



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM  
ENGENHARIA MECÂNICA**

**FRESAMENTO DO AÇO VHSUPER NOS  
ESTADOS RECOZIDO E TEMPERADO  
COM METAL DURO E CERMET**

**JOSÉ LUIZ SILVA RIBEIRO**

**BELO HORIZONTE, 27 DE AGOSTO DE 2007**

**JOSÉ LUIZ SILVA RIBEIRO**

**FRESAMENTO DO AÇO VHSUPER NOS  
ESTADOS RECOZIDO E TEMPERADO  
COM METAL DURO E CERMET**

Tese apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Processos de fabricação

Orientador: Prof. Dr. Alexandre Mendes Abrão

Universidade Federal de Minas Gerais

Belo Horizonte  
Escola de Engenharia da UFMG  
2007



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS**  
**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

Av. Antônio Carlos, 6627 - Pampulha - 31.270-901 - Belo Horizonte - MG

Tel.: +55 31 3499-5145 - Fax.: +55 31 3443-3783

www.demec.ufmg.br - E-mail: cpgeom@demec.ufmg.br

**FRESAMENTO DO AÇO VHSUPER NOS  
ESTADOS RECOZIDO E TEMPERADO  
COM METAL DURO E CERMET**

**JOSÉ LUIZ SILVA RIBEIRO**

Tese defendida e aprovada em 27 de agosto de 2007, pela Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de **“Doutor em Engenharia Mecânica”**, na área de concentração de **“Processos de Fabricação”**.

---

Prof. Dr. Alexandre Mendes Abrão – Universidade Federal de Minas Gerais  
Orientador

---

Prof. Dr. Álisson Rocha Machado – Universidade Federal de Uberlândia  
Examinador Externo

---

Prof. Dr. Wisley Falco Sales – Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais  
Examinador Externo

---

Prof. Dr. Juan Carlos Campos Rúbio – Universidade Federal de Minas Gerais  
Examinador

---

Prof. Dr. Paulo César Matos Rodrigues – Universidade Federal de Minas Gerais  
Examinador

---

Prof. Dr. Antônio Eustáquio de Melo Pertence – Universidade Federal de Minas Gerais  
Examinador

Dedico este trabalho a Cristina Nogueira Vieira

## **AGRADECIMENTOS**

A

Universidade Federal de Minas Gerais, seu corpo docente e em especial ao meu orientador o Prof. Dr. Alexandre Mendes Abrão.

A Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais pela cessão do laboratório de processos de fabricação, pela concessão do auxílio financeiro sob a forma de carga horária, ao Prof. Dr. Wisley Falco Sales, a Valéria Aparecida Gomes e aos técnicos do Laboratório de Processos de Fabricação, em especial ao técnico Carlos Eduardo dos Santos.

A Rede de Materiais para Usinabilidade Melhorada – REMAUSME, do Conselho Nacional de Pesquisa Científica e Tecnológica – CNPQ.

A Villares Metals, Eng. Celso Antônio Barbosa e Eng. Rafael Agnelli Mesquita.

A Sandvik Coromant, Sr. Aldeci Santos.

A Traterminas Tratamento Térmico Ltda., Sr. Daniel de Miranda Cota.

A Cemig, Sr. Herbert Geovane de Carvalho.

Ao Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear – CDTN, Sr. Eduardo Antônio de Carvalho.

Aos alunos de graduação da UFMG, Nilton Cláudio da Silva Santos, Leonardo Passos Brandão e Steve Balbino Diniz e o colega de pós-graduação Dr. Paulo Eustáquio de Faria.

A todos aqueles que colaboraram na execução deste trabalho.

Meus sinceros agradecimentos.

“Que belo tema de disputa sofística tu nos trazes, Menon; é a teoria segundo a qual não se pode procurar nem o que se conhece, nem o que não se conhece”.

“O que se conhece porque, conhecendo-o, não se tem necessidade de procurá-lo; o que não se conhece, porque não se sabe o que se deve procurar.”

Platão

## SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	x
LISTA DE TABELAS	xxiii
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS	xxv
LISTA DE ABREVIATURAS DE COMPOSTOS QUÍMICOS	xxvii
NOMENCLATURA	xxix
RESUMO	xxxii
ABSTRACT	xxxiii
1 INTRODUÇÃO	1
2 OBJETIVOS	3
2.1 Objetivos Específicos	3
3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
3.1 Aços-ferramenta	5
3.1.1 Aços-rápidos	6
3.1.2 Aços para moldes e matrizes	7
3.2 Tratamentos térmicos	13
3.3 Materiais para ferramenta de corte	17
3.3.1 Ferramentas de aço-rápido	19
3.3.2 Ferramentas de metal duro	25
3.3.3 Ferramentas cerâmicas	31
3.3.4 Ferramentas cermet	34
3.3.5 Ferramentas de diamante	36
3.3.6 Ferramentas de nitreto cúbico de boro	37
3.4 Fresamento de moldes e matrizes	40
3.4.1 Usinagem à alta velocidade	44

3.5	Vida e desgaste de ferramentas no fresamento	48
3.5.1	Medição do desgaste de ferramentas	52
3.5.2	Mecanismos de desgaste	53
3.6	Qualidade de superfícies fresadas	55
3.6.1	Sistemas de medição da rugosidade	57
3.6.2	Relação entre parâmetros de usinagem e acabamento superficial	60
3.7	Forças de usinagem	62
3.7.1	Forças de fresamento	62
3.8	Temperatura de usinagem	66
3.8.1	Método de medição pelo método calorimétrico	70
3.8.2	Método do termopar peça-ferramenta	70
3.8.3	Método do termopar embutido	71
3.8.4	Método do termopar monofilar	72
3.8.5	Método do retículo de difração de Bragg	72
3.8.6	Método do filme obtido por deposição física de vapor	73
3.8.7	Método da aplicação de pós-químicos	74
3.8.8	Método de captação de radiação infravermelha	74
3.8.9	Método dos vernizes termosensíveis e lápis indicadores de temperatura	75
3.8.10	Método da alteração de dureza e microestrutura em aços ferramenta	76
4	PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	79
4.1	Materiais e equipamentos	79
4.1.1	Material dos corpos de prova	79
4.1.2	Ferramentas de corte	80
4.1.3	Equipamentos utilizados	83

4.2	Metodologia	88
4.2.1	Aço VHSUPER recozido	88
4.2.2	Aço VHSUPER temperado	94
5	RESULTADOS E DISCUSSÃO	96
5.1	Aço VHSUPER recozido	96
5.1.1	Vida de ferramentas	97
5.1.2	Mecanismos de desgaste	107
5.1.3	Rugosidade da superfície fresada	114
5.1.4	Forças de usinagem	123
5.1.5	Desvios dimensionais e geométricos	130
5.1.6	Discussão dos resultados	134
5.2	Aço VHSUPER temperado	138
5.2.1	Vida de ferramentas	138
5.2.2	Mecanismos de desgaste	150
5.2.3	Rugosidade da superfície fresada	157
5.2.4	Forças de usinagem	161
5.2.5	Temperatura de fresamento	171
5.2.6	Otimização dos parâmetros de corte	182
5.2.7	Desvios dimensionais e geométricos	186
5.2.8	Discussão dos resultados	189
6	CONCLUSÃO	194
7	PROPOSTA DE CONTINUIDADE	199
8	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	200

## LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1 – Curva de revenido do aço VHSUPER.	17
Figura 3.2 – Principais tipos percursos de usinagem. (a) compensação em hélice, (b) varredura de direção alternada e (c) varredura unidirecional.	42
Figura 3.3 – Posição relativa entre a ferramenta e a peça no contato inicial. a) $a_e = 1/4 D_c$ b) $a_e = 1/2 D_c$ c) $a_e = 3/4 D_c$ d) $a_e = 3/4 D_c$ em detalhe.	50
Figura 3.4 – Desgaste uniforme de flanco, conforme ISO 8688-1 (1989).	52
Figura 3.5 – Rugosidade $R_t$ – distância entre pico mais elevado e vale mais profundo.	59
Figura 3.6 – Rugosidade $R_z$ – média entre as rugosidades parciais – $Z_i$ de cada comprimento de amostragem – $l_e$ .	60
Figura 3.7 – Componentes das forças de usinagem nos processos de fresamento.	63
Figura 3.8 – Regiões de geração de calor em usinagem.	68
Figura 3.9 – Método do termopar peça-ferramenta.	70
Figura 4.1 – Centro de Usinagem Romi Discovery 560 com comando Siemens 810D.	83
Figura 4.2 – Microscópio óptico Askania GSZ 2T, com micrômetro de resolução centesimal.	84
Figura 4.3 – Corpo de prova montado sobre o dinamômetro Kistler, modelo 9257 BA.	85
Figura 4.4 – Computador AMD K6 com placa de aquisição e software Dynoware.	85
Figura 4.5 – Microscópio eletrônico de varredura JEOL JSM-5310.	86
Figura 4.6 – Câmara termográfica ThermoCAM™ P20 – Flir Systems.	86
Figura 4.7 – Câmara termográfica Agema.	87
Figura 4.8 – Máquina de medição por coordenadas, Tesa Micro-Hite 3D.	88
Figura 4.9 – Geometria da ferramenta em relação à peça.	90
Figura 4.10 – Modelo com cavidade retangular, circular e ressalto externo.	92

Figura 4.11 – Desenho do modelo utilizado no fresamento de cavidades.	93
Figura 5.1 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de $v_c$ ( $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC1025.	98
Figura 5.2 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de $v_c$ ( $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC1025.	98
Figura 5.3 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de $v_c$ ( $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ). Pastilhas classe CT530.	99
Figura 5.4 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de $v_c$ ( $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC4040.	99
Figura 5.5 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de $f_z$ ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC1025.	101
Figura 5.6 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de $f_z$ ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ). Pastilhas classe CT530.	102
Figura 5.7 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de $f_z$ ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC4040.	102
Figura 5.8 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes classes de pastilha. ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ e $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).	103
Figura 5.9 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes classes de pastilha. ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ e $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).	103
Figura 5.10 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes classes de pastilha. ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ e $f_z = 0,25 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).	104
Figura 5.11 – Comprimento linear fresado em função da velocidade de corte para as três classes de pastilhas testadas ( $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).	104
Figura 5.12 – Comprimento linear fresado em função do avanço por aresta para as três classes de pastilhas testadas ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ).	105
Figura 5.13 – Tempo total de contato em função da velocidade de corte para as três	

classes de pastilhas testadas ( $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).	106
Figura 5.14 – Tempo total de contato em função do avanço por aresta para as três classes de pastilhas testadas ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ).	106
Figura 5.15 – Fotografia da pastilha GC1025 ( $v_c = 440 \text{ m.min}^{-1}$ , $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ , $L = 21,5 \text{ m}$ ).	107
Figura 5.16 – Fotografia da pastilha GC1025 ( $v_c = 440 \text{ m.min}^{-1}$ , $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ , $L = 21,5 \text{ m}$ ).	108
Figura 5.17 – Fotografia da pastilha GC1025 ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ , $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ , $L = 40,9 \text{ m}$ ).	108
Figura 5.18 – Fotografia da pastilha GC1025 ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ , $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ , $L = 40,9 \text{ m}$ ).	109
Figura 5.19 – Fotografia da pastilha GC1025 ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ , $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ , $L = 28,0 \text{ m}$ ).	109
Figura 5.20 – Fotografia da pastilha CT530 ( $v_c = 440 \text{ m.min}^{-1}$ , $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ , $L = 43,0 \text{ m}$ ).	110
Figura 5.21 – Fotografia da pastilha CT530 ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ , $f_z = 0,25 \text{ mm.rev}^{-1}$ , $L = 102,5 \text{ m}$ ).	110
Figura 5.22 – Fotografia da pastilha CT530 ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ , $f_z = 0,25 \text{ mm.rev}^{-1}$ , $L = 102,5 \text{ m}$ ).	111
Figura 5.23 – Fotografia da pastilha GC4040 ( $v_c = 440 \text{ m.min}^{-1}$ , $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ , $L = 47,2 \text{ m}$ ).	111
Figura 5.24 – Fotografia da pastilha GC4040 ( $v_c = 440 \text{ m.min}^{-1}$ , $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ , $L = 47,2 \text{ m}$ ).	112
Figura 5.25 – Fotografia da pastilha GC4040 ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ , $f_z = 0,25 \text{ mm.rev}^{-1}$ , $L = 114,7 \text{ m}$ ).	112
Figura 5.26 – Fotografia da pastilha GC4040 ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ , $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,	

$L = 75,3 \text{ m}$ ).	113
Figura 5.27 – Evolução da rugosidade $R_t$ , $R_z$ e $R_a$ ( $\mu\text{m}$ ) com uso de pastilhas da classe GC4040 em função de $L$ (m) para $v_c = 370 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ e $f_z = 0,20 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ .	114
Figura 5.28 – Evolução da rugosidade $R_z$ ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes velocidade de corte em função de $L$ (m) utilizando a classe GC1025 com $f_z = 0,15 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ .	115
Figura 5.29 – Evolução da rugosidade $R_z$ ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes velocidade de corte em função de $L$ (m) utilizando a classe CT530 com $f_z = 0,15 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ .	115
Figura 5.30 – Evolução da rugosidade $R_z$ ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes velocidade de corte em função de $L$ (m) utilizando a classe GC4040 com $f_z = 0,15 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ .	116
Figura 5.31 – Rugosidade obtida no início e no fim de vida de ferramenta para as três velocidades de corte ( $\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ ) avaliadas para a classe GC4040 com $f_z = 0,15 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ .	116
Figura 5.32 – Evolução da rugosidade $R_z$ ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes avanços em função de $L$ (m) utilizando a classe GC1025 e $v_c = 370 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ .	117
Figura 5.33 – Evolução da rugosidade $R_z$ ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes avanços em função de $L$ (m) utilizando a classe CT530 e $v_c = 370 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ .	117
Figura 5.34 – Evolução da rugosidade $R_z$ ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes avanços em função de $L$ (m) utilizando a classe GC4040 e $v_c = 370 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ .	118
Figura 5.35 – Rugosidade obtida no início e no fim de vida de ferramenta para cada avanço ( $\text{mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ ) avaliado para a classe CT530 com $v_c = 370 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ .	118
Figura 5.36 – Rugosidade obtida no início e no fim de vida de ferramenta para cada avanço ( $\text{mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ ) avaliado para a classe GC4040 com $v_c = 370 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ .	119
Figura 5.37 – Evolução da rugosidade $R_z$ ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes classes de ferramenta em função de $L$ (m), empregando $f_z = 0,15 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ e $v_c = 370 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ .	119
Figura 5.38 – Evolução da rugosidade $R_z$ ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes classes de ferramenta	

- em função de  $L$  (m), empregando  $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$  e  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ . 120
- Figura 5.39 – Evolução da rugosidade  $R_z$  ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes classes de ferramenta em função de  $L$  (m), empregando  $f_z = 0,25 \text{ mm.rev}^{-1}$  e  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ . 120
- Figura 5.40 – Rugosidade obtida no início e no fim de vida de ferramenta para as três classes de pastilhas avaliadas com  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ . 121
- Figura 5.41 – Rugosidade obtida no início e no fim de vida de ferramenta para as três classes de pastilhas avaliadas com  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ . 121
- Figura 5.42 – Rugosidade obtida no início e no fim de vida de ferramenta para as classes CT530 e GC4040 avaliadas com  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,25 \text{ mm.rev}^{-1}$ . 121
- Figura 5.43 – Comparação da rugosidade obtida ao longo da vida das ferramentas das classes CT530, GC4040 e GC1025, avaliadas com  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ , variando-se o avanço por aresta ( $\text{mm.rev}^{-1}$ ). 122
- Figura 5.44 – Forças de usinagem (N) em função do tempo (s). Pastilha da classe GC4040 ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,25 \text{ mm.rev}^{-1}$ ). 123
- Figura 5.45 – Decomposição das forças de fresamento nos eixos cartesianos. 124
- Figura 5.46 – Força de usinagem  $F_x$  em função da velocidade de corte para as três classes de pastilhas testadas (CT530 e GC4040 -  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$  e GC1025 -  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ). 125
- Figura 5.47 – Força de usinagem  $F_y$  em função da velocidade de corte para as três classes de pastilhas testadas (CT530 e GC4040 -  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$  e GC1025 -  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ). 125
- Figura 5.48 – Força de usinagem  $F_z$  em função da velocidade de corte para as três classes de pastilhas testadas (CT530 e GC4040 -  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$  e GC1025 -  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ). 126
- Figura 5.49 – Força de usinagem  $F_x$  em função do avanço por aresta para as três classes de pastilha testadas ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ). 127

Figura 5.50 – Força de usinagem $F_y$ em função do avanço por aresta para as três classes de pastilha testadas ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ).	127
Figura 5.51 – Força de usinagem $F_z$ em função do avanço por aresta para as três classes de pastilha testadas ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ).	128
Figura 5.52 – Força de usinagem $F_x$ em função da classe de pastilha avaliada, para os avanços por aresta $f_z = 0,15$ e $0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ).	128
Figura 5.53 – Força de usinagem $F_y$ em função da classe de pastilha avaliada, para os avanços por aresta $f_z = 0,15$ e $0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ).	129
Figura 5.54 – Força de usinagem $F_z$ em função da classe de pastilha avaliada, para os avanços por aresta $f_z = 0,15$ e $0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ).	129
Figura 5.55 – Corpo de prova em polipropileno utilizado no teste de fresamento de cavidades sobre a base da máquina de medição por coordenadas.	130
Figura 5.56 – Variação dimensional dos planos verticais $B \times B'$ e $C \times C'$ ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ).	131
Figura 5.57 – Variação dimensional no diâmetro da cavidade circular e na maior dimensão da cavidade retangular ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ).	132
Figura 5.58 – Variação de circularidade nos arcos de raio 30 mm ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ).	133
Figura 5.59 – Variação de cilindricidade na cavidade circular $\varnothing 70 \text{ mm}$ ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ).	133
Figura 5.60 – Variação de paralelismo das faces $BB'$ , $CC'$ , $DD'$ e $EE'$ ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ).	134
Figura 5.61 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de $f_z$ ( $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC1025.	140
Figura 5.62 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de $f_z$ ( $v_c = 200 \text{ m.min}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC1025.	140
Figura 5.63 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado,	

para diferentes valores de $f_z$ ( $v_c = 280 \text{ m.min}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC1025.	140
Figura 5.64 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de $v_c$ ( $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC1025.	141
Figura 5.65 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de $v_c$ ( $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC1025.	141
Figura 5.66 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de $v_c$ ( $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC1025.	141
Figura 5.67 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de $f_z$ ( $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ ). Pastilhas classe CT530.	142
Figura 5.68 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de $f_z$ ( $v_c = 200 \text{ m.min}^{-1}$ ). Pastilhas classe CT530.	142
Figura 5.69 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de $f_z$ ( $v_c = 280 \text{ m.min}^{-1}$ ). Pastilhas classe CT530.	142
Figura 5.70 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de $v_c$ ( $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ). Pastilhas classe CT530.	143
Figura 5.71 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de $v_c$ ( $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ). Pastilhas classe CT530.	143
Figura 5.72 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de $v_c$ ( $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ ). Pastilhas classe CT530.	144
Figura 5.73 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de $f_z$ ( $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC4040.	144
Figura 5.74 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de $f_z$ ( $v_c = 200 \text{ m.min}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC4040.	145
Figura 5.75 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de $f_z$ ( $v_c = 280 \text{ m.min}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC4040.	145
Figura 5.76 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado,	

para diferentes valores de $v_c$ ( $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC4040.	146
Figura 5.77 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de $v_c$ ( $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC4040.	146
Figura 5.78 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de $v_c$ ( $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC4040.	146
Figura 5.79 – Comprimento linear fresado em função da velocidade de corte para as três classes de pastilhas testadas ( $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).	147
Figura 5.80 – Comprimento linear fresado em função do avanço por aresta para as três classes de pastilhas testadas ( $v_c = 200 \text{ m.min}^{-1}$ ).	147
Figura 5.81 – Tempo total de contato em função da velocidade de corte para as três classes de pastilhas testadas ( $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).	148
Figura 5.82 – Tempo total de contato em função do avanço por aresta para as três classes de pastilhas testadas ( $v_c = 200 \text{ m.min}^{-1}$ ).	149
Figura 5.83 – Fotografia da pastilha GC1025 ( $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ , $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ , $L = 73,9 \text{ m}$ ).	150
Figura 5.84 – Fotografia da pastilha GC1025 ( $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ , $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ , $L = 73,9 \text{ m}$ ).	151
Figura 5.85 – Fotografia da pastilha CT530 ( $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ , $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ , $L = 42,7 \text{ m}$ ).	151
Figura 5.86 – Fotografia da pastilha GC4040 ( $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ , $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ , $L = 13,4 \text{ m}$ ).	152
Figura 5.87 – Fotografia da pastilha GC1025 ( $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ , $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ , $L = 85,7 \text{ m}$ ).	153
Figura 5.88 – Fotografia da pastilha CT530 ( $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ , $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ , $L = 44,8 \text{ m}$ ).	153
Figura 5.89 – Fotografia da pastilha GC4040 ( $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ , $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,	

L = 14,1 m).	154
Figura 5.90 – Fotografia da pastilha GC1025 ( $v_c = 280 \text{ m.min}^{-1}$ , $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,	
L = 13,4 m).	155
Figura 5.91 – Fotografia da pastilha GC1025 ( $v_c = 280 \text{ m.min}^{-1}$ , $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,	
L = 13,4 m).	155
Figura 5.92 – Fotografia da pastilha CT530 ( $v_c = 280 \text{ m.min}^{-1}$ , $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,	
L = 5,8 m).	156
Figura 5.93 – Fotografia da pastilha GC4040 ( $v_c = 280 \text{ m.min}^{-1}$ , $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,	
L = 4,2 m).	156
Figura 5.94 – Evolução da rugosidade $R_z$ ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes avanços em função de	
L (m) utilizando a classe GC1025 e $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ .	157
Figura 5.95 – Evolução da rugosidade $R_z$ ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes avanços em função de	
L (m) utilizando a classe CT530 e $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ .	157
Figura 5.96 – Evolução da rugosidade $R_z$ ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes avanços em função de	
L (m) utilizando a classe GC4040 e $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ .	158
Figura 5.97 – Evolução da rugosidade $R_z$ ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes avanços em função de	
L (m) utilizando a classe GC1025 e $v_c = 200 \text{ m.min}^{-1}$ .	158
Figura 5.98 – Evolução da rugosidade $R_z$ ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes avanços em função de	
L (m) utilizando a classe CT530 e $v_c = 200 \text{ m.min}^{-1}$ .	159
Figura 5.99 – Evolução da rugosidade $R_z$ ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes avanços em função de	
L (m) utilizando a classe GC4040 e $v_c = 200 \text{ m.min}^{-1}$ .	159
Figura 5.100 – Efeito do avanço e velocidade de corte sobre a rugosidade $R_z$ (GC1025)	160
Figura 5.101 – Efeito do avanço e velocidade de corte sobre a rugosidade $R_z$ (CT530)	160
Figura 5.102 – Efeito do avanço e velocidade de corte sobre a rugosidade $R_z$ (GC4040)	160
Figura 5.103 – Força de usinagem $F_x$ em função do avanço por aresta para as três	

velocidades de corte empregadas (GC1025).	163
Figura 5.104 – Força de usinagem $F_x$ em função do avanço por aresta para as três velocidades de corte empregadas (CT530).	163
Figura 5.105 – Força de usinagem $F_x$ em função do avanço por aresta para as três velocidades de corte empregadas (GC4040).	163
Figura 5.106 – Força de usinagem $F_y$ em função do avanço por aresta para as três velocidades de corte empregadas (GC1025).	164
Figura 5.107 – Força de usinagem $F_y$ em função do avanço por aresta para as três velocidades de corte empregadas (CT530).	164
Figura 5.108 – Força de usinagem $F_y$ em função do avanço por aresta para as três velocidades de corte empregadas (GC4040).	164
Figura 5.109 – Força de usinagem $F_z$ em função do avanço por aresta para as três velocidades de corte empregadas (GC1025).	165
Figura 5.110 – Força de usinagem $F_z$ em função do avanço por aresta para as três velocidades de corte empregadas (CT530).	165
Figura 5.111 – Força de usinagem $F_z$ em função do avanço por aresta para as três velocidades de corte empregadas (GC4040).	166
Figura 5.112 – Força de usinagem $F_x$ em função da velocidade de corte para os três avanços por aresta empregados (GC1025).	166
Figura 5.113 – Força de usinagem $F_x$ em função da velocidade de corte para os três avanços por aresta empregados (CT530).	167
Figura 5.114 – Força de usinagem $F_x$ em função da velocidade de corte para os três avanços por aresta empregados (GC4040).	167
Figura 5.115 – Força de usinagem $F_y$ em função da velocidade de corte para os três avanços por aresta empregados (GC1025).	167
Figura 5.116 – Força de usinagem $F_y$ em função da velocidade de corte para os três	

avanços por aresta empregados (CT530).	168
Figura 5.117 – Força de usinagem $F_y$ em função da velocidade de corte para os três avanços por aresta empregados (GC4040).	168
Figura 5.118 – Força de usinagem $F_z$ em função da velocidade de corte para os três avanços por aresta empregados (GC1025).	169
Figura 5.119 – Força de usinagem $F_z$ em função da velocidade de corte para os três avanços por aresta empregados (CT530).	169
Figura 5.120 – Força de usinagem $F_z$ em função da velocidade de corte para os três avanços por aresta empregados (GC4040).	170
Figura 5.121 – Vista superior do sistema de medição de temperatura.	171
Figura 5.122 – Termografia obtida com a câmara Agema Flir Systems.	172
Figura 5.123 – Termografia obtida com a câmara ThermaCAM <sup>TM</sup> P20.	172
Figura 5.124 – Temperatura em função do avanço por aresta (GC1025 – $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ ).	174
Figura 5.125 – Temperatura em função do avanço por aresta (GC1025 – $v_c = 200 \text{ m.min}^{-1}$ ).	174
Figura 5.126 – Temperatura em função do avanço por aresta (GC1025 – $v_c = 280 \text{ m.min}^{-1}$ ).	175
Figura 5.127 – Temperatura em função do avanço por aresta (CT530 – $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ ).	175
Figura 5.128 – Temperatura em função do avanço por aresta (CT530 – $v_c = 200 \text{ m.min}^{-1}$ ).	176
Figura 5.129 – Temperatura em função do avanço por aresta (CT530 – $v_c = 280 \text{ m.min}^{-1}$ ).	176
Figura 5.130 – Temperatura em função do avanço por aresta (CT530 – $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ ). Ferramenta em final de vida – $VB_1 > 0,50 \text{ mm}$ .	176

Figura 5.131 – Temperatura em função do avanço por aresta (GC4040 – $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ ).	177
Figura 5.132 – Temperatura em função do avanço por aresta (GC4040 – $v_c = 200 \text{ m.min}^{-1}$ ).	177
Figura 5.133 – Temperatura em função do avanço por aresta (GC4040 – $v_c = 280 \text{ m.min}^{-1}$ ).	177
Figura 5.134 – Temperatura em função da velocidade de corte (GC1025 – $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).	178
Figura 5.135 – Temperatura em função da velocidade de corte (GC1025 – $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).	178
Figura 5.136 – Temperatura em função da velocidade de corte (GC1025 – $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).	178
Figura 5.137 – Temperatura em função da velocidade de corte (CT530 – $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).	179
Figura 5.138 – Temperatura em função da velocidade de corte (CT530 – $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).	179
Figura 5.139 – Temperatura em função da velocidade de corte (CT530 – $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).	179
Figura 5.140 – Temperatura em função da velocidade de corte (CT530 – $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ). Ferramenta em final de vida – $VB1 > 0,50 \text{ mm}$ .	180
Figura 5.141 – Temperatura em função da velocidade de corte (GC4040 – $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).	180
Figura 5.142 – Temperatura em função da velocidade de corte (GC4040 – $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).	181
Figura 5.143 – Temperatura em função da velocidade de corte (GC4040 – $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).	181

Figura 5.144 – Otimização da $v_c$ e $f_z$ para a ferramenta da classe GC1025.	184
Figura 5.145 – Otimização da $v_c$ e $f_z$ para a ferramenta da classe CT530.	185
Figura 5.146 – Variação dimensional dos planos verticais B x B' e C x C' ( $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).	186
Figura 5.147 – Variação dimensional no diâmetro da cavidade circular, no comprimento e na largura da cavidade retangular ( $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).	187
Figura 5.148 – Variação de circularidade nos arcos de raio 30 mm ( $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).	188
Figura 5.149 – Variação de cilindricidade na cavidade circular $\varnothing 70 \text{ mm}$ ( $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).	188
Figura 5.150 – Variação de paralelismo das faces BB', CC', DD' e EE' ( $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).	189

## LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1	Faixa de composição química do aço ligado ASTM A 681 - AISI H13.	9
Tabela 3.2	Propriedades mecânicas típicas do aço AISI H13 à temperatura ambiente.	9
Tabela 3.3	Propriedades de impacto longitudinal de barras de aço AISI H13, revenidas a diferentes temperaturas.	10
Tabela 3.4	Ductilidade à fratura longitudinal do aço AISI H13.	10
Tabela 3.5	Composição química do aço Ligado ASTM A 681 – D2.	12
Tabela 3.6	Principais propriedades dos revestimentos TiN, TiCN e TiAlN.	24
Tabela 3.7	Propriedades físicas de revestimentos de ferramentas de usinagem.	30
Tabela 3.8	Comparação de propriedades físicas do cermet (TiC) com o metal duro (WC).	35
Tabela 3.9	Comparação de propriedades físicas e características mecânicas de materiais utilizados em ferramentas de usinagem.	39
Tabela 3.10	Pontos de fusão e pureza de materiais utilizados em filmes PVD.	74
Tabela 4.1	Principais elementos químicos do aço VHSUPER – Similar DIN 1.2367.	79
Tabela 4.2	Ferramentas SANDVIK COROMANT utilizadas nos testes.	82
Tabela 4.3	Condições de corte recomendadas pelo catálogo do fabricante para aços recozidos.	82
Tabela 4.4	Condições de corte recomendadas pelo catálogo do fabricante para aços temperados.	83
Tabela 4.5	Condições de corte utilizadas no teste de vida do material recozido.	89
Tabela 4.6	Parâmetros de corte utilizados no fresamento do aço recozido.	93
Tabela 4.7	Condições de corte utilizadas no teste de vida do material temperado.	94

Tabela 4.8	Parâmetros de corte utilizados no fresamento do aço temperado.	95
Tabela 5.1	Comprimento linear fresado obtido para cada parâmetro de usinagem e cada classe de pastilha.	97
Tabela 5.2	Forças de usinagem no fresamento do aço VHSUPER recozido.	124
Tabela 5.3	Comprimento linear fresado obtido para cada parâmetro de usinagem e cada classe de pastilha.	139
Tabela 5.4	Forças de usinagem no fresamento do aço VHSUPER temperado.	162
Tabela 5.5	Temperatura de fresamento do aço VHSUPER temperado.	173
Tabela 5.6	Parâmetros de corte e tempo de usinagem dos corpos de prova.	182

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	American Iron and Steel Institute
APC	Aresta Postiça de Corte
ASM	American Society for Metals
ASTM	American Society for Testing and Materials
CAD	Computer Aided Design
CAM	Computer Aided Manufacturing
CEFET MG	Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais
CEMIG	Companhia Energética de Minas Gerais
CDTN	Centro de Desenvolvimento da Energia Nuclear
CNC	Controle Numérico Computadorizado
CNPQ	Conselho Nacional de Pesquisa Científica e Tecnológica
CVD	Chemical Vapour Deposition
DIN	Deutsches Institut für Normung
HB	Dureza Brinell
HK	Dureza Knoop
HRC	Dureza Rockwell – Escala C
HSC	High Speed Cutting
HSM	High Speed Machining

HSS	High Speed Steel
HSS – PM	High Speed Steel – Powder Metallurgy
HV	Dureza Vickers
INDA	Instituto Nacional dos Distribuidores de Aço
ISO	International Organization for Standardization
MEV	Microscopia eletrônica de varredura
MQL	Mínima quantidade de lubrificante
MT – CVD	Medium Temperature Chemical Vapour Deposition
PA – CVD	Plasma Assisted Chemical Vapour Deposition
PTW	Institut für Produktionsmanagement, Technologie und Werkzeugmaschinen
PUC MINAS	Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais
PVD	Physical Vapour Deposition
REMAUSME	Rede de Materiais Avançados com Usinabilidade Melhorada
UFMG	Universidade Federal de Minas Gerais
UFSC	Universidade Federal de Santa Catarina
UFU	Universidade Federal de Uberlândia
USP	Universidade de São Paulo

## LISTA DE ABREVIATURAS DE COMPOSTOS QUÍMICOS

AlN	Nitreto de alumínio
AlCrN	Nitreto de cromo alumínio
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Óxido de alumínio
CBN	Cubic boron nitride
CH <sub>3</sub> CN	Acetonitrila
CrN	Nitreto de cromo
Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Óxido de cromo
MgO	Óxido de magnésio
MoS <sub>2</sub>	Bissulfeto de molibdênio
Mo <sub>2</sub> C	Carboneto de molibdênio
NbC	Carboneto de nióbio
NbN	Nitreto de nióbio
PCBN	Polycrystalline cubic boron nitride
PCD	Polycrystalline compact diamond
SiC	Carboneto de silício
SiO <sub>2</sub>	Óxido de silício
Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub>	Nitreto de silício
TaC	Carboneto de tântalo

TaN	Nitreto de tântalo
TiAlN	Nitreto de titânio alumínio
TiC	Carboneto de titânio
TiCN	Carbonitreto de titânio
TiN	Nitreto de titânio
TiO <sub>2</sub>	Óxido de titânio
VN	Nitreto de vanádio
WC	Carboneto de tungstênio
Y <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Óxido de ítrio
ZrO <sub>2</sub>	Óxido de zircônio

## NOMENCLATURA

### Letras Latinas

$A$	zona primária de cisalhamento	[adimensional]
$Am$	média aritmética das áreas acima e abaixo da linha média	$[\mu\text{m}^2]$
$B$	zona secundária de cisalhamento	[adimensional]
$C$	zona terciária de cisalhamento	[adimensional]
$a_e$	penetração de trabalho	[mm]
$a_p$	profundidade ou largura de usinagem	[mm]
$D_c$	diâmetro nominal de corte	[mm]
$D_e$	diâmetro efetivo de corte	[mm]
$f$	avanço de corte	$[\text{mm}\cdot\text{rev}^{-1}]$
$f_z$	avanço por aresta	$[\text{mm}\cdot\text{rev}^{-1}]$
$F_{ap}$	força de apoio	[N]
$F_c$	força de corte	[N]
$F_f$	força de avanço	[N]
$F_p$	força passiva ou de profundidade	[N]
$F_t$	força ativa	[N]
$F_u$	força de usinagem	[N]
$F_x$	força aplicada no eixo X	[N]
$F_y$	força aplicada no eixo Y	[N]
$F_z$	força aplicada no eixo Z	[N]
$h_{ex}$	espessura máxima de cavaco	[mm]
$iC$	diâmetro de pastilha	[mm]

<b><math>KT</math></b>	profundidade de cratera	[mm]
<b><math>KB</math></b>	largura de cratera	[mm]
<b><math>KM</math></b>	distância do centro da cratera à aresta de corte	[mm]
<b><math>l_e</math></b>	comprimento de amostragem ou “ <i>cut off</i> ”	[mm]
<b><math>l_m</math></b>	comprimento de medição	[mm]
<b><math>L</math></b>	comprimento linear fresado	[m]
<b><math>n</math></b>	revoluções por minuto	[rev.min <sup>-1</sup> ]
<b><math>r_n</math></b>	raio de ponta da ferramenta	[mm]
<b><math>R_a</math></b>	rugosidade média aritmética	[μm]
<b><math>R_t</math></b>	rugosidade total	[μm]
<b><math>R_z</math></b>	rugosidade média	[μm]
<b><math>T</math></b>	temperatura	[°C]
<b><math>t</math></b>	tempo	[min]
<b><math>V_B</math></b>	desgaste de flanco	[mm]
<b><math>VB1</math></b>	desgaste uniforme de flanco	[mm]
<b><math>V_{Bmax}</math></b>	largura máxima do desgaste de flanco	[mm]
<b><math>VB_N</math></b>	desgaste de entalhe máximo	[mm]
<b><math>VB_C</math></b>	desgaste de entalhe	[mm]
<b><math>v_c</math></b>	velocidade de corte	[m.min <sup>-1</sup> ]
<b><math>v_e</math></b>	velocidade efetiva de corte	[m.min <sup>-1</sup> ]
<b><math>v_f</math></b>	velocidade de avanço	[mm.min <sup>-1</sup> ]
<b><math>Z_i</math></b>	valor de rugosidade parcial	[μm]
<b><math>Z_n</math></b>	número de arestas da ferramenta	[adimensional]

## Letras Gregas

$\alpha$	forma estável da alumina	[adimensional]
$\alpha_0$	ângulo de folga	[graus]
$\varphi$	ângulo de direção de avanço	[graus]
$\gamma_0$	ângulo de saída	[graus]
$\eta$	rendimento	[adimensional]
$\sigma$	desvio padrão	[°C]
$\chi_r$	ângulo de posição	[graus]
$\chi'_r$	ângulo de posição da aresta secundária	[graus]

## RESUMO

O conceito de redução de custos em processos industriais tem sido continuamente desenvolvido para tornar as empresas cada vez mais competitivas. Na cadeia produtiva de matrizes e moldes esta preocupação não é diferente, uma vez que estes produtos necessitam de longos tempos de usinagem e polimento, consumindo de 60 a 80% dos custos finais de fabricação. Este trabalho tem como objetivo o estudo da influência de parâmetros de corte durante o fresamento frontal a seco do aço ferramenta VHSUPER nos estados recozido e temperado. Durante os testes foi avaliada a influência do substrato e revestimento das ferramentas, sendo uma de cermet e duas de metal duro revestido com TiCN + TiN e TiCN + TiN + Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, além da velocidade de corte ( $v_c$ ) e avanço por aresta ( $f_z$ ) sobre vida das ferramentas, mecanismos de desgaste, rugosidade da peça, forças de usinagem e desvios dimensionais e geométricos. No caso específico do aço temperado também foi investigada a temperatura de usinagem. Os resultados obtidos durante a usinagem do aço recozido indicaram que, dentro da faixa de parâmetros utilizada, a vida das ferramentas caiu com a elevação da velocidade de corte, porém aumentou com o avanço. Vida mais longa de ferramenta foi obtida com o metal duro revestido com TiCN + TiN + Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>. No caso do aço temperado, tanto o aumento da velocidade de corte quanto o aumento do avanço resultaram em diminuição da vida das ferramentas, sendo que o metal duro revestido com TiCN + TiN foi o que apresentou melhores resultados. Os principais mecanismos de desgaste observados foram: desgaste abrasivo, adesão e perda do revestimento para o aço recozido. Para o aço temperado ocorreu perda do revestimento por desgaste e lascamento nas ferramentas de metal duro e lascamento na ferramenta cermet. Nas duas condições de dureza do aço, as superfícies com melhor acabamento foram obtidas com valores de avanço mais baixos, sem influência expressiva da velocidade de corte ou do material da ferramenta. Na análise dos fatores que influenciam as forças de usinagem, o avanço foi o fator mais expressivo, entretanto, a velocidade de corte foi o fator de maior influência sobre a temperatura de fresamento. Finalmente, tolerâncias dimensionais e geométricas mais estreitas foram obtidas após o fresamento discordante do aço no estado temperado.

**Palavras Chaves:** *fresamento, aço ferramenta, metal duro revestido, cermet, forças de usinagem.*

## ABSTRACT

The concept of costs reduction in all the industrial processes has been continually developed aiming to make companies more competitive. In the dies and moulds production chain this concern is not different. Usually, dies and moulds require long machining and polishing times, which represent from 60 to 80% of the production cost. This work aims to investigate the influence of the cutting parameters when dry face milling VHSUPER tool steel in both annealed and hardened conditions. Cutting tools based on cermet and cemented carbide coated by TiCN + TiN and TiCN + TiN + Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> were evaluated. Moreover, the influence of tool material cutting speed ( $v_c$ ) and feed rate per tooth ( $f_z$ ) on tool life, wear mechanisms, machined surface roughness, three component milling forces and dimensional and geometric tolerances was assessed. Additionally, the cutting temperature was evaluated for the hardened steel only. In the case of the annealed tool steel, the results indicated that, within the cutting range tested, tool life decreased with an increase in cutting speed and reduction in feed rate. Best results were obtained with the TiCN + TiN + Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> coated carbide. When milling the hardened steel, the elevation of both cutting speed and feed rate resulted in shorter tool lives and the TiCN + TiN coated carbide gave best results. When machining the annealed steel, the principal wear mechanisms observed were abrasive wear, adhesion and coating delamination, whereas for the hardened tool steel, coating delamination in coated carbides and chipping in cermet, were the predominant wear mechanisms. Best surface finish was obtained using lower feed rates, irrespectively of the cutting speed and tool material grade employed. In addition to that, feed rate was the principal parameter affecting milling forces, however, cutting speed was the principal parameter affecting the milling temperature of the hardened tool steel. Finally, tighter dimensional and geometric tolerances were obtained after up milling the hardened tool steel.

**Keywords:** *milling, tool steel, coated carbide, cermet, milling forces.*

# 1 INTRODUÇÃO

Os grandes complexos industriais têm empenhado muitos esforços, por meio de seus especialistas, técnicos e engenheiros para a redução dos custos de fabricação de componentes. Após a Segunda Guerra Mundial o Japão, completamente arrasado, recebeu benefícios do Plano Marshall, um plano desenvolvimentista de reestruturação, promovido pelos norte-americanos, que também beneficiou os países da Europa, destruída pela guerra. Com as idéias gerenciais e administrativas deste plano, os japoneses puderam se reerguer economicamente e, a partir daí, iniciaram um processo continuado de implantação de técnicas gerenciais que foram depois copiadas ou incrementadas em todo o mundo. Dentre as inúmeras ferramentas gerenciais desenvolvidas está o “*Kaisen*” ou melhoria contínua de métodos, processos e aspectos técnicos dos produtos manufaturados. A partir de então, o conceito de redução de custos em todos os processos industriais tem sido continuamente desenvolvido, com o objetivo de tornar as empresas cada vez mais competitivas.

Na cadeia produtiva de moldes, estampos e matrizes esta preocupação não é diferente, uma vez que, para atender à crescente demanda por produtos cada vez mais sofisticados, com “*design*” arrojado e em consonância com os anseios do mercado, estes componentes têm que ser, muitas das vezes, desenvolvidos com agilidade e de forma a se lançar, rapidamente, o produto final para venda ao mercado consumidor. Para atender a esta presteza as empresas lançam mão de ferramentas de software e hardware cada vez mais poderosas, como Projeto Assistido por Computador “*Computer Aided Design*” – CAD e Manufatura Assistida por Computador “*Computer Aided Manufacturing*” – CAM, e tantas outras, entre elas as de usinagem em máquinas com Controle Numérico Computadorizado – CNC, com a utilização de modernos conceitos de ferramental, de ferramentas com revestimentos tribológicos e nas metodologias de usinagem, específicas para cada objetivo. Estes moldes, estampos e matrizes, embora apresentem vida relativamente pequena, necessitam de grande tempo de usinagem e polimento, o que se estima entre 60 a 80% dos custos finais.

Também devem ser considerados os custos da matéria prima e dos tratamentos térmicos necessários, estimados em torno de 10 % cada um. O processo de agregação de custos na fabricação destes moldes para injeção de plástico, de estampos para corte ou estampagem de chapas metálicas e de matrizes para forjamento é muito grande.

Estima-se que um molde para fabricação de um pára-choque de um automóvel médio custe em torno de US\$ 1.000.000,00 e um estampo para corte de chapas aproximadamente US\$ 100.000,00. Assim, a usinagem e o polimento representam a mais importante das etapas de fabricação, tornando maior a importância de se estudar a usinabilidade dos materiais para aumento da produtividade.

A integração entre as indústrias, os fornecedores de ferramentas e de matéria prima com os centros de pesquisa e universidades é importante para que os fabricantes de moldes e matrizes, habituais fornecedores das montadoras de veículos, tratores e implementos agrícolas, possam ter custos otimizados para torná-los competitivos neste mercado. O mesmo ocorre com as forjarias, a indústria metal mecânica, as produtoras de plásticos e demais produtoras de componentes em geral.

Estes fornecedores têm encontrado problemas de qualidade do componente usinado, em parte oriundos de vibrações, quando da usinagem por meio de fresamento de topo. Tal fato ocorre devido à formação de ondulações nas superfícies obtidas, que exigem um trabalho suplementar de acabamento superficial, aumentando os custos de produção.

Se por um lado, problemas oriundos dos processos que envolvem a remoção de material estão relacionados tanto com a qualidade do acabamento, a geração de desvios geométricos e dimensionais, por outro lado a constante busca pela solução das principais fontes destes problemas é incessante, passando pela melhoria de máquinas-ferramenta, melhoria do ferramental e desenhos mais elaborados das próprias peças que se pretende usinar, além de constantes melhorias nas metodologias a se empregar, utilizando-se para tal dos recursos de CAD e CAM em constante evolução.

Nos próximos capítulos serão apresentados os objetivos do presente trabalho e, na seqüência, a revisão dos principais temas abordados no trabalho, como: aços-ferramenta, tratamentos térmicos, materiais para ferramentas de corte, métodos de fresamento de matrizes e moldes, vida e desgaste de ferramentas, qualidade de superfícies fresadas, forças e temperatura de usinagem.

Posteriormente serão descritos os procedimentos experimentais empregados, os resultados encontrados e a discussão da importância destes. Para finalizar serão apresentadas as conclusões obtidas e a apresentação de uma proposta de continuidade, com a relação dos trabalhos e obras consultadas ao final.

## 2 OBJETIVOS

O objetivo geral deste trabalho é o de identificar os principais parâmetros que afetam a usinabilidade de aços para matrizes e moldes, utilizando conceitos técnicos e estatísticos.

No desenvolvimento do trabalho, buscou-se estudar a usinabilidade do aço-ferramenta VHSUPER nos estados recozido e temperado, durante a operação de fresamento frontal com ferramentas intercambiáveis de metal duro e cermet, para encontrar as correlações entre os parâmetros de usinagem visando a melhoria da qualidade da superfície das peças produzidas.

Foram avaliados, em diferentes etapas do processo da pesquisa, diversos fatores relevantes para o desempenho e custos do processo, dentre eles o desgaste e a vida das ferramentas, os parâmetros de topografia (amplitude) da superfície, as forças atuantes no processo, a temperatura na região de corte, os tempos de execução de corpos de prova contendo cavidades circulares e retangulares e os desvios de forma, posição e orientação, a saber: circularidade, cilindricidade, paralelismo, inclinação e posição de um elemento.

De posse destes parâmetros, buscou-se estudar a viabilidade de se reduzir o tempo e os custos de usinagem para estabelecer correlações entre todos os parâmetros analisados utilizando-se ferramentas estatísticas como o planejamento de experimentos e otimização.

A caracterização da usinabilidade dos aços na operação de fresamento, a comparação do desempenho de usinabilidade entre alguns tipos de aços empregados na fabricação dos componentes citados, a investigação das estratégias de corte para desbaste e acabamento, atendendo aos requisitos funcionais dos produtos e a análise da resistência e dos mecanismos de desgaste das superfícies das peças usinadas são os principais objetivos deste trabalho.

### 2.1 Objetivos Específicos

De maneira mais específica, pretende-se avaliar a influência de parâmetros empregados a saber: a velocidade de corte, o avanço por aresta e o material das ferramentas em função do material dos corpos de prova utilizados, destacando-se os pontos a seguir descritos.

Para o aço VHSUPER no estado recozido, serão estudados os efeitos destes parâmetros na vida das ferramentas (na forma de comprimento fresado), até que o desgaste atinja um valor pré-determinado. Por meio de análise de fotografias, obtidas por microscopia eletrônica de varredura – MEV, serão estudados os mecanismos de desgaste atuantes. Buscar-se-á a análise

---

da evolução dos valores da rugosidade da superfície. Também serão estudados os efeitos dos parâmetros e sua correlação com as forças de fresamento. Finalmente, empregando-se os valores que permitiram a maior vida das ferramentas e menores forças de fresamento, serão analisados os desvios dimensionais e geométricos na confecção de corpos de prova contendo ressalto e cavidades (bolsões) retangulares e circular, com posterior medição em máquina de medição por coordenadas.

Para o aço VHSUPER no estado temperado, serão estudados os mesmos efeitos descritos para o aço recozido, com alguns acréscimos. Além destes estudos, serão medidas as temperaturas na região de usinagem, por meio do uso de câmaras de captação de radiação infravermelha. Para o estudo dos desvios dimensionais e geométricos, será desenvolvida uma análise de experimentos por meio de um aplicativo estatístico, que auxiliará na escolha dos parâmetros de usinagem dos corpos de prova contendo ressalto e bolsões. Finalmente serão comparados os resultados obtidos entre o material recozido e o temperado.

### 3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo está subdividido nos seguintes tópicos: aços-ferramenta, com a descrição de alguns dos principais aços disponíveis no mercado, suas aplicações e seus principais elementos de liga; a importância dos tratamentos térmicos e um exemplo de aplicação; os principais materiais para ferramentas de corte, as formas de obtenção, a evolução destes materiais e os principais componentes químicos destas ligas; a descrição das principais metodologias de usinagem de moldes e matrizes; avaliação de vida e desgaste de ferramentas nos processos de fresamento e integridade superficial de peças fresadas; forças atuantes no fresamento e temperatura de usinagem.

#### 3.1 Aços-ferramenta

Os aços estão presentes em praticamente todos os campos da indústria e das atividades humanas, ocupando posição de destaque em inúmeras aplicações onde se necessitam dos metais. Seja pelo seu custo relativamente mais baixo em relação aos outros metais, seja pela possibilidade de ser utilizado onde outros metais não o conseguem substituir, é sem dúvida um material indispensável. Todos os setores da indústria, desde a alimentícia, têxtil, etc., que necessitam dispor de peças manufaturadas em aço, ao ramo metal mecânico onde exerce posição primordial como nas forjarias, fábricas de móveis metálicos, indústrias de bens de consumo, indústria automobilística e sua cadeia de suprimentos e ainda em outros campos como construção civil, agricultura, pecuária, medicina, transportes e logística, seu grande uso não tem comparação com outros metais.

O aço é uma liga de ferro e carbono com adição de elementos de liga. Dentre os elementos de liga mais usuais encontram-se: cromo (Cr), vanádio (V), molibdênio (Mo), níquel (Ni), tungstênio (W), cobalto (Co), manganês (Mn), silício (Si), alumínio (Al), fósforo (P) e enxofre (S). Variando-se percentualmente estes elementos químicos é possível compor uma variada gama de propriedades (VAN VLACK, 1979; CALLISTER, 2002).

São denominados aços-ferramenta aqueles aços indicados para as operações de corte, conformação e outras operações relacionadas à modificação de materiais para sua transformação. Caracterizam-se pelas suas elevadas dureza e resistência à abrasão, além da manutenção das propriedades de resistência mecânica em elevadas temperaturas, sendo que, geralmente, estas características são associadas à boa tenacidade.

Estas características normalmente são obtidas com a adição de elevados teores de carbono e elementos de liga, como tungstênio, molibdênio, vanádio, manganês e cromo.

A fusão dos aços-ferramenta é feita em quantidades relativamente pequenas em fornos elétricos, sendo tomados inúmeros cuidados com as concentrações de componentes químicos e a homogeneidade das misturas, para obtenção de um produto final aceitável. Devido a estes cuidados e pelos equipamentos utilizados na sua fabricação, os aços-ferramenta se tornam produtos de valor agregado mais elevado do que os demais aços comumente produzidos.

Na fabricação de moldes para a indústria de plásticos, matrizes para forjamento e estampos a presença destes aços-ferramenta é de elevada importância. Cada um deles tem suas características, e a escolha do mais adequado se dá em função de fatores como custo, usinabilidade, dureza, resistência ao desgaste, resistência mecânica, tenacidade, resistência à fadiga, etc. A indústria apresenta estes aços divididos em classes, como descrito a seguir:

### 3.1.1 Aços-rápidos

O surgimento dos aços-rápidos (“*High Speed Steel*” – HSS) se deu no final do século XIX e revolucionou os processos de fabricação por usinagem naquela época. O aumento na produtividade foi significativo, causando grande impacto pela sua capacidade de usinar metais com velocidades de corte muito maiores do que as possíveis com os aços-ferramenta ao carbono ou de baixa e média-liga, usuais à época. Atualmente, ao contrário de seu nome, os aços-rápidos são os materiais de ferramentas para usinagem que utilizam as mais baixas velocidades de corte, significativamente inferiores aos materiais de ferramenta de última geração (MACHADO E DA SILVA, 1999).

Os aços-rápidos geralmente são classificados em dois grupos, a saber: os que têm predominância do molibdênio (grupo M) e os que apresentam maiores proporções de tungstênio em sua composição química (grupo T). Os dois possuem um desempenho similar, uma vez que o molibdênio é quimicamente equivalente ao tungstênio, mas possui a metade de sua massa atômica. Os aços-rápidos do grupo M têm um custo menor por este motivo.

Dentre suas propriedades, destaca-se que sua dureza não se altera significativamente com o aumento da temperatura durante o trabalho, podendo se aquecer até valores em torno de 550°C por períodos de tempo relativamente longos.

### 3.1.2 Aços para moldes e matrizes

As características mais importantes destes tipos de aço são a de possuir boa usinabilidade em função das usinagens profundas que são necessárias nestes componentes; devem também possuir uniformidade de resistência, de tal forma que as deformações ocorridas durante o processo de injeção e fechamentos dos moldes resistam a essas forças de maneira uniforme; a capacidade de permitir a obtenção de superfícies extremamente lisas, para se produzir superfícies transparentes durante o processo de injeção, principalmente na manufatura de componentes de iluminação veicular, como lanternas e faróis e componentes de eletrodomésticos, além de boa soldabilidade, para permitir a modificação dos desenhos dos moldes sem prejudicar o produto final.

#### 3.1.2.1 Aços para trabalho a quente

No campo da engenharia mecânica e metalúrgica, dá-se comumente o nome de aços para trabalho a quente aos aços que são destinados ao trabalho, em situações normais, a temperaturas superiores a 200° C.

Os aços para trabalho a quente devem apresentar determinadas características, em condições operacionais, de: elevada dureza, elevada resistência ao desgaste, elevada resistência mecânica, elevada tenacidade, elevada resistência à fadiga e elevada resistência à formação de trincas oriundas de variações térmicas bruscas.

Esses aços são usados em matrizes de forjamento de peças em variados tipos de materiais como: aço, bronze, latão, etc. São aplicados também na fabricação de moldes para injeção e extrusão de alumínio e outras ligas, moldes para injeção de plásticos, forjamento de válvulas automotivas, etc. São ainda recomendados na fabricação de ferramentas utilizadas no processamento de aços, ferros fundidos e ligas não-ferrosas.

No sistema de classificação da “*American Iron and Steel Institute*” – AISI, são identificados como aços H, sendo divididos em três subgrupos:

- Ao cromo (Cr) - H10 ao H19;
- Ao tungstênio (W) - H21 ao H26;
- Ao molibdênio (Mo) - H42 e H43.

Dentre os aços para trabalho a quente, destaca-se o aço ABNT H13, equivalente ao aço AISI H13, que é um aço ferramenta utilizado na fabricação de matrizes para forjamento a quente. Este aço é também utilizado na fabricação de moldes para a injeção de plásticos; ferramentas para corte a quente, tais como punções, matrizes para a fundição de ligas de alumínio, chumbo, zinco ou estanho e ferramentas para extrusão de ligas leves, entre outras aplicações.

Tem como principais características elevada resistência à formação de trincas por fadiga térmica, excelentes propriedades mecânicas, boa tenacidade, boa polibilidade e boa usinabilidade. Tem ainda boa estabilidade dimensional durante os tratamentos térmicos, é um aço pouco sensível a choques térmicos, quando refrigerado por água e tem excelente resistência ao desgaste. Apresenta boa temperabilidade e mantém alta dureza e resistência a elevadas temperaturas. Possibilita têmpera profunda, o que permite que grandes seções sejam endurecidas por resfriamento com ar, permitindo resistência em torno de até 2070 MPa. (METALS HANDBOOK, 1978).

O aço AISI H13 é indicado para fabricação de moldes para injeção de termoplásticos; facas para tesouras a quente; matrizes e punções para forjamento; moldes de fundição ou injeção de ligas de zinco, estanho, chumbo e alumínio; matrizes de extrusão de latão, alumínio e magnésio; mandris e outros componentes.

Dentre seus elementos de liga contém cromo (Cr), vanádio (V) e molibdênio (Mo), e é endurecível por têmpera em óleo ou ar.

Na Tab. 3.1 pode-se verificar a composição química segundo as Normas da AISI. Estes dados foram extraídos da norma ASTM A 681, que relaciona aços-ferramenta ligados (GERDAU, 2003), onde é possível verificar os demais elementos presentes e respectivos percentuais em sua composição química. Na aplicação em matrizes é normalmente utilizado no estado temperado para 50/52 HRC (YOSHIDA, 2004).

As principais propriedades mecânicas do aço H13 são expressas na Tab. 3.2, em função da temperatura de revenido.

Tabela 3.1  
Faixa de composição química do aço ligado AISI H13.

Elemento	%
C	0,32 – 0,45
Mn	0,20 – 0,60
P máx	0,030
S máx	0,030
Si	0,80 – 1,25
Cr	4,75 – 5,50
Mo	1,10 – 1,75
V	0,80 – 1,20

Fonte: GERDAU – Aços Finos Piratini, 2003, p. 39.

Tabela 3.2  
Propriedades mecânicas típicas do aço AISI H13 à temperatura ambiente (a).

Temperatura de revenido	Limite de resistência à tração	Limite de escoamento	Alongamento	Redução em área	Teste de impacto Charpy, entalhe V	Dureza
(°C)	(MPa)	(MPa)	(%)	(%)	(J)	(HRC)
527	1960	1570	13,0	46,2	16	52
555	1835	1530	13,1	50,1	24	50
575	1730	1470	13,5	52,4	27	48
593	1580	1365	14,4	53,7	28,5	46
605	1495	1290	15,4	54,0	30	44

(a) Barra redonda, resfriamento brusco em óleo a partir de 1010 °C, revenido duplo, 2 + 2 h à temperatura indicada.

Fonte: METALS HANDBOOK, 1978, p. 438.

Na Tab. 3.3 estão expressos os resultados de testes de impacto Charpy para diferentes temperaturas de revenido. Outra propriedade importante na escolha de materiais para matrizes é a ductilidade à fratura, expressa em função da temperatura de revenido, na Tab. 3.4.

Tabela 3.3

Propriedades de impacto longitudinal de barras de aço AISI H13, revenidas a diferentes temperaturas (a).

Temperatura de revenido (°C)	Dureza (b) (HRC)	Teste de impacto Charpy, entalhe V, na temperatura de teste de: (J)				
		- 78 °C	21 °C	260 °C	540 °C	595 °C
524	54	7	14	27	31	-
565	52	7	14	30	34	34 (c)
607	47	8	24	41	45	43
615	43	9,5	24	52	60	57

(a) Resfriamento em ar a partir de 1010 °C, revenido duplo, 2 + 2 h à temperatura indicada.

(b) a temperatura ambiente. (c) a 565 °C.

Fonte: METALS HANDBOOK, 1978, p. 438.

Tabela 3.4

Ductilidade à fratura longitudinal do aço AISI H13 (a).

Temperatura de Revenido (°C)	Ductilidade à fratura no plano de deformação (MPa.m <sup>0,5</sup> ) (b)
400	47,7
475	33,0
500	27,4
530	24,3
550	23,1
600	33,2
625	52,4
650	77,7

(a) Resfriado a ar a partir de 1050 °C e revenido por 2 h. (b) valores não devem ser usados em projetos pois representam materiais que não foram tratados termicamente de forma usual, mas resfriados a partir de temperatura de austenitização maior que o normal.

Fonte: METALS HANDBOOK, 1978, p. 439.

### 3.1.2.2 Aços para trabalho a frio

Os aços para trabalho a frio são destinados ao processamento de outros aços, ao processamento dos ferros fundidos, ao processamento de metais não-ferrosos e materiais não-metálicos, em operações como dobramento, corte, estampagem, extrusão. Além destes, são utilizados para trabalhos em madeira, corte de papel e tecidos, perfurações de rocha, etc. São divididos em três grupos, segundo o Instituto Nacional dos Distribuidores de Aço (INDA, 2006):

- Aços temperáveis ao ar - grupo A;
- Aços alto-carbono e alto-cromo - grupo D;
- Aços temperáveis em óleo - grupo O.

Por não possuírem os elementos de liga necessários para garantir resistência a altas temperaturas, estes aços se restringem a aplicações que não envolvam aquecimentos cíclicos ou prolongados. Estes aços apresentam mínimas alterações dimensionais após os tratamentos térmicos.

Uma série de aços para trabalho a frio é produzida nas siderúrgicas brasileiras, dentre eles tem-se o aço ABNT D2, equivalente ao aço AISI D2, que é um aço ferramenta de alta resistência à abrasão, com características de baixa deformação na têmpera, que pode ser obtida por resfriamento ao ar ou em óleo. Este aço também possui alta tenacidade, alta temperabilidade, alta resistência mecânica e alta resistência ao desgaste.

Normalmente é fornecido em estado recozido, com dureza máxima de 255 HB. Como sua denominação explícita, é um aço do grupo D, com alto teor de carbono (C – 1,4 a 1,6 %) e alto teor de cromo (Cr – 11,00 a 13,00 %), como apresentado na Tab. 3.5. Nesta pode-se verificar a composição química segundo as normas da AISI. Estes dados foram extraídos da norma ASTM A 681 (GERDAU, 2003), onde é possível verificar os demais elementos presentes e respectivos percentuais em sua composição química. O alto teor de molibdênio (Mo – 0,70 a 1,20 %) confere a este aço uma boa resistência ao amolecimento pelo calor. Em função desta composição química, este aço apresenta um ótimo balanceamento entre a resistência ao desgaste e a tenacidade. A dureza superficial, na condição temperada, pode alcançar 65 HRC.

Tabela 3.5  
Composição química do aço Ligado AISI D2.

Elemento	%
C	1,4 – 1,6
Mn	0,10 – 0,60
P máx	0,030
S máx	0,030
Si	0,10 – 0,60
Cr	11,00 – 13,00
Mo	0,70 – 1,20
V	0,50 – 1,10

Fonte: GERDAU – Aços Finos Piratini, 2003, p. 40.

Este aço é destinado à fabricação de estampos de grande porte, matrizes para extrusão a frio, ferramentas de furação, matrizes para cunhagem, ferramentas de corte, punções, rolos laminadores de rosca, calibradores, entrepontos para tornos, moldes para cerâmica, etc. Estas ferramentas exigem alta resistência à abrasão, assim como peças para rolar roscas e para repuxo.

No que se refere a usinabilidade, COLDWELL et al. (2003) citam que, no fresamento e furação do aço AISI D2 (58-60 HRC) a vida das ferramentas são consideravelmente menores do que na usinagem do aço AISI H13 (48-55 HRC), não apenas em função das diferenças de dureza mas, principalmente, devido à microestrutura das peças usinadas. No aço AISI D2, citam, a sua microestrutura incorpora elevado número de partículas de carboneto de cromo não dissolvidas e o aço AISI H13 tem, tipicamente, menos teor de carbono e cromo, resultando em maior uniformidade devido à formação de menores partículas de carbonetos, que neste aço se encontram mais bem distribuídas.

Caso seja desejada a melhoria de características de punções, a tecnologia de recobrimentos pode ser utilizada. VENCOVSKY e YUHARA (2004) citam que quatro diferentes mecanismos de desgaste atuam nas operações de conformação sobre a superfície das ferramentas e matrizes descritas: abrasão, adesão combinada com delaminação, delaminação associada à fadiga de contato e oxidação. Os autores citam que é possível inibir estes efeitos

nas ferramentas e matrizes com utilização da deposição física de vapor (PVD). Estes também demonstraram que a utilização de revestimentos tanto de carbonitreto de titânio (TiCN) como de nitreto de cromo (CrN) aumentam a vida das ferramentas entre sete e dez vezes em comparação com as ferramentas sem revestimento.

Segundo ÁVILA (2003b) e VENCOVSKY e YUHARA (2004), o revestimento mais promissor para os aços para trabalhos a frio, dentre os sugeridos, é o TiCN, uma vez que apresenta: elevada microdureza e elevada nanodureza, baixo coeficiente atrito, elevada condução térmica e baixa resistência à oxidação. Como desvantagem pode-se citar a elevada tensão residual.

ÁVILA (2003a) ainda cita que a temperatura de oxidação para o nitreto de titânio alumínio (TiAlN) se situa em torno dos 800 °C, em especial em filmes bifásicos, com teores de alumínio entre 0,6 e 0,7% que têm maior estabilidade química em temperaturas de até 950 °C. Portanto, este seria o revestimento recomendado. É importante que as ferramentas tenham um ótimo acabamento superficial, para o caso de se optar pelos revestimentos citados.

### 3.2 Tratamentos térmicos

Quase todos os tipos de aços devem passar por alguns processos térmicos de extrema importância. São denominados tratamentos térmicos e podem ser definidos como uma seqüência de operações envolvendo variáveis térmicas no material que se deseja tratar. De maneira simplificada é possível enumerar três etapas principais: o aquecimento controlado do material; a manutenção deste material em determinadas temperaturas por um certo tempo, para que o calor seja distribuído de maneira uniforme em toda a sua seção, denominado tempo de saturação ou encharque e o posterior resfriamento, também de maneira controlada, uma vez que efetivamente é o que vai determinar a estrutura e as propriedades finais desejadas. A atmosfera em que o material é mantido em todo o processo também é primordial para obtenção dos resultados pretendidos.

No caso dos aços, os tratamentos térmicos são bastante utilizados quando estes possuem alto teor de carbono ou quando contêm elementos de liga. Estes tratamentos possuem objetivos variados como: o aumento ou a diminuição da dureza; o aumento da resistência mecânica; a melhoria da resistência ao desgaste e à corrosão; a remoção de tensões internas, que podem ser provenientes de resfriamento desigual; a melhoria da ductilidade, da usinabilidade, etc.

Dentre os tratamentos térmicos mais utilizados, encontram-se o recozimento, a normalização, a têmpera e o revenido (VAN VLACK, 1979; CHIAVERINI, 1987; CALLISTER, 2002).

No recozimento o material é mantido a uma temperatura elevada por um período prolongado sendo então submetido a um resfriamento lento. É utilizado quando se deseja: remover tensões devido a processos mecânicos a frio ou a quente, como na laminação ou no forjamento; diminuir a dureza para melhorar a usinabilidade; alterar propriedades mecânicas como ductilidade e tenacidade e ainda ajustar o tamanho do grão.

A normalização também se assemelha ao tratamento de recozimento quanto aos objetivos. Entretanto se diferencia do primeiro por submeter o material tratado a um resfriamento de maneira mais rápida que no recozimento. O objetivo é o refino da granulação grosseira de peças de aço fundido, ou de materiais ou peças após laminação ou forjamento. A normalização também é empregada como tratamento preliminar a tempera e ao revenido, para possibilitar a obtenção de uma estrutura granular mais uniforme e diminuir os riscos de empenamentos.

A têmpera de um material é obtida com o resfriamento rápido, do material a tratar, a partir de uma temperatura superior à crítica, com o objetivo de se conseguir uma estrutura com elevada dureza. Esta estrutura obtida produz um aumento do limite de resistência à tração do aço, mas também resulta numa redução da maleabilidade e no aparecimento de tensões internas.

Para atenuação dos inconvenientes da têmpera, efetua-se o revenido, que normalmente é efetuado após a mesma. Além de aliviar as tensões internas, podem ser feitos ajustes na dureza e diminuição da fragilidade do material, aumentando a maleabilidade e a resistência ao choque. A temperatura de aquecimento é inferior à temperatura crítica, e os constituintes obtidos dependem da temperatura e do tempo em que se mantém a peça aquecida.

