dispositivo porta-ferramentas, que tem por finalidade assegurar o cumprimento das condições de contato termopar-ferramenta e a fixação dos termopares nas posições corretas, de modo a possibilitar a análise da temperatura de corte.

Sendo assim, no projeto do dispositivo foram realizados estudos de alguns itens de grande importância como por exemplo:

- Ângulos principais da ferramenta: ângulo de posição das arestas principal e secundária de corte ($\chi_r = 75^\circ$ e $\chi_r' = 15^\circ$), ângulo de cunha ($\beta = 90^\circ$), ângulo de saída medido no corte ortogonal ($\gamma = -4^\circ$), ângulo de inclinação ($\lambda_s = -4^\circ$) e ângulo de saída medido no plano ortogonal ($\gamma_0 = -6^\circ$);
- Sistema de fixação da ferramenta no suporte, de modo que fosse facilitada a troca de ferramenta entre um corte e outro sem prejudicar o sistema de medição de temperatura;
- Posicionamento dos termopares e condição de contato termopar-ferramenta.

Para a sua construção, foi feito primeiramente um suporte composto por duas placas, usinadas em uma plaina, com inclinações de 4° e 6° que tinham como finalidade garantir que as inclinações da superfície de saída correspondessem aos valores especificados para o processo. Tais ângulos são essenciais para o bom desempenho da ferramenta e devem ser previstos no dispositivo porta-ferramentas. Posteriormente, foi feita a usinagem do bloco ($50 \times 180 \text{ mm}$) a ser usado na construção do dispositivo, bem como a furação referente à sua fixação. Em seguida, foi feita a cavidade para a colocação da ferramenta de metal duro, utilizando as placas inclinadas já citadas como dispositivo no processo de fresamento. Por fim, foram realizadas a furação e abertura de rosca para a fixação dos termopares.

A peça de fixação superior da ferramenta, onde foram posicionados os termopares da superfície de saída da ferramenta, foi construída com aço SAE/ABNT 1020 e submetida aos tratamentos térmicos de cementação a 900°C , têmpera em óleo e revenimento a 340°C por 1 hora, respectivamente, de modo a obter-se uma camada cementada de 0,6 mm e dureza 54 HR_C, com o intuito de aumentar a resistência ao desgaste, obtendo-se assim uma maior vida útil ao suporte.

Os aspectos principais da construção do dispositivo porta-ferramentas podem ser mais bem entendidos com o auxílio do desenho (Figura 5.3) e da foto (Figura 5.4), mostradas a seguir. Para testar a eficácia do dispositivo, bem como do sistema de aquisição de dados, foram realizados alguns testes com ferro fundido, que serão mais bem detalhados no próximo item deste trabalho, nos quais foram observados principalmente parâmetros como o tempo de

respostas dos termopares, a repetitividade dos resultados, a resistência do suporte em operação e a coerência dos dados obtidos quanto à distribuição de temperatura.

Esquema de montagem do dispositivo porta-ferramentas

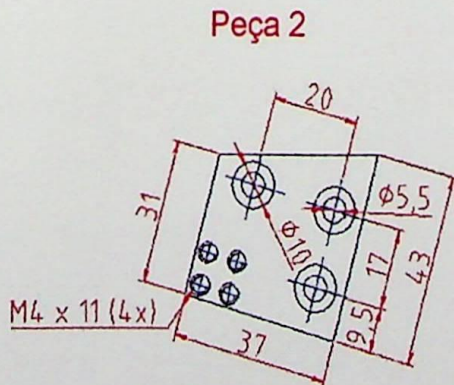
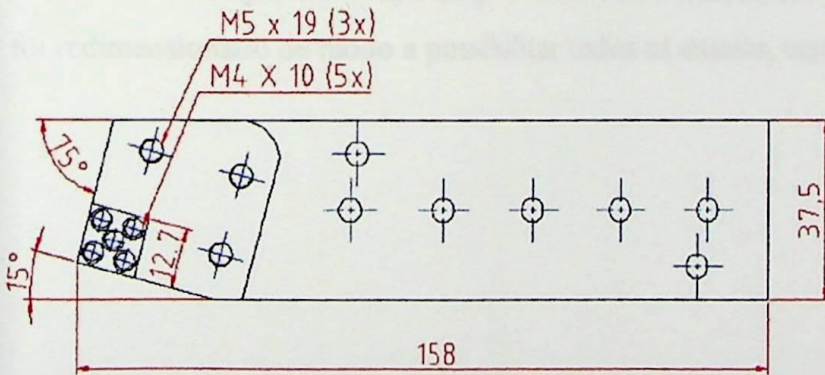
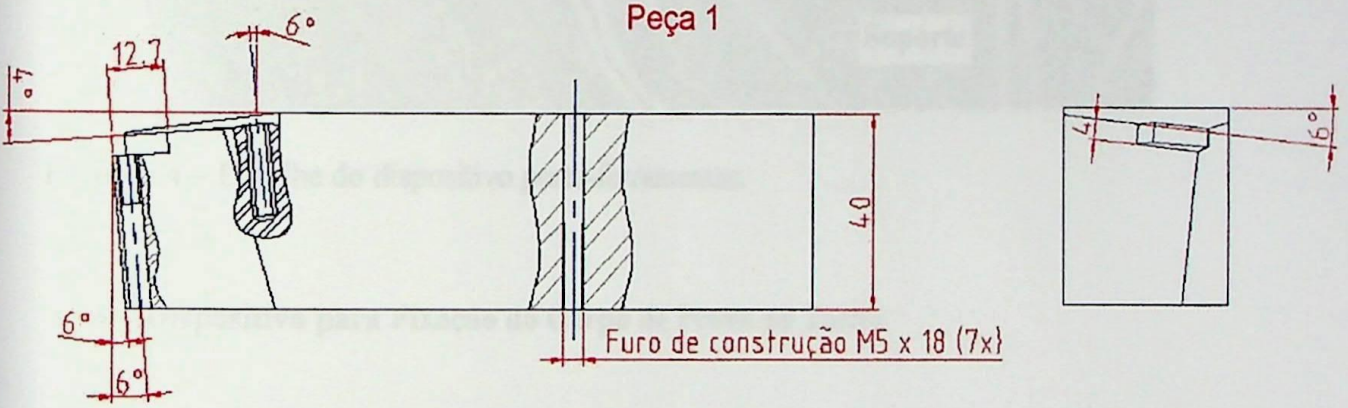
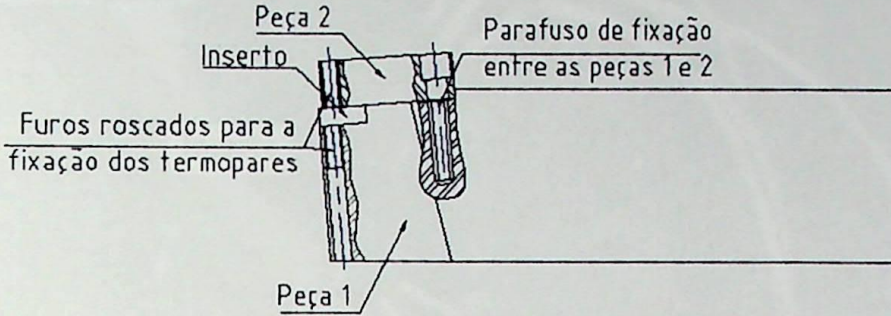


Figura 5.3 – Esquema de montagem do dispositivo porta-ferramentas e detalhes.

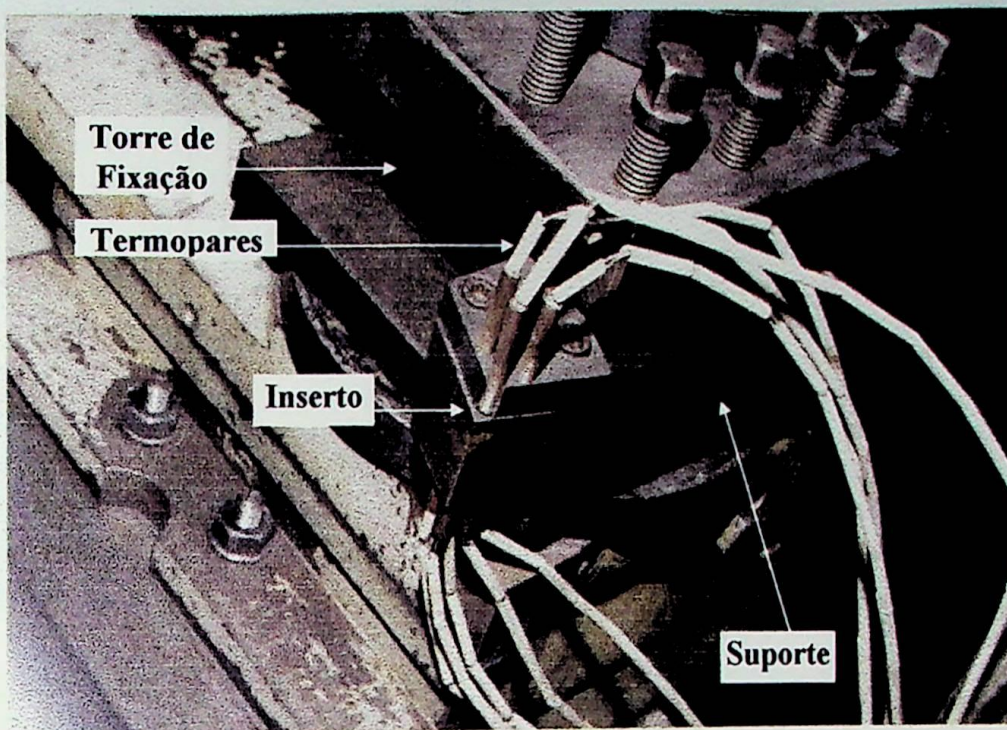


Figura 5.4 – Detalhe do dispositivo porta-ferramentas.

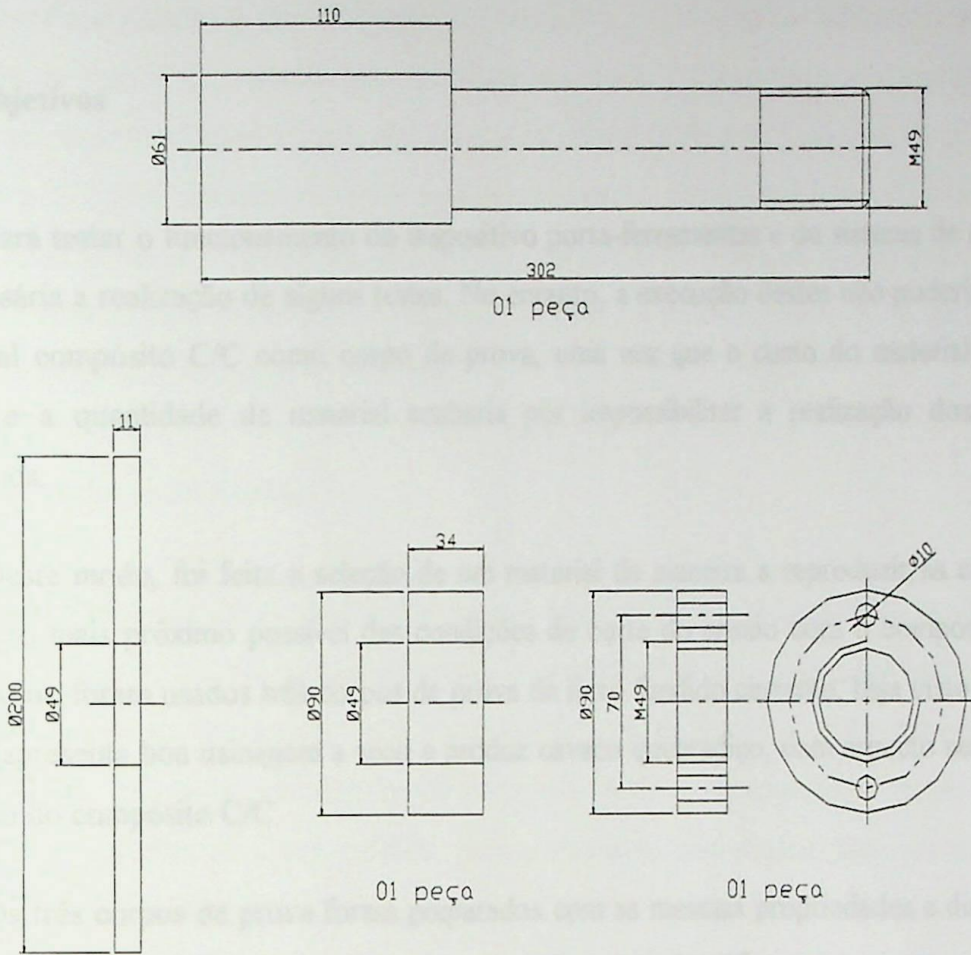
- **Dispositivo para Fixação do Corpo de Prova no Torno**

Para a fixação do corpo de prova no torno utilizou-se um dispositivo placa ponto, que foi redimensionado de modo a possibilitar todos os ensaios, conforme ilustrado na Figura 5.5.

5.3. Ensaios Preliminares para Validação do Sistema

5.3.1. Objetivos

Para testar o sistema de fixação do compósito C/C, foram desenvolvidos dois corpos de prova, de geometria e material diferentes. O primeiro corpo de prova é feito de material compósito C/C, com uma haste de prova, cuja a parte do material é feita de alumínio e a haste de prova é feita de aço. O segundo corpo de prova é feito de material compósito C/C, com uma haste de prova, cuja a parte do material é feita de alumínio e a haste de prova é feita de aço.



02 peças

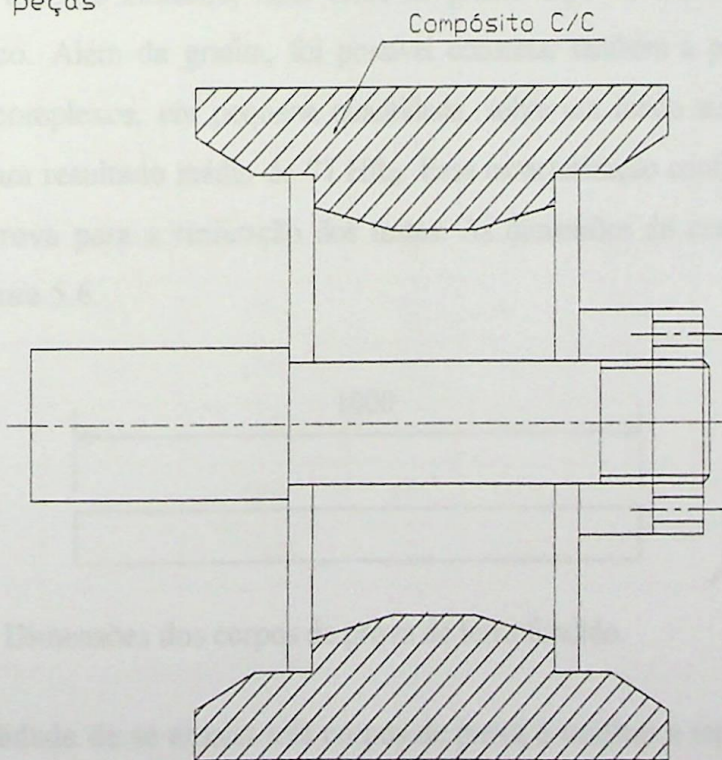


Figura 5.5 – Dispositivo de fixação do compósito C/C.

5.3. Ensaaios Preliminares para Validação do Sistema

5.3.1. Objetivos

Para testar o funcionamento do dispositivo porta-ferramentas e do sistema de medição, foi necessária a realização de alguns testes. No entanto, a execução destes não poderia utilizar o material compósito C/C como corpo de prova, uma vez que o custo do material é muito elevado e a quantidade de material acabaria por impossibilitar a realização dos ensaios conclusivos.

Deste modo, foi feita a seleção de um material de maneira a reproduzir as condições de corte, o mais próximo possível das condições de corte do ensaio com o compósito C/C. Sendo assim, foram usados três corpos de prova de ferro fundido cinzento, haja visto que este material apresenta boa usinagem a seco e produz cavaco quebradiço, com aspecto semelhante ao cavaco do compósito C/C.

Os três corpos de prova foram preparados com as mesmas propriedades e dimensões. Os corpos de prova foram ainda submetidos a análises metalográficas, que os caracterizaram como ferro fundido cinzento, com veios de grafita Tipo E, orientados segundo o espaço interdendrítico. Além da grafita, foi possível constatar também a presença de Ni, Cr, Si e carbonetos complexos, em pequena quantidade, sobre um fundo austenítico. Os ensaios de dureza tiveram resultado médio de 77 HR_B. Essa caracterização confirma a aplicabilidade dos corpos de prova para a realização dos testes. As dimensões do corpo de prova podem ser vistas na Figura 5.6.

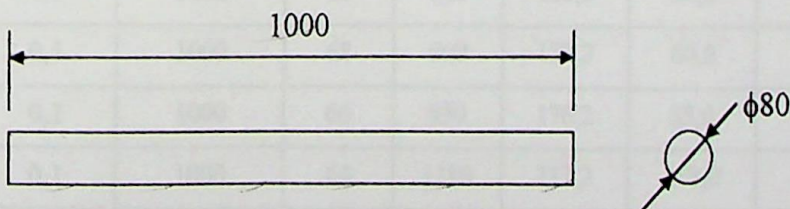


Figura 5.6 – Dimensões dos corpos de prova de ferro fundido.

A finalidade de se ensaiar três corpos de prova é verificar a repetitividade do resultado. Sendo assim, eles foram ensaiados com as mesmas condições de corte, sendo observados os resultados dos três ensaios e comparados quanto a sua repetitividade.

Além da repetitividade, é muito importante também ser observada coerência dos resultados. Para garantir a confiabilidade das medições, calibraram-se os termopares através de dois tipos de testes. O primeiro teste consistia em medir a temperatura em superfícies que estejam em equilíbrio com a água nos pontos de fusão (gelo a 0 °C) e de ebulição (água fervendo a 100 °C), checando a resposta dos termopares. O segundo teste deveria ser feito antes de cada ensaio e consistia em aplicar uma chama sobre a ponta da ferramenta e observar a resposta dinâmica do sistema e a rapidez de resposta em todos os termopares, garantindo a ocorrência do contato termopar-ferramenta.

5.3.2. Metodologia do Ensaio

A metodologia de execução dos ensaios com os corpos de prova de ferro fundido consistia em ensaiar os três corpos de prova, com parâmetros constantes, variando apenas a velocidade de corte. De acordo com as possibilidades da máquina e do material, foram escolhidas seis diferentes velocidades de corte, de modo a abranger uma ampla faixa de valores. As condições de corte definidas para a execução dos ensaios são apresentadas na Tabela 5.2.