As recomendações da METALS HANDBOOK (1978) sobre tratamento térmico do aço AISI H13 são:

- *“Normalização: em lugar do processo convencional de normalização, não recomendada para este aço, sugere-se que melhorias na homogeneidade podem ser obtidas pelo pré-aquecimento em torno de 790 °C, aquecimento lento e uniforme de 1040 a 1065 °C e manutenção nesta faixa por uma hora para cada 25 mm de espessura, procedendo-se então o resfriamento com ar. Um pouco antes de a peça atingir a temperatura ambiente a mesma pode retornar ao forno e ser submetida a um recozimento.*

- *Recozimento: deve-se aquecer uniformemente entre 860 e 900 °C em forno de atmosfera controlada, ou com a peça em um composto neutro que evite a descarbonetação. O resfriamento deve ser bastante lento, no forno, até em torno de 480 °C, e daí mais rapidamente até a temperatura ambiente. Este tratamento resulta em uma microestrutura plenamente esferoidizada.*
- *Têmpera: recomenda-se aquecer lenta e uniformemente até uma faixa entre 995 e 1025 °C e saturar por 20 min, acrescentando-se mais 5 min para cada 25 mm de espessura; recomenda-se pré-aquecer entre 790 e 815 °C quando se tratar de peças com espessura de paredes finas. Resfria-se no ambiente com ar sem ventilação. Para algumas aplicações o aço H13 pode ser temperado e revenido em óleo a partir da temperatura inferior da faixa recomendada para têmpera, mas com o risco de deformação ou formação de trincas.*
- *Revenido: para obtenção de máxima dureza e resistência pode-se revenir à temperatura em torno de 510 °C. Para obtenção da mínima dureza e resistência utiliza-se à máxima temperatura indicada para o revenido, em torno de 700 °C. Para revenido duplo, deve-se manter por 2 h na temperatura escolhida, resfriar com ar e retornar por mais 2 h na mesma temperatura. Ocasionalmente pode ser recomendado revenido triplo.*
- *Alívio de tensões: deve-se aquecer entre 650 e 675 °C e saturar por 1 h ou mais e resfriar lentamente em temperatura ambiente. Este procedimento é usado freqüentemente para conferir maior exatidão dimensional em componentes com tensões residuais devido a usinagem de desbaste pesada. Só então passam por usinagem de acabamento e o tratamento térmico para a dureza desejada.*
- *Nitretação: componentes acabados e já tratados termicamente podem ser nitretados para produzir uma superfície de alta resistência ao desgaste. A nitretação pode se transformar ainda numa segunda têmpera, como um duplo tratamento, devido ao fato de se descarregar a peça do forno à temperatura de têmpera. A profundidade da camada nitretada depende do tempo e temperatura submetidos. Por exemplo: numa nitretação a gás a 510 °C por 10 a 12 h, resulta numa camada de 0,10 a 0,13 mm de espessura. Se a peça for deixada por um período de 40 a 50 h, a espessura passa para valores entre 0,30 e 0,40 mm. Componentes que passam por nitretação profunda são usualmente polidos ou*

*suavemente retificados para remoção da camada fina e esbranquiçada resultante. Eventualmente é feita a nitretação seletiva para produzir camadas nitretadas em locais específicos da peça. O recobrimento por eletrodeposição com cobre é o mais usado para proteção das áreas onde não se deseja os efeitos da nitretação; limitadores contendo chumbo devem ser evitados, uma vez que este material fragiliza o aço H13”.*

De maneira resumida, as principais recomendações da VILLARES METALS (2005b) sobre tratamento térmico do aço VHSUPER são:

- Alívio de tensões: deve ser realizado depois da usinagem e deve preceder o processo de têmpera. Este processo se faz necessário em peças que tenham gravuras e perfis, nas quais a remoção de material tenha superado 30% do volume inicial, com a finalidade de minimizar as distorções durante a têmpera. Este procedimento de alívio de tensões deve envolver um aquecimento lento até que sejam atingidas temperaturas entre 500 e 600 °C e, posteriormente, passem por um resfriamento em forno até a temperatura de 200 °C.
- Têmpera: para a têmpera, o aquecimento deve ser realizado entre 1010 e 1030 °C. É recomendável pré-aquecer o material a temperar. O resfriamento pode ser feito em óleo apropriado, com agitação, e mantido aquecido entre 40 e 70 °C. O aço VHSUPER pode ser temperado em forno a vácuo.
- Revenido: é recomendado que as ferramentas sejam revenidas imediatamente após a têmpera, quando atingirem a temperatura de 60 °C. No mínimo dois revenidos devem ser feitos e entre cada um deles as peças devem resfriar lentamente até a temperatura ambiente. O tempo mínimo de cada revenido deve ser de duas horas. Para peças maiores que 70 mm, deve-se calcular o tempo em função de sua dimensão, considerando uma hora para cada 25 mm de espessura.

A curva de revenido do aço VHSUPER pode ser verificada na Fig. 3.1.

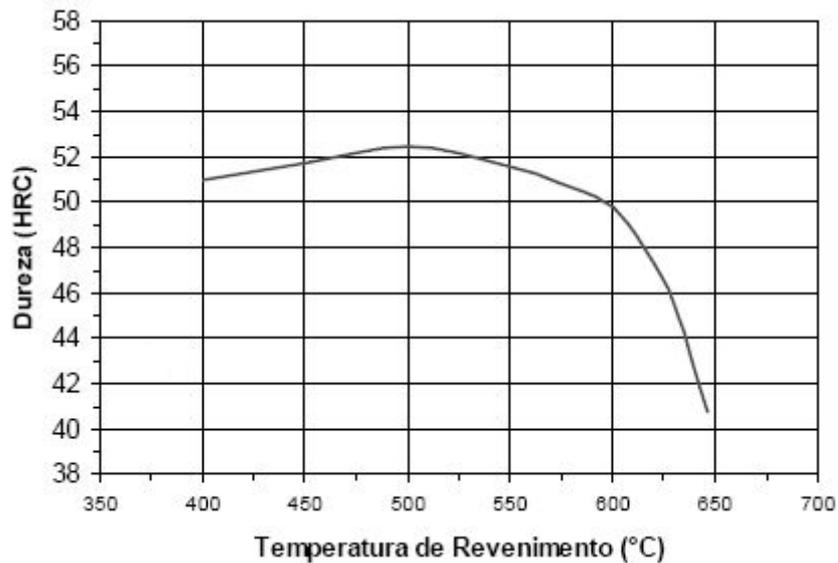


Figura 3.1 – Curva de revenido do aço VHSUPER.

Fonte: VILLARES METALS, 2005b, p. 2.

### 3.3 Materiais para ferramenta de corte

Baseado na dureza relativa entre os materiais, o desenvolvimento de materiais para fabricação de ferramentas de corte se tornou um processo evolutivo em que propriedades foram sendo agregadas, em função das características necessárias às ferramentas.

Dentre as exigências fundamentais para se produzir ferramentas de corte, STEMMER (1995a) sugere que estes materiais devem possuir:

- Elevada dureza a frio e a quente, sempre superior à da peça usinada;
- Boa tenacidade, para resistir aos esforços elevados de corte e impactos e evitar falhas por ruptura;
- Elevada resistência à abrasão;
- Estabilidade e inércia química;
- Baixo índice de expansão volumétrica;
- Elevada resistência à compressão e ao cisalhamento;

- Manutenção de boas qualidades mecânicas e térmicas a elevadas temperaturas;
- Alta resistência a choques térmicos;
- Custos competitivos.

Segundo MACHADO e DA SILVA (1999), a dureza e a tenacidade dos materiais são propriedades opostas e encontrar materiais para as ferramentas que possam adequar estas características é um desafio contínuo dos fabricantes. Entretanto, os elevados investimentos em pesquisa têm apresentado resultados, uma vez que já é possível encontrar um número elevado de ferramentas com composições químicas diferentes, tamanho de grãos menores, controles de processos de fabricação muito acurados e tratamentos térmicos muito bem controlados, que permitem conferir excelentes graus de pureza para a produção de ferramentas de excepcional qualidade.

ÁVILA (2003a) cita os principais materiais para ferramentas de corte e a época em que surgiram:

- Aços-carbono e aços liga – séc. XIX;
- Aços-rápidos – 1899;
- Ligas fundidas – 1915;
- Metal duro – 1928;
- Cermet – 1950;
- Cerâmicas
  - $\text{Al}_2\text{O}_3$  – 1950;
  - $\text{Si}_3\text{N}_4$  – 1980;
- Ultraduros (PCD/PCBN) – 1970.

### 3.3.1 Ferramentas de aço-rápido

As primeiras ferramentas de aço-carbono, apresentavam teores que variavam de 0,8 a 1,5 % de carbono (C), sem a presença de outros elementos em porcentagens significativas. Atualmente, a composição química destes aços é levemente modificada com a adição de quantidades pequenas de cromo (Cr), vanádio (V) e tungstênio (W) e seu emprego atualmente só é justificado se, numa análise de custo / benefício, for comprovado que os custos de sua utilização são muito baixos, se houver a necessidade de arestas muito vivas, se forem necessários tratamentos térmicos muito simples e se sua boa tenacidade for útil ao processo, fatores que restringem bastante o seu emprego. Estes aços-carbono eram os únicos aços que podiam ser utilizados para ferramentas de corte até o surgimento dos aços-rápidos, quando então passaram a ser utilizados somente para ferramentas de pequenas oficinas de reparo, usos domésticos e de lazer, ferramentas de uso esporádico ou descartável e ferramentas de forma, para a usinagem de latão e ligas de alumínio (FERRARESI, 1977 e STEMMER, 1995a).

Como descrito anteriormente, os aços-rápidos surgiram no final do século XIX, desenvolvidos inicialmente pelo norte-americano F. W. Taylor (STEMMER, 1995a). À época, causou verdadeira revolução, pois as qualidades deste aço causaram grande surpresa na sua primeira exibição pública, ocorrida na Exposição Mundial de Paris, em 1900. Com seu uso, foi possível racionalizar o trabalho industrial, permitindo uma administração mais eficiente e de um planejamento de produção mais efetivo. Segundo STEMMER (1995a), Taylor já citara estes benefícios em “On The Art of Cutting Metals” (1907) e “Shop Management”.

A primeira das ligas desenvolvidas por Taylor e White continham a seguinte composição química: C – 0,67 %; Cr – 5,47 %; W – 18,91%; V – 0,29 % e Mn – 0,11 %, (TRENT e WRIGHT, 2000) sendo positivo que o teor de manganês (Mn) se situasse na menor concentração possível, para evitar a fragilização da liga. Era necessário ainda um tratamento térmico controlado (SANTOS e SALES, 2004). Estes aços são comumente representados pela sigla HSS. Hoje, em função dos materiais mais recentes, a denominação “aços-rápidos” não faz mais jus ao material.

Ao longo dos anos, inúmeros procedimentos foram adotados para conferir aos aços-rápidos melhorias nas suas características, desde os processos de seleção e pureza de seus componentes aos processos de fabricação cada vez mais bem controlados. Foram ainda surgindo várias configurações baseadas nos percentuais de seus componentes e na adição de cobalto (Co). Os carbonetos obtidos conferem ao aço bons níveis de resistência ao

escoamento e à tração, devido ao fato de serem extremamente duros, além de permitir boa dureza a quente.

Normalmente são fornecidos pelas indústrias alguns tipos de aços-rápidos como os denominados: ao tungstênio (W); ao tungstênio / molibdênio (W-Mo) classe 650; tungstênio / cobalto (W-Co); ao molibdênio (Mo); ao molibdênio / cobalto (Mo-Co) e ao tungstênio / molibdênio / cobalto (W-Mo-Co). Estes fornecedores comercializam aços com teor de cobalto (Co) entre 8 e 12%, denominando-os como aços de alta dureza a quente. Segundo SANTOS e SALES (2004), este efeito também pode ser obtido com a adição de tungstênio (W) ou vanádio (V).

Nos catálogos dos principais fabricantes de ferramentas para usinagem pode-se encontrar uma enorme gama de aplicações para os diversos tipos de aços-rápidos, com destaque para fresas de vários tipos, brocas, cossinetes, brochas, matrizes, ferramentas em barras para torneamentos de pequenas dimensões, barras para afiação em pequenas oficinas, etc (STEMMER, 1995b).

Dessa forma é possível comprovar que, embora seja normal se dizer que estes aços não podem mais serem considerados “rápidos”, na prática estes estão presentes em um sem número de aplicações, competindo com outros tipos de materiais para ferramentas, considerados mais avançados, e prestando-se para aplicações de usinagem há mais de um século.

A partir de década de 1970 os principais fabricantes de ferramenta começaram a disponibilizar para o mercado consumidor o resultado dos primeiros avanços obtidos em pesquisas na área de ferramentas, com destaque para a fabricação de ferramentas utilizando os materiais obtidos por metalurgia do pó. Outro campo que tomou impulso foi a da utilização de tecnologias de revestimentos, conhecidos como revestimentos tribológicos.

Embora estas ferramentas não tenham sido utilizadas nos ensaios do presente trabalho, sua abordagem é relevante, devido ao fato de ainda serem largamente empregadas nas operações de fresamento.

#### 3.3.1.1 Ferramentas de aço-rápido obtidas por metalurgia do pó

Dentre as principais vantagens dos processos de fabricação de aços-rápidos por metalurgia do pó estão as relacionadas à possibilidade de obtenção de um controle sistemático do tamanho dos grãos e a adição muito bem controlada e homogênea dos elementos de liga. Assim é

possível obter partículas de carbonetos muito menores e mais dispersas, permitindo incorporar um número maior de elementos de ligas do que os processos convencionais. Como resultado as estruturas obtidas são muito mais uniformes e mais finas do que as obtidas pelos processos convencionais, na seção transversal das ferramentas. Os fabricantes de ferramentas as denominam como “*High Speed Steel – Powder Metallurgy*” – HSS–PM.

Outras denominações são encontradas como os aços semi-rápidos, com menores teores de tungstênio (W) ou os super-rápidos com elevados teores de vanádio (V).

Os procedimentos de obtenção de aços-rápidos por metalurgia do pó permitem a obtenção de aços com: menor deformação durante os tratamentos térmicos de têmpera e revenido; menor tendência à formação de trincas e de tensões internas; maior tenacidade; maior vida útil e melhores condições superficiais, permitindo maior aderência nos revestimentos tribológicos, se estes forem empregados (STEMMER, 1995a).

### 3.3.1.2 Ferramentas de aço-rápido com revestimentos tribológicos

Os primeiros estudos sobre os revestimentos tribológicos surgiram na década de 1930, quando fabricantes suíços aplicaram revestimentos em peças de pequeno tamanho, para aumentar a vida de componentes de relojoaria. O conceito é garantir uma peça ou ferramenta que possua características de tenacidade em seu núcleo e, na superfície apresente elevada dureza, estabilidade, inércia química e resistência ao desgaste. No caso das ferramentas de corte, as primeiras a serem revestidas na década de 1960 foram as de metal duro, que serão discutidas posteriormente. Tal se deve ao fato de que os processos de aplicação dos recobrimentos exigiam temperaturas em torno de 1000 °C, com a utilização do processo denominado deposição química de vapor (“*Chemical Vapour Deposition*” – CVD). Em torno desta temperatura os aços-rápidos têm sua estrutura metalúrgica significativamente alterada, impedindo sua aplicação sem danos estruturais. Na década de 1970 surgiu o processo denominado deposição física de vapor (“*Physical Vapour Deposition*” – PVD), que permitiu a deposição de nitreto de titânio (TiN) sobre aço-rápido em temperaturas em torno de 500 °C.

Os principais revestimentos tribológicos que podem ser aplicados com a técnica PVD nos aços-rápidos, são: nitreto de titânio (TiN), nitreto de titânio alumínio (TiAlN), carbonitreto de titânio (TiCN), carboneto de tungstênio/carbono (WC/C), nitreto de cromo (CrN), bissulfeto de molibdênio (MoS<sub>2</sub>), a alumina (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) e o nitreto de cromo alumínio (AlCrN).

Dentre as melhorias esperadas na aplicação de revestimentos estão: o baixo desgaste superficial; a extensão de vida da ferramenta; a redução de custos por peça manufaturada; a diminuição do atrito peça-ferramenta, com conseqüente melhoria de produtividade por ser possível o incremento de velocidade de corte; a redução do calor transmitido à ferramenta; a redução dos custos por máquina parada para troca de ferramentas; a redução do consumo de energia por redução das forças de corte; o aumento de dureza na superfície de contato; melhor estabilidade química superficial; diminuição das forças de adesão; melhoria da qualidade superficial das peças devido à melhoria da lubrificidade e exatidão dimensional das ferramentas (SANTOS e SALES, 2004).

É imprescindível que um revestimento bem executado possua as seguintes características: uma boa estabilidade química; elevada dureza a quente e uma excelente adesividade do revestimento ao substrato. São desejáveis também que a sua espessura seja otimizada, sem excessos ou falhas; que possua tensões residuais de compressão; baixa condutividade térmica e baixa adesividade com o material da peça.

A falta de inércia química indica a propensão de ocorrer difusão entre o material da peça e do revestimento na faixa de temperatura atingida na usinagem. A difusão é o transporte de massa através do movimento dos átomos (CALLISTER, 2002), sendo considerada um mecanismo de desgaste a altas temperaturas nos processos de usinagem. O parâmetro de avaliação deste efeito é denominado energia livre de formação. Nos processos de recobrimento por PVD, o TiAlN apresenta maior estabilidade em relação ao TiN e ao TiCN, justificando o melhor desempenho no corte em altas velocidades (SANTOS e SALES, 2004).

Os revestimentos que mantêm a dureza elevada em altas temperaturas contribuem para o aumento da resistência ao desgaste, reduzem a tendência ao surgimento de desgaste abrasivo e à formação de desgaste de cratera.

Quanto à microestrutura e à morfologia, os processos de deposição são determinantes para a formação da microestrutura dos revestimentos (tamanho, estrutura e contorno do grão). O TiN de granulometria fina, por PVD, tem desempenho comparado ao TiN, por CVD, que possui maior dureza. As ferramentas submetidas ao processo de deposição por PVD apresentam maior densidade de discordâncias em sua estrutura cristalina, o que, associado às tensões residuais de compressão, podem contribuir para a elevação da dureza do revestimento (STEMMER, 1995a).

A baixa condutividade térmica é uma propriedade crucial para o bom desempenho dos revestimentos. As propriedades termo-isolantes são determinantes para o sucesso da usinagem a seco e a altas velocidades. Ferramentas com menor condutividade térmica tendem a receber uma quantidade menor do calor gerado na zona de cisalhamento secundária, fazendo com que uma maior porção do calor gerado seja transferido ao cavaco.

As principais características destes revestimentos, aplicados pelo processo PVD, segundo HOLMBERG e MATTHEWS (1994), VAN STAPPEN et al. (1995) e SANTOS e SALES (2004), são:

- TiN – apresenta boa relação custo-benefício como principal aspecto positivo. É indicado em casos em que peças de diferentes materiais são usinadas pela mesma ferramenta. Apresenta dureza entre 2200 – 2500 kg.mm<sup>-2</sup> ;
- TiAlN – indicado para usinagem de materiais abrasivos, como o ferro fundido e as ligas Al-Si. Sua elevada resistência ao calor torna-o adequado para a usinagem a seco. A sua resistência ao desgaste se deve ao fato de que, durante a usinagem, ocorre uma reação de oxidação na superfície do revestimento, dando origem à alumina; possui dureza entre 2500 – 3000 kg.mm<sup>-2</sup>;
- TiCN – apresenta bons resultados na usinagem de aços. Desempenho satisfatório em substratos HSS e carboneto de tungstênio/ cobalto – WC/Co. Os revestimentos de TiCN possuem a característica de não propagar trincas em direção ao substrato, desenvolvendo-as ao longo de suas multicamadas, sua dureza varia entre 2800 – 3200 kg.mm<sup>-2</sup>;
- CrN – apresenta bons resultados na usinagem de cobre e nas operações de torneamento, fresamento, rosqueamento, alargamento e furação. Possui dureza entre 2000 – 2500 kg.mm<sup>-2</sup>;
- WC/C – apresenta características lubrificantes, sendo indicado especialmente para a furação e o rosqueamento de materiais que formam cavacos longos. É aplicado sobre uma camada de TiAlN. Sua aplicação em brocas torna menor o torque necessário à execução dos furos;
- MoS<sub>2</sub> – aplicado sobre revestimentos com boa resistência ao desgaste. Suas propriedades lubrificantes facilitam a remoção dos cavacos e contribuem para evitar a formação de aresta postiça de corte – APC.

ÁVILA (2003a) levantou as principais propriedades dos três revestimentos tribológicos que mais tem se destacado atualmente no revestimento de ferramentas, encontrando faixas de valores que se encontram expressas na Tab. 3.6.

Tabela 3.6  
Principais propriedades dos revestimentos TiN, TiCN e TiAlN.

Descrição	Unid.	TiN	Ti(C <sub>x</sub> N <sub>1-x</sub> )	(Ti <sub>1-x</sub> Al <sub>x</sub> )N
Microdureza	GPa	19,6-25,0	18,0-32,0	> 60% Al => 19,6-31,4 a 90% Al => 13,7
Microdureza	HK <sub>0,25</sub> GPa	23,0-29,3	-	34,6
Nanodureza	GPa	8,8-33,3	H <sub>25mN</sub> (TiC <sub>0,56</sub> N <sub>0,44</sub> ) => 46,0	25,1-40,0
Microdureza (800 °)	HK <sub>0,25</sub> GPa	-	11,0	14,0
Módulo de Elasticidade E	GPa	411-640	610 até x = 0,6 570 para x = 0,3	> 50% mol Al => 360-650
Coefficiente de Atrito	-	0,25	0,21	-
Coefficiente de Atrito Corundum	-	0,8-1,2	0,1-0,2	1,0-1,2
Condutividade Térmica	Wm <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>	30	43	22
Coefficiente de Dilatação	x10 <sup>-6</sup> K <sup>-1</sup>	9,4	-	7,5
Resistência à Oxidação	°C	500-600	400-800	800
Tensões Residuais	GPa	-2,1	-5,8 para x ≈ 0,4-0,7	-5

Fonte: ÁVILA, 2003a, p. 51.

As perspectivas para melhorias futuras nos revestimentos tribológicos podem ser resumidas a seguir (HOGMARK e JACOBSON, 2000; SANTOS e SALES, 2004): estima-se que ocorrerá um incremento na utilização do nitreto de boro cúbico monocristalino (“Cubic Boron Nitride” – CBN), em função do desenvolvimento de novas técnicas tribológicas; sendo que este material tem a segunda maior dureza entre os materiais conhecidos, alcançando valores de aproximadamente 3500 HV em temperatura ambiente e valores em torno de 1800 HV a 1000

°C (ABRÃO, 2005); os compostos  $C_xN_y$  têm a característica de apresentar dureza relativamente elevada associada à elevada elasticidade, sendo estáveis até 600 °C, acima disto perdem nitrogênio (N), sendo outro recobrimento que apresenta boas perspectivas de desenvolvimento; os revestimentos multicamadas apresentam estruturas periodicamente repetidas, formadas por dois ou mais materiais e resultam em dureza superior à dos componentes isolados. A sua estrutura lamelar obstrui a propagação de trincas. Como exemplo podemos citar os primeiros revestimentos denominados *supermulticamadas*: nitreto de titânio/nitreto de vanádio (TiN-VN) e nitreto de titânio/nitreto de nióbio (TiN-NbN).

### 3.3.2 Ferramentas de metal duro

O metal duro foi desenvolvido a partir de 1923 na Alemanha, contendo apenas carboneto de tungstênio e cobalto – WC/Co (MITSUBISHI, 2001). Desde então foi sendo aperfeiçoado, tornando-se, desde então, um dos mais notáveis materiais para a construção de ferramentas de usinagem mecânica. As velocidades de corte que até então se situavam em torno de 35  $m \cdot min^{-1}$  com o uso dos aços-rápidos, atingiram um incremento em torno de quase oito vezes, passando para valores entre 250 e 300  $m \cdot min^{-1}$  (MACHADO e DA SILVA, 1999).

Ao final da década de 1920, Schröter conseguiu produzir em laboratório o carboneto de tungstênio (WC) em pó pela primeira vez e este, misturado com o cobalto (Co) também sob a forma de pó de granulometria bastante fina, permitiu que fosse lançado comercialmente pela empresa Krupp (que desenvolveu estudos iniciados pela fabricante de lâmpadas Osram para a fabricação de filamentos), a conhecida “*Widia*™”, contração das palavras alemãs “*Wie Diamond*” ou “Como o Diamante”, devido à sua extrema dureza. A composição original do metal duro continha somente 81% WC, 6% C e 13% Co, como ligante, o que foi sendo aperfeiçoado com o desenvolvimento de pesquisas (STEMMER, 1995a).

Assim como descrito para os aços-rápidos, o metal duro recebeu ainda na década de 1930, aditivos para melhoria de suas qualidades superficiais. Os primeiros estudos sugeriram a adição de carboneto de titânio (TiC), carboneto de tântalo (TaC) e carboneto de nióbio (NbC) ao WC/Co para reduzir efeitos de desgaste de cratera durante a usinagem de aços.

Sua excelente resistência ao desgaste, elevada resistência mecânica e altos níveis de tenacidade fez com que rapidamente seu uso se propagasse, principalmente para a usinagem de ferros fundidos e materiais não ferrosos, apresentando resultados medíocres na usinagem

de aço, devido ao acelerado desgaste de cratera. Outra de suas características é a manutenção da dureza a quente, em torno de 400 HV a 1000 °C, segundo ABRÃO (2005).

Atualmente pode-se definir o metal duro como uma liga composta fundamentalmente pelo carboneto de tungstênio (WC) e cobalto (Co). TRENT e WRIGHT (2000) citam que este material contém também a adição de carbonetos de tântalo (TaC), de nióbio (NbC) e de titânio (TiC). Entretanto o carboneto de tungstênio é o principal constituinte e influencia diretamente a dureza do composto, sendo o cobalto o elemento aglomerante que influencia diretamente a tenacidade. Os carbonetos são adicionados para melhorar propriedades como a dureza a quente, a resistência ao desgaste químico e a resistência à deformação (SECO, 2004).

### 3.3.2.1 Classes e principais aplicações do metal duro

As classes de metal duro foram normalizadas pela “*International Organization for Standardization*” (Norma ISO 513, 2004), definindo-se, inicialmente, três principais grupos denominados pelas letras (P, M e K) em função de suas aplicações básicas (FERRARESI, 1977; DINIZ et al., 1999). Atualmente mais três grupos (N, S e H) englobam, além do metal duro, outros materiais para ferramenta e definem outras aplicações (WALTER, 2000, 2004; SANDVIK COROMANT, 2002a), conforme descrito a seguir:

- Classe P – compreendem os metais duros com elevado teor de TiC e TaC, o que confere elevada dureza a quente e resistência ao desgaste. São aplicados na usinagem de metais e ligas ferrosas que apresentam cavacos contínuos (ou longos) e dúteis. As ferramentas desta classe são empregadas na usinagem de aços não ligados; aços de alta liga; aços fundidos e ferros maleáveis de cavacos longos. Por formarem uma grande área de atrito entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta desenvolvem temperaturas elevadas e grande desgaste de cratera. Não são indicadas para aços inoxidáveis com estrutura austenítica.
- Classe M – neste grupo encontram-se os metais duros com propriedades intermediárias, destinados a ferramentas que tenham múltiplas aplicações. São aplicados na usinagem de metais e ligas ferrosas que apresentam tanto cavacos contínuos como cavacos curtos. São empregados na usinagem de aços inoxidáveis austeníticos, ferríticos e martensíticos; aços fundidos; aços-manganês; ferros fundidos e ferros fundidos maleáveis.

- Classe K – este grupo foi o primeiro a ser desenvolvido, e é composto principalmente por carboneto de tungstênio aglomerado por cobalto. Como este metal duro não é resistente ao desgaste de cratera, são aplicados na usinagem de metais frágeis e ligas ferrosas que apresentam cavacos curtos e ainda em materiais não-metálicos.
- Classe N – os metais duros e PCD, deste grupo, são aplicados em vários tipos de alumínio e outros metais não-ferrosos; plásticos e madeira.
- Classe S – neste grupo se encontram os metais duros e cerâmicas ( $Al_2O_3 + SiC$ ), indicados para a usinagem de ligas resistentes ao calor; ligas especiais à base de níquel ou cobalto; titânio e suas ligas; aços de alta liga e demais materiais de difícil remoção de cavacos.
- Classe H – metais duros e cerâmicas ( $Al_2O_3 + TiC$  e PCBN), para aplicações que incluem os materiais endurecidos como aço temperado; ferro fundido temperado; ferro fundido coquilhado e aço manganês.

### 3.3.2.2 Ferramentas de metal duro revestidas

Na década de 1960 foram desenvolvidos os revestimentos de dióxido de alumínio ( $Al_2O_3$ ), nitreto de titânio (TiN), camadas duplas de carboneto de titânio (TiC) e nitreto de titânio (TiN) e oxicarboneto de titânio (DINIZ et al., 1999).

A SANDVIK COROMANT lançou as primeiras ferramentas com revestimento de TiC em 1969, com produtividade de duas a três vezes maior que as não revestidas. Entretanto, no fresamento os resultados não foram bons, resultado da formação de uma camada de  $Co_3W_3C$ , denominada fase ETA, entre revestimento e substrato (DINIZ et al., 1999).

A princípio as ferramentas eram revestidas por CVD, na faixa de temperatura compreendida entre 900 e 1100 °C. Atualmente, no processo de Deposição Química de Vapor a Média Temperatura (“*Medium Temperature Chemical Vapour Deposition*” – MT CVD) esta deposição é feita a partir da acetonitrila ( $CH_3CN$ ) entre 750 e 900 °C e na Deposição Química de Vapor por Plasma Assistido (“*Plasma Assisted Chemical Vapour Deposition*” – PA CVD) entre 600 e 900 °C com descarga pulsada para catalisar a reação (SADAHIRO, em SANTOS e SALES, 2004).

Na década de 1980 o processo PVD foi adaptado para ferramentas de metal duro, uma vez que as temperaturas de deposição dos PVD se situam na faixa de 500 °C, o que também

previne a formação da fase “ETA”. Como este processo torna possível obter revestimentos com granulometria mais fina foi possível, a partir daí, o revestimento de cantos vivos.

Na década de 1980 surgiram os revestimentos multicamadas, formados por combinações de TiC, TiCN, TiN e Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> com espessura total até 10 µm. Durante esta década as espessuras de cada camada foram reduzidas com elevação de dureza, devido à redução do tamanho dos grãos dos revestimentos. A maior resistência do Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> a todos os mecanismos de desgaste está relacionada com a sua inércia química e a menor condutividade térmica entre os revestimentos citados.

No processo CVD a nucleação do revestimento se dá pelo processo de interdifusão. Os elétrons bombardeados por plasma geram defeitos na estrutura cristalina do substrato, favorecendo a difusão do material do revestimento e, por consequência, melhoram a adesividade. Para aplicar os revestimentos de diamante, procura-se remover o cobalto da superfície por meio de um ataque e um tratamento térmico superficial antes da deposição. Segundo SANTOS E SALES (2004), além dos revestimentos descritos, têm sido estudados os revestimentos contendo carboneto de silício (SiC) pela técnica CVD.

As principais características de alguns dos revestimentos citados, segundo HOLMBERG e MATTHEWS (1994); DINIZ et al. (1999), ABELE e DORR (2002) e SANTOS e SALES (2004), são:

- TiC – o carboneto de titânio tem pouca tendência à difusão e também está entre os revestimentos mais duros atualmente em uso. Sua dureza se situa em torno de 3000 HV (STEMMER, 1995a), por este motivo, são muito utilizados como primeira camada de contato com o substrato, quando utilizado em revestimentos multicamadas, pois garante uma ótima coesão com o mesmo. Este material tem ainda menor coeficiente de atrito que os metais duros convencionais;
- TiN – indicado em casos em que peças de diferentes materiais são usinadas pela mesma ferramenta, apresentando boa relação custo-benefício como principal aspecto positivo. Proporciona baixos coeficientes de atrito entre cavaco e a ferramenta quando utilizado na usinagem de materiais ferrosos, com geração de cavacos de menores comprimentos. Tal se deve ao fato de ser quimicamente estável e ter menor tendência a fenômenos de difusão com estes. Na usinagem de alumínio (Al), cobre (Cu) e suas ligas ocorre o inverso, devido à elevada afinidade química do titânio (Ti) com estes materiais, predominando a adesão e a difusão;

- $\text{Al}_2\text{O}_3$  – também conhecida como alumina é um componente que, quando usado nos revestimentos, confere aos mesmos resistência ao desgaste, alta dureza a quente e inércia química, mesmo em altas temperaturas. Ao agir como uma barreira térmica para a superfície da ferramenta faz com que o calor gerado seja conduzido mais para o cavaco e menos para o conjunto ferramenta/dispositivos de fixação. Tem ótima resistência contra a craterização;
- TaC – material de boa tenacidade e que confere boa resistência aos cantos vivos.

A escolha do método de revestimento leva em conta não apenas os fatores tecnológicos. Os fabricantes consideram a produtividade e os custos de fabricação na escolha da metodologia de fabricação mais adequada, para cada tipo de revestimento, seja ele de camada única ou multicamada.

LÖFFLER (1999) cita que o número de diferentes processos e sistemas de recobrimento tem aumentado continuamente e, para atender a este crescimento, são necessários vários métodos para investigar as propriedades mecânicas dos novos filmes. Cita que os métodos mais utilizados não são baseados apenas nos métodos tradicionais de desgaste como pino sobre disco mas também incluem testes de corrosão, adesão, reações térmicas, erosão, cavitação por meio de um gerador de ultra-som e testes de impacto e dureza. WESTERGARD et al. (2000) também destacam a importância dos testes de erosão por partículas secas e testes de dobramento.

A Tab. 3.7 apresenta uma relação de propriedades físicas de alguns dos revestimentos mais usualmente empregados em ferramentas de usinagem, permitindo a avaliação das principais potencialidades de cada um (SHARMAN em URBANSKI et al., 2000; BALZERS, 2007).

Novos revestimentos têm sido continuamente desenvolvidos, agregando propriedades úteis aos processos de usinagem. Pode-se citar como exemplo o nitreto de cromo alumínio – AlCrN – “Alcrona<sup>TM</sup>”, com alta resistência à oxidação e dureza a quente, que proporciona elevada resistência ao desgaste, e é indicado para o torneamento e o fresamento de aços. Proposto pela BALZERS (2007) para substituir os recobrimentos à base de titânio, em especial onde as velocidades de corte elevadas e médias são utilizadas (ENDRINO e DERFLINGER, 2005).

Segundo MO et al. (2007) a aplicação do AlCrN é obtida pelo processo PVD. Após testes como desgaste sobre disco e desgaste por meio de movimentos alternados, entre outros, concluíram que as suas propriedades superam de maneira significativa as propriedades dos

recobrimentos de TiAlN. O AlCrN apresenta menores coeficientes de atrito e menores taxas de desgaste que o TiAlN, apresentado também melhores características de antioxição, menor lascamento e descamação e maior facilidade de remoção de partículas resultantes do processo de corte.

Por apresentarem excelentes resultados na usinagem em velocidades de corte muito elevadas, avaliadas entre 210 e 410 m.min<sup>-1</sup> (LIN e al., 2007), este recobrimento permite maior vida de ferramenta mesmo em condições extremamente severas. Embora apresente ótimos resultados na usinagem a seco, citam que a aplicação de fluidos de corte aumentou proporcionalmente a vida da ferramenta em função do aumento da velocidade de corte, reduzindo a evolução do desgaste consideravelmente.

Tabela 3.7

Propriedades físicas de revestimentos de ferramentas de usinagem.

Revestimento	Dureza a Temperatura Ambiente (HV)		Resistência à Oxidação (°C)		Coeficiente de Atrito Contra o Aço a Seco	
	a	b	a	b	a	b
TiN	1930-2200	2300	600	-	0,4-0,5	0,4
CrN	1650-2150	1750	700	-	0,5	0,5
TiCN	2700-3000	3000	400	-	0,3	0,4
TiAlN	3000-3500	3300	800	-	0,7	0,25 – 0,4
TiAlCrYN	2700		950		0,8	
TiN/AlN	4000		950		-	
TiAlCN	3200		600		-	
AlTiN	2700	3000	840	-	0,42	0,4
AlCr	-	3000-3200	-	-	-	0,25-0,35
AlCrN	-	3200	-	-	-	0,35

Fonte: (a) SHARMAN em URBANSKI et al., 2000, p. 396  
(b) BALZERS, 2007.

Segundo WILLMANN et al. (2006), o AlCrN, além de possuir elevada resistência ao desgaste e dureza, tem como características a capacidade de resistir às condições extremas de corte e bom comportamento tribológico, ou seja, por possuir excelente estabilidade térmica possui

elevada resistência à oxidação e excelente desempenho em testes de usinagem à elevadas temperaturas. Outro revestimento que se destaca é o alumínio-cromo – AlCr, da BALZERS (2007), com a denominação “*Helica*<sup>TM</sup>”, indicado para o revestimento de pontas de brocas, que atinge a dureza de 3000 HV. É indicado para processos de furação de ferros fundidos e aços pela sua elevada resistência à abrasão e baixa adesão. ENDRINO et al. (2007) citam que revestimentos com AlCr e AlCrN podem ser aplicados, com sucesso, em ferramentas de forjamento e estampagem, devido à capacidade de redirecionarem o calor gerado na interface peça / ferramenta.

### 3.3.3 Ferramentas cerâmicas

As cerâmicas empregadas em usinagem se encontram divididas em dois grandes grupos sendo o primeiro formado pelas cerâmicas óxidas, a base de alumina ( $Al_2O_3$ ) e o segundo formado pelas cerâmicas, a base de nitreto de silício ( $Si_3N_4$ ). As cerâmicas são compostas de elementos metálicos e não metálicos na forma de óxidos, carbonetos e nitretos, em variadas composições e formatos.

Sob adequadas condições, as velocidades de corte das cerâmicas podem superar as velocidades de corte dos metais duros entre quatro e cinco vezes, com benefícios em economia de tempos de usinagem e redução de custos.

Dentre as principais propriedades das cerâmicas destacam-se (MACHADO e DA SILVA, 1999):

- Capacidade de suportar elevadas temperaturas;
- Elevada dureza e resistência ao desgaste;
- Baixa condutividade térmica;
- Boa estabilidade química e térmica;
- Boa resistência à fluência;
- Alta resistência à compressão;
- Baixa resistência à tração;
- Elevada fragilidade.

### 3.3.3.1 Cerâmicas à base de alumina

A obtenção das cerâmicas à base de alumina, também conhecida como coríndon, é a obtenção de uma forma estável “ $\alpha$ ” da alumina. Os materiais necessários à fabricação são moídos até a obtenção de finíssimos pós, cujas partículas têm dimensões abaixo de 5  $\mu\text{m}$ . A composição do pó será determinante para o resultado obtido, podendo conter  $\text{Al}_2\text{O}_3$  a 99,98% de pureza, denominadas cerâmicas puras, que podem atingir valores de dureza entre 1550 e 1700 HV (TRENT e WRIGHT, 2000), entretanto atualmente não tem sido usadas em processos industriais. De maneira geral podem conter uma composição de 89 a 99% de  $\text{Al}_2\text{O}_3$  e o restante de outros elementos como o óxido de silício ( $\text{SiO}_2$ ), o óxido de magnésio ( $\text{MgO}$  – para inibir o crescimento dos grãos), o óxido de cromo ( $\text{Cr}_2\text{O}_3$ ), o óxido de níquel e o óxido de titânio ( $\text{TiO}_2$ ), para aumentar a resistência mecânica, ou ainda outras misturas. Uma vez definida a mistura ideal, estas são então fortemente prensadas e aquecidas a temperaturas em torno de 1700 °C quando, então, ocorre a sinterização e estas passam por uma contração progressiva, fechando a estrutura entre os componentes e reduzindo a porosidade da mistura (FERRARESI, 1977; STEMMER, 1995a).

O surgimento dos primeiros aditivos ocorreu na década de 1970, com percentuais bastante elevados de carboneto de titânio (TiC), podendo conter ainda a presença de nitreto de titânio (TiN), de carboneto de tungstênio (WC) ou de óxido de zircônio ( $\text{ZrO}_2$ ), para conferir tenacidade à cerâmica, que mesmo assim deixam a desejar neste quesito.

A adição do carboneto de titânio resulta no que se denomina cerâmica mista ou cerâmica preta, o que melhora de maneira significativa a dureza e a resistência ao desgaste, permitindo excelentes resultados no desbaste e no acabamento de aços laminados, com incremento de três a seis vezes os resultados que o metal duro apresenta (MACHADO e DA SILVA, 1999).

### 3.3.3.2 Cerâmicas à base de alumina reforçada com carboneto de silício

Esta composição surgida na década de 1980, foi bem aceita pelo mercado, pois à base cerâmica de  $\text{Al}_2\text{O}_3$  foram acrescentados em torno de 20 % de carboneto de silício (SiC) sob forma de longos cilindros com dimensões aproximadas de 10 a 80  $\mu\text{m}$  de comprimento e 0,5 a 1  $\mu\text{m}$  de diâmetro (KOMANDURI, 1988). Devido à forma lamelar destes cilindros de carboneto de silício, estas cerâmicas receberam a denominação de “*whiskers*”. De elevada resistência, esta estrutura lamelar age como inibidora da propagação de trincas na alumina, elevando assim a tenacidade do material.

Além de maior resistência ao choque térmico, propriedade obtida pela maior condutividade térmica do carboneto de silício em comparação com a alumina, as propriedades, consideradas excepcionais, permitem a aplicação na usinagem de aços duros, aços inoxidáveis e superligas de níquel (SMITH, 1986 em MACHADO e DA SILVA, 1999).

### 3.3.3.3 Cerâmicas à base de nitreto de silício

O nitreto de silício ( $\text{Si}_3\text{N}_4$ ) surgiu na década de 1980 e, segundo MACHADO e DA SILVA (1999), é obtido por meio de cristais de nitreto de silício com uma fase intergranular de cristais de vidro ( $\text{SiO}_2$ ) que são sinterizados na presença da alumina, do óxido de ítrio ( $\text{Y}_2\text{O}_3$ ), óxido de magnésio ( $\text{MgO}$ ) e outros componentes. Este material permite excelentes resultados ao se usinar ferros fundidos e ligas de níquel. Não é recomendado, entretanto, para a usinagem de aços devido à interação química com o ferro (Fe) quando o processo de usinagem atinge elevadas temperaturas.

No grupo de cerâmicas à base de nitreto de silício encontra-se também uma cerâmica com a adição óxido de alumínio, o que confere à mesma elevada densidade. Esta é também conhecida por meio de sua marca registrada como “*Sialon*<sup>TM</sup>” apresentando bons resultados na usinagem de aços e excelente desempenho quando da usinagem de superligas de níquel (MACHADO e DA SILVA, 1999). Como estas cerâmicas possuem boa resistência ao desgaste e bom comportamento quanto à tenacidade, superando as cerâmicas a base de alumina, podem ser usadas nos processos de fresamento.

Alguns procedimentos são sugeridos para o melhor aproveitamento das cerâmicas em geral: deve-se evitar o uso do fluido de corte ou, se imprescindível, deve-se usá-lo em abundância, ou seja, na maior vazão que o sistema de bombeamento de fluidos de corte do equipamento permite, para minimizar os efeitos do processo de aquecimento e resfriamento cíclico inerentes ao fresamento; as condições de corte devem ser otimizadas, ou seja, devem ser utilizadas as condições máximas de velocidade de corte, avanço e profundidade ou largura de usinagem recomendadas pelo fabricante das ferramentas; os sistemas de fixação devem estar em ótimo estado e devem apresentar robustez de construção; as máquinas devem estar em condições ótimas, sem folgas ou vibrações. A resistência das cerâmicas, baseada em sua geometria de construção, segue a seguinte ordem, começando pela forma mais rígida: circular, quadrada, losangular e triangular. Nesta ordem, as primeiras formas possuem menos pontos de concentrações de tensão e, por consequência, possuem maior resistência estrutural.

### 3.3.4 Ferramentas cermet

Os cermets são materiais compósitos cerâmica-metal nos quais um determinado carboneto, de elevada dureza, é envolvido em uma matriz de um metal que exerce a função aglutinadora das partículas (CALLISTER, 2002). Os cermets podem ser definidos como compostos de fase cerâmica e fase metálica numa microestrutura heterogênea. Segundo SCHNEIDER (1989), a fase cerâmica, selecionada a partir de materiais com elevada dureza a quente e resistência à oxidação, é sinterizada em metal ou liga metálica a alta temperatura, o que lhe confere ductilidade e tenacidade. Os componentes metálicos do compósito conferem tenacidade ao material e agem isolando as partículas de carbonetos umas das outras, prevenindo a propagação de trincas de partícula para partícula, uma vez que estas, embora proporcionem uma superfície de corte de elevada dureza, são extremamente frágeis e não suportam, por si só, as tensões de corte. A palavra cermet deriva exatamente das expressões cerâmica mais metal.

Os cermets são obtidos pela metalurgia do pó e podem ser constituídos principalmente de carbonetos e nitretos de titânio (TiC; TiN) utilizando, quase sempre, o níquel (Ni) como elemento ligante. D'ERRICO et al. (1997) citam que uma combinação balanceada de dureza e tenacidade é obtida com compostos à base de carbonitreto de titânio (TiCN), carboneto de tungstênio (WC) e carboneto de molibdênio (Mo<sub>2</sub>C), sinterizados com o níquel (Ni) e o cobalto (Co). Durante o processo de sinterização a presença de carbonetos de titânio e demais óxidos presentes na mistura inibem o crescimento dos grãos, conferindo elevada dureza.

O cermet possui bons níveis de tenacidade e resistência a impactos; elevada resistência ao desgaste nas arestas de corte e elevada resistência a craterização, por possuir alta dureza a elevadas temperaturas e grande estabilidade química, com pouca tendência à difusão. É possível encontrar também outros elementos, presentes na sua composição, como: o alumínio (Al) e o molibdênio (Mo) e ainda alguns compostos como: carboneto de tântalo (TaC), carboneto de nióbio (NbC), carboneto de vanádio (VC), nitreto de alumínio (AlN), nitreto de tântalo (TaN), entre outros (SCHNEIDER, 1989; STEMMER, 1995a; D'ERRICO et al., 1997; MACHADO e DA SILVA, 1999).

Como os cermets têm baixa condutividade térmica e grande coeficiente de expansão volumétrica, elevadas temperaturas são geradas no contato entre a ferramenta e o cavaco, com grande expansão de material nesta região, o que prejudica o desempenho do processo de usinagem (MACHADO e DA SILVA, 1999). Estes fatores fazem com que os cermets tenham

um baixo coeficiente de resistência aos choques térmicos, ao se comparar com o mesmo coeficiente do metal duro, como apresentado na Tab. 3.8. Este coeficiente pode ser expresso como sendo a condutividade térmica multiplicada pela resistência à tração e dividida pelo coeficiente de dilatação e pelo módulo de elasticidade do material estudado (MACHADO e DA SILVA, 1999).

Tabela 3.8  
Comparação de propriedades físicas do cermet (TiC) com o metal duro (WC).

Propriedades Físicas	Cermet	Metal Duro
Dureza (HV)	3200	2100
Energia Livre de Formação (kcal/g – atm 1000 °C)	- 35	- 10
Solubilidade no Ferro (wt% a 1250 °C)	0,5	7
Temperatura de Oxidação (°C)	1100	700
Condutividade Térmica (cal/cm.s.°C)	0,052	0,42
Coefficiente de Dilatação Térmica (10 <sup>-6</sup> /°C)	7,2	5,2
Coefficiente de Choque Térmico	1,9	27,1

Fonte: MACHADO e DA SILVA, 1999, p. 141-142.

Devido ao fato de possuir elevadas concentrações de titânio, apresenta afinidade química com a maioria dos metais não ferrosos, inviabilizando o seu uso como ferramenta de corte nestes materiais, mas permitindo ampla aplicação na usinagem de materiais ferrosos. Segundo SHAW (1984), as ferramentas de cermets também tem grande aplicação em processos de usinagem a alta velocidade ou usinagem rápida (“*High Speed Machining*” – HSM) de aços endurecidos, que não estejam submetidos a choques mecânicos durante o processo de usinagem. Além dos aços, D’ERRICO et al. (1997) citam que o cermet tem boa aplicação na usinagem do ferro fundido cinzento. Estes citam ainda que o TiCN é o principal elemento responsável pela resistência das pastilhas cermet ao desgaste de flanco. O aumento das concentrações de NbC e TaC também melhoram esta propriedade.

A alternância de temperaturas altas e baixas também são fatores para criar falhas por trincas nas ferramentas, devido à variação volumétrica cíclica. Assim, dá-se preferência aos cermets para usinagem de acabamento e superacabamento de ferrosos, em especial os ferros fundidos e os aços endurecidos, devido às pequenas áreas de contato entre o cavaco e a ferramenta, podendo trabalhar com altas velocidades de corte mas, necessariamente, devem ser utilizados com pequenos avanços e pequenas profundidades de usinagem.

Segundo MACHADO e DA SILVA (1999), os cermets fazem parte de um grupo de materiais utilizados na fabricação de ferramentas com características intermediárias entre as características dos metais duros e das cerâmicas.

### 3.3.5 Ferramentas de diamante

A obtenção do diamante sintético se dá pela sujeição do carbono, sob a forma de grafite, a elevados valores de pressão (em torno de 7 GPa) e temperatura (em torno de 2000 °C). Os átomos de carbono que possuem um arranjo de forma hexagonal, passam a possuir uma estrutura cristalina cúbica de face centrada após a compressão.

A principal característica destes diamantes sintéticos é a sua anisotropia, ou seja, suas propriedades mecânicas como dureza, resistência e módulo de elasticidade variam com a direção de sollicitação. Assim sua preparação deve levar em conta que a lapidação deve se dar na direção de mínima dureza e a montagem no porta-ferramenta deve ser feita de forma que as forças de usinagem sejam direcionadas na direção de máxima dureza. São indicados na usinagem de metais como bronze, cobre, ligas de estanho e ainda borrachas duras e macias, vidro, plásticos e pedras (STEMMER, 1995a). A usinagem de ferros e aços é inviável, em função da afinidade com o carbono.

As primeiras ferramentas de diamante sintético policristalino (“*Polycrystalline Compact Diamond*” – PCD) a serem comercializadas surgiram no início da década de 1970. São obtidas por sinterização de partículas sintéticas de diamante, obtidas com pós de granulação muito fina, para obtenção de resultado de máxima densidade e homogeneidade. A sinterização destas partículas se dá com pós de cobalto, que age como solvente para conferir adesão, em processos de alta pressão (em torno de 7000 MPa) e altas temperaturas (entre 1400 e 2000 °C). Normalmente são depositadas em substratos de metal duro em camadas em torno de 0,5 mm de espessura, denominadas plaquetas, ou afixadas, por meio de brasagem, a porta-ferramentas (STEMMER, 1995a).

Dentre suas propriedades destacam-se: o elevado valor de condutividade térmica (um a cinco vezes o valor do metal duro classe K), dificultando a formação de pontos quentes nas ferramentas; a altíssima dureza (aproximadamente quatro vezes a do metal duro classe K e três vezes a da alumina); elevada resistência ao desgaste por abrasão e tenacidade elevada, se comparada aos materiais cerâmicos, mas menor que a tenacidade dos metais duros.

Podem ser utilizadas na usinagem de metais leves como cobre e suas ligas, latão, bronze, estanho, etc, ou diversos tipos de plásticos, asbesto, fibras de carbono, carvão, grafite e metal duro pré-sinterizado. Podem ser utilizadas tanto para desbaste quanto para acabamento. Entre suas aplicações se destaca a usinagem de alumínio e alumínio-silício (STEMMER, 1995a).

### 3.3.6 Ferramentas de nitreto cúbico de boro

Os cristais de nitreto cúbico de boro, sintetizados pela primeira vez em 1957 (ABRÃO, 2005), estão entre os mais duros materiais existentes, sendo superados apenas pelos diamantes. Segundo STEMMER (1995a), este material sintético é obtido pela reação de halogenetos de boro com amoníaco. Assim como ocorre no caso do carbono/diamante, existe uma forma de menor dureza, com estrutura hexagonal cristalina igual à do grafite e uma forma mais dura, cúbica, de estrutura idêntica à do diamante.

Assim como o carbono, a estrutura do nitreto de boro pode apresentar-se na forma hexagonal; na forma de grafite e na forma cúbica, também conhecida como wurtzite ou hexagonal duro.

O CBN é quimicamente mais estável que o diamante pois, enquanto o CBN é estável até temperaturas em torno de 1200 °C, o diamante inicia um processo de grafitação a 750 °C. O processo de fabricação do CBN é muito semelhante ao processo de obtenção do diamante policristalino: as partículas de nitreto de boro cúbico são sinterizadas a altas pressões e altas temperaturas, na presença de um ligante, fixando-se numa base de metal duro em espessuras em torno de 0,5 mm. Também podem ser obtidas pastilhas que são fixadas por brasagem em portas-ferramenta.

Sua aplicação é direcionada aos aços duros, entre 45 e 65 HRC; aços-rápidos; ligas resistentes a temperaturas elevadas à base de níquel e cobalto e usinagem de revestimentos duros, com elevadas porcentagens de carbonetos de tungstênio ou cromo/níquel.

Podem ser usados em cortes interrompidos, cortes pesados e na remoção de superfícies de peças que foram obtidas por forjamento, peças fundidas em geral ou ferro fundido obtido por coquilhamento.

O processo de obtenção do nitreto cúbico de boro policristalino (*“Polycrystalline Cubic Boron Nitride”* – PCBN) tem certa semelhança com o processo de obtenção do PCD, ou seja, o pó de CBN é submetido a extremas pressões e elevadas temperaturas, com a adição de solventes para a sinterização e de catalisadores para a transformação da forma hexagonal para a forma cúbica. Isto é possível por meio de dispositivos, entre eles o denominado pressurizador cúbico, que emprega seis punções, de forma a aplicar a pressão nos seis lados do cubo, de forma simultânea, sendo que pelo menos um deles se encontra com elevadas temperaturas, fazendo com que o pó se sinterize e se transforme em PCBN (ABRÃO et al., 1993).

Dessa forma, a constituição do nitreto de boro cúbico policristalino pode ser descrita como sendo formada por partículas de CBN e partículas de aglomerante que são aderidas a um substrato, geralmente metal duro.

Dentre as propriedades que se destacam estão: a elevada dureza, superada apenas pela dureza do diamante; a tenacidade elevada, que é similar à dos materiais cerâmicos com base em nitretos e duas vezes a tenacidade da alumina; estabilidade termoquímica até temperaturas em torno de 1200 °C, bem maiores que as temperaturas admissíveis com o uso do diamante, podendo assim usinar as ligas ferrosas sem a intensidade do desgaste por difusão que ocorrem com o diamante (STEMMER, 1995a).

Na Tab. 3.9 estão consolidadas as principais características mecânicas e propriedades físicas dos materiais mais comumente utilizados na confecção de ferramentas de usinagem mecânica.

Tabela 3.9  
 Comparação de propriedades físicas e características mecânicas  
 de materiais utilizados em ferramentas de usinagem.

Propriedades	Metal Duro	Cerâmica Branca	Cerâmica Mista	Whisker Reforçada	Nitreto de Silício	PCBN	PCD
Composição	94wt%	90-95%	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	75%	77%	98%	PCD
Típica	WC	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	30%	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub>	CBN	0-18%
	6wt%	5-10%	TiC	25%	13%	2%	Co
	Co	ZrO <sub>2</sub>	5-10%	SiC	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	AlB <sub>2</sub> /AlN	
			ZrO <sub>2</sub>		10%		
					Y <sub>2</sub> O <sub>3</sub>		
Densidade (g.cm <sup>-3</sup> )	14,8	3,8 - 4,0	4,3	3,7	3,2	3,1	3,4
Dureza a RT (HV)	1700	1700	1900	2000	1600	4000	8.000 – 10.000
Dureza a 1000 °C (HV)	400	650	800	-	900	≈ 1800	-
Tenacidade (MPa.m <sup>1/2</sup> )	10	1,9	2	8	6	10	7,9
Condutividade Térmica (W.m <sup>-1</sup> . °C <sup>-1</sup> )	100	8 – 10	12 - 18	32	23	100	120
Módulo de Young (kN.mm <sup>-2</sup> )	630	380	420	390	300	680	925
Coefficiente de Expansão Térmica (x 10 <sup>-6</sup> .K <sup>-1</sup> )	5 - 6	8,5	8	6,4	3,2	4,9	3,8

Fonte: ABRÃO et al.,1993, p. 2.

### 3.4 Fresamento de moldes e matrizes

Dentre as técnicas de usinagem empregadas para a geração das cavidades, destaca-se, atualmente, o fresamento em centros de usinagem pelo método do contorno (SANDVIK COROMANT, 2002a), em contraposição ao método convencional de fresamento em cópia. O fresamento em contorno utiliza um valor da dimensão  $Z$  constante, com deslocamentos nos eixos  $X$  e  $Y$  com transições suaves e que permitam o contato constante das arestas da ferramenta. O fresamento em contorno também permite deslocamentos no eixo  $Z$ , com aplicação de técnicas baseadas nos modernos sistemas CAD/CAM. Esta metodologia permite que a velocidade efetiva de corte seja controlada de modo mais fácil, permitindo o uso de faixas de avanço mais elevadas e usinagem em fresamento concordante. Como resultado tem-se o aumento da segurança na usinagem, vida útil maior para as ferramentas, qualidade superior e produtividade mais elevada, uma vez que as ferramentas e a máquina são utilizadas em seu desempenho pleno. Este fabricante sugere que o fresamento deve permanecer em corte contínuo o tanto quanto for possível para menor desgaste da ferramenta melhorando a qualidade da geometria da matriz ou molde usinado resultando, também, num menor tempo de polimento manual.

O sentido de corte das ferramentas deve ser minuciosamente avaliado. Ao serem efetuados trabalhos no sentido concordante, a ferramenta inicia o corte com maior remoção de material e, portanto maior espessura de cavaco, mas se beneficia de uma saída com menor espessura e menores esforços de tração. Na utilização do sentido discordante tem-se basicamente o contrário e ferramentas de metal duro, CBN, cerâmicas e diamante tendem a apresentar microlascas ao se submeterem a estes esforços por não possuírem elevada resistência às tensões de tração (DINIZ et al., 1999).

No fresamento concordante a ferramenta inicia o corte gerando um cavaco de grande espessura, o que evita o efeito de brunimento, gerando menos calor e menor encruamento por deformação plástica, segundo o catálogo do fabricante (SANDVIK COROMANT, 2005), dessa forma, a escolha do sentido de fresamento, se discordante ou concordante, também é muito importante no efeito da geração de calor. De uma maneira geral, o fresamento discordante produz maior quantidade de calor, com conseqüente redução na vida útil da ferramenta, uma vez que a ferramenta trabalha sob forças de tração. Assim são geradas forças radiais maiores, que têm efeito negativo nos rolamentos do fuso da máquina (SANDVIK COROMANT, 2002a).

OLIVEIRA et al. (2004) apresentam um estudo de caso de utilização de integração CAD/CAM para fresamento de cavidade de molde de injeção para a geração do programa CNC. Neste trabalho os autores expõem a necessidade de manutenção de movimentos de transição suave para que as ferramentas estejam sempre em contato com a superfície a ser usinada, o que exige, várias vezes, alguns acertos para evitar transições bruscas, não previstas nos manuais dos fabricantes de softwares, tais como criação de arcos para aproximação e saída de ferramentas, suavização de trajetórias e outras medidas que aliam a prática e as técnicas propostas pelos softwares. A escolha de estratégias adequadas de fresamento, para a programação CNC, exerce influência tanto qualitativa quanto econômica no resultado do fresamento segundo ARNTZ (2007), que afirma ainda que existe uma tendência de aumento do fresamento de aços endurecidos, para produção de moldes e matrizes, em até 20% nos próximos anos.

HELLENO e SCHÜTZER (2003) efetuaram estudos sobre as diversas programações e linguagens de comando numérico existentes, compreendendo os sistemas de transmissão de dados entre os sistemas CAD/CAM e as máquinas. Os métodos mais conhecidos de interpolação de trajetórias são: interpolação linear, interpolação circular, “spline”, Bézier, “B-spline” e NURBS. Concluíram, entretanto, que nem sempre os diversos tipos de curvas de movimentação das ferramentas sobre o corpo de prova a fresar, por meio da interpolação de trajetórias, possuem facilidade de interpretação pelos comandos disponíveis.

A definição de melhores estratégias de usinagem, especialmente para os casos de fresamento de cavidades, tem se tornado de grande importância, tanto pela possibilidade de melhoria no acabamento das superfícies fresadas como no aumento de vida das ferramentas (OLIVEIRA et al., 2003). TOH (2004a, 2004b) classifica em três principais grupos os possíveis percursos de fresamento, conforme apresentado na Fig. 3.2. O primeiro deles, denominado compensação em hélice (“offset”) e apresentado esquematicamente na Fig.3.2a, propõe que a ferramenta percorra um caminho, a partir de uma das bordas, em forma de hélice, afastando-se de um dado valor em relação ao último passe, menor que o diâmetro da ferramenta, até o alcance do centro da peça a usinar, com a vantagem de sempre manter contato entre ferramenta e peça. Na segunda proposta à qual denominou de varredura de direção alternada (Fig. 3.2b), o percurso se inicia em uma das bordas e, por meio de passes alternados percorre toda a superfície a fresar, também em constante contato com a peça. Esta proposta, entretanto, alterna as condições de corte concordante para discordante a cada passe. No último grupo (Fig. 3.2c) tem-se a estratégia de varredura unidirecional, que se assemelha ao processo

anterior. Entretanto, embora a ferramenta possa trabalhar em condição de corte sempre concordante ou sempre discordante, a ferramenta necessita se afastar da peça a usinar, a cada passe executado.

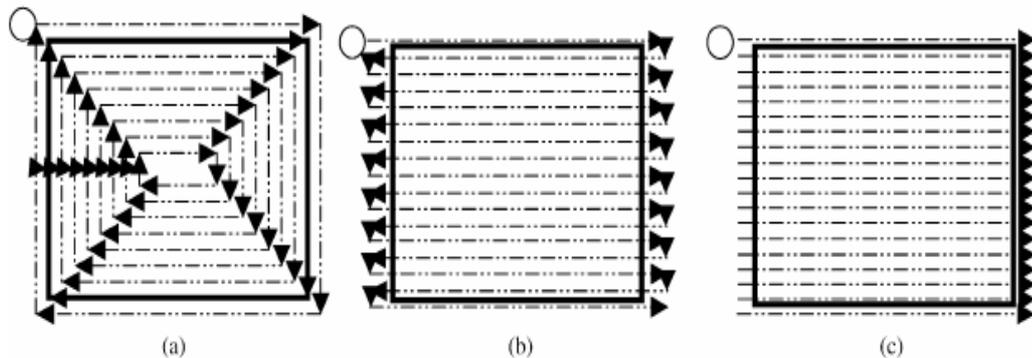


Figura 3.2 – Principais tipos percursos de usinagem. (a) compensação em hélice, (b) varredura de direção alternada e (c) varredura unidirecional.

Embora os métodos de varredura apresentem vantagens, produzem uma pequena marca entre os passes, minimizada no processo de compensação em hélice.

Ao se usinar aços de elevada dureza, se o objetivo for a realização de desbaste rápido e da maneira mais econômica, TOH (2004b) sugere a varredura de direção alternada, uma vez que permite elevado volume de remoção de material e menor tempo de usinagem, com valores elevados de profundidade de usinagem (10-20 mm).

Alguns métodos são sugeridos por SANDVIK COROMANT (2002a) para abertura de cavidades. Dentre estes, destacam-se: o fresamento em rampa em dois eixos, o fresamento em rampa em três eixos e o mandrilamento por interpolação circular em hélice.

- Fresamento em rampa em três eixos: é um método que permite um processo de corte suave e sucessivo sem mudanças bruscas ou rápidas na direção do avanço. É útil na usinagem de materiais duros, como é o caso dos aços para matrizes e moldes, e no processo HSM.

Este método consiste na alimentação da ferramenta num percurso de corte em formato de hélice, na direção axial do eixo árvore, sendo considerado como o melhor quando é possível alcançar os níveis axiais no fresamento de cavidades. Os fabricantes de ferramenta não recomendam a realização de pré-furação nestes

processos devido ao tempo gasto na troca das ferramentas e devido à entrada de cavacos nestes furos, o que leva a quebra das ferramentas.

- Fresamento em rampa em dois eixos: para se alcançar uma profundidade axial total de corte, é possível utilizar um dos melhores métodos, que é o fresamento em rampa linear nos eixos X, Y e Z. Este método permite iniciar o processo de retirada de material de fora para dentro ou vice-versa, em função das formas da matriz, sendo importante verificar a retirada dos cavacos da melhor forma. Por exemplo, quando o corte é concordante deve ser realizado em corte contínuo.
- Mandrilamento por interpolação circular em hélice: este comando de mandrilamento por interpolação circular em hélice é obtido diretamente por programação, conforme o Manual de Programação e Operação do Centro de Usinagem com o comando Siemens 810D (INDÚSTRIAS ROMI S.A., 2003).

TOH (2005) conclui que existem três principais estágios no fresamento de matrizes e moldes. O primeiro é o desbaste, onde a retirada de material deve ser feita da maneira mais rápida possível, por razões econômicas. E segundo deve ser feito um semi-acabamento de forma a garantir uma taxa de remoção consistente para preparar a peça para, finalmente no terceiro e último estágio, passar pelo acabamento, onde a ênfase é a *exatidão de medição* (INMETRO, 2000), prevenção quanto a desvios de forma e cuidados com a qualidade do acabamento superficial. Conclui também que à medida que o processo de fresamento vai dando forma à peça que se quer usinar, os mapas de contorno da ferramenta vão se alterando para se obter o melhor rendimento a cada novo passe, com significativos resultados.

PASINI e ZEILMANN (2004) compararam as metodologias de fresamento à alta velocidade (HSM) com fresamento convencional associado à eletroerosão por penetração, de matrizes de forjamento, analisando a durabilidade das matrizes, seu acabamento e, principalmente, os custos por peça de boa qualidade produzida. A eletroerosão é um processo térmico que usa descargas elétricas para remoção de material e, assim, gerar superfícies em peças feitas com materiais condutores, tendo aplicação na fabricação de matrizes e moldes (BENEDICT, 1987). PASINI e ZEILMANN (2004) concluíram que o HSM apresentou melhores resultados devido às evoluções tecnológicas obtidas em máquinas ferramenta, aplicação de ferramentas de corte de melhor desempenho (a maioria delas com revestimentos tribológicos) e aplicação de técnicas mais atuais para emprego na manufatura das citadas matrizes.

Uma preocupação presente nos processo de usinagem é a influência do calor tanto nas ferramentas de usinagem como na superfície da peça que se pretende usinar. Nos materiais duros, como é o caso dos aços para matrizes e moldes, esta preocupação é ainda maior. SKOPECEK et al. (2004) estudaram estes fenômenos no fresamento de materiais endurecidos e propuseram medidas para minimizar ou evitar estas influências uma vez que, se forem escolhidos valores não otimizados, poderão ser atingidos níveis de calor na faixa de recozimento na superfície das peças. Como grande parte do calor gerado é retirado pelo cavaco quando se utilizam altas velocidades de corte, este fator é minimizado. Os autores propuseram fórmulas para se calcular a temperatura superficial das peças em função dos vários parâmetros de corte.

WANG e ZHENG (2003) estudaram a influência da dureza do aço AISI H13 no fresamento, com utilização de fresas de metal duro revestido do tipo ponta esférica. Avaliaram, entre outras, a força de usinagem e a rugosidade obtida. Utilizaram dois tipos de peças cujo tratamento térmico resultou em dureza de 20 HRC e 41 HRC, respectivamente, e concluíram que a superfície obtida no material com maior dureza foi significativamente melhor do que a fresada com o material com menor dureza, independente da velocidade de corte empregada. Na usinagem do material de menor dureza, em velocidades de corte mais baixas, provocou a formação de aresta postiça de corte, fazendo com que apresentasse pior acabamento do que o material mais duro. Na usinagem do material com dureza 20 HRC, se constatou que o aumento da velocidade de corte resultou numa superfície com menor rugosidade. As forças de usinagem obtidas nos testes efetuados invariavelmente resultaram em maiores valores quando da usinagem do material mais macio. Tal se deve ao fato de que o material de menor dureza sofre maior deformação no processo de arrancamento.

#### 3.4.1 Usinagem à alta velocidade

Produzir peças no menor tempo possível sempre foi um dos objetivos primordiais das empresas. Nos últimos anos, a indústria metal-mecânica tem se empenhado ainda mais neste objetivo e, no que se relaciona à área de usinagem mecânica, a denominada usinagem em elevadas ou altíssimas velocidades, também conhecida como “*High Speed Machining*” – HSM, ou “*High Speed Cutting*” – HSC, tem sido muito divulgada e utilizada em determinados segmentos manufatureiros.

Embora o desenvolvimento destas técnicas tenha tomado corpo à partir da década de 1970, as pesquisas e aplicações nesta área remontam ao início da década de 1930, quando a empresa

Friedrich Krupp AG, da Alemanha, obteve uma patente de um processo de usinagem de metais ou outros materiais, ao serem usinados com ferramentas de corte. Esta patente alemã, à qual foi consignado o número 523594, se apoiou nos estudos do Dr. Carl Salomon para usinagem de aços, metais não-ferrosos e metais leves, com velocidades de corte da ordem de  $440 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$  para aços;  $1.600 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$  para bronze;  $2.840 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$  para cobre e  $16.500 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$  para alumínio (SCHÜTZER e SCHULZ, 2003).

Entretanto, definir os limites que separam os processos de usinagem convencional e os processos HSM/HSC é um trabalho com certo grau de complexidade, uma vez que não é suficiente a análise simplista da rotação do eixo-árvore ou a velocidade de corte no contato peça-ferramenta. Para tal é necessário avaliar vários parâmetros. OLIVEIRA (2003) esclarece que as definições para esta tecnologia ainda não estão claras, não obstante as pesquisas e aplicações terem se intensificado a partir da década de 1970.