Tabela 5.2 – Condições de corte para os ensaios com ferro fundido.

Ensaio	Profundidade de corte a_p (mm)	Avanço f (mm/v)	Comprimento L_f (mm)	Diâmetro ϕ (mm)	Rotação n (rpm)	Velocidade de corte V_c (m/min)	Velocidade de avanço V_f (mm/min)	Comprimento de corte L_c (m)	Tempo de corte t_c (min)
1	1,0	0,1	1000	74	355	82,5	35,5	2325	28,2
2	1,0	0,1	1000	72	425	96,1	42,5	2262	23,5
3	1,0	0,1	1000	70	500	110,0	50,0	2199	20,0
4	1,0	0,1	1000	68	600	128,2	60,0	2136	16,7
5	1,0	0,1	1000	66	850	176,2	85,0	2073	11,8
6	1,0	0,1	1000	64	1180	237,2	118,0	2011	8,5

Definidas as condições de corte, foram realizados os ensaios, começando pelo corpo de prova número 1, utilizando o primeiro valor de velocidade de corte. Tal ensaio se deu na seguinte seqüência de operações:

- Seleção dos parâmetros na máquina: ajustes do avanço, da rotação e do fim de curso;
- Fixação da ferramenta de corte;
- Teste dinâmico dos termopares e verificação do contato termopar-ferramenta;
- Fixação e centragem da peça na máquina;
- Medição do diâmetro da peça;
- Ajuste da profundidade de usinagem;
- Execução do início do passe (aproximadamente 2 mm);
- Medição do diâmetro da parte usinada para checar o valor da profundidade de usinagem;
- Estabilização do sistema de medição: devido ao teste dinâmico (realizado pela aplicação de uma chama na ponta da ferramenta), o sistema apresenta valores superiores à temperatura ambiente, que se deve ao calor residual do teste. Sendo assim, é extremamente importante aguardar que o sistema entre em equilíbrio com o ambiente. Esta etapa do trabalho tinha duração aproximada de três horas.
- Estabilizado o sistema e regulados os parâmetros, aciona-se a máquina para iniciar o corte;
- Enquanto ocorre o corte, monitora-se os valores de temperatura nos termopares, anotando-se os mesmos em uma planilha preparada anteriormente. Interessará nestas anotações o valor de convergência da temperatura em cada termopar, que ocorrerá quando o corte estiver no regime permanente;
- Terminado o corte, desliga-se a máquina e recua-se o carro transversal do torno;
- Retira-se a peça da máquina;
- Retira-se a ferramenta de corte. No próximo ensaio deverá ser utilizada outra aresta de corte.
- Em seguida, foi refeita esta seqüência de operações para as peças números 2 e 3.

Terminados os ensaios para o primeiro valor de velocidade de corte, repetiu-se o procedimento para os outros cinco valores de velocidade de corte.

Na Figura 5.7 pode-se observar o banco de testes utilizado para os ensaios com os corpos de prova de ferro fundido.

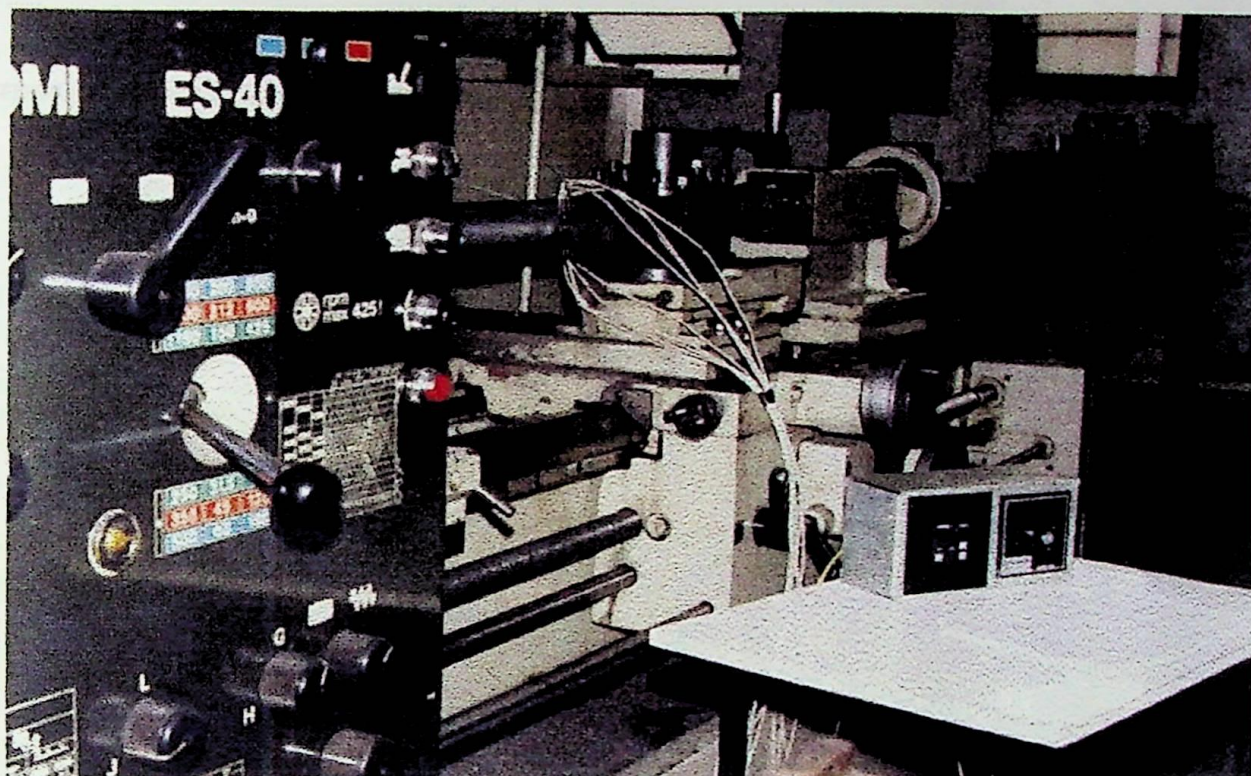


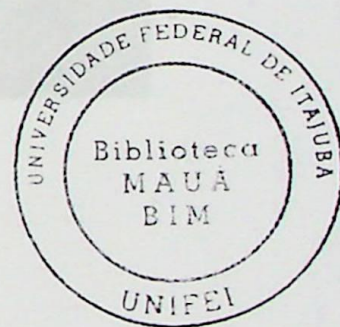
Figura 5.7 – Montagem para a realização dos testes e ensaios.

5.4 Ensaios Definitivos com o Compósito C/C

5.4.1. Preparação do Ensaio

Para realizar os ensaios com o material compósito C/C foi feita primeiramente uma limpeza completa na máquina, sendo retirado todo o óleo de barramento da máquina. Isto foi feito devido ao fato de que o cavaco proveniente da usinagem do material compósito C/C consiste basicamente de pó (da matriz) e pedaços de fibra (do reforço), sendo portanto interessante que a máquina esteja seca. Outro aspecto importante é que esta poeira gerada sob a forma de cavaco tem características abrasivas, podendo desta forma danificar a máquina.

Este mesmo pó que pode danificar as máquinas, pode também ser prejudicial à saúde. Para evitar qualquer problema deste tipo, foi adotado como procedimento a utilização de



EPI's, principalmente óculos de segurança e máscaras, protegendo assim as pessoas que estavam em contato com o processo.

Na Figura 5.8 pode-se observar o banco de testes utilizado para os ensaios com os corpos de prova de material compósito C/C.

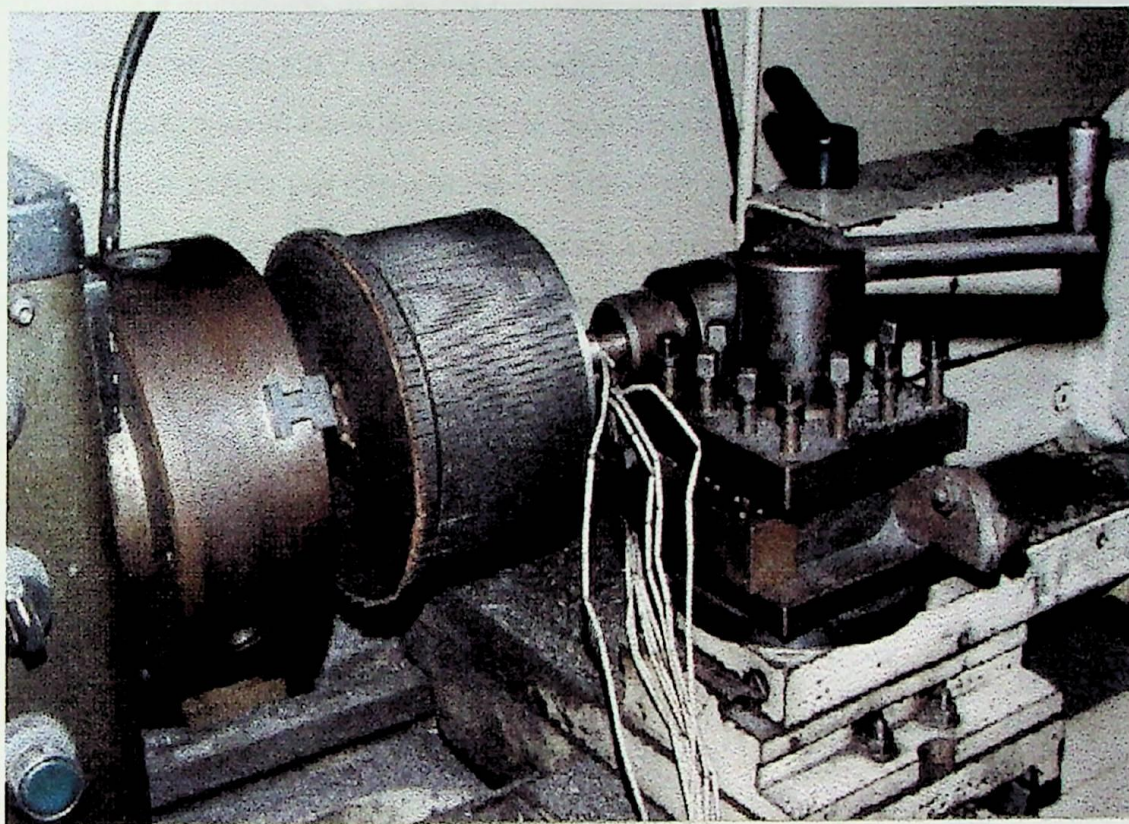


Figura 5.8 – Montagem para a realização dos ensaios com o compósito C/C.

5.4.2. Descrição do Corpo de Prova

O corpo de prova utilizado neste trabalho é a parte interna da tubeira do Veículo Lançador de Satélites (VLS), também chamada de “garganta”, que é constituída pelo compósito C/C, em função de suas interessantes propriedades em elevadas temperaturas. Este componente é constituído de uma pré-forma hexagonal com reforços em quatro direções (u , x , w e z) de varetas de C/C, conforme ilustrado na Figura 5.9. O processo de densificação do compósito C/C passou pelos processos de impregnação líquida com resina fenólica e piche, e por infiltração gasosa por deposição química de vapor (CVD), alcançando uma densidade de $1,8 \text{ g/cm}^3$. As propriedades físicas e mecânicas do compósito C/C são apresentadas na Tabela 5.3. As dimensões principais do corpo de prova podem ser vistas na Figura 5.10.

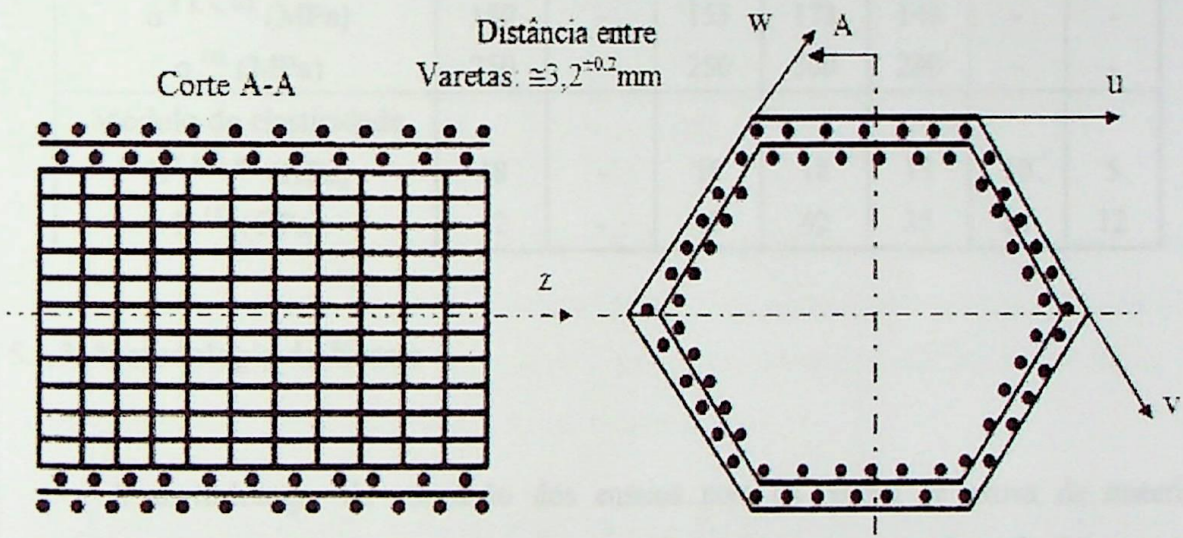


Figura 5.9 – Representação esquemática da pré-forma hexagonal do compósito C/C.

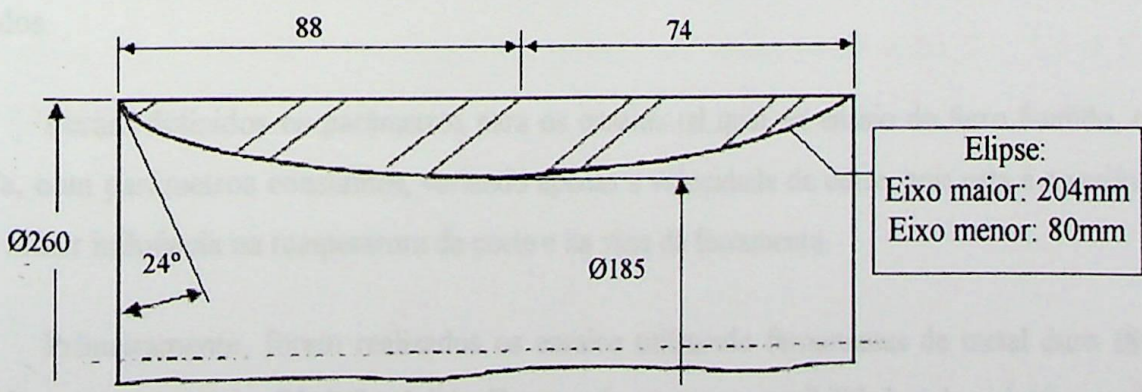


Figura 5.10 – Dimensões do corpo de prova de compósito C/C.

Tabela 5.3 – Propriedades do compósito C/C nas respectivas direções do reforço na pré-forma.

Temperatura, °C	20	500	1000	1500	2000	2500	3000
Coefficiente de expansão linear ($10^{-6}/K$)	0,75	1,5	1,8	2,8	5,1	7,8	10
Capacidade térmica (kJ / kg.K)	0,68	1,59	1,92	2,02	2,09	2,13	2,16
Coefficiente de condutividade térmica $\lambda_{(x, u, w)}$ (W / m.K) λ_z (W / m.K)	6 10,7	8,6 12,2	11,4 15,2	14 19	17,8 25	22 31,3	40 40
Resistência à compressão $\sigma^{(x, v, w)}$ (MPa) $\sigma^{(z)}$ (MPa)	150 250	- -	153 250	178 300	140 230	- -	- -
Módulo de elasticidade $E^{(x, v, w)}$ (GPa) $E^{(z)}$ (GPa)	18 42	- -	18 42	18 42	15 35	10 24	5 12

5.4.3. Metodologia do Ensaio

A metodologia de execução dos ensaios com os corpos de prova de material compósito C/C foi é análoga ao procedimento utilizado nos testes com ferro fundido, porém consistia em ensaiar apenas um corpo de prova, uma vez que os testes com os corpos de prova de ferro fundido já haviam comprovado o funcionamento do dispositivo e a repetibilidade dos dados.

Foram definidos os parâmetros para os ensaios tal qual no ensaio do ferro fundido, ou seja, com parâmetros constantes, variando apenas a velocidade de corte, pois esta é a variável de maior influência na temperatura de corte e na vida da ferramenta.

Primeiramente, foram realizados os ensaios utilizando ferramentas de metal duro ISO K10, sem cobertura (H1P/Sandvik). De acordo com as possibilidades da máquina e do material, foram escolhidas sete diferentes velocidades de corte, de modo a abranger uma ampla faixa de valores. As condições de corte definidas para a execução dos ensaios são apresentadas na Tabela 5.4.

Tabela 5.4 – Condições de corte para os ensaios com o compósito C/C, utilizando ferramentas de metal duro ISO K10 sem cobertura.

Ensaio	Profundidade de corte a_p (mm)	Avanço f (mm/v)	Comprimento L_f (mm)	Diâmetro ϕ (mm)	Rotação n (rpm)	Velocidade de corte V_c (m/min)	Velocidade de avanço V_f (mm/min)	Comprimento de corte L_c (m)	Tempo de corte t_c (min)
1	1,0	0,1	154	239	150	112,6	15,0	1155	10,3
2	1,0	0,1	154	241	250	189,0	25,0	1165	6,2
3	1,0	0,1	154	251	355	279,9	35,5	1215	4,3
4	1,0	0,1	154	249	500	391,1	50,0	1205	3,1
5	1,0	0,1	154	247	600	465,6	60,0	1195	2,6
6	1,0	0,1	154	245	850	654,2	85,0	1185	1,8
7	1,0	0,1	154	243	1180	900,8	118,0	1175	1,3

Definidas as condições de corte, foram realizados os ensaios, utilizando o primeiro valor de velocidade de corte, repetindo o procedimento utilizado nos ensaios com o ferro fundido. Terminados os ensaios para o primeiro valor de velocidade de corte, repetiu-se o procedimento para os outros valores de velocidade de corte.

Uma vez terminados esses ensaios com a ferramenta ISO K10, repetiu-se novamente o procedimento supra citado para os ensaios com as outras ferramentas. Para esses casos, utilizou-se quatro diferentes velocidades de corte para cada ferramenta. As condições de corte para os ensaios com as ferramentas de metal duro ISO K15 com cobertura, ISO P15 com cobertura de e ISO P10 sem cobertura, podem ser vistas nas Tabelas 5.5, 5.6 e 5.7, respectivamente.