Pode-se partir do princípio de que é possível obter, com equipamentos adequados, elevadas velocidades de corte, elevadas rotações no eixo-árvore da máquina, grandes velocidades de avanço e outros fatores. Entretanto, o conceito mais importante possivelmente será definido como a possibilidade de conjugar estes fatores e, utilizando ferramentas adequadas, obter elevados índices de produtividade para cada tipo de material e forma que se deseja usinar, seguindo um processo pré-determinado. Como exemplo podem ser citados os processos de usinagem de cavidades descritos anteriormente.

Segundo SCHÜTZER e SCHULZ (2003), dentre as vantagens enumeradas da HSM estão a possibilidade de utilizar velocidades de corte entre cinco e dez vezes superiores às que normalmente se utilizam nos processos convencionais, conforme conclusões do “*Institut für Produktionsmanagement, Technologie und Werkzeugmaschinen*” – PTW (Instituto de Gerenciamento da Produção, Tecnologia e Máquinas-Ferramenta) da “*Technische Universität Darmstadt*” (Universidade Técnica de Darmstadt) da Alemanha, mas com profundidades de corte e avanços bem menores. O PTW reavaliou as pesquisas de Salomon e pôde comprovar que, acima de certas velocidades de corte, as temperaturas de corte diminuem, em valores que variam em função dos materiais estudados, sendo que estes valores de temperatura de corte se situam em valores bem menores em bronze, alumínio e outros metais não-ferrosos e sofrem menores variações, portanto permanecendo em valores mais elevados que nestes materiais, quando na usinagem dos aços e ferros fundidos.

SCHÜTZER e SCHULZ (2003) demonstram ainda que, na usinagem em altíssimas velocidades, o aumento das velocidades de corte produz: aumento da quantidade de material

removido, melhoria da qualidade superficial das peças usinadas e diminuição das forças de corte. Entretanto, há uma substancial diminuição da vida das ferramentas, fazendo-se necessária uma avaliação do custo destas ferramentas por peça produzida ou um balanço de custos em que se justifique compensar o custo das ferramentas com os ganhos em termos de produtividade e qualidade.

Nos processos de corte sob altas velocidades a formação do cavaco se dá de forma mais segmentada do que nos processos convencionais. Isto pode explicar, em parte, a menor transmissão do calor para a peça e ferramenta. Estima-se que aproximadamente 80 % do calor gerado neste processo de usinagem seja removido pelos cavacos e o restante distribuído entre peça e ferramenta (OLIVEIRA, 2003).

Uma vez que a caracterização de velocidade de corte para HSM se dá em função do material a ser usinado, OLIVEIRA (2003) também propõe para usinagem de aços uma zona de transição entre 200 e 600  $\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$  e, para se considerar usinagem em altas velocidades, de 600  $\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$  até 3.000  $\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ . Para alumínio os valores propostos são entre 700 e 2.000  $\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$  para zona de transição e deste até um valor máximo de 8.000  $\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ ; os ferros fundidos entre 400 e 900  $\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$  para zona de transição e deste até um valor máximo de 4.000  $\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ .

Na usinagem em altas velocidades a ferramenta se movimenta muito mais rapidamente que nos processos convencionais, entretanto efetua uma remoção de materiais bem menor a cada passe. Estes elevados valores de velocidade de corte ( $v_c$ ) e elevados valores de avanço ( $f$ ) têm que ser compensados com pequenos valores de profundidade ou largura de usinagem ( $a_p$ ) e pequena penetração de trabalho ( $a_e$ ), gerando cavacos com pequenas espessuras.

OLIVEIRA (2003) sugere alguns valores típicos de condições de usinagem utilizados em HSM:

- Profundidade ou largura de usinagem ( $a_p$ ): 0,01 – 0,50 mm
- Penetração de trabalho ( $a_e$ ): 0,05 – 4,00 mm
- Avanço por aresta ( $f_z$ ): 0,25  $\text{mm}\cdot\text{rev}^{-1}$

Embora estes valores pareçam pequenos, como as velocidades de corte necessitam ser elevadas, a velocidade final de avanço pode atingir até trinta metros por minuto.

Assim, se por um lado as altas velocidades de corte tendem ao aumento do calor gerado na região de contato peça-ferramenta, as baixas penetrações de trabalho e pequenos valores de

profundidade ou largura de usinagem não permitem que as temperaturas nestes pontos atinjam valores inaceitáveis. OLIVEIRA (2003) avalia esta hipótese como a mais aceitável para que até mesmo certas ferramentas de corte, indicadas para usinagem em processos convencionais, possam ser aplicadas na usinagem de alta velocidade com significativos resultados.

A tecnologia aplicada nos comandos numéricos é uma das principais razões de se poder aplicar estas variáveis e estas novas técnicas de usinagem, mantendo sobre controle todo o processo e permitindo que a aresta de corte esteja constantemente em contato com a peça a ser usinada, evitando golpes, diminuindo vibrações e, por conseguinte, permitindo a suave transição entre os elementos do desenho da peça, com conseqüente resultado na vida da ferramenta.

Embora existam várias aplicações para HSM, a sua aplicação tem encontrado mais sucesso na indústria aeroespacial, principalmente pela necessidade de peças com perfis esbeltos e pequenas espessuras de parede e na fabricação de moldes, matrizes e estampos, principalmente se o emprego destes componentes for voltado para elevadas produções como a indústria automobilística e na fabricação de plásticos de qualidade, como lentes de faróis e lanternas (SCHÜTZER e SCHULZ, 2003).

Ao se comparar o emprego dos processos convencionais com os processos HSM, este se sobressai por apresentar menores tempos de usinagem; apresentar excelente qualidade superficial imprescindível, por exemplo, para a fabricação de moldes para lentes de faróis e lanternas automobilísticas, componentes transparentes de eletrodomésticos como copos de liquidificadores, batedeiras, espremedores de frutas, etc., aparelhos celulares e demais bens de consumo que exigem elevados padrões de acabamento. O processo HSM ainda apresenta baixas forças de corte, o que permite que matrizes, estampos e moldes tenham menores riscos de formação de trincas, com conseqüente aumento de sua vida útil.

Outras características da HSM, que podem ser importantes na justificativa de seu emprego são: a possibilidade de usinar pequenos cantos e pequenos detalhes, o que na usinagem convencional tem que ser feito por operações complementares; e ainda a possibilidade de usinar moldes e matrizes já tratadas termicamente para endurecimento superficial e a eliminação de processos de eletroerosão, quando este processo era usualmente empregado.

Com o processo de usinagem HSM, no qual as tensões de usinagem são bem menores que no fresamento convencional, a fabricação de matrizes e moldes pode ser substancialmente mais rápida, partindo-se do bloco de aço já temperado, eliminando-se assim a etapa de têmpera e

revenido na peça usinada, momento de grande preocupação dos ferramenteiros, pela possibilidade de deformação durante esse tratamento.

### 3.5 Vida e desgaste de ferramentas no fresamento

Dentre as principais avarias que podem ocorrer com as ferramentas no fresamento, podem ser citadas as quebras, as trincas e os sulcos em forma de pente. DINIZ e CALDEIRANI FILHO (1999) citam que essas são mais freqüentes causas para acelerar o fim da vida das ferramentas utilizadas no fresamento. Segundo os mesmos autores, no corte interrompido, os intensos impactos mecânicos e choques térmicos, aliados ao ângulo de ponta ou ângulo de cunha pequeno, são os principais fatores que provocam a quebra da ponta ou da aresta cortante.

Outra importante conclusão de DINIZ e CALDEIRANI FILHO (1999) e DINIZ et al. (1999) foi a de que a distância relativa entre a borda de corte da ferramenta utilizada e a face da peça a usinar tem significativa influência na vida da ferramenta. O desgaste das ferramentas de metal duro é muito sensível às condições do início do corte, ou seja, o modo com que a ferramenta toca a superfície da peça neste momento.

Um parâmetro que desperta interesse é o que relaciona o número de pastilhas numa fresa e sua relação com o desgaste e vida. RICHETTI et al. (2004) estudaram esta relação na usinagem dos aços AISI 1045 (~229 HB) e AISI 8640 (~299 HB) e concluíram que o volume de material fresado pode ser aumentado ao se aumentar também o número de pastilhas montadas na fresa para os mesmos parâmetros de avanço por aresta. Entretanto o desgaste de flanco, tem a tendência a crescer ao se fresar com número maior de pastilhas na fresa, devido ao aumento da temperatura gerada no processo de usinagem.

GHANI et al. (2004) testaram ferramentas de metal duro revestido com TiN, da classe P10, no fresamento do aço AISI H13, variando alguns parâmetros de usinagem, mas mantendo-os sempre nos mais elevados valores sugeridos pelos fabricantes. Concluíram que a vida das ferramentas era afetada de maneira significativa pelo incremento do avanço empregado e pela profundidade de usinagem. A velocidade de corte, embora influísse na vida das ferramentas testadas, não era tão significativa, em comparação com os outros parâmetros citados, e nem tão intensa quanto o esperado, dentro dos parâmetros sugeridos pelos fabricantes (parâmetros que denominaram de regime). Os elevados impactos mecânicos pelos elevados avanços e profundidade de usinagem empregados produziram fissuras precoces na aresta de corte e aceleraram a taxa de desgaste mais rapidamente que as elevadas temperaturas causadas pelas altas velocidades de corte.

KOSHY et al. (2002) afirmam que, no fresamento de aços AISI D2 e AISI H13, com a utilização de ferramentas de metal duro revestido e PCBN, ao serem avaliados os mecanismos de desgaste, os que apresentaram maior significância no flanco das ferramentas do primeiro material foram o lascamento e o desgaste por aderência e arrastamento e nas ferramentas de PCBN as principais causas foram relacionadas à fratura da aresta de corte.

Na Fig. 3.3 é possível distinguir a posição relativa de algumas formas de contato peça-ferramenta em função da penetração de trabalho ( $a_e$ ) e o diâmetro nominal de corte ( $D_c$ ). Pode ser observada na Fig. 3.3a ( $a_e = 1/4 D_c$ ), que o primeiro contato entre a ferramenta e a peça se dá na aresta primária de corte, a parte mais extrema da pastilha. Neste ponto a área que resiste ao impacto é muito pequena, concentrando todas as tensões e com isto, aumentando a possibilidade de lascamentos nessa aresta, com conseqüente diminuição de vida da ferramenta. Na Fig. 3.3b ( $a_e = 1/2 D_c$ ), percebe-se que o contato começa de tal forma que a espessura do cavaco gerado será máxima. O impacto entre a ferramenta e a seção transversal do cavaco é imediato, num tempo denominado "tempo de choque", que nessa situação é nulo, o que também cria esforços de grande monta. Ao se utilizar  $a_e = 3/4 D_c$  tem-se o contato inicial em regiões mais centrais da ferramenta, com conseqüente melhoria na distribuição dos esforços gerados no corte, como se pode verificar nas Fig. 3.3c e em detalhe na Fig. 3.3d.

Em testes efetuados por DE PAULA (2005), com ferramentas de metal duro revestido, na usinagem de aço AISI H13, esta configuração apresentou melhores resultados relacionados à vida de ferramentas que as outras possibilidades citadas, incluindo a utilização de  $a_e = D_c$  que, segundo DINIZ et al. (1999) resultaria em maior vida de ferramenta, uma vez que a formação do cavaco tinha como início e término o valor zero. No entanto espessuras muito pequenas promovem o aparecimento de pressões específicas de corte muito elevadas, responsáveis por uma vida de ferramenta menor que a esperada.

Os principais tipos de deterioração que podem ocorrer numa ferramenta de corte podem ser classificados de várias maneiras. Entretanto a ISO (*“International Organization for Standardization”*) normatiza estes eventos em três classes: desgaste, avarias e deformação plástica. As ferramentas utilizadas em torneamento seguem a norma ISO 3685 (1993), as ferramentas com insertos, utilizadas em fresamento frontal (ou faceamento), seguem a norma ISO 8688-1 (1989) e as ferramentas utilizadas em fresamento de topo, com ferramentas inteiriças, são regidas pela norma ISO 8688-2 (1989).

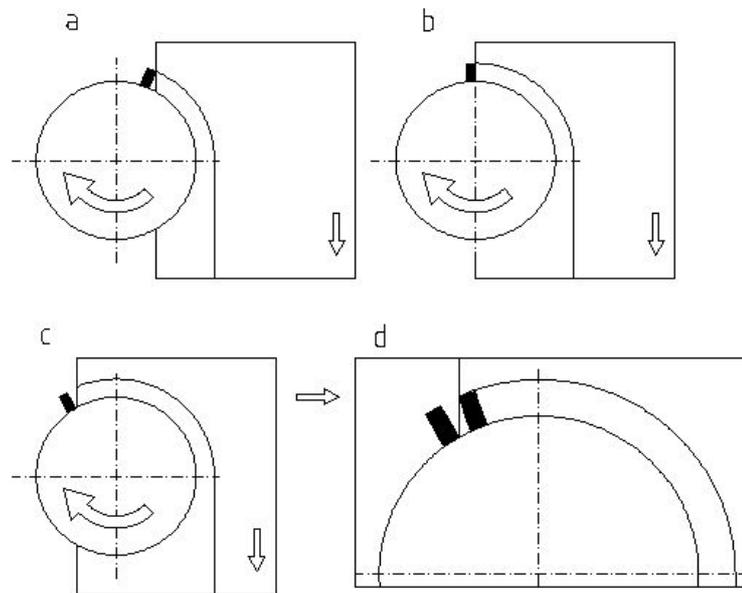


Figura 3.3 – Posição relativa entre a ferramenta e a peça no contato inicial.

a)  $a_c = 1/4 D_c$     b)  $a_c = 1/2 D_c$     c)  $a_c = 3/4 D_c$     d)  $a_c = 3/4 D_c$  em detalhe.

Os seguintes tipos de deterioração mais comumente identificados, segundo DINIZ et al. (1999) e MACHADO e DA SILVA (1999) são:

- Desgaste frontal ou de flanco: é o desgaste mais comum encontrado nas ferramentas. Ocorre na superfície de folga e é causado pelo contato com a peça. Este desgaste deteriora o acabamento superficial da peça usinada devido ao fato de produzir alterações na forma da aresta de corte, causando também alterações dimensionais. O aumento deste desgaste é proporcional ao aumento da velocidade de corte;
- Desgaste de cratera: ocorre na superfície de saída da ferramenta e é causado não só pelo atrito da ferramenta com o cavaco mas está, também, associado às elevadas temperaturas geradas na interface cavaco ferramenta, ocorrendo devido à combinação de mecanismos de desgaste denominados difusão e adesão. Na utilização de ferramentas cerâmicas ou ferramentas de metal duro com revestimento, este desgaste é minimizado, em especial quando se utiliza revestimento à base de  $Al_2O_3$ ;
- Deformação plástica da aresta de corte: estas deformações ocorrem devido às elevadas pressões e temperaturas geradas na ponta das ferramentas, levando-as a se romper ou a deteriorar o acabamento da peça que está sendo usinada. A utilização

de ferramentas confeccionadas com materiais com maior resistência a quente e maior resistência à deformação plástica, aliadas a mudanças de condições de corte ou geometria de ferramenta podem evitar estas deformações;

- Lascamento: denomina-se lascamento a ocorrência de arrancamento de partículas de razoável tamanho de forma crítica. Comuns em ferramentas com metal frágil ou com arestas de corte pouco reforçadas;
- Trincas: estas ocorrências são provocadas pela variação de esforços mecânicos alternados e/ou variações bruscas e alternadas de temperatura, levando à rápida propagação e ruptura.

É possível detectar o tipo de trinca por meio de sua forma de propagar sobre a superfície da ferramenta. Quando ocorrem perpendiculares à aresta de corte são geralmente oriundas de fadiga térmica, como ocorre nos processos de fresamento, onde a ferramenta está submetida a variações cíclicas de temperatura. Neste caso a flutuação cíclica da temperatura na interface cavaco-ferramenta resulta numa modificação igualmente cíclica da distribuição de tensões na região afetada pelo calor, facilitando a iniciação das trincas. Quando têm a propagação paralela a aresta de corte têm como causa a alternância de esforços mecânicos perpendiculares à superfície da ferramenta;

- Quebras: podem ocorrer por inúmeros fatores como má operação, tipo de raio ou ângulos de ponta muito pequenos, carga excessiva sobre a ferramenta, parada instantânea da operação, dificuldade de expulsão de cavacos, etc.

Ainda segundo DINIZ et al. (1999), quantificar o desgaste e avaliar a contribuição de cada uma das possibilidades listadas é praticamente impossível. Ao se avaliar qualitativamente a importância de cada componente de desgaste, pode-se estimar os fatores que mais influenciam e estudar medidas que podem vir a aumentar a vida das ferramentas. Fatores como velocidade de corte mais elevadas podem interferir na maior temperatura de corte e, por consequência, aumentar a abrasão mecânica, a difusão e a oxidação. Com as velocidades de corte mais baixas, vem, quase sempre, a formação de aresta postiça de corte e aderência.

Como se pode esperar de processos que estão sujeitos a elevadas cargas, tem-se como resultante a grande intensidade na elevação da temperatura. Nos processos de fresamento estes valores ainda são agravados por serem processos de corte interrompido, nos quais a

ferramenta alterna saídas e entradas da peça muitas vezes por segundo. Fazendo com que inúmeros tipos de falhas ocorram, determinando o encurtamento da vida das ferramentas.

### 3.5.1 Medição do desgaste de ferramentas

A quantificação do desgaste em ferramentas é normatizada pela “International Organization for Standardization”, por meio de suas normas internacionais ISO 3685 (1993), ISO 8688-1 (1989) e ISO 8688-2 (1989), anteriormente citadas.

Estas normas consideram vários critérios para quantificação de vida de ferramentas, como: desgaste de flanco (uniforme, não-uniforme, localizado), desgaste de superfície de saída (desgaste de cratera, desgaste em forma de degrau – *stair-formed*), lascamento (uniforme, não-uniforme, localizado, micro lascamentos, macro lascamentos), trincas (perpendiculares à aresta de corte, paralelas à aresta de corte, trincas irregulares), deformação plástica e falha catastrófica.

No fresamento frontal (ou faceamento) utilizando ferramentas com insertos, como é o caso do presente trabalho, foram utilizados os parâmetros da ISO 8688-1 (1989) relativos à avaliação do **desgaste uniforme de flanco** – VB1, definido como a “superfície desgastada que possui uma espessura normalmente constante e se estende ao longo da aresta da ferramenta, considerando-se a medição sobre a aresta ativa”, tomando-se o plano ortogonal da ferramenta para a medição. A Fig. 3.4 ilustra esta definição.

A escolha do desgaste uniforme de flanco, como parâmetro para os testes efetuados, se deu pela sua simplicidade de medição e por se tratar de um parâmetro bastante utilizado no estudo de vida de ferramentas.

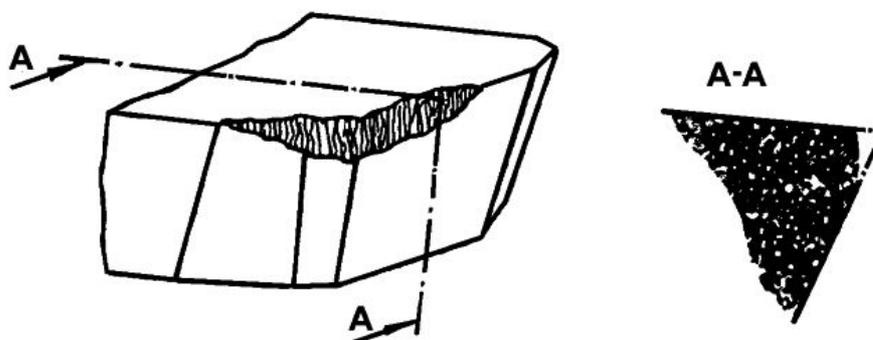


Figura 3.4 – Desgaste uniforme de flanco, conforme ISO 8688-1 (1989).

Como critério de fim de vida, também expresso na citada norma, foi utilizado o valor numérico mais severo, ou seja,  $VB1 = 0,50$  mm, considerado como desgaste uniforme de flanco *grande* (ou L de “large”) numa escala que considera ainda o valor  $VB1 = 0,35$  mm para desgaste *normal* (ou N de “normal”) e o valor  $VB1 = 0,20$  mm para desgaste *pequeno* (ou S de “small”). Estes valores são escolhidos em função de fatores envolvidos nos testes como custos dos corpos de prova, custos de ferramentas e ferramental, custos relativos aos tempos despendidos com a utilização de máquinas, equipamentos, mão de obra e insumos.

### 3.5.2 Mecanismos de desgaste

Os principais fenômenos causadores de desgastes de ferramentas são, segundo MACHADO e DA SILVA (1999), DINIZ et al. (1999) e TRENT e WRIGHT (2000):

- Deformação plástica superficial: devido ao cisalhamento a altas temperaturas, definido como um processo de desgaste, mais comum em ferramentas de aço-rápido, em função das elevadas temperaturas na interface cavaco-ferramenta;
- Deformação plástica da aresta de corte: este processo de desgaste se dá sob altas tensões de compressão e ocorre na usinagem de materiais de alta dureza. Normalmente estas deformações ocorrem em aços-rápidos e metais duros quando ocorre combinação de altas tensões de compressão, aliadas a elevadas temperaturas na superfície de saída;
- Desgaste por difusão: mecanismo que está relacionado com transferência de átomos de um material para outro e depende da temperatura e da solubilidade entre os elementos que se encontram na zona de cisalhamento secundário. Embora a velocidade relativa entre a peça e a ferramenta e entre a ferramenta e o cavaco faça com que o tempo de contato entre estes materiais seja muito pequeno, a chamada zona de aderência (zona morta ou zona de fluxo) na interface cavaco-ferramenta permite que o mecanismo de difusão seja significativo no desgaste de cratera. Como exemplo pode-se citar a usinagem de ligas ferrosas com diamante. A partir de  $600\text{ }^{\circ}\text{C}$  a afinidade entre o carbono contido no diamante e o ferro do cavaco acelera o desgaste de forma expressiva.
- Desgaste por aderência e arrastamento: ocorre em baixas velocidades de corte e pode-se descrever que a parte inferior do cavaco, em contato com a ferramenta e

submetido às elevadas pressões de corte, mantém este contato sem movimento relativo, permitindo num pequeno intervalo de tempo a soldagem do cavaco à ferramenta. A continuidade desta formação é denominada aresta postiça de corte (APC) e o seu desprendimento brusco pode causar uma perturbação dinâmica e prejudica o acabamento superficial devido ao desprendimento irregular de pequenas partículas de material;

- Desgaste por abrasão: é devido à perda de material que ocorre por micro sulcamento, micro corte e micro lascamento produzidos pela abrasão das partículas de elevada dureza relativa, que tanto podem ser componentes do material das peças usinadas, tais como os carbonetos e carbonitretos, como das próprias ferramentas. É um tipo de desgaste importante na usinagem com ferramentas de aço-rápido, ferramentas revestidas e ferramentas cerâmicas;
- Oxidação: as altas temperaturas e a presença de ar e/ou água aceleram os processos de oxidação. Alguns materiais como tungstênio e cobalto formam filmes de óxidos porosos durante o corte e estes, devido ao atrito, logo são arrancados e geram desgaste. DINIZ et al. (1999) citam que o desgaste gerado pela oxidação tende a se formar nas extremidades do contato cavaco-ferramenta devido ao excesso de ar nesta região, sendo uma das explicações para o desgaste de entalhe.

No fresamento de aços para moldes e matrizes a preocupação com a integridade das ferramentas deve considerar que o seu desgaste poderá causar variações dimensionais e de forma, aumentando os custos devido a correções posteriores. Algumas das causas de desgastes de ferramenta, citados por CHILDS et al. (2000), como os mecanismos de desgaste abrasivo, desgaste por adesão e desgaste químico, possuem relação com a temperatura de corte. Segundo os autores, três principais causas de desgastes podem estar relacionadas de forma qualitativa com os danos mecânicos das ferramentas, danos térmicos e adesão.

Na primeira, danos mecânicos como: abrasão, lascamento, fratura e fadiga, possuem uma relação inversamente proporcional ao aumento da temperatura de usinagem, uma vez que à medida que a temperatura aumenta estes têm a tendência a diminuir. A classificação do dano mecânico, segundo CHILDS et al. (2000), ainda se subdivide em função de seu tamanho, iniciando-se em desgaste por abrasão, em torno de 0,1 a 1  $\mu\text{m}$ ; desgaste por atrito (*attrition*

*wear*), entre 1 e 5  $\mu\text{m}$ ; micro-lascamento, entre 5 e 10  $\mu\text{m}$ ; lascamento, entre 6 e 50  $\mu\text{m}$  e fratura, com danos entre aproximadamente 8  $\mu\text{m}$  até 100  $\mu\text{m}$ .

Os danos térmicos como: deformação plástica, difusão térmica e reações químicas possuem uma relação exponencial com o aumento da temperatura de usinagem. CHILDS et al. (2000) ainda citam a força eletromotriz criada entre ferramenta e peça como fonte de desgaste térmico.

### 3.6 Qualidade de superfícies fresadas

A definição para o conjunto de alterações que ocorrem na superfície de peças, devido à ação de ferramentas de corte ou outros processos de fabricação, é denominado integridade superficial. Várias são as propostas para a avaliação destas condições superficiais e, além das avaliações dimensionais e das medições de desvios de forma e de posição das peças usinadas, denominados desvios macrogeométricos, deve-se efetuar a medição dos desvios denominados microgeométricos, normalmente feita por meio de rugosímetros ou de perfilômetros. A medição microgeométrica mais usual é a da rugosidade, que é a medição das marcas resultantes do processo de fabricação, tais como ranhuras, sulcos, estrias, escamas e crateras e estas, por sua vez, são resultado de marcas de ferramenta durante o avanço ou posicionamento da peça no processo de usinagem. Existe também a formação de estrias ou escamas na usinagem durante a retirada do cavaco.

Todas estas irregularidades na superfície podem produzir microtrincas, que são nucleadas na superfície do material e podem ser formadoras de trincas que tenderão a se expandir. A fadiga dos metais pode levar à fratura, que ocorre nos materiais metálicos submetidos a esforço cíclico ou intermitente em tensões muito abaixo da tensão de escoamento.

Assim, a existência de irregularidades na superfície favorece a nucleação de um número maior de microtrincas, aumentando a possibilidade de uma delas propagar-se e provocar o rompimento da peça. Estima-se que a fadiga seja responsável por cerca de 90% das falhas mecânicas catastróficas em componentes observadas na indústria (GUIMARÃES, 1999).

Peças sujeitas a esforços intermitentes ou cíclicos, desgaste por atrito ou corrosão superficial necessitam de maior controle sobre sua condição superficial, bem como peças destinadas à transmissão de calor, escoamento de fluidos, vedação ou deslizamento, uma vez que melhor desempenham as suas funções quando submetidas ao controle de rugosidade. Para um mesmo esforço, quanto melhor for o acabamento superficial, maior será a resistência à fadiga.

Mesmo a adequada lubrificação, que permite uma facilidade maior para o movimento entre elementos em contato, depende do grau de acabamento superficial, que provoca grandes alterações nos efeitos da lubrificação se as irregularidades superficiais forem maiores que a película, pois o lubrificante tende a penetrar nas saliências, havendo contato direto entre os metais e, conseqüentemente, aumento do calor.

Há também a influência do acabamento superficial sobre a vida e a carga de mancais de deslizamento. Observa-se o grande aumento de capacidade de carga e vida do mancal à medida que o acabamento superficial vai sendo melhorado. A transmissão de calor entre superfícies é favorecida pela diminuição da rugosidade pois a diminuição de irregularidades aumenta o número de pontos de contato melhorando o fluxo de calor. É importante salientar que em algumas situações a boa aparência é outro fator a se considerar na fabricação de alguns componentes.

DONG et al. (1993) relacionam os principais fatores que influenciam no resultado de superfícies usinadas e a sua caracterização. Segundo eles, é possível classificar primariamente as causas como relacionadas aos processos de manufatura aplicados e ao processo de medição e processamento dos dados levantados. No primeiro caso se encontram os efeitos físicos e mecânicos como desgaste de ferramentas, detritos resultantes do arrancamento de metais, fadiga do material usinado e o próprio processo de manufatura. Estão incluídos também os efeitos geométricos devidos à não homogeneidade e não uniformidade da peça a se usinar. No segundo citam fatores como vibrações, temperatura resultante do processo, desvios nos sinais eletro-eletrônicos dos equipamentos de medição, plano de referência da medição e a orientação da medição em relação às marcas de usinagem.

Em alguns processos de usinagem, incluídas as diversas formas de fresamento, até mesmo a forma como se define o percurso de usinagem pode fornecer resultados diferentes na avaliação da rugosidade. DONG et al. (1993) citam exemplos que permitem concluir que as superfícies resultantes de fresamento são completamente diferentes se forem comparadas as áreas em que ocorrem somente um passe e as áreas em que ocorrem sobre-passes.

BECZE et al. (2000) analisaram a influência da superfície gerada no fresamento de cavidades, tomando para tal um padrão tridimensional em forma de concha para os experimentos, e concluíram que, mesmo utilizando os mesmos parâmetros de corte e com a utilização de uma fresa de ponta esférica de metal duro revestido, ao se usinar o aço AISI D2, os valores de rugosidade variavam entre  $R_a = 0,25 \mu\text{m}$ , para regiões mais planas do corpo de prova, até  $R_a =$

1,25  $\mu\text{m}$  para as partes mais inclinadas. Tal efeito se deve à vibração presente no processo, em função dos efeitos dinâmicos da máquina. Curiosamente, as ferramentas com as arestas de corte mais gastas, produziram superfícies com valores ligeiramente menores que as ferramentas novas. Outra explicação para o aumento da rugosidade na usinagem das superfícies inclinadas, utilizando-se ferramentas com ponta esférica, se dá pela formação de protuberâncias entre os passes da ferramenta, que aumentam à medida que o ângulo de inclinação cresce (TOH, 2005).

### 3.6.1 Sistemas de medição da rugosidade

No Brasil, assim como na maioria dos países, o sistema para avaliação da rugosidade adotado é o da linha média, chamado de sistema M. Neste sistema todas as grandezas da medição da rugosidade são definidas a partir do seguinte conceito de linha média:

*“Linha média é a linha paralela à direção geral do perfil, no comprimento da amostragem, de tal modo que a soma das áreas superiores, compreendidas entre ela e o perfil efetivo, seja igual à soma das áreas inferiores, no comprimento da amostragem”* (AGOSTINHO et al., 1977; GUIMARÃES, 1999).

Para análise dos parâmetros de topografia (amplitude) da superfície foram selecionados os três, descritos a seguir (MUMMERY, 1992; TAYLOR HOBSON, 1998; GUIMARÃES, 1999):

- Rugosidade média aritmética ( $R_a$ ): este parâmetro de rugosidade é o mais utilizado e baseia-se nas medidas de profundidade da rugosidade. O  $R_a$  é a média aritmética dos valores absolutos das ordenadas do perfil efetivo em relação à linha média num comprimento de amostragem (AGOSTINHO et al., 1977). É o parâmetro mais utilizado de uma forma geral e quando for necessário o controle contínuo da rugosidade em linhas de produção. Também na avaliação de superfícies em que o acabamento apresenta sulcos de usinagem bem orientados como no torneamento e no fresamento e em superfícies de pouca responsabilidade, como no caso de acabamentos com fins apenas estéticos.

A expressão matemática é representada pela EQ. (3.1):

$$R_a = \frac{1}{l_m} \int_0^L |y| dx \quad (\mu\text{m}) \quad (3.1)$$

O parâmetro  $R_a$  pode ser simplificado e calculado através da EQ. (3.2):

$$R_a = \frac{A_m}{1000.l_m} \quad (\mu\text{m}) \quad (3.2)$$

onde:

$A_m$  = média aritmética das áreas acima e abaixo da linha média [ $\mu\text{m}^2$ ];

$l_m$  = comprimento de medição [mm]

Algumas desvantagens são inerentes a este método, tais como: o valor de  $R_a$  em um comprimento de amostragem indica a média da rugosidade, por este motivo, se um pico ou vale atípico aparecer na superfície, o valor da média não terá alteração significativa, ocultando o defeito; o valor de  $R_a$  não define a forma das irregularidades do perfil, dessa forma poderemos ter um valor de  $R_a$  para superfícies originadas de diferentes processos de usinagem; nenhuma distinção é feita entre picos e vales; para alguns processos de fabricação com frequência muito alta de vales ou picos, como é o caso dos sinterizados, o parâmetro não é adequado, já que a distorção provocada pelo filtro eleva o erro a altos níveis.

Como vantagens do parâmetro  $R_a$  pode-se citar que é o parâmetro de medição mais utilizado em todo o mundo e aplicável à maioria dos processos de fabricação. Devido a sua grande utilização, quase todos os equipamentos apresentam esse parâmetro de forma analógica ou digital.

- Rugosidade total ( $R_t$ ): a rugosidade total –  $R_t$  [ $\mu\text{m}$ ] corresponde à distância vertical entre o pico mais alto e o vale mais profundo no comprimento de medição –  $l_m$ , independentemente dos valores de rugosidade parcial. Na Fig. 3.5 pode-se visualizar este parâmetro.

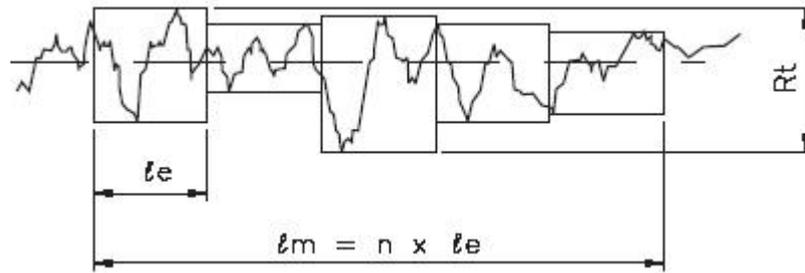


Figura 3.5 – Rugosidade  $R_t$  – distância entre pico mais elevado e vale mais profundo.

Este parâmetro informa sobre a máxima deteriorização da superfície vertical da peça e é de fácil obtenção quando o equipamento de medição fornece o gráfico da superfície. Tem grande aplicação em vários países e fornece informações complementares ao parâmetro  $R_a$ . É considerado um parâmetro rígido, pois considera todo o comprimento de medição –  $l_m$  e não apenas um comprimento de amostragem –  $l_e$  (também denominado “*cut off*”).

- Rugosidade média de cinco valores de rugosidade parcial ( $R_z$ ): corresponde à média aritmética dos cinco valores de rugosidade parcial –  $Z_i$ , conforme expresso na EQ. (3.3). É a soma dos valores absolutos das ordenadas dos pontos de maior afastamento, acima e abaixo da linha média, existentes em cada comprimento de amostragem –  $l_e$ , também conhecido pelas palavras inglesas “*cut off*”. Na representação gráfica (Fig. 3.6), esse valor corresponde à média da altura entre os pontos máximo e mínimo de cada perfil, em seu respectivo comprimento de amostragem-  $l_e$ .

$$R_z = \frac{Z_1 + Z_2 + Z_3 + Z_4 + Z_5}{5} \quad (\mu\text{m}) \quad (3.3)$$

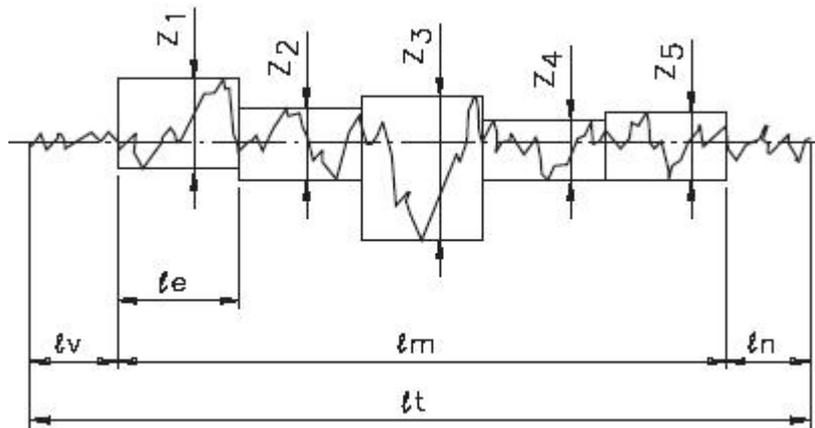


Figura 3.6 – Rugosidade  $R_z$  – média entre as rugosidades parciais –  $Z_i$  de cada comprimento de amostragem –  $l_e$ .

Este parâmetro fornece a distribuição média da superfície vertical, sendo um parâmetro de fácil obtenção, especialmente em equipamentos que fornecem gráficos. Segundo ZANETTINI (1994) este parâmetro é mais utilizado na Alemanha e Comunidade Européia e apresenta algumas vantagens sobre o parâmetro  $R_a$ , como a melhor capacidade de detectar valores extremos de picos e vales e melhor percepção da rugosidade real.

### 3.6.2 Relação entre parâmetros de usinagem e acabamento superficial

Do ponto de vista geométrico, a rugosidade de uma superfície é proporcional ao quadrado do avanço e inversamente proporcional ao raio de ponta. Já a elevação da velocidade de corte provoca a redução das forças de usinagem (devido à elevação da temperatura), o que resulta em melhoria do acabamento da peça. Por sua vez, o aumento da profundidade de usinagem causa a elevação das forças e a deterioração da qualidade superficial da peça.

Outros fatores, como a geometria da peça a ser fresada, a rigidez da máquina e dos dispositivos de fixação, o material da peça fresada, os dados de corte e o tipo e o material da ferramenta podem influenciar o acabamento.

Segundo MACHADO e DA SILVA (1999) e BECKER et al. (2005), a melhoria do acabamento das superfícies fresadas pode ser obtida quando se podem controlar os seguintes fatores:

- diminuir as deflexões geradas por esforços de usinagem;
- diminuir as vibrações em todo o conjunto peça / ferramenta / porta-ferramenta / máquina;
- utilização de ferramentas com arestas de corte sem pontas agudas, com desgaste excessivo ou quebras;
- posicionamento de peças e ferramentas centradas e sem desvios;
- utilização de material da peça usinada livre de defeitos como trincas, bolhas e inclusões;
- alinhamento adequado de guias, barramentos e eixos das máquinas;
- não permitir a formação de aresta postiça de corte.

MACHADO e DA SILVA (1999) citam alguns aspectos relativos à geometria da ferramenta de corte que podem ser considerados na melhoria do acabamento superficial na usinagem de metais:

- Ângulo de saída ( $\gamma_0$ ): sua elevação diminuirá a força de usinagem e, portanto, serão menores as alturas das ondulações e deflexões;
- Ângulo de folga ( $\alpha_0$ ): deve ser dimensionado para evitar atrito entre a ferramenta e a superfície usinada, uma vez que este atrito gera forças adicionais causadoras de deflexões. O contato com atrito tende a marcar o perfil do desgaste da ferramenta na superfície usinada. Deve possuir valores adequados para facilitar a saída de fragmentos de APC, se estes ocorrerem, evitando que fiquem aderidos às superfícies usinadas.
- Ângulo de posição e ângulo de posição da aresta secundária ( $\chi_r$  e  $\chi'_r$ ): apresentam pouca influência, entretanto uma redução nos mesmos diminui as marcas de avanço e melhora o escoamento do cavaco e acabamento. Por outro lado, um ângulo  $\chi'_r$  muito pequeno, pode causar vibrações e o seu aumento aumenta a altura das marcas de avanço e prejudica o acabamento.
- Raio de ponta da ferramenta ( $r_g$ ): deve ser suficientemente grande para diminuir o efeito dos “dentes de serra” das marcas de avanço, com apreciável melhoria no acabamento. Um raio de ponta excessivo, entretanto, pode gerar vibrações.

Outros cuidados que podem ser tomados para a minimização dos efeitos descritos são: a utilização de porta-ferramentas rígidos e bem dimensionados; escolha dos materiais a serem usinados de fornecedores que garantam a fina granulação, homogeneidade e consistência dos componentes ao longo da seção transversal do material a usinar; análise e adequação das condições de corte, evitando-se vibrações e a formação de aresta postiça de corte; escolha adequada das ferramentas de corte e escolha do fluido de corte adequado, se o processo assim o exigir.

### 3.7 Forças de usinagem

A potência necessária ao correto funcionamento das máquinas operatrizes deve levar em conta inúmeros fatores. Entre eles estão os diversos acessórios que compõem o conjunto operatriz como o sistema de lubrificação e o sistema de fluidos de corte e a potência necessária às condições mais severas que podem ser impostas ao próprio processo de usinagem.

Assim, o estudo da força de usinagem na cunha cortante, e suas respectivas componentes, é primordial para que o projeto não seja superdimensionado, elevando desnecessariamente os custos do equipamento e nem possua potencia insuficiente para o processo a que se destina.

#### 3.7.1 Forças de fresamento

A forças resultantes nos processos de usinagem são observadas na movimentação que ocorre entre peça e ferramenta. A força total resultante é chamada de força de usinagem ( $F_u$ ). Como é difícil determinar adequadamente a direção desta força, são primeiramente avaliadas as suas componentes e as direções conhecidas e, assim, calculados os esforços que daí resultam.

Fatores como a geometria e material da ferramenta, material da peça usinada e condições de operação afetarão os valores dos esforços necessários à correta usinagem.

Segundo FERRARESI (1977) e DINIZ et al. (1999), a norma “*Deutsches Institut für Normung*” – DIN 6584 – “*Begriffe der Zerspantechnik; Kräfte, Energie, Arbeit, Leistungen*” (1982), descreve os termos técnicos de usinagem como força, energia, trabalho e potência. Nesta norma, além de apresentada a decomposição da força de usinagem,  $F_u$  (N) é descrita a decomposição no plano de trabalho, que é denominada força ativa ( $F_t$ ) e em uma componente perpendicular a este plano, denominada força passiva ( $F_p$ ).

A força ativa contribui para o cálculo da potência de usinagem pelo fato de se posicionar no plano onde os movimentos de usinagem são realizados. Ela se decompõe, por sua vez, em força de corte ( $F_{ap}$ ), que é a projeção da força de usinagem sobre a direção perpendicular à direção de avanço, situada no plano de trabalho. Na Fig. 3.7 são apresentadas as disposições destas componentes de força para os processos de fresamento. São também representadas as componentes da velocidade de corte ( $v_c$ ), velocidade de avanço ( $v_f$ ) e sua resultante, a velocidade efetiva de corte ( $v_e$ ).

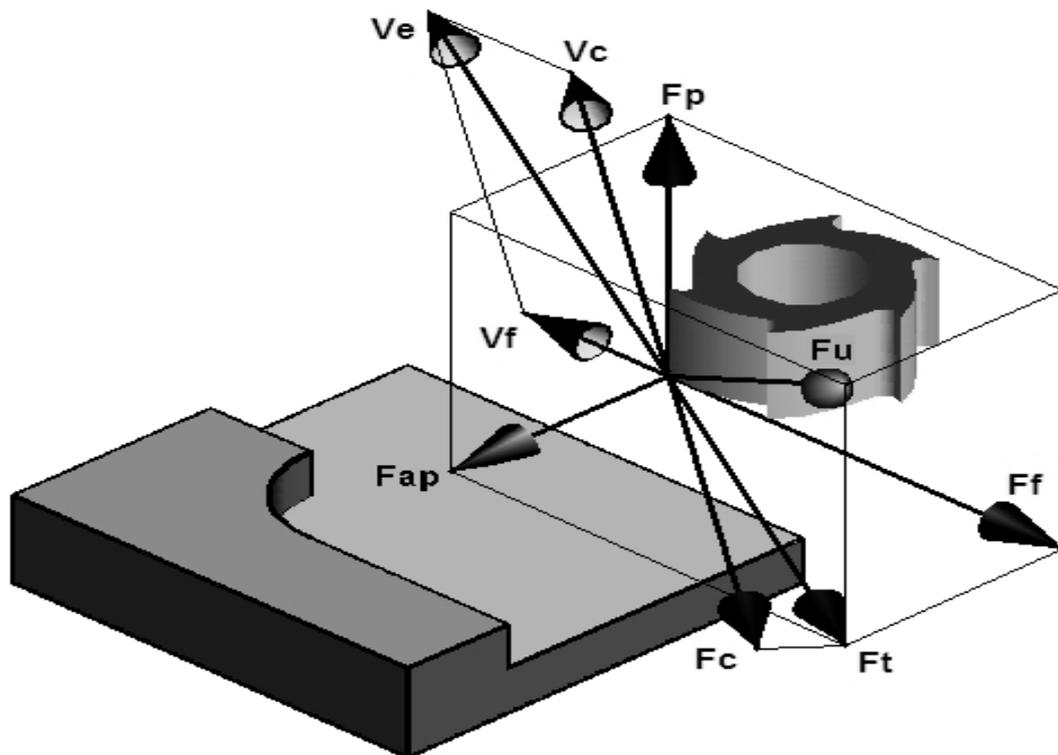


Figura 3.7 – Componentes das forças de usinagem nos processos de fresamento.

Como nos processos de fresamento o ângulo de direção de avanço  $\phi$  se encontra em constante variação (diferentemente dos processos de torneamento, onde este valor é sempre uma constante  $\phi = 90^\circ$ , fazendo com que a força  $F_{ap}$  se confunda com  $F_c$ ), a força ativa resultante será expressa como a resultante das componentes  $F_{ap}$  e  $F_f$ , por meio da EQ. (3.4):

$$\bar{F}_t = \bar{F}_{ap} + \bar{F}_f \quad (\text{N}) \quad (3.4)$$

A força passiva ou de profundidade ( $F_p$ ) é a projeção da força de usinagem em um plano perpendicular ao plano de trabalho e não contribui para a potência de usinagem, uma vez que é perpendicular aos movimentos exercidos neste plano, onde ocorrem os movimentos de corte

e de avanço. Entretanto, deve ser estudada pois é responsável pela deflexão elástica da peça e da ferramenta durante o corte e, dessa forma, responsável pelas variações de tolerâncias de forma e tolerâncias dimensionais quando estas são muito rígidas.

Em resumo, a força de usinagem será a resultante da força ativa ( $F_t$ ) e da força passiva ( $F_p$ ), sendo expressa pela EQ. (3.5) como:

$$F_u = \sqrt{F_p^2 + F_t^2} \quad (\text{N}) \quad (3.5)$$

À exceção da força passiva ou de profundidade ( $F_p$ ), que coincide com a força exercida no eixo Z ( $F_z$ ), as forças  $F_{ap}$ ,  $F_f$  e  $F_c$  são de difícil mensuração. Segundo MACHADO e DA SILVA (1999), a força de usinagem pode ser determinada com facilidade com utilização de um dinamômetro que possa medir os esforços nos planos cartesianos, uma vez que mede as resultantes das forças geradas no processo e as representa como distribuídas nos eixos X, Y e Z.

Como a resultante  $F_t$ , obtida pela EQ. (3.4), também pode ser obtida pela análise vetorial das forças  $F_x$  e  $F_y$ , estas componentes da força ativa podem ser determinadas com facilidade, utilizando-se um dinamômetro capaz de medir os esforços distribuídos nos planos cartesianos. Estes equipamentos medem as forças resultantes geradas no processo e as representam distribuídas nos eixos X, Y e Z.

Como as forças de usinagem variam periodicamente de acordo com a rotação do eixo, cada aresta da fresa exerce uma força para cisalhar o material, que se repete periodicamente a cada rotação. Em um processo ideal de fresamento, o gráfico de força em função da posição angular seria uma senóide. Entretanto, os resultados experimentais apresentam variações substanciais entre as forças  $F_x$  e  $F_y$  não somente referentes à sua intensidade, mas também em sua forma em relação ao ângulo de rotação da fresa, devido à complexidade da dinâmica de corte (KO et al., 2002).

Estudos mostram ainda que no fresamento de cavidades a deflexão das ferramentas varia durante todo o ciclo de usinagem, incluindo não somente os segmentos retos como também os cantos (LAW et al., 1999). A exatidão da usinagem dos cantos é influenciada pela deflexão da haste e da fresa, causada pela variação das forças cortantes. A forma de melhorar a usinagem dos cantos consiste em diminuir as profundidades radiais de corte para reduzir os esforços e assim minimizar os erros da deflexão das ferramentas. Através de um efetivo planejamento de processo é possível alcançar uma redução gradual nas larguras radiais dos cortes durante a

usinagem dos cantos. Assim, há necessidade de identificação das condições de usinagem para controlar o processo e permitir que a ferramenta sofra os mínimos erros de deflexão.

Um estudo para o prognóstico da distribuição das componentes das forças de usinagem nos eixos X e Y, de forma a prever a deflexão das ferramentas, com o objetivo de facilitar a análise do comportamento da força, apresenta gráficos de força em função de avanço.

A conclusão destes estudos revela uma tendência de crescimento praticamente linear das forças  $F_x$  e  $F_y$  com o aumento do avanço (LIU et al., 2002). Comportamento semelhante ocorre com a força em relação a penetração de trabalho. Ainda segundo as pesquisas, a distribuição ideal de forças de corte permite evitar ou minimizar os processos de acabamento uma vez que em muitos casos basta uma usinagem de semi-acabamento para se obter a exatidão exigida nas peças fresadas.

Dentre os erros que podem ser causados pelas variações das forças de usinagem, o que exerce maior influência no acabamento e na tolerância dimensional é a deflexão da ferramenta. No fresamento de topo a deflexão varia durante todo o processo, tanto na usinagem de segmentos retos quanto de cantos. A exatidão no acabamento e na tolerância dimensional é, portanto, fortemente influenciada pela deflexão da ferramenta, que é causada pela variação das forças de corte, pelo diâmetro e pelo comprimento da fresa. Deve-se buscar a melhor relação entre o comprimento e o diâmetro da fresa, a diminuição da penetração de trabalho ( $a_e$ ), permitindo reduzir as forças de corte e, desta forma, os erros devidos a deflexão da ferramenta e, se possível, a diminuição da largura usinada ( $a_p$ ) no fresamento de cantos, principalmente na usinagem de cavidades.

Modelos matemáticos e algoritmos numéricos têm sido desenvolvidos para se ter uma previsão das deflexões estática e dinâmica de ferramentas (KIM et al., 2003; XU et al., 2003).

Sob circunstâncias estáveis do corte, a deflexão estática da ferramenta é mais significativa do que a dinâmica (XU et al., 2003). Os efeitos da deflexão dinâmica da ferramenta podem ser desconsiderados, uma vez que seu cálculo exigirá a elaboração de outro modelo matemático e o que se busca é conhecer os parâmetros que tornam o corte estável. Os efeitos da deflexão dinâmica serão somados à vibração da máquina e podem ser medidos com o auxílio de um acelerômetro.

Vibrações em máquinas-ferramenta produzem instabilidade no processo de usinagem, o que sempre é seguido de ruído característico e deixa marcas sobre a peça usinada. A análise dos gráficos de força pode oferecer informações sobre vibrações excessivas ou inadequadas em

processos de usinagem. Se as forças de corte apresentarem flutuações dinâmicas, estas podem estar representando instabilidade no processo (FOFANA, 2003). Dentre os fatores que influenciam a força de usinagem se destacam: a velocidade de corte; o avanço e a profundidade de usinagem; o material a ser usinado; o tratamento térmico; o material da ferramenta; o material de recobrimento; a geometria da ferramenta escolhida e o uso ou não de fluido de corte.

### **3.8 Temperatura de usinagem**

O estudo dos métodos utilizados para a avaliação de temperatura nos processos de usinagem é bastante antigo. TRENT e WRIGHT (2000) e LONGBOTTOM e LANHAM (2005) citam que F. W. Taylor foi um dos primeiros a se preocupar com os efeitos térmicos nos resultados de processos de usinagem, citando-os em seu artigo “On The Art of Cutting Metals” em 1907. Desde aquela época era sabido que, se as temperaturas de usinagem se elevam muito rapidamente, o desgaste das ferramentas aumenta e pode causar danos na peça, pois o aumento dos esforços pode influenciar no acabamento. Também se concluiu que a integridade da superfície de trabalho e a precisão de usinagem são diretamente afetadas pela temperatura de corte.

A evolução da exatidão das técnicas de medição durante todo este período foi muito lenta e a determinação de temperatura ou a sua distribuição na área de contato peça-ferramenta ainda continua tecnicamente difícil. SHAW (1984) afirma que não existe nenhum método simples e confiável para medição de temperatura na interface cavaco-ferramenta e na peça que está sendo usinada. TRENT e WRIGHT (2000) concordam que determinar a temperatura ou a sua distribuição próxima à aresta de corte é difícil e as metodologias até agora empregadas são apenas os fundamentos dos estudos que ainda terão que ser desenvolvidos. Vários métodos têm sido utilizados para a determinação da temperatura dos processos de usinagem mas todos, sem exceção, tem suas limitações individuais (SALES et al., 2002). A busca pela técnica que melhor se adapte a cada situação deve ser cuidadosamente estudada e desenvolvida.

Nos processos de fresamento a avaliação da temperatura na interface cavaco-ferramenta é prejudicada tanto pelo contato cíclico das arestas de corte quanto pela existência de corte interrompido, devido à utilização de ferramentas multi-arestas. A definição do ponto onde a temperatura deve ser medida também necessita ser adequadamente avaliado, uma vez que se pode optar por avaliar: a temperatura da ferramenta; a temperatura da peça usinada; a temperatura do cavaco ou até mesmo a temperatura da região onde ocorre o processo de corte.

Embora se pesquise muito sobre a avaliação das influências da temperatura nos processos de usinagem e as formas de se reduzir os efeitos negativos do calor nos processos de fresamento, a medição de temperatura continua tarefa difícil, principalmente pelos processos serem dinâmicos e as arestas de corte e interfaces cavaco-ferramenta também serem praticamente inacessíveis.

Nas operações de usinagem, a maior parte da energia despendida com o processo é transformada em calor devido à deformação plástica da superfície da peça e devido à fricção da ferramenta tanto com a peça quanto desta com o cavaco. Somente 1 a 3% desta energia é convertida em outros meios (como energia elástica), não sendo transformados em calor. Este calor, gerado no processo de usinagem, é dissipado para a peça que está sendo usinada, para o meio ambiente, para a ferramenta de corte e, a maior parte, transferida para o cavaco (MACHADO e DA SILVA, 1999; TRENT e WRIGHT, 2000).

O aquecimento da zona de corte traz, como resultado, a redução da resistência ao cisalhamento do material, facilitando o corte. Entretanto é costumeiro que ocorram problemas dimensionais devido à dilatação térmica e a promoção de transformações de fase nas regiões subsuperficiais, alterando suas propriedades mecânicas.

O calor transmitido à ferramenta é, dentre os citados, o mais preocupante, uma vez que, embora se estime que este represente somente um percentual estimado em no mínimo 5 e no máximo 20% do total do calor gerado, o aumento de temperatura na ferramenta é considerável, podendo comprometer significativamente a resistência da mesma (YOUNG, 1996; LONGBOTTOM e LANHAM, 2005). Estes citam ainda que o calor transferido para o cavaco varia entre 75 a 90 % do calor gerado e o restante é absorvido pela peça. Como o calor é um fator primordial no resultado da vida da ferramenta as faixas de velocidade de corte e de avanço devem ser cuidadosamente definidas.

Três principais regiões de geração de calor são representadas na Fig. 3.8, sendo definidas como (FERRARESI, 1977; TRENT e WRIGHT, 2000; LONGBOTTOM e LANHAM, 2005):

- A – zona primária de cisalhamento
- B – zona secundária de cisalhamento
- C – zona de interface entre a peça e a superfície de folga da ferramenta

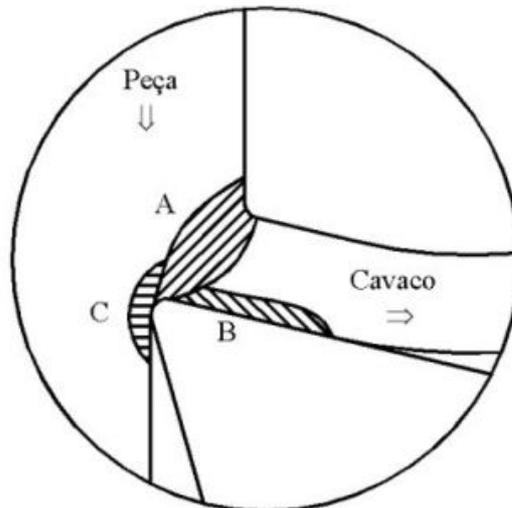


Figura 3.8 – Regiões de geração de calor em usinagem.

Pode-se afirmar que existem três principais fatores responsáveis pela geração de calor no processo: o calor gerado na zona primária de cisalhamento, o calor gerado na zona secundária de cisalhamento e o calor gerado na zona de interface entre a peça e a superfície de folga da ferramenta ou zona terciária de cisalhamento. Para o processo de dissipação há o calor perdido por dissipação no cavaco, o calor dissipado para a peça, o calor perdido para o meio ambiente (fluidos de corte ou ar) e o calor dissipado pela ferramenta de corte, como uma natural equação de balanço energético.

Assim, se pode classificar os processos de geração em:

- Calor gerado na zona primária de cisalhamento: nesta região a peça é submetida a uma intensa e irreversível deformação plástica, sendo que a movimentação do cavaco para fora da área de usinagem é a responsável pela maior dissipação de calor na zona de cisalhamento primário. NG et al. (1999) estimam que estas elevadas taxas de deformação plástica se situem na ordem de  $10^3$  a  $10^4$   $s^{-1}$ , dependendo da velocidade de corte. Uma pequena parte deste calor é transmitida por condução para a peça usinada e pode, em alguns casos, causar problemas na exatidão dimensional esperada. O aumento da temperatura do cavaco não é muito afetado pela velocidade de corte, mas diminui ligeiramente com o aumento desta.

Como o tempo de permanência do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta é muito pequeno (na razão de poucos milissegundos), exerce pouca influência na temperatura da ferramenta.

- Calor gerado na zona secundária de cisalhamento: nesta região o calor é produzido pela fricção e pelo cisalhamento na superfície de saída. O cavaco é posteriormente deformado e pode ocorrer a aderência na superfície da ferramenta. Nesta região a última camada de átomos do cavaco é considerada como estacionária. A velocidade nas camadas adjacentes gradualmente aumenta até atingir a velocidade do cavaco. Assim ocorre tanto adesão quanto deslizamento por fricção e esta combinação com o cisalhamento se torna uma fonte apreciável de calor, segundo NG et al. (1999) e TRENT e WRIGHT (2000).

Por este motivo, esta se torna a região mais importante na geração do calor que se transmite para a ferramenta de corte. Nos processos de usinagem de materiais duros e com ponto de fusão elevado, como no caso dos ferros fundidos, aços ferramenta, aços ligados e ligas de titânio, entre outros, as taxas de remoção são severamente influenciadas, o que se torna menos significativo nos materiais macios como magnésio e alguns tipos de alumínio. O aumento da velocidade de corte é uma das causas do aumento da temperatura da interface cavaco-ferramenta. Além deste fator, MACHADO e DA SILVA (1999) citam que outras condições desta interface cavaco-ferramenta como: aderência, escorregamento ou a formação da aresta postiça de corte influenciam a temperatura da ferramenta.

- Calor gerado na zona de interface entre a peça e a superfície de folga da ferramenta: nesta região o calor é gerado principalmente por fricção. Em condições normais de usinagem uma fina camada de material da peça é extrudada abaixo da aresta de corte, criando um contato muito fino com a superfície de folga (LONGBOTTOM e LANHAM, 2005). Esta fonte de calor pode se tornar a terceira importante fonte de geração de calor se a usinagem ocorrer com pequenos ângulos de folga ( $\alpha_0$  menores que  $1^\circ$ ) ou se o desgaste de flanco chegar a valores consideráveis.

Os métodos mais comumente utilizados na avaliação de temperatura se baseiam nas propriedades de condução ou de radiação do calor.

### 3.8.1 Método de medição pelo método calorimétrico

Neste método os cavacos são coletados em um recipiente contendo água e, por meio de termometria, é feita a avaliação da temperatura anterior e posterior ao processo de corte. Também é medida a massa do cavaco gerado e da água contida no recipiente, sabendo-se o calor específico de cada um dos dois elementos, faz-se o cálculo com a equação que FERRARESI (1977) chama de “equação do calorímetro”.

### 3.8.2 Método do termopar peça-ferramenta

Este é um dos métodos mais conhecidos para medição de temperatura. Baseia-se no princípio da força eletromotriz induzida produzida pelo calor gerado no contato peça-ferramenta durante o processo de usinagem. Tem aplicação restrita a testes de laboratório, pela necessidade de cuidadosa preparação do experimento, conforme esquema de montagem apresentado na Fig. 3.9 (LONGBOTTOM e LANHAM, 2005).

É necessário que a peça a ser testada seja adequadamente isolada do torno e seja instalado um anel de contato elétrico que deslize numa das pontas do corpo de prova de forma que não ocorra a perda da corrente gerada no circuito durante o teste. É possível substituir este anel por um disco acoplado à ponta do corpo de prova, de forma que gire dentro de uma cuba contendo mercúrio, garantindo mais confiabilidade ao procedimento (MACHADO e DA SILVA, 1999).

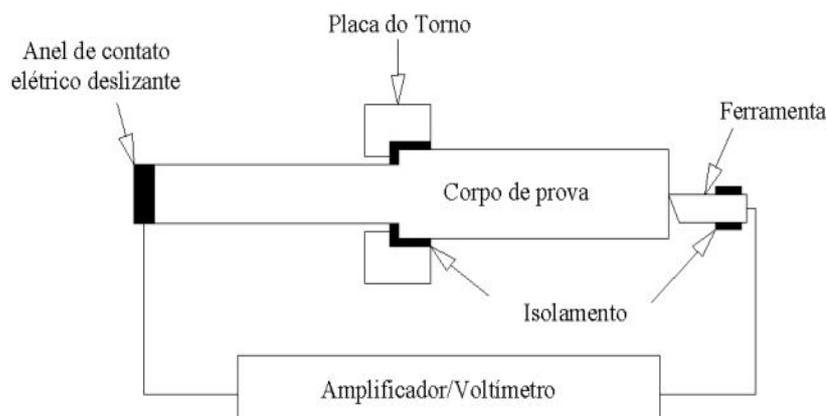


Figura 3.9 – Método do termopar peça-ferramenta (LONGBOTTOM e LANHAM, 2005).

Segundo STEPHENSON, citado em LONGBOTTOM e LANHAM (2005), embora o método citado tenha grande aplicação, o autor garante que o valor encontrado se situa abaixo do valor real. Cita que existem dúvidas se a temperatura medida é o valor mínimo ou a média na região de contato peça-ferramenta. DEWES et al. (1999) citam que este método só mede a média da temperatura na interface e não o valor máximo.

Ferramentas de PCBN, sinterizadas e revestidas podem ser empregadas no procedimento, entretanto o contato elétrico é pobre e deve ser cuidadosamente avaliado para minimizar erros de medição. Quando são empregadas ferramentas rotativas, com várias arestas de corte, como no caso do fresamento, o contato elétrico também não é constante, gerando dúvidas na interpretação da temperatura.

### 3.8.3 Método do termopar embutido

O termopar embutido utiliza o mesmo princípio da força eletromotriz induzida anteriormente descrito, mas é inserido num orifício na ferramenta ou na peça a ser usinada, geralmente de diâmetro muito reduzido. Este furo é normalmente produzido por eletroerosão ou ultra-som (NG et al., 1999; KOMANDURI e HOU, 2001) e deve permitir que a ponta do termopar se situe o mais próximo possível da região onde ocorrerá o processo de usinagem, onde se deseja medir o calor gerado. Caso contrário, o termopar medirá a temperatura no interior da peça ou da ferramenta e não o calor gerado na região de contato. PEREIRA et al. (2007) efetuaram experimentos com três termopares, posicionados a 0,1 mm da superfície de corte, em testes para avaliação da variação de temperatura na furação de material endurecido (ABNT H13). LONGBOTTOM e LANHAM (2005) descrevem que é possível desenvolver um modelamento matemático dos fluxos térmicos e avaliar teoricamente a temperatura no ponto de geração do calor.

NG et al. (1999) citam que, a metodologia de medição com o termopar embutido, não apresenta resultados totalmente confiáveis, uma vez que tanto os fios do termopar como o furo para a passagem dos mesmos, por menores que sejam, serão sempre um elemento estranho ao material que se deseja medir. DEWES et al. (1999) citam que a presença dos furos na ferramenta podem alterar a distribuição do calor e, assim, não é possível medir diretamente a temperatura na interface cavaco-ferramenta. KATO e FUJII (1997) em LONGBOTTOM e LANHAM (2005) citam que a própria presença do termopar no corpo de prova produz erros que podem chegar a 50% do valor verdadeiro, devido a pequenos espaços entre o furo e os fios do termopar com presença de ar e à própria transiência da condução do

calor do termopar no corpo de prova. Para finalizar, a calibração é considerada difícil a altas temperaturas e a resposta à variação das temperaturas é considerada lenta.

#### 3.8.4 Método do termopar monofilar

Esta técnica é uma variação do método do termopar embutido, desenvolvida inicialmente para medir temperatura em processos de retificação, na Liverpool John Moores University. Utiliza um sistema de termopar monofilar onde o corpo de prova é dividido em dois, ao longo da linha de usinagem ou retificação, e um fino condutor de 5  $\mu\text{m}$  de espessura isolado com mica ou Teflon<sup>TM</sup> é colado entre estas metades da amostra que é, então, recomposta. Nesta remontagem, este condutor completa o termopar com a própria amostra que será usinada.

DEWES et al. (1999) efetuaram medições de temperatura na usinagem de aços ferramenta para matrizes e moldes e, entre outros métodos, utilizaram o termopar monofilar de constantan (55% cobre e 45% níquel) isolado com Teflon<sup>TM</sup>. Citam que no momento em que a ferramenta atinge o termopar, ocorre o seu cisalhamento e uma junção à quente se forma entre este e a peça usinada. Esta junção instantânea produz uma força eletromotriz induzida, que pode ser avaliada e interpretada, caso o sistema tenha sido devidamente calibrado. As vantagens desse método, segundo os autores, é a sua facilidade de calibração e uso. Entretanto a máxima temperatura entre o cavaco e a ferramenta às vezes não é gravada e alguns erros são causados pela variação da posição de detecção longitudinalmente à aresta de corte. Não obstante, estes problemas podem ser superados com a repetição do experimento.

#### 3.8.5 Método do retículo de difração de Bragg

MORGAN, citado por LONGBOTTOM e LANHAM (2005), descreve um método desenvolvido pela Liverpool John Moores University para medição de temperatura durante processos de retífica denominado “Fibre Bragg Grating” ou retículo de difração de Bragg.

Neste método uma fibra óptica é posicionada sob a peça a ser testada de forma que uma pequena alteração no comprimento de onda induzida na mesma pode ser detectada. Este retículo pode ser obtido pela iluminação do núcleo da fibra óptica com um padrão variável de luz ultravioleta de elevada intensidade. Os fótons da luz ultravioleta, com pequenos comprimentos de onda, têm energia suficiente para quebrar as ligações químicas entre os átomos de óxido de silício, alterando a estrutura da fibra e aumentando ligeiramente o seu índice de refração. Esta fibra, ao ser modificada, age como um modelo seletivo do comprimento de onda. O comprimento de onda é afetado por qualquer variação nas

propriedades físicas ou mecânicas da região do retículo. Assim, mudanças na temperatura também provocam mudanças no índice de refração efetivo devido ao efeito termo-óptico. Segundo LONGBOTTOM e LANHAM (2005) este parece ser um novo método para medição de temperatura durante a usinagem, sendo considerado um “termopar óptico”, em que as fibras ópticas têm que ser posicionadas de forma impressada entre a parte que será usinada e a parte inferior da peça. Apesar disso, se esta técnica interferir com o corpo de prova, não será uma metodologia eficiente para aplicação prática, restringindo-se aos testes em laboratório.

### 3.8.6 Método do filme obtido por deposição física de vapor

MACHADO e DA SILVA (1999) citam que este método foi publicado inicialmente por KATO e FUJII e vem sendo desenvolvido desde então para variadas técnicas de usinagem mecânica e outros empregos onde se faz necessária a medição de temperaturas no interior de corpos sólidos. Esta técnica consiste no seccionamento do corpo de prova na região onde se deseja avaliar a temperatura e a aplicação em uma das partes de um filme, por meio de deposição física de vapor (PVD), para que aja como sensor térmico, determinando a distribuição da temperatura na região que se deseja medir o calor.

Após polimento e espelhamento da superfície de uma das partes seccionadas o filme PVD, contendo o material com ponto de fusão conhecido, é aplicado um sobre a mesma usando um equipamento de deposição a vácuo. As partes são remontadas por meio de um tornilho ou outro dispositivo que as mantenha unidas e submetidas ao processo de trabalho que gera o calor que se deseja avaliar, como no caso de ferramentas de corte. Segundo estes, o processo já demonstrou sucesso e aplicabilidade na avaliação da distribuição de temperatura em ferramentas de metal duro e cerâmica.

Após os testes, o conjunto é desmontado e analisado num microscópio, onde se consegue visualizar a zona que delimita o material fundido. A repetição dos testes com outros materiais, com ponto de fusão conhecidos, permite a composição de linhas isotérmicas e, dessa forma, se pode avaliar o comportamento do fluxo de calor no corpo de prova.

Embora trabalhoso é um dos métodos mais confiáveis para avaliação de temperatura no interior de peças ou ferramentas submetidas ao calor. A Tab. 3.10 apresenta o ponto de fusão de alguns materiais utilizados nos filmes PVD.

Tabela 3.10  
Pontos de fusão e pureza de materiais utilizados em filmes PVD.

Material	Símbolo	Ponto de fusão (°C)	Pureza (%)
Germânio	Ge	938	–
Antimônio	Sb	631	–
Telúrio	Te	450	99,999
Chumbo	Pb	328	99,999
Bismuto	Bi	271 / 272	99,999
Índio	In	156 / 157	99,999
Liga	Bi / Pb	126	–
Liga (wt%)	50 Bi, 28 Pb, 22 Sn	96,6	99,99

Fonte: KATO e FUJII, 2004, p. 929. / LONGBOTTOM e LANHAM, 2005, p. 128.  
CENTRO de DIVULGAÇÃO CIENTÍFICA E CULTURAL - CDCC, 2007.

### 3.8.7 Método da aplicação de pós-químicos

De concepção bastante semelhante ao método do filme PVD, este utiliza alguns pós-químicos com ponto de fusão bem definido como NaCl, KCl, CdCl, PbCl<sub>2</sub>, AgCl, KNO<sub>3</sub>, Zn, Pb, SnCl<sub>2</sub>, Sn, etc (KOMANDURI e HOU, 2001). Da mesma forma que foi descrita para a aplicação dos filmes PVD, a ferramenta é seccionada em duas partes e ambas são retificadas. Uma destas partes é umedecida com uma solução de silicato de sódio para facilitar a adesão do sal, que é distribuído sobre a superfície. Remontadas as partes, estas são submetidas ao processo de usinagem, criando uma linha isotérmica sobre a linha que delimita os sais que se fundiram e os que não se fundiram. A seguir repete-se o mesmo procedimento com os outros sais para obtenção das isotérmicas, compondo, dessa maneira, a distribuição da temperatura no plano ortogonal à aresta da ferramenta de corte.

### 3.8.8 Método de captação de radiação infravermelha

Alguns métodos medem a variação do comprimento das ondas de radiação infravermelha, proporcionalmente emitidas pela fonte de calor gerado no processo de corte.

LONGBOTTOM e LANHAM (2005) citam que os pirômetros ou termômetros óticos podem ser usados para medir o calor irradiado diretamente do ponto de contato peça-ferramenta ou

por meio da utilização de cabos de fibra óptica que passem ou pela ferramenta ou pelo corpo de prova cuja temperatura se deseja medir.

Dentre as vantagens no uso de sensores infravermelhos pode-se citar que eles não mantêm contato com o objeto cuja temperatura se deseja medir, têm respostas rápidas nas variações bruscas de temperatura e apresentam facilmente a medição efetuada sem interferir na distribuição de calor. Como o espaço ao redor do ponto de contato peça-ferramenta é restrito e os gradientes térmicos sofrem variações bruscas, este se torna um dos métodos mais precisos de medição de temperatura. A calibração do nível de emissividade correto é relativamente simples.

Quando há formação de cavacos e fumos, oriundos do processo de corte, estes interferem no processo de medição, mas é possível utilizar um pirômetro de duas faixas de comprimento de onda diferentes, com frequências próximas da luz infravermelha, o que soluciona este problema. A utilização de fluido de corte, entretanto, impede a utilização deste método.

As câmaras de captação de radiação infravermelha e os escâneres de linha são equipamentos que ganharam importância com a possibilidade do tratamento das imagens geradas, podendo produzir mapas das linhas isotérmicas da área estudada. Por meio da utilização de programas computacionais pode-se visualizar, captar, gravar e imprimir as zonas de transiência de temperatura da região medida, com utilização de diferentes cores para melhor ilustrar o comportamento dos fluxos térmicos.

Uma câmara de infravermelho também pode fornecer bons resultados realçando a variação de calor durante o processo de corte. É importante que seja feita uma adequada calibração da emissividade da câmara pois, uma calibração incorreta pode fazer com que a temperatura lida seja muito mais alta ou muito mais baixa do que a temperatura real. Usa-se pintar de preto o objeto a ser avaliado de forma que este padrão de emissividade conhecido possa permitir os ajustes iniciais necessários.

### 3.8.9 Método dos vernizes termosensíveis e lápis indicadores de temperatura

Os vernizes termosensíveis possuem em sua composição elementos químicos que produzem alterações em sua cor original ao atingirem determinadas temperaturas, este ponto é denominado gatilho. Os fabricantes podem fornecer estes vernizes em estojos, contendo uma variada gama de frascos, sendo que cada um deles corresponde a uma determinada temperatura a se medir.

Dependendo da composição química do verniz, este pode alterar a sua cor original de forma imediata, tão logo a temperatura de gatilho seja atingida. Outras composições químicas exigem que o verniz, ao atingir uma dada temperatura, se mantenha na mesma durante um certo tempo, até que a mudança de cor ocorra. Neste último tipo de verniz outros valores de temperatura ainda mais elevada podem vir a ser medidos com a mesma aplicação de verniz, caso a cor, já alterada ao atingir o primeiro gatilho, venha a passar por uma segunda mudança de tonalidade ou de cor (TMC, 2007).

O uso de vernizes térmicos é um dos métodos mais simples e mais baratos para a estimativa de temperatura em processos de usinagem, segundo KOMANDURI e HOU (2001). Entretanto, citam, esta técnica deve ser utilizada preferencialmente para a estimativa preliminar da temperatura do processo que se deseja avaliar, facilitando a escolha do método de medição definitivo.

De forma semelhante ao descrito para os vernizes termosensíveis, são fabricados lápis que, aplicados sobre a superfície que se deseja medir, mudam de cor assim que a temperatura de gatilho é atingida. FERRARESI (1977) cita que estes lápis são úteis para o controle de vida de ferramentas multi-arestas como fresas, alargadores, brocas, etc. Segundo o mesmo, se uma aresta estiver sendo submetida a esforços maiores que as demais ela também terá, como consequência, um maior aquecimento do que as outras, o que será demonstrado pela mudança de cor ou tonalidade do tipo de lápis empregado.

#### 3.8.10 Método da alteração de dureza e microestrutura em aços ferramenta

TRENT e WRIGHT (2000) citam que pode ser obtida muita informação sobre a distribuição de temperaturas nas proximidades das arestas de corte das ferramentas pela análise metalográfica e pela medição da microdureza da própria ferramenta em teste.

Segundo os mesmos, a dureza que o aço carbono endurecido e o aço-rápido possuem, à temperatura ambiente, passam a ser menores a partir de seu reaquecimento. A redução da dureza irá depender do tempo e da temperatura de aquecimento. No caso das ferramentas de aço carbono endurecido, esta perda começa a ocorrer a partir de 250 °C, sendo mais severa a partir de 600 °C. As ferramentas de aço-rápido não apresentam perda significativa de dureza até 600 °C mas entre 600 e 850 °C esta perda se apresenta de forma mais pronunciada, podendo voltar a subir para temperaturas de reaquecimento maiores, se forem resfriadas rapidamente.

Dessa forma o método, proposto por TRENT e WRIGHT (2000), consiste em submeter as ferramentas a testes de usinagem e, posteriormente, a uma análise metalográfica, com o objetivo de correlacionar as alterações da microestrutura do material com a temperatura necessária para que ocorram as transformações observadas e, dessa forma, construir as linhas isotérmicas indicando o comportamento do calor na região avaliada.

Em princípio esta metodologia pode ser empregada com vantagens, pelo fato de serem os testes realizados com as ferramenta em condições normais de utilização, permitindo boa confiabilidade nos resultados. Embora sua aplicação original tenha sido estudada para os aços-rápidos, DEARNLEY, em MACHADO e DA SILVA (1999), desenvolveu uma técnica para avaliação de insertos de metal duro, que consiste na substituição elemento ligante cobalto por ferro e ferro-silício, com teores variáveis. Cada elemento ligante utilizado possui, assim, uma determinada temperatura de transformação de fase, permitindo determinar as isotérmicas nas ferramentas.

A escolha do método de medição mais conveniente depende de vários fatores entretanto, é importante que a escolha recaia sobre o método que permita maior facilidade de acesso ao ponto a ser medido, o que por sua vez depende da dinâmica da situação de corte. Também os custos relativos à instrumentação necessária e o constante acompanhamento dos avanços que ocorrem no campo destas tecnologias de medição também devem ser observados.

DEWES et al. (1999) estudaram algumas das metodologias de medição de temperatura anteriormente citadas na usinagem do aço AISI H13, com dureza em torno de 52 HRC. Utilizaram fresas de metal duro revestido com TiCN de topo esférico, com 6 mm de diâmetro, e concluíram que, na usinagem de superfície plana, a temperatura medida com termopares, na interface peça-ferramenta varia entre 198 e 301 °C, enquanto a velocidade de corte varia de zero (no centro da ferramenta) até 200 m.min<sup>-1</sup>, na altura equivalente à penetração de trabalho. Ao se posicionar a peça a ser usinada num ângulo de 60°, deslocando-se a ferramenta também no sentido vertical para usinagem da mesma superfície plana, a temperatura sofria um acréscimo, passando para valores entre 247 e 385 °C devido às velocidades de corte que também variavam para valores entre 173 e 200 m.min<sup>-1</sup>.

Concluíram ainda que o avanço por aresta não apresenta efeito importante na temperatura, ao contrário da velocidade de corte, que produz maior temperatura na interface peça-ferramenta com o seu incremento. O método de medição de temperatura por emissão infravermelha sempre indica temperaturas inferiores aos métodos de pirometria por termopar em valores variáveis entre 68-390 °C. Confirmaram o senso comum de que ferramentas novas produzem

temperaturas mais baixas que as ferramentas já desgastadas e, finalmente, que as ferramentas de metal duro produzem bons resultados na usinagem de aços duros devido às temperaturas de usinagem relativamente baixas com que trabalham.

## 4 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

O procedimento experimental foi realizado no Laboratório de Usinagem e Automação do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais – UFMG, à exceção dos testes de medição de força de usinagem no material recozido, que foram realizados no Laboratório de Processos de Fabricação II, do Departamento de Engenharia Mecânica/Mecatrônica da Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais – PUC Minas.

### 4.1 Materiais e equipamentos

#### 4.1.1 Material dos Corpos de prova

Para o desenvolvimento desta pesquisa a empresa VILLARES METALS S.A. forneceu o aço para trabalho a quente denominado VHSUPER, com propriedades similares ao aço ABNT H13 e ao aço normalizado pela “*Deutsches Institut für Normung*” – DIN com a denominação DIN 1.2367, tanto em relação às suas características quanto a suas aplicações, com modificações na composição química, conforme Tab. 4.1 (VILLARES METALS, 2005a e 2005b).

Tabela 4.1

Principais elementos químicos do aço VHSUPER – Similar DIN 1.2367.

Elemento	%
C	0,36
Si	0,30
Cr	3,80
Mo	2,50
V	0,50

Fonte: VILLARES METALS, 2005b, p. 1.

Segundo a VILLARES METALS (2005a, 2005b) o aço VHSUPER é um material indicado para a fabricação de matrizes e punções para forjamento de aços e forjamento de alta velocidade, além de extrusão de ligas de alumínio, latão e ligas de magnésio, em operações acima de 500 °C nas quais sua elevada resistência a quente pode promover expressiva

melhoria de desempenho. Pode ainda ser indicado para matrizes destinadas à fundição sob pressão. É fornecido em estado recozido, com dureza máxima de 230 HB.

Três tarugos foram utilizados para os trabalhos de usinagem do material no estado recozido, com dimensões brutas iniciais de 270 x 205 x 100 mm, 242 x 200 x 140 mm e 270 x 210 x 140 mm, com dureza média de 174 HB.

Para os testes de vida com o material temperado foi utilizado um tarugo, com dimensões brutas de 262 x 242 x 86 mm, com dureza média de 46,6 HRC. O mesmo tarugo utilizado no teste de força do aço recozido, passou por um processo de têmpera e foi utilizado para o teste de força de usinagem com o material temperado. Com dimensões de 270 x 210 x 85 mm atingiu a dureza média de 41,7 HRC.

Os corpos de prova utilizados nos testes de usinagem de cavidades, foram fornecidos nas dimensões 160 x 160 x 150 mm, com dureza média de 170 HB no estado recozido e 40,9 HRC no estado temperado. Os tratamentos térmicos foram efetuados na Traterminas Tratamento Térmico Ltda., em Contagem, Minas Gerais.

#### 4.1.2 Ferramentas de corte

A haste e a fresa utilizadas, listadas na Tab. 4.2, foram fornecidas pela SANDVIK COROMANT. Para os trabalhos foram escolhidas três classes de pastilhas aplicáveis aos trabalhos de fresamento de aços alta-liga, classificadas pela Norma ISO 513 (2004). Dentre estas três ferramentas, duas delas são de metal duro revestido e a terceira de cermet. As principais características das pastilhas são relacionadas a seguir, conforme catálogos do fabricante (SANDVIK COROMANT, 2001 e 2005) e DINIZ et al. (2004):

- CT530 (HT) : classe de cermet, baseada em carbonetos e nitretos de titânio. O elevado grau de partículas duras de titânio confere à classe uma boa dureza ao calor e uma baixa tendência para reagir com o material abrasivo. Os grãos finos conferem à classe a capacidade de manter arestas vivas por longo tempo. Possui dureza em torno de 1490 HV, da classe ISO P20 / H25, indicada para operações de fresamento leve, principalmente quando se deseja usinagem sem refrigeração. A elevada resistência desse material à deformação plástica, à abrasão e à formação de aresta postiça de corte permite que as operações possam utilizar variadas gamas de velocidade de corte.

- GC1025 (HC) : classe de metal duro com tamanho de grãos finos, inferiores a 1  $\mu\text{m}$ , com dureza média de 1650 HV, combinando dureza e tenacidade. Com revestimento PVD de TiCN + TiN, com espessura de 3  $\mu\text{m}$ , cuja dureza se situa em torno de 3000 HV, melhorando sua resistência ao desgaste. Esta pastilha é da classe ISO P10 / H15, indicada para fresamento leve e médio de aços, onde a elevada resistência ao desgaste se faz necessária.

O revestimento PVD de TiN proporciona baixos coeficientes de atrito entre cavaco e a ferramenta na usinagem de ferrosos. O TiCN, tem a característica de não deixar que se propaguem trincas em direção ao substrato, com elevada resistência ao desgaste.

- GC4040 (HC) : também é uma classe de metal duro porém com tamanho de grão em torno de 5  $\mu\text{m}$ , com elevada tenacidade e com dureza em torno de 1250 HV. Possui revestimento multicamada MT-CVD, da classe ISO P40, contendo TiN + TiCN +  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , com dureza média de 2500 HV. O TiCN confere excelente resistência ao desgaste por abrasão e o  $\text{Al}_2\text{O}_3$  uma proteção contra as altas temperaturas resultantes do processo de corte, conferindo elevada resistência ao desgaste, inércia química e elevada dureza a quente. A espessura total da multicamada é de 6  $\mu\text{m}$ . Indicada para operações que exigem tenacidade no fresamento de aços. Pode ser utilizada em velocidades médias a baixas e com ou sem utilização de fluido de corte e ser aplicada na usinagem de uma variada gama de materiais pela presença do TiN.

Tabela 4.2  
Ferramentas SANDVIK COROMANT utilizadas nos testes.

<b>Código</b>	<b>Descrição</b>	<b>D<sub>c</sub> (mm)</b>	<b>iC (mm)</b>
(Conjunto de corte modular Coromill® 300 para fresa Ø 25 mm)			
392.55T-40 12 098	Haste com acoplamento com rosca – MAS BT (JIS B 6339)	-	
R300-25T12-10M	Fresa de topo toroidal Coromill® 300	25	
R300-1032E-PM 530	Pastilhas para a fresa de topo toroidal Coromill® 300	10	
R300-1032E-PM 1025	Pastilhas para a fresa de topo toroidal Coromill® 300	10	
R300-1032E-PM 4040	Pastilhas para a fresa de topo toroidal Coromill® 300	10	

Fonte: SANDVIK COROMANT, 2002a, p. 41 – 107 e 2002b, p. 36 – 63.

Os principais dados de corte recomendados pelo fabricante das ferramentas, para aços alta-liga recozidos com dureza média de 200 HB, são apresentadas na Tab. 4.3., com base na espessura máxima de cavacos, para as três classes de pastilhas utilizadas.

Tabela 4.3  
Condições de corte recomendadas pelo catálogo do fabricante para aços recozidos.

<b>CT530</b>			<b>GC1025</b>			<b>GC4040</b>		
<b>Espessura máxima de cavacos, h<sub>ex</sub> (mm)</b>								
0,10	0,15	0,20	0,05	0,10	0,20	0,10	0,20	0,30
<b>Velocidade de corte, v<sub>c</sub> (m.min<sup>-1</sup>)</b>								
265	260	255	195	190	185	190	185	175

Fonte: SANDVIK COROMANT, 2002a, p. 130.

Da mesma forma, os dados de corte para fresamento, recomendados para aços endurecidos e temperados, com dureza média até 59 HRC, são apresentadas na Tab. 4.4., com base na espessura máxima de cavacos, para as três classes de pastilhas.

Tabela 4.4

Condições de corte recomendadas pelo catálogo do fabricante para aços temperados.

CT530			GC1025			GC4020 (a)		
<b>Espessura máxima de cavacos, <math>h_{ex}</math> (mm)</b>								
0,07	0,12	0,20	0,07	0,12	0,20	0,10	0,20	0,25
<b>Velocidade de corte, <math>v_c</math> (m.min<sup>-1</sup>)</b>								
95	90	85	47	46	43	65	60	60

(a) A tabela original não possui recomendações para a Classe de pastilhas GC4040, os dados apresentados para a classe GC4020 são apenas comparativos.

Fonte: SANDVIK COROMANT, 2002a, p. 132.

#### 4.1.3 Equipamentos utilizados

Os testes de vida de ferramentas foram executados no centro de usinagem Romi, modelo Discovery 560, com potência de 9,0 kW (12,5 CV) e rotação máxima de 7.500 rpm, equipado com comando numérico Siemens 810D (Fig. 4.1).



Figura 4.1 – Centro de Usinagem Romi Discovery 560 com comando Siemens 810D.

A medição do desgaste das ferramentas foi feita com o microscópio óptico Askania GSZ 2T, equipado com micrômetro de resolução centesimal, conforme Fig. 4.2. A rugosidade foi medida com o rugosímetro Mitutoyo, modelo Surftest 301 em três pontos distintos, ao final de

cada conjunto de passes. A dureza dos corpos de prova foi monitorada durante o procedimento experimental com um durômetro portátil Time, modelo TH130.



Figura 4.2 – Microscópio óptico Askania GSZ 2T, com micrômetro de resolução centesimal.

Para os testes de força de usinagem do aço no estado recozido, foi utilizado um centro de usinagem Romi, modelo Discovery 560, com potência de 9,0 kW (12,5 cv) e rotação máxima de 10.000 rpm, equipado com comando numérico Siemens 810D, pertencente à PUC Minas. Este apresenta apenas uma diferença em relação ao equipamento da UFMG, que é a rotação máxima admissível, devido a alterações nas relações de número de dentes das engrenagens da correia dentada do eixo árvore. Para medição das forças de usinagem foi utilizado o dinamômetro Kistler, modelo 9257 BA com acessórios e placa de aquisição instalada em um computador AMD K6 e software Dynoware, montados conforme mostram as Fig. 4.3 e 4.4.



Figura 4.3 – Corpo de prova montado sobre o dinamômetro Kistler, modelo 9257 BA.

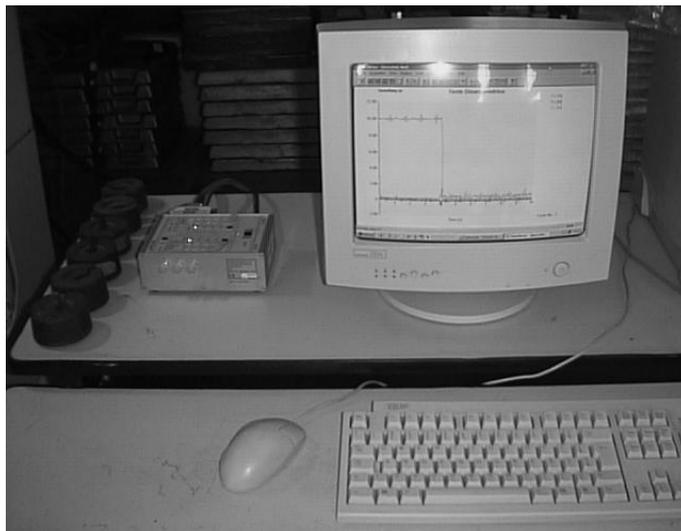


Figura 4.4 – Computador AMD K6 com placa de aquisição e software Dynoware.

A utilização do microscópio eletrônico de varredura JEOL JSM-5310, apresentado na Fig. 4.5, instalado no Centro de Desenvolvimento da Energia Nuclear – CDTN, permitiu a análise do desgaste das ferramentas utilizadas nos testes de usinagem.



Figura 4.5 – Microscópio eletrônico de varredura JEOL JSM-5310.

Para as medições de temperatura foram utilizados equipamentos pertencentes à Companhia Energética de Minas Gerais – CEMIG, compostos por uma câmara termográfica ThermaCAM™ P20 – Flir Systems (Fig. 4.6); uma câmara termográfica Agema (Fig. 4.7); um gravador de vídeo Sony Video Walkman GV-S50 NTSC e um termo-higrômetro Minipa MT-241.



Figura 4.6 – Câmara termográfica ThermaCAM™ P20 – Flir Systems.



Figura 4.7 – Câmara termográfica Agema.

As medições de desvios de forma e posição, além de variações dimensionais foram efetuadas em máquina de medição por coordenadas Tesa Micro-Hite 3D, de operação manual, apresentada na Fig. 4.8. Este equipamento possui três eixos deslizantes sobre guias pneumáticas, com resolução de 1  $\mu\text{m}$ , possuindo uma base em granito de 460 x 510 mm e altura de medição de 420 mm a partir desta base. O catálogo do fabricante informa que a exatidão da medição, que é a “*aptidão de um instrumento de medição para dar respostas próximas a um valor verdadeiro*” é de 3  $\mu\text{m}$ , possuindo igual valor de repetibilidade, que é a “*aptidão de um instrumento de medição em fornecer indicações muito próximas, em repetidas aplicações do mesmo mensurando, sob as mesmas condições de medição*” (LINK, 1999; INMETRO, 2000; CAMARANO, 2003). O conjunto foi devidamente calibrado, e possui declarações de conformidade do equipamento e da sonda de contato.



Figura 4.8 – Máquina de medição por coordenadas, Tesa Micro-Hite 3D.

## 4.2 Metodologia

Cada tarugo bruto foi rigidamente afixado à mesa da máquina por meio de fixadores e conjuntos de torque, acionados por chave apropriada. Depois desta afixação, foram removidas as irregularidades superficiais dos corpos de prova na profundidade aproximada de um milímetro, tanto na superfície quanto nas laterais, de forma a permitir que o tarugo fosse preparado para se manter no esquadro. Esta preparação foi efetuada para que as ferramentas a serem utilizadas no teste não sofressem danos na retirada de carepas ou outras irregularidades do material. Para este fresamento foram utilizadas pastilhas de metal duro com cobertura PVD, destinadas a fresamento leve e médio de cantos a 90° em aços. Pertencem à classe GC1025, código R390-17 04 08M-PM, da SANDVIK COROMANT. Foi empregada uma fresa de topo e faceadora de cantos do tipo cilíndrica extralonga, com diâmetro  $D_c = 25$  mm, código R390-025A25-17L, do mesmo fabricante, Coromill® 390.

### 4.2.1 Aço VHSUPER recozido

Os testes de vida foram executados por fresamento frontal discordante, também denominado faceamento pela SANDVIK COROMANT (2002a), sem a utilização de fluido de corte e por meio de passadas no sentido do maior comprimento do corpo de prova, diminuindo assim o número de entradas e saídas da ferramenta sobre o plano de trabalho.

Para avaliar a influência da velocidade de corte e do avanço por aresta, os parâmetros profundidade de usinagem e penetração de trabalho foram mantidos constantes em  $a_p = 0,50$  mm e  $a_e = 12,5$  mm, respectivamente.

Os dados de corte para usinagem do material recozido, apresentados na Tab. 4.5, foram calculados segundo as instruções do catálogo do fabricante (SANDVIK COROMANT, 2002a) no que se refere aos cuidados com a forma das ferramentas, a profundidade ou largura de usinagem e o cálculo do diâmetro efetivo de corte ( $D_e$ ), levando-se em conta as características da fresa e das pastilhas utilizadas, conforme apresentado de forma esquemática no desenho da geometria da ferramenta em relação à peça na Fig. 4.9.

Tabela 4.5  
Condições de corte utilizadas no teste de vida do material recozido.

$v_c$ (m.min <sup>-1</sup> )	$a_e$ (mm)	$a_p$ (mm)	$f_z$ (mm.rev <sup>-1</sup> )	$n$ (rev.min <sup>-1</sup> )	$v_f$ (mm.min <sup>-1</sup> )
300	12,50	0,50	0,10	4933	1480
370	12,50	0,50	0,10	6084	1825
440	12,50	0,50	0,10	7235	2170
300	12,50	0,50	0,15	4933	2220
370	12,50	0,50	0,15	6084	2738
440	12,50	0,50	0,15	7235	3256
370	12,50	0,50	0,20	6084	3650
370	12,50	0,50	0,25	6084	4563

Para analisar o comportamento das ferramentas em relação ao material a ser usinado, antes da escolha dos parâmetros definitivos de corte, para as três classes de ferramentas a testar, optou-se pela utilização da pastilha da classe GC1025. Esta foi escolhida devido às recomendações do fabricante, que a indicam para fresamento leve e médio de aços. Assim, os testes foram iniciados com a fixação do avanço em  $f_z = 0,10$  mm.rev<sup>-1</sup> e a velocidade de corte nos valores de 300, 370 e 440 m.min<sup>-1</sup>.

Em função dos resultados preliminares encontrados, concluiu-se que o avanço poderia ser aumentado para  $f_z = 0,15$  mm.rev<sup>-1</sup>, mantendo-se a velocidade corte nos valores de 300, 370 e

440 m.min<sup>-1</sup>. A seguir, com a fixação da velocidade de corte em 370 m.min<sup>-1</sup>, os avanços  $f_z = 0,20$  e  $0,25$  mm.rev<sup>-1</sup> foram escolhidos para completar cinco parâmetros mínimos para os testes que se pretendia efetuar. Os valores de velocidade de corte foram majorados para melhor avaliação do desempenho das pastilhas sob condições severas de trabalho.

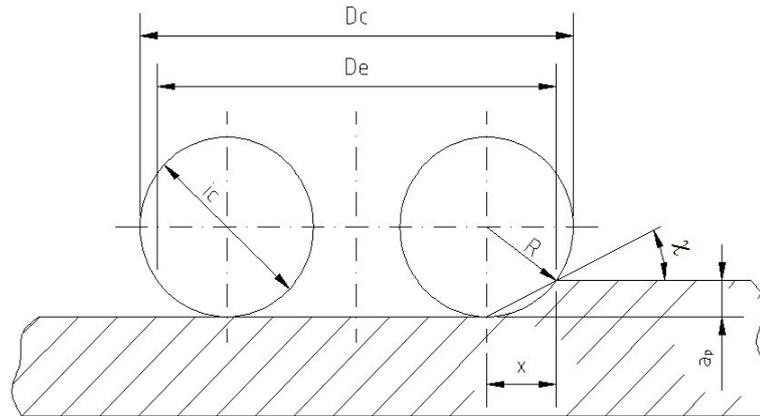


Figura 4.9 – Geometria da ferramenta em relação à peça.

Por meio da configuração apresentada na Fig. 4.9, é possível deduzir a EQ. (4.1) e desta a EQ. (4.2) e EQ. (4.3), para permitir o cálculo dos parâmetros de usinagem em função do diâmetro efetivo de corte.

$$D_e = D_c - iC + \sqrt{iC^2 - (iC - 2a_p)^2} \quad (\text{mm}) \quad (4.1)$$

$$n = \frac{v_c \cdot 1000}{\pi \cdot D_e} \quad (\text{rev.min}^{-1}) \quad (4.2)$$

$$v_f = n \cdot f_z \cdot Z_n \quad (\text{mm.min}^{-1}) \quad (4.3)$$

onde:

$D_c$  = diâmetro nominal de corte

$D_e$  = diâmetro efetivo de corte

$iC$  = diâmetro da pastilha

$a_p$  = profundidade de usinagem

$v_c$  = velocidade de corte

$v_f$  = velocidade de avanço

$f_z$  = avanço por aresta

$Z_n$  = número de arestas da ferramenta

$n$  = revoluções por minuto

Ao término do rebaixamento de cada plano era efetuada a medição da rugosidade em três pontos sobre o trajeto da penúltima passada, com o rugosímetro descrito. Em função do maior ou menor desgaste constatado nas arestas, o número de passes fresados a cada medição podia ser estipulado em metade do plano de rebaixamento ou a dois planos consecutivos, de forma a permitir um controle mais homogêneo do desgaste.

Foram utilizados os parâmetros  $R_a$ ,  $R_t$  e  $R_z$ , com o comprimento de amostragem igual a 0,80 mm, recomendado para valores de rugosidade  $R_a$  entre 0,1 e 2,0  $\mu\text{m}$ . Entre as medições o rugosímetro era ajustado por meio de um parafuso de regulagem, após medição em um padrão de rugosidade que acompanha o aparelho.

Após a medição de rugosidade, num tempo suficiente para o resfriamento da fresa e das pastilhas, a mesma era posicionada sobre a base de apoio do microscópio onde se efetuava a medição de desgaste uniforme de flanco VB1, nos moldes da Norma ISO 8688 de 1989 (Fig. 3.4). A medição, nas arestas das três pastilhas que compõem o conjunto, se dava em seqüência previamente estabelecida. Quando a primeira das arestas atingia um desgaste igual ou maior que 0,50 mm, o teste era interrompido e as pastilhas eram giradas no sentido horário num ângulo de 60°. Outros parâmetros de corte eram selecionados e iniciavam-se novos procedimentos para cada nova aresta, quando então estas pastilhas eram trocadas pelas de outra classe, recomeçando-se os trabalhos. Todos estes dados eram transcritos para uma tabela previamente impressa, com campos para preenchimento dos dados levantados, tabulando-os para posterior análise. Após estes testes, as ferramentas foram avaliadas quanto aos mecanismos de desgaste por meio de fotografias com microscopia eletrônica de varredura.

Os testes de força de usinagem do material recozido foram efetuados com os mesmos parâmetros citados na Tab. 4.5. Inicialmente foram feitos quatro furos de diâmetro de 8 mm no corpo de prova, para fixação por meio de parafusos sextavados, no dinamômetro já fixado à mesa da máquina. Após configuração adequada do software Dynoware, na frequência de aquisição de 400 Hz, foi feita a verificação das leituras por meio de padrões e iniciados os

processos de obtenção dos dados de forças de corte nos eixos X, Y e Z. O tempo de aquisição depende dos parâmetros de corte empregados e compreende sempre um valor superior ao tempo de permanência da ferramenta sobre a peça, medido durante um único passe. Os testes foram repetidos com os parâmetros de corte estabelecidos até a obtenção de curvas que captassem os valores de força durante toda a presença da ferramenta sobre a peça usinada.

De posse dos resultados obtidos nos testes de fresamento do aço no estado recozido, buscou-se verificar o comportamento das ferramentas na usinagem de um corpo de prova contendo ressalto e cavidades (bolsões) retangular e circular (Fig.4.10). Para o aço neste estado o corpo de prova foi usinado com os parâmetros que resultaram na maior vida de ferramenta e na menor força de usinagem, para as duas classes de ferramentas que apresentaram os melhores resultados nos testes anteriormente descritos.

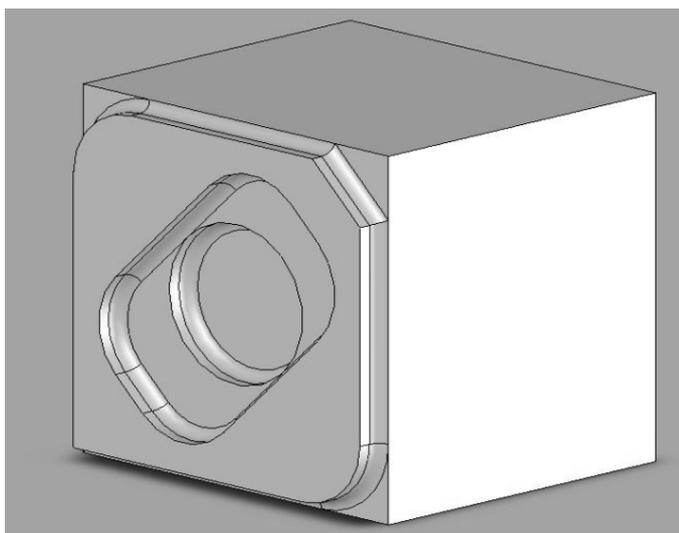


Figura 4.10 – Corpo de prova com cavidades e ressalto externo.

No desenho apresentado na Fig. 4.11 é possível distinguir os detalhes do corpo de prova proposto e os principais parâmetros medidos na máquina de medição por coordenadas. Foram efetuados cinco testes na usinagem dos corpos de prova, levando-se em consideração os dados de corte obtidos nos experimentos anteriores. Foram priorizados os parâmetros que proporcionaram maior vida de ferramenta e os que resultaram na menor força de usinagem para as ferramentas das classes CT530 e GC4040. Na Tab. 4.6 estão relacionados estes parâmetros para fresamento discordante e um teste com a pastilha da classe GC4040 em fresamento concordante.

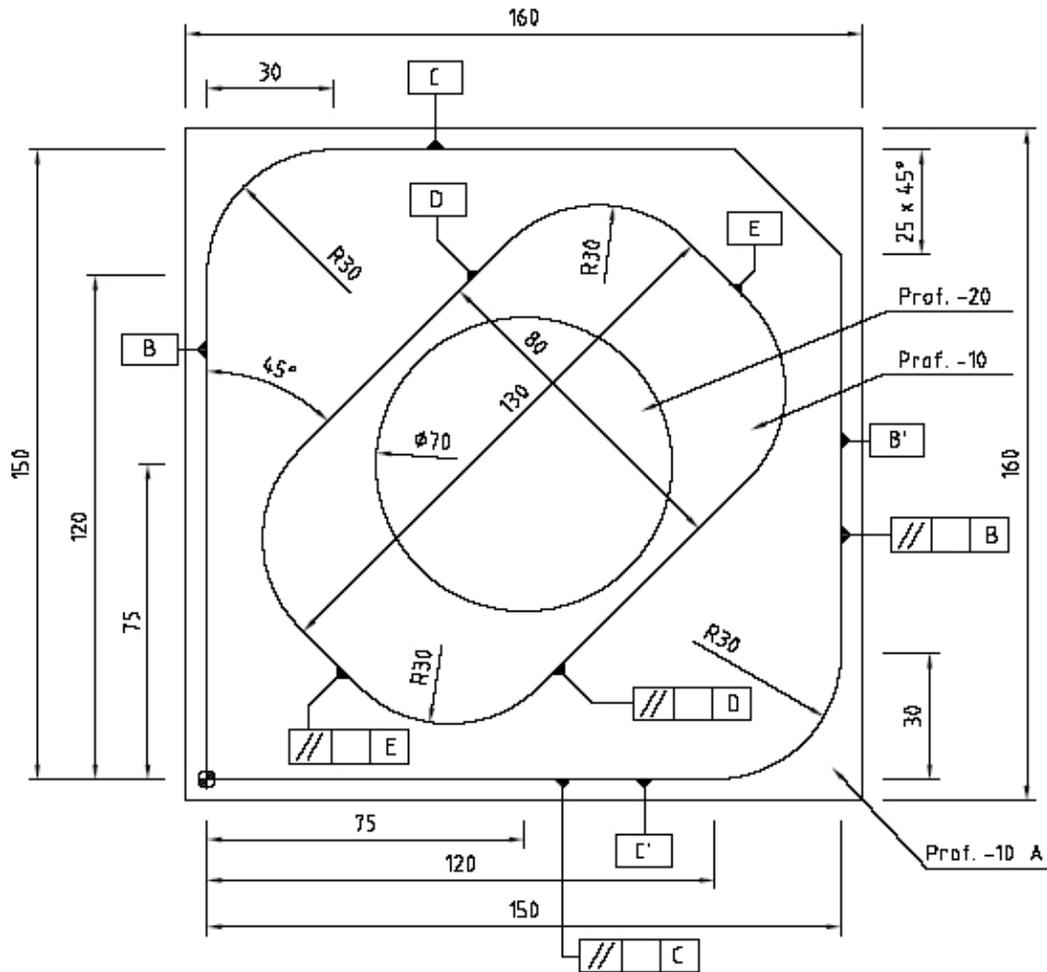


Figura 4.11 – Desenho do corpo de prova utilizado no fresamento de cavidades.

Tabela 4.6

Parâmetros de corte utilizados no fresamento do aço recozido.

Teste	Classe	$v_c$ (m.min <sup>-1</sup> )	$f_z$ (mm.rev <sup>-1</sup> )	Fresamento
1	CT530	370	0,25	Discordante
2	CT530	370	0,15	Discordante
3	GC4040	370	0,25	Discordante
4	GC4040	370	0,15	Discordante
5	GC4040	370	0,15	Concordante

#### 4.2.2 Aço VHSUPER temperado

Para execução dos testes de vida, de rugosidade e de força, com o material no estado temperado, foram seguidos os mesmos procedimentos descritos para os testes com o material no estado recozido, anteriormente descritos. Entretanto os parâmetros de corte foram recalculados, em função do aumento da dureza. A profundidade de usinagem e a penetração de trabalho foram mantidas constantes em  $a_p = 0,50$  mm e  $a_e = 12,5$  mm, respectivamente.

Para a avaliação do comportamento de ferramentas e seus resultados na usinagem do aço temperado, foi feito um planejamento de experimentos com a utilização do aplicativo MINITAB™, antes de se definir quantos e quais seriam os parâmetros de corte a serem utilizados, expressos na Tab. 4.7. Os resultados obtidos nos testes com o aço temperado foram transcritos em uma tabela, para posterior estudo. Da mesma forma procedida para o aço recozido, as ferramentas utilizadas nos testes com o aço temperado também foram fotografadas no microscópio eletrônico de varredura.

Tabela 4.7  
Condições de corte utilizadas no teste de vida do material temperado.

$v_c$ (m.min <sup>-1</sup> )	$a_e$ (mm)	$a_p$ (mm)	$f_z$ (mm.rev <sup>-1</sup> )	$n$ (rev.min <sup>-1</sup> )	$v_f$ (mm.min <sup>-1</sup> )
120	12,50	0,50	0,10	1973	592
120	12,50	0,50	0,15	1973	888
120	12,50	0,50	0,20	1973	1184
200	12,50	0,50	0,10	3289	987
200	12,50	0,50	0,15	3289	1480
200	12,50	0,50	0,20	3289	1973
280	12,50	0,50	0,10	4604	1381
280	12,50	0,50	0,15	4604	2072
280	12,50	0,50	0,20	4604	2762

Segundo CAMPOS (2003), o planejamento de experimentos é a constituição de um conjunto de técnicas estatísticas para a estruturação de uma metodologia que vise planejar, executar e analisar experimentos. Este planejamento permite determinar a melhor combinação das variáveis para a obtenção da resposta desejada.

O aplicativo MINITAB™ foi desenvolvido por professores da Universidade Estadual da Pensilvânia (EUA) em 1972 e, desde então, vem sendo aprimorado e tem se tornado uma poderosa ferramenta para pesquisadores, engenheiros, analistas financeiros e outros, que utilizam as várias ferramentas da estatística para melhorar a confiabilidade na análise de dados de seus trabalhos.

A utilização de técnicas estatísticas somadas à metodologia de pesquisa proporciona resultados com elevados níveis de confiabilidade e redução dos custos envolvidos no processo. Segundo POULACHON et al. (2001), um cuidadoso planejamento experimental permite uma análise estatística dos resultados com elevado grau de confiabilidade, sendo possível considerar as variabilidades do material.

Nesta etapa o aplicativo foi utilizado como ferramenta no planejamento fatorial  $3^K$ , para o qual foram escolhidas duas *variáveis de entrada*, velocidade de corte  $v_c$  e avanço por aresta  $f_z$ . Com a utilização de três níveis de velocidade e três de avanço, foram totalizados nove ensaios, para cada uma das três ferramentas testadas. Nos testes que se seguem foram empregados os parâmetros definidos no planejamento do experimento. Os resultados obtidos foram agregados aos estudos estatísticos como *variáveis de saída ou de resposta*, conforme Tab. 4.8, permitindo estimar resultados otimizados, para usinagem de um corpo de prova contendo cavidades, apresentado adiante.

Tabela 4.8

Parâmetros de corte utilizados no fresamento do aço temperado.

Teste	Classe	$v_c$ (m.min <sup>-1</sup> )	$f_z$ (mm.rev <sup>-1</sup> )	Fresamento
6	GC1025	170	0,10	Discordante
7	GC1025	120	0,10	Discordante
8	CT530	167	0,10	Discordante
9	CT530	120	0,10	Discordante
10	CT530	120	0,10	Concordante

## 5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

A seguir serão apresentados os resultados, iniciando-se pelos dados obtidos no fresamento do aço recozido. Na seqüência serão estudados os resultados para o aço temperado. A geração de gráficos e tabelas permitirá a análise de todos os fatores de influência.

### 5.1 Aço VHSUPER recozido

Inicialmente serão apresentadas as curvas de desgaste de ferramentas, traçadas em função do comprimento linear fresado, até a ferramenta atingir ou superar um desgaste uniforme de flanco  $VB1 = 0,50$  mm, conforme a norma ISO 8688-1 (1989). A influência da velocidade de corte, avanço por aresta e material da ferramenta, será avaliada durante o fresamento frontal discordante mantendo-se constantes  $a_p = 0,50$  mm e  $a_e = 12,5$  mm.

Por meio de fotografias das arestas de corte das ferramentas, obtidas por microscopia eletrônica de varredura, apresentando os desgastes resultantes para as condições mais representativas, será possível a análise dos principais mecanismos de desgaste atuantes.

Também será feita a análise da evolução dos valores da rugosidade da superfície, obtidos para verificação do acabamento da superfície fresada, também em função do comprimento linear fresado. Na seqüência serão apresentadas as componentes da força de usinagem para cada condição de corte.

Utilizando os valores que representaram vida das ferramentas mais longas e menores forças de fresamento, serão analisados os desvios dimensionais e geométricos durante a usinagem de um corpo de prova contendo ressalto e cavidades retangular e circular.

5.1.1 Vida de ferramentas

Os valores de comprimento linear fresado, obtidos para cada parâmetro de usinagem, estão relacionados na Tab. 5.1. As pastilhas CT530 e GC4040 não foram empregadas com avanço por aresta  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ , uma vez que estes valores só foram aplicados na ferramenta GC1025 para os testes iniciais.

Tabela 5.1

Comprimento linear fresado obtido para cada parâmetro de usinagem e cada classe de pastilha.

$v_c \text{ (m.min}^{-1}\text{)}$	$f_z \text{ (mm.rev}^{-1}\text{)}$	<b>L (m)</b>		
		<b>GC1025</b>	<b>CT530</b>	<b>GC4040</b>
300	0,10	43,0	-	-
370	0,10	28,0	-	-
440	0,10	21,5	-	-
300	0,15	44,6	68,1	98,0
370	0,15	34,4	52,5	75,3
440	0,15	34,6	43,0	47,2
370	0,20	40,9	94,3	100,4
370	0,25	56,2	102,5	114,7

O resultado obtido nos testes iniciais, utilizando as pastilhas da classe GC1025, com o avanço por aresta mantido constante no valor  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ , com velocidades de corte 300, 370 e 440  $\text{m.min}^{-1}$ , pode ser avaliado na Fig. 5.1. O eixo cartesiano das ordenadas representa o desgaste uniforme de flanco VB1 (mm) e o eixo das abscissas representa o comprimento linear fresado L (m). Na Fig. 5.1 optou-se pela representação de L com a faixa de escala variando de zero até o valor de 120 m e VB1 de zero até 0,80 mm, para comparação com os demais testes efetuados com as outras pastilhas.

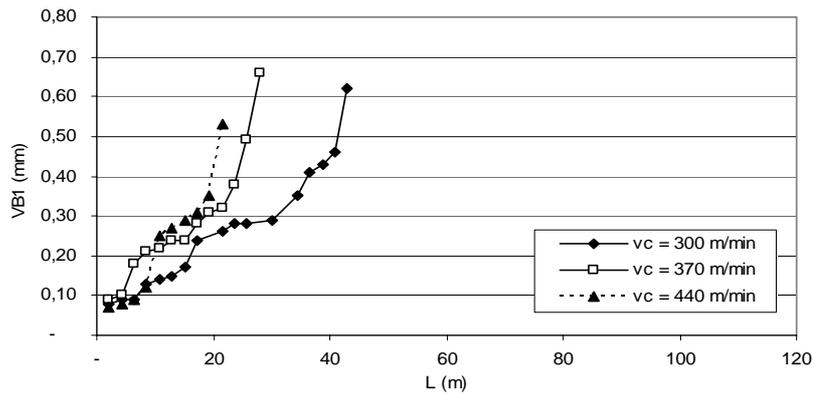


Figura 5.1 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de  $v_c$  ( $f_z = 0,10 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC1025.

Pode-se observar na Fig. 5.1 que o aumento da velocidade de corte resulta na esperada redução da vida da ferramenta, devido ao aumento da temperatura. A elevação da temperatura da ferramenta tem como consequência a redução da resistência à deformação plástica do material da ferramenta e a criação de condições favoráveis para os mecanismos de desgaste termicamente ativados (SANTOS e SALES, 2004), além da elevação do gradiente térmico.

Como anteriormente citado, após este primeiro teste, foi proposta uma nova definição de parâmetros de corte. Assim, para a avaliação do efeito do aumento da velocidade de corte, foi mantido constante o avanço por aresta no valor  $f_z = 0,15 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$  e, com a mesma classe de pastilha anterior, verificou-se que o comportamento também se repete com o aumento da velocidade de corte. Pode ser observado na Fig. 5.2 que ocorre um pequeno aumento na vida das ferramentas em relação ao avanço  $f_z = 0,10 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ , o que será discutido adiante.

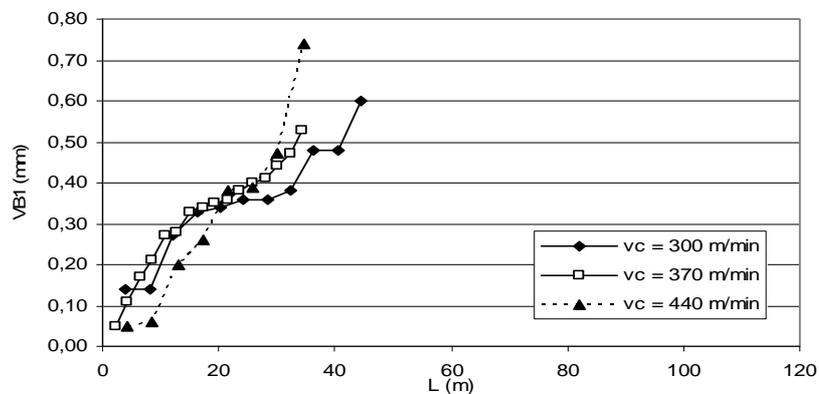


Figura 5.2 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de  $v_c$  ( $f_z = 0,15 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC1025.

Ao se empregar as pastilhas da classe CT530 com os mesmos parâmetros, é possível observar que o aumento da velocidade de corte também se traduz na redução da vida das ferramentas (Fig. 5.3). Entretanto a evolução do desgaste é mais uniforme e a vida dessas é visivelmente mais longa do que as da classe GC1025.

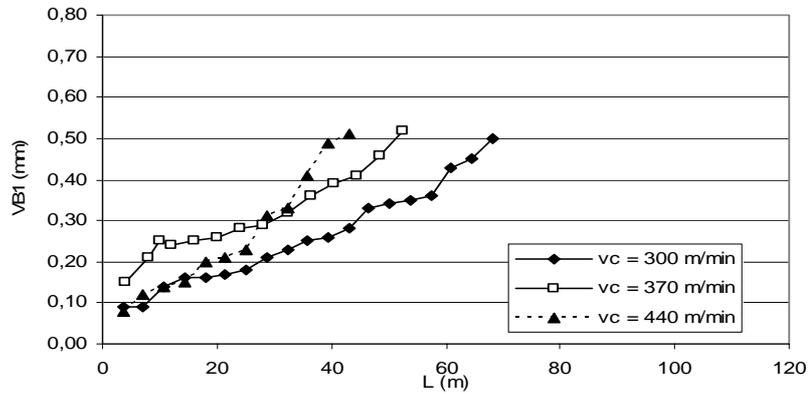


Figura 5.3 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de  $v_c$  ( $f_z = 0,15 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ ). Pastilhas classe CT530.

Na Fig. 5.4, obtida com a utilização de pastilhas da classe GC4040, prevalece a relação de diminuição de vida com aumento de velocidade de corte, mas percebe-se que a vida da ferramenta é significativamente menor ao se trabalhar com  $v_c = 440 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ . Não obstante, dos três tipos de classes de pastilhas analisadas esta classe foi a que proporcionou vida mais longa para esta condição e a da classe GC1025 foi a que apresentou a menor durabilidade.

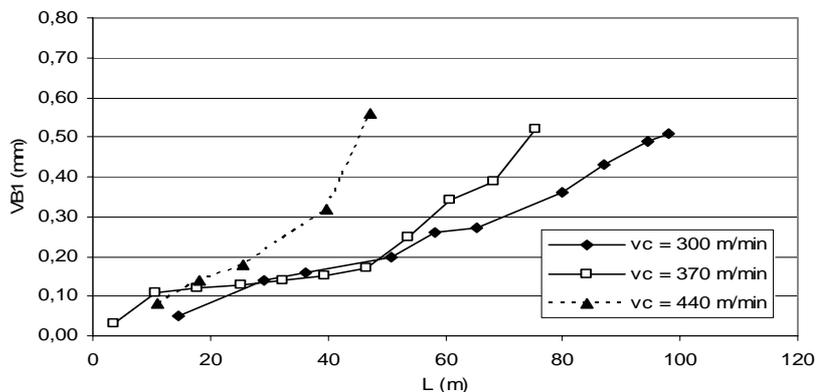


Figura 5.4 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de  $v_c$  ( $f_z = 0,15 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC4040.

A menor durabilidade da pastilha GC1025 em relação às demais pode ser avaliada pelo tipo de revestimento que esta possui. Conforme anteriormente citado, esta é uma pastilha de metal duro com revestimento PVD de TiCN, que tem a característica de não deixar que se propaguem trincas em direção ao substrato e com elevada resistência ao desgaste devido à sua elevada dureza, em torno de 1650 HV. Entretanto, se ocorrer o arrancamento do revestimento, pode ocorrer a exposição do substrato de metal duro e a redução significativa da vida da ferramenta.

Também foi discutido anteriormente que a pastilha da classe CT530 é de cermet e embora possua elevada resistência à deformação plástica e à abrasão, tem baixa condutividade térmica e possui elevado coeficiente de expansão volumétrica. Assim, a alternância de temperaturas altas e baixas facilita a nucleação de trincas neste material. Por este motivo os cermets são preferencialmente indicados para usinagem contínua de acabamento e superacabamento de aços, uma vez que nestas operações suporta maiores velocidades de corte devido a sua elevada resistência ao desgaste, atribuída à elevada dureza devido à presença do TiCN.

A pastilha GC4040 possui revestimento multicamada contendo TiN + TiCN + Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> produzido por MT-CVD. Além das características citadas para o TiCN e o pelo fato de que o TiN pode ser aplicado na usinagem de uma gama variada de materiais, a alumina presente em uma das camadas propicia elevada resistência ao desgaste, baixa solubilidade e elevada dureza a quente, conferindo à pastilha uma durabilidade superior às demais.

Tomando-se como referência o custo da pastilha mais barata, que é a da classe CT530, as outras duas a superam em 25%. Embora os custos unitários sejam relativamente baixos, em processos industriais de elevada produção estes fatores são determinantes na escolha final junto com um outro fator importante, que é o tempo de troca de ferramental, conhecido pelo termo “*set up*”, uma vez que a indústria manufatureira deve se preocupar muito os custos associados à máquina parada.

Para avaliação do comportamento das ferramentas quando se altera o avanço por aresta, foi definida e mantida constante a velocidade de corte  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ . Na avaliação dos resultados obtidos com as ferramentas da classe GC1025 (Fig. 5.5), é possível verificar que o aumento do avanço resulta no aumento da vida das ferramentas. Neste caso foram efetuados testes com quatro níveis de avanço (de  $f_z = 0,10$  até  $0,25 \text{ mm.rev}^{-1}$ ) mas a evolução do desgaste para cada um dos avanços não tem comportamento similar.

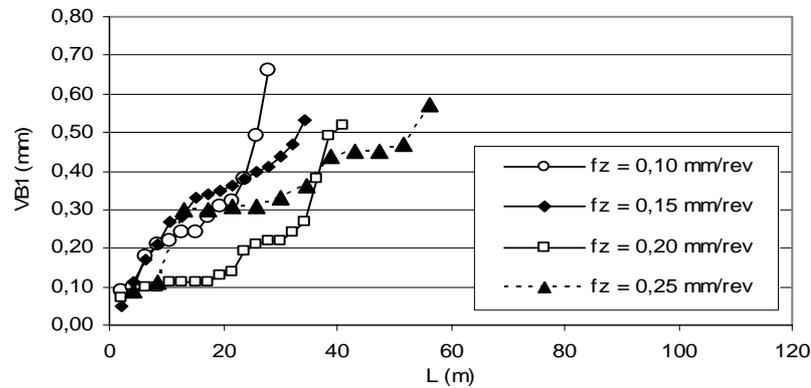


Figura 5.5 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de  $f_z$  ( $v_c = 370 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC1025.

Com a utilização das pastilhas da classe CT530, observa-se que o comportamento do desgaste para cada avanço empregado mantém uma forma levemente semelhante (Fig. 5.6), sendo que o maior avanço ( $f_z = 0,25 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ ) foi o que promoveu vida mais longa. A justificativa para este resultado está relacionada ao fato de que o percurso de corte com avanços mais baixos resulta em um contato efetivo da ferramenta com a peça muito maior do que o obtido com os avanços mais elevados. Além desse entendimento, tal comportamento pode ser explicado pelo aumento de dureza sofrido na superfície da peça, por encruamento, no momento do contato da ferramenta. O encruamento ocorre quando o aço sofre deformação abaixo da temperatura crítica fazendo com que os grãos se deformem. Esta deformação altera as propriedades do material, aumentando os valores de resistência, limite de escoamento, dureza e fragilizando o material. Segundo o catálogo do fabricante (SANDVIK COROMANT, 2005), no fresamento discordante, devido à pastilha iniciar seu corte com uma espessura de cavaco zero, são geradas elevadas forças de usinagem. A pastilha tem que penetrar, criando um atrito com altas temperaturas e, geralmente, entra em contato com uma superfície com encruamento causado pela pastilha anterior por deformação plástica.

Com a utilização de avanços mais baixos, a ferramenta passa a fresar as camadas de material encruadas durante o passe anterior tendo, como conseqüência, a promoção de um desgaste prematuro da aresta de corte. Nos avanços maiores, esta camada encruada é ultrapassada e a ferramenta toca a peça com sua dureza normal. O aumento do avanço também produz aumento das forças de fresamento, com conseqüente aumento da temperatura do cavaco, facilitando assim o seu arrancamento e permitindo maior vida da ferramenta.

Além disso, com o aumento do avanço por aresta, o percurso de corte efetivo diminui para o mesmo comprimento fresado.

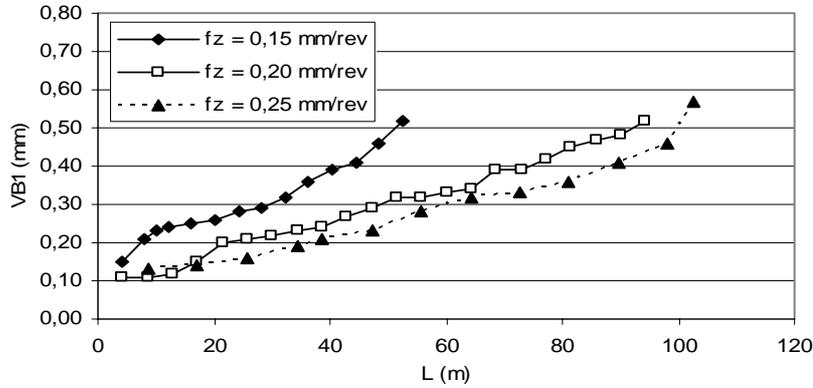


Figura 5.6 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de  $f_z$  ( $v_c = 370 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ ). Pastilhas classe CT530.

Na Fig. 5.7, referente às pastilhas da classe GC4040, observa-se mais uma vez que o maior avanço ( $f_z = 0,25 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ ) também propiciou vida mais longa. Este aumento da vida da ferramenta também foi maior que o obtido com as pastilhas das classes GC1025 e CT530 nas mesmas condições, como se pode avaliar na comparação da Fig. 5.5 com a Fig. 5.6.

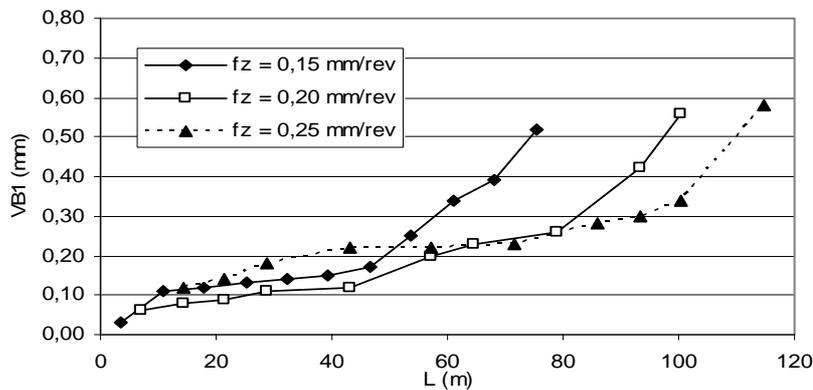


Figura 5.7 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de  $f_z$  ( $v_c = 370 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC4040.

Na comparação de vida de ferramenta para as três classes de pastilhas, ao se utilizar a velocidade de corte  $v_c = 370 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$  e avanço por aresta  $f_z = 0,15 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$  obteve-se o gráfico da Fig. 5.8. Sob esta condição, a pastilha GC4040 superou de forma significativa as demais.

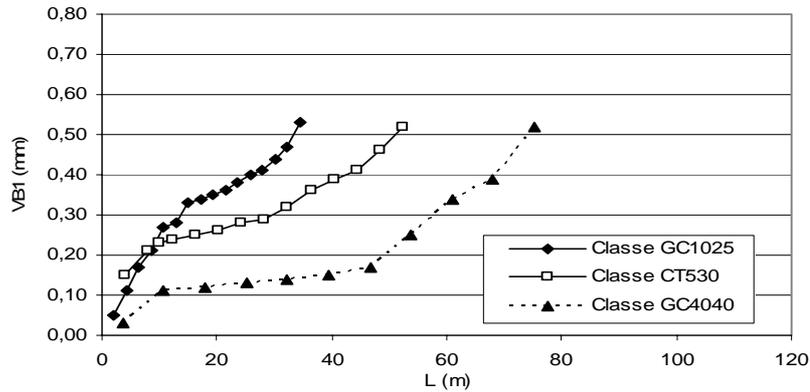


Figura 5.8 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes classes de pastilha. ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).

Na Fig. 5.9, onde se apresentam os resultados para  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ , é possível observar que, embora a pastilha da classe CT530 tenha apresentado uma taxa de desgaste mais homogênea, foi a pastilha da classe GC4040 que apresentou a vida mais longa.

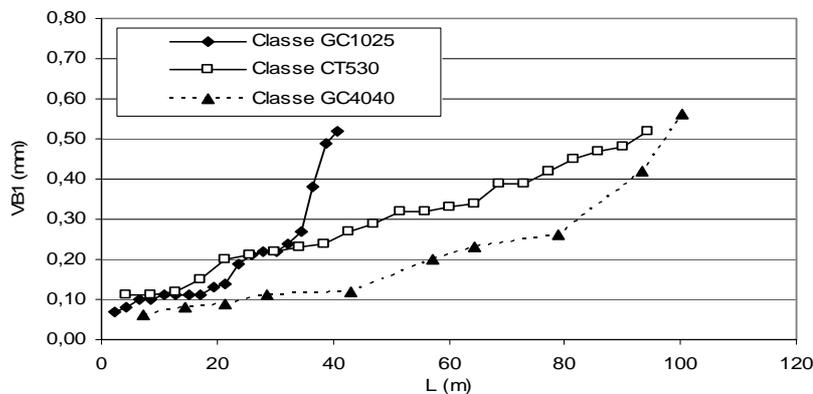


Figura 5.9 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes classes de pastilha. ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).

Finalmente, com o emprego do maior valor de avanço (Fig. 5.10), a ferramenta de metal duro revestido GC4040 novamente se destaca, apresentando vida mais longa e taxa de desgaste mais homogênea, ou seja, em todas as situações a ferramenta GC4040 se destacou como a que apresentou maior vida.

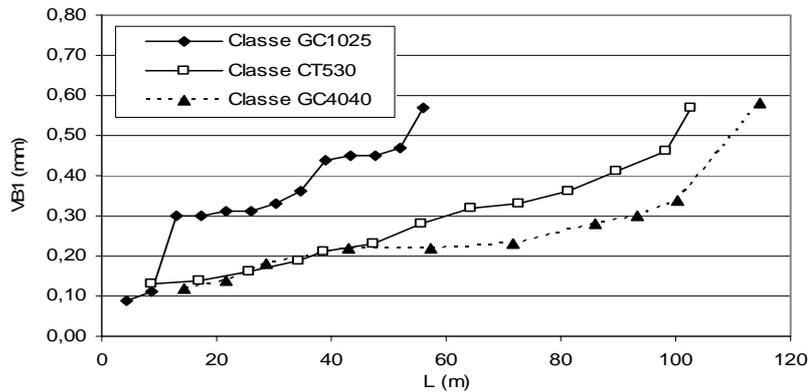


Figura 5.10 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes classes de pastilha. ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,25 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).

Baseado nos levantamentos e nas figuras anteriormente apresentadas, é possível elaborar curvas de vida considerando o comprimento fresado em função de  $v_c$ ,  $f_z$  e do material da ferramenta. Na avaliação da influencia da velocidade de corte, as ferramentas são testadas com a manutenção de avanço por aresta constante ( $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ) e a vida encontrada para as três velocidades de corte empregadas. Da mesma forma que foi apresentada nas análises anteriores, as pastilhas da classe GC4040 apresentam vida mais longa do que as das outras classes e a da classe GC1025 a menor, com as pastilhas cermet mantendo posição intermediária. Como era de se esperar, o aumento da velocidade de corte resultou na diminuição da vida das ferramentas (Fig. 5.11).

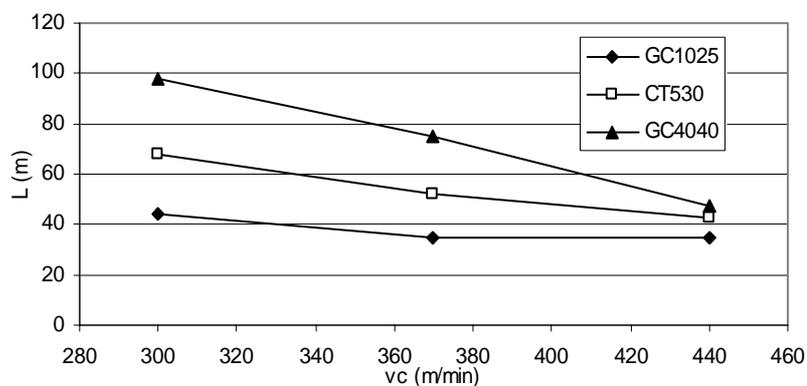


Figura 5.11 – Comprimento linear fresado em função da velocidade de corte para as três classes de pastilhas testadas ( $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).

Na comparação dos três tipos de pastilhas em função do avanço, foi mantida constante a velocidade de corte ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ), permitindo concluir que as pastilhas da classe GC4040 apresentam um melhor desempenho do que as demais, como se pode verificar na Fig. 5.12.

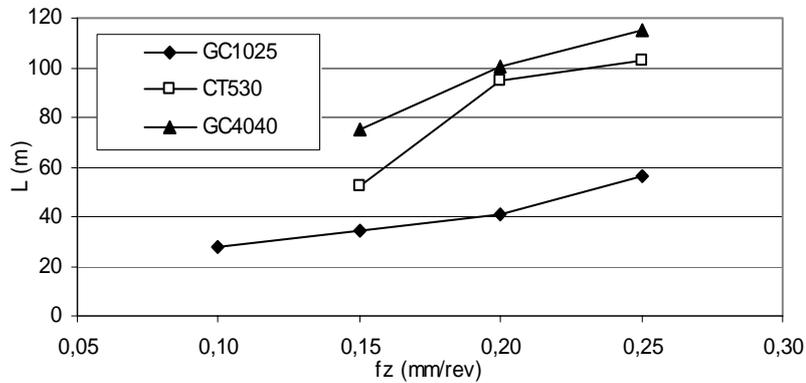


Figura 5.12 – Comprimento linear fresado em função do avanço por aresta para as três classes de pastilhas testadas ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ).

Além das pastilhas da classe GC4040, as da classe CT530 também superaram as pastilhas da classe GC1025 na avaliação de vida. Tal se deve ao fato de que os parâmetros de corte estão muito acima do recomendado pelo fabricante para a classe GC1025, o que ocorreu em menor escala para as classes CT530 e GC4040, além de outros fatores que serão discutidos posteriormente.

Embora a comparação de vida em função de comprimento fresado seja mais comum, uma vez que permite uma correlação com número de peças que podem ser produzidas com uma determinada ferramenta, é possível a proposição de uma outra análise, que é a comparação do tempo total de contato da fresa com a peça usinada, durante a vida da ferramenta, permitindo uma análise também do ponto de vista tribológico. Na Fig. 5.13 avalia-se a influência da velocidade de corte em função do tempo total de contato, mantendo-se o avanço por aresta constante ( $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ), para as três velocidades de corte empregadas

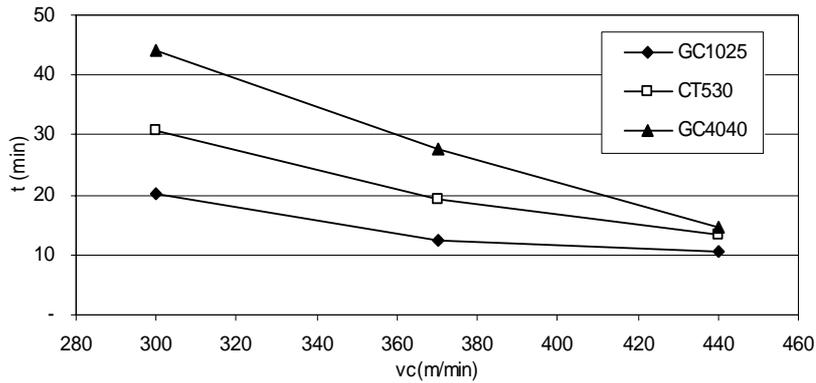


Figura 5.13 – Tempo total de contato em função da velocidade de corte para as três classes de pastilhas testadas ( $f_z = 0,15 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ ).

Observa-se que as curvas se apresentam de forma bastante semelhante às obtidas na análise de comprimento fresado (Fig. 5.11). Entretanto, na análise do tempo de contato em função do avanço (Fig. 5.14), as pastilhas de metal duro revestido apresentam uma tendência à ligeira diminuição do tempo de contato obtido até o alcance do fim de vida, e a pastilha cermet um ligeiro aumento. Esta análise permite sugerir que o emprego de mais de um parâmetro de comparação permite a compreensão do fenômeno sob outros pontos de vista.

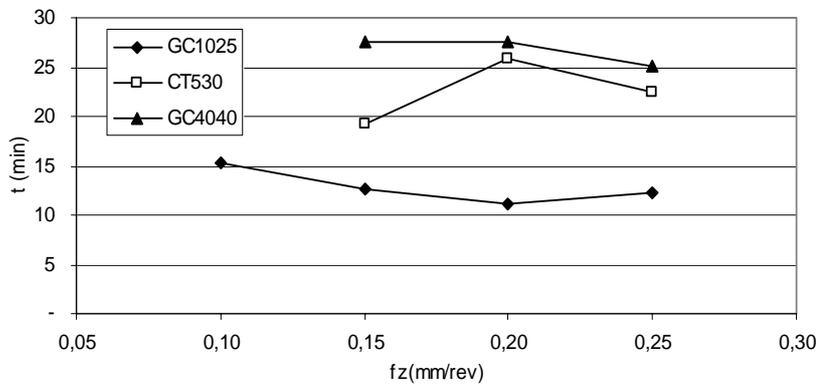


Figura 5.14 – Tempo total de contato em função do avanço por aresta para as três classes de pastilhas testadas ( $v_c = 370 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ ).