Tabela 5.5 – Condições de corte para os ensaios com o compósito C/C, utilizando ferramentas de metal duro ISO K15 com cobertura.

Ensaio	Profundidade de corte a_p (mm)	Avanço f (mm/v)	Comprimento L_f (mm)	Diâmetro ϕ (mm)	Rotação n (rpm)	Velocidade de corte V_c (m/min)	Velocidade de avanço V_f (mm/min)	Comprimento de corte L_c (m)	Tempo de corte t_c (min)
1	1,0	0,1	122,5	229	150	107,9	15,0	881	8,2
2	1,0	0,1	122,5	227	300	213,9	30,0	874	4,1
3	1,0	0,1	122,5	225	600	424,1	60,0	866	2,0
4	1,0	0,1	122,5	223	850	595,5	85,0	858	1,4

Tabela 5.6 – Condições de corte para os ensaios com o compósito C/C, utilizando ferramentas de metal duro ISO P15 com cobertura.

Ensaio	Profundidade de corte a_p (mm)	Avanço f (mm/v)	Comprimento L_f (mm)	Diâmetro ϕ (mm)	Rotação n (rpm)	Velocidade de corte V_c (m/min)	Velocidade de avanço V_f (mm/min)	Comprimento de corte L_c (m)	Tempo de corte t_c (min)
1	1,0	0,1	118,0	221	150	104,1	15,0	819	7,9
2	1,0	0,1	118,0	219	300	206,4	30,0	812	3,9
3	1,0	0,1	118,0	217	600	409,0	60,0	804	2,0
4	1,0	0,1	118,0	215	850	574,1	85,0	797	1,4

Tabela 5.7 – Condições de corte para os ensaios com o compósito C/C, utilizando ferramentas de metal duro ISO P10 sem cobertura.

Ensaio	Profundidade de corte a_p (mm)	Avanço f (mm/v)	Comprimento L_f (mm)	Diâmetro ϕ (mm)	Rotação n (rpm)	Velocidade de corte V_c (m/min)	Velocidade de avanço V_f (mm/min)	Comprimento de corte L_c (m)	Tempo de corte t_c (min)
1	1,0	0,1	132,0	237	150	111,7	15,0	983	8,8
2	1,0	0,1	132,0	235	300	221,5	30,0	974	4,4
3	1,0	0,1	132,0	233	600	439,2	60,0	966	2,2
4	1,0	0,1	132,0	231	850	616,8	85,0	958	1,6

O objetivo principal em se ensaiar quatro diferentes tipos de ferramentas, das classes P e K, com e sem recobrimento, é observar o comportamento dos valores dos desgastes com a variação da velocidade de corte nos quatro casos, além de investigar a influência dos recobrimentos nestes valores e os mecanismos de desgaste em ação no processo de usinagem.

Para isso, foram realizadas análises de algumas arestas em um MEV (Microscópio Eletrônico de Varredura), estudando não só os valores, como também as particularidades de cada desgaste, ocorridos nas diferentes ferramentas.

6.1.1. Ensaios Preliminares para a Validação do Sistema - Neste tipo de ensaio serão avaliados a convergência dos resultados, a convergência das temperaturas nos termopares, os valores obtidos com o monitoramento experimental de temperatura e os valores obtidos pelo uso de um programa no programa computacional desenvolvido para os ensaios com o ferro fundido.

6.1.2. Ensaios Definitivos com o Carborúndio C10 - Neste tipo de ensaio serão avaliados: a convergência dos resultados de usinagem, a convergência das temperaturas nos termopares, a distribuição dos valores de temperatura na superfície de saída, o comportamento da temperatura e dos desgastes na ferramenta com a variação de velocidade de corte para a ferramenta de metal duro ISO K10.

6.1.3. Ensaios Complementares - Neste tipo de ensaio serão avaliados: a convergência das temperaturas nos termopares, a distribuição dos valores de temperatura na superfície de saída, o comportamento da temperatura e dos desgastes na ferramenta com a variação de velocidade de corte para as ferramentas de metal duro ISO P10 (sem recobrimento), ISO K15 e ISO P15 (recobertas), com enfoque especial nos mecanismos de desgastes. Outro resultado complementar a ser avaliado neste tipo de ensaio refere-se ao percentual de calor gerado para a ferramenta, calculado de acordo com o programa computacional.

6.1. Ensaios Preliminares para a Validação do Sistema

Os ensaios preliminares realizados com as três peças de prova de ferro fundido foram extremamente úteis, no sentido de comprovar o funcionamento do dispositivo para ferramentas e do sistema de medição de temperatura.

Capítulo 6

Resultados e Discussão

Os resultados e as discussões serão apresentados em três itens, dispostos da seguinte forma:

6.1. Ensaio Preliminares para a Validação do Sistema – Neste tópico serão avaliados: a repetitividade dos resultados, a convergência das temperaturas nos termopares, os valores obtidos pelo monitoramento experimental da temperatura e os valores obtidos por meio da simulação no programa computacional desenvolvido para os ensaios com o ferro fundido;

6.2. Ensaio Definitivos com o Compósito C/C – Neste tópico serão avaliados: o mecanismo de formação de cavaco, a convergência das temperaturas nos termopares, a distribuição dos valores de temperatura na superfície de saída, o comportamento da temperatura e dos desgastes na ferramenta com a variação da velocidade de corte para a ferramenta de metal duro ISO K10.

6.3. Ensaio Complementares – Neste tópico serão avaliados: a convergência das temperaturas nos termopares, a distribuição dos valores de temperatura na superfície de saída, o comportamento da temperatura e dos desgastes na ferramenta com a variação da velocidade de corte para as ferramentas de metal duro ISO P10 (sem recobrimento), ISO K15 e ISO P15 (recobertas), com enfoque especial aos mecanismos de desgastes. Outro resultado complementar a ser avaliado nesta seção refere-se ao percentual de calor deslocado para a ferramenta, calculado de modo iterativo no programa computacional.

6.1. Ensaio Preliminares para a Validação do Sistema

Os ensaios preliminares realizados com os três corpos de prova de ferro fundido foram extremamente úteis, no sentido de comprovar o funcionamento do dispositivo porta-ferramentas e do sistema de medição de temperatura.

A repetitividade dos resultados foi observada através da comparação dos resultados dos ensaios com os três corpos de prova para uma mesma condição de corte. Nos ensaios com as três peças do mesmo material, com as mesmas dimensões e utilizando-se ferramentas de metal duro ISO K10 sem cobertura.

Tabela 6.1 – Condições de corte para os ensaios com o fofo, utilizando ferramenta de metal duro ISO K10 sem cobertura com $V_c = 82,5$ m/min.

Ensaio	ap mm	Lf mm	Ø mm	f mm/v	n rpm	TAMB °C	lc m	Temp. nos Termopares °C			
								T1	T2	T3	T4
1	1,0	1000	74	0,1	355	26,0	2325	91	44	43	40
2	1,0	1000	74	0,1	355	26,2	2325	102	74	69	65
3	1,0	1000	74	0,1	355	26,8	2325	103	78	74	70
Média das temperaturas dos termopares								98,7	65,3	62	58,3

Tabela 6.2 – Condições de corte para os ensaios com o fofo, utilizando ferramenta de metal duro ISO K10 sem cobertura com $V_c = 96,1$ m/min.

Ensaio	ap mm	Lf mm	Ø mm	f mm/v	n rpm	TAMB °C	lc m	Temp. nos Termopares °C			
								T1	T2	T3	T4
1	1,0	1000	72	0,1	425	26,2	2262	95	68	68	63
2	1,0	1000	72	0,1	425	25,2	2262	101	79	74	62
3	1,0	1000	72	0,1	425	24,2	2262	107	82	81	68
Média das temperaturas dos termopares								101,0	76,3	74,3	64,3

Tabela 6.3 – Condições de corte para os ensaios com o fofo, utilizando ferramenta de metal duro ISO K10 sem cobertura com $V_c = 110,0$ m/min.

Ensaio	ap mm	Lf mm	Ø mm	f mm/v	n rpm	TAMB °C	lc m	Temp. nos Termopares °C			
								T1	T2	T3	T4
1	1,0	1000	70	0,1	500	21,0	2199	105	78	66	62
2	1,0	1000	70	0,1	500	22,0	2199	110	81	80	67
3	1,0	1000	70	0,1	500	23,8	2199	112	87	86	72
Média das temperaturas dos termopares								109,0	82,0	77,3	67

Tabela 6.4 – Condições de corte para os ensaios com o fofo, utilizando ferramenta de metal duro ISO K10 sem cobertura com $V_c = 128,2$ m/min.

Ensaio	ap mm	Lf mm	Ø mm	f mm/v	n rpm	TAMB °C	lc m	Temp. nos Termopares °C			
								T1	T2	T3	T4
1	1,0	1000	68	0,1	600	25,3	2136	121	84	82	74
2	1,0	1000	68	0,1	600	26,3	2136	126	87	87	78
3	1,0	1000	68	0,1	600	26,0	2136	127	91	88	79
Média das temperaturas dos termopares								124,7	87,3	85,7	77

Tabela 6.5 – Condições de corte para os ensaios com o fofo, utilizando ferramenta de metal duro ISO K10 sem cobertura com $V_c = 176,2$ m/min.

Ensaio	ap mm	Lf mm	Ø mm	f mm/v	n rpm	TAMB °C	lc m	Temp. nos Termopares °C			
								T1	T2	T3	T4
1	1,0	1000	66	0,1	850	26,0	2073	119	86	83	75
2	1,0	1000	66	0,1	850	26,2	2073	134	100	91	84
3	1,0	1000	66	0,1	850	26,0	2073	140	105	99	85
Média das temperaturas dos termopares								131,0	97,0	91,0	81,3

Tabela 6.6 – Condições de corte para os ensaios com o fofo, utilizando ferramenta de metal duro ISO K10 sem cobertura com $V_c = 237,2$ m/min.

Ensaio	ap mm	Lf mm	Ø mm	f mm/v	n rpm	TAMB °C	lc m	Temp. nos Termopares °C			
								T1	T2	T3	T4
1	1,0	1000	64	0,1	1180	26,1	2011	124	96	84	78
2	1,0	1000	64	0,1	1180	27,0	2011	137	100	90	79
3	1,0	1000	64	0,1	1180	27,0	2011	183	143	123	118
Média das temperaturas dos termopares								148,0	113,0	99,0	91,7

Nota-se que houve o aumento das temperaturas dos termopares dos ensaios para uma mesma velocidade de corte. Isto se deve ao progressivo aumento do desgaste da aresta de corte, visto que foi utilizado uma aresta de corte para cada velocidade de corte.

Verificou-se a convergência da temperatura nos quatro termopares da superfície de saída. Na Figura 6.1 é mostrado o transiente de temperatura no ensaio com condições de corte

mais severas obtida a partir do terceiro corpo de prova para velocidade de corte de 237,2 m/min.

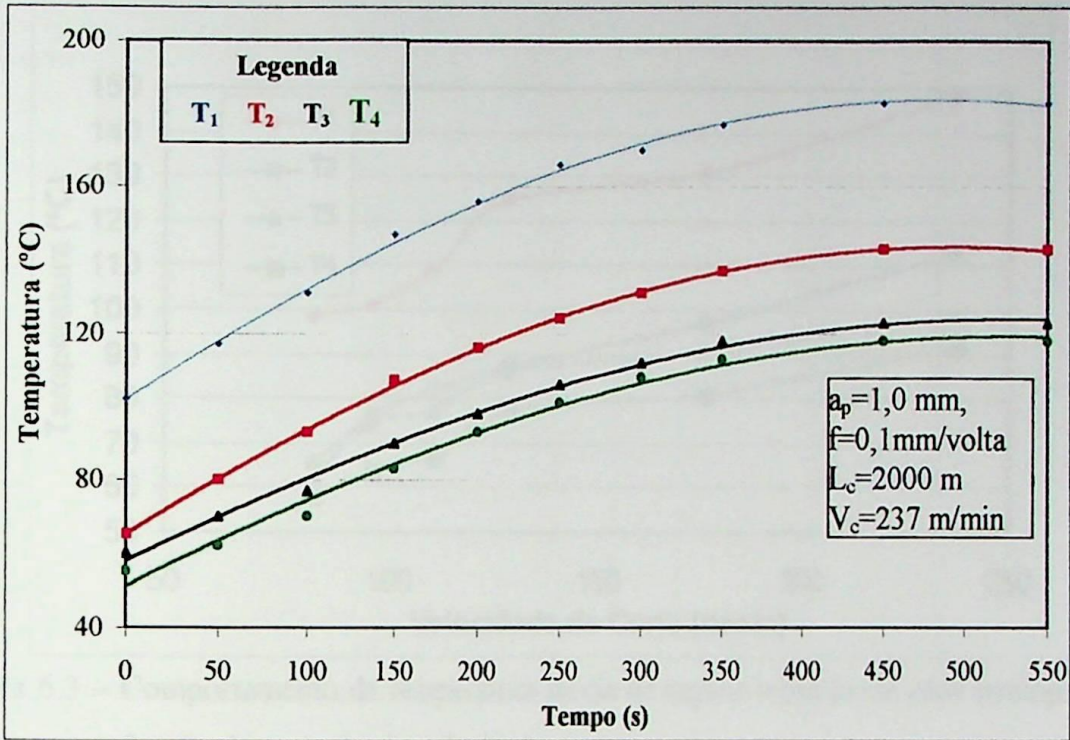


Figura 6.1 – Transiente de temperatura no ensaio de torneamento do ferro fundido cinzento

Nota-se claramente na Figura 6.1 a convergência da temperatura em cada termopar em valores constantes, que representam a condição de regime permanente. Na Figura 6.2 é ilustrado o posicionamento dos termopares T₁, T₂, T₃ e T₄ na superfície de saída da ferramenta para melhor interpretação dos resultados.

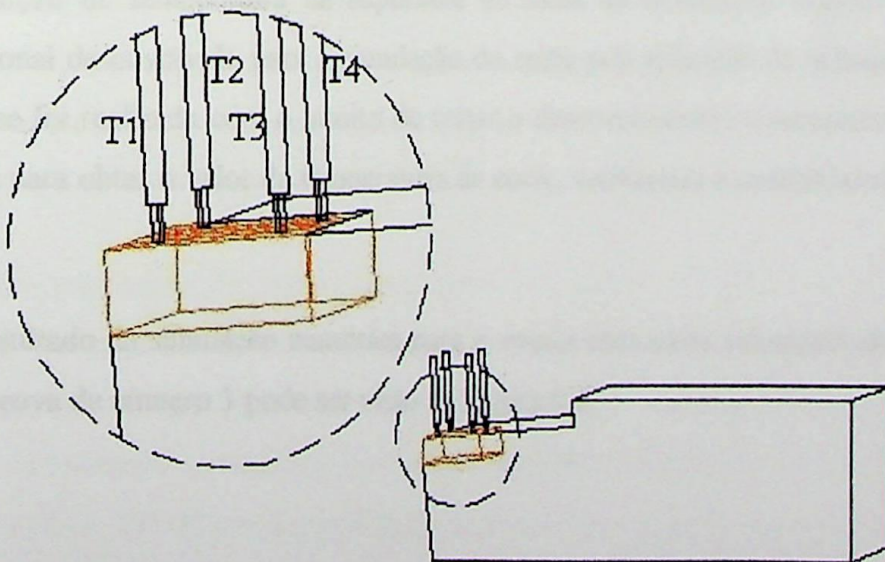


Figura 6.2 – Posicionamento dos termopares e divisão esquemática da ferramenta.

Na Figura 6.3 é mostrado o comportamento da temperatura média de regime indicada em cada termopar (T_1 , T_2 , T_3 , T_4) em função da variação da velocidade de corte.

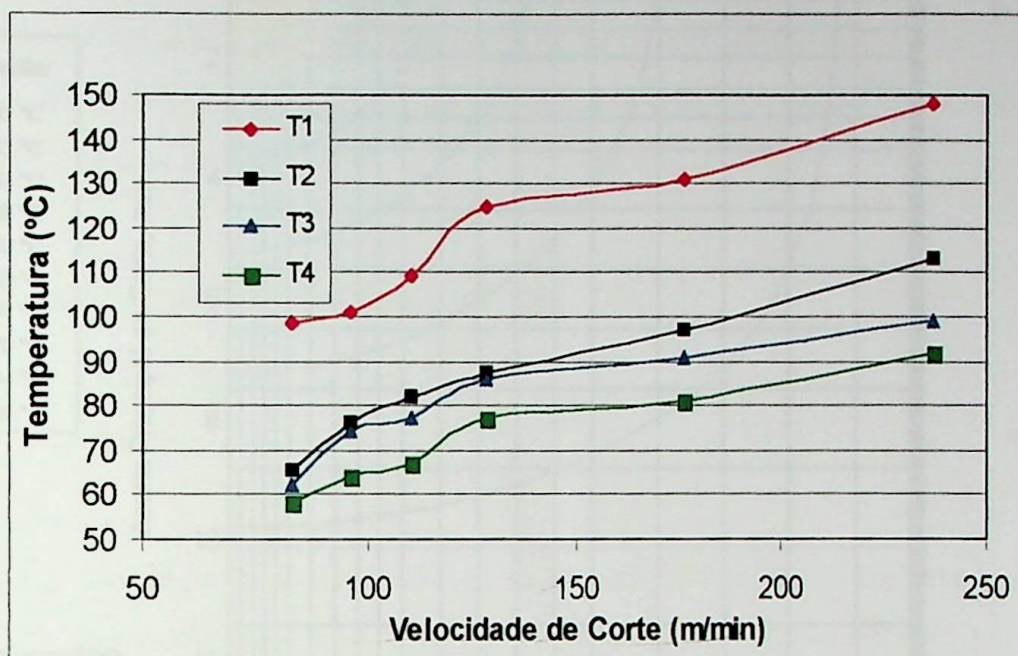


Figura 6.3 – Comportamento da temperatura média de regime indicada em cada termopar em função da variação da velocidade de corte.

Conforme pode ser observado na Figura 6.3, as temperaturas indicadas pelos termopares apresentam valores crescentes com o aumento da velocidade de corte e coerentes com o posicionamento dos termopares na superfície de saída da ferramenta, apresentando valores maiores no termopar 1, que se localiza mais próximo à aresta de corte.

Após a análise experimental da temperatura lida nos termopares, foi realizada a análise da distribuição de temperatura na superfície de saída da ferramenta através do programa computacional desenvolvido para a simulação do corte pela aplicação de métodos numéricos. Essa análise foi realizada com o intuito de testar o desenvolvimento computacional realizado, bem como para obter o valor da temperatura de corte, verificando a confiabilidade dos valores obtidos.