### 5.1.2 Mecanismos de desgaste

Para a minuciosa avaliação dos mecanismos de desgaste atuantes durante os testes realizados, foi utilizado o microscópio eletrônico de varredura para fotografar as arestas ao final dos testes de vida.

Em todas as fotografias registradas, as pastilhas foram posicionadas de forma que a superfície de saída pudesse ser visualizada na parte superior da imagem e a superfície de folga na parte inferior, facilitando a compreensão do processo de desgaste sofrido. A ampliação variou de 35 a 3500 vezes para melhor detalhamento.

As Fig. 5.15 e 5.16 são referentes à pastilha da classe GC1025, utilizada com os parâmetros  $v_c = 440 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ . Ao se comparar esta condição com outras a que foram impostas à mesma ferramenta, esta foi a mais severa e que resultou, também, na menor vida.

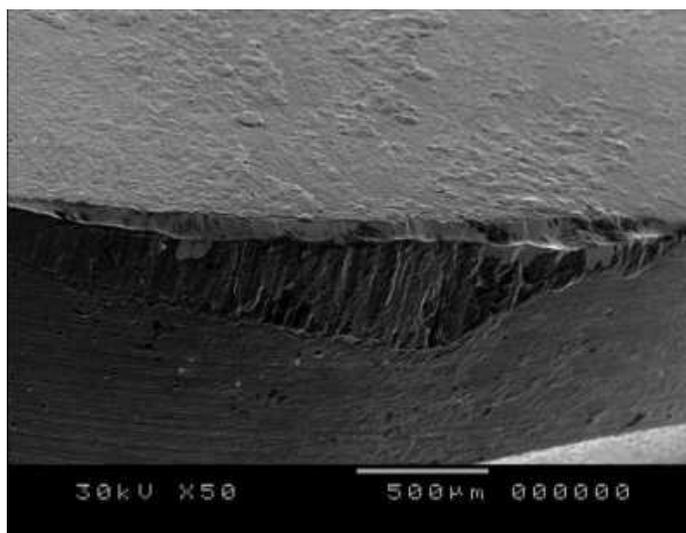


Figura 5.15 – Fotografia da pastilha GC1025 ( $v_c = 440 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,  $L = 21,5 \text{ m}$ ).

A Fig. 5.16 apresenta um detalhe ampliado da Fig. 5.15, onde se percebe um desgaste de flanco acentuado. É possível, ainda, verificar o desgaste do revestimento aplicado, com a exposição do substrato.

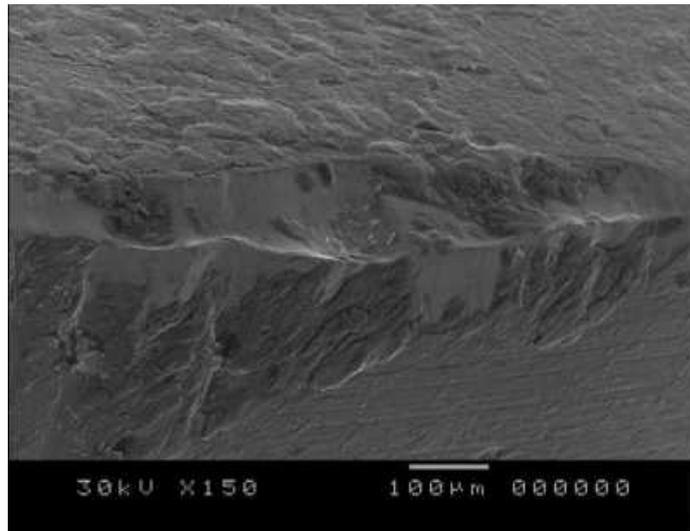


Figura 5.16 – Fotografia da pastilha GC1025 ( $v_c = 440 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,  $L = 21,5 \text{ m}$ ).

Nas Fig. 5.17 e 5.18 tem-se a mesma classe de pastilha (GC1025), com os parâmetros  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$  e é verificada a adesão de material da peça usinada. A Fig. 5.18 apresenta um detalhe da Fig. 5.17 ampliado.

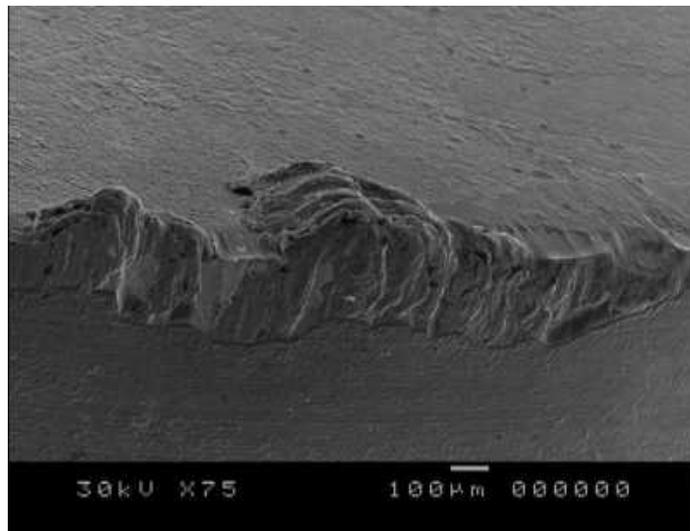


Figura 5.17 – Fotografia da pastilha GC1025 ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,  $L = 40,9 \text{ m}$ ).

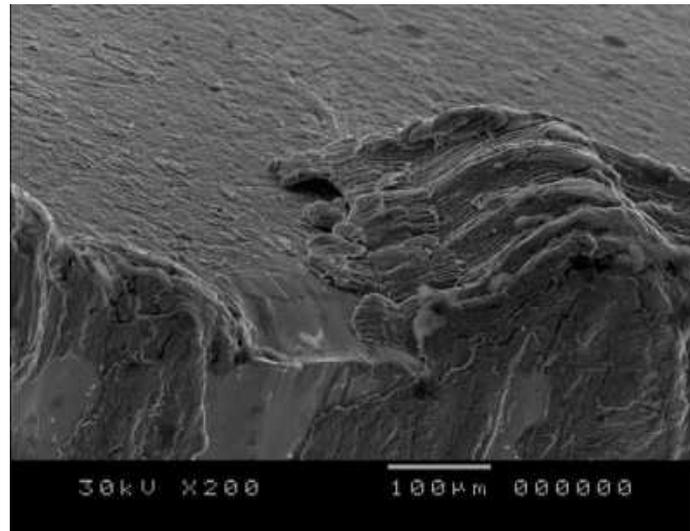


Figura 5.18 – Fotografia da pastilha GC1025 ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,  $L = 40,9 \text{ m}$ ).

Na Fig. 5.19 é possível verificar o resultado produzido na aresta da pastilha da classe GC1025 pelos parâmetros  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ . Sob esta condição a ferramenta apresenta uma vida intermediária entre as pastilhas de mesma categoria.

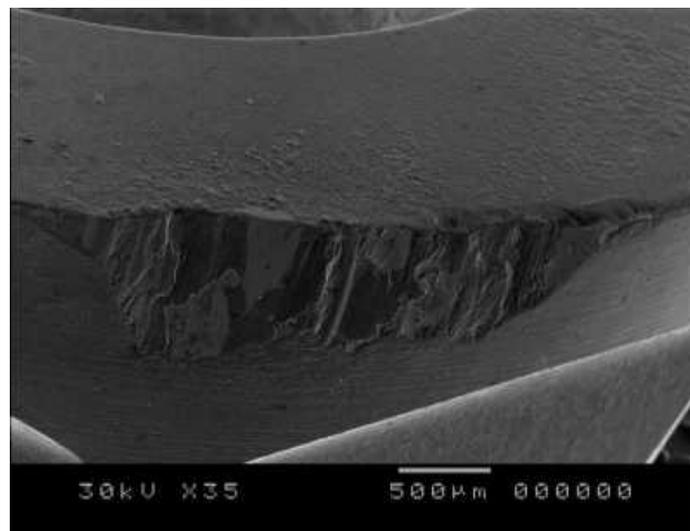


Figura 5.19 – Fotografia da pastilha GC1025 ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,  $L = 28,0 \text{ m}$ ).

As pastilhas da classe CT530 são indicadas para operações que envolvem usinagem sem refrigeração. Ela têm elevada resistência à deformação plástica, à abrasão e à formação de aresta postiça de corte. Pode ser verificado na Fig. 5.20 que, embora esta aresta tenha sido a

mais solicitada e tenha resultado na menor vida, não apresenta deformações mas apenas o desgaste de flanco. Em pelo menos dois pontos, entretanto, percebe-se a presença de trincas de origem térmica, devido ao menor índice de choque térmico do cermet.

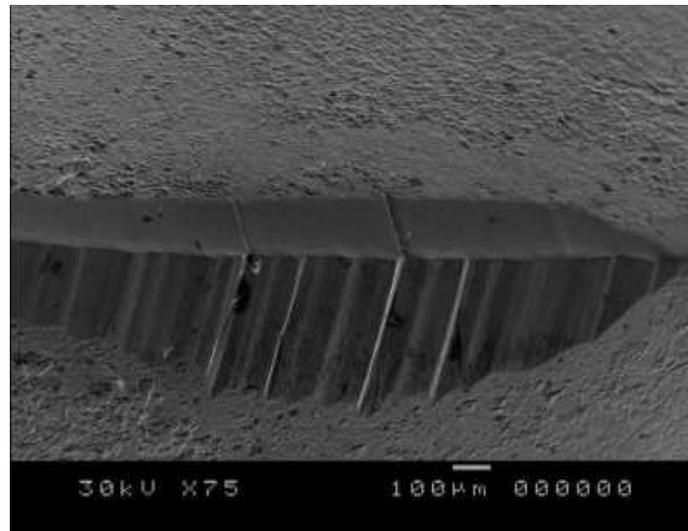


Figura 5.20 – Fotografia da pastilha CT530 ( $v_c = 440 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,  $L = 43,0 \text{ m}$ ).

De maneira bastante parecida com o descrito anteriormente para a aresta apresentada na Fig. 5.20, a alteração das condições para  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,25 \text{ mm.rev}^{-1}$  produziram um perfil semelhante, conforme se percebe na Fig. 5.21, mas com acentuação da formação de trincas, percebidas no detalhe da Fig. 5.22, com ampliação de 3.500 vezes. Esta apresentou a maior vida de sua classe.

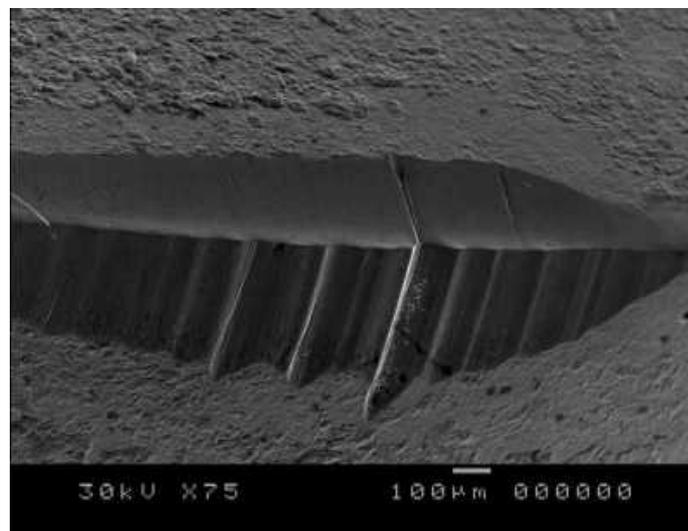


Figura 5.21 – Fotografia da pastilha CT530 ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $f_z = 0,25 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,  $L = 102,5 \text{ m}$ ).

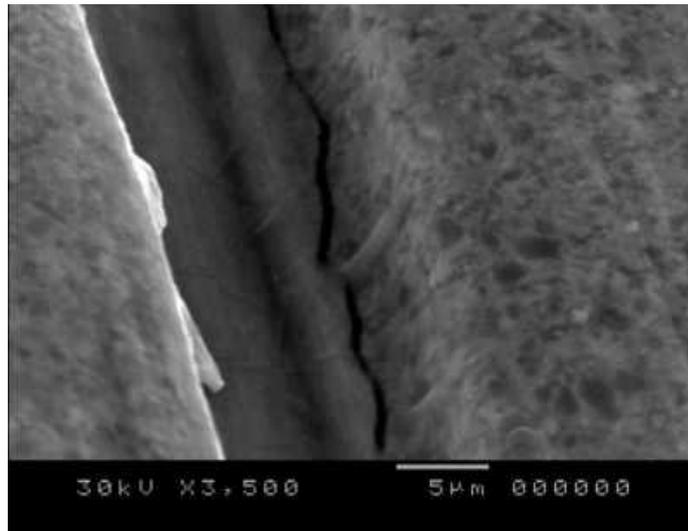


Figura 5.22 – Fotografia da pastilha CT530 ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $f_z = 0,25 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,  $L = 102,5 \text{ m}$ ).

Na comparação dos parâmetros de usinagem da pastilha GC4040, fixando-se  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$  e variando-se a velocidade de corte, a menor vida foi obtida para  $v_c = 440 \text{ m.min}^{-1}$ . Nas Fig. 5.23 e 5.24 pode ser percebido que, embora o desgaste VB1 tenha evoluído mais rapidamente que nos demais, não se percebe deformações na aresta de corte ou trincas. Alguns indícios de adesão de material podem ser percebidos na superfície de saída. Nota-se a retirada do recobrimento e o aparecimento do substrato.

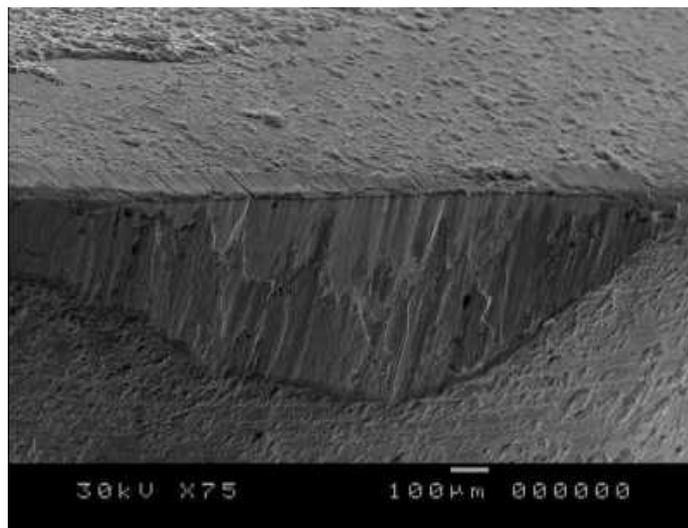


Figura 5.23 – Fotografia da pastilha GC4040 ( $v_c = 440 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,  $L = 47,2 \text{ m}$ ).

Na ampliação (Fig. 5.24) é possível notar a formação das estrias tanto na superfície de folga quanto na superfície de saída, além de sulcos devido à abrasão, promovidos pelos carbonetos duros de Cr e V, presentes no aço VHSUPER.

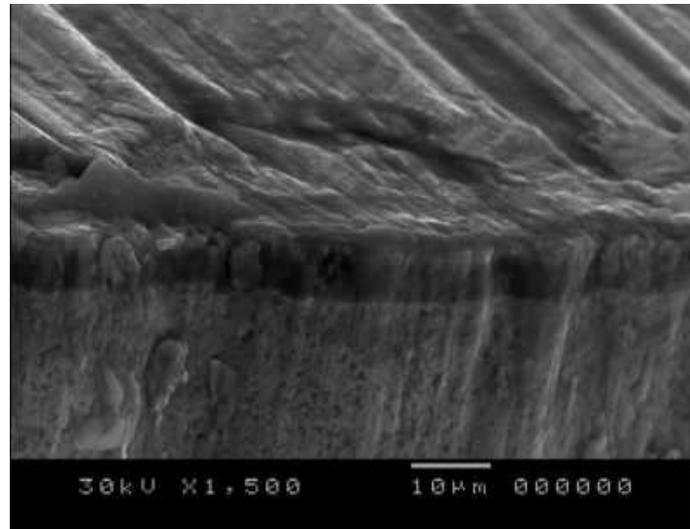


Figura 5.24 – Fotografia da pastilha GC4040 ( $v_c = 440 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,  $L = 47,2 \text{ m}$ ).

De todas as pastilhas avaliadas, a pastilha GC4040 com  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,25 \text{ mm.rev}^{-1}$  foi a que apresentou vida mais longa, entretanto, pode ser notado na Fig. 5.25 que embora o desgaste VB1 tenha ultrapassado o valor definido de 0,50 mm, a aresta não apresenta deformações ou incrustações. É possível notar o desgaste do recobrimento e as estrias formadas no processo de retirada do material.

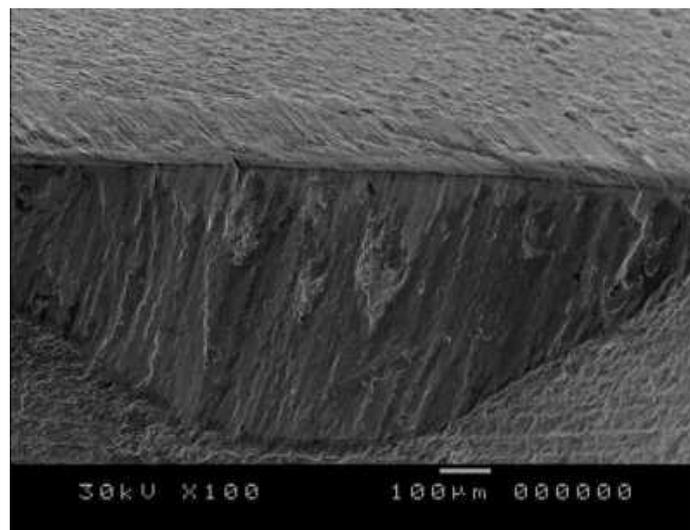


Figura 5.25 – Fotografia da pastilha GC4040 ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $f_z = 0,25 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,  $L = 114,7 \text{ m}$ ).

Com a mesma pastilha GC4040, mas utilizando-se os parâmetros  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ , a vida apresentada também foi elevada. Pode ser perceber na Fig. 5.26 que ocorreu ligeira adesão de material usinado na superfície de saída e na superfície de folga, mas sem deformações apreciáveis. Percebe-se também a formação de trincas na superfície de folga.

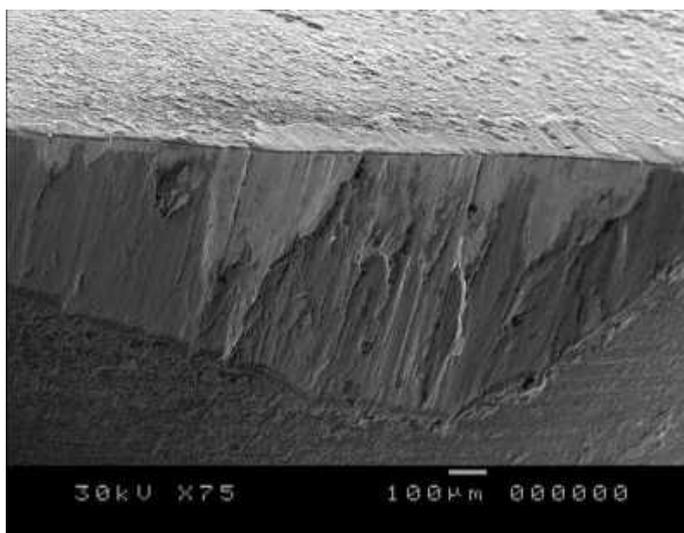


Figura 5.26 – Fotografia da pastilha GC4040 ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,  $L = 75,3 \text{ m}$ ).

Pode-se concluir que as pastilhas da classe GC1025 sofreram mais com o desgaste abrasivo, com adesão de material e deterioração da aresta. A adesão de material favorece o arrancamento da camada de revestimento, expondo o substrato de metal duro ao contato com a peça usinada, reduzindo significativamente a vida da ferramenta. As pastilhas da classe CT530 também sofreram com o desgaste abrasivo mas apresentaram também trincas devido aos choques térmicos inerentes ao fresamento.

As pastilhas da classe GC4040 mantiveram, tanto quanto possível, a integridade da aresta e sofreram adesão em menor intensidade que as pastilhas da classe GC1025. O desgaste de cratera, das pastilhas da classe GC4040, foram quase imperceptíveis. Podem-se atribuir essas duas características à presença do revestimento de  $\text{Al}_2\text{O}_3$ .

5.1.3 Rugosidade da superfície fresada

As medições de rugosidade na operação de fresamento nem sempre apresentam resultados coerentes com o citado na literatura específica sobre usinagem. Em certos casos ocorrem resultados que intrigam os que estudam esse fenômeno. Há que se avaliar que ao se iniciar um processo de fresamento, mesmo com ferramentas novas (no caso em estudo com pastilhas de forma circular e, portanto, sem aresta alisadora), o desgaste da aresta de corte tem a tendência a evoluir e atingir certas dimensões e formas que aceleram o seu próprio processo de desgaste, prejudicando a qualidade da superfície que se está usinando. Entretanto, em certos momentos, o desgaste pode produzir uma forma na aresta de corte que se assemelha à aresta alisadora, gerando assim, superfícies com melhor acabamento. Entretanto, com a continuidade do desgaste da aresta o acabamento tem a tendência, novamente, a se deteriorar.

Na Fig. 5.27 é apresentada a comparação da evolução da rugosidade  $R_t$ ,  $R_z$  e  $R_a$  ( $\mu\text{m}$ ) em função do comprimento linear fresado, para  $v_c = 370 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$  e  $f_z = 0,20 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ , com o uso das pastilhas da classe GC4040.

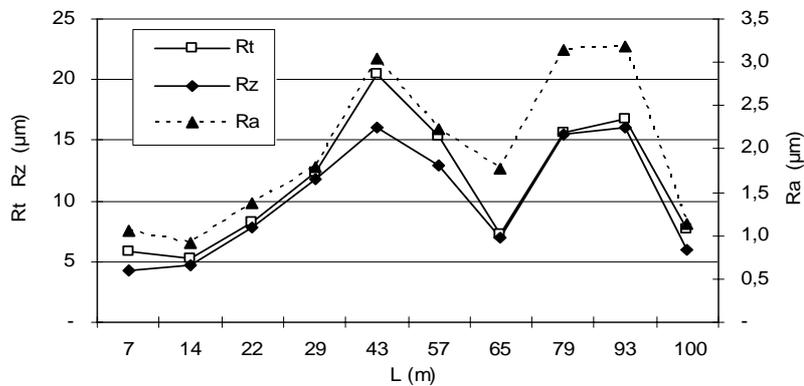


Figura 5.27 – Evolução da rugosidade  $R_t$ ,  $R_z$  e  $R_a$  ( $\mu\text{m}$ ) com uso de pastilhas da classe GC4040 em função de  $L$  (m) para  $v_c = 370 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$  e  $f_z = 0,20 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ .

É possível observar que, embora utilizando escalas diferentes para os valores de rugosidade, o comportamento das curvas geradas é bastante semelhante, o mesmo se repetindo nas outras classes de pastilha.

Embora tenham sido levantados os parâmetros de rugosidade  $R_t$ ,  $R_z$  e  $R_a$  ( $\mu\text{m}$ ), em virtude do comportamento descrito anteriormente, optou-se por analisar a rugosidade apenas em termos do parâmetro  $R_z$ , uma vez que este parâmetro leva em conta a média dos cinco valores de rugosidade parcial e apresentou maior consistência que os demais.

Entretanto, se estas figuras têm um comportamento similar para cada conjunto de valores estudado, o mesmo não se pode afirmar quando se faz a comparação entre as variações nas velocidades de corte, entre as variações nos avanços e entre as classes de pastilhas testadas, como foi analisado com as curvas de desgaste de ferramenta apresentadas a seguir.

Na primeira série de figuras (Fig. 5.28, 5.29 e 5.30) são apresentados os valores de rugosidade  $R_z$  medidos em função do comprimento linear fresado, fixando-se o avanço por aresta e variando-se os valores da velocidade de corte, para cada classe de ferramenta analisada (GC1025, CT530 e GC4040, respectivamente).

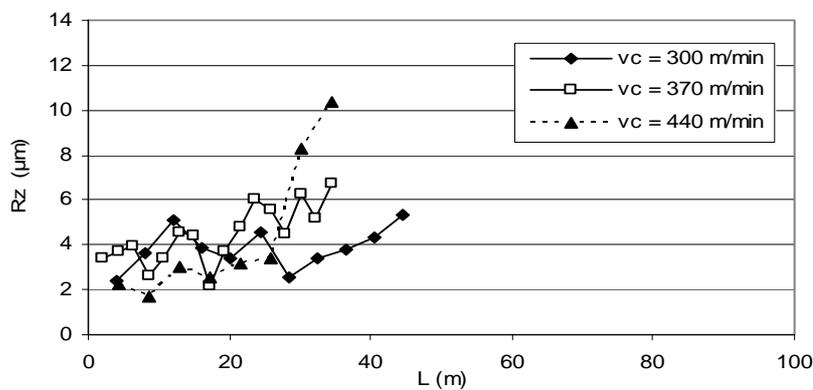


Figura 5.28 – Evolução da rugosidade  $R_z$  ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes velocidade de corte em função de  $L$  (m) utilizando a classe GC1025 com  $f_z = 0,15 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ .

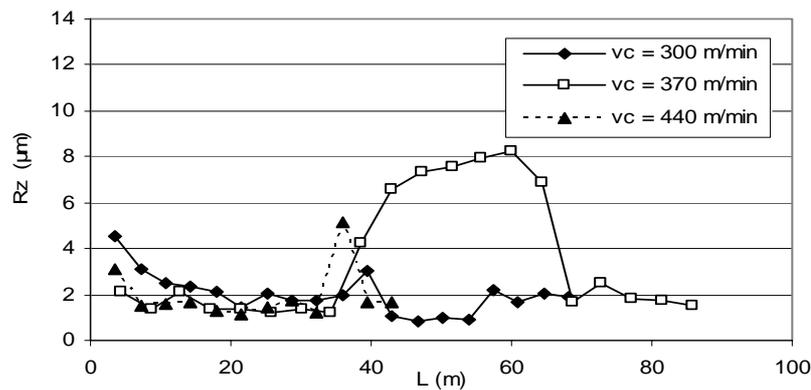


Figura 5.29 – Evolução da rugosidade  $R_z$  ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes velocidade de corte em função de  $L$  (m) utilizando a classe CT530 com  $f_z = 0,15 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ .

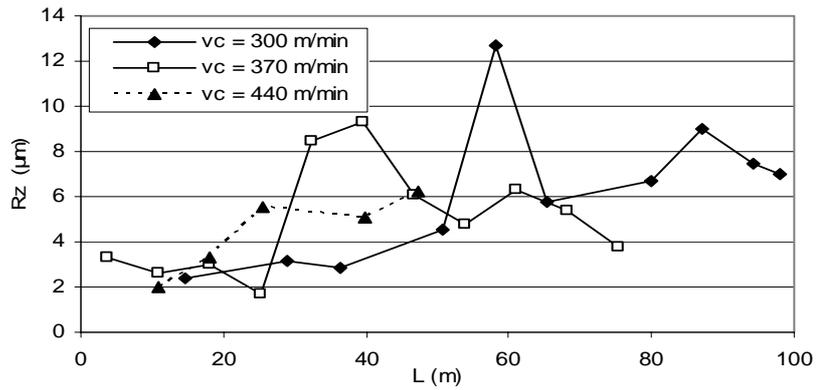


Figura 5.30 – Evolução da rugosidade  $R_z$  ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes velocidade de corte em função de  $L$  (m) utilizando a classe GC4040 com  $f_z = 0,15 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ .

Percebe-se que as figuras não apresentam uma tendência ou comportamento que permitam afirmações sobre quais parâmetros têm maior ou menor influência no acabamento superficial. Em alguns casos se percebe que o valor da rugosidade tende a aumentar à medida que o teste se desenvolve, depois este valor diminui ligeiramente, voltando a subir quando a vida da pastilha se aproxima do fim.

A Fig. 5.31 apresenta a rugosidade obtida no início e no fim de vida de ferramenta para as três velocidades de corte avaliadas, com a utilização da pastilha da classe GC4040. Ao se utilizar  $v_c = 440 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$  a vida não atingiu o valor de referência de comprimento linear fresado, equivalente a 80 m. Observa-se que nas demais velocidade de corte ocorre um esperado aumento na rugosidade, ao final da vida das ferramentas testadas.

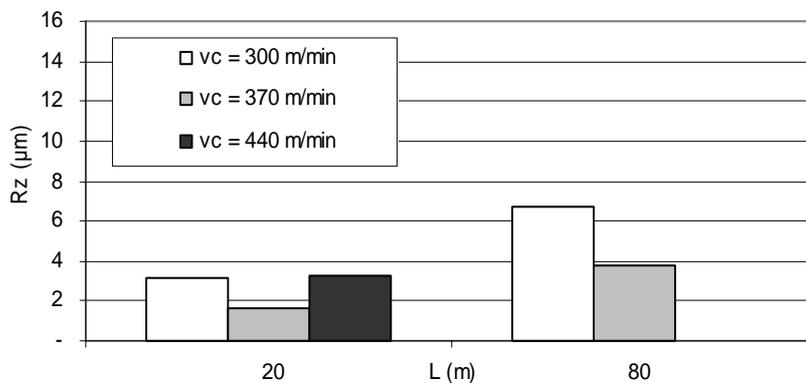


Figura 5.31 – Rugosidade obtida no início e no fim de vida de ferramenta para as três velocidades de corte ( $\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ ) avaliadas, para a classe GC4040 com  $f_z = 0,15 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ .

Assim, ao se utilizar  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ , obtém-se um melhor acabamento nas superfícies fresadas, para estas condições. Como a utilização de velocidade de corte mais elevada ( $v_c = 440 \text{ m.min}^{-1}$ ) exige uma elevada rotação do eixo-árvore ( $7235 \text{ rev.min}^{-1}$ ), esta imprime maior vibração no conjunto da fresa, trazendo como conseqüência maior instabilidade do sistema máquina / ferramenta, com agravo na qualidade do acabamento.

Nas Fig. 5.32, 5.33 e 5.34, foi mantida uma velocidade de corte constante ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ) variando-se o avanço por aresta para as classes GC1025, CT530 e GC4040, respectivamente.

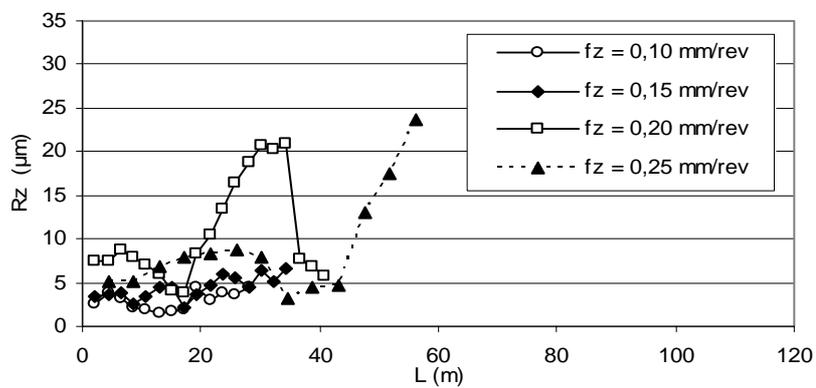


Figura 5.32 – Evolução da rugosidade  $R_z$  ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes avanços em função de  $L$  (m) utilizando a classe GC1025 e  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ .

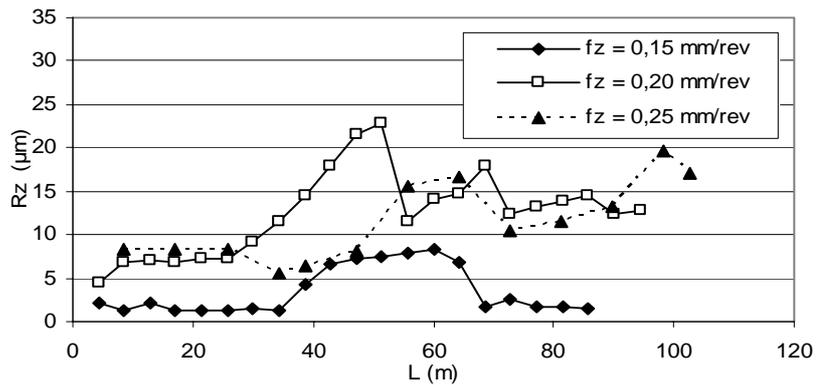


Figura 5.33 – Evolução da rugosidade  $R_z$  ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes avanços em função de  $L$  (m) utilizando a classe CT530 e  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ .

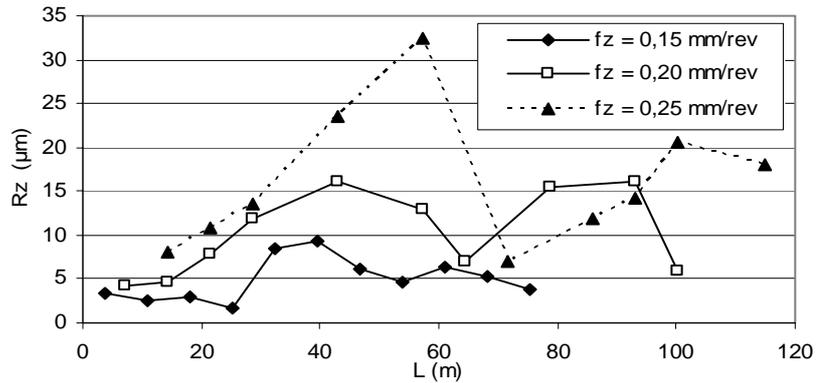


Figura 5.34 – Evolução da rugosidade  $R_z$  ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes avanços em função de  $L$  (m) utilizando a classe GC4040 e  $v_c = 370 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ .

Repete-se neste caso a percepção de que o valor da rugosidade tende a aumentar à medida que o teste se desenvolve, diminui ligeiramente e volta a aumentar no fim de vida da pastilha. Assim as Fig. 5.35 e 5.36 apresentam a rugosidade obtida no início e no fim de vida de ferramenta para cada avanço por aresta avaliado, mantendo-se constante a velocidade de corte de  $370 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ . A classe GC1025 não está representada por não atingir um comprimento linear fresado de 80 m. Nestes dois exemplos também é possível perceber que o aumento dos valores de rugosidade, com a elevação de  $f_z$  e do desgaste das ferramentas, coincide com o esperado, devido ao desgaste das mesmas. Uma possível inversão de comportamento para o maior avanço pode estar relacionada com o maior efeito deste no desgaste das ferramentas.

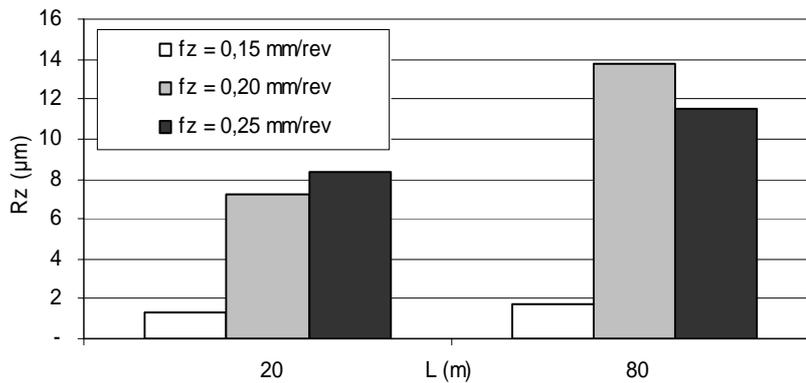


Figura 5.35 – Rugosidade obtida no início e no fim de vida de ferramenta para cada avanço ( $\text{mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ ) avaliado para a classe CT530 com  $v_c = 370 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ .

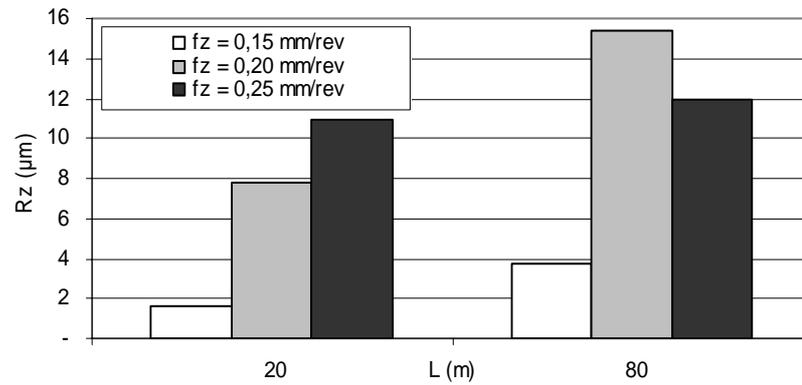


Figura 5.36 – Rugosidade obtida no início e no fim de vida de ferramenta para cada avanço ( $\text{mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ ) avaliado para a classe GC4040 com  $v_c = 370 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ .

Finalmente foi mantida a mesma velocidade de corte ( $v_c = 370 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ ) mas variou-se o avanço por aresta para as classes CT530, GC1025 e GC4040. Observa-se na seqüência das Fig. 5.37, 5.38 e 5.39, que os valores de rugosidade aumentaram sensivelmente com o aumento do avanço.

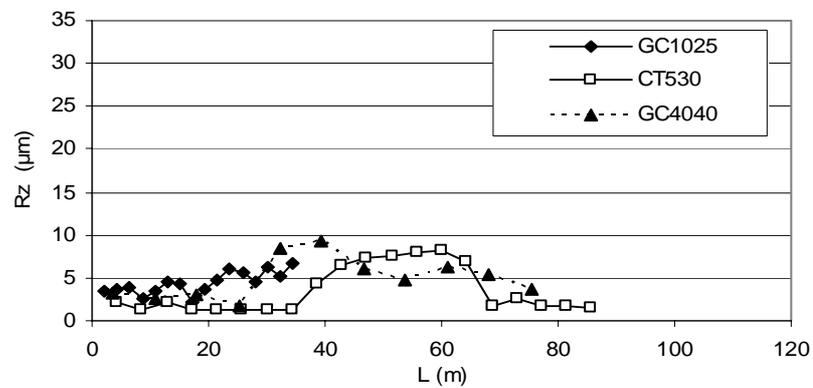


Figura 5.37 – Evolução da rugosidade  $R_z$  ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes classes de ferramenta em função de  $L$  (m), empregando  $f_z = 0,15 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$  e  $v_c = 370 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ .

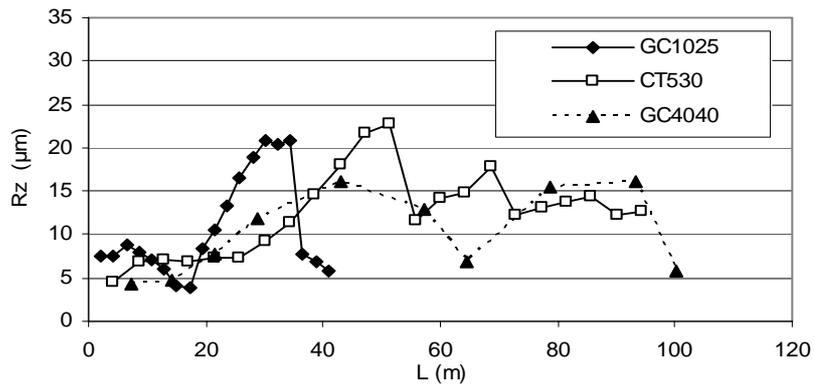


Figura 5.38 – Evolução da rugosidade  $R_z$  ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes classes de ferramenta em função de  $L$  (m), empregando  $f_z = 0,20 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$  e  $v_c = 370 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ .

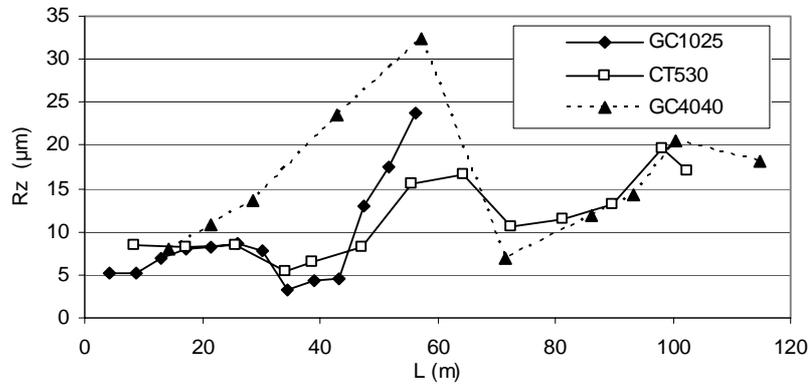


Figura 5.39 – Evolução da rugosidade  $R_z$  ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes classes de ferramenta em função de  $L$  (m), empregando  $f_z = 0,25 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$  e  $v_c = 370 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ .

A rugosidade obtida no início e no fim de vida de ferramenta para cada classe de pastilha testada, fixando-se os valores de velocidade de corte em  $370 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$  e os avanços respectivos de  $0,15 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$  e  $0,20 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$  (para as três classes de pastilhas testadas) e avanço de  $0,25 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$  (para as classes CT530 e GC4040) são apresentados nas Fig. 5.40 , 5.41 e 5.42. Nas três situações apresentadas, confirma-se o aumento da rugosidade com o aumento de  $f_z$  e do desgaste de ferramenta. Percebe-se ainda que, variando-se os parâmetros citados, os menores valores de rugosidade são sempre obtidos com a utilização da classe CT530. Deve-se observar que as pastilhas da classe GC1025 não atingiram o comprimento linear fresado de 80 m.

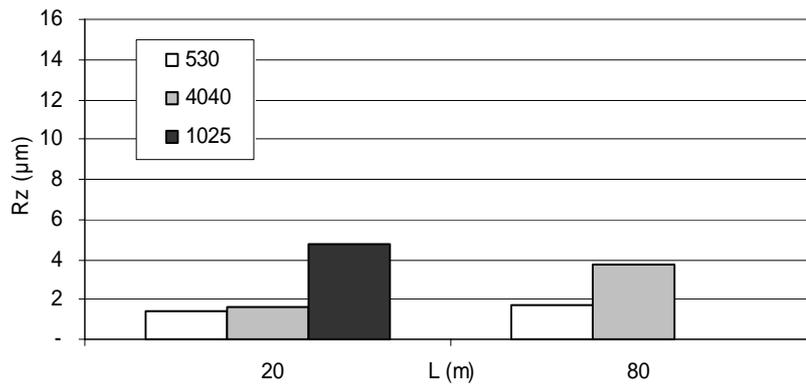


Figura 5.40 – Rugosidade obtida no início e no fim de vida de ferramenta para as três classes de pastilhas avaliadas com  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ .

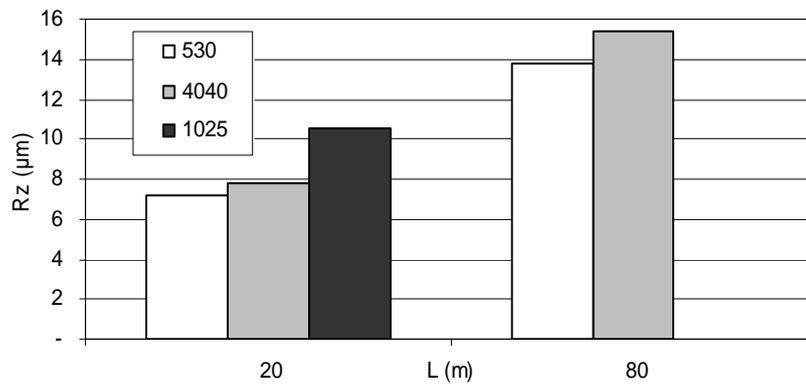


Figura 5.41 – Rugosidade obtida no início e no fim de vida de ferramenta para as três classes de pastilhas avaliadas com  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ .

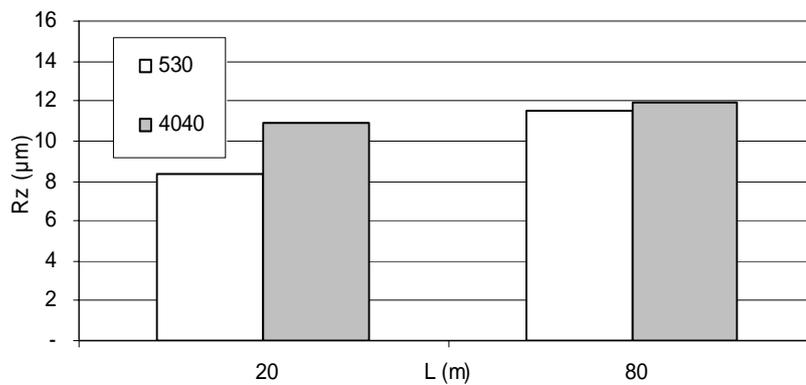


Figura 5.42 – Rugosidade obtida no início e no fim de vida de ferramenta para as classes CT530 e GC4040 avaliadas com  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,25 \text{ mm.rev}^{-1}$ .

Embora o resultado dos testes realizados não tenha conferido ao parâmetro rugosidade uma tendência clara de comportamento que permita a previsão de fim de vida destas ferramentas ou ainda elemento de comparação junto a outros parâmetros para assegurar a melhoria do acabamento superficial das superfícies fresadas, são úteis para avaliar comparativamente as condições que proporcionam melhor acabamento.

A Fig. 5.43 confirma o fato de que, na maioria dos casos, a pastilha da classe CT530 superou a da classe GC4040 no quesito rugosidade, ao proporcionar um melhor acabamento na maioria dos experimentos realizados. Os resultados da pastilha da classe GC1025 estão incompletos não só devido aos resultados de vida serem aquém das demais como por não ter sido avaliada a rugosidade nos testes com  $f_z = 0,25 \text{ mm.rev}^{-1}$ .

Na comparação da evolução do desgaste na superfície de folga para as ferramentas da classe GC4040 e CT530, verificou-se que a primeira apresentou vida mais longa do que a segunda. Entretanto a evolução deste desgaste não afetou de forma significativa a evolução da rugosidade. A menor condutibilidade térmica do cermet produz forças de corte mais baixas, resultando em menor rugosidade na peça fresada, em comparação com as outras ferramentas.

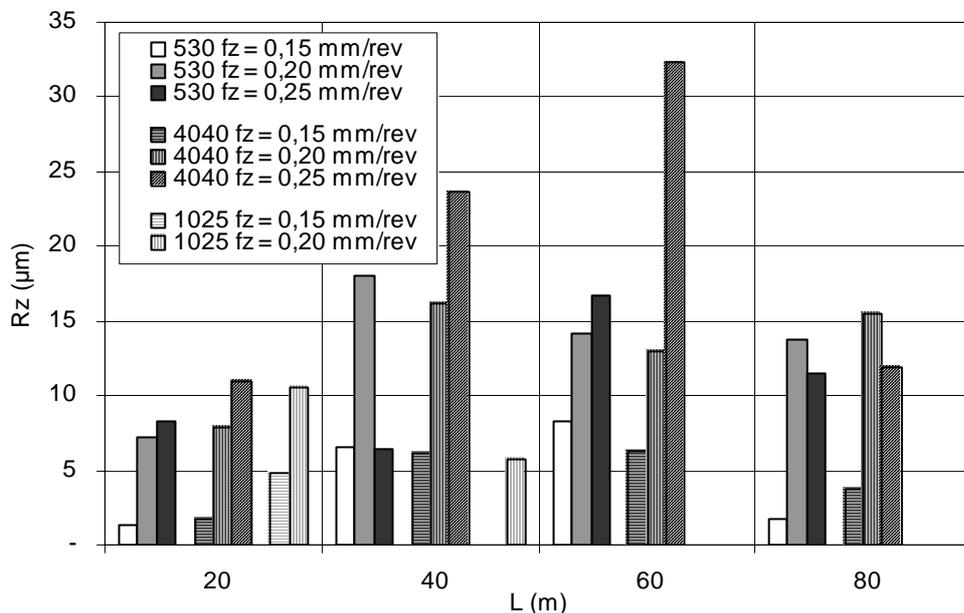


Figura 5.43 – Comparação da rugosidade obtida ao longo da vida das ferramentas das classes CT530, GC4040 e GC1025, avaliadas com  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ , variando-se o avanço por aresta ( $\text{mm.rev}^{-1}$ ).

5.1.4 Forças de usinagem

As curvas de distribuição das forças de fresamento nos eixos cartesianos, obtidas com o dinamômetro piezoelétrico, têm o aspecto mostrado na Fig. 5.44. Pode-se verificar que, na configuração e na captura dos dados com a utilização do software Dynoware, é possível obter os valores médios, máximos e mínimos das forças medidas, após seleção da faixa de tempo relativa ao percurso da ferramenta sobre a peça em teste. Como citado, a frequência de aquisição empregada foi de 400 Hz e o tempo de aquisição foi suficiente para que a ferramenta efetuasse um passe sobre o corpo de prova variando, dessa forma, com a velocidade de avanço empregada.

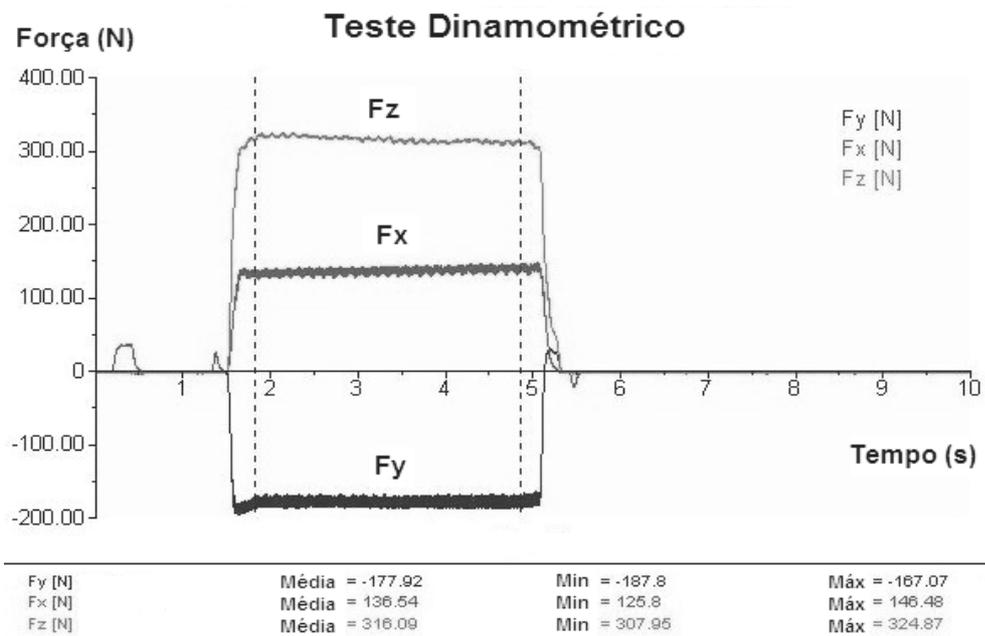


Figura 5.44 – Forças de usinagem (N) em função do tempo (s). Pastilha da classe GC4040 ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,25 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).

Foram analisadas as forças resultantes nos eixos X, Y e Z (Fig. 5.45), sendo que a força aplicada no eixo Y ( $F_y$ ), foi representada com o sinal negativo em função do posicionamento do dinamômetro sobre a base da máquina. Este sinal foi corrigido ao serem lançados os dados da Tab. 5.2 e na construção dos gráficos para o estudo da relação entre estas forças e os parâmetros de usinagem estabelecidos para os testes. As forças  $F_x$  e  $F_y$  estão associadas aos respectivos movimentos da mesa do centro de usinagem, ao passo que a força atuante no eixo Z ( $F_z$ ) é coincidente com a força passiva  $F_p$ , descrita anteriormente.

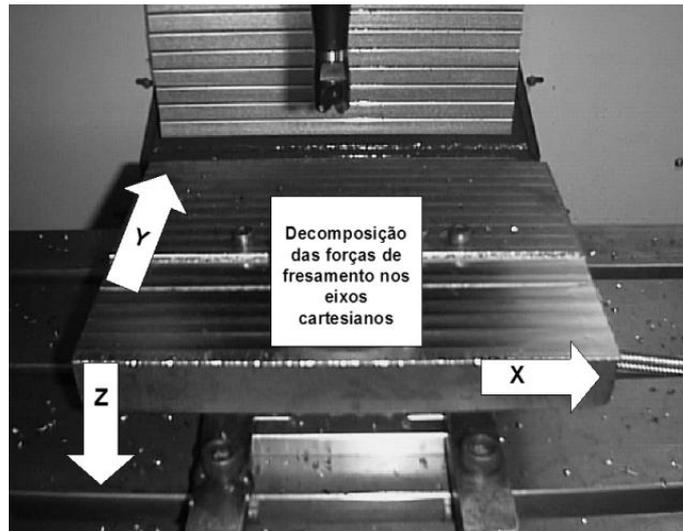


Figura 5.45 – Decomposição das forças de fresamento nos eixos cartesianos.

Tabela 5.2

Forças de usinagem no fresamento do aço VHSUPER recozido.

Classe	$v_c$ (m.min <sup>-1</sup> )	$f_z$ (mm.rev <sup>-1</sup> )	F <sub>x</sub> (N)	F <sub>y</sub> (N)	F <sub>z</sub> (N)
CT530	300	0,15	80,34	126,70	140,67
	370	0,15	111,72	116,57	162,59
	370	0,20	95,22	155,03	155,79
	370	0,25	110,92	180,67	174,26
	440	0,15	81,87	120,42	140,20
GC1025	300	0,10	68,21	90,47	120,17
	370	0,10	67,76	87,69	130,17
	370	0,15	104,09	117,93	225,12
	370	0,20	123,48	149,01	260,51
	440	0,10	79,77	87,84	197,70
GC4040	300	0,15	108,79	127,41	259,31
	370	0,15	108,88	124,21	264,27
	370	0,20	121,73	153,52	292,59
	370	0,25	136,54	177,92	316,09
	440	0,15	114,40	125,96	300,19

Nas Fig. 5.46 e 5.47 é possível avaliar a variação da força de usinagem  $F_x$  e  $F_y$ , respectivamente, para as três classes de pastilhas analisadas, em função de diferentes velocidades de corte. Todos os gráficos foram traçados com a mesma escala para facilitar a comparação dos dados apresentados entre eles. É possível perceber que a variação que ocorre nas forças  $F_x$  e  $F_y$ , quando são aumentadas as velocidades de corte, não é muito significativa. Uma explicação para este fenômeno é que, embora o incremento na taxa de remoção de material provoque o aumento da força de corte, por outro lado, o aumento na temperatura do cavaco se traduz em diminuição da mesma, mantendo pequenas variações nos esforços gerados. Percebe-se que, das três classes de pastilhas analisadas, a classe GC1025 apresenta os menores valores de  $F_x$  e  $F_y$ , entretanto, há que se observar que o valor de avanço utilizado, para esta classe, foi ligeiramente inferior aos demais.

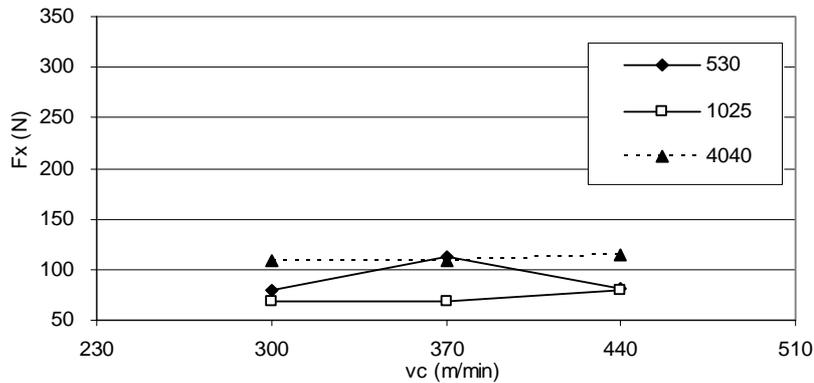


Figura 5.46 – Força de usinagem  $F_x$  em função da velocidade de corte para as três classes de pastilhas testadas (CT530 e GC4040 -  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$  e GC1025 -  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).

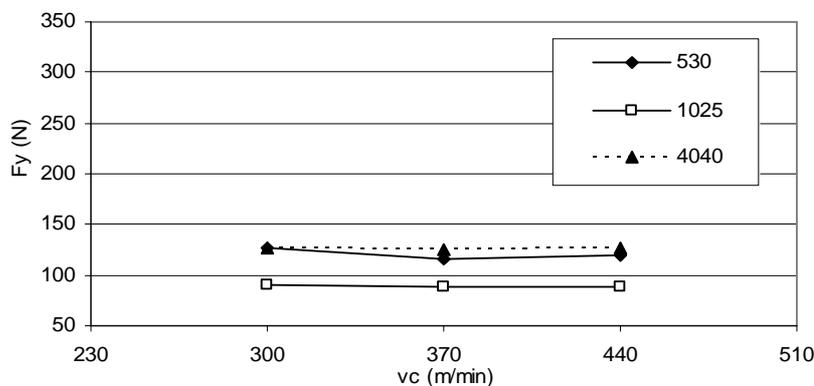


Figura 5.47 – Força de usinagem  $F_y$  em função da velocidade de corte para as três classes de pastilhas testadas (CT530 e GC4040 -  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$  e GC1025 -  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).

Na Fig. 5.48 é apresentada a variação da força passiva ( $F_z$ ) para as três classes de pastilhas analisadas, em função de diferentes velocidades de corte. Neste caso, percebe-se que existe um substancial incremento de  $F_z$ , para as pastilhas da classe GC4040. Entretanto, a ferramenta CT530 manteve variação mais moderada e a GC1025 apresentou um incremento substancial apenas com  $v_c = 440 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ , possivelmente devido à presença de zona de aderência, causada pela ausência de  $\text{Al}_2\text{O}_3$  no revestimento. Comparando as ferramentas GC4040 e CT530, utilizadas sob condições de corte idênticas, observa-se que o cermet propicia valores de força passiva inferiores ao metal duro. Este fato pode ser explicado pela diferença entre os valores de condutividade térmica das duas ferramentas, ou seja, por possuir condutividade térmica mais baixa, a ferramenta cermet retém calor na zona de corte, o que reduz a resistência ao cisalhamento da peça e, conseqüentemente, a força de usinagem.

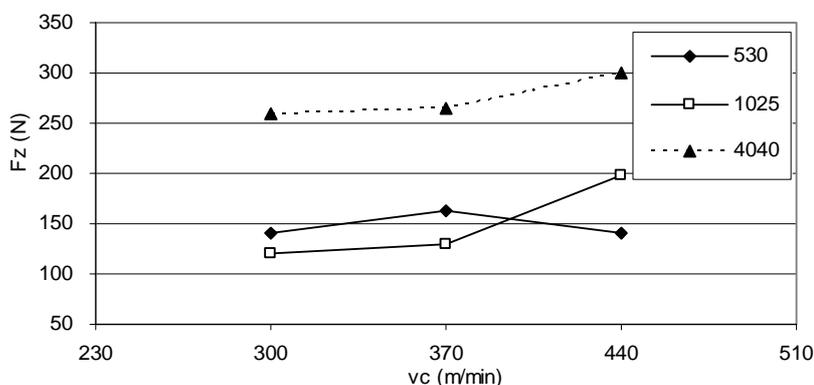


Figura 5.48 – Força de usinagem  $F_z$  em função da velocidade de corte para as três classes de pastilhas testadas (CT530 e GC4040 –  $f_z = 0,15 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$  e GC1025 –  $f_z = 0,10 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ ).

Na comparação da evolução das forças de usinagem  $F_x$  e  $F_y$  geradas no plano de trabalho em função dos avanços estudados observa-se, respectivamente, nas Fig. 5.49 e 5.50 a evolução quase linear da força em função do avanço. Nota-se a proximidade desta tendência ao se comparar as três classes de pastilhas avaliadas. O aumento do avanço produz um aumento do volume de material arrancado em função do tempo, resultando em maiores esforços gerados.

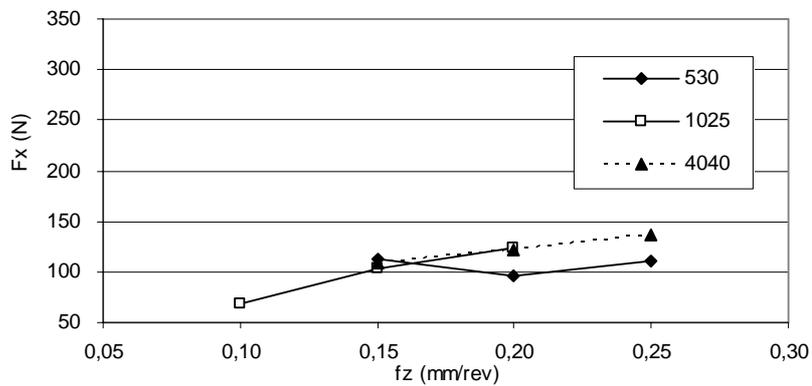


Figura 5.49 – Força de usinagem  $F_x$  em função do avanço por aresta para as três classes de pastilha testadas ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ).

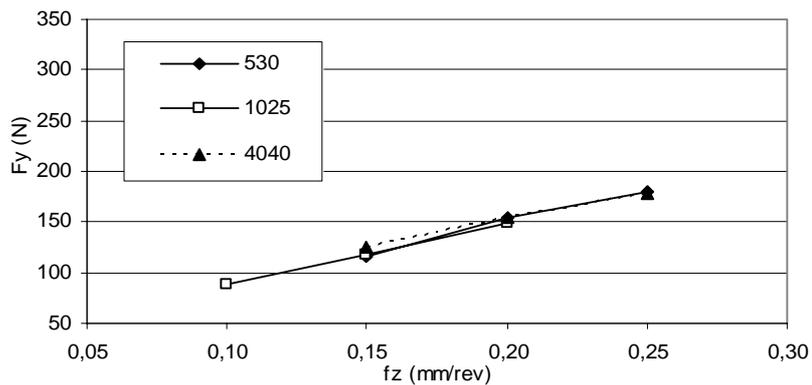


Figura 5.50 – Força de usinagem  $F_y$  em função do avanço por aresta para as três classes de pastilha testadas ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ).

O aumento da força passiva ( $F_z$ ) em função do avanço por aresta, mantendo-se a velocidade de corte constante, é percebido na Fig. 5.51 principalmente para as classes GC4040 e GC1025. A classe CT530 apresenta variação mínima na força de usinagem neste eixo. Mais uma vez, sua baixa condutividade térmica implica em força menor.

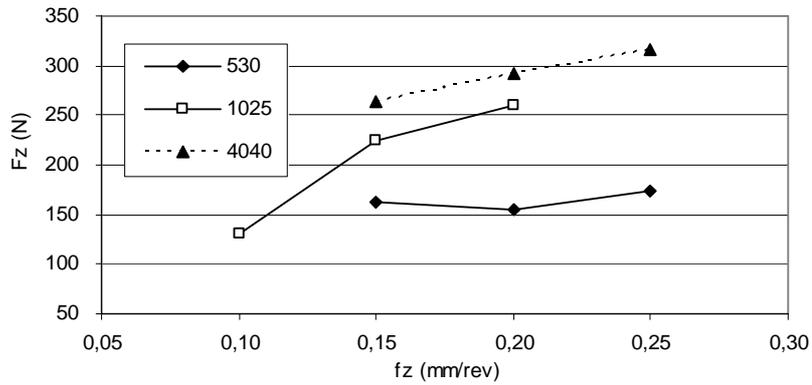


Figura 5.51 – Força de usinagem  $F_z$  em função do avanço por aresta para as três classes de pastilha testadas ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ).

Pode-se verificar que o incremento do avanço é o parâmetro mais importante no aumento da força de usinagem nos três eixos. O aumento da velocidade de corte não produz incrementos significativos de força de usinagem.

Na comparação entre as classes de pastilhas utilizadas, empregando-se velocidade de corte constante  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ , a variação do avanço por aresta resulta em ligeiro aumento na força de usinagem  $F_x$  (Fig. 5.52) para as classes GC1025 e GC4040 e um ligeiro decréscimo para a classe CT530. Na avaliação da força de usinagem  $F_y$  esta variação é mais significativa para todas as classes avaliadas, como se verifica na Fig 5.53.

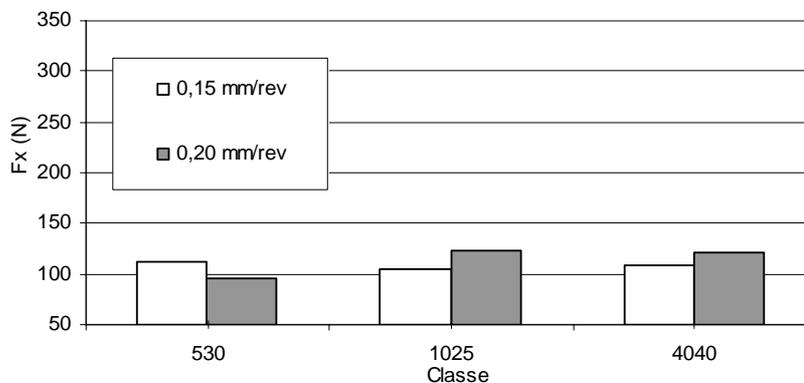


Figura 5.52 – Força de usinagem  $F_x$  em função da classe de pastilha avaliada, para os avanços por aresta  $f_z = 0,15$  e  $0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$  ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ).

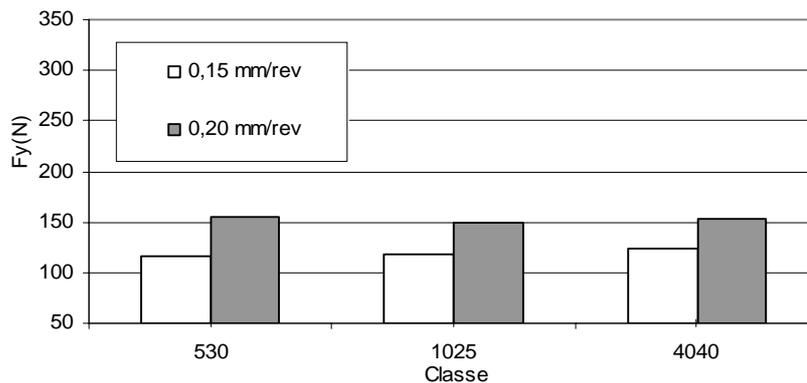


Figura 5.53 – Força de usinagem  $F_y$  em função da classe de pastilha avaliada, para os avanços por aresta  $f_z = 0,15$  e  $0,20 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$  ( $v_c = 370 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ ).

Na Fig. 5.54 é possível perceber o aumento na força passiva ( $F_z$ ) para as classes GC1025 e GC4040. Observa-se que a pastilha cermet (CT530) apresentou valores de força bastante próximos, tendo ligeiro decréscimo com o aumento do avanço, diferente do que ocorreu com as ferramentas de metal duro (GC1025 e GC4040).

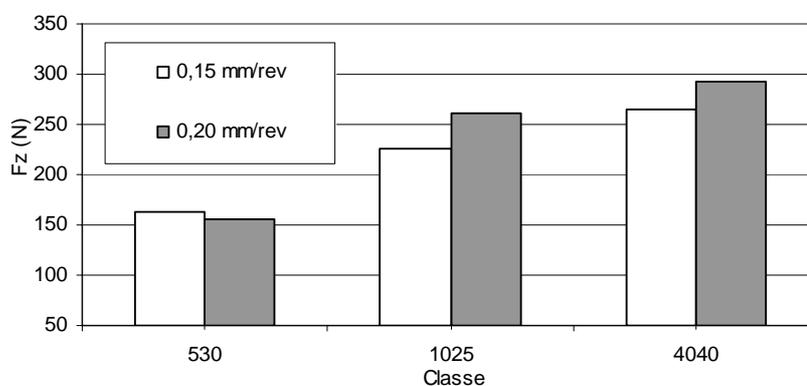


Figura 5.54 – Força de usinagem  $F_z$  em função da classe de pastilha avaliada, para os avanços por aresta  $f_z = 0,15$  e  $0,20 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$  ( $v_c = 370 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ ).

A pastilha cermet foi a que apresentou, de modo geral, os menores valores de forças em comparação com as pastilhas de metal duro revestido. Esta análise pode permitir a escolha da ferramenta que apresente menores variações de tolerâncias de forma e dimensionais, se estes fatores forem os mais significativos no processo.

### 5.1.5 Desvios dimensionais e geométricos

Para avaliação dos desvios dimensionais e geométricos devido, principalmente, à deflexão do conjunto ferramenta – fresa – haste, resultantes da operação de fresamento, foi desenvolvido um corpo de prova fictício, para simulação de usinagem de uma cavidade circular e uma retangular, comumente denominadas bolsões. Além destas cavidades foi efetuada a usinagem do contorno externo da peça contendo dois arcos de mesmo raio e um chanfro. Na Fig. 5.55 um protótipo em polipropileno é medido na máquina de medição por coordenadas, depois de concluída sua usinagem. Na usinagem dos bolsões foi utilizado o fresamento em rampa anteriormente descrito.