O resultado da simulação numérica para o ensaio com maior velocidade de corte para o corpo de prova de número 3 pode ser visto na Figura 6.4.

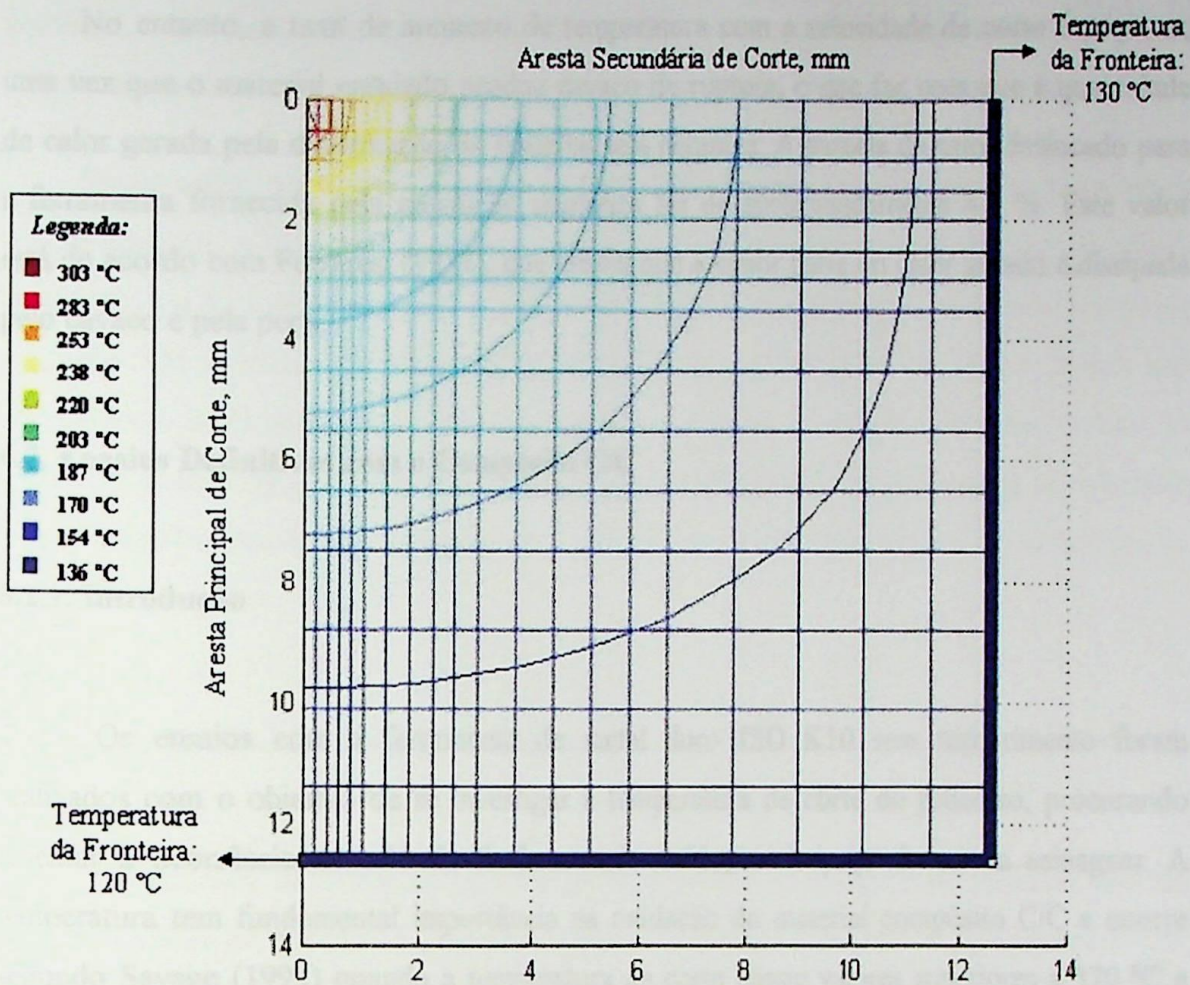


Figura 6.4 – Distribuição de temperatura na superfície de saída da ferramenta no ensaio de torneamento de ferro fundido cinzento ($a_p=1,0$ mm, $f=0,1$ mm/volta, $V_c=237,2$ m/min).

Conforme se pode notar na Figura 6.4, o maior valor da temperatura atinge aproximadamente 300 °C e ocorre na seção de corte. O resultado obtido foi satisfatório, sendo o valor encontrado na seção de corte coerente com aqueles apresentados na literatura (Trent, 1984), observando-se os materiais e as condições de corte envolvidas e o método numérico utilizado.

O comportamento da temperatura, crescente com a velocidade de corte, pode ser explicado observando-se que o aumento da velocidade de corte promove um aumento da taxa de cisalhamento sofrida pelo material, maior abrasão ferramenta-peça e conseqüente acréscimo na potência consumida, sem alterar significativamente a área de contato cavaco ferramenta (Trent, 1984), sendo que a quase totalidade da energia gasta no processo de corte é convertida em calor, elevando assim a temperatura na ponta ferramenta.

No entanto, a taxa de aumento de temperatura com a velocidade de corte é pequena, uma vez que o material ensaiado produz cavaco de ruptura, o que faz com que a quantidade de calor gerada pela deformação do material seja pequena. A parcela de calor deslocado para a ferramenta fornecida pela resolução numérica foi de aproximadamente 4,0 %. Este valor está de acordo com Ferraresi (1977), que afirma que a maior parte do calor gerado é dissipada pelo cavaco e pela peça.

6.2. Ensaios Definitivos com o Compósito C/C

6.2.1. Introdução

Os ensaios com a ferramenta de metal duro ISO K10 sem recobrimento foram realizados com o objetivo de se investigar a temperatura de corte do processo, procurando elucidar a ocorrência ou não do fenômeno de oxidação da peça durante a usinagem. A temperatura tem fundamental importância na oxidação do material compósito C/C e ocorre segundo Savage (1993) quando a temperatura de corte atinge valores superiores a 370 °C e segundo Thomas (1993), este fenômeno provoca uma diminuição na resistência da peça ao corte.

O comportamento do desgaste da ferramenta em função da variação da velocidade de corte verificado por Ferreira (1999) em ensaios com a ferramenta de corte de metal duro ISO K10 foi contrário ao apresentado nos metais. Nestes ensaios, os valores dos desgastes de flanco diminuíram com o aumento da velocidade de corte, até aproximadamente 350 m/min, quando ocorreu uma leve inversão do comportamento, apresentando na faixa de 350 a 600 m/min valores de desgaste de flanco aumentando levemente com o aumento da velocidade de corte.

O trabalho realizado por Martins (2000) confirmou este comportamento através da realização de ensaios semelhantes e, assim como Ferreira (1999), supôs que a causa deste fenômeno estava ligada à influência da oxidação, que diminuiria a resistência da peça ao corte, diminuindo portanto o desgaste da ferramenta. A inversão do comportamento ocorreria então devido à diminuição da taxa de oxidação, provocada provavelmente pela diminuição do fluxo de oxigênio em maiores velocidades de corte, o que diminuiria a intensidade do

processo de oxidação, tendendo a normalizar o comportamento do desgaste. No entanto, os trabalhos sugeriam uma investigação criteriosa da temperatura para confirmar tais fenômenos.

Sendo assim, procurou-se reproduzir as condições de ensaio, monitorando a temperatura nos termopares e obtendo através da simulação computacional a temperatura na interface ferramenta-peça, através da qual é possível verificar a ocorrência ou não do processo de oxidação. Os resultados obtidos nestes ensaios serão apresentados em quatro seções que abordarão: o mecanismo de formação de cavaco; o comportamento dos desgastes durante os ensaios; a análise da temperatura de corte através da distribuição de temperatura na superfície de saída da ferramenta e do comportamento da temperatura de corte em função da variação da velocidade de corte.

6.2.2. Mecanismo de Formação de Cavaco

O processo de usinagem de materiais compósitos reforçados com fibras de carbono apresenta várias peculiaridades quando comparado a usinagem dos metais. Isso ocorre devido à natureza heterogênea e anisotrópica desses materiais, que causam alguns problemas durante a usinagem. No caso do torneamento, a ferramenta tende a deformar o material de trabalho durante o corte, cisalhando-o em forma de cavaco, sendo a intensidade da deformação e cisalhamento do material função do tipo de fibra e do tipo de matriz. As fibras se comportam de maneira diferente durante a deformação, de acordo com sua capacidade de resistirem ao dobramento. As características do material como heterogeneidade na composição física, saliências e delaminação das fibras, por exemplo, contribuem para a complexidade do processo, causando problemas de usinabilidade.

Durante os ensaios foram observadas rupturas instantâneas das fibras e a fragmentação do material da matriz em uma grande quantidade de pequenas partículas (pó), originados de uma série de fraturas durante a usinagem. Além disso, observou-se também o desprendimento das fibras axiais sem apresentar grande aderência residual. Desta forma, conforme pode ser visto na Figura 6.5, tem-se o cavaco formado basicamente por três diferentes aspectos estruturais. A primeira estrutura observada consiste de pedaços de fibras, proveniente das fibras axiais desprendidas. A segunda estrutura consiste de pequenos fragmentos provenientes da quebra das fibras orientadas em direções diferentes da direção axial. A terceira estrutura observada consiste do pó proveniente da fragmentação matriz de carbono.



Figura 6.5 – Amostra de cavacos obtidos pela usinagem do compósito C/C, usando ferramentas de corte de metal duro ISO K10 ($a_p = 1,0$ mm, $f = 0,1$ mm/volta, $V_c = 900,8$ m/min).

A formação de cavaco com estas características faz com que os fenômenos ocorridos durante a usinagem sejam tratados de maneira cuidadosa e diferenciada dos fenômenos que ocorrem na usinagem dos metais, haja visto que, devido às rupturas que ocorrem no material, não se tem claramente a formação de uma zona de cisalhamento.

As Figuras 6.6 e 6.7 mostram amostras do cavaco formado no torneamento do compósito C/C com ampliações de 25 e 150 vezes, respectivamente.



Figura 6.6 – Amostra do cavaco formado no torneamento de compósito C/C. $V_c=310$ m/min, $f=0,12$ mm/v, $a_p=1$ mm, ampliação de 25x .



Figura 6.7 – Amostra do cavaco formado no torneamento de compósito C/C. $V_c=310$ m/min, $f=0,12$ mm/v, $a_p=1$ mm, ampliação de 150x.

Além disso, uma consequência direta dos fenômenos descritos acima é a qualidade superficial da peça usinada, que fica bastante prejudicada, principalmente devido ao desprendimento das fibras axiais. Na Figura 6.8 é mostrada a superfície do corpo de prova em um dos ensaios. Pode-se notar claramente a presença de pequenos canais axiais provocados pelo desprendimento das fibras.

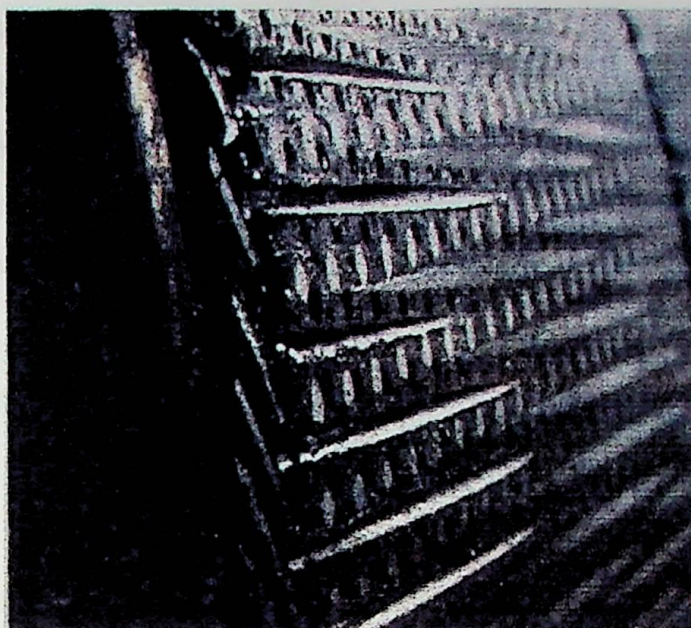


Figura 6.8 – Superfície do corpo de prova usinado com ferramentas de corte de metal duro ISO K10 ($a_p = 1,0$ mm, $f = 0,1$ mm/volta, $V_c = 900,8$ m/min).

6.2.3. Comportamento do Desgaste da Ferramenta em Função da Velocidade de Corte

O comportamento do desgaste de flanco da ferramenta com a variação da velocidade de corte verificado nos ensaios confirmam o comportamento detectado por Ferreira (1999) e estudado por Martins (2000), já descrito anteriormente. Na Figura 6.9 é mostrada a evolução dos valores do desgaste de flanco para as diferentes velocidades de corte ensaiadas para ferramenta ISO K10 sem cobertura.

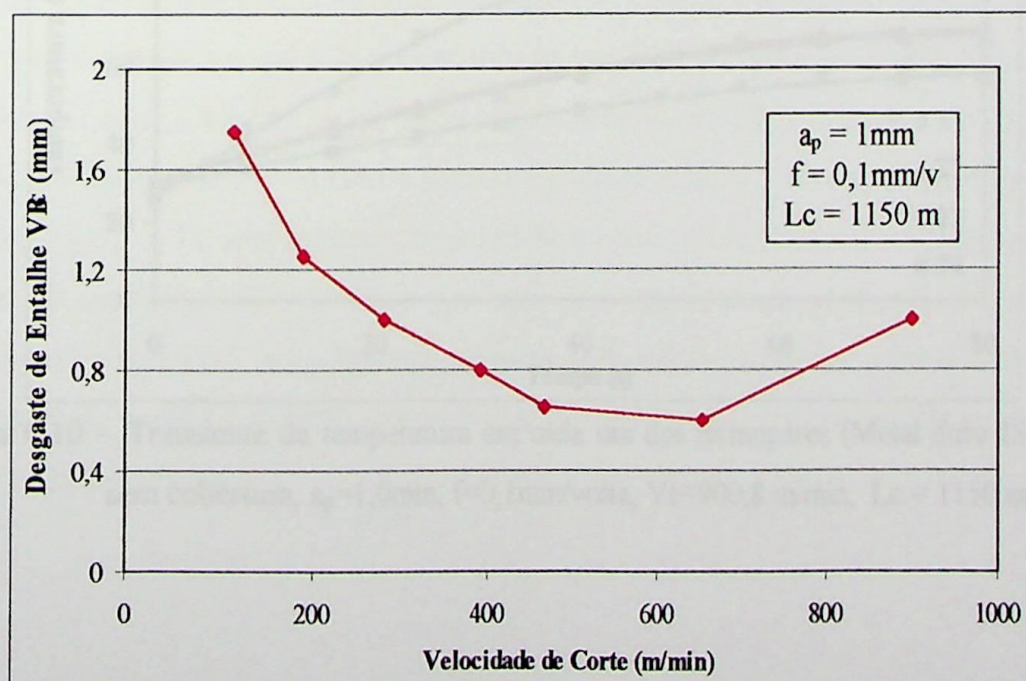


Figura 6.9 – Desgaste de entalhe em função da velocidade de corte.

Conforme pode ser visto na Figura 6.9, o valor do desgaste decresce com o aumento da velocidade de corte até um patamar, a partir do qual tem-se a inversão deste comportamento. Percebe-se uma faixa de velocidade de corte, entre 450 e 650 m/min, onde aparentemente localiza-se uma faixa de transição. No entanto, o ponto exato no qual ocorre esta inversão não pode ser identificado claramente.

6.2.4. Análise da Temperatura de Corte

A primeira análise dos resultados experimentais das medidas de temperatura nos termopares na usinagem do compósito C/C com a ferramenta de metal duro ISO K10 foi realizada no sentido de verificar a convergência de temperatura nos termopares. A Figura 6.10 mostra o transiente de temperatura para o ensaio com condições de corte bastante severas ($V_c = 900,8$ m/min) e a Figura 6.11 mostra o transiente de temperatura para o ensaio condições de corte pouco severas ($V_c = 112,6$ m/min).

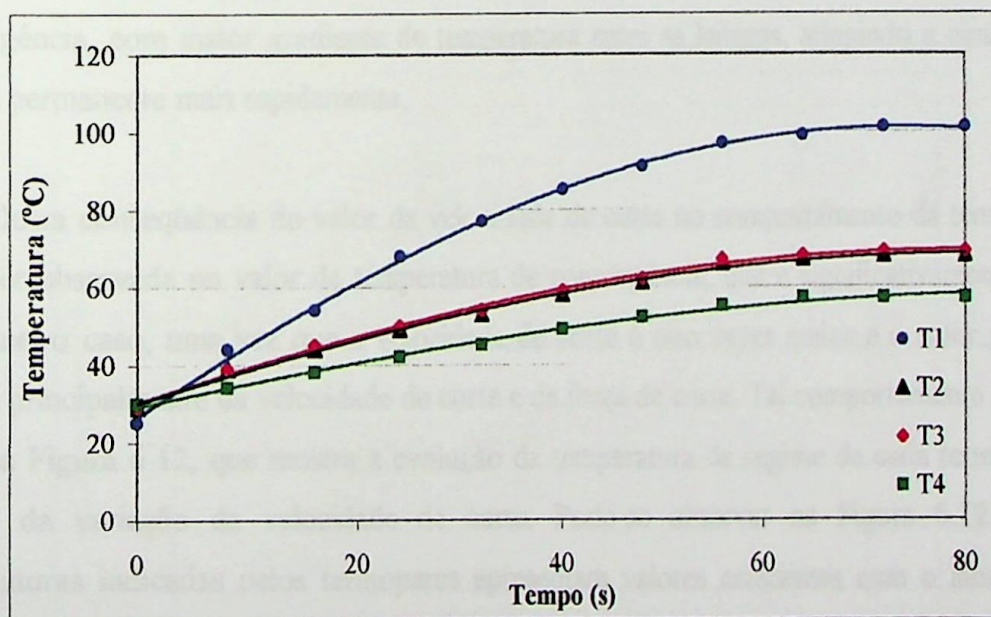


Figura 6.10 – Transiente de temperatura em cada um dos termopares (Metal duro ISO K10 sem cobertura, $a_p=1,0$ mm, $f=0,1$ mm/volta, $V_c=900,8$ m/min, $L_c = 1150$ m).

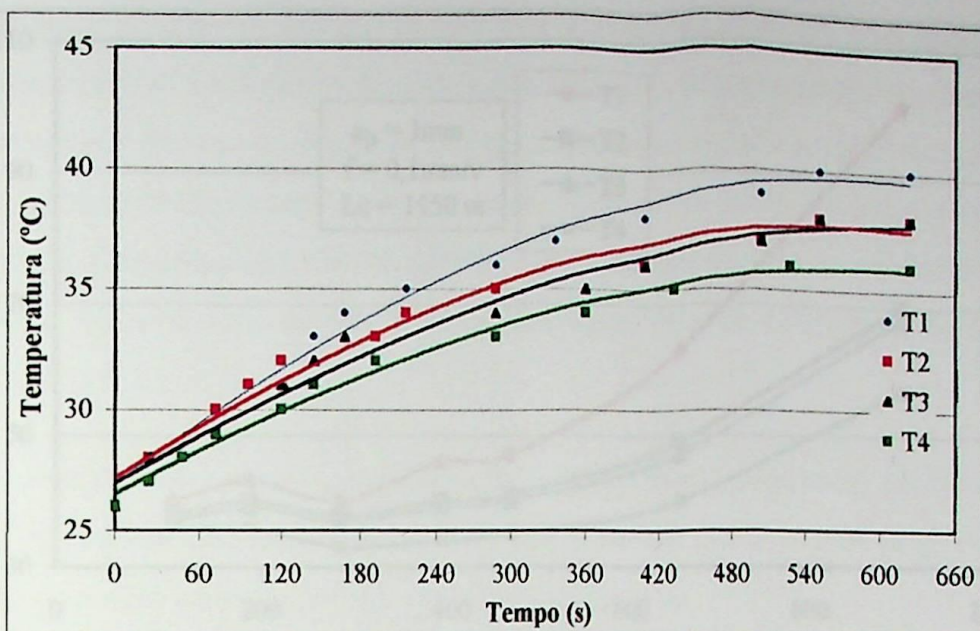


Figura 6.11 – Transiente de temperatura em cada um dos termopares (Metal duro ISO K10 sem cobertura, $a_p=1,0\text{mm}$, $f=0,1\text{mm/volta}$, $V_c=112,6\text{ m/min}$, $L_c = 1150\text{ m}$).

Pode-se perceber que o processo atinge a temperatura de convergência rapidamente no primeiro caso, enquanto que no segundo caso o tempo de convergência é bem maior. Tal comportamento pode ser justificado pela significativa mudança na geração de calor provocada pela variação da velocidade de corte, que provoca desta forma um processo mais rápido de convergência, com maior gradiente de temperatura entre as leituras, atingindo a condição de regime permanente mais rapidamente.

Outra consequência do valor da velocidade de corte no comportamento da temperatura pode ser observada no valor da temperatura de convergência, que é significativamente maior no primeiro caso, uma vez que a velocidade de corte é oito vezes maior e o calor gerado é função principalmente da velocidade de corte e da força de corte. Tal comportamento pode ser visto na Figura 6.12, que mostra a evolução da temperatura de regime de cada termopar em função da variação da velocidade de corte. Pode-se observar na Figura 6.12 que as temperaturas indicadas pelos termopares apresentam valores crescentes com o aumento da velocidade de corte e que estão coerentes com o posicionamento dos termopares na superfície de saída da ferramenta.

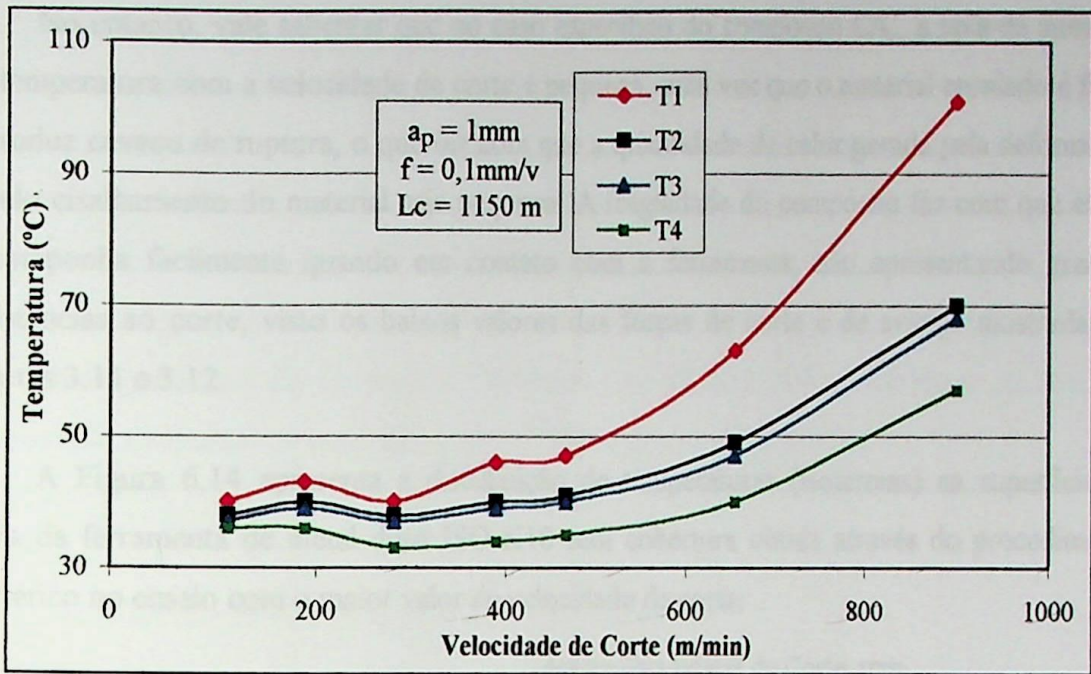


Figura 6.12 – Temperatura de regime em cada um dos termopares em função da velocidade de corte (Metal duro ISO K10 sem cobertura).

A evolução do valor da temperatura de corte na ponta da ferramenta (T_p), calculada pela simulação computacional, em função da velocidade de corte pode ser vista na Figura 6.13.

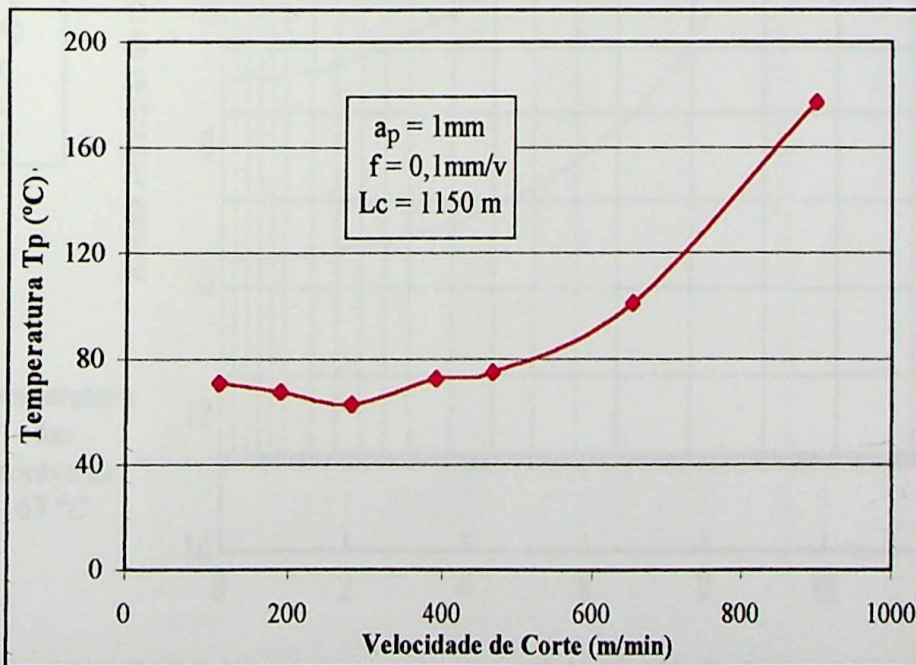


Figura 6.13 – Temperatura de corte na ponta da ferramenta em função da velocidade de corte (Metal duro ISO K10 sem cobertura).

No entanto, vale salientar que no caso específico do compósito C/C, a taxa de aumento de temperatura com a velocidade de corte é pequena, uma vez que o material ensaiado é frágil e produz cavaco de ruptura, o que faz com que a quantidade de calor gerada pela deformação e pelo cisalhamento do material seja pequena. A fragilidade do compósito faz com que ele se decomponha facilmente quando em contato com a ferramenta, não apresentando grandes resistências ao corte, visto os baixos valores das forças de corte e de avanço mostrada nas Figuras 3.11 e 3.12.

A Figura 6.14 apresenta a distribuição de temperaturas (isotermas) na superfície de saída da ferramenta de metal duro ISO K10 sem cobertura obtida através do procedimento numérico no ensaio com o maior valor de velocidade de corte.

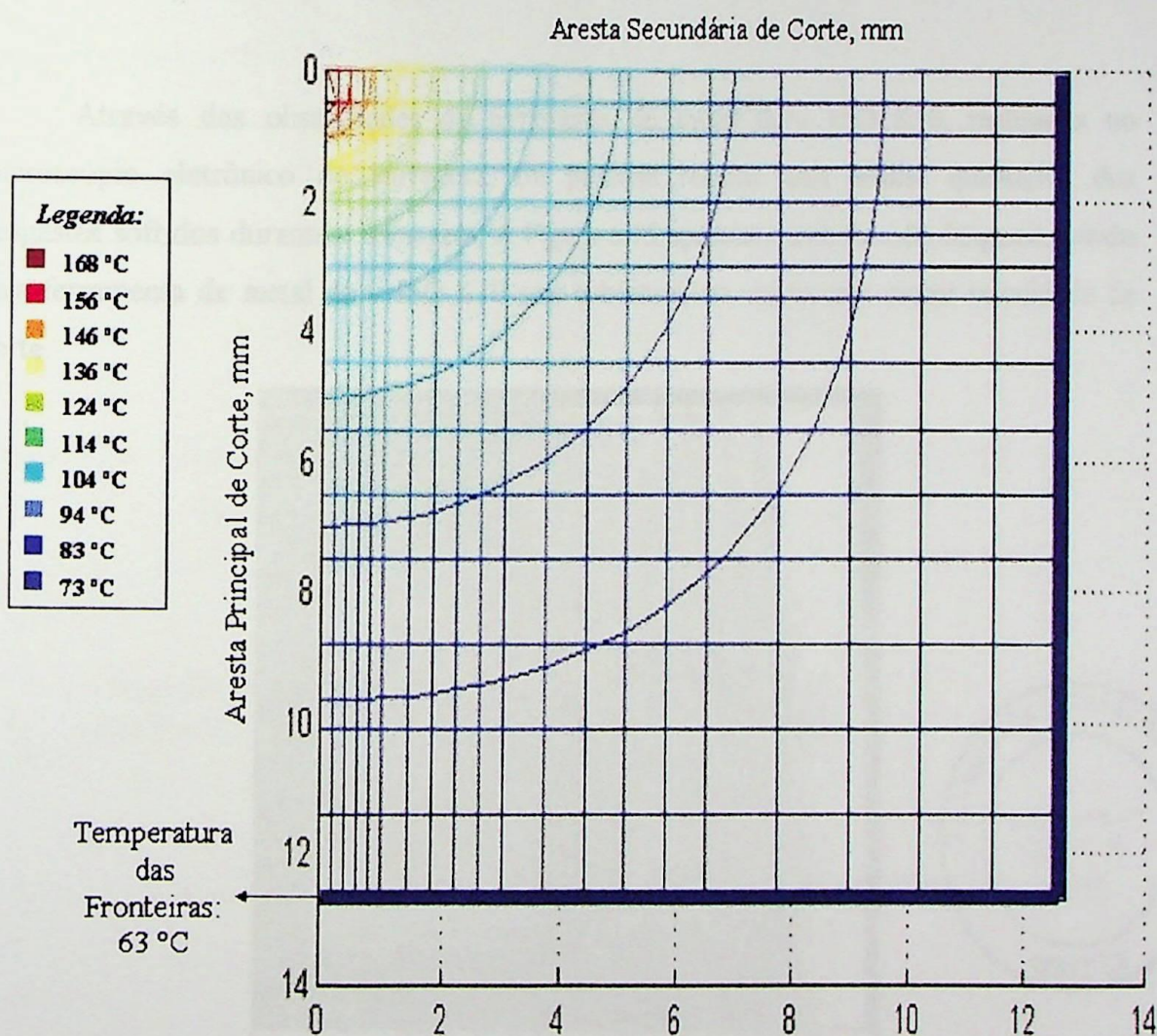


Figura 6.14 – Distribuição de temperatura na superfície de saída da ferramenta de metal duro ISO K10 sem cobertura ($a_p=1,0$ mm, $f=0,1$ mm/volta, $V_c=900,8$ m/min, $L_c = 1175$ m).

Pode-se observar na Figura 6.14 que o maior valor da temperatura é da ordem de 168°C e ocorre na seção de corte e que as linhas isotermais obtidas através do procedimento numérico se mostram coerentes com os fenômenos do processo de torneamento. Outra observação importante relacionada aos resultados apresentados nas Figuras 6.13 e 6.14 é que as temperaturas na ponta da ferramenta e na seção de corte, mesmo em velocidades de corte extremamente altas, são bastante inferiores à temperatura de oxidação do compósito C/C, não havendo assim influência do processo oxidativo que só diminuiria a resistência ao corte do material em temperaturas mais elevadas ($T > 370\text{ }^{\circ}\text{C}$).

6.2.5. Caracterização dos Desgastes das Ferramentas

Através das observações da ferramenta de metal duro ISO K10, realizadas no microscópio eletrônico de varredura, foi possível realizar uma análise qualitativa dos desgastes sofridos durante a usinagem. A Figura 6.15 apresenta uma foto do desgaste sofrido pela ferramenta de metal duro ISO K10 sem cobertura, no ensaio com menor velocidade de corte.

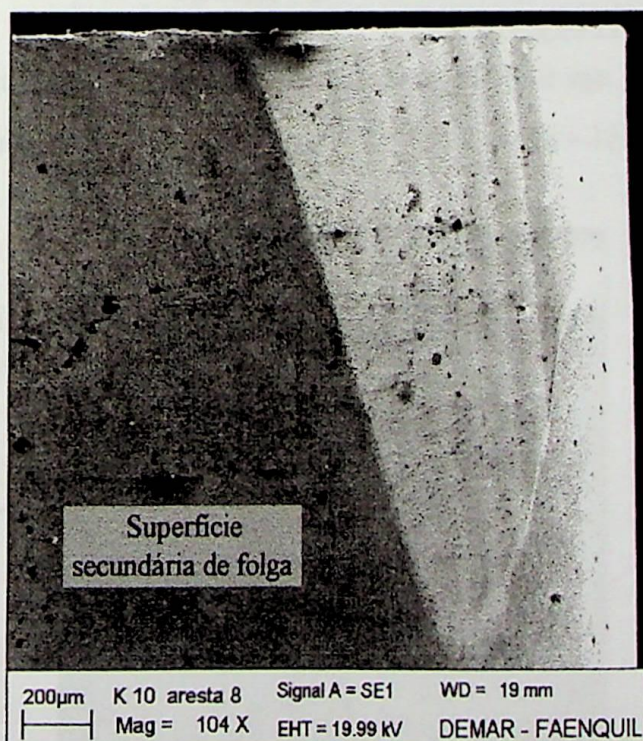


Figura 6.15 – Desgaste na ferramenta de metal duro ISO K10 sem cobertura ($V_c = 112,6\text{ m/min}$, $VB_C = 1,25\text{ mm}$, $a_p = 1\text{ mm}$, $f = 0,1\text{ mm/v}$, $L_c = 1155\text{ m}$).

Observa-se na Figura 6.15 que a ferramenta sofreu vários desgastes na forma de sulcos paralelos à direção de corte. Este fato leva-nos a considerar, em função dos baixos valores

observados de temperatura de corte, que provavelmente o mecanismo de desgaste que prevalece em baixa velocidade de corte é o desgaste por aderência e arrastamento (“attrition”).

As Figuras 6.16 e 6.17 mostram duas arestas que executaram a usinagem com valores de velocidade de corte bastante distintos (279,9 e 900,8 m/min, respectivamente), mas que apresentaram desgaste de flanco de mesma amplitude ($VB_C = 1,0\text{mm}$).

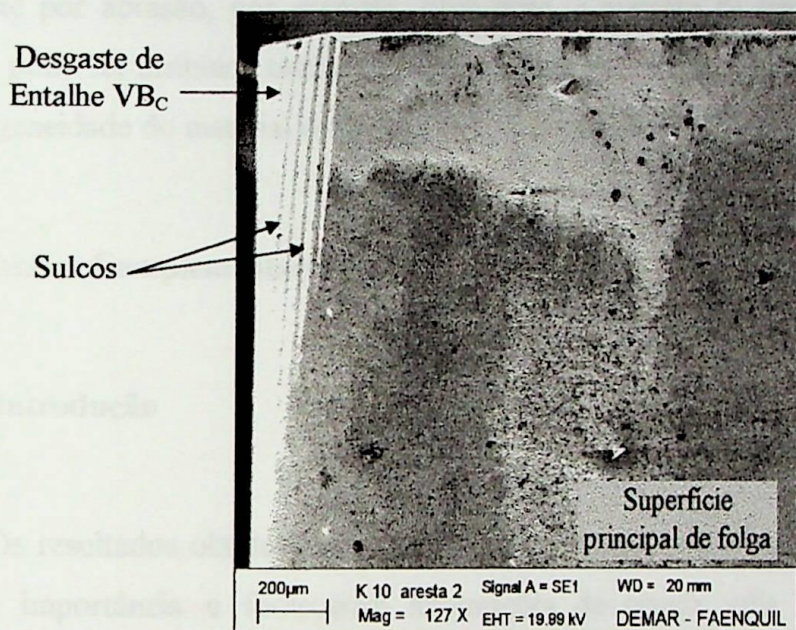


Figura 6.16 – Desgaste na ferramenta de metal duro ISO K10 sem cobertura ($V_c = 279,9$ m/min, $VB_C = 1,0\text{mm}$, $a_p = 1\text{mm}$, $f = 0,1\text{mm/v}$, $L_c = 1215\text{ m}$).