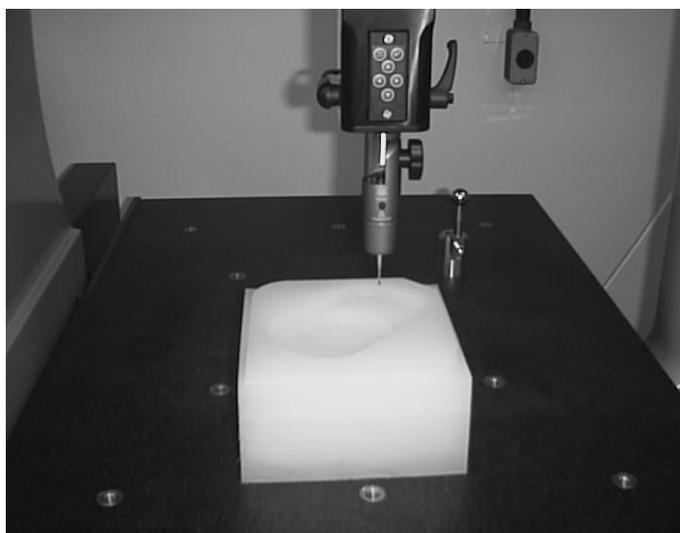


Figura 5.55 – Corpo de prova em polipropileno utilizado no teste de fresamento de cavidades sobre a base da máquina de medição por coordenadas.

Após a usinagem do corpo de prova, utilizando-se os parâmetros de corte apresentados na Tab. 4.6, para o aço recozido, foram efetuadas as medições, obtendo-se as variações dimensionais a seguir descritas. Foram efetuados testes apenas com as ferramentas GC4040 e CT530, por apresentarem resultados relativos à vida bem superiores aos obtidos com a ferramenta GC1025

Entre os planos verticais gerados na usinagem do contorno, denominados B x B' e C x C', apresentados na Fig. 4.11, é possível observar que a variação dimensional obtida entre os planos C x C' (150 mm), resultante do movimento da ferramenta paralelo ao eixo X do centro de usinagem, é sempre menor que a variação obtida entre os planos B x B' (150 mm),

resultantes do movimento da ferramenta paralelamente ao eixo Y (Fig. 5.56), para todas as condições de corte empregadas.

Na análise dos testes 1 e 2 com a ferramenta cermet (utilizando-se  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  com  $f_z = 0,25$  e  $0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ , respectivamente), verifica-se que os menores desvios coincidem com o menor avanço empregado. No emprego da ferramenta de metal duro, com as mesmas condições (testes 3 e 4) ocorre o inverso.

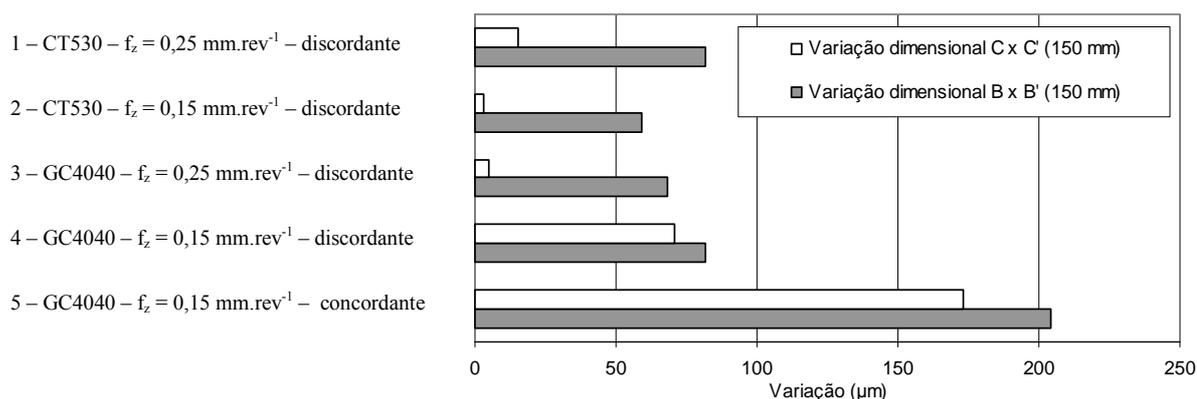


Figura 5.56 – Variação dimensional dos planos verticais B x B' e C x C' ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ).

Outra comparação que se destaca é o resultado obtido com a ferramenta de metal duro GC4040, com a mudança de fresamento discordante (teste 4) para concordante (teste 5), utilizando-se  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ , onde a variação dimensional aumenta mais do que o dobro ao se mudar o sentido de corte.

Na comparação entre os testes 1 e 3, entre ferramenta de cermet e de metal duro, com a utilização de  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  com  $f_z = 0,25 \text{ mm.rev}^{-1}$ , percebe-se ligeira diminuição da variação com o emprego da ferramenta de metal duro, ocorrendo o inverso com a mudança do avanço para  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ , testes 2 e 4, respectivamente.

Na avaliação da usinagem das cavidades retangular e circular, os resultados referentes à variação dimensional, foram executados com os mesmos parâmetros apresentados na Tab. 4.6. Foram feitas medições do diâmetro da cavidade circular e do maior comprimento da cavidade retangular, apresentados na Fig. 5.57. Observa-se que na utilização da ferramenta cermet para usinagem da cavidade circular (testes 1 e 2), o maior avanço empregado gerou um desvio dimensional quase duas vezes maior que o obtido com o menor avanço. Com a

mesma classe de ferramenta, o resultado foi semelhante na usinagem da cota de 130 mm da cavidade retangular.

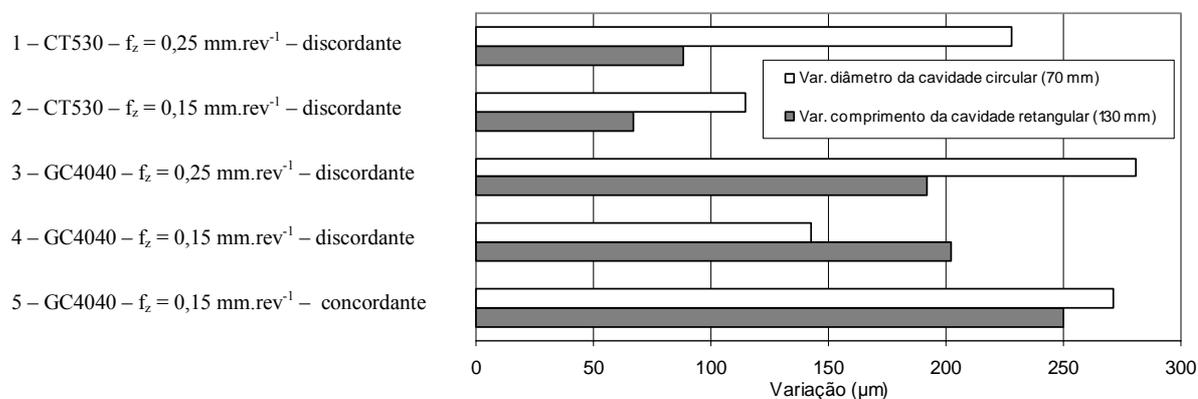


Figura 5.57 – Variação dimensional no diâmetro da cavidade circular e na maior dimensão da cavidade retangular ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ).

A mesma variação devido ao aumento do avanço se repete com a ferramenta GC4040 (testes 3 e 4) para a cavidade circular mas teve pouca influência na cota de 130 mm. Ao se analisar os testes 4 e 5, onde os parâmetros são iguais, à exceção do sentido de corte, percebe-se mais uma vez que o sentido concordante provoca maior variação dimensional na usinagem da cavidade cilíndrica do que o discordante, como no exemplo anterior.

Na comparação entre os testes 1 e 3, entre ferramenta cermet e metal duro, com a utilização de  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  com  $f_z = 0,25 \text{ mm.rev}^{-1}$ , percebe-se um aumento da variação com o emprego da ferramenta de metal duro, o mesmo ocorrendo com a mudança do avanço para  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ , testes 2 e 4, respectivamente.

Na utilização da máquina de medição por coordenadas, além das medições de distância entre planos que foram anteriormente citadas, foram avaliados também os seguintes desvios de forma, posição e orientação: circularidade, cilíndricidade, paralelismo, inclinação e posição de um elemento. Quatro arcos de raio 30 mm foram avaliados quanto a circularidade. Apenas duas medições apresentaram valores acima de 15 µm (23 e 28 µm, respectivamente), conforme Fig. 5.58, o que indica que a programação da máquina foi adequada e a mesma correspondeu aos comandos utilizados, gerando arcos com pequenos erros de forma.

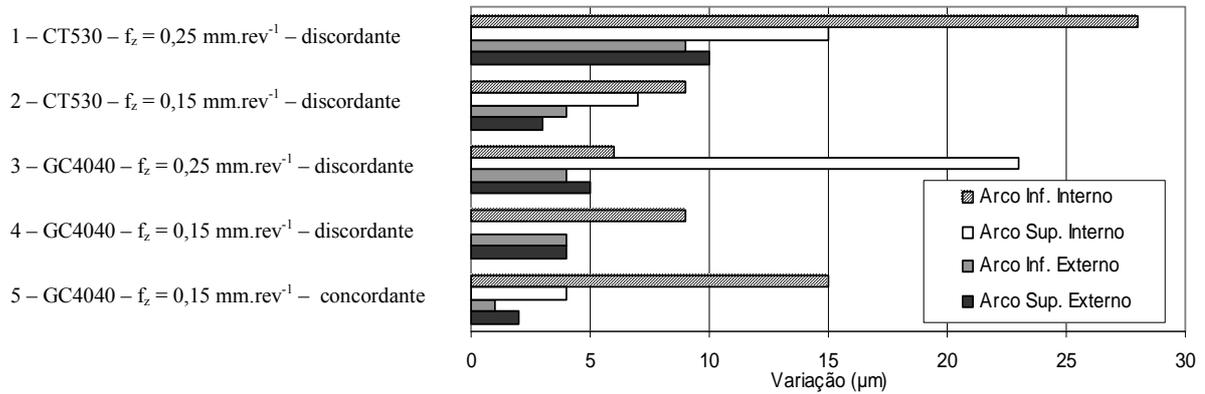


Figura 5.58 – Variação de circularidade nos arcos de raio 30 mm ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ).

A medição da cilindricidade da cavidade circular atingiu o máximo de 32 μm, o que também indica um bom acerto na programação da usinagem em rampa. Na Fig. 5.59 verifica-se que a ferramenta cermet apresentou os menores valores de variação de cilindricidade na usinagem dos corpos de prova.

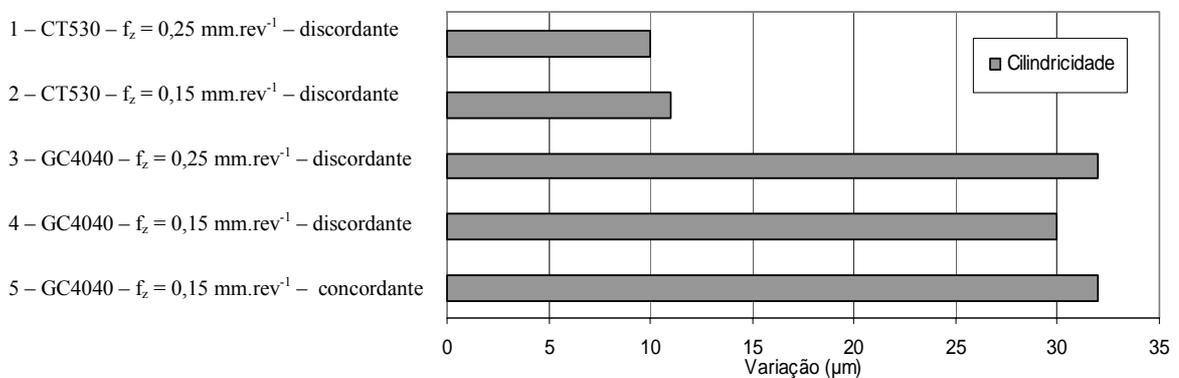


Figura 5.59 – Variação de cilindricidade na cavidade circular  $\varnothing 70 \text{ mm}$  ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ).

O mesmo pode-se dizer das avaliações de paralelismo. As quatro medições efetuadas em cada peça apresentaram valores inferiores a 84 μm, conforme Fig. 5.60, à exceção de um único valor igual a 354 μm (excluído do gráfico), possivelmente devido a erro grosseiro de medição. As variações nas medições de inclinação apresentaram valores menores que 1'.

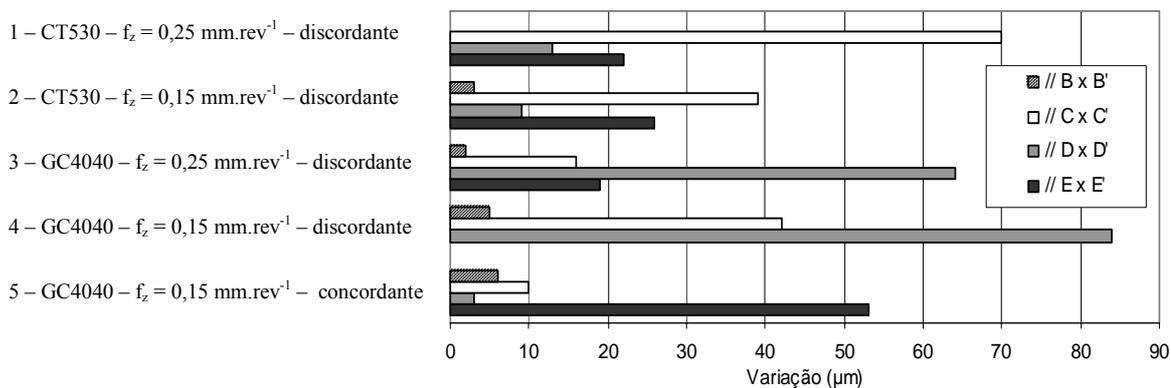


Figura 5.60 – Variação de paralelismo das faces BB', CC', DD' e EE' ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ ).

Dentre as possibilidades para as variações encontradas, a concepção de construção do centro de usinagem é, possivelmente, a mais importante. Neste equipamento o eixo Y se desloca sobre o eixo X, aumentando a propagação de desvios dimensionais das guias e fusos de esfera de cada eixo para a peça usinada e, por consequência, também os desvios geométricos.

### 5.1.6 Discussão dos resultados

Após a realização dos ensaios de fresamento frontal do aço VHSUPER no estado recozido, as seguintes conclusões podem ser extraídas:

- Vida de ferramentas: a ferramenta da classe GC4040 apresentou vida mais longa do que as da classe CT530 e GC1025. Os parâmetros de corte que proporcionaram a maior vida nos testes foram  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,25 \text{ mm.rev}^{-1}$ , resultando em um comprimento fresado  $L = 114,7 \text{ m}$ . Este valor representa 15% a mais do que o obtido com a mesma ferramenta mantendo  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ , mas diminuindo o avanço de corte para  $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$  e 17% a mais com a utilização de  $v_c = 300 \text{ m.min}^{-1}$ , com a utilização de um avanço  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ .

Quando comparada com a ferramenta cermet este percentual é ainda maior, sendo 12% se utilizados os mesmos parâmetros de corte ( $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,25 \text{ mm.rev}^{-1}$ ), 22% mantendo-se  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  mas diminuindo o avanço de corte

para  $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$  e 68% a mais com a utilização de  $v_c = 300 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ .

Na comparação com a ferramenta GC1025, que apresentou os piores resultados relativos à vida, a ferramenta GC4040 atingiu 104% a mais do que o melhor resultado que aquela obteve, com  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,25 \text{ mm.rev}^{-1}$ .

Percebe-se ainda que os melhores resultados obtidos com as três classes testadas foram com os maiores avanços de corte. Observou-se que a vida da ferramenta aumentou proporcionalmente ao aumento do avanço na faixa de testes empregada. A causa para este resultado tem relação com o fato de que o percurso de corte da fresa sobre a peça, utilizando os menores avanços, traz como consequência um contato efetivo da ferramenta com a peça muito maior do que o obtido com os maiores avanços. Além desse entendimento, empregando-se os menores avanços, a ferramenta atinge uma região previamente encruada pela aresta anterior, que aumenta a dureza da superfície, exigindo mais da ferramenta. Com o aumento do avanço, esta camada encruada é ultrapassada pela ferramenta, atingindo o material em seu estado natural.

- Mecanismos de desgaste: as ferramentas da classe GC1025 foram as que mais sofreram tanto com desgaste abrasivo e com adesão de material como deterioração da aresta de corte. Como a adesão de material favorece o arrancamento da camada de revestimento e expõe o substrato de metal duro ao contato com a peça usinada, a vida da ferramenta é reduzida de forma significativa. As ferramentas da classe CT530 não apenas foram submetidas a um elevado desgaste abrasivo mas apresentaram também trincas devido aos choques térmicos inerentes ao fresamento. As ferramentas da classe GC4040 mantiveram, em maior grau, a integridade da aresta e sofreram menor adesão que as pastilhas da classe GC1025, com desgastes de cratera quase imperceptíveis, devido à presença do revestimento de  $\text{Al}_2\text{O}_3$ .
- Rugosidade da superfície fresada: o valor da rugosidade apresentou tendência a aumentar à medida que os testes se desenvolviam. Na maioria dos casos, a pastilha da classe CT530 superou a da classe GC4040 quanto à rugosidade, proporcionando melhor acabamento na maioria dos experimentos realizados. As pastilhas da classe GC1025 produziram superfícies com os maiores valores de rugosidade quando

empregados valores de  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,15$  e  $0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ , respectivamente.

- Forças de usinagem: o aumento do avanço se mostrou como o parâmetro mais importante no aumento da força de usinagem nos três eixos em relação ao aumento da velocidade de corte, que não produziu aumentos significativos.

Na comparação entre as classes de pastilhas utilizadas, empregando-se velocidade de corte constante  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$ , a variação do avanço por aresta, de  $f_z = 0,15$  para  $0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$  resulta em ligeiro aumento na força de usinagem  $F_x$  para as classes GC1025 e GC4040 (19 e 12%, respectivamente) e um ligeiro decréscimo para a classe CT530 (-15%).

Na avaliação da força de usinagem  $F_y$  esta variação é mais significativa para todas as classes avaliadas, sendo 26% para GC1025, 33% para CT530 e 24% para GC4040. Na avaliação da força passiva, ocorreu um ligeiro decréscimo na utilização da classe CT530 (-4%) e um ligeiro acréscimo para GC1025 (16%) e GC4040 (12%).

A pastilha da classe GC4040 apresentou os maiores valores de força passiva em comparação às demais. Mantendo-se  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ , esta superou a CT530 em 63% e a GC1025 em 17%. Com o aumento do avanço para  $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ , estes percentuais foram 88% e 12%, respectivamente. Na comparação com as forças  $F_x$  e  $F_y$  as diferenças não foram tão significativas, à exceção da componente  $F_x$ , com  $v_c = 370 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ , em que a utilização da ferramenta GC4040 resultou em uma força 28% maior do que usando a ferramenta cermet.

- Desvios dimensionais e geométricos: na análise da variação dimensional ocorrida com os corpos de prova fresados com ressalto e cavidades, foi possível concluir que nas medições da distância entre os ressaltos BB' as variações foram maiores do que as ocorridas com os ressaltos CC'. Se o emprego das ferramentas cermet gerou maiores desvios com o avanço  $f_z = 0,25 \text{ mm.rev}^{-1}$ , o inverso ocorreu com as ferramentas GC4040, onde este valor é que produziu os menores desvios e  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$  os maiores. Na análise das variações ocorridas com estas medidas ao mudar o sentido de corte, as variações ocorridas ao utilizar o sentido

concordante superaram em 148% os valores encontrados para o sentido discordante na medição de BB' e 142% na medição de CC'.

Na avaliação das variações nas dimensões das cavidades retangular e circular, este mesmo entendimento pôde ser confirmado. A variação da maior dimensão da cavidade retangular (130 mm) foi 24% maior para o sentido concordante, o mesmo ocorrendo para a variação dimensional da cavidade circular ( $\varnothing$  70 mm), que ficou 89% maior para este sentido de corte.

A avaliação de circularidade de quatro arcos de raio 30 mm apresentou grandes variações na utilização da ferramenta cermet, quando empregando  $f_z = 0,25$  mm.rev<sup>-1</sup> em relação à  $f_z = 0,15$  mm.rev<sup>-1</sup>, variando entre 2 a 3 vezes a mais os desvios quando empregando o avanço mais elevado. No emprego da pastilha GC4040 esta variação não permitiu afirmações conclusivas nem para a diferença de avanços e nem para o sentido de corte empregado.

Os resultados da medição da cilindridade da cavidade circular ( $\varnothing$  70 mm) apontam para menores variações no emprego das ferramentas cermet e 3 vezes a mais para a ferramenta GC4040, com valores praticamente iguais tanto com a variação dos avanços empregados como para a mudança do sentido de corte.

## 5.2 Aço VHSUPER temperado

Como descrito anteriormente, foi feito um planejamento do experimento para os testes com o aço temperado utilizando o aplicativo MINITAB<sup>TM</sup>. Como foram escolhidas duas *variáveis de entrada* (velocidade de corte  $v_c$  e avanço por aresta  $f_z$ ), com a utilização de três níveis de valores para cada uma, foram totalizados nove ensaios para cada uma das três ferramentas testadas. Nos testes que se seguem foram empregados os parâmetros definidos no planejamento do experimento.

Além dos testes feitos com o aço no estado recozido, tais como: testes de vida, análise de mecanismos de desgaste por meio de fotografias obtidas no microscópio eletrônico de varredura, análise da evolução da rugosidade da superfície fresada, estudo das forças na operação de fresamento e análise de desvios dimensionais e geométricos, o estudo do aço temperado englobou ainda a medição de temperatura.

### 5.2.1 Vida de ferramentas

Para a análise de vida das ferramentas utilizadas no fresamento dos corpos de prova no estado temperado, foram traçados gráficos com os valores de comprimento linear fresado, obtidos para cada parâmetro de usinagem definido no planejamento de experimentos, apresentados de forma ordenada na Tab. 5.3.

Na análise da evolução do desgaste em função da vida de ferramenta para as três classes de pastilhas, foram adotados os parâmetros de velocidade de corte ( $v_c = 120, 200$  e  $280 \text{ m.min}^{-1}$ ), em função do avanço por aresta ( $f_z = 0,15, 0,20$  e  $0,25 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).

Tabela 5.3

Comprimento linear fresado obtido para cada parâmetro de usinagem e cada classe de pastilha.

$v_c$ (m.min <sup>-1</sup> )	$f_z$ (mm.rev <sup>-1</sup> )	L (m)		
		GC1025	CT530	GC4040
120	0,10	73,9	42,7	13,4
120	0,15	88,8	39,8	19,9
120	0,20	85,7	44,8	14,1
200	0,10	40,1	14,9	5,8
200	0,15	29,3	16,2	3,1
200	0,20	25,9	10,0	2,1
280	0,10	13,4	5,8	4,2
280	0,15	13,6	3,7	1,6
280	0,20	9,4	2,9	1,3

Na análise da influência do avanço no aumento do desgaste, para as ferramentas da classe GC1025, observa-se que, para  $v_c = 120$  m.min<sup>-1</sup> (Fig. 5.61), os avanços por aresta empregados resultaram em desgaste similar até que o comprimento fresado atingisse valores em torno de  $L = 70$  m. A partir daí, com o emprego de  $f_z = 0,10$  mm.rev<sup>-1</sup>, o desgaste VB1 rapidamente atingiu o valor de referência ( $VB1 \geq 0,50$  mm) e, com  $f_z = 0,15$  e  $0,20$  mm.rev<sup>-1</sup>, as ferramentas resistiram um pouco mais, mas não se percebe a influência significativa na variação do avanço. Com o emprego de  $v_c = 200$  m.min<sup>-1</sup> (Fig. 5.62), a influência do aumento do avanço resulta em redução de vida da ferramenta. Por último, utilizando-se  $v_c = 280$  m.min<sup>-1</sup> (Fig. 5.63), observa-se que os menores avanços apresentaram resultados com ligeira similaridade e o maior avanço a menor vida.

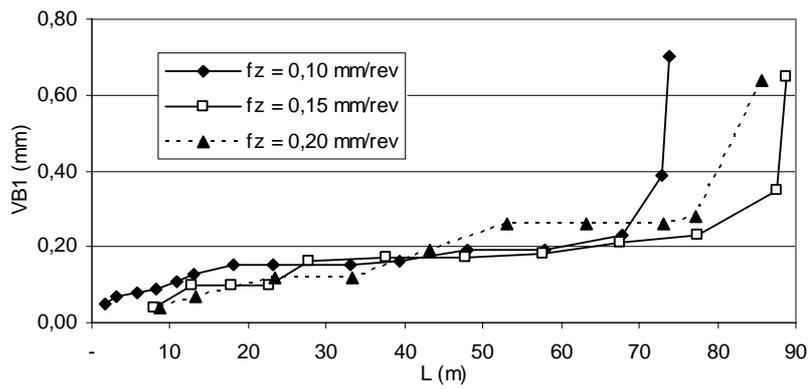


Figura 5.61 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de  $f_z$  ( $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC1025.

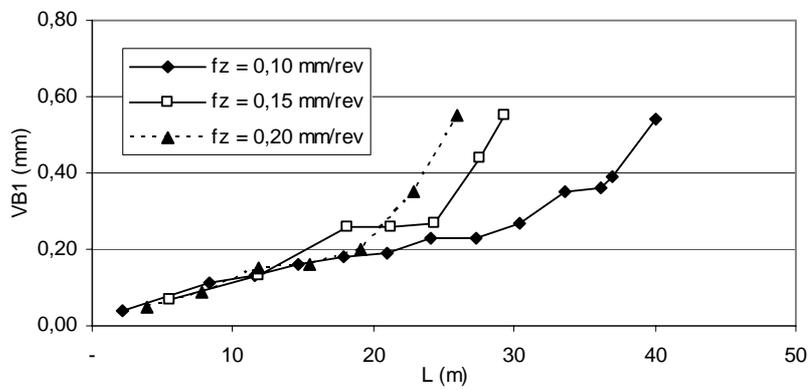


Figura 5.62 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de  $f_z$  ( $v_c = 200 \text{ m.min}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC1025.

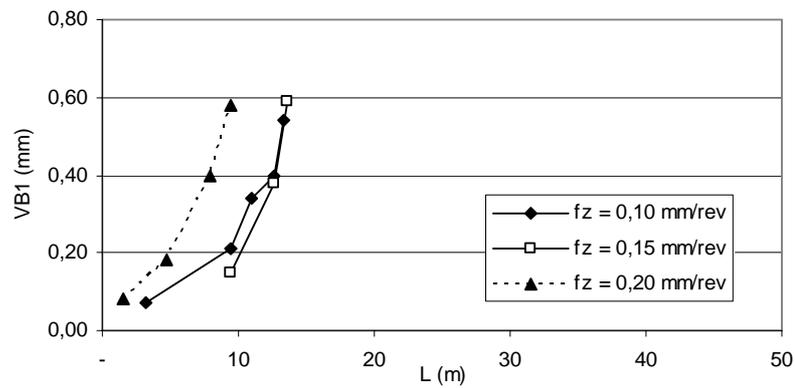


Figura 5.63 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de  $f_z$  ( $v_c = 280 \text{ m.min}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC1025.

A análise das Fig. 5.64, 5.65 e 5.66, entretanto, permite concluir que o aumento da velocidade de corte é bem mais significativo do que o aumento do avanço, sobre a diminuição da vida das ferramentas. Com todos os valores de avanço empregados, a menor velocidade de corte ( $v_c = 120 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ ) resultou nos maiores valores de comprimento fresado e a maior velocidade ( $v_c = 280 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ ) os menores valores.

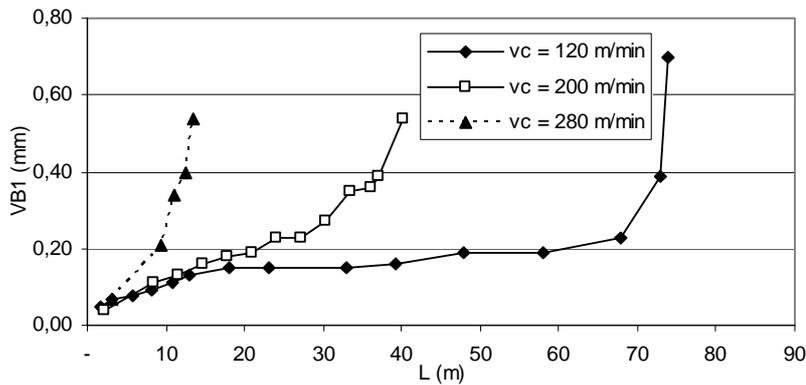


Figura 5.64 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de  $v_c$  ( $f_z = 0,10 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC1025.

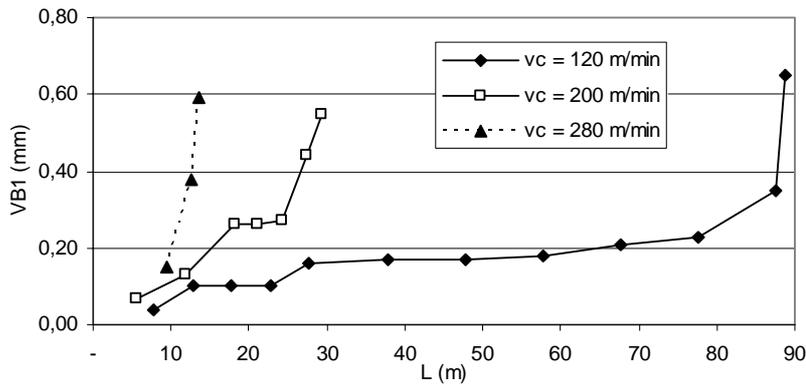


Figura 5.65 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de  $v_c$  ( $f_z = 0,15 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC1025.

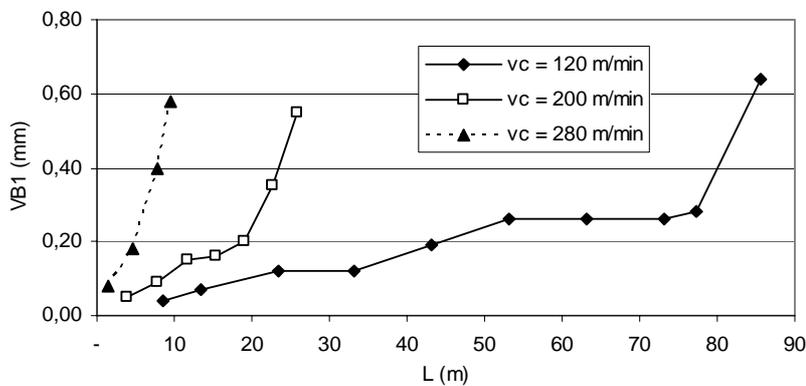


Figura 5.66 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de  $v_c$  ( $f_z = 0,20 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC1025.

Na análise das Fig. 5.67, 5.68 e 5.69, que representam a evolução do desgaste em função da vida de ferramenta e do avanço por aresta para as pastilhas da classe CT530, percebe-se de maneira mais clara que o aumento do avanço influencia de forma pouco expressiva a diminuição da vida das ferramentas desta classe.

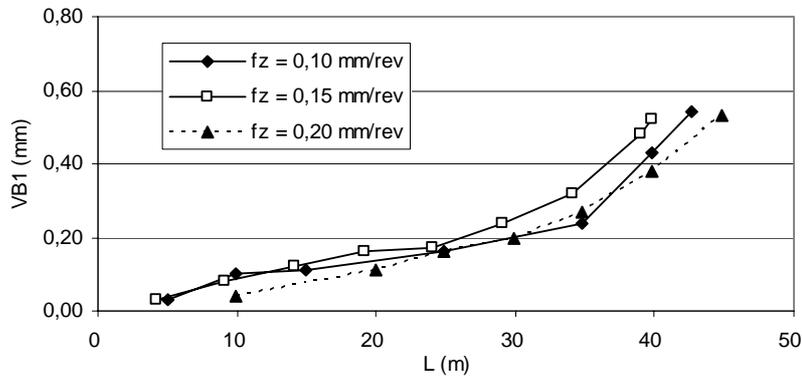


Figura 5.67 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de  $f_z$  ( $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ ). Pastilhas classe CT530.

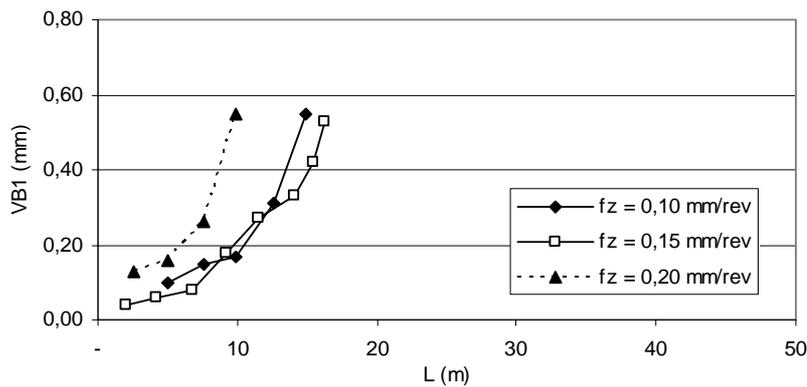


Figura 5.68 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de  $f_z$  ( $v_c = 200 \text{ m.min}^{-1}$ ). Pastilhas classe CT530.

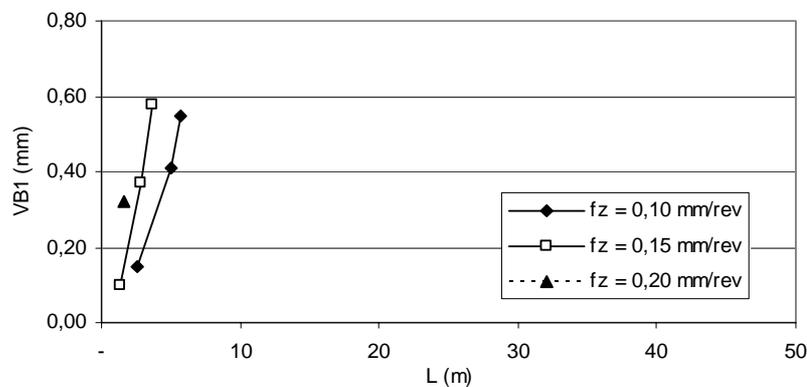


Figura 5.69 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de  $f_z$  ( $v_c = 280 \text{ m.min}^{-1}$ ). Pastilhas classe CT530.

Ao se analisar os dados da evolução do desgaste em função da vida de ferramenta, para as pastilhas da classe CT530, em função do avanço por aresta ( $f_z = 0,15, 0,20$  e  $0,25 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ ), percebe-se que a variação da velocidade de corte ( $v_c = 120, 200$  e  $280 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ ) continua sendo o parâmetro que mais fortemente influenciou a diminuição da vida das ferramentas, o que se pode perceber nas Fig. 5.70, 5.71 e 5.72.

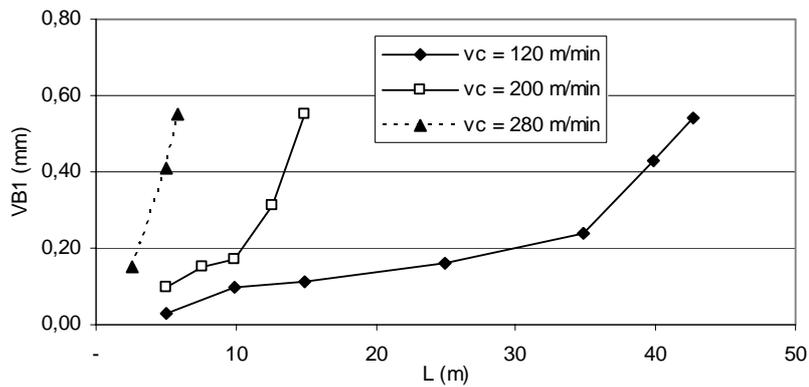


Figura 5.70 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de  $v_c$  ( $f_z = 0,10 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ ). Pastilhas classe CT530.

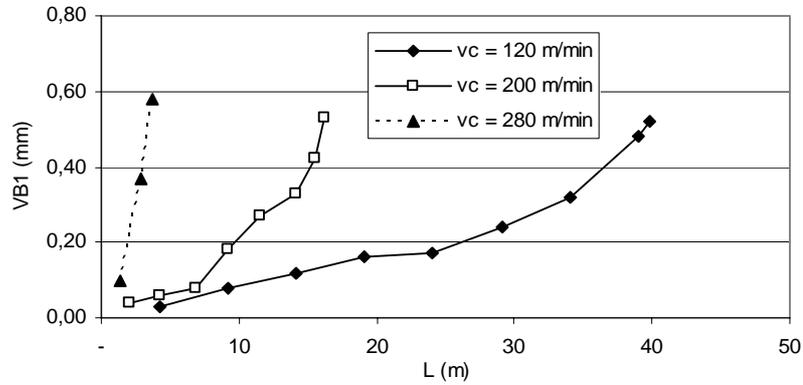


Figura 5.71 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de  $v_c$  ( $f_z = 0,15 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ ). Pastilhas classe CT530.

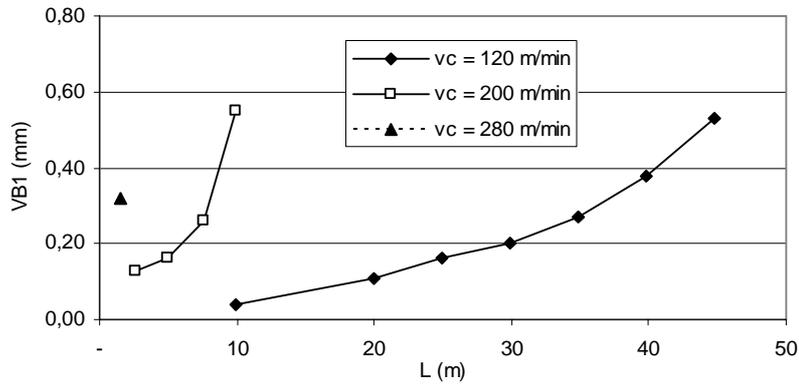


Figura 5.72 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de  $v_c$  ( $f_z = 0,20$  mm.rev<sup>-1</sup>). Pastilhas classe CT530.

Para a classe GC4040 os resultados estão representados nas Fig. 5.73 a 5.75. Nestas figuras é possível verificar que as vidas das ferramentas desta classe foram muito curtas e, à exceção da velocidade de corte mais baixa, onde o avanço  $f_z = 0,20$  mm.rev<sup>-1</sup> superou os demais analisados, o aumento deste parâmetro influenciou negativamente a vida das ferramentas, mas não de forma significativa.

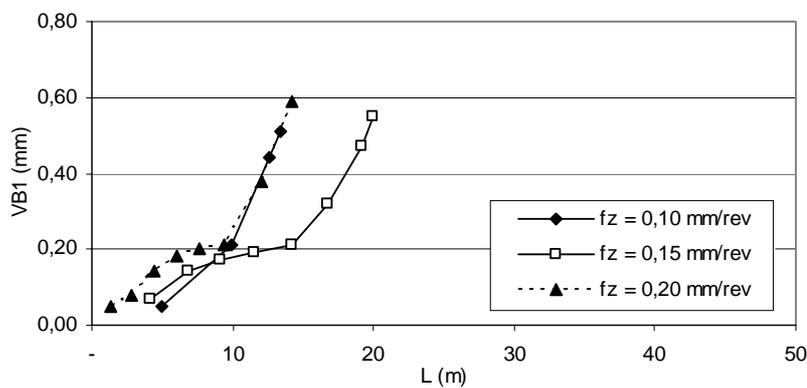


Figura 5.73– Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de  $f_z$  ( $v_c = 120$  m.min<sup>-1</sup>). Pastilhas classe GC4040.

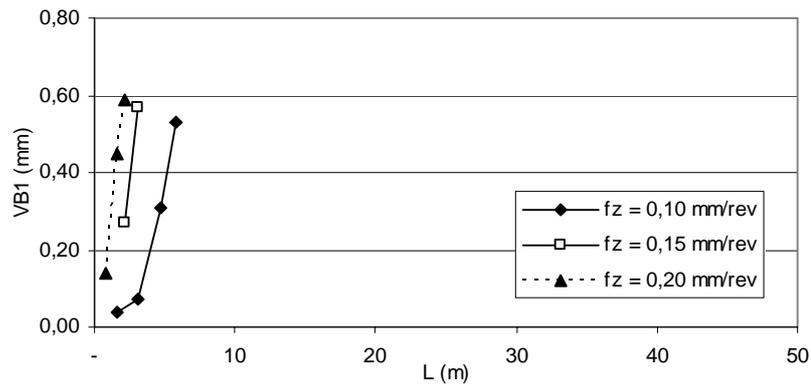


Figura 5.74 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de  $f_z$  ( $v_c = 200 \text{ m.min}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC4040.

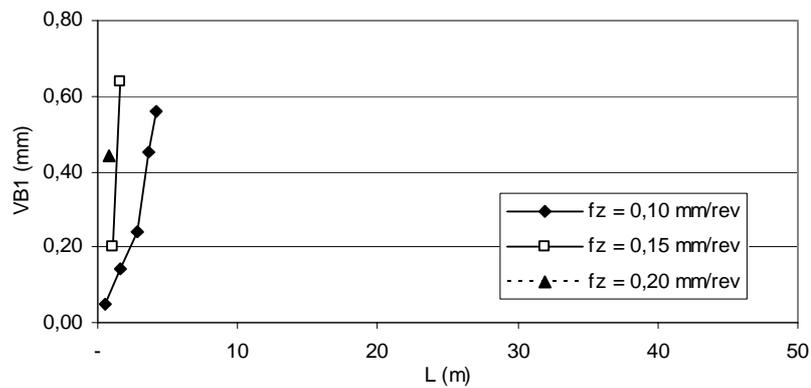


Figura 5.75 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de  $f_z$  ( $v_c = 280 \text{ m.min}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC4040.

Ao serem analisados os dados da evolução do desgaste em função da vida de ferramenta, para as pastilhas da classe GC4040, em função do avanço por aresta, percebe-se que a velocidade de corte se mostrou como o parâmetro que fortemente influenciou a diminuição da vida das ferramentas, conforme representados nas Fig. 5.76 a 5.78.

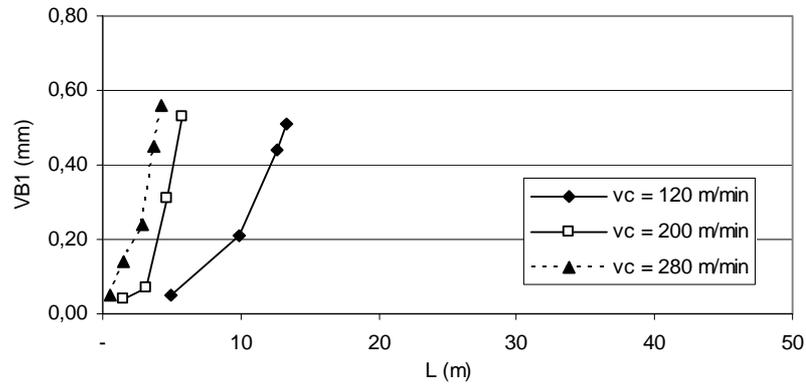


Figura 5.76 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de  $v_c$  ( $f_z = 0,10 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC4040.

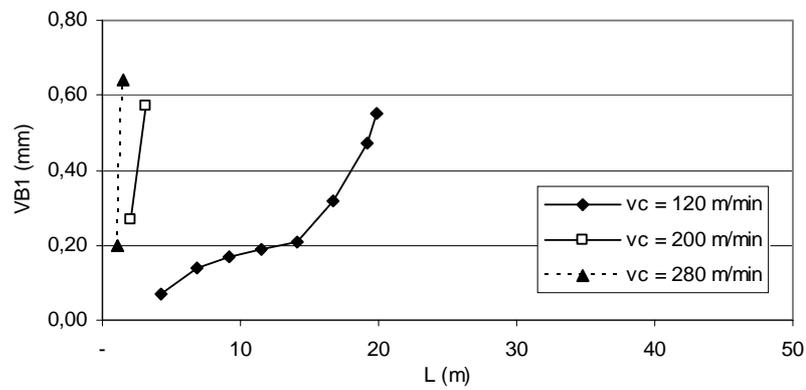


Figura 5.77 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de  $v_c$  ( $f_z = 0,15 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC4040.

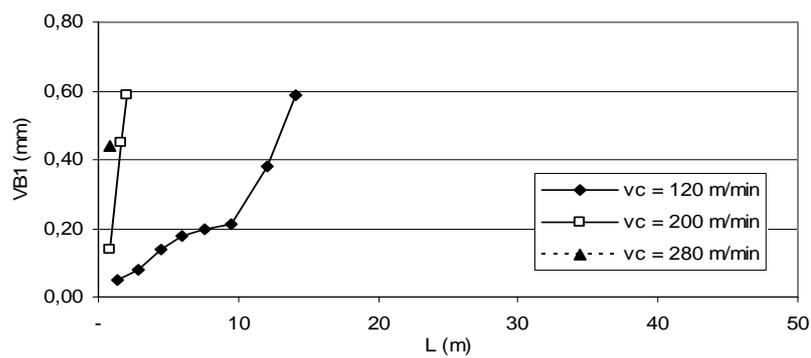


Figura 5.78 – Desgaste uniforme de flanco em função do comprimento linear fresado, para diferentes valores de  $v_c$  ( $f_z = 0,20 \text{ mm}\cdot\text{rev}^{-1}$ ). Pastilhas classe GC4040.

As Figuras 5.79 e 5.80 resumem, respectivamente, a influência da velocidade de corte e do avanço na vida das ferramentas, ao fresar o aço ferramenta VHSUPER temperado. Com a elevação da velocidade de corte a vida da ferramenta é reduzida de maneira mais significativa, ocorrendo ligeira redução desta com o aumento do avanço de corte.

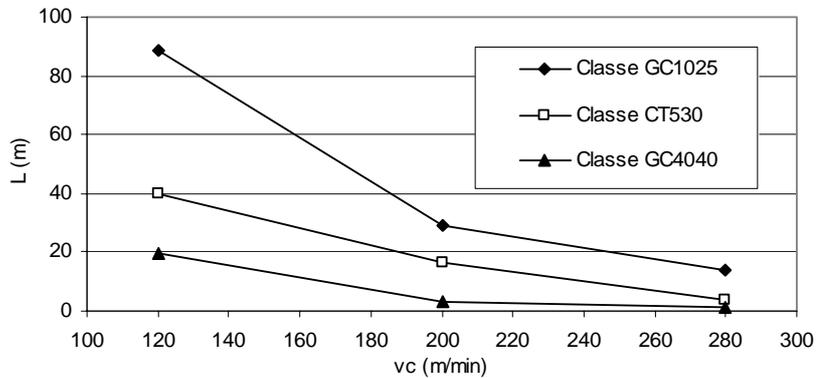


Figura 5.79 – Comprimento linear fresado em função da velocidade de corte para as três classes de pastilhas testadas ( $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).

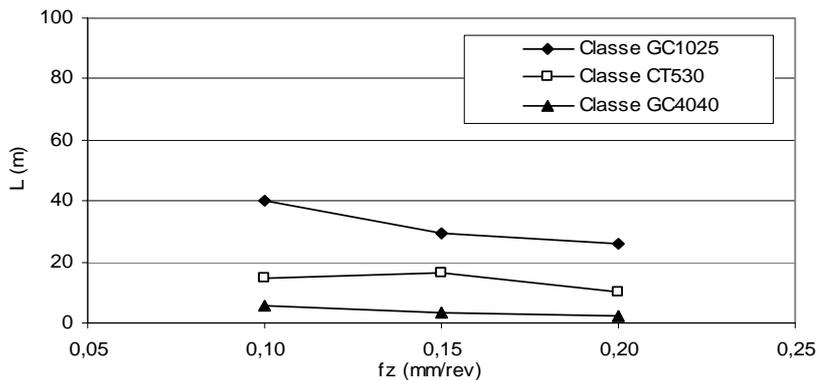


Figura 5.80 – Comprimento linear fresado em função do avanço por aresta para as três classes de pastilhas testadas ( $v_c = 200 \text{ m.min}^{-1}$ ).

A justificativa para a inversão ocorrida nos resultados com as pastilhas das classes GC4040 e GC1025 ao usinar o aço recozido e temperado, respectivamente, pode ser assim entendida: na usinagem do aço recozido, a área de contato do cavaco com a superfície de saída da ferramenta é maior do que na usinagem do material temperado, devido à maior deformação plástica sofrida pelo aço recozido em relação ao temperado, gerando na superfície de contato uma temperatura maior. Como o revestimento de alumina, presente na pastilha da classe GC4040, confere menor solubilidade química, o substrato permanece protegido por um período maior, conferindo a esta classe uma vida maior do que a da classe GC1025.

Em contrapartida, na usinagem do material endurecido, é a pastilha da classe GC1025 que se sobressai em relação à GC4040 pois, além de possuir um revestimento com dureza maior (3000 HV contra 2500 HV), o substrato da primeira também possui dureza mais elevada (1650 HV contra 1250 HV). Assim, quando a cobertura da ferramenta da classe GC1025 é perdida pelo desgaste ou quebra, o substrato resiste por um tempo maior do que a da classe GC4040.

Na comparação do tempo total de contato da fresa com a peça usinada, durante a vida da ferramenta, (Fig. 5.81) avalia-se a influência da velocidade de corte em função do tempo, mantendo-se o avanço por aresta constante ( $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ), para as três velocidades de corte empregadas. Percebe-se a semelhança de comportamento com o comprimento fresado. Dessa forma, a análise do ponto de vista tribológico em nada acrescentou, às conclusões anteriores.

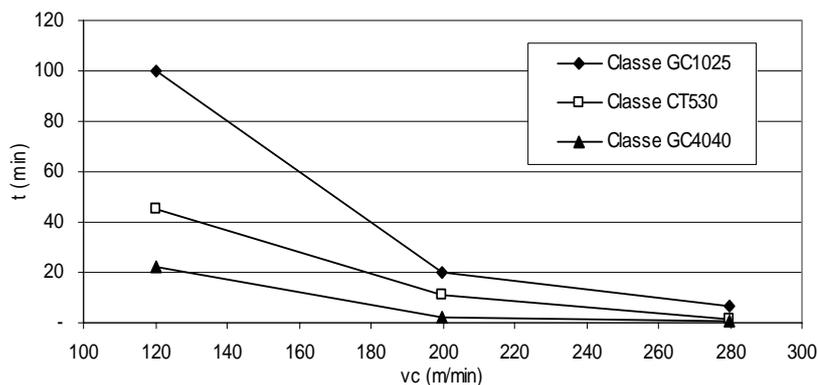


Figura 5.81 – Tempo total de contato em função da velocidade de corte para as três classes de pastilhas testadas ( $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).

Na análise do tempo de contato em função do avanço (Fig. 5.82) o mesmo entendimento para a análise para o comprimento fresado pode ser empregado. Entretanto as curvas apresentam uma tendência mais acentuada de diminuição de vida com o aumento do avanço em relação à primeira análise.

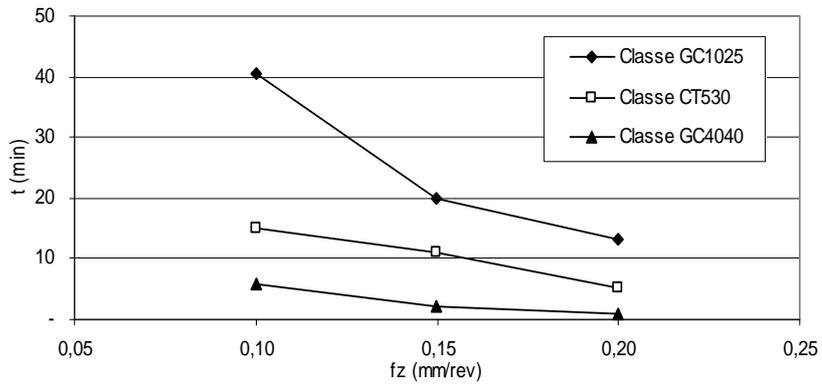


Figura 5.82 – Tempo total de contato em função do avanço por aresta para as três classes de pastilhas testadas ( $v_c = 200 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ ).

### 5.2.2 Mecanismos de desgaste

O microscópio eletrônico de varredura foi utilizado para fotografar as arestas das ferramentas ao final dos testes de vida. Os mecanismos de desgaste puderam ser analisados e são apresentados a seguir. Buscou-se posicionar as pastilhas de forma que a superfície de saída pudesse ser visualizada na parte superior da imagem e a superfície de folga na parte inferior, para facilitar a compreensão do processo de desgaste sofrido.

Todas as fotografias foram feitas após o desgaste VB1 atingir ou superar o valor de 0,50 mm e a ampliação variou de 50 a 750 vezes para melhor detalhamento. O aumento da dureza do material testado resultou em diferentes mecanismos de desgaste nas ferramentas, se comparados quando da usinagem do material no estado recozido.

Com a utilização dos parâmetros de corte  $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ , os resultados podem ser percebidos nas figuras que se seguem: nas Fig. 5.83 (vista superior) e 5.84 (vista lateral), referente à ferramenta GC1025, percebe-se que o desgaste se deu de maneira uniforme, com a presença adesão na superfície de saída, após um comprimento linear fresado  $L = 73,9 \text{ m}$ .

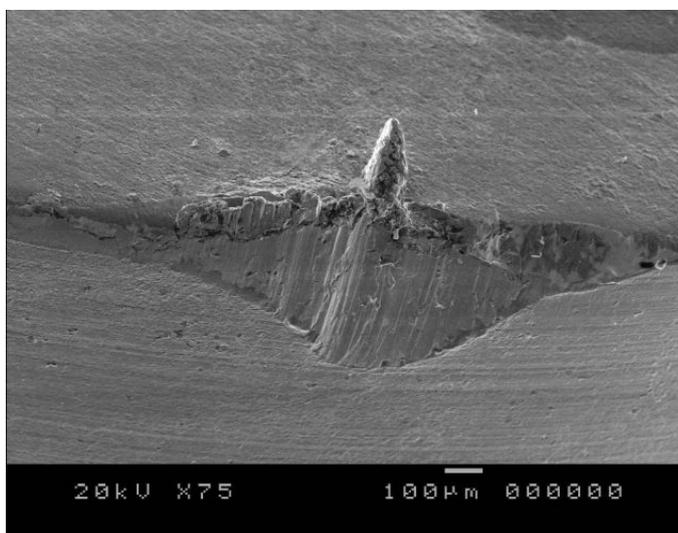


Figura 5.83 – Fotografia da pastilha GC1025 ( $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,  $L = 73,9 \text{ m}$ ).

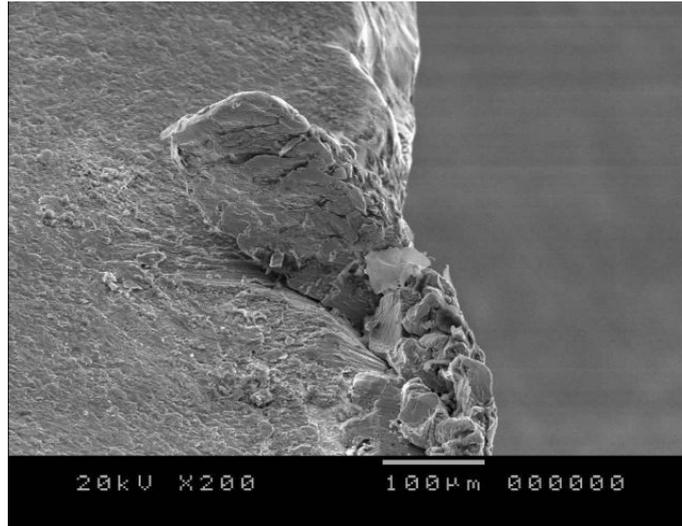


Figura 5.84 – Fotografia da pastilha GC1025 ( $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,  $L = 73,9 \text{ m}$ ).

A ferramenta CT530 apresenta pontos com lascamento após comprimento linear fresado equivalente a  $L = 42,7 \text{ m}$  e a GC4040 ( $L = 13,4 \text{ m}$ ) lascamento e descolamento do revestimento, respectivamente Fig. 5.85 e 5.86.

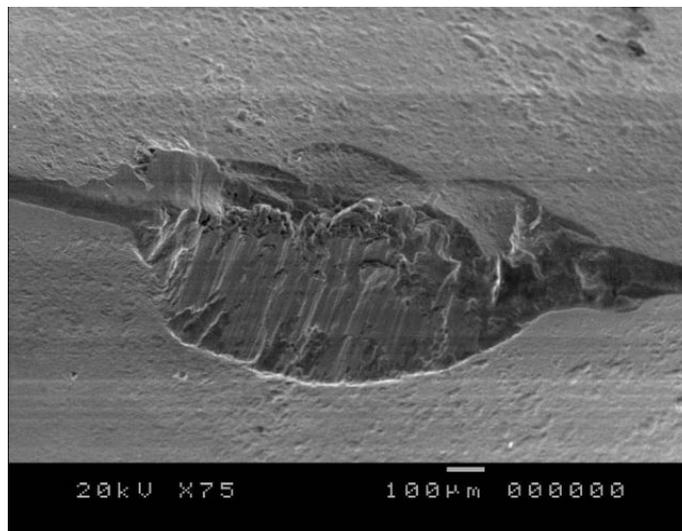


Figura 5.85 – Fotografia da pastilha CT530 ( $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,  $L = 42,7 \text{ m}$ ).

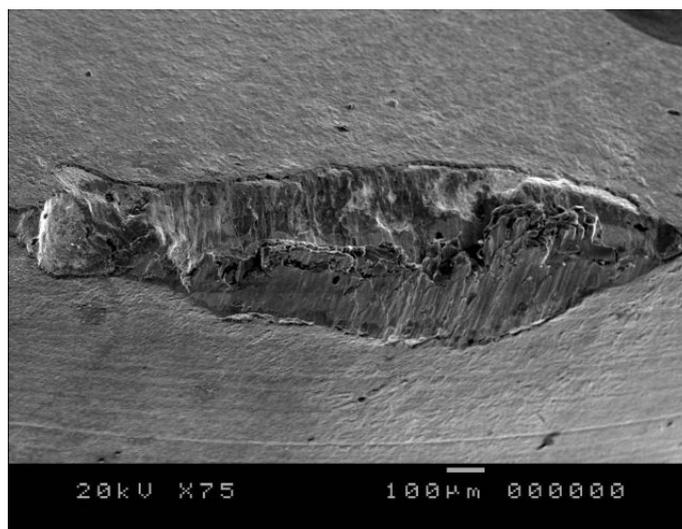


Figura 5.86 – Fotografia da pastilha GC4040 ( $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,  $L = 13,4 \text{ m}$ ).

Na comparação das fotografias (Fig. 5.83 e 5.86), relativas às ferramentas de metal duro revestidas GC1025 e GC4040, respectivamente, percebe-se que há maior perda do recobrimento e exposição do substrato na segunda, ao serem ambas submetidas a estes parâmetros de corte.

Quando a dureza do corpo de prova aumenta, sua tenacidade diminui e, assim, o comprimento do contato cavaco ferramenta também diminui, reduzindo a eficiência do recobrimento. O substrato passa então a receber de maneira mais severa os esforços. Como a ferramenta GC1025 apresenta maior dureza que a GC4040 (ISO P10 versus P40) e também devido ao fato de que na primeira o recobrimento é obtido por deposição física de vapor, induzindo tensões compressivas residuais, ao passo que na ferramenta GC4040 o recobrimento é obtido por deposição química à média temperatura, a vida da pastilha da classe GC1025 permite vida mais longa que a GC4040 na usinagem do corpo de prova endurecido.

Mantendo-se a velocidade de corte constante ( $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ ) mas utilizando-se  $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ , o resultado nas arestas de corte podem ser percebidos nas fotografias apresentadas a seguir: na Fig. 5.87 (GC1025), verifica-se que ocorre lascamento e um aumento no desprendimento do revestimento em relação a  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$  (Fig. 5.83).

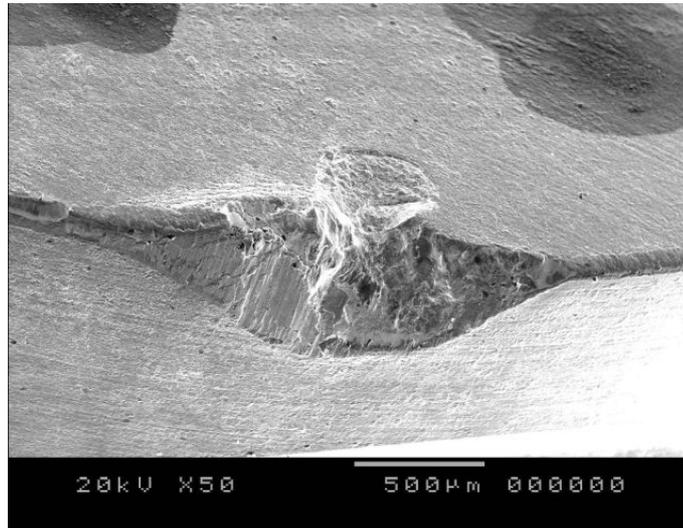


Figura 5.87 – Fotografia da pastilha GC1025 ( $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,  $L = 85,7 \text{ m}$ ).

No caso da classe CT530, após comprimento fresado  $L = 44,8 \text{ m}$ , percebe-se que ocorreu um desgaste mais uniforme do que nas condições anteriormente apresentadas (Fig. 5.85, com  $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ), com diminuição dos lascamentos na aresta da ferramenta (Fig. 5.88).

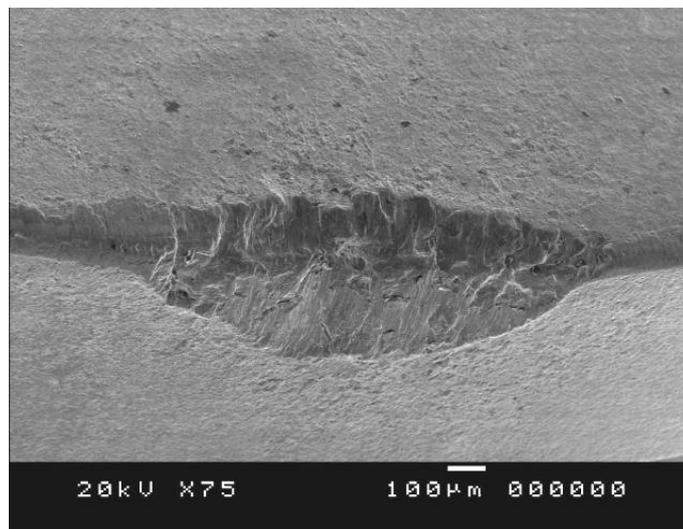


Figura 5.88 – Fotografia da pastilha CT530 ( $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,  $L = 44,8 \text{ m}$ ).

Em condições de corte idênticas às demais classes, a GC4040 apresenta menor vida entre elas ( $L = 14,1$  m), além de lascamento e maior perda da camada de revestimento e sinais de material aderido, como se percebe na Fig. 5.89.

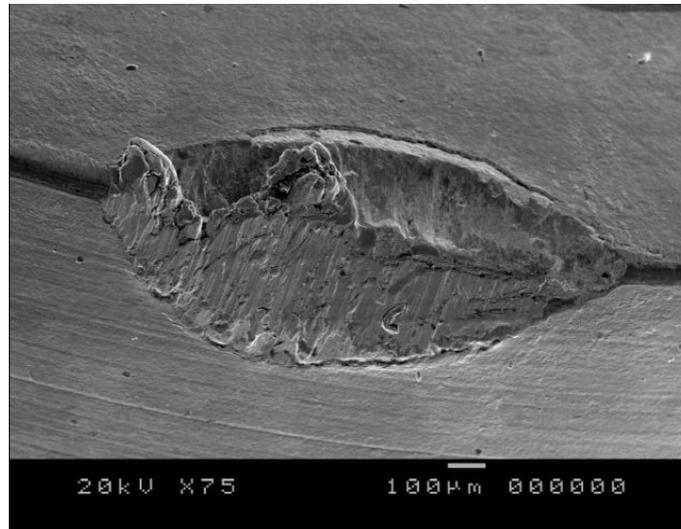


Figura 5.89 – Fotografia da pastilha GC4040 ( $v_c = 120$  m.min<sup>-1</sup>,  $f_z = 0,20$  mm.rev<sup>-1</sup>,  $L = 14,1$  m).

Finalmente, empregando-se  $v_c = 280$  m.min<sup>-1</sup> e  $f_z = 0,10$  mm.rev<sup>-1</sup>, o comprimento linear fresado obtido pelas três classes diminuiu de forma acentuada. No caso da classe GC1025, percebe-se uma uniformidade no desgaste de flanco (Fig. 5.90) mas presença de trincas e arrancamento de parte do recobrimento, melhor percebido na ampliação da Fig. 5.91, onde se percebe também lascamento, abrasão e “*attrition*”.

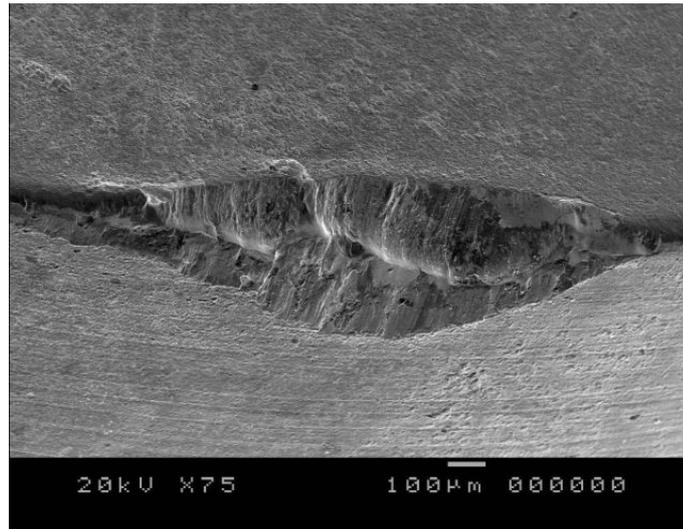


Figura 5.90 – Fotografia da pastilha GC1025 ( $v_c = 280 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,  $L = 13,4 \text{ m}$ ).

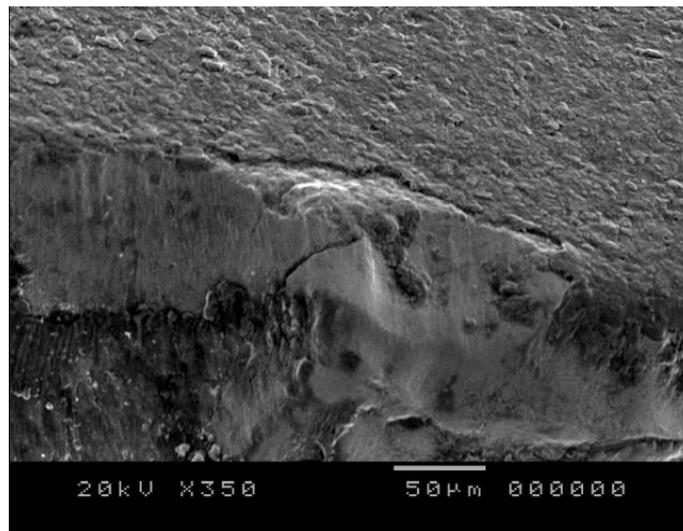


Figura 5.91 – Fotografia da pastilha GC1025 ( $v_c = 280 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,  $L = 13,4 \text{ m}$ ).

Na ferramenta cermet o lascamento aumentou e ocorreu formação de trincas de origem térmica, como se percebe na Fig. 5.92, diminuindo a vida da ferramenta.

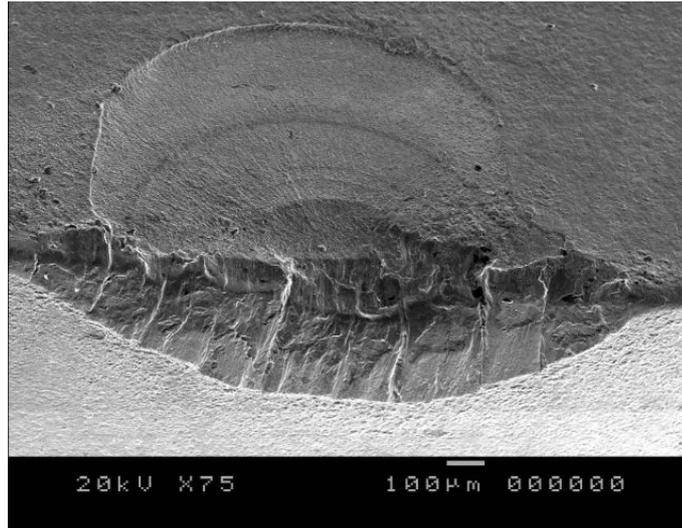


Figura 5.92 – Fotografia da pastilha CT530 ( $v_c = 280 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,  $L = 5,8 \text{ m}$ ).

Este incremento da velocidade de corte se fez sentir de forma mais acentuada na classe GC4040. É possível perceber na Fig. 5.93 não somente o arrancamento do revestimento e a exposição do substrato de metal duro como o acentuado desgaste que este efeito produziu, como lascamentos.