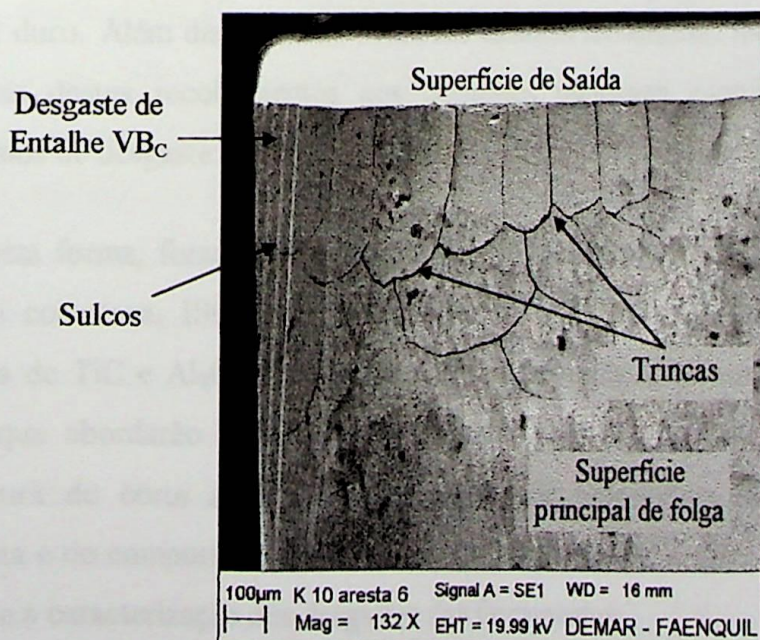


Figura 6.17 – Desgaste na ferramenta de metal duro ISO K10 sem cobertura ($V_c = 900,8$ m/min, $VB_C = 1,0\text{mm}$, $a_p = 1\text{mm}$, $f = 0,1\text{mm/v}$, $L_c = 1175\text{ m}$).

Comparando as Figuras 6.16 e 6.17 pode-se observar que, apesar dos valores do desgaste de flanco serem iguais, nota-se claramente que os mecanismos de desgaste predominantes são diferentes. Na Figura 6.16, observa-se o desgaste referente à menor velocidade de corte apresentando, tal qual a Figura 6.15, com sulcos paralelos à direção de corte, indicando provavelmente desgaste por aderência (“attrition”). No desgaste referente à alta velocidade de corte, mostrado na Figura 6.17, observa-se além dos sulcos, várias trincas superficiais indicando a ação predominante de outros mecanismos de desgastes, como o desgaste por abrasão, por exemplo. Além disso, a presença de avarias com a formação de trincas pode ser atribuída também à severidade dos esforços cíclicos, provocados pela elevada heterogeneidade do material compósito sobre a ferramenta.

6.3. Ensaio Complementares

6.3.1. Introdução

Os resultados obtidos nos ensaios com a ferramenta de metal duro ISO K10 foram de grande importância e forneceram informações de grande valia para a elucidação dos fenômenos decorrentes da usinagem do compósito C/C. No entanto, para propiciar um maior embasamento teórico-experimental, bem como para possibilitar análises comparativas, foi necessária a realização de ensaios complementares, utilizando ferramentas de outras classes de metal duro. Além disso, foram utilizadas também ferramentas recobertas, de modo que as influências destes recobrimentos nos desgastes pudessem contribuir com o estudo dos mecanismos de desgaste.

Desta forma, foram realizados ensaios com as ferramentas de metal duro classes ISO P10 sem cobertura, ISO P15 com cobertura de Ti(C,N), Al₂O₃ e TiN e ISO K15 com cobertura de TiC e Al₂O₃. Os resultados obtidos nestes ensaios serão apresentados em três seções, que abordarão o comportamento dos desgastes durante os ensaios, a análise da temperatura de corte através da distribuição de temperatura na superfície de saída da ferramenta e do comportamento da temperatura de corte em função da variação da velocidade de corte e a caracterização dos desgastes das ferramentas.

6.3.2. Comportamento do Desgaste da Ferramenta em Função da Velocidade de Corte

A Figura 6.18 mostra o comportamento do desgaste com a variação da velocidade de corte para os ensaios complementares.

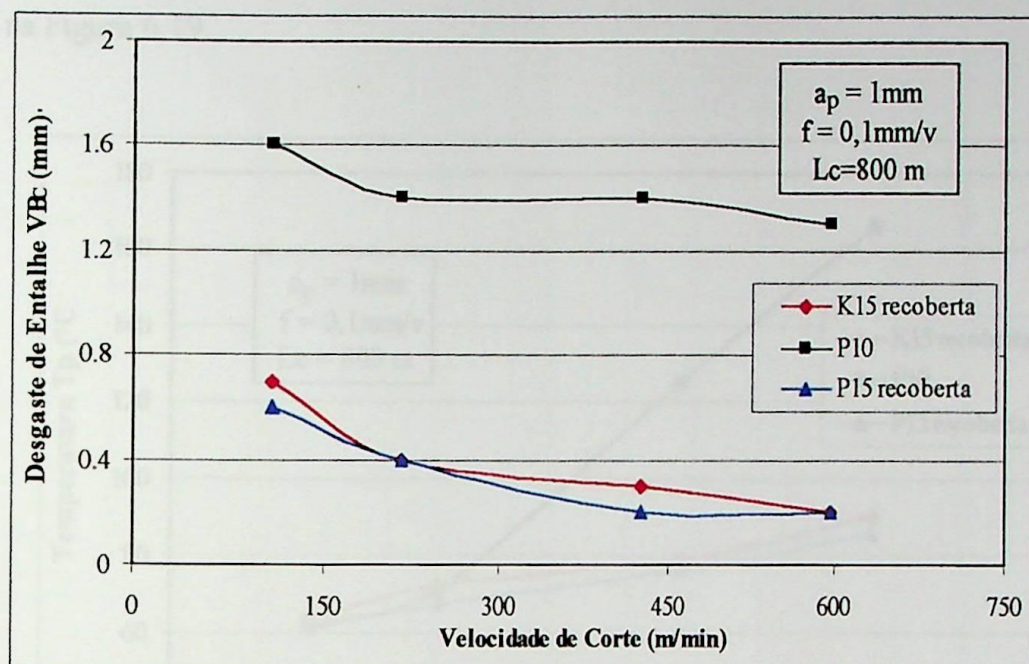


Figura 6.18 – Comportamento dos desgastes das ferramentas de metal duro classes ISO P10 sem cobertura, ISO P15 com cobertura de $\text{Ti}(\text{C},\text{N})$, Al_2O_3 e TiN e ISO K15 com cobertura de TiC e Al_2O_3 , em função da velocidade de corte.

Nota-se que o comportamento do desgaste é decrescente com o aumento da velocidade de corte, confirmando o comportamento já verificado nos ensaios anteriores. Pode-se perceber também que os valores dos desgastes nas ferramentas recobertas são bem menores que na sem cobertura, mostrando que o recobrimento ameniza o desgaste por apresentar maior dureza e menor coeficiente de fricção. Tal comportamento reforça a hipótese de que em baixas velocidades de corte predomine o desgaste por aderência, sendo a incidência deste mecanismo nas ferramentas recobertas amenizada pela presença do recobrimento. Em maiores velocidades de corte este mecanismo não é tão preponderante e outros mecanismos de desgaste, como a abrasão por exemplo, passam a ser mais significativos. A elevada heterogeneidade do material compósito (matriz/fibra) conjugada com sua alta fragilidade faz com que o material apresente menor resistência ao corte em maiores velocidades, uma vez que em condições mais severas o cavaco se forma com maior facilidade.

6.3.3. Análise da Temperatura de Corte

A evolução do valor da temperatura de corte na ponta da ferramenta obtida pela simulação computacional, em função da velocidade de corte, para as três ferramentas pode ser vista na Figura 6.19.

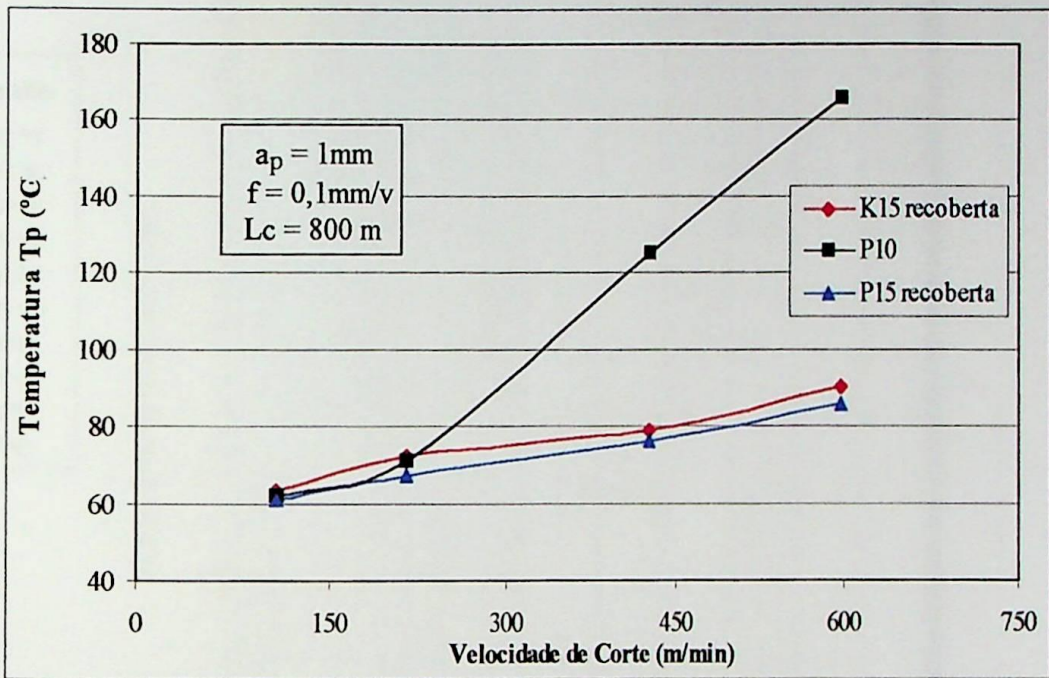


Figura 6.19 – Comportamento do valor da temperatura de corte na ponta das ferramentas em função da velocidade de corte.

Pode-se observar que a temperatura na ponta da ferramenta é crescente com o aumento da velocidade de corte, e que a taxa de variação da temperatura é menor nas ferramentas com cobertura. Isso ocorre devido ao menor coeficiente de condutividade térmica dos recobrimentos cerâmicos ($\text{TiC}+\text{Al}_2\text{O}_3$ e $\text{TiCN}+\text{Al}_2\text{O}_3+\text{TiN}$), presente nas ferramentas com cobertura. O comportamento da temperatura apresentado na Figura 6.19 pode ser explicado pelo aumento da taxa de cisalhamento sofrida pelo material e do atrito cavaco-ferramenta-peça, sendo que a quase totalidade da energia gasta para cisalhar o material e vencer o atrito é convertida em calor. Novamente nota-se que a taxa de aumento de temperatura com a velocidade de corte é pequena, uma vez que o material ensaiado é frágil e produz cavaco de ruptura, de modo que o aumento da velocidade pode auxiliar o mecanismo de corte na decomposição do cavaco.

As Figuras 6.20, 6.21 e 6.22 apresentam as distribuições de temperaturas (isotermas) na superfície de saída das ferramentas de metal duro ISO P10 sem cobertura, ISO K15 recoberta e ISO P15 recoberta, respectivamente, nos ensaios com os maiores valores de velocidade de corte, obtidas através do procedimento numérico.

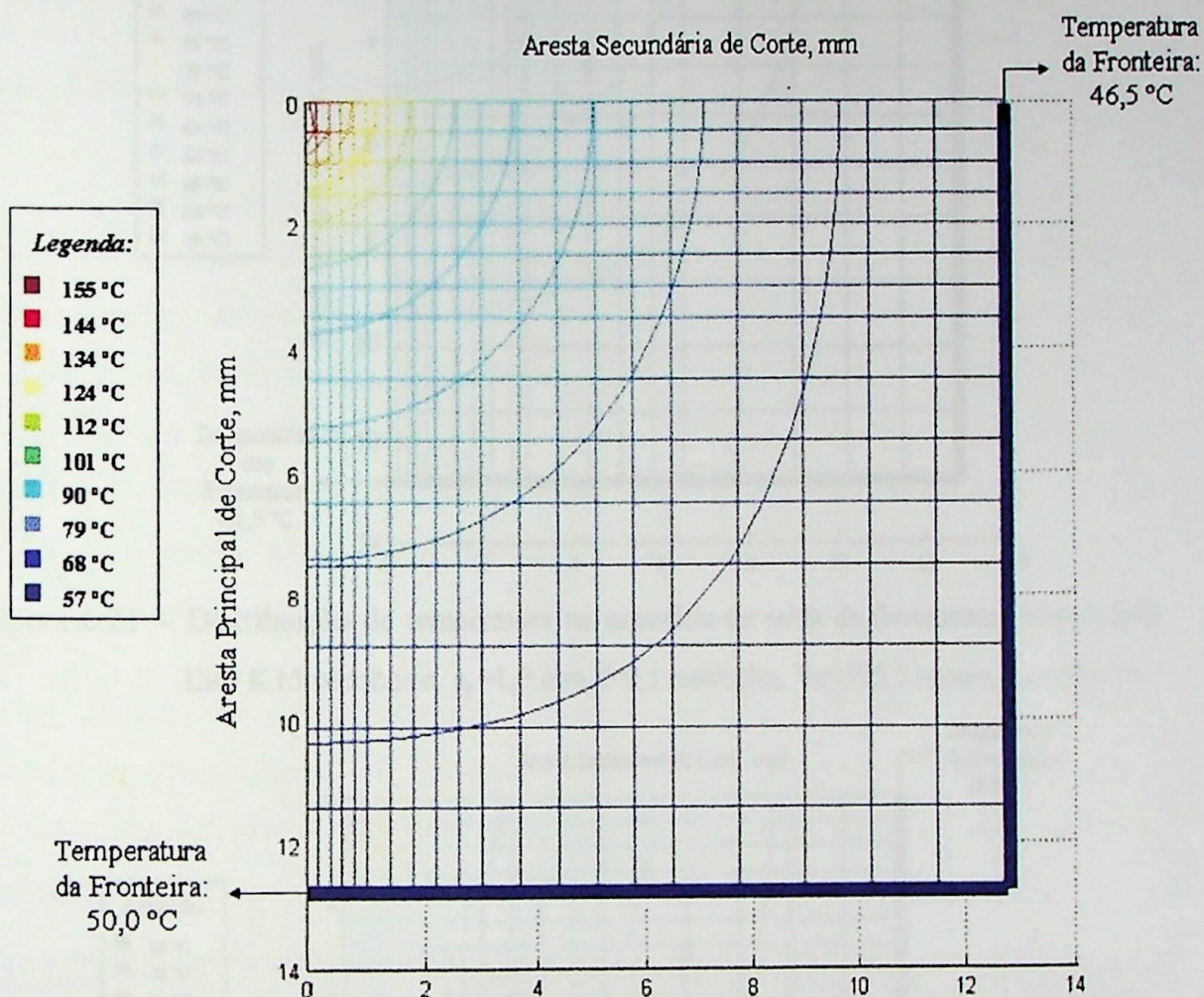


Figura 6.20 – Distribuição de temperatura na superfície de saída da ferramenta (Metal duro ISO P10 sem cobertura, $a_p=1,0$ mm, $f=0,1$ mm/volta, $V_c=616,8$ m/min, $L_c=958$ m).

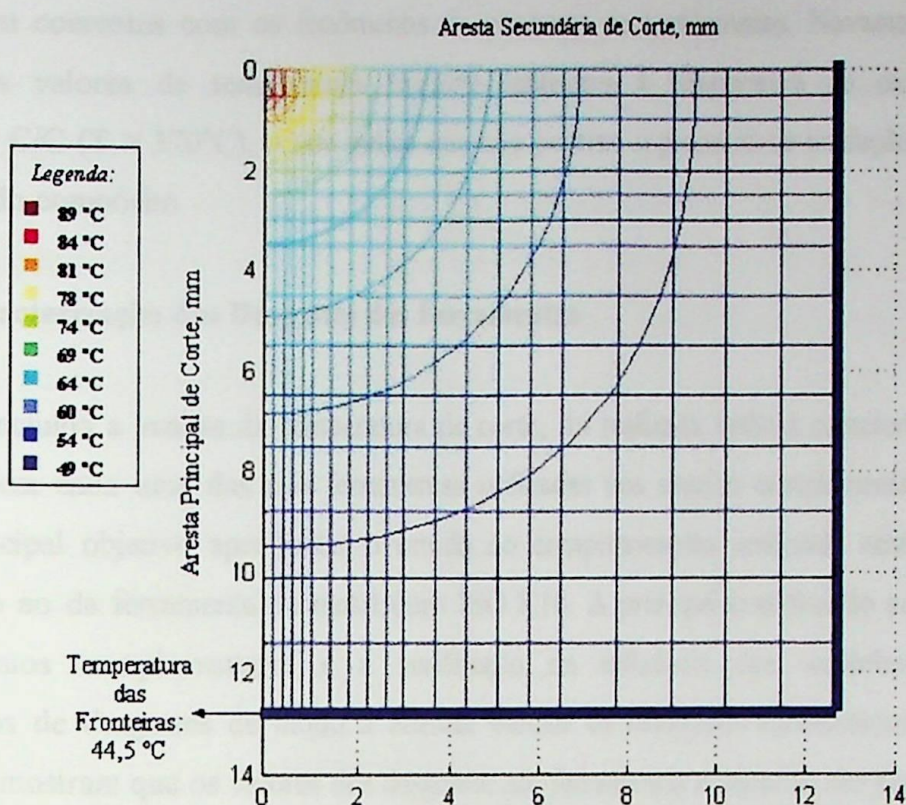


Figura 6.21 – Distribuição de temperatura na superfície de saída da ferramenta (Metal duro ISO K15 recoberto, $a_p=1,0$ mm, $f=0,1$ mm/volta, $V_c=595,5$ m/min, $L_c=858$ m).