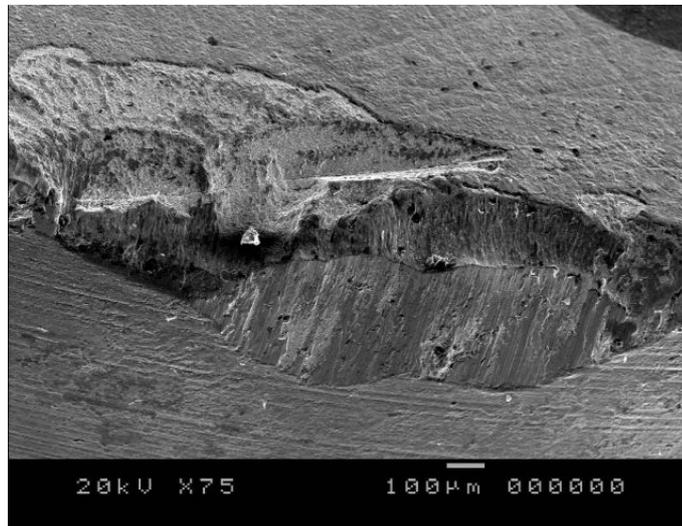


Figura 5.93 – Fotografia da pastilha GC4040 ( $v_c = 280 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ,  $L = 4,2 \text{ m}$ ).

5.2.3 Rugosidade da superfície fresada

O mesmo procedimento relativo à medição de três parâmetros de rugosidade ( $R_z$ ,  $R_t$  e  $R_a$ ), efetuado durante os testes com o aço recozido, foi repetido com o corpo de prova no estado temperado.

A evolução das medições dos valores de rugosidade durante a vida da ferramenta apresentou comportamento similar ao descrito no primeiro procedimento, ou seja, a análise dos gráficos de rugosidade em função do comprimento linear fresado, para os parâmetros de velocidade de corte e avanço por aresta, mostrou que não existem tendências nítidas e com boa correlação com os demais parâmetros. Para exemplificar, as Fig. 5.94, 5.95 e 5.96 apresentam a evolução da rugosidade  $R_z$  em função do comprimento fresado, para os três avanços por aresta empregados, para as pastilhas das classes GC1025, CT530 e GC4040, respectivamente, com  $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ .

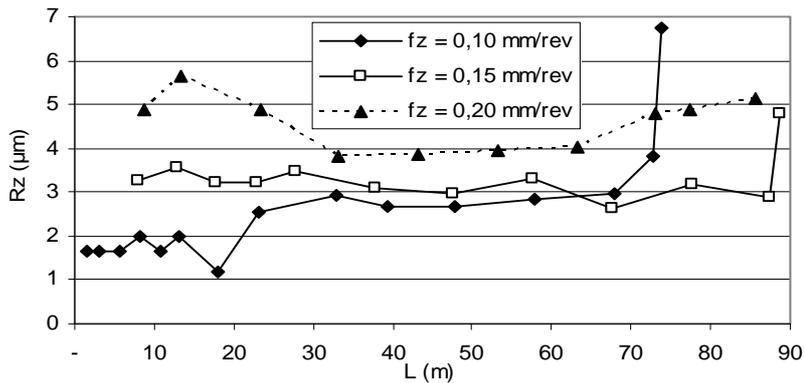


Figura 5.94 – Evolução da rugosidade  $R_z$  ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes avanços em função de  $L$  (m) utilizando a classe GC1025 e  $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ .

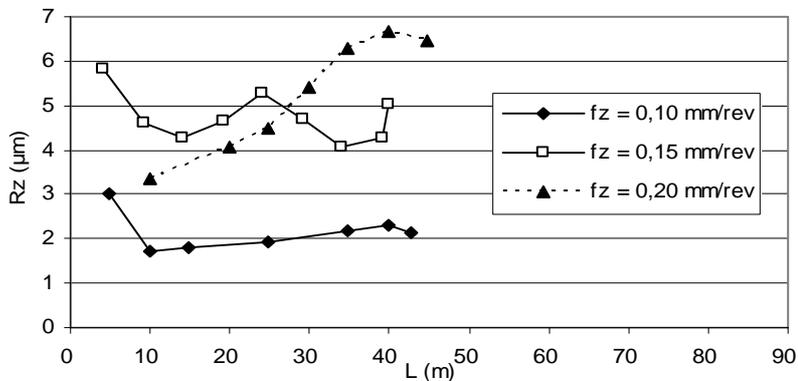


Figura 5.95 – Evolução da rugosidade  $R_z$  ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes avanços em função de  $L$  (m) utilizando a classe CT530 e  $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ .

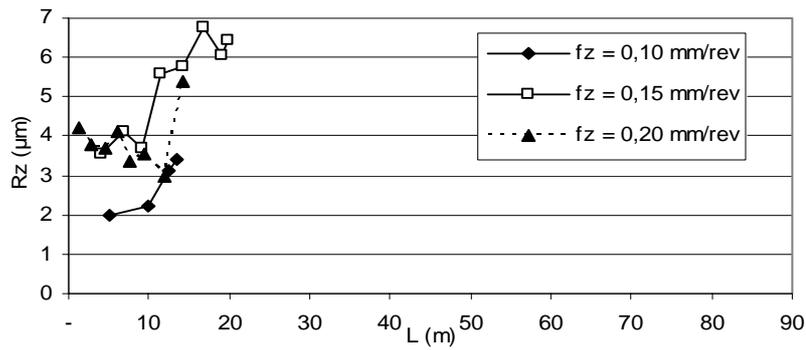


Figura 5.96 – Evolução da rugosidade  $R_z$  ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes avanços em função de  $L$  (m) utilizando a classe GC4040 e  $v_c = 120 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ .

Nas Fig. 5.97, 5.98 e 5.99 percebe-se a evolução da rugosidade  $R_z$  em função do comprimento fresado, para os três avanços por aresta empregados, para as pastilhas das classes GC1025, CT530 e GC4040, respectivamente, com  $v_c = 200 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ . Mais uma vez é possível observar que o comportamento das curvas geradas permite concluir que o maior avanço resultou em maiores valores de rugosidade, mas sem expressar uma tendência clara em relação a outros parâmetros.

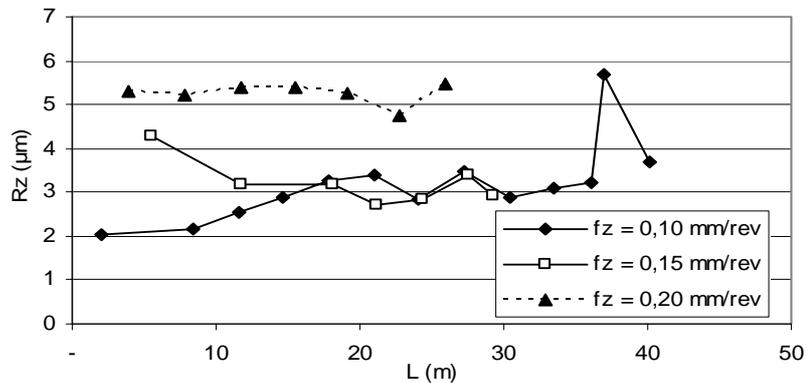


Figura 5.97 – Evolução da rugosidade  $R_z$  ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes avanços em função de  $L$  (m) utilizando a classe GC1025 e  $v_c = 200 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ .

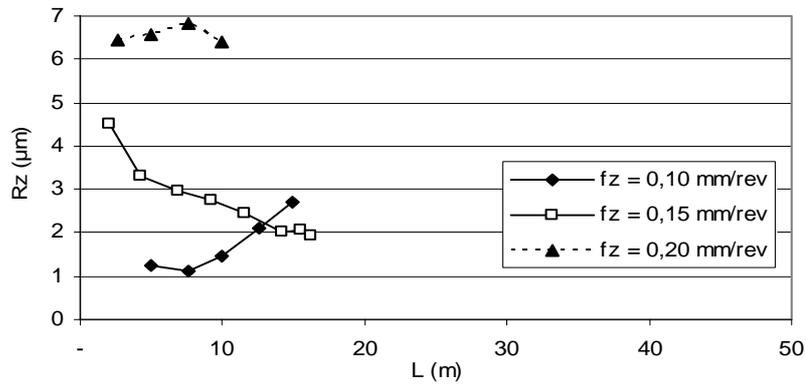


Figura 5.98 – Evolução da rugosidade  $R_z$  ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes avanços em função de  $L$  (m) utilizando a classe CT530 e  $v_c = 200 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ .

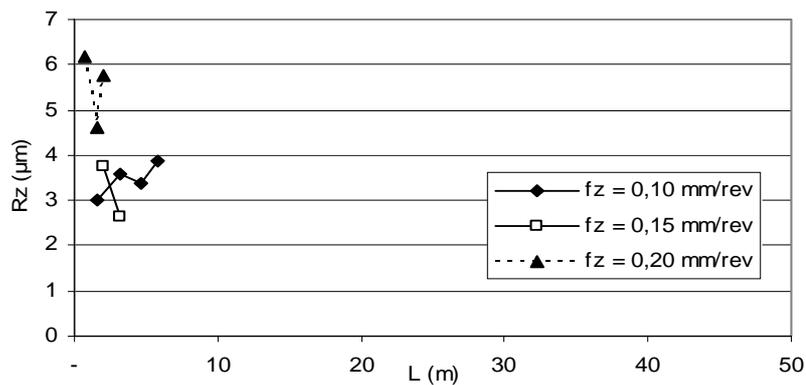


Figura 5.99 – Evolução da rugosidade  $R_z$  ( $\mu\text{m}$ ) para diferentes avanços em função de  $L$  (m) utilizando a classe GC4040 e  $v_c = 200 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ .

Os gráficos apresentados nas Fig. 5.100, 5.101 e 5.102 são referentes ao efeito do avanço e da velocidade de corte sobre a evolução da rugosidade  $R_z$  no corpo de prova temperado, resultado da ação das ferramentas GC1025, CT530 e GC4040, respectivamente. As medições destes valores de  $R_z$  correspondem a um comprimento linear fresado  $L = 10 \text{ m}$ .

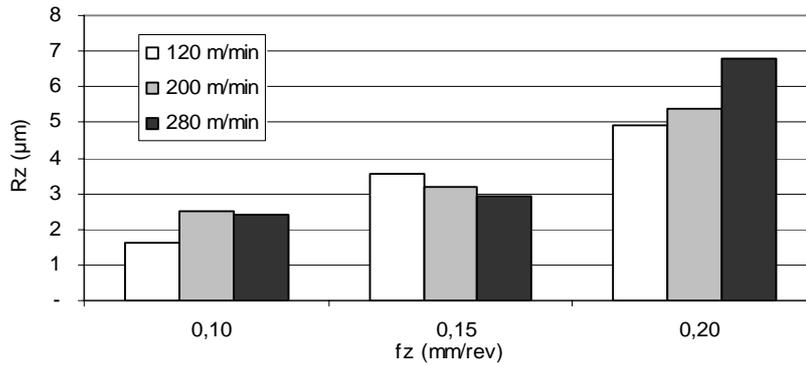


Figura 5.100 – Efeito do avanço e velocidade de corte sobre a rugosidade  $R_z$  (GC1025)

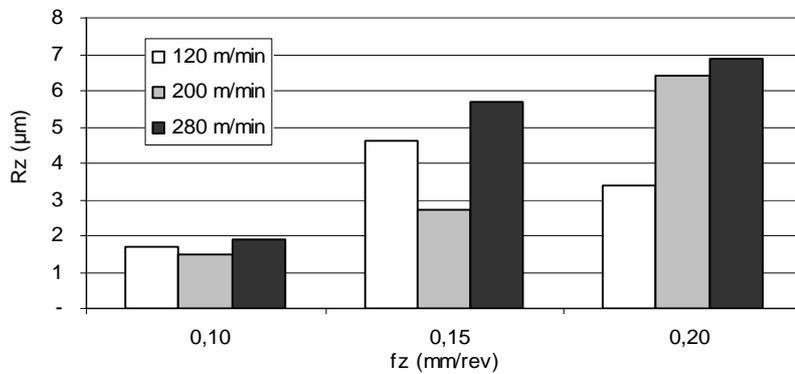


Figura 5.101 – Efeito do avanço e velocidade de corte sobre a rugosidade  $R_z$  (CT530)

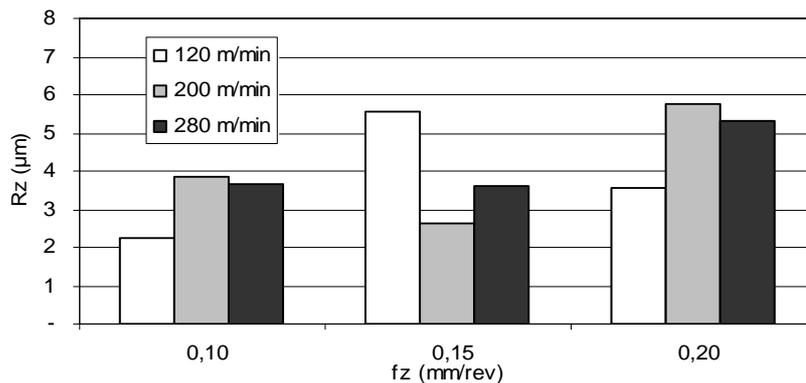


Figura 5.102 – Efeito do avanço e velocidade de corte sobre a rugosidade  $R_z$  (GC4040)

Observando-se as Fig. 5.100 a 5.102 percebe-se que, em geral, os valores de rugosidade aumentam com o avanço e velocidade de corte. O aumento de  $R_z$  em função do aumento do avanço é atribuído ao aumento da profundidade das marcas produzidas pela ferramenta, enquanto o efeito da velocidade de corte está relacionado com o aumento da vibração do

conjunto fresa / pastilhas a altas rotações do eixo árvore. De forma similar aos resultados obtidos com a usinagem do aço no estado recozido, ambas classes de pastilhas testadas resultaram em valores de  $R_z$  equivalentes na usinagem do aço temperado.

#### 5.2.4 Forças de usinagem

Para obtenção das forças de usinagem no fresamento do aço no estado temperado, foram tomados os mesmos cuidados e utilizados os mesmos equipamentos empregados nas medições efetuadas para o aço no estado recozido. Na Tab. 5.4 se encontram lançados os dados que permitiram a geração dos gráficos para o estudo da relação entre as forças e os parâmetros de usinagem estabelecidos para os testes.

Na avaliação dos gráficos obtidos pode-se perceber o comportamento das forças às quais o conjunto peça-ferramenta foi submetido. Nas Fig. 5.103, 5.104 e 5.105, a força  $F_x$  é analisada em função do avanço por aresta para cada velocidade de corte empregada, para as classes GC1025, CT530 e GC4040, respectivamente. Observa-se que, considerando estes parâmetros, o resultado da força evolui de maneira bastante similar para as três classes de ferramentas empregadas, com o aumento do avanço por aresta.

Tabela 5.4  
Forças de usinagem no fresamento do aço VHSUPER temperado.

Classe	$v_c$ (m.min <sup>-1</sup> )	$f_z$ (mm.rev <sup>-1</sup> )	F <sub>x</sub> (N)	F <sub>y</sub> (N)	F <sub>z</sub> (N)
CT530	120	0,10	107,87	90,47	219,88
	120	0,15	138,01	113,02	230,27
	120	0,20	170,79	135,06	265,25
	200	0,10	97,01	93,05	222,48
	200	0,15	126,45	117,09	260,33
	200	0,20	159,97	135,51	285,41
	280	0,10	89,52	91,11	230,47
	280	0,15	122,56	106,67	252,57
	280	0,20	148,69	122,98	331,25
GC1025	120	0,10	108,18	97,33	214,28
	120	0,15	145,07	131,81	291,19
	120	0,20	177,10	150,24	357,86
	200	0,10	106,39	106,99	248,89
	200	0,15	126,36	135,23	297,73
	200	0,20	175,21	148,17	323,67
	280	0,10	100,15	105,55	259,90
	280	0,15	129,22	124,67	306,37
	280	0,20	159,92	143,41	330,59
GC4040	120	0,10	105,66	110,49	224,48
	120	0,15	125,21	111,82	236,02
	120	0,20	153,42	125,52	255,23
	200	0,10	99,50	90,60	225,84
	200	0,15	129,32	126,73	287,24
	200	0,20	151,47	132,10	304,12
	280	0,10	98,94	107,94	288,47
	280	0,15	113,82	102,51	273,47
	280	0,20	150,79	143,75	360,96

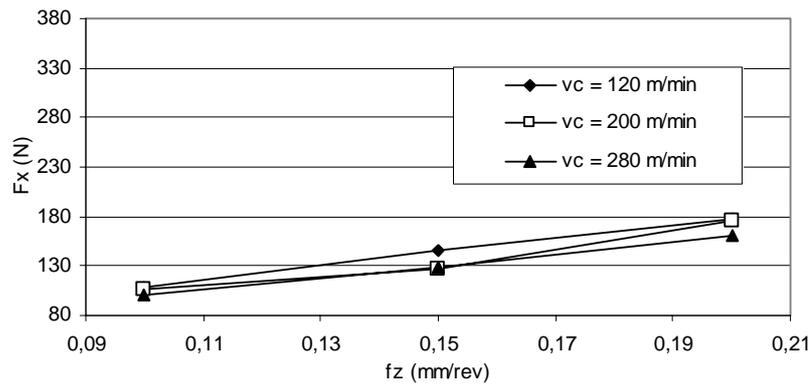


Figura 5.103 – Força de usinagem  $F_x$  em função do avanço por aresta para as três velocidades de corte empregadas (GC1025).

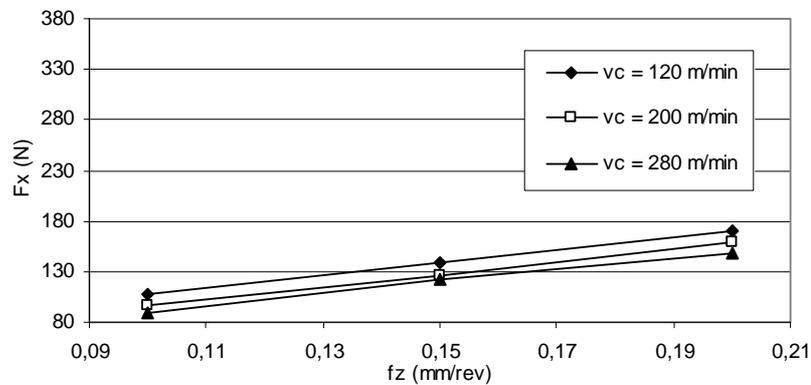


Figura 5.104 – Força de usinagem  $F_x$  em função do avanço por aresta para as três velocidades de corte empregadas (CT530).

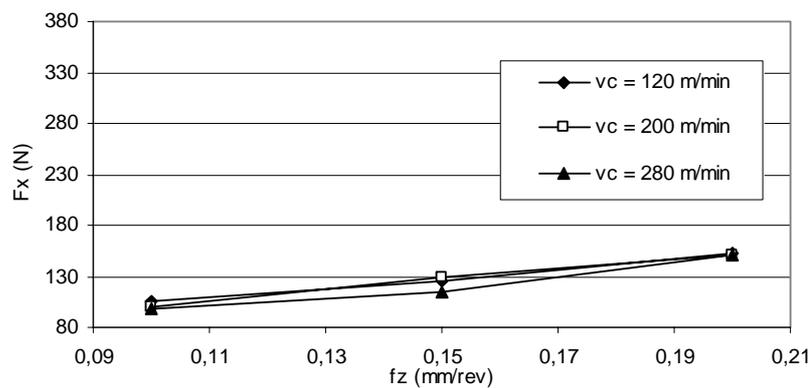


Figura 5.105 – Força de usinagem  $F_x$  em função do avanço por aresta para as três velocidades de corte empregadas (GC4040).

Na avaliação da força  $F_y$  os resultados são análogos, com a apresentação de um comportamento bastante similar para as três classes de pastilhas testadas (Fig. 5.106, 5.107 e 5.108). Observa-se que há um ligeiro acréscimo das forças  $F_x$  e  $F_y$  no emprego das pastilhas de metal duro GC1025 em relação à CT530 e GC4040.

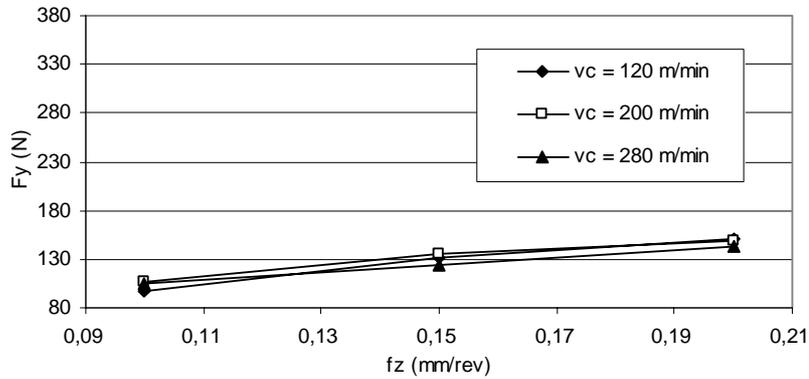


Figura 5.106 – Força de usinagem  $F_y$  em função do avanço por aresta para as três velocidades de corte empregadas (GC1025).

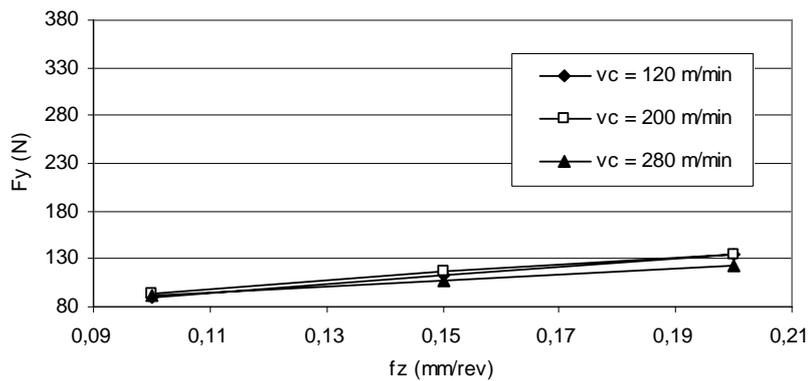


Figura 5.107 – Força de usinagem  $F_y$  em função do avanço por aresta para as três velocidades de corte empregadas (CT530).

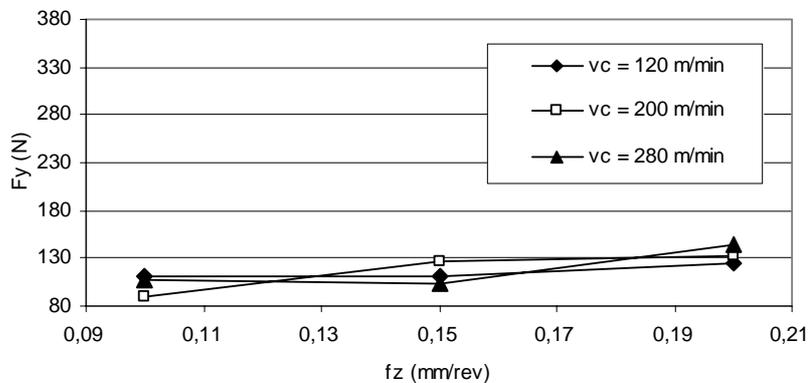


Figura 5.108 – Força de usinagem  $F_y$  em função do avanço por aresta para as três velocidades de corte empregadas (GC4040).

Se as componentes de força nos eixos X e Y mantiveram-se em valores entre 90 e 180 N, no eixo Z estes valores foram bem mais elevados, ficando entre 214 e 361 N. Conforme anteriormente descrito, a força passiva ou de profundidade ( $F_z$ ) é a projeção da força perpendicularmente ao plano de trabalho, e por isso não contribui para a potência de usinagem.

Pode-se perceber nas Fig. 5.109, 5.110 e 5.111, referentes às classes GC1025, CT530 e GC4040, respectivamente, que também ocorre uma tendência a aumentar a força de usinagem com o aumento do avanço por aresta.

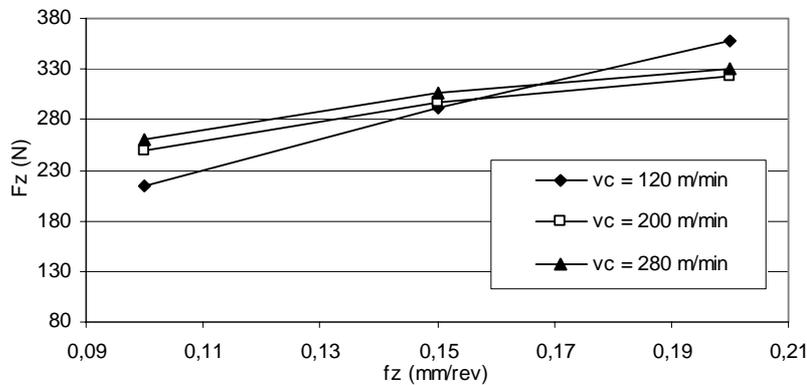


Figura 5.109 – Força de usinagem  $F_z$  em função do avanço por aresta para as três velocidades de corte empregadas (GC1025).

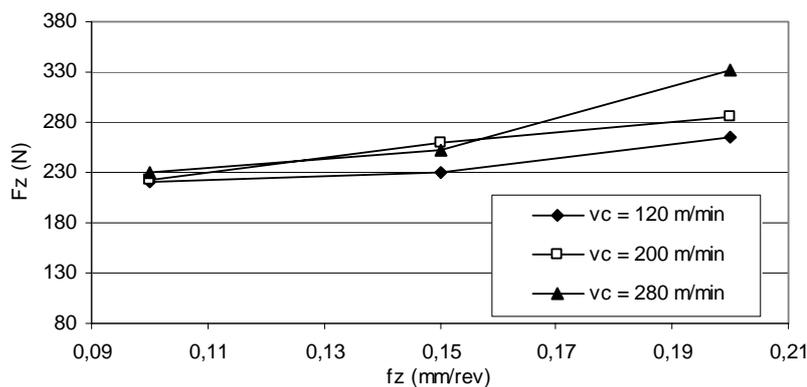


Figura 5.110 – Força de usinagem  $F_z$  em função do avanço por aresta para as três velocidades de corte empregadas (CT530).

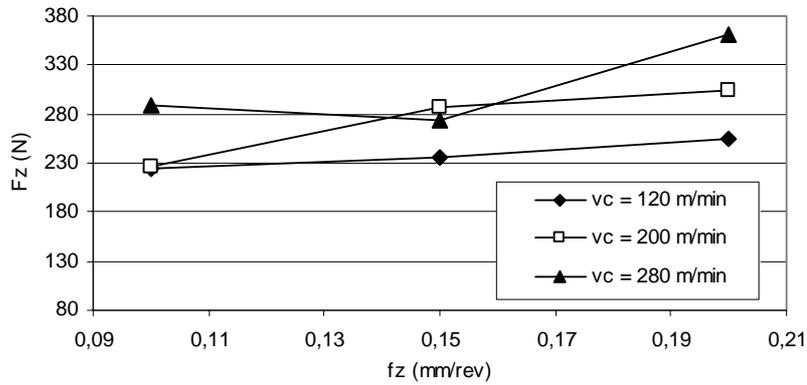


Figura 5.111 – Força de usinagem  $F_z$  em função do avanço por aresta para as três velocidades de corte empregadas (GC4040).

As Fig. 5.112, 5.113 e 5.114 representam a evolução da força  $F_x$  em função da velocidade de corte, para os três avanços por aresta empregados nos testes, para as ferramentas das classes GC1025, CT530 e GC4040, respectivamente. Nos gráficos percebe-se que o aumento da velocidade de corte tem pouca influência na variação da força  $F_x$  para qualquer uma das ferramentas estudadas.

A mesma interpretação pode ser aplicada no estudo da força  $F_y$ , que também sofre pouca influência na variação da velocidade de corte (Fig. 5.115, 5.116 e 5.117).

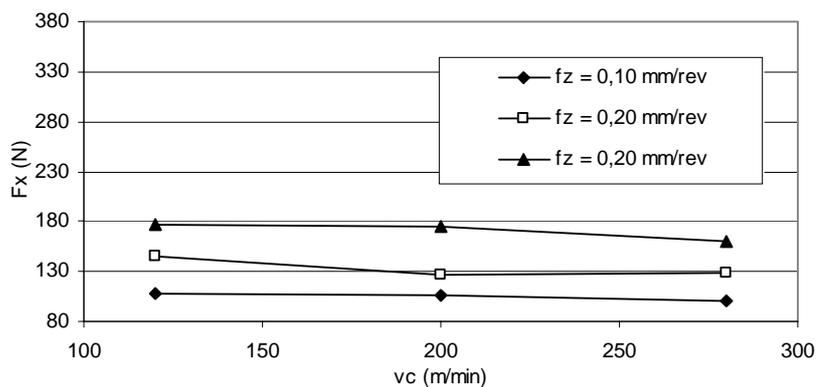


Figura 5.112 – Força de usinagem  $F_x$  em função da velocidade de corte para os três avanços por aresta empregados (GC1025).

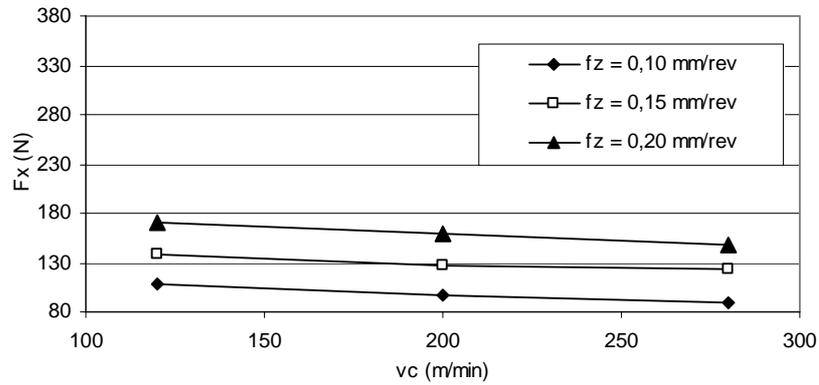


Figura 5.113 – Força de usinagem Fx em função da velocidade de corte para os três avanços por aresta empregados (CT530).

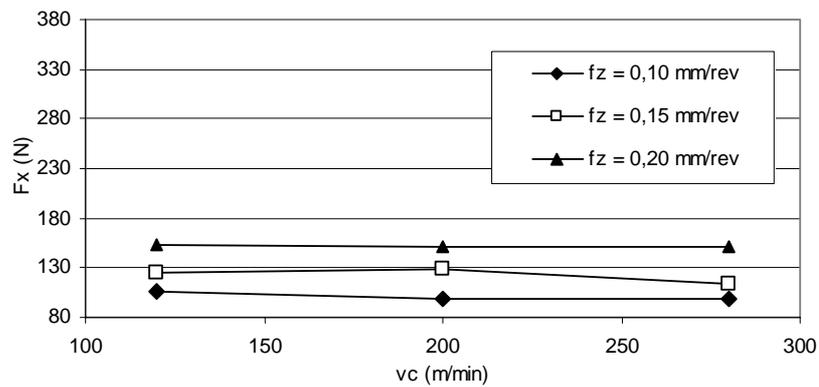


Figura 5.114 – Força de usinagem Fx em função da velocidade de corte para os três avanços por aresta empregados (GC4040).

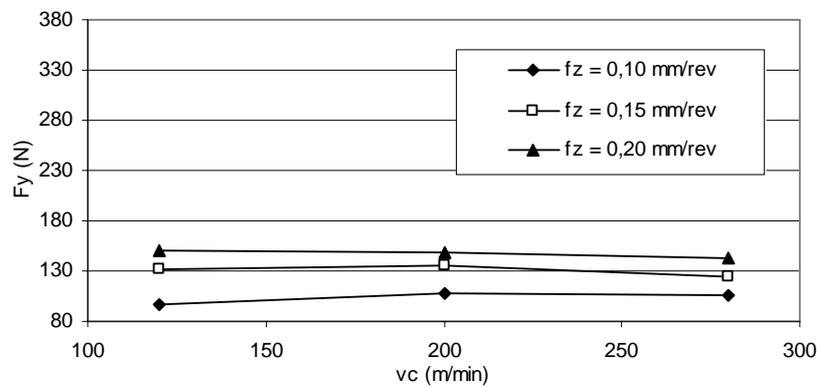


Figura 5.115 – Força de usinagem Fy em função da velocidade de corte para os três avanços por aresta empregados (GC1025).

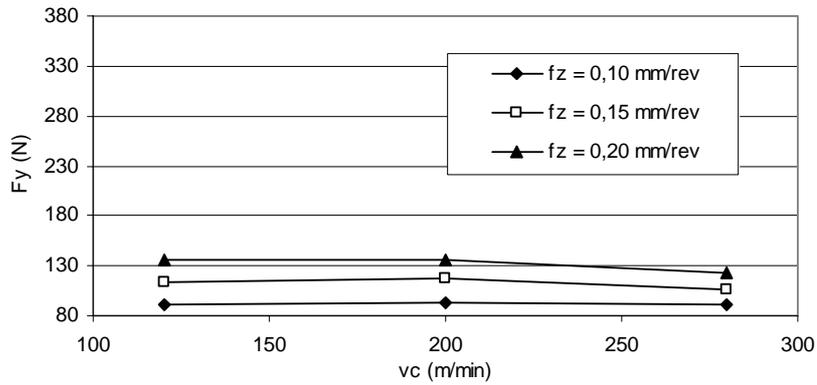


Figura 5.116 – Força de usinagem  $F_y$  em função da velocidade de corte para os três avanços por aresta empregados (CT530).

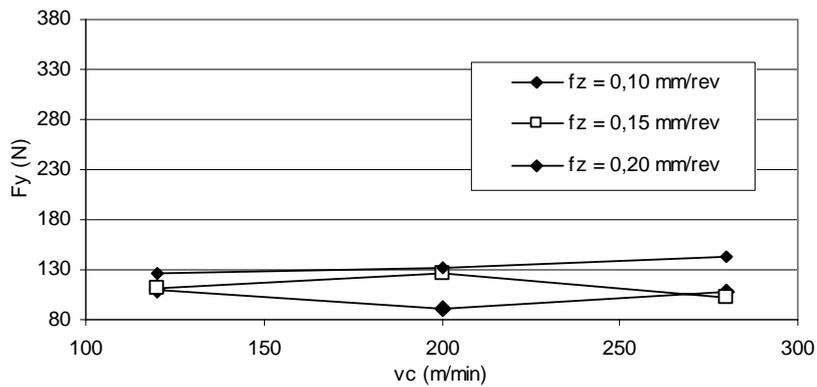


Figura 5.117 – Força de usinagem  $F_y$  em função da velocidade de corte para os três avanços por aresta empregados (GC4040).

A variação da força passiva ( $F_z$ ) em função da velocidade de corte, para os três avanços por aresta empregados nos testes, para as ferramentas das classes GC1025, CT530 e GC4040 pode ser avaliada pelos gráficos das Fig. 5.118, 5.119 e 5.120, respectivamente. Percebe-se nestes gráficos que as ferramentas das classes GC1025 e GC4040 apresentaram os maiores resultados de força, em comparação à CT530, que apresentou os menores valores na maioria dos casos.

A pastilha da classe GC4040 apresentou uma tendência de incremento da força com o aumento da velocidade de corte e a GC1025 se manteve mais estável com a variação desse parâmetro. A rápida exposição do substrato de metal duro, ao contato peça-ferramenta, apresentado pelas ferramentas da classe GC4040 podem ter contribuído para o aumento da força no eixo Z, o que provocou desgaste acentuado das mesmas e menor vida entre elas.

Como o cermet possui condutividade térmica aproximadamente oito vezes menor do que a do metal duro (MACHADO e DA SILVA, 1999), ocorre menor absorção do calor pela ferramenta em comparação com as ferramentas de metal duro. Como consequência este calor tem que se dissipar para o cavaco, para a peça e para o meio ambiente. O aumento da temperatura do cavaco facilita a sua remoção e diminui as forças resultantes do processo de corte.

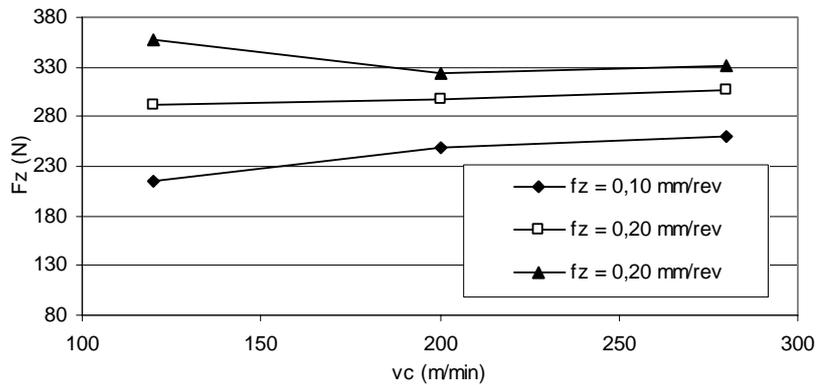


Figura 5.118 – Força de usinagem Fz em função da velocidade de corte para os três avanços por aresta empregados (GC1025).

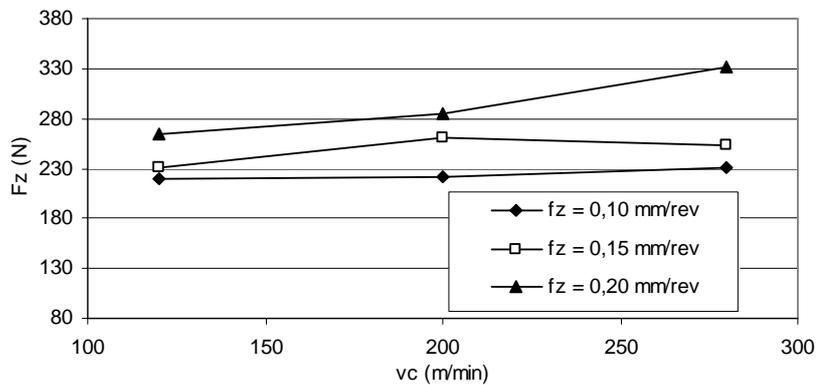


Figura 5.119 – Força de usinagem Fz em função da velocidade de corte para os três avanços por aresta empregados (CT530).

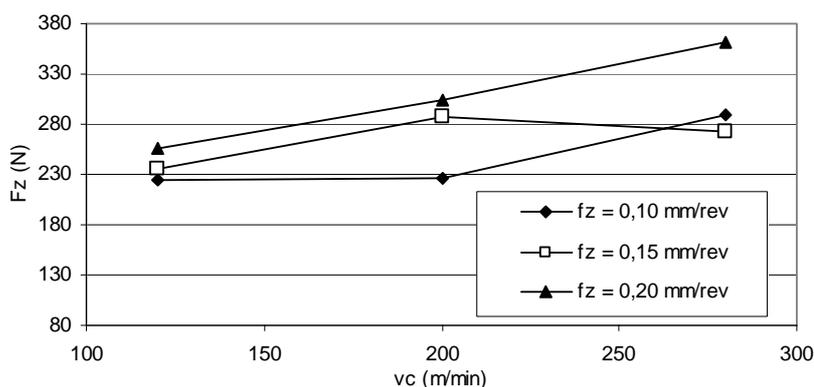


Figura 5.120 – Força de usinagem  $F_z$  em função da velocidade de corte para os três avanços por aresta empregados (GC4040).

Ao serem comparados os resultados da evolução da força de fresamento nos testes com o aço recozido e com o aço temperado, é possível notar a semelhança do comportamento entre eles quando o avanço de corte é aumentado. Em ambos os casos, na maioria dos experimentos, a força de fresamento aumentou de maneira mais significativa em função do avanço do que com o incremento da velocidade de corte, para os três sentidos de força medidos ( $F_x$ ,  $F_y$  e  $F_z$ ).

Com o aumento da velocidade de corte, também ocorreu o incremento das forças resultantes  $F_x$  e  $F_y$  para o aço recozido (Fig. 5.46 e 5.47), mas de maneira pouco expressiva. No caso do aço temperado a resultante  $F_x$  diminuiu de maneira leve para as três classes de pastilhas testadas (Fig. 5.112, 5.113 e 5.114) e  $F_y$  se manteve praticamente estável com o aumento da velocidade de corte (Fig. 5.119, 5.120 e 5.121).

Na comparação das forças  $F_z$  medidas na usinagem do aço recozido, em função da velocidade de corte, o aumento da resultante é perceptível para as duas classes de pastilhas de metal duro, sofrendo ligeira queda para a ferramenta cermet (Fig. 5.48). No aço temperado (Fig. 5.118, 5.119 e 5.120) ocorre um aumento da força  $F_z$  mais significativo ao ser aumentada a velocidade de corte.

### 5.2.5 Temperatura de fresamento

A medição da temperatura no fresamento foi efetuada com duas câmaras de captação de radiação infravermelha. A câmara termográfica Agema Flir Systems foi posicionada a 1,2 m de altura acima do piso, sobre um tripé, em alinhamento com o percurso do corpo de prova sob a fresa e a 1,0 m de distância da região de corte (Fig. 5.121). A câmara termográfica ThermaCAM™ P20 foi operada sobre o ombro do operador, que permaneceu de pé, ao lado da primeira câmara. Ambas tiveram os seus relógios ajustados, conforme se percebe nas figuras captadas e exibidas a seguir.

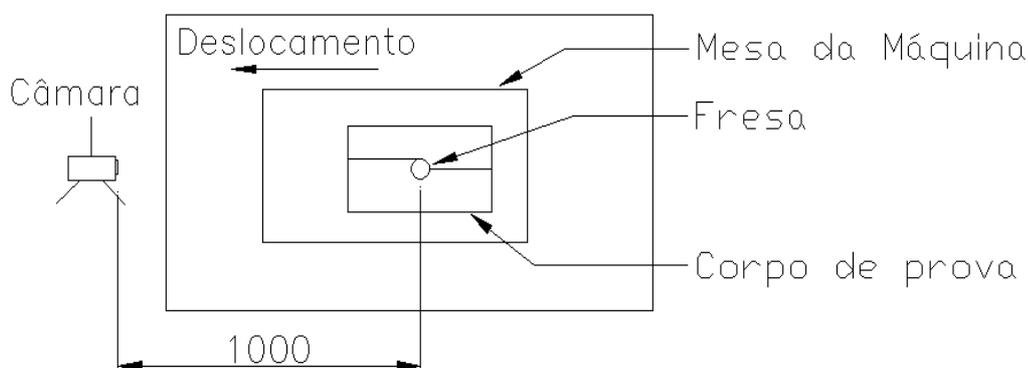


Figura 5.121 – Vista superior do sistema de medição de temperatura.

Na câmara termográfica Agema Flir Systems, a emissividade foi ajustada para 0,75 pois a variação do acabamento das fontes (fresa, peça, pastilhas e cavaco) tornava impossível precisar este valor. Foi posicionada a um metro de distância da região de geração de calor e conectada a um gravador de vídeo, possibilitando a captação da evolução da temperatura durante cada ensaio, desde o contato da ferramenta com a peça até a sua saída ao final de um passe, com leituras efetuadas a cada segundo.

De posse deste vídeo foi elaborado um minucioso levantamento de todos os valores de temperatura máxima encontrados, digitados em uma planilha (Tab. 5.5), de forma a serem calculados a média e o desvio padrão. Observa-se na Fig. 5.122 que a temperatura máxima da região definida por uma circunferência é apresentada em graus Celsius no canto superior direito e a data, horário da gravação, emissividade ajustada e a ampliação da imagem se encontram na parte inferior.



Figura 5.122 – Termografia obtida com a câmara Agema Flir Systems.

Com a câmara termográfica ThermoCAM™ P20 – Flir Systems, que também foi ajustada para um valor de emissividade igual a 0,75, foi possível identificar o calor na região de contato peça-ferramenta e das demais fontes ao redor, como a temperatura dos cavacos resultantes do processo. Na Fig. 5.123 é possível observar a temperatura na região de contato peça-ferramenta e em alguns cavacos expulsos da região de corte

Ao lado direito os padrões de cores empregados nas análises das isotérmicas geradas pelas fontes de calor.

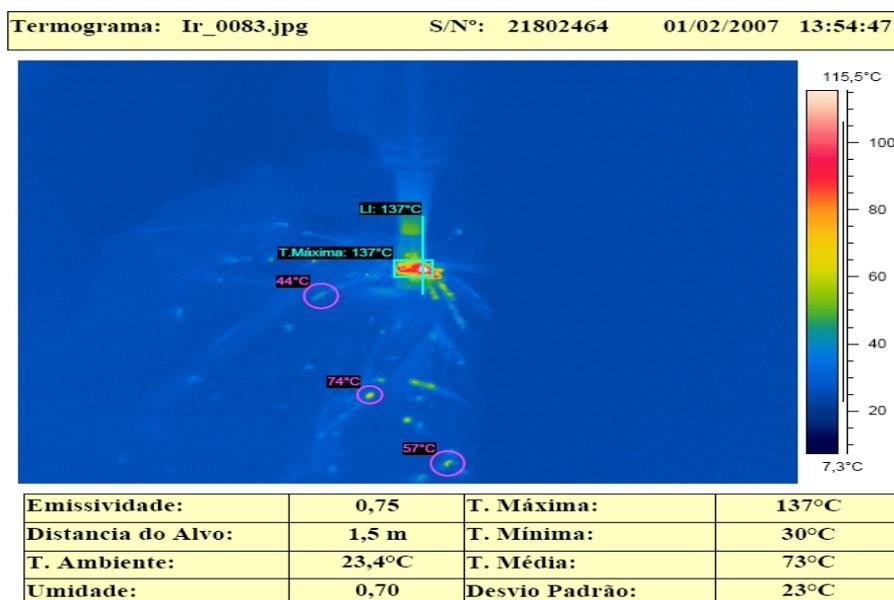


Figura 5.123 – Termografia obtida com a câmara ThermoCAM™ P20.

Tabela 5.5  
Temperatura de fresamento do aço VHSUPER temperado.

Classe	$v_c$ (m.min <sup>-1</sup> )	$f_z$ (mm.rev <sup>-1</sup> )	T (°C) média	$\sigma$ (°C)
CT530	120	0,10	137	32
	120	0,15	163	39
	120	0,20	136	21
	200	0,10	192	14
	200	0,15	187	24
	200	0,20	195	34
	280	0,10	238	32
	280	0,15	242	37
	280	0,20	234	53
GC1025	120	0,10	240	39
	120	0,15	251	30
	120	0,20	180	40
	200	0,10	204	32
	200	0,15	167	12
	200	0,20	152	13
	280	0,10	172	16
	280	0,15	166	30
	280	0,20	173	10
GC4040	120	0,10	152	24
	120	0,15	154	38
	120	0,20	130	29
	200	0,10	134	17
	200	0,15	122	6
	200	0,20	130	7
	280	0,10	176	26
	280	0,15	192	35
	280	0,20	197	23

Embora a câmara termográfica ThermaCAM™ P20 possua o recurso de gerar imagens que podem ser tratadas, gerando mapas das linhas isotérmicas da área estudada, este recurso não foi útil neste caso devido não somente à natureza dinâmica do processo de fresamento, mas também aos inúmeros parâmetros de corte que foram empregados durante os testes. A utilização de diferentes cores para melhor ilustrar o comportamento dos fluxos térmicos é melhor aproveitada quando a fonte geradora é estática ou o número de medições é pequeno.

Com os dados da Tab. 5.5 foi possível a elaboração dos gráficos de temperatura média em função dos parâmetros de corte e ferramenta utilizada. Nas figuras a seguir estes resultados podem ser melhor avaliados.

Sob velocidades de corte mais baixas ( $v_c = 120$  e  $200 \text{ m.min}^{-1}$ ), para a ferramenta da classe GC1025, percebe-se uma ligeira diminuição da temperatura no processo com o aumento do avanço, conforme Fig. 5.124 e 5.125. No emprego da maior velocidade de corte ( $v_c = 280 \text{ m.min}^{-1}$ ), entretanto, esta influência do avanço não se repete (Fig. 5.126), mantendo-se os valores de temperatura bastante similares nas três faixas empregadas.

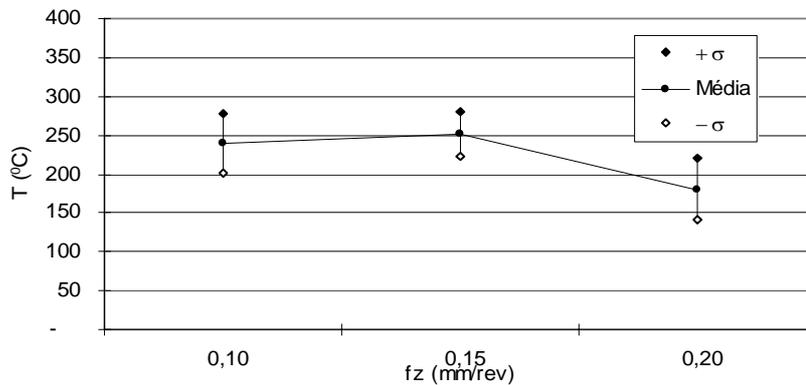


Figura 5.124 – Temperatura em função do avanço por aresta (GC1025 –  $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ ).

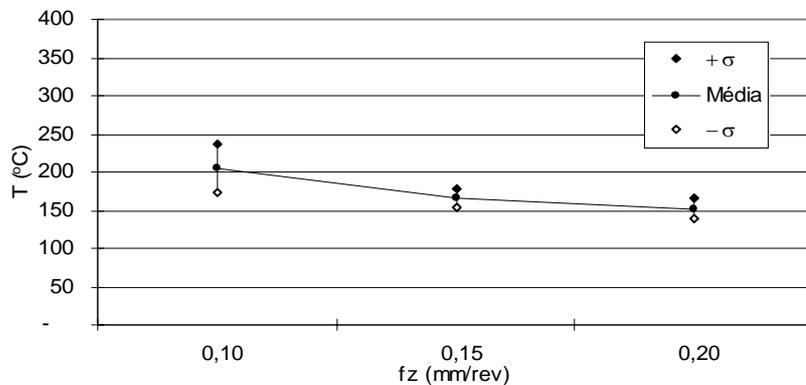


Figura 5.125 – Temperatura em função do avanço por aresta (GC1025 –  $v_c = 200 \text{ m.min}^{-1}$ ).

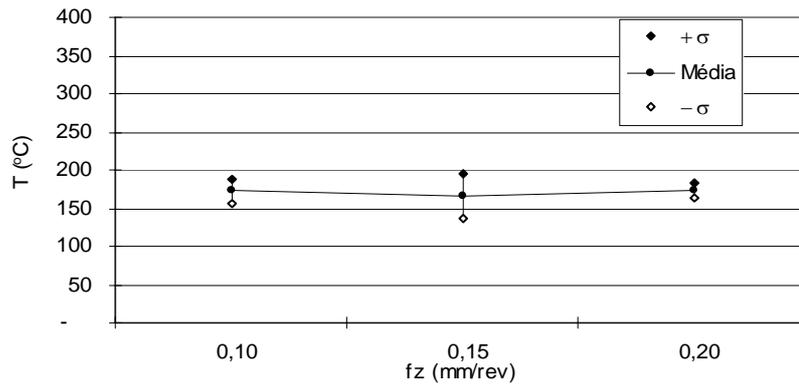


Figura 5.126 – Temperatura em função do avanço por aresta (GC1025 –  $v_c = 280 \text{ m.min}^{-1}$ ).

Com a elevação dos parâmetros velocidade de corte e avanço por aresta esperar-se-ia a elevação da temperatura de fresamento. Entretanto, alguns resultados se mostraram contraditórios a esse respeito, provavelmente devido ao fato de não ser possível captar a temperatura sempre no mesmo ponto, ou seja, é possível que as termografias tenham sido tiradas em diferentes momentos ao longo do percurso efetivo de corte e, conseqüentemente, removendo espessuras distintas de corte. Dessa forma temperaturas distintas foram registradas.

Para a classe CT530 (Fig. 5.127, 5.128 e 5.129) também é possível afirmar que o avanço não representou influência significativa na variação da temperatura resultante do processo, como se percebe nos gráficos gerados.

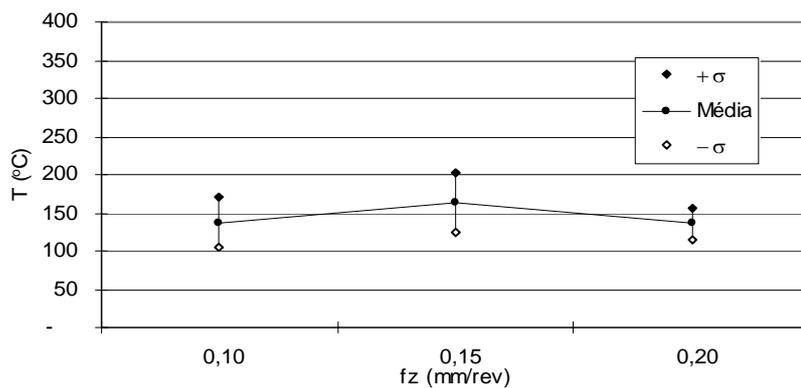


Figura 5.127 – Temperatura em função do avanço por aresta (CT530 –  $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ ).

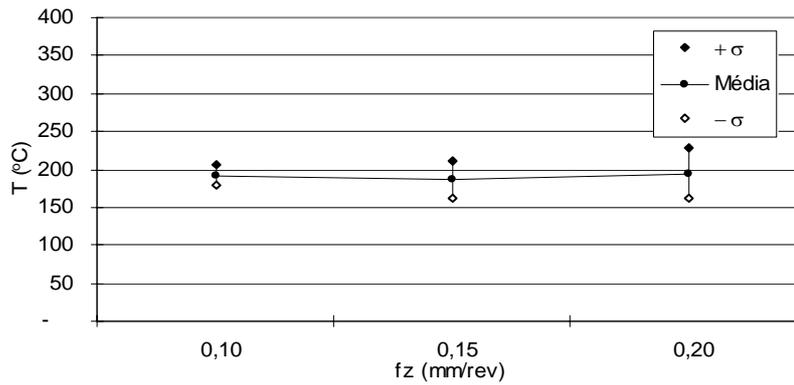


Figura 5.128 – Temperatura em função do avanço por aresta (CT530 –  $v_c = 200 \text{ m.min}^{-1}$ ).

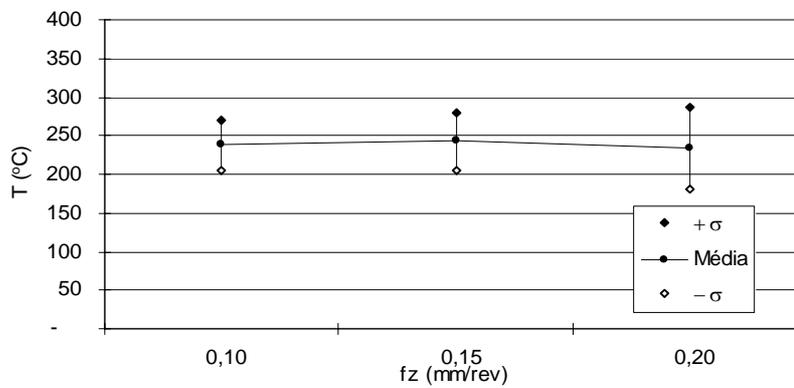


Figura 5.129 – Temperatura em função do avanço por aresta (CT530 –  $v_c = 280 \text{ m.min}^{-1}$ ).

Para avaliação da temperatura no início e no fim de vida da ferramenta se podem comparar as Fig. 5.127 e 5.130. Na última, com o desgaste VB1 maior que 0,50 mm, a temperatura resultante foi maior que a obtido com ferramentas novas. O avanço, neste caso, também não exerceu influência na variação da intensidade da temperatura.

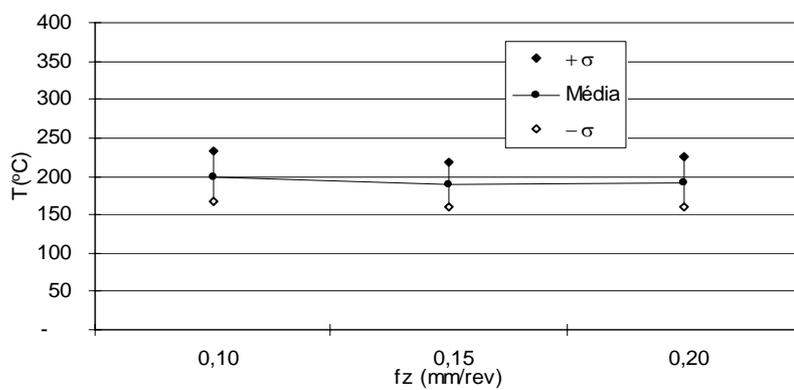


Figura 5.130 – Temperatura em função do avanço por aresta (CT530 –  $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ ).  
Ferramenta em final de vida – VB1 > 0,50 mm.

As Fig. 5.131, 5.132 e 5.133 mostram a influência do avanço sobre a temperatura de fresamento durante o corte com a ferramenta GC4040, com comportamento bastante semelhante ao descritos para as ferramentas GC1025 e CT530.

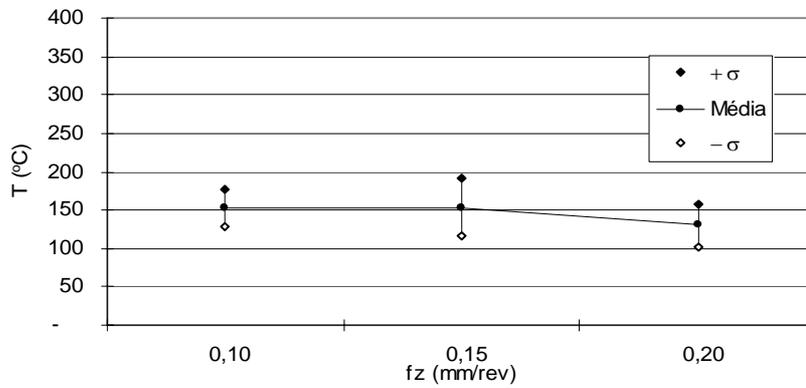


Figura 5.131 – Temperatura em função do avanço por aresta (GC4040 –  $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ ).

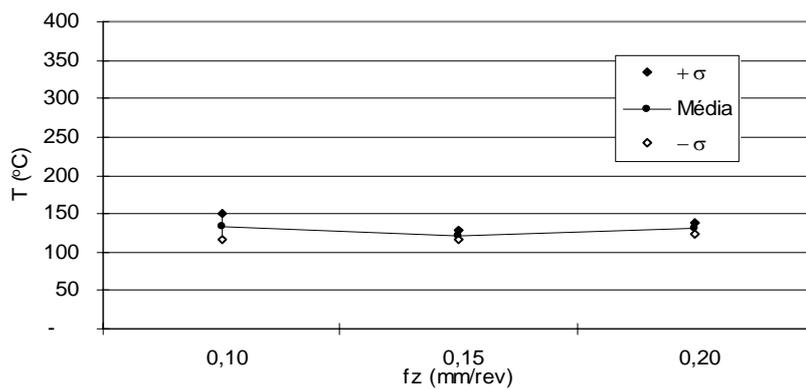


Figura 5.132 – Temperatura em função do avanço por aresta (GC4040 –  $v_c = 200 \text{ m.min}^{-1}$ ).

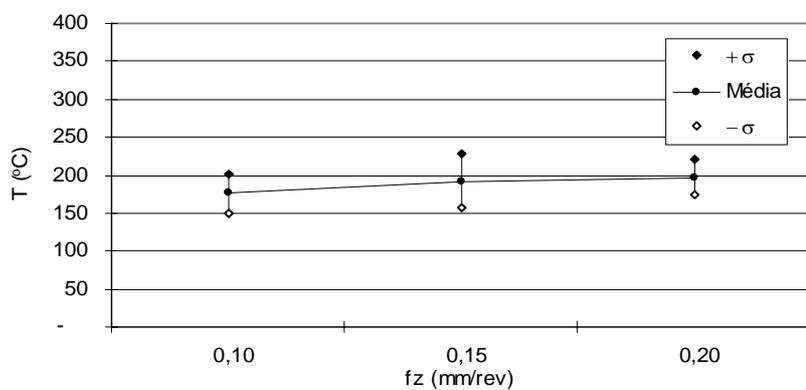


Figura 5.133 – Temperatura em função do avanço por aresta (GC4040 –  $v_c = 280 \text{ m.min}^{-1}$ ).

Com o emprego das ferramentas de metal duro GC1025, para avaliação da influência da velocidade de corte com a temperatura, os valores encontrados diminuíram com o aumento da velocidade de corte para os avanços  $f_z = 0,10$  e  $0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$  (Fig. 5.134 e 5.135), mantendo-se ligeiramente estável com  $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$  (Fig. 5.136).

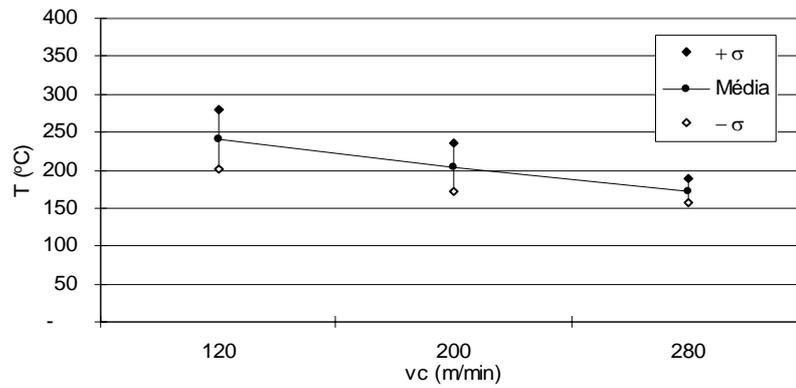


Figura 5.134 – Temperatura em função da velocidade de corte (GC1025 –  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).

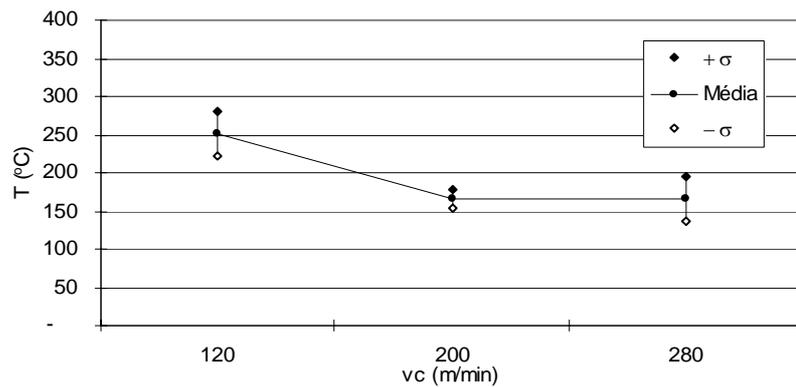


Figura 5.135 – Temperatura em função da velocidade de corte (GC1025 –  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).

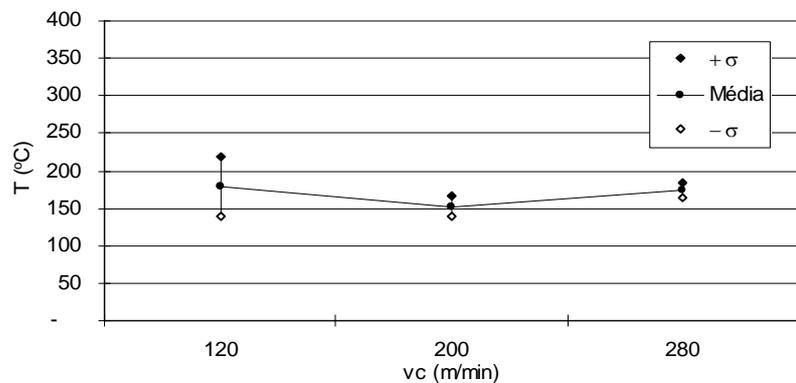


Figura 5.136 – Temperatura em função da velocidade de corte (GC1025 –  $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).

A influência da velocidade de corte sobre a temperatura, para a classe de ferramenta CT530, é mais significativa, com proporcional aumento da temperatura obtida, para os três avanços empregados (Fig. 5.137, 5.138 e 5.139).

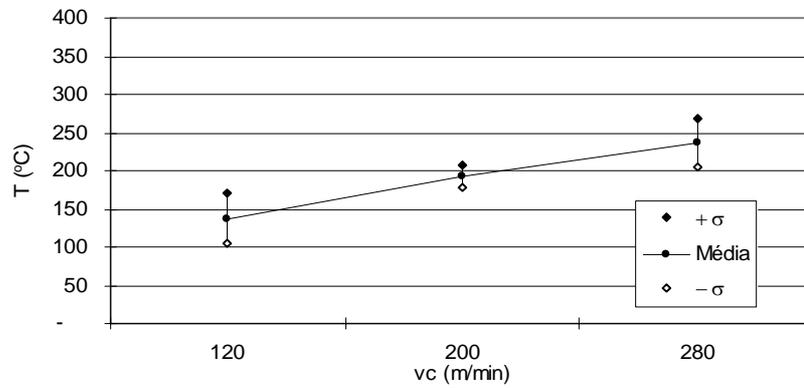


Figura 5.137 – Temperatura em função da velocidade de corte (CT530 –  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).

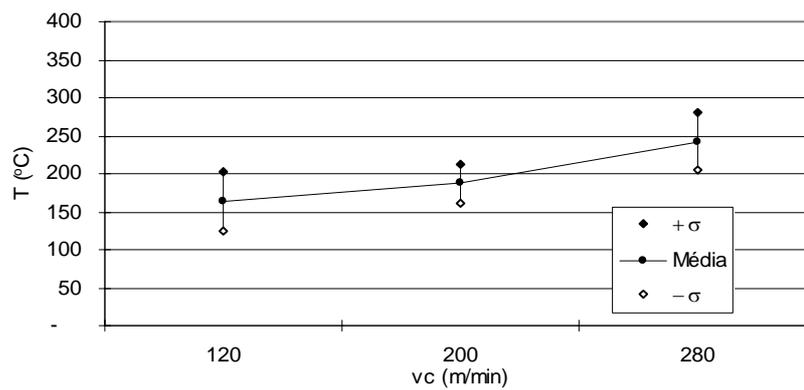


Figura 5.138 – Temperatura em função da velocidade de corte (CT530 –  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).

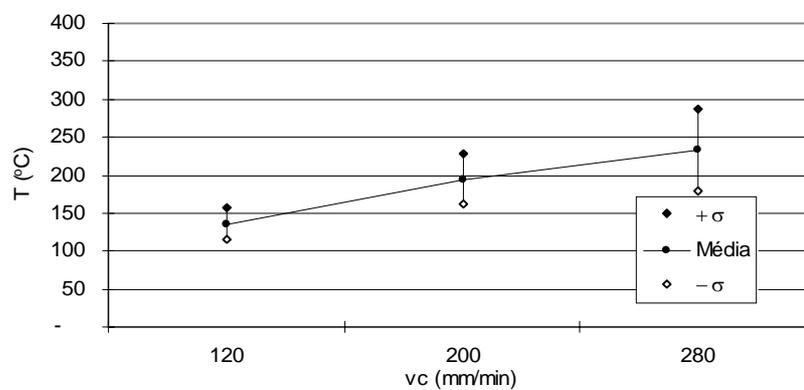


Figura 5.139 – Temperatura em função da velocidade de corte (CT530 –  $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).

Na avaliação da temperatura com as ferramentas no início e no fim de vida as Fig. 5.138 e 5.140, respectivamente, permitem uma comparação do efeito do desgaste da ferramenta. Nos testes com a ferramenta com um desgaste VB1 maior que 0,50 mm, a temperatura também foi maior do que a obtida com as ferramentas novas.

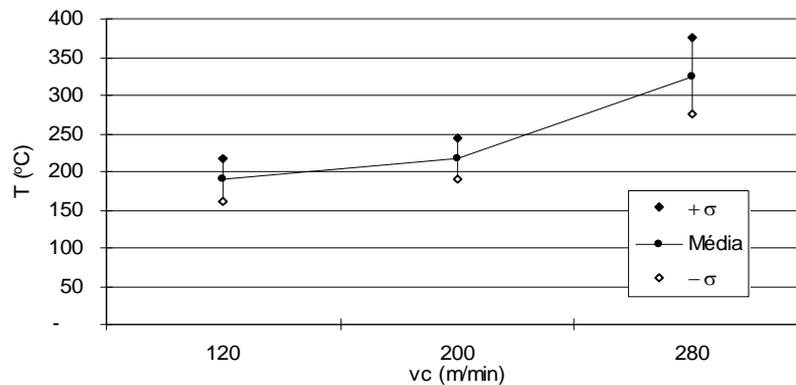


Figura 5.140 – Temperatura em função da velocidade de corte (CT530 –  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).  
Ferramenta em final de vida – VB1 > 0,50 mm.

Na avaliação da influência da velocidade de corte sobre a temperatura, para a classe GC4040, observa-se que ocorre uma ligeira queda no valor encontrado, quando  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$  e, com o aumento para  $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$  o calor obtido aumenta (Fig. 5.141, 5.142 e 5.143).

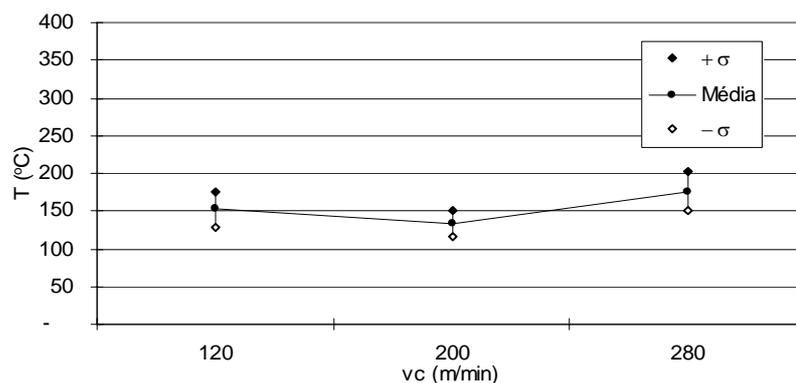


Figura 5.141 – Temperatura em função da velocidade de corte (GC4040 –  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).

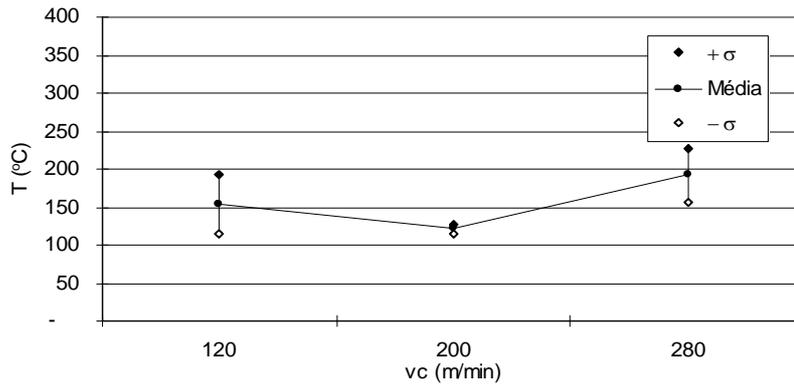


Figura 5.142 – Temperatura em função da velocidade de corte (GC4040 –  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).

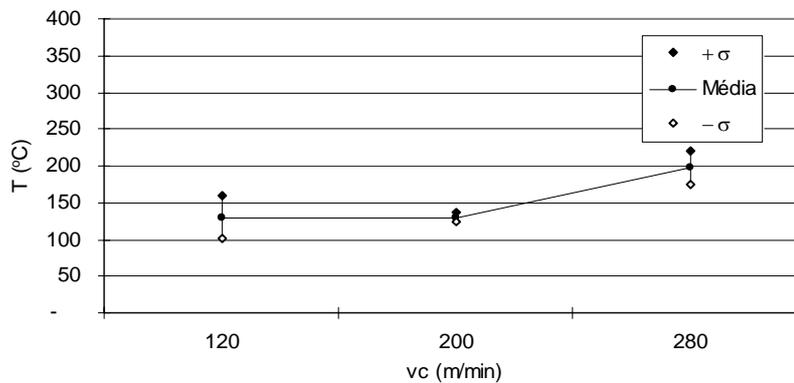


Figura 5.143 – Temperatura em função da velocidade de corte (GC4040 –  $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).

Em geral, para  $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ , as pastilhas da classe GC1025 apresentaram temperaturas mais altas, enquanto que para  $v_c = 200$  e  $280 \text{ m.min}^{-1}$  as ferramentas CT530 promoveram temperaturas mais elevadas. Estes resultados sugerem que o substrato da ferramenta afeta a temperatura de forma mais acentuada do que o seu revestimento, pois caso contrário, a ferramenta GC4040, que possui cobertura de  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , seria responsável por temperaturas superiores à GC1025. As altas temperaturas promovidas pelo cermet podem ser justificadas pela sua baixa condutividade térmica.

Comparando os valores e condições do experimento, com os resultados obtidos por DEWES et al. (1999), no fresamento do aço AISI H13 com dureza em torno de 52 HRC, podem se relacionar alguns parâmetros e resultados. Na usinagem plana com a utilização de fresas de topo esféricas de metal duro revestido com TiCN, com velocidades de corte de zero até  $200 \text{ m.min}^{-1}$ , as medições com a utilização de termopares indicaram valores de temperatura na interface peça-ferramenta entre 198 e  $301 \text{ }^\circ\text{C}$ .

### 5.2.6 Otimização dos parâmetros de corte

Após a realização dos testes de vida, rugosidade e forças de fresamento, foi feita a cronometragem do tempo para o fresamento do corpo de prova apresentado na Fig. 4.10, como mostra a Tab. 5.6. Assim foi possível identificar os parâmetros ótimos de usinagem, levando-se em conta todos fatores. Estes resultados foram incorporados ao planejamento de experimentos como *variáveis de saída*, em função das *variáveis de entrada* (velocidade de corte, avanço de corte e material das ferramentas), possibilitando várias comparações.

Se para alguns parâmetros os menores valores são os mais indicados, como rugosidade e força de usinagem, o maior comprimento linear fresado possível se apresenta à primeira análise como o mais desejado. A temperatura na região de usinagem, cuja elevação pode provocar a diminuição na força de usinagem, também pode ser consequência de ferramenta com desgaste excessivo, não sendo, por esse motivo, incluída na otimização. A combinação destas possibilidades permite escolhas de parâmetros de entrada que apresentem um equilíbrio entre estes fatores, inclusive com a escolha de pesos diferenciados para cada variável estudada.

Tabela 5.6

Parâmetros de corte e tempo de usinagem dos corpos de prova.

$v_c$ (m.min <sup>-1</sup> )	$f_z$ (mm.rev <sup>-1</sup> )	$v_f$ (mm.min <sup>-1</sup> )	$t$ (min)
120	0,10	592	141
120	0,15	888	94
120	0,20	1184	71
200	0,10	987	85
200	0,15	1480	57
200	0,20	1973	43
280	0,10	1381	61
280	0,15	2072	41
280	0,20	2762	31

Na Fig. 5.144 são apresentados os resultados obtidos com a maximização do parâmetro L e a minimização dos parâmetros  $F_x$ ,  $F_y$ ,  $F_z$ ,  $R_z$  e t para os testes efetuados com a ferramenta de metal duro GC1025. Nos resultados de otimização apresentados é possível verificar o comportamento das variáveis de saída (comprimento linear fresado L, rugosidade  $R_z$ , as forças nos eixos cartesianos  $F_x$ ,  $F_y$  e  $F_z$  e o tempo de usinagem do corpo de prova t), lançados no eixo das ordenadas, em função dos parâmetros velocidade de corte e avanço por aresta, apresentados no eixo das abscissas.

É também possível a verificação do tipo de comportamento das variáveis em função da velocidade de corte e do avanço por aresta na análise individual de cada gráfico apresentado. Observa-se que o aumento da velocidade de corte afeta negativamente e de forma acentuada o comprimento linear fresado e tempo de usinagem do corpo de prova, ao passo que a força  $F_z$  aumenta levemente com o aumento da velocidade de corte. Já as forças  $F_x$  e  $F_y$  e a rugosidade  $R_z$  não sofrem alterações drásticas com o aumento da velocidade de corte.

Com relação ao aumento do avanço por aresta, apenas o comprimento fresado não é afetado de maneira significativa. As três componentes de força e a rugosidade  $R_z$  têm seus valores aumentados com o aumento do avanço por aresta e o tempo de usinagem do corpo de prova é reduzido.

Os resultados indicam uma condição ótima de corte sob  $v_c = 169,6168 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ , com um D ótimo equivalente a 0,68685. Este valor indica a qualidade da otimização segundo os valores fornecidos ao aplicativo MINITAB™. Quanto mais próximo da unidade, maior é o grau de confiabilidade nos valores estimados para os parâmetros. Estes valores foram empregados na usinagem dos corpos de prova (Tab. 4.8), conforme o desenho apresentado na Fig. 4.10, descrito na metodologia do procedimento experimental.

Outras análises foram feitas para a ferramenta de metal duro (GC1025), restringindo fatores tais como: maior L e menores  $F_z$  e  $R_z$ ; maior L e menores  $F_x$  e  $F_y$ ; maior L e menor  $F_z$  e maior L e menor  $R_z$ . Em todos estes casos o D ótimo sempre superou o valor 0,91 e resultou em  $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ . Estes parâmetros também foram empregados na usinagem dos corpos de prova.

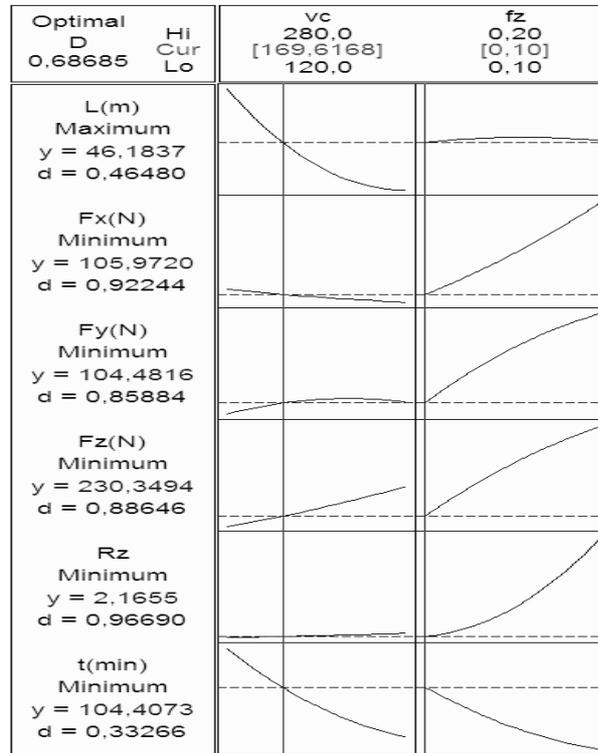


Figura 5.144 – Otimização da vc e fz para a ferramenta da classe GC1025.

Os resultados do estudo efetuado com a ferramenta cermet (CT530), são mostrados na Fig. 5.145. Nesta são apresentados os resultados obtidos, com a maximização do parâmetro L e a minimização dos parâmetros Fx, Fy, Fz, Rz e t. O resultado da otimização sugere os valores de entrada como  $v_c = 167,3552 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,1023 \text{ mm.rev}^{-1}$ , com um D ótimo equivalente a 0,70343.

Observa-se que os resultados para a ferramenta CT530 foram bastante semelhantes aos obtidos com a ferramenta GC1025. Na avaliação da influência da velocidade de corte sobre comprimento fresado, forças resultantes e rugosidade as curvas apresentam comportamentos análogos. Na avaliação da influência do avanço por aresta estes comportamentos se repetem, à exceção da curva que representa a força resultante Fz que apresentou um comportamento logarítmico no emprego da ferramenta GC1025 e exponencial com a CT530 e da rugosidade  $R_z$ , que apresentou uma curva com comportamento exponencial com o emprego da classe GC1025 e logarítmico com a CT530.

Foram ainda estudadas outras combinações, chegando-se aos mesmos valores indicados para as ferramentas de metal duro, anteriormente descrito, ou seja,  $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ , com valores de D ótimo superiores a 0,90. Estes parâmetros também foram empregados na usinagem dos corpos de prova utilizando a ferramenta cermet.

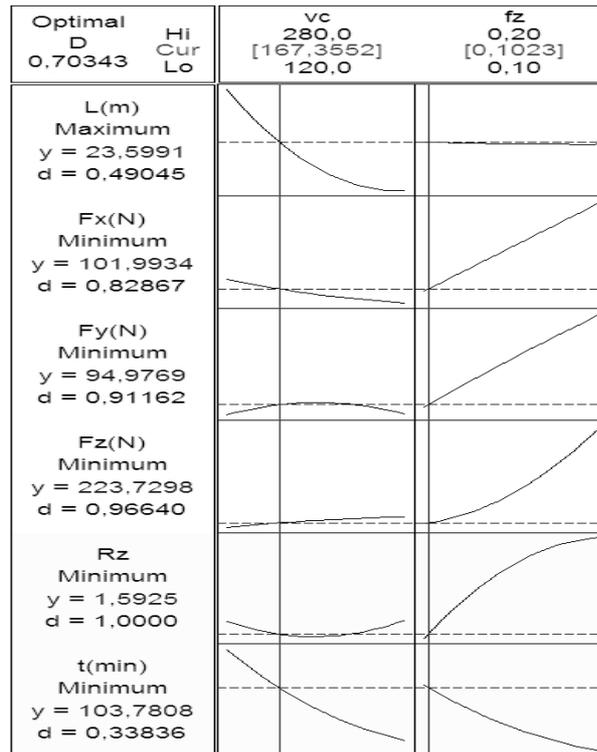


Figura 5.145 – Otimização da  $v_c$  e  $f_z$  para a ferramenta da classe CT530.

As ferramentas da classe GC4040 não foram utilizadas na usinagem dos corpos de prova do aço VHSUPER temperado por apresentarem resultados de vida muito inferiores aos das ferramentas GC1025 e CT530 nas mesmas condições de corte.

5.2.7 Desvios dimensionais e geométricos

O mesmo procedimento de medição proposto para o corpo de prova recozido (Fig. 4.10), foi empregado para o aço temperado. Na medição da usinagem do contorno externo, a variação dimensional entre os planos verticais da peça, B x B' (150 mm) e C x C' (150 mm), pode ser avaliada conforme Fig. 5.146.

Para os testes 6 e 7, com a ferramenta de metal duro GC1025, utilizando-se  $v_c = 170$  e  $120$   $m.min^{-1}$ , respectivamente, e  $f_z = 0,10$   $mm.rev^{-1}$ , verifica-se que a variação obtida entre os planos C x C' (150 mm), resultantes do movimento da ferramenta paralelo ao eixo X do centro de usinagem é bem menor que a variação obtida entre os planos B x B' (150 mm), resultantes do movimento da ferramenta paralelamente ao eixo Y. Em ambos os casos, a maior velocidade de corte (teste 6) resultou em menor variação dimensional.

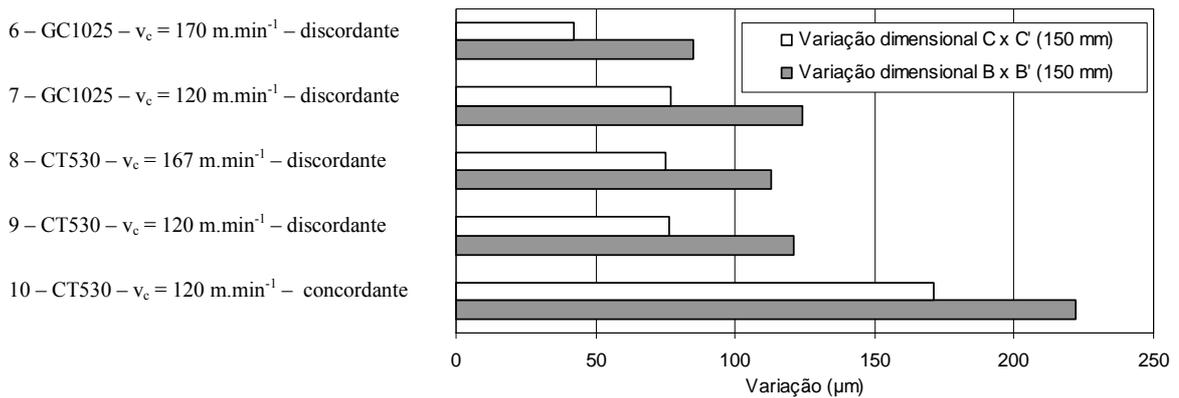


Figura 5.146 – Variação dimensional dos planos verticais B x B' e C x C' ( $f_z = 0,10$   $mm.rev^{-1}$ ).

Na comparação dos testes 8 e 9 (CT530, utilizando-se  $v_c = 167$  e  $120$   $m.min^{-1}$ , respectivamente, com  $f_z = 0,10$   $mm.rev^{-1}$ ) verifica-se que os resultados foram similares, o mesmo ocorrendo na comparação dos resultados dos testes 7 e 9, para as ferramentas de metal duro e cermet, utilizando  $v_c = 120$   $m.min^{-1}$  e  $f_z = 0,10$   $mm.rev^{-1}$ . Na comparação entre fresamento discordante e concordante, obtido com a ferramenta cermet (CT530, utilizando-se  $v_c = 120$   $m.min^{-1}$  e  $f_z = 0,10$   $mm.rev^{-1}$ ) para os testes 9 e 10, respectivamente, observa-se que a variação dimensional é maior quando o fresamento é concordante, da mesma forma que ocorreu com o corpo de prova em aço recozido.

Na avaliação da usinagem dos bolsões, foram verificadas as diferenças absolutas na cavidade circular e no comprimento e na largura da cavidade retangular, apresentados na Fig. 5.147. No emprego da ferramenta GC1025, testes 6 e 7, utilizando-se  $v_c = 170$  e  $120 \text{ m.min}^{-1}$ , respectivamente, com  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ , não foram encontradas diferenças significativas nas medições. O mesmo ocorre com os testes 8 e 9 com a ferramenta cermet ( $v_c = 167$  e  $120 \text{ m.min}^{-1}$ , respectivamente, com  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ), à exceção da variação da menor dimensão da cavidade retangular.

Para os testes 9 e 10 (CT530,  $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ), entretanto, relativos ao fresamento discordante e concordante, respectivamente, as diferenças são quase o dobro para o segundo sentido de fresamento. Estima-se que o mesmo entendimento definido na usinagem do corpo de prova em aço recozido possa ser aplicado para o aço temperado, ou seja, na comparação dos testes 7 e 9, para as ferramentas de metal duro e cermet, utilizando  $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ , constata-se que o metal duro gerou maior variação do que o cermet.

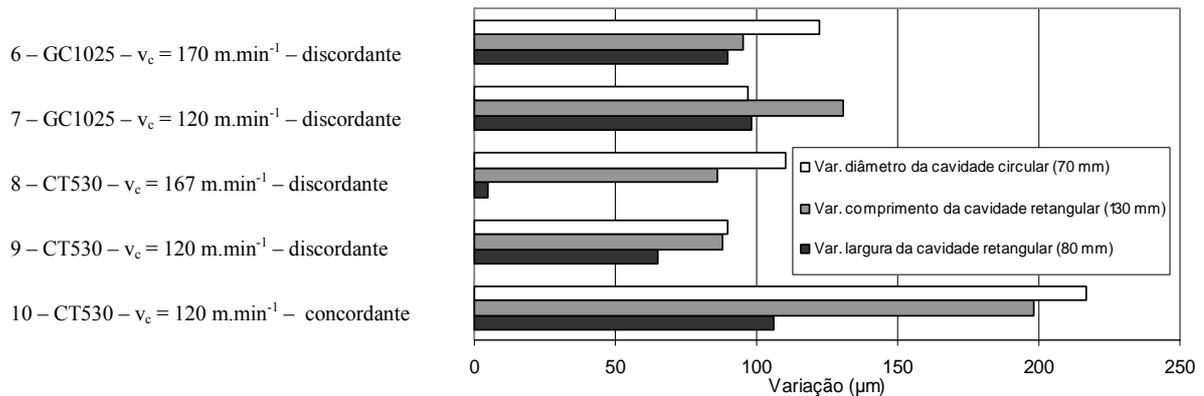


Figura 5.147 – Variação dimensional no diâmetro da cavidade circular, no comprimento e na largura da cavidade retangular ( $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).

Neste teste com o aço no estado temperado, também foram efetuadas avaliações de desvios de forma, posição e orientação. Na avaliação de circularidade dos quatro arcos de raio 30 mm, dentre vinte valores medidos, todos ficaram abaixo de  $9 \text{ μm}$  (Fig. 5.148).

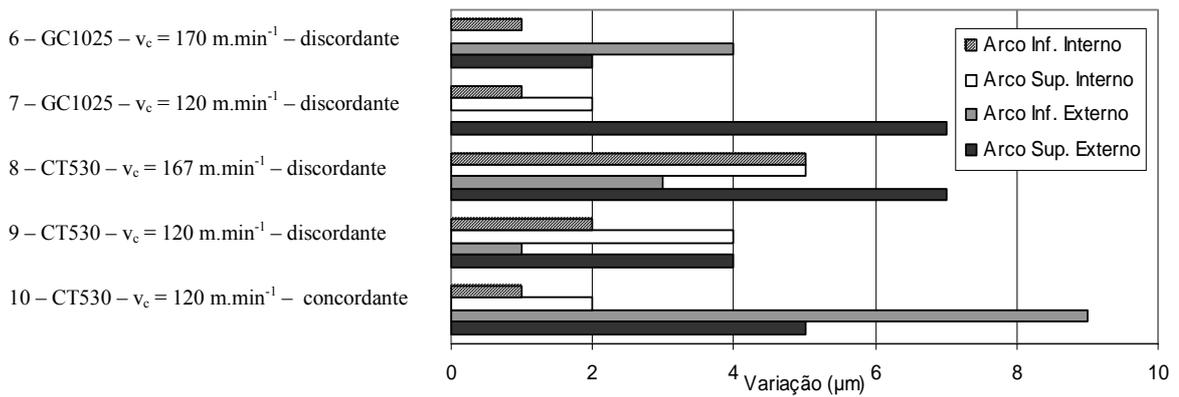


Figura 5.148 – Variação de circularidade nos arcos de raio 30 mm ( $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).

Na medição da cilindricidade da cavidade circular o máximo valor foi de 16 µm, metade do valor encontrado na usinagem do aço recozido (Fig. 5.149).

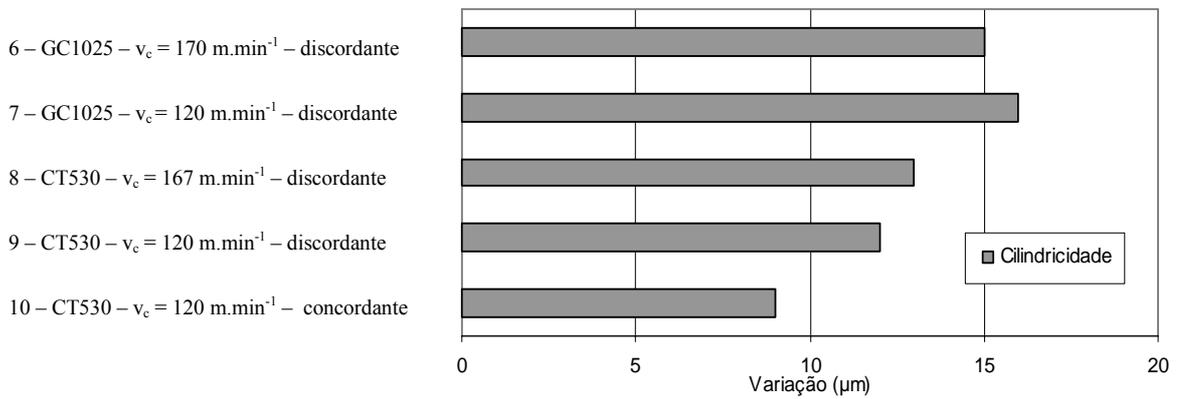


Figura 5.149 – Variação de cilindricidade na cavidade circular  $\varnothing 70 \text{ mm}$  ( $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).

Nas avaliações de paralelismo, quatro medições foram efetuadas em cada peça, totalizando vinte medidas que apresentaram valores inferiores a 45 µm, também quase metade do valor encontrado na medição do corpo de prova executado com o aço recozido (Fig. 5.150). As medições de inclinação apresentaram valores menores que 30''.

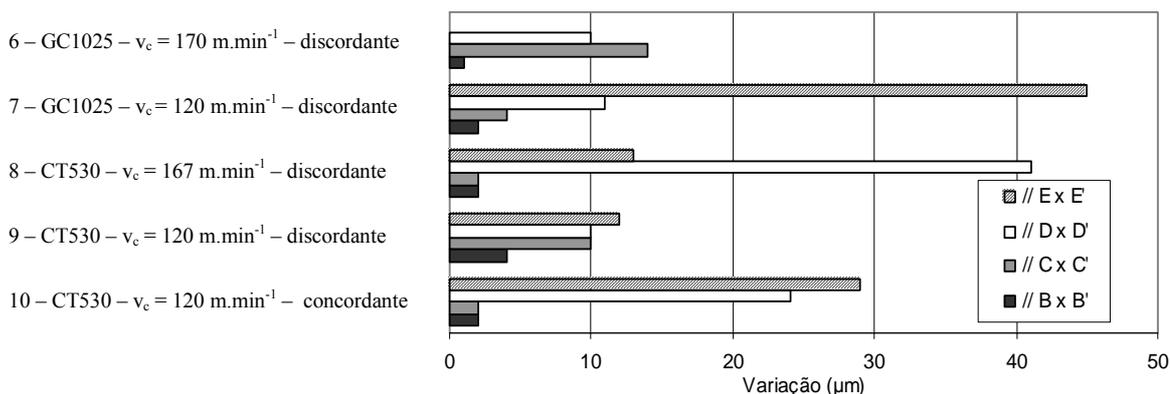


Figura 5.150 – Variação de paralelismo das faces BB', CC', DD' e EE' ( $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ).

As menores diferenças encontradas nas medições do corpo de prova em aço temperado em relação ao corpo de prova em aço recozido se justificam pela menor velocidade de corte e avanço empregados na usinagem do primeiro. A menor deformação elástica do aço temperado, devido à sua maior dureza em relação ao aço recozido, também pode ser considerada nesta comparação, embora de maneira geral as forças de usinagem do aço temperado tenham sido superiores às obtidas na usinagem do aço recozido.

### 5.2.8 Discussão dos resultados

Após a realização dos ensaios de fresamento frontal do aço VHSUPER no estado temperado, concluiu-se que:

- Vida de ferramentas: ao contrário do ocorrido no fresamento do aço recozido, a ferramenta da classe GC4040 apresentou vida mais curta do que a da classe CT530, a qual também foi superada pela ferramenta de metal duro GC1025 sob todos os parâmetros de corte empregados. Os parâmetros de corte que proporcionaram a vida mais longa com esta classe foram  $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ , resultando em um comprimento fresado  $L = 88,8 \text{ m}$ . Com estes parâmetros, a pastilha GC1025 superou a CT530 em 123% e a GC4040 em 346%.

Com a mesma pastilha GC1025 mantendo constante o avanço  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$ , mas aumentando a velocidade de corte para  $v_c = 200$  e  $280 \text{ m.min}^{-1}$ , a vida mais longa ultrapassa 203% e 553%, respectivamente, os resultados obtidos com  $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$ .

No emprego de  $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ , a classe GC1025 também apresenta a vida mais longa, superando a CT530 em 73% e a GC4040 em 451%.

Na usinagem do material endurecido, a pastilha da classe GC1025 se apresenta como opção mais recomendada do que a GC4040, pois possui revestimento com dureza maior (3000 HV contra 2500 HV), além de possuir um substrato com dureza mais elevada (1650 HV contra 1250 HV). É também superior à da classe CT530, no que se refere à vida, pois os cermets são mais indicados para usinagem contínua de acabamento.

- Mecanismos de desgaste: na análise das fotografias referentes às pastilhas GC1025 e GC4040 percebe-se que há maior perda do recobrimento e exposição do substrato na segunda, quando ambas são submetidas a mesmos parâmetros de corte.

Com o aumento da dureza do corpo de prova ocorre uma diminuição de sua tenacidade, fazendo com que a área de contato do cavaco com a ferramenta também diminua, reduzindo a eficácia do recobrimento. Como a ferramenta GC1025 apresenta maior dureza que a GC4040 e também devido ao fato de que na primeira o recobrimento é obtido por deposição física de vapor, que induz tensões compressivas residuais (quando na ferramenta GC4040 o recobrimento é obtido por deposição química à média temperatura MT-CVD), a pastilha da classe GC1025 proporciona vida mais longa que a GC4040.

- Rugosidade da superfície fresada: a análise dos gráficos de rugosidade em função de L mostrou que não existem tendências nítidas e com boa correlação com os demais parâmetros, mas é possível observar que o comportamento das curvas permite inferir que o maior avanço resultou em maiores valores de rugosidade.

Os valores de rugosidade aumentam com o aumento do avanço e da velocidade de corte. O aumento de  $R_z$  em função do aumento do avanço é atribuído ao aumento da profundidade das marcas de avanço, enquanto o efeito da velocidade de corte

está relacionado com o aumento da vibração do conjunto fresa / pastilhas a altas rotações do eixo árvore.

- Forças de usinagem: na análise das componentes de força  $F_x$ ,  $F_y$  e  $F_z$  o avanço foi mais influente do que a velocidade de corte. Para  $F_x$ , com o emprego de  $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ , para a classe GC1025, foi obtida uma força entre 60 e 65% maior do que com  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ . No emprego da classe CT530 estes valores variaram entre 58 e 66% e com a GC4040 entre 45 e 52%, dependendo da velocidade de corte.

No caso da componente  $F_y$ , para as mesmas condições ( $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$  em relação a  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ ) a pastilha GC1025 apresentou um aumento entre 36 e 54%, a CT530 entre 35 e 49 e a GC4040 entre 14 e 46%.

Para a força  $F_z$ , também com os parâmetros acima, os percentuais variaram entre 27 e 67% para GC1025, 21 e 44% para CT530 e 14 e 35% para GC4040, dependendo da velocidade de corte, embora os valores absolutos tenham sido maiores do que os de  $F_x$  e  $F_y$ .

Assim, na comparação da componente  $F_z$  com  $F_x$ , o aumento das resultantes é mais expressivo, variando entre 85 e 160% para a classe GC1025, 55 e 157% para a CT530 e 66 e 192% para a GC4040. Comparando  $F_z$  com  $F_y$ , o aumento varia entre 118 e 146% para a GC1025, 96 e 169% para a CT530 e entre 103 e 167% para a classe GC4040.

A variação da velocidade de corte influenciou de forma mais discreta a variação das componentes  $F_x$  e  $F_y$ , entretanto, com a resultante  $F_z$  estas variações foram ligeiramente maiores. Comparando os valores de  $F_z$  encontrados para  $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$  com os obtidos com o emprego de  $v_c = 280 \text{ m.min}^{-1}$  tem-se, para a classe GC1025 incremento de 21% com  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ , 5% com  $f_z = 0,15 \text{ mm.rev}^{-1}$  e uma diminuição de 8% para  $f_z = 0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ , que foi a única exceção. Para a classe CT530, estes valores de aumento da resultante  $F_z$  foram: 5, 10 e 25% para  $f_z = 0,10, 0,15$  e  $0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$  respectivamente. Com o emprego da pastilha da classe GC4040 o aumento foi de 29, 16 e 41% para  $f_z = 0,10, 0,15$  e  $0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ , respectivamente, sendo esta a que apresentou os maiores valores.

- Temperatura de fresamento: a medição da temperatura na região de contato peça-ferramenta, em função dos parâmetros de corte definidos, permitiu concluir que a

velocidade de corte exerceu maior influência nos resultados do que o avanço de corte.

Na análise dos gráficos elaborados para o comportamento da temperatura média em função da velocidade de corte, para a pastilha da classe GC1025, verifica-se que o aumento da velocidade resultou na diminuição dos valores de temperatura obtidos. Comparando-se o resultado para  $v_c = 280 \text{ m.min}^{-1}$  com o obtido para  $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$  a diminuição foi de 28, 34 e 4% para os avanços  $f_z = 0,10, 0,15$  e  $0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ , respectivamente.

Para a ferramenta cermet, com as mesmas variáveis, ocorreu um aumento da média da temperatura medida em 74, 48 e 72% para os avanços  $f_z = 0,10, 0,15$  e  $0,20 \text{ mm.rev}^{-1}$ , respectivamente. Nas mesmas condições, para a classe GC4040, o aumento foi de 16, 25 e 52%.

- Otimização dos parâmetros de corte: foi possível identificar os parâmetros ótimos de usinagem, levando-se em conta todos fatores analisados ou fazendo-se a escolha dos mais significativos, uma vez que nos resultados de otimização são obtidas as variáveis de saída mais indicadas, como comprimento fresado  $L$ , rugosidade  $R_z$ , forças nos eixos cartesianos  $F_x$ ,  $F_y$  e  $F_z$  e tempo de usinagem do corpo de prova  $t$ , em função das variáveis de entrada, como velocidade de corte e avanço por aresta.

Na otimização com o emprego de todos estes dados, relativos aos testes efetuados com as ferramentas GC1025, foi obtida uma condição ótima de corte ( $D$  ótimo = 0,68685), indicando os parâmetros  $v_c = 169,6168 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ . Com restrição de outros fatores como: maior  $L$  e menores  $F_z$  e  $R_z$ ; maior  $L$  e menores  $F_x$  e  $F_y$ ; maior  $L$  e menor  $F_z$  e maior  $L$  e menor  $R_z$ , os resultados indicaram os parâmetros  $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ .

No estudo com a ferramenta cermet com todos os parâmetros, o resultado da otimização sugere os parâmetros de corte  $v_c = 167,3552 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,1023 \text{ mm.rev}^{-1}$  ( $D$  ótimo = 0,70343). As outras combinações estudadas, a exemplo do que foi feito com a ferramenta GC1025, também indicaram  $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$  e  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$ .

- Desvios dimensionais e geométricos: nas medições da distância entre os ressaltos  $BB'$  as variações foram maiores do que as ocorridas com os ressaltos  $CC'$ ,

repetindo o comportamento ocorrido na medição do mesmo parâmetro no aço recozido.

Com as ferramentas de metal duro GC1025, testes 6 e 7, foram empregados  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$  e  $v_c = 170$  e  $120 \text{ m.min}^{-1}$ , respectivamente. Com a menor velocidade de corte o desvio superou em 83% o resultado obtido para CC' e 46% para BB'. Com a ferramenta cermet, testes 8 e 9, com o mesmo avanço e  $v_c = 167$  e  $120 \text{ m.min}^{-1}$ , a menor velocidade também resultou em maior desvio, mas em menor proporção do que o obtido com o metal duro, sendo apenas 1% para CC' e 7% para BB'. Entretanto, com a mudança do sentido de corte de discordante para concordante (teste 9 e 10), os valores aumentaram substancialmente para o segundo sentido, resultando em 83% para BB' e 125% para CC'. A outra comparação possível, testes 7 e 9, resultaram em valores praticamente iguais para as duas classes de ferramentas empregadas, não superando 2% para BB'.

Na avaliação das variações nas dimensões das cavidades retangular e circular a alteração de sentido de corte de discordante para concordante foi causadora das maiores diferenças entre as variações dimensionais. O sentido concordante causou diferenças de 141% a mais do que o discordante, para a cavidade circular e 125 e 63% a mais para o comprimento de 130 e de 80 mm da cavidade retangular, respectivamente.

Os quatro arcos de raio 30 mm foram avaliados quanto à circularidade, apresentando pequenas variações, em torno de 4  $\mu\text{m}$ . A maior diferença obtida (9  $\mu\text{m}$ ) foi com a utilização da ferramenta cermet, com  $f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$  e  $v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$  e sentido concordante.

Na medição da cilíndricidade da cavidade circular ( $\varnothing 70 \text{ mm}$ ) os valores se situaram entre 12 e 15  $\mu\text{m}$  para o fresamento discordante e 9  $\mu\text{m}$  para o concordante.

## 6 CONCLUSÃO

De maneira resumida, após a realização dos ensaios de fresamento frontal do aço VHSUPER no estado recozido, pode-se concluir que:

No que se refere à vida de ferramenta:

- A classe GC4040 apresentou vida mais longa que a classe CT530 e esta superou a classe GC1025.
- A vida das ferramentas aumentou proporcionalmente ao aumento do avanço, na faixa de testes empregada.

Quanto aos mecanismos de desgaste:

- A classe GC1025 sofreu com desgaste abrasivo, adesão e deterioração da aresta.
- A classe CT530 apresentou desgaste abrasivo e trincas.
- A GC4040 manteve integridade de aresta e menor adesão.

Quanto à rugosidade:

- Os valores encontrados apresentaram tendência a aumentar com a evolução dos testes de vida. A classe CT530 superou as demais classes, proporcionando melhor acabamento.

Em relação às forças de usinagem:

- O aumento do avanço se mostrou como o parâmetro mais importante no aumento da força resultante.
- A classe GC4040 apresentou os maiores valores de força passiva em relação às demais.

Para o aço VHSUPER no estado temperado, após a realização dos ensaios de fresamento, pode-se concluir de maneira resumida que:

No que concerne aos estudos de vida de ferramentas:

- A ferramenta da classe GC4040 apresentou vida mais curta que a classe CT530 e esta foi superada pela classe GC1025.
- A vida das ferramentas diminuiu de forma proporcional ao aumento do avanço, na faixa de testes empregada.
- A classe GC1025 é melhor opção que a classe GC4040 pois possui revestimento e substrato mais duro. O cermet é mais indicado para usinagem contínua de acabamento.

Na avaliação dos mecanismos de desgaste:

- Percebe-se que há maior perda do recobrimento e exposição do substrato na classe GC4040 em relação à classe GC1025 quando ambas são submetidas a mesmos parâmetros de corte.
- Maior dureza do corpo de prova significa menor tenacidade e menor área de contato cavaco / ferramenta, com redução da eficácia do recobrimento.
- Como a classe GC1025 tem maior dureza que a classe GC4040 e também devido ao fato de que na primeira o recobrimento é obtido por PVD, que induz tensões compressivas residuais e na classe GC4040 o recobrimento é obtido por MT-CVD, a classe GC1025 proporciona vida mais longa que a classe GC4040.

No estudo dos parâmetros de rugosidade:

- Não existem tendências nítidas e com boa correlação, mas é possível observar que o comportamento das curvas permite inferir que o maior avanço resultou em maiores valores de rugosidade.
- A rugosidade aumenta com o aumento do avanço e velocidade de corte.
- O aumento do parâmetro de rugosidade  $R_z$  em função do aumento do avanço é atribuído ao aumento da profundidade das marcas de avanço.

- O efeito da velocidade de corte está relacionado com o aumento da vibração do conjunto fresa / pastilhas a altas rotações do eixo árvore.

Na análise das forças de usinagem:

- O aumento do avanço também se mostrou neste caso como o parâmetro mais importante no aumento da força.
- De forma mais discreta a classe GC4040 apresentou, neste caso, os maiores valores de força passiva em relação às demais.

Quanto à temperatura de fresamento:

- A temperatura na região de contato peça-ferramenta sofre maior influência da velocidade de corte do que do avanço.
- Para a classe GC1025, maior velocidade de corte implica em menor temperatura obtida e para as classes CT530 e GC4040, maior velocidade de corte resulta em aumento da temperatura.

Na análise da otimização dos parâmetros de corte verifica-se que:

- Na otimização com o emprego de todos os dados relativos aos testes efetuados com as ferramentas, foi obtida uma condição ótima de corte para:

GC1025

CT530

D ótimo = 0,68685

D ótimo = 0,70343

$v_c = 169,6168 \text{ m.min}^{-1}$

$v_c = 167,3552 \text{ m.min}^{-1}$

$f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$

$f_z = 0,1023 \text{ mm.rev}^{-1}$

- Com restrição de outros fatores como: maior L e menores Fz e R<sub>z</sub>; maior L e menores Fx e Fy; maior L e menor Fz e maior L e menor R<sub>z</sub>, os resultados indicaram os mesmos parâmetros para as duas classes:

$v_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$

$f_z = 0,10 \text{ mm.rev}^{-1}$

Após as medições efetuadas na máquina de medição por coordenadas, foram analisados os resultados obtidos e concluiu-se que:

- Nas medições da distância entre os ressaltos BB' as variações foram maiores do que as ocorridas com os ressaltos CC', tanto para os modelos em aço recozido como temperado.
- De forma geral, as variações medidas nos modelos recozidos foram maiores do que as obtidas com o aço temperado.
- As medições dos desvios dimensionais e geométricos dos modelos no estado temperado e no estado recozido apresentaram coincidências no resultado do sentido de fresamento. Em ambas as situações, na maioria dos casos, o sentido concordante resultou em maiores valores de desvios dimensionais e geométricos do que nas mesmas condições de corte com o sentido discordante.

Comparando-se os resultados obtidos no fresamento do aço recozido com o aço temperado, nota-se que:

- Ocorreu uma inversão nos resultados de vida de ferramenta para as classes de metal duro utilizadas, na aplicação das mesmas na usinagem dos aços no estado recozido e no estado temperado. A vida da ferramenta cermet se manteve entre a vida destas duas neste quesito. No aço recozido sobressaiu-se a GC4040, que resultou em vida mais longa, devido ao seu revestimento multicamada contendo alumina. No aço temperado, a GC1025, principalmente devido à elevada dureza de seu recobrimento e de seu substrato foi a que apresentou vida mais longa.
- Na usinagem do aço recozido a ferramenta da classe GC1025 apresentou adesão de material, desgaste abrasivo e deterioração da aresta de corte, com arrancamento da camada de recobrimento. A CT530 apresentou sinais de trincas, devido a choques térmicos e a GC4040 apresentou maior integridade de aresta, menor adesão que a GC1025 e pouco desgaste de cratera.

Na usinagem do aço temperado a perda do recobrimento foi menor na GC1025 e maior na GC4040, expondo o substrato desta última e reduzindo muito sua vida. A pastilha de cermet apresentou lascamentos na aresta de corte.

- Na análise das forças de usinagem, o avanço foi fator mais influente do que a velocidade de corte, independentemente do grau de dureza dos corpos de prova

utilizados. A força passiva também foi maior, nos dois casos, em comparação com as forças  $F_x$  e  $F_y$ .

- As medições dos desvios dimensionais e geométricos dos corpos de prova no estado temperado e no estado recozido apresentaram coincidências no resultado do sentido de fresamento. Em ambas as situações, na maioria dos casos, o sentido concordante resultou em maiores valores de desvios dimensionais e geométricos do que nas mesmas condições de corte com o sentido discordante.

## 7 PROPOSTA DE CONTINUIDADE

As pesquisas relativas ao fresamento de aços para moldes e matrizes, possuem incontáveis caminhos para se desenvolver. Sugere-se que, dentre as possibilidades existentes, se concentrem esforços nos seguintes campos:

- Estudos relativos à medição de temperatura no fresamento: por meio de furos de pequenos diâmetros, podem ser inseridos grupos de termopares, permitindo a análise de gradientes de temperatura na região de corte, inclusive com aplicação de fluidos de corte e MQL.
- Estratégias de usinagem de moldes e matrizes: podem ser estudadas com o emprego de aplicativos de CAD/CAM, que têm se desenvolvido de forma bastante rápida. Estudos compreendendo os diversos tipos de curvas de movimentação das ferramentas sobre o modelo a fresar, por meio da interpolação de trajetórias, contidas nos programas de controle numérico, tais como: interpolação linear, interpolação circular, “spline”, Bézier, “B-spline” e NURBS, são um campo fértil para desenvolvimento de pesquisas.
- Usinagem a altas velocidades (HSM): o segmento tem se desenvolvido muito nos últimos anos com o objetivo de reduzir custos de produção de moldes e estampos. É possível o estudo de convênios com instituições que possuam máquinas HSM e, por meio de intercâmbio de discentes e docentes, trazer benefícios mútuos para as partes. Estas metodologias de usinagem têm encontrado aplicação na usinagem de aços temperados.

## 8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. ABELE, E. e Dorr, J. *Ferramentas de Corte Protegidas Contra a Defasagem Tecnológica*. São Paulo: Máquinas e Metais, n. 439, pág. 38 – 53. Artigo, ago. 2002. 16 p.
2. ABRÃO, A. M., Aspinwall, D. K., Wise, M. L. H. *A Review of Polycrystalline Cubic Boron Nitride Cutting Tool Developments and Application*. Proceedings of the Thirtieth International Matador Conference – 31<sup>st</sup> march / 1<sup>st</sup> april, UMIST. Manchester, UK: University of Birmingham. Artigo. 1993. 12 p.
3. ABRÃO, A. M. *Torneamento de Aços Endurecidos*. In. VÁRIOS AUTORES. *Tecnologias Avançadas de Manufatura*. Coleção Fábrica do Milênio. v. I. Jaboticabal, S.P.: Editora Novos Talentos. 2005. cap. 5, p. 89-103. 169 p.
4. AGOSTINHO, O. L.; Rodrigues, A. C. S. e Lirani, J. *Tolerâncias, Ajustes, Desvios e Análise de Dimensões*. São Paulo: Editora Edgard Blücher Ltda. 1977. 295 p.
5. ARNTZ, K. *O Fresamento de Materiais Endurecidos é a Solução dos Problemas?* São Paulo: Máquinas e Metais, n. 492, pág. 32 – 37. Artigo, jan. 2007. 6 p.
6. ÁVILA, R. F. *Desempenho de Ferramentas de Metal Duro Revestido com Ti-N, Ti-C-N e Ti-C-N (PAPVD) no Torneamento do Aço ABNT 4340 Temperado e Revenido*. Tese de Doutorado, Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas, Universidade Federal de Minas Gerais – UFMG, Belo Horizonte, 2003a. 190 p.
7. ÁVILA, R. F. *Técnicas e Procedimentos de Caracterização de Revestimentos Tribológicos*. Belo Horizonte: Universidade Federal de Minas Gerais – UFMG, Apostila. 2003b. 52 p.
8. BALZERS. *Catálogos on Line*. Liechtenstein. Disponível em: <<http://www.oerlikon.com/balzers>>. Acesso em 18 set. 2007.

9. BECKER, M.; Santos, S. C.; Sales, W. F. *Integridade Superficial em Usinagem*. In. VÁRIOS AUTORES. *Tecnologias Avançadas de Manufatura*. Coleção Fábrica do Milênio. v. I. Jaboticabal, S.P.: Editora Novos Talentos. 2005. cap. 6, p. 105-123. 169 p.
10. BECZE, C. E., Clayton, P., Chen, L., El-Wardany, T. I., Elbestawi, M. A. *High-speed Five-axis Milling of Hardened Tool Steel*. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 40. pág. 869-885. Pergamon, Artigo, 2000. 17 p.
11. BENEDICT, G. F. *Nontraditional Manufacturing Processes*. New York: Marcel Dekker, Inc. 1987. 381 p.
12. CALLISTER Jr., W. D. *Ciência e Engenharia de Materiais – Uma Introdução*. 5. ed. Rio de Janeiro: LTC – Livros Técnicos e Científicos Editora S.A., 2002. 589 p.
13. CAMARANO, D. M. *Incerteza – Princípios Fundamentais*. Belo Horizonte: Instituto Nacional de Metrologia, Normalização e Qualidade Industrial – INMETRO, Apostila. 2003. 46 p.
14. CAMPOS, M. S. *Desvendando o Minitab™*, Rio de Janeiro: Qualitymark Editora Ltda. 2003. 261 p.
15. CENTRO de DIVULGAÇÃO CIENTÍFICA E CULTURAL - CDCC - *Tabela Periódica dos Elementos*. Universidade de São Paulo. Disponível em: <<http://www.cdcc.sc.usp.br/quimica/tabelaperiodica/tabelaperiodica1.htm>>. Acesso em 23 fev. 2007.
16. CHIAVERINI, V. *Tratamentos Térmicos das Ligas Ferrosas*. 2. ed. São Paulo: Associação Brasileira de Metais, 1987. 232 p.
17. CHILDS, T., Maekawa, K., Obikawa, T., Yamane, Y. *Metal Machining – Theory and Applications*. New York, USA: Arnold Publishers, 2000. 408 p.
18. COLDWELL, H., Woods, R., Paul, M., Koshy, P., Dewes, R., Aspinwall, D. *Rapid Machining of Hardened AISI H13 and D2 Moulds, Dies and Press Tools*. Journal of Materials Processing Technology. v. 135. pág. 301-311. London: Elsevier, Artigo, 2003. 11 p.

19. DE PAULA, A. A. *Levantamento de Curvas de Vida de Ferramenta para o Fresamento do Aço ABNT H13*. Trabalho de Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Minas Gerais – UFMG, Belo Horizonte, 2005. 62 p.
20. D'ERRICO, G. E., Bugliosi, S., Cuppini, D., Guglielmi, E. *A Study of Cermets' Wear Behavior*. *Wear*. v. 203-204. pág. 242-246. Elsevier, Artigo, 1997. 5 p.
21. DEWES, R. C., Ng, E., Chua, K. S., Newton, P. G., Aspinwall, D. K. *Temperature Measurement When High Speed Machining Hardened Mould/Die Steel*. *Journal of Materials Processing Technology*. v. 92-93. pág. 293-301. London: Elsevier, Artigo, 1999. 9 p.
22. DINIZ, A. E.; Marcondes, F. C.; Coppini, Nivaldo L. *Tecnologia da Usinagem dos Materiais*. São Paulo: MM Editora, 1999. 244 p.
23. DINIZ, A. E. e Caldeirani Filho, J. *Influence of the Relative Positions of Tool and Workpiece on Tool Life, Tool Wear and Surface Finish in the Face Milling Process*. *Wear*. v. 232. pág. 67-75. Elsevier, Artigo, 1999. 9 p.
24. DINIZ, A. E., Ferreira, J. R., Silveira J.F. *Toroidal Milling of Hardened SAE H13 Steel*. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*. v. XXVI. Nº 1, pág. 17-21. Rio de Janeiro: Associação Brasileira de Engenharia e Ciências Mecânicas, Artigo, 2004. 5 p.
25. DONG, W. P., Sullivan, P. J., Stout, K. J. *Comprehensive Study of Parameters for Characterizing Three-Dimensional Surface Topography. II: Statistical Properties of Parameter Variation*. *Wear*. v. 167. pág. 9-21. Elsevier, Artigo, 1993. 13 p.
26. ENDRINO, J. L., Derflinger, V. *The Influence of Alloying Elements on the Phase Stability and Mechanical Properties of AlCrN Coatings*. *Surface & Coatings Technology*. v. 200. pág. 988-992. Elsevier, Artigo, 2005. 5 p.
27. ENDRINO, J. L., Fox-Rabinovich, G.S., Reiter, A., Veldhuis, S.V., Galindo, R.E., Albella, J.M., Marco, J.F. *Oxidation Tuning in AlCrN Coatings*. *Surface & Coatings Technology*. v. 201. pág. 4505-4511. Elsevier, Artigo, 2007. 7 p.

28. FERRARESI, D. *Fundamentos da Usinagem dos Metais*. São Paulo: Editora Edgard Blücher Ltda, v. 1. 1977, 10ª reimpressão. 2000. 751 p.
29. FOFANA, M. S. *Delay Dynamical Systems and Applications to Nonlinear Machine-tool Chatter*. Chaos Solitons & Fractals. v. 17. pág. 731-747, Pergamon. Artigo. 2003. 17 p.
30. GHANI, J. A., Choudhury, I. A., Masjuki, H. H. *Performance of P10 TiN Coated Carbide Tools When end Milling AISI H13 Tool Steel at High Cutting Speed*. Journal of Materials Processing Technology. pág. 1-5. Elsevier, Artigo, 2004. 5 p.
31. GERDAU – AÇOS FINOS PIRATINI. *Manual de Aços*. São Paulo: Catálogo. Disponível em: <<http://www.gerdau.com.br/acosfinospiratini>>2003. Acesso em 28 out. 2004. 106 p.
32. GUIMARÃES, V. A. *Controle Dimensional e Geométrico – Uma Introdução à Metrologia Industrial*. Passo Fundo, RS: Editora da Universidade de Passo Fundo, 1999. 161p.
33. HELLENO, A. A. e SCHÜTZER, K. *Programação e Transmissão de Dados na Tecnologia HSC*. In. VÁRIOS AUTORES. *Usinagem em Altíssimas Velocidades – Como os Conceitos HSM/HSC podem revolucionar a indústria metal-mecânica*. 2. ed. São Paulo: Editora Érica Ltda. 2003. cap. 11, p. 147-178. 214 p. ISBN 85-7194-974-3.
34. HOGMARK, S. e Jacobson, S.. *Design and Evaluation of Tribological Coatings*. Wear. v. 246. pág. 20-331. Elsevier, Artigo, 2000. 14 p.
35. HOLMBERG, K. e Matthews, A. *Coatings Tribology – Properties, Techniques and Applications in Surface Engineering*. Amsterdã, Holanda: Elsevier. 1994. 442 p.
36. INSTITUTO NACIONAL DOS DISTRIBUIDORES DE AÇO – INDA. *Aço Ferramenta*. São Paulo: Disponível em: <<http://www.inda.org.br>>. Artigo. Acesso em 28 abr. 2006.

37. INDÚSTRIAS ROMI S.A. *Manual de Programação e Operação – CNC – Siemens 810D*. Santa Bárbara d'Oeste, SP: Apostila de Treinamento. 2003. 106 p.
38. INSTITUTO NACIONAL DE METROLOGIA, NORMALIZAÇÃO E QUALIDADE INDUSTRIAL – INMETRO. *Vocabulário Internacional de Termos Fundamentais e Gerais de Metrologia*. 2. ed. Brasília: Serviço Nacional de Aprendizagem Industrial – SENAI. 2000. 76 p.
39. INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION – ISO. *International Standard – ISO 8688-1 – Tool Life Testing in Milling – Part 1 Face Milling*. 1<sup>st</sup> ed. Genève, Switzerland. 1989. 32 p.
40. INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION – ISO. *International Standard – ISO 8688-2 – Tool Life Testing in Milling – Part 2 End Milling*. 1<sup>st</sup> ed. Genève, Switzerland. 1989. 31 p.
41. INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION – ISO. *International Standard – ISO 3685 – Tool-life Testing With Single-point Turning Tools*. 2<sup>nd</sup> ed. Genève, Switzerland. 1993. 54 p.
42. INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION – ISO. *International Standard – ISO 513 – Classification and Application of Hard Cutting Materials for Metal Removal with Defined Cutting Edges – Designation of the Main Groups and Groups of Application*. Genève, Switzerland. 2004. 3 p.
43. KATO, T. e Fujii, H. *Temperature Measurement in a Solid Body Heated by Laser Beam*. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 44. pág. 927-931. London: Elsevier, Artigo, 2004. 5 p.
44. KIM, G.M., Kim, B.H., Chu, C.N. *Estimation of Cutter Deflection and Form Error in Ball-end Milling Processes*. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 43. pág. 917-924, Pergamon. Artigo. 2003. 8 p.
45. KO, J.H., Yun, W-S, Cho, D-W, Ehman, K.F. *Development of a Virtual Machining System, Part 1: Approximation of the Size Effect for Cutting Force Prediction*. Machine Tools and Manufacture. v. 42. pág. 1595-1605, Pergamon. Artigo. 2002. 11 p.

46. KOMANDURI, R. *Advanced Ceramic Tool Materials For Machining*. India: Sādhanā, v. 13, Parts 1 & 2, pág. 119 – 137. Artigo, July 1988. 19 p.
47. KOMANDURI, R. e Hou, Z. B. *A Review of the Experimental Techniques for the Measurement of Heat and Temperatures Generated in Some Manufacturing Processes and Tribology*. London, England: Tribology International, v. 34, pág. 653 – 682. Artigo, 2001. 30 p.
48. KOSHY, P., Dewes, R. C., Aspinwall, D. K. *High Speed end Milling of Hardened AISI D2 Tool Steel (~58HRC)*. Journal of Materials Processing Technology. v. 127. pág. 266-273. London: Elsevier, Artigo, 2002. 8 p.
49. LAW, K.M.Y., Geddam, A., Ostafiev, V.A. *A Process-design Approach to Error Compensation in the End Milling of Pockets*. Journal of Materials Processing Technology. v. 89-90. pág. 238-244, Elsevier. Artigo. 1999. 7 p.
50. LIN, Y-J, Agrawal, A., Fang, Y. *Wear Progressions and Tool Life Enhancement With AlCrN Coated Inserts in High-Speed Dry and Wet Steel Lathing*. Wear. v. in press, pág. 1-9, Elsevier. Artigo. 2007. 9 p.
51. LINK, W. *Metrologia Mecânica – Expressão da Incerteza de Medição*. 2. ed. Rio de Janeiro: Mitutoyo Sul Americana Ltda., Instituto de Pesquisas Tecnológicas – IPT e INMETRO. 1999. 174 p.
52. LIU, X.-W, Cheng, K., Webb, D., Luo, X.-C. *Prediction of Cutting Force Distribution and its Influence on Dimensional Accuracy in Peripheral Milling*. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 42. pág. 791-800, Pergamon. Artigo. 2002. 10 p.
53. LÖFFLER, F. *Methods to Investigate Mechanical Properties of Coatings*. Thin Solid Films. v. 399. pág. 181-186, Elsevier. Artigo. 1999. 6 p.
54. LONGBOTTOM, J. M. e Lanham, J. D. *Cutting Temperature Measurement While Machining – a Review*. Aircraft Engineering and Aerospace Technology: An International Journal. Emerald. v. 77/2. pág. 122 – 130, Group Publishing Limited. Artigo, 2005. 9 p.
55. MACHADO, Á. R. e da Silva, M. B. *Usinagem dos Metais*. 4. ed. Uberlândia: Editora Universidade Federal de Uberlândia – UFU, Apostila. 1999. 224 p.

56. METALS HANDBOOK. *Properties and Selection: Irons and Steels*. Volume I, 9<sup>th</sup> ed. Metals Park, Ohio, USA: American Society for Metals – ASM. 1978. 793 p.
57. MITSUBISHI CARBIDE. *Ferramentas de Metal Duro para Usinagem*. São Paulo: Catálogo 2001/2002. 2001. 560 p.
58. MO, J.L., Zhu, M.H., Lei, B., Leng, Y.X., Huang, N. Comparison of Tribological Behaviours of AlCrN and TiAlN coatings – *Deposited by Physical Vapor Deposition*. *Wear*. v. 263. pág. 1423-1429, Elsevier. Artigo, 2007. 7 p.
59. MUMMERY, L. *Surface Texture Analysis – The Handbook*. VS-Mühlhausen, Germany: Hommelwerke GmbH. 1992. 106 p.
60. NG, Eu-Gen., Aspinwall, D.K., Brazil, D., Monaghan, J. *Modelling of Temperature and Forces when Orthogonally Machining Hardened Steel*. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. v. 39. pág. 885 – 903, Pergamon. Artigo, 1999. 19 p.
61. OLIVEIRA, A.C., Ahrens, C. H. e Schroeter, R. B. *Sistemas CAM para o Fresamento em Altas Velocidade de Moldes e Matrizes*. São Paulo: O Mundo da Usinagem, 2<sup>a</sup> ed., pág. 12 – 17. Artigo, 2003. 6 p.
62. OLIVEIRA, A.C., Ahrens, C. H. e Schroeter, R. B. *Estudo de Caso de Fresamento HSC em Cavidade de Molde de Injeção*. São Paulo: Máquinas e Metais, n. 461, pág. 176 – 187. Artigo, jun. 2004. 12 p.
63. OLIVEIRA, F. G. *HSM – Conceitos e Aplicações*. In. VÁRIOS AUTORES. *Usinagem em Altíssimas Velocidades – Como os Conceitos HSM/HSC podem revolucionar a indústria metal-mecânica*. 2. ed. São Paulo: Editora Érica Ltda. 2003. cap. 2, p. 29-35. 214 p. ISBN 85-7194-974-3.
64. PASINI, G. e Zeilmann, R. P. *Fresamento de Cavidades a Alta Velocidade de Corte*. São Paulo: Máquinas e Metais, n. 460, pág. 182 – 195. Artigo, maio 2004. 14 p.

65. PEREIRA, G. B., Neves, F. O., Brandão, L. C., Braga, D. U. *Estudo da Variação de Temperatura na Usinagem de Material Endurecido*. São Paulo: Máquinas e Metais, n. 493, pág. 94 – 111. Artigo, fev. 2007. 12 p
66. POULACHON, G., Dessolly, M., Le Calvez, C., Lebrun, J. L., Prunet, V., Jawahir, I., S. *An Investigation of the Influence of Sulphide Inclusions on Tool-wear in High Speed Milling of Tool Steels*. Wear. v. 250, pág. 334 -343, Elsevier. Artigo, 2001, 10 p.
67. RICHETTI, A., Machado, A. R., Da Silva, M. B., Ezugwu, E. O., Bonney, J. *Influence of the Number of Inserts for Tool Life Evaluation in Face Milling of Steels*. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 44, pág. 695-700, Elsevier. Artigo, 2004. 6 p.
68. SANDVIK COROMANT. *Fabricação de Moldes & Matrizes*. Suécia: Catálogo. 2002a. 258 p.
69. SANDVIK COROMANT. *Novas Ferramentas da SANDVIK COROMANT*. Suécia: Catálogo. 2002b. 96 p.
70. SANDVIK COROMANT. *Ferramentas Rotativas*. Suécia: Catálogo. 2001.
71. SANDVIK COROMANT. *Manual Técnico de Usinagem – Torneamento – Fresamento – Furação – Mandrilamento – Sistemas de Fixação*. Suécia: Catálogo. 2005. 601 p.
72. SANTOS, S. C. e Sales, W. F. *Fundamentos da Usinagem dos Materiais*. Belo Horizonte: Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais – CEFET-MG e Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais – PUC MINAS. Apostila. 2004. 274 p.
73. SALES, W. F., Guimarães, G., Machado, A. R., Ezugwu, E. O. *Cooling Ability of Cutting Fluids and Measurement of the Chip-tool Interface Temperatures*. Industrial Lubrication and Tribology. Emerald. v. 54, n. 2, pág. 57 – 68. Artigo, 2002. 12 p.
74. SCHNEIDER Jr, G. *Principles of Tungsten Carbide Engineering*. 2<sup>nd</sup> ed. Southfield, MI, USA: Society of Carbide and Tool Engineers. American Society for Metals – ASM. 1989. 212 p.

75. SCHÜTZER, K. e Schulz, H. *Histórico da Usinagem com Altíssima Velocidade até os Dias Atuais*. In. VÁRIOS AUTORES. *Usinagem em Altíssimas Velocidades – Como os Conceitos HSM/HSC podem revolucionar a indústria metal-mecânica*. 2. ed. São Paulo: Editora Érica Ltda. 2003. cap. 1, p. 13-28. 214 p. ISBN 85-7194-974-3.
76. SECO. *Fresamento I – Catálogo e Guia Técnico – 2004*. Suécia: Catálogo. 2004. 368 p.
77. SHAW, M. C. *Metal Cutting Principles*. Oxford, UK: Oxford University Press. 1984. Reprinted 1996. 594 p.
78. SKOPECEK, T., Svoboda, J. e Hofmann, P. *Prejuízos Causados Pelo Calor no Fresamento de Materiais Endurecidos*. São Paulo: Máquinas e Metais, n. 458, pág. 22 – 30. Artigo, mar. 2004. Rothschild, W. S. (Trad.), Simon, A. T. (Adapt.).
79. STEMMER, C. E. *Ferramentas de Corte I*. 4. ed. rev. e ampl. Florianópolis: Editora da Universidade Federal de Santa Catarina – UFSC. 1995a. 249 p.
80. STEMMER, C. E. *Ferramentas de Corte II - Alargadores, Ferramentas de Roscar, Fresas, Brochas, Rebolos e Abrasivos*. 2. ed. rev. e ampl. Florianópolis: Editora da Universidade Federal de Santa Catarina – UFSC. 1995b. 314 p.
81. TAYLOR HOBSON. *Exploring Surface Texture*. 3<sup>rd</sup> ed. UK: Manual. Taylor Hobson Limited. 1998. 83 p.
82. TMC – Thermographic Measurements Ltd, Flintshire, England: Disponível em: <<http://www.t-m-c.com>>. Sítio de fabricante. Acesso em 10 jun. 2007.
83. TOH, C. K. *A Study of the Effects of Cutter Path Strategies and Orientations in Milling*. Journal of Materials Processing Technology. pág. 1-11, London: Elsevier. Artigo, 2004a. 11 p.
84. TOH, C. K. *Cutter Path Strategies in High Speed Rough Milling of Hardened Steel*. Materials & Design. pág. 1-8, Elsevier. Artigo, 2004b. 8 p.

85. TOH, C. K. *Design, Evaluation and Optimisation of Cutter Path Strategies When High Speed Machining Hardened Mould and Die Materials*. Materials and Design. v. 26, pág. 517-533, London: Elsevier. Artigo. 2005. 17 p.
86. TRENT, E. M. e Wright, P. K. *Metal Cutting*. 4<sup>th</sup> ed. USA: Butterworth-Heinemann. 2000. 446 p. ISBN 0-7506-7069-X.
87. URBANSKI, J. P., Koshy, P. e Aspinwall, D.K. *High Speed Machining of Moulds and Dies for Net Shape Manufacture*. Birmingham, UK: Materials and Design, v. 21, pág. 395 – 402, Artigo. 2000. 8 p.
88. VAN STAPPEN, M., Stals, L.M., Kerkhofs, M., Quaeys, C. *State of the Art for the Industrial Use of Ceramic PVD Coatings*. Surface Coatings & Technology. v. 74-75, pág. 629-633, Elsevier. Artigo, 1995. 5 p.
89. VAN VLACK, Lawrence. *Princípios de Ciência e Tecnologia dos Materiais*. 4. ed. São Paulo, SP, Brasil: Editora Campus. 1979. 567 p.
90. VENCOVSKY, P. K. e Yuhara, D. *Aplicação de Revestimentos PVD em Ferramentas de Conformação de Chapas*. São Paulo: Brasimet Comércio e Indústria S.A., Departamento de Revestimentos. Disponível em: <<http://www.brasimet.com.br>>. Artigo. Acesso em 28 out. 2004. 6 p.
91. VILLARES METALS S.A. *Aços Para Ferramentas*. São Paulo: Catálogo. Disponível em <<http://www.villaresmetals.com.br>>. Acesso em 11 out. 2005a. 11p.
92. VILLARES METALS S.A. *Aço Para Trabalho a Quente VHSUPER*. São Paulo: Folheto. Disponível em <<http://www.villaresmetals.com.br>>. Acesso em 11 out. 2005b. 2p.
93. WALTER AG TOOLS. *Ferramentas de Metal Duro – Catálogo Geral*. Tübingen, Germany: Catálogo. 2000. 752 p.
94. WALTER AG TOOLS. *General Catalogue*. Tübingen, Germany: Catálogo. 2004. 792 p.
95. WANG, J. J. Junz e Zheng, M. Y. *On the Machining Characteristics of H13 Tool Steel in Different Hardness States in Ball End Milling*. International

- Journal Advanced Manufacture Technology. v. 22, pág. 855-863. Artigo, 2003. 9 p.
96. WESTERGARD, R., Axén, N., Wiklund, U., Hogmark, S. *An Evaluation of Plasma Sprayed Ceramic Coatings by Erosion, Abrasion and Bend Testing*. Wear. v. 246. pág. 12-19, Elsevier. Artigo, 2000. 8 p.
97. WILLMANN, H., Mayrhofer, P.H., Persson, P.O.A., Reiter, A.E., Hultman, L. Mitterer, C. *Thermal Stability of Al-Cr-N Hard Coatings*. Scripta Materialia. v. 54. pág. 1847-1851, Elsevier. Artigo, 2006. 5 p.
98. XU, A.-P., Qu, Y.-X., Zhang, D.-W., Huang, T. *Simulation and Experimental Investigation of the End Milling Process Considering the Cutter Flexibility*. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 43. pág. 283-292, Pergamon. Artigo. 2003. 10 p.
99. YOSHIDA, S. *Seleção de Aços, Tratamentos Térmicos e Tratamentos de Superfície para Moldes de Injeção de Plásticos*. São Paulo: Artigo. Brasimet Comércio e Indústria S.A., Departamento de Revestimentos. Disponível em: <<http://www.brasimet.com.br>>. Artigo. Acesso em 28 out. 2004. 8 p.
100. YOUNG, H-T. *Cutting Temperature Responses to Flank Wear*. Wear. v. 201. pág. 117-120, Elsevier. Artigo, 1996. 4 p.
101. ZANETTINI, J. J., *Mecânica Geral; Acabamento Superficial*. Porto Alegre: CFP SENAI de Artes Gráficas – Serviço Nacional da Indústria. 1994. 164 p.

**BIBLIOGRAFIA COMPLEMENTAR**

1. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS – ABNT. NBR 8404. *Indicação do Estado de Superfícies em Desenhos Técnicos: Procedimentos*. Rio de Janeiro, 1984. 14 p.
2. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS – ABNT. NBR 6405. *Rugosidade das Superfícies*. Rio de Janeiro, 1988. 10 p.
3. ASKELAND, D. R. *The Science And Engineering Of Materials*. 3<sup>rd</sup> ed. Boston, USA: PWS Publishing Company. 1994. 169 p.
4. COUTINHO, C. B. *Materiais Metálicos Para Engenharia*. Belo Horizonte: Fundação Christiano Ottoni. 1992. 405 p. ISBN 85-85447-02-8. (669 C871m 1992)
5. FIELD, M.; Kahles, J. F. e Koster, W. P. *Surface Finish and Surface Integrity*. Metals Handbook. 19<sup>th</sup> ed. USA: American Society for Metals – ASM International Handbook Committee. v. 16, p. 19 – 36. 1989.
6. FRANÇA, J. L., Vasconcellos, A. C., Magalhães, M. H. A., Borges, S. M. *Manual para Normalização de Publicações Técnico-Científicas*. 7. ed. rev. Belo Horizonte: Ed. UFMG. 2004. 242 p. Coleção Aprender.
7. GONÇALVES JÚNIOR, A. A. *Metrologia - Parte I*. Florianópolis: Laboratório de Metrologia e Automatização – LABMETRO, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina – UFSC, Apostila. 2002. 126 f.