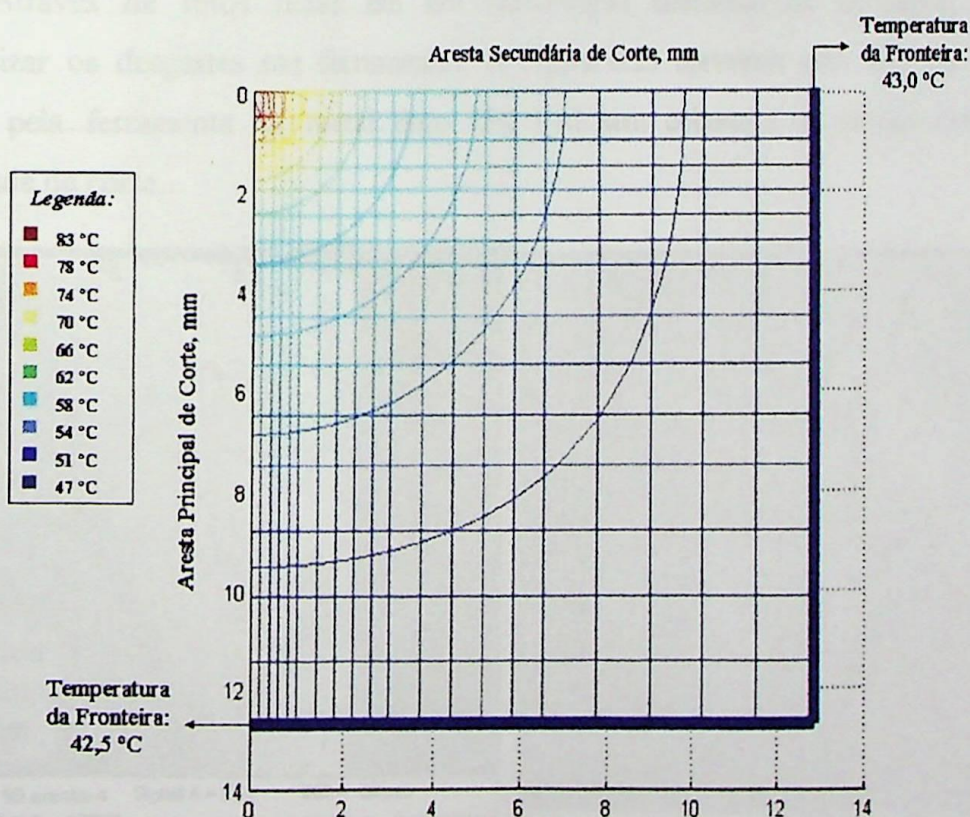


Figura 6.22 – Distribuição de temperatura na superfície de saída da ferramenta (Metal duro ISO P15 recoberto, $a_p=1,0$ mm, $f=0,1$ mm/volta, $V_c=574,1$ m/min, $L_c=800$ m).

Pode-se observar nas Figuras 6.20, 6.21 e 6.22 que o valor máximo da temperatura ocorre na seção de corte e que as linhas isotermas obtidas através do procedimento numérico

se mostram coerentes com os fenômenos do processo de torneamento. Novamente, foram observados valores de temperatura bastante inferiores à temperatura de oxidação do compósito C/C ($T > 370^{\circ}\text{C}$), o que indica que não ocorreu o processo de oxidação durante a usinagem do compósito.

6.3.4. Caracterização dos Desgastes das Ferramentas

Concluída a análise da temperatura de corte, foi realizada então a caracterização dos desgastes em cada uma das três ferramentas utilizadas nos ensaios complementares, tendo como principal objetivo aprofundar o estudo do comportamento verificado nestes ensaios comparado ao da ferramenta de metal duro ISO K10. A principal contribuição possibilitada pelos ensaios complementares é a verificação da influência dos recobrimentos nos mecanismos de desgastes de modo a analisar melhor os resultados apresentados na seção 6.3.2, que mostram que os valores dos desgastes nas ferramentas recobertas são bem menores que nas sem cobertura.

Através de fotos feitas em um microscópio eletrônico de varredura, pode-se caracterizar os desgastes nas ferramentas. A Figura 6.23 apresenta uma foto do desgaste sofrido pela ferramenta de metal duro ISO P10 sem cobertura no ensaio com maior velocidade de corte.

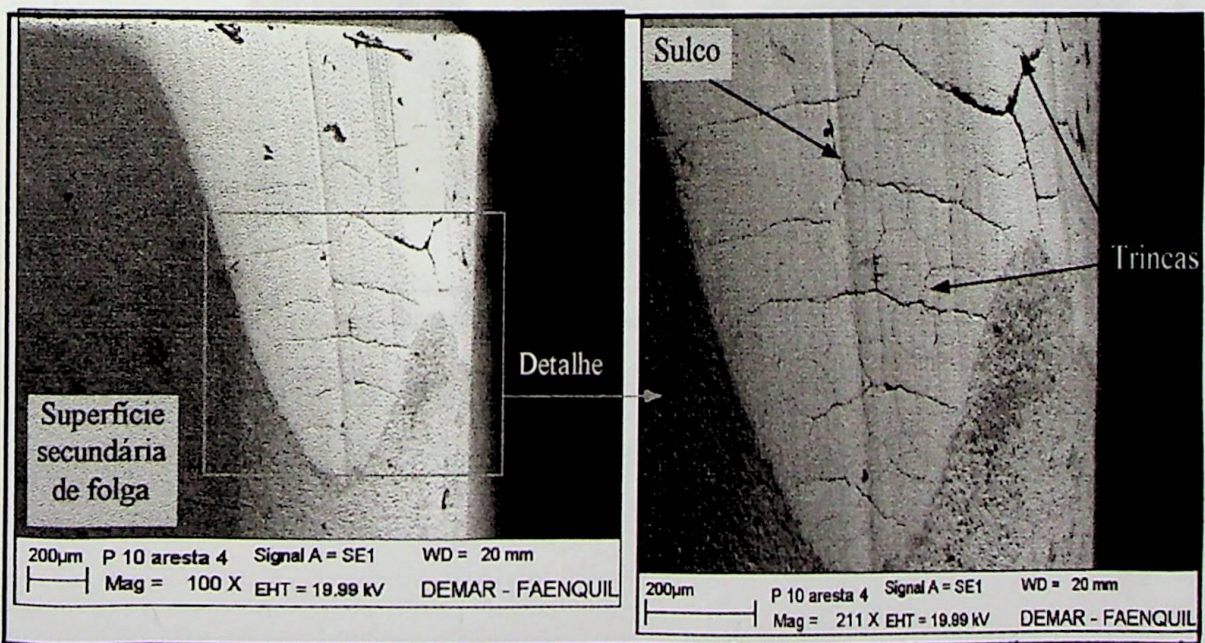


Figura 6.23 – Desgaste na ferramenta de metal duro ISO P10 sem cobertura ($V_c = 619,5$ m/min, $VB_C = 1,3$ mm, $a_p = 1$ mm, $f = 0,1$ mm/v, $L_c = 893$ m).

Observa-se na Figura 6.23 que a ferramenta apresenta desgaste semelhante ao apresentado pela ferramenta de metal duro ISO K10 sem cobertura. Conforme mostrado no detalhe da Figura 6.23, a ferramenta sofreu desgaste na forma de sulcos paralelos à direção de corte e devido ao alto valor de velocidade de corte ocorrem diversas trincas em função da maior incidência dos esforços cíclicos. Este resultado é importante no sentido de confirmar que, apesar da ocorrência do desgaste por aderência (“*attrition*”), predomina em altas velocidades de corte outros mecanismos de desgastes, como a abrasão por exemplo.

As Figuras 6.24 e 6.25 mostram duas arestas da ferramenta de metal duro ISO K15 recoberta que executaram a usinagem com baixo valor (108,1 m/min) e alto valor de velocidade de corte (596,8 m/min), respectivamente.

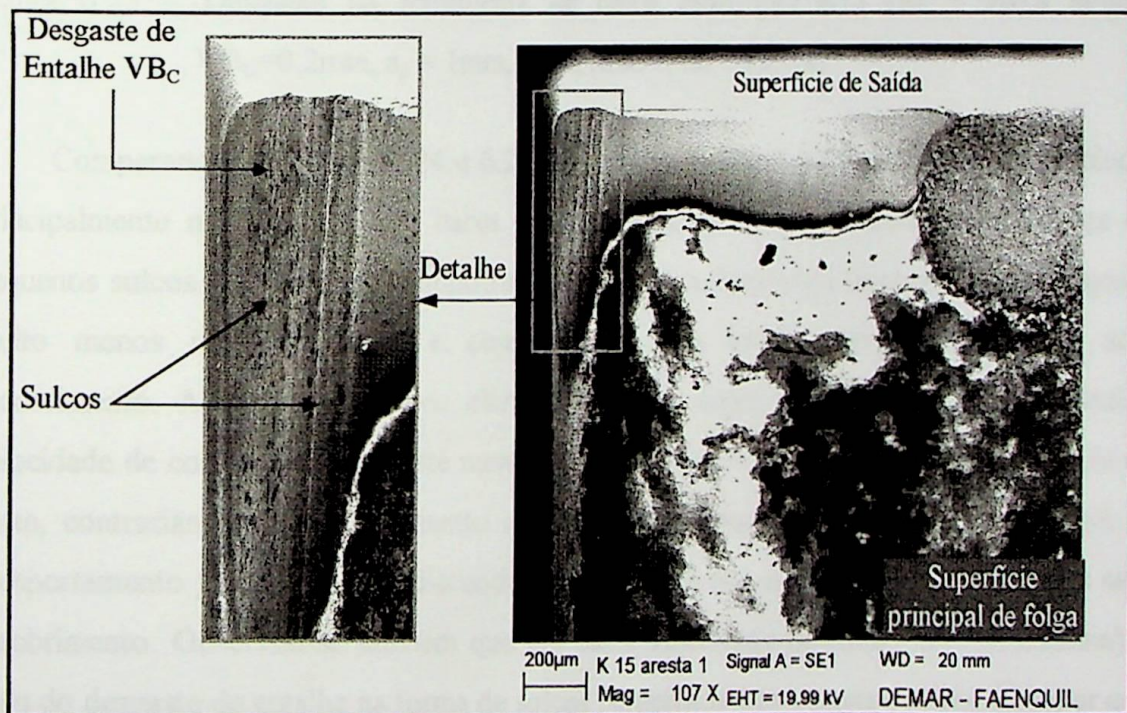


Figura 6.24 – Desgaste na ferramenta de metal duro ISO K15 recoberta ($V_c = 108,1$ m/min, $VB_c = 0,7$ mm, $a_p = 1$ mm, $f = 0,1$ mm/v, $L_c = 883$ m).

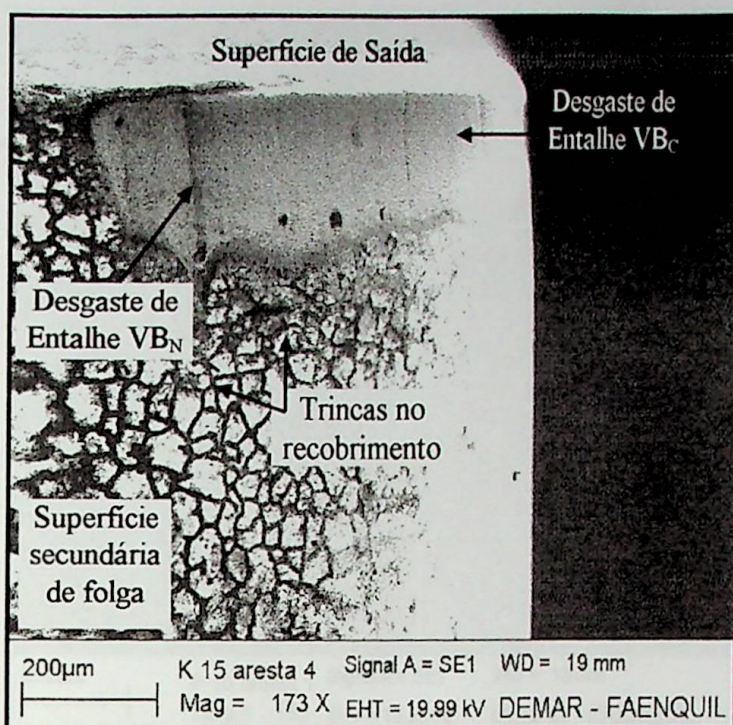


Figura 6.25 – Desgaste na ferramenta de metal duro ISO K15 ($V_c = 596,8$ m/min, $VB_C=0,2$ mm, $a_p = 1$ mm, $f = 0,1$ mm/v, $L_c = 829$ m).

Comparando as Figuras 6.24 e 6.25, percebe-se a ocorrência do desgaste por aderência principalmente nos ensaios com baixa velocidade de corte, caracterizada pela presença de pequenos sulcos. No entanto, é importante notar que a ferramenta recoberta sofreu desgaste muito menos comprometedor e com valores mais baixos, que as ferramentas sem recobrimento. Além disso, nota-se claramente que a aresta utilizada no ensaio com maior velocidade de corte sofreu desgaste menor que a utilizada no ensaio com menor velocidade de corte, contrariando o comportamento observado na usinagem dos metais e confirmando o comportamento já observado e discutido anteriormente nos ensaios com as ferramentas sem recobrimento. Observou-se também que em baixa velocidade de corte ($V_c=108,1$ m/min) a ação do desgaste de entalhe na forma de sulcos perpendiculares à aresta de corte foi maior que em alta velocidade de corte ($V_c=596,8$ m/min). Este fato auxilia na constatação da ocorrência do mecanismo de desgaste por adesão em menores velocidades de corte e que o aumento da velocidade auxilia o corte no cisalhamento das fibras e fratura da matriz do compósito C/C.

As Figuras 6.26 e 6.27 mostram duas arestas da ferramenta de metal duro ISO P15 recoberta que executaram a usinagem com baixo valor (104,4 m/min) e alto valor de velocidade de corte (575,4 m/min) respectivamente, e confirmam o comportamento citado anteriormente.

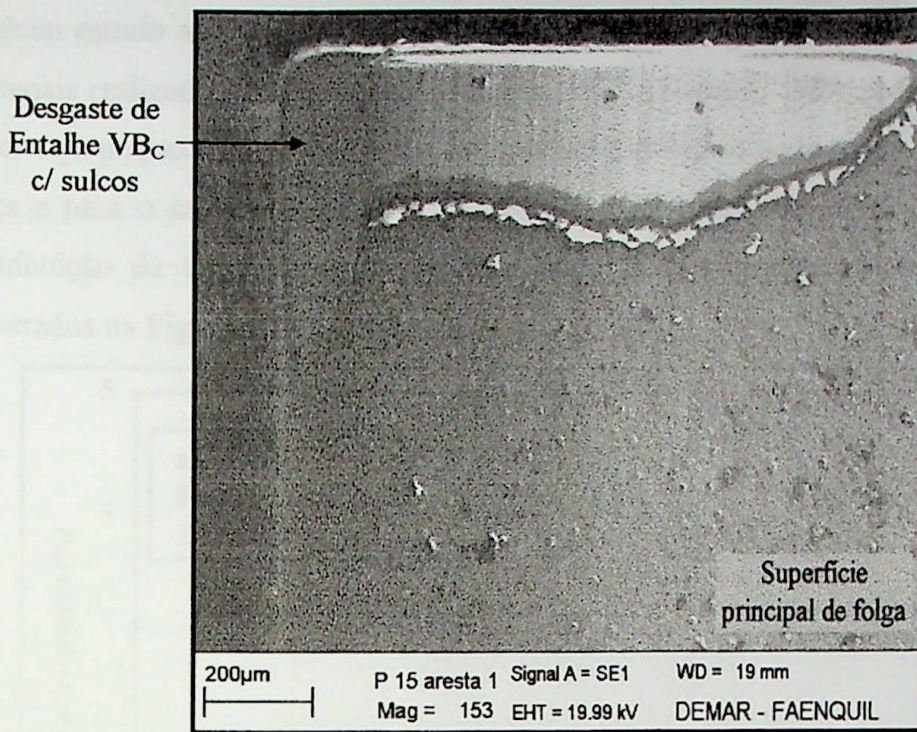


Figura 6.26 – Desgaste na ferramenta de metal duro ISO P15 recoberta ($V_c = 104,4$ m/min, $VB_c = 0,6$ mm, $a_p = 1$ mm, $f = 0,1$ mm/v, $L_c = 821$ m).

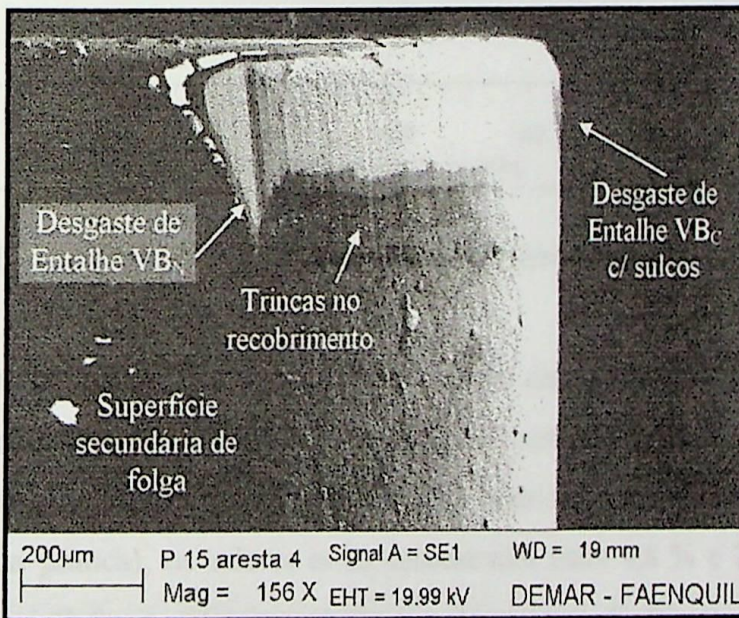


Figura 6.27 – Desgaste na ferramenta de metal duro ISO P15 recoberta ($V_c = 575,4$ m/min, $VB_c = 0,2$ mm, $a_p = 1$ mm, $f = 0,1$ mm/v, $L_c = 799$ m).

6.3.5. Percentual de Calor Deslocado para a Ferramenta

A determinação do percentual de calor gerado durante a usinagem do compósito C/C que foi deslocado para a ferramenta em cada ensaio foi realizada computacionalmente, de modo iterativo, durante a determinação das distribuições de temperatura. Não foi encontrado

nenhum estudo anterior que fornecesse tal valor, no entanto, baseado em estudos com outros materiais realizados anteriormente (Ferraresi, 1977 e Stemmer, 1989), pode-se supor que este valor seja pequeno, uma vez que o calor gerado é deslocado também para o ambiente, para a peça e para o cavaco. Através do procedimento computacional utilizado para determinar a distribuição de temperatura na superfície de saída da ferramenta, obteve-se os resultados mostrados na Figura 6.28.

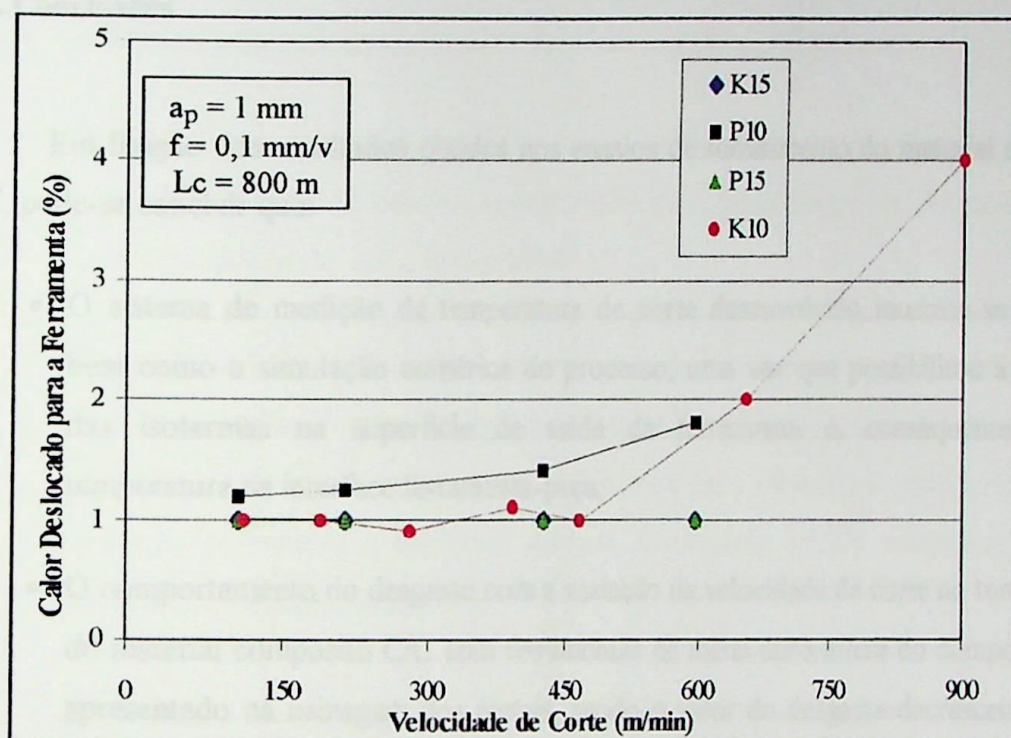


Figura 6.28 – Percentual de calor deslocado para a ferramenta em cada ensaio.

A Figura 6.28 mostra que foram obtidos valores entre 0,8 % e 4,0 %, variando de acordo com a velocidade de corte e com o material da ferramenta utilizada. No entanto, nota-se claramente que para valores de velocidade de corte inferiores a 600 m/min (onde os valores mais utilizados na prática), os valores estão concentrados entre 0,8 % e 2,0 %, sendo que neste intervalo a influência mais importante é a do material da ferramenta, visto que os valores pouco variam com a velocidade de corte. Já para valores de velocidade de corte maiores que 600 m/min, observou-se uma forte tendência da ação da influência da velocidade de corte no percentual de calor deslocado. Este comportamento pode ser justificado pela alteração no mecanismo de desgaste preponderante, que deixa de ser o desgaste por aderência para altos valores de velocidade de corte, causando assim também uma alteração na distribuição do calor gerado durante o corte.

Capítulo 7

Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros

7.1. Conclusões

Em função dos resultados obtidos nos ensaios de torneamento do material compósito C/C, pode-se concluir que:

- O sistema de medição de temperatura de corte desenvolvido mostrou-se eficiente, bem como a simulação numérica do processo, uma vez que possibilitou a obtenção das isotermas na superfície de saída da ferramenta e, conseqüentemente, a temperatura na interface ferramenta-peça;
- O comportamento do desgaste com a variação da velocidade de corte no torneamento do material compósito C/C com ferramentas de metal duro difere do comportamento apresentado na usinagem dos metais, sendo o valor do desgaste decrescente com o aumento da velocidade de corte até um determinado patamar, a partir do qual ocorre uma leve inversão nessa tendência;
- A temperatura de corte é crescente com a velocidade de corte apresentando pequena taxa de variação para baixos valores de velocidades de corte.
- Os valores obtidos para a temperatura de corte indicam que não ocorreu o processo de oxidação no compósito C/C, uma vez que os valores das temperaturas de corte ($T < 170^\circ$) estão muito abaixo da temperatura de oxidação deste material (370°C);
- Sendo a temperatura de corte muito inferior a de oxidação do material compósito C/C, recomenda-se a usinagem sem a utilização de fluidos refrigerantes, evitando assim também a possibilidade de o fluido provocar alterações físico-químicas na estrutura da peça.

- As ferramentas de metal duro com recobrimento apresentaram menores valores de temperatura de corte e de desgaste que as sem recobrimento, apresentando bom desempenho, principalmente em velocidades de corte superiores a 300 m/min;

- Os elevados valores de desgastes observados em baixas velocidades de corte, reforçado pela presença de sulcos perpendiculares à aresta de corte, levam ao forte indício da predominância do mecanismo de desgaste por aderência;

- O surgimento de trincas na ferramenta para altos valores de velocidade de corte caracteriza a forte abrasão e a ocorrência de esforços pulsantes em função da elevada heterogeneidade do material compósito C/C;

- O percentual de calor gerado no processo que é deslocado para a ferramenta é inferior a 2,0% e variam muito pouco com a variação da velocidade de corte para velocidades de corte menores que 600 m/min. Para valores de velocidade de corte maiores, percebe-se a tendência de taxa de variação com a velocidade de corte consideravelmente maior;

7.2. Sugestões para Trabalhos Futuros

Com o intuito de aprofundar os estudos sobre a usinagem de compósitos C/C através da realização de outros trabalhos, são sugeridos os seguintes temas:

- Realizar ensaios monitorados com uma câmera de alta velocidade com o intuito de verificar com detalhes o mecanismo de formação de cavaco;
- Realizar um estudo de geração e distribuição de calor, com monitoramento da temperatura de corte, utilizando ferramentas de diamante policristalino (PCD), que é a ferramenta que tem apresentado melhor desempenho na usinagem de compósitos C/C;
- Realizar um estudo com outras geometrias de ferramentas e verificar sua influência no processo de usinagem do compósito C/C.
- Analisar a qualidade e a integridade da superfície e da sub-superfície da peça usinada em altas velocidades de corte, já que as ferramentas de metal duro têm apresentado menores desgastes nestas condições;
- Realizar estudos referentes a outros processos de usinagem, como o fresamento, e em usinagem com altíssimas velocidades de corte (HSC);
- Estudar o percentual de calor deslocado para a ferramenta e a temperatura de interface ferramenta-peça para outros materiais compósitos.
- Análises tri-dimensionais do problema de transferência de calor.

Referências Bibliográficas

- Batha, Dean H., *Structurally reinforced carbon/carbon composites*. *Composites, Engineered Materials Handbook*, Ohio: ASM International, 1987, v.1, p.922-924.
- Bhatnagar, N., Ramakrishnan, N., Naik, N. K., Komanduri, R., *On the machining of fiber reinforced plastic (FRP) composite laminates*. *International Journal on Machine Tools and Manufacturing*, v.35, n.5, p.701-716, 1995.
- Buckley, J. D., Edie, D. D. *Carbon/carbon materials and composites*. USA: Noyes Publications, 1993.
- Chen, W. C., Tsao, C. C. and Liang, P. W., *Determination of Temperature Distributions on Rake Face of Cutting Tools Using a Remote Method*, *Int. Comm. Heat Mass Transfer*, Vol. 24, N2, p. 161-170.
- Coppini, N.L., Ferreira, J.R., Levy Neto, E., Pardini, L. C. *Caracterização de Compósitos de C/C tendo em vista seu processo de usinagem*. 50º Congresso Annual da ABM, São Pedro – S.P., 1995, p. 109-124.
- Coppini, N.L., Ferreira, J.R., Levy Neto, F., Pardini, L. C. *Machining process and superficial hardness of carbon-carbon composites*. OMAE'96 – 15th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, *Materials Engineering / ASME*, v.III, Itália, 1996, p. 269-274.
- Delmonte, John. *Technology of carbon and graphite fiber composites*. Malabar: Robert E. Krieger Publishing Co., 1987, 452p.
- Diefendorf, Russel J., *Continuous carbon fiber reinforced carbon matrix composites*. *Composites, Engineered Materials Handbook*, Ohio: ASM International, 1987, v.1, p.911-914.

Ferraresi, D., *Fundamentos da usinagem dos metais*. São Paulo: Ed. Edigard Blucher Ltda., 1977, 751p.

Ferreira, Gilton E., *Processamento, caracterização mecânica e análise térmica de compósitos carbono/carbono tridimensionais*. S. J. Campos: ITA – Instituto Tecnológico de Aeronáutica, 1994, 110 p. Dissertação (Mestrado).

Ferreira, G., Levy Neto, F. et al., *Estudo preliminar do processo de obtenção de conjugados carbono-carbono*. Anais do 2º Congresso Brasileiro de Polímeros, São Paulo, 1993, p. 270-274.

Ferreira, João R., *Torneamento de Materiais Compósitos Reforçados com Fibras de Carbono*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, UNICAMP, 1999. 196p. Tese (Doutorado).

Ferreira, F. R., Coppini, N. L., Miranda, G. W. A., *Machining Optimisation in carbon fibre reinforced materials*, Journal of Materials Processing Technology 92-93, p.135-140, 1999 (a).

Ferreira, J. R., Martins, F. R., Coppini, N. L., *Parâmetros de usinabilidade de compósitos carbono-carbono*, XV COBEM (Congresso Brasileiro de Engenharia de Mecânica), Águas de Lindóia-SP, pp.1-10, 1999 (b).

Ferreira, J. R., Martins, F. R., Coppini, N. L., *Oxidation influence in CRFC composite machining*, ICCE7 (Seventh International Conference as Composites Engineering), Denver-USA, pp.1-2, 2000.

Ferreira, J. R., Coppini, N. L., Levy Neto, F., *Characteristics of carbon-carbon composite turning*. Journal of Materials Processing Technology 109, p.65-71, 2001 (a).

Ferreira, J. R., Martins, F. R., Coppini, N. L., *Contribuição à usinagem de compósito carbono-carbono*, I COBEF (Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação), Curitiba-PR, pp.1-8, 2001 (b).

- Ferreira, J. R., Martins, F. R., Coppini, N. L., *A refrigeração no torneamento de compósito C/C*, Revista Máquinas e Metais, nº 420, 2001 (c).
- Ferreira, J. R., Olim, J. S. S., Silva, P. F., Silva Jr., L. C. M., *Análise da temperatura de corte no torneamento de compósitos carbono-carbono*, II CONEM (Congresso Nacional de Engenharia de Mecânica), João Pessoa-PB, 2002.
- Gibson, Ronand, F. *Principles of composite material mechanics*, USA: McGraw Hill, Inc, 1994, 425p.
- ISO 3685, *Tool life testing with single-point turning tools*. Switzerland, 1993, 49p.
- Komanduri, R., *Machining of fiber reinforced composites*, Machining Science and Technology, v.1, n.1, 1997, pp 113-152.
- Knop, A., Pilato, L. A., *Phenolic resins*. Berlim: Brüderitz & Bauer, 1985, 311p.
- Lachman, W. L., *Multidirectionally reinforced carbon/carbon composites*. Proceedings of the International Conference on Composite Materials, Ed. Metallurgical Society of the American Institute of Mining, 1978, p. 1302-1319
- Levy Neto, F., Pardini, L. C., Silva, J. L. G., *Development of a tridirectional carbon fibre reinforced carbon composite for aerospace*, Journal of the Braz. Soc. Mechanical Sciences, v.XVII, no 2, p.171-180,1995.
- Marsh, Henry. *Introduction to carbon science*. Buttrworth & Co., 1989, 321p.
- Martins, F.R., *Uma Contribuição à Usinagem do Compósito Carbono Reforçado com Fibras de Carbono*, Dissertação (Mestrado), Campinas: Faculdade de Eng. Mecânica, Unicamp, 2000, 125p.
- Masuda, M., Kuroshima, Y., Chujo, Y., *Failure of tungsten carbide-cobalt alloy tools in machining of carbon materials*. *Wear*, v.169, p.135-140, 1993.

- McAllister, L. E., Lauchman, W. L., *Fabrication of composites*, Handbook of Composites, v.4, Elsevier Science Publishers, 1983, Cap. III: Multidirecional Carbon/Carbon Composites, p.109-176.
- McAllister, L. E., *Multidirectionally reinforced carbon/graphite matrix composites*, Composites, Engineered Materials Handbook, Ohio: ASM International, 1987, v.1, p.915-919.
- Olim, J. S. S., Ferreira, J. R., Silva, P. F., Silva Jr., L. C. M., *Análise do desgaste no torneamento de compósitos carbono-carbono (C/C) com ferramentas de metal duro*, IX CREEM (Congresso Nacional de Estudantes de Engenharia de Fabricação), Itajubá-MG, 2002 .
- Olim, J.S.S, *Geração e Distribuição de Calor no Torneamento de Compósitos C/C*, Relatório Final de Projeto de Iniciação Científica e Tecnológica, FAPEMIG, 2002.
- Otani, Satika, *Estudo da influência das características dos piches de alcatrão de hulha na obtenção de compósitos carbono/carbono*. São Paulo: Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 1996, 185 p. Tese (Doutorado)
- Özsisik, M. N., *Transferência de Calor – Um texto Básico*, Editora Guanabara, 1990.
- Pardini, L.C., *Structure and properties of SiC modified carbon reinforced carbon composite*. University of Bath, UK, 1994. Ph.D. Thesis.
- Sandvik Coromant, *Ferramentas para Tornear*. Catálogo Técnico C-1000-7, 2000-2001.
- Santhanakrishnan, G., Krishnamurthy, R., Malhotra, S. K., "Preliminary investigations on machining of advanced fibrous composites. Advanced materials: Performance Through Technology Insertion", Anaheim, USA, May 1993, v.38.II, p.1700-1709.
- Savage, G. - Carbon-carbon composites. London: Chapman & Hall, 1993.
- Shehaan, James E., *Oxidation-resistant carbon composites*. Composites, Engineered Materials Handbook, Ohio: ASM International, 1987, v.1, p.920-921.

Stemmer, Caspar E., Ferramentas de corte. Florianópolis: UFSC, 3a Edição, 1989.

Tieu, A. K., Fang, X. D., Zhang, D., *FE Analysis of Cutting Tool Temperature Field with Adhering Layer Formation*, *Wear*, 1998, p. 252-258.

Thomas, C.R. - Essentials of carbon/carbon composites. Cambridge: The Royal Society Chemistry, 1993.

Trent, E. M., Metal cutting, 2nd Edition, Butterworths, 1984, 245p.

Bibliografia Complementar

Al-Queresh, H. A., Composite Materials: Fabrication and Analysis. São José dos Campos: ITA – Instituto Tecnológico de Aeronáutica, 1983.

Bert, C.W., Birman, V. e Hui, D., Composite materials and structures, The American Society of Mechanical Engineers, New Orleans, 1993, 512p.

Brookes, K. J. A., World directory and handbook of hardmetals, International Carbide Data, Fifth Edition, 1993, 130p.

Chao, B. T., Li, H. L., Trigger, K. J., An Experimental Investigation of Temperature Distribution at Tool-Flank Surface, *Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME*, November, 1961, p. 496-504.

Chu, T. H., Wallbank, J., Determination of the Temperature of a Machined Surface, *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME*, May, Vol. 120, 1998, p. 259-263.

Diniz, Anselmo E., Coppini, N.L., et al., Tecnologia da usinagem dos materiais, Editora MM, 1999.

- Gonçalves, A., Análise experimental da estabilidade e resistência de cilindros de carbono-epoxi submetidos à cargas compressivas uniaxiais, São José dos Campos: ITA – Instituto Tecnológico de Aeronáutica, 1997, 85p. (Dissertação de Mestrado).
- Groover, M. P., Kane, G. E., A Continuing Study in the Determination of Temperatures in Metal Cutting Using Remote Thermocouples, Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME, May, 1971, p 603-608.
- Jortner, J., Macroporosity and interface cracking in multidirectional carbon-carbon. Carbon, v.24 (5), p.603-613, 1986.
- Machado, A.R., Silva, M.B., Usinagem dos metais. Apostila do curso de Pós-Graduação, UFU, Uberlândia-MG, 1994.
- Mills, B., Redford, A. H., Machinability of Engineering Materials, Applied Science Publishers LTD., Londres, 1983, p. 158 a 164.
- Komvopoulos, K., Erpenbeck, S. A., Finite Element Modeling of Orthogonal Metal Cutting, Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME, August, Vol. 113, 1991, p. 253-267.
- Radulescu, R., Kapoor, S. G., An Analytical Model for Prediction of Tool Temperature Fields during Continuous and Interrupted Cutting, Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME, May, Vol. 116, 1994, p. 135- 143.
- Saxena, U. K., Devries, M. F., Wu, M. S., Drill Temperature Distributions by Numerical Solutions, Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME, November, 1971, p. 1057-1066.
- Shackelford, James F., Introduction to materials science for engineers, 4th ed.. New Jersey, 1996, 670p.

- Shih, A. J., Finite Element Simulation of Orthogonal Metal Cutting, *Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME*, February, Vol. 117, 1995, p. 84-93.
- Stephenson, D. A., An Inverse Method for Investigating Deformation Zone Temperatures in Metal Cutting, *Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME*, May, Vol. 113, 1991, p. 129-136.
- Stephenson, D. A., Ali, A., Tool temperatures in Interrupted Metal Cutting, *Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME*, May, Vol. 114, 1992, p. 127-136.
- Stephenson, D.A., Jen, T. C., Lavine, A. S., Cutting tool temperatures in Contour Turning: Transient Analysis and Experimental Verification, *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME*, November, Vol. 119, 1997, p. 494-501.
- Stevenson, M. G., Wright, P. K., Chow, J. G., Further Developments in Applying the Finite Element Method to the Calculation of Temperature Distributions in Machining and Comparisons with Experiment, *Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME*, August, Vol. 105, 1983, p. 149-154.
- Strenkowski, J. S., Carroll, J. T., A Finite Element Model of Orthogonal Metal Cutting, *Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME*, November, Vol. 107, 1985, p. 349-354.
- Wang, K. K., Tsao, K. C., Wu, S. M., Investigation of Face-Milling Tool Temperatures by Simulation Techniques, *Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME*, August, 1969, p. 772-780.
- Wang, K. K., Wu, S. M., Iwata, K., Temperature Responses and Experimental Errors For Multitooth Milling Cutters, *Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME*, May, 1968, p. 353-359.
- Wright, P. K., McCormick, S. P., Miller, T. R., Effect of Rake Face Design on Cutting Tool Temperature Distributions, *Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME*, May, Vol. 102, 1980, p. 123-128.

Wu, S. M., Meyer, R. N., Cutting-Tool Temperature-Predicting Equation by Response-Surface Methodology, Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME, May, 1964, p. 150-156.

Zhang, B., Bagchi, A., Finite Element Simulation of Chip Formation and Comparison with Machining Experiment, Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME, August, Vol. 116, 1994, p. 289-297.

Zheng, G., Don Hua, J., The microstructure of 3D carbon-carbon composites. 16th Biennial Conference on carbon. California, 1983, p.507-508.