

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

USINAGEM DURA DO AÇO 100Cr6 COM PCBN

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA À UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA
CATARINA PARA OBTENÇÃO DE GRAU DE MESTRE EM ENGENHARIA
MECÂNICA

DANIEL HIOKI

FLORIANÓPOLIS, MARÇO DE 1998

USINAGEM DURA DO AÇO 100Cr6 COM PCBN

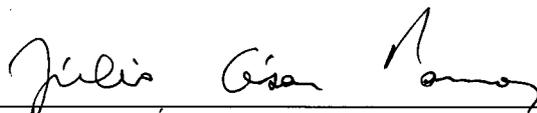
DANIEL HIOKI

ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA ADEQUADA PARA OBTENÇÃO DE GRAU DE
MESTRE EM ENGENHARIA

ESPECIALIDADE ENGENHARIA MECÂNICA E APROVADA EM SUA FORMA FINAL
PELO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA



PROF. DR - ING. WALTER LINDOLFO WEINGAERTNER
ORIENTADOR



PROF. JÚLIO CESAR, DR.
COORDENADOR DO CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA

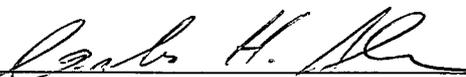
BANCA EXAMINADORA



PROF. LOURIVAL BOEHS, DR. ENG. MEC.



PROF. ROLF BERTRAND SCHROETER, DR. ENG. MEC.



PROF. CARLOS HENRIQUE AHRENS, DR. ENG. MEC.

À minha querida esposa Seiko
e aos meus filhos Tsuyoshi, Yurie...

AGRADECIMENTOS

“Esperei confiantemente pelo Senhor; ele se inclinou para mim e me ouviu quando clamei por socorro.”

“Bendirei o Senhor todo o tempo, o seu louvor estará sempre nos meus lábios”

Salmos 40:1,34:1

À minha esposa Seiko pelo seu amor, apoio e dedicação nos momentos de alegria e dificuldades.

Aos meus pais, Maçakazu Hioki e Eiko Tsutiya Hioki, à minha Tia Tioko Tsutiya e aos meus irmãos Josué, Lilian e Neemias pelo amor e apoio durante toda a minha vida.

Ao meu amigo e irmão João Marcos, que me estimulou ao mestrado e, pelo exemplo de persistência e apoio.

Ao Prof. Dr.-Ing. Walter Lindolfo Weingaertner, pela amizade, paciência, exemplo e orientação no trabalho.

À CAPES e CNPq - Programa RHAЕ - Mecânica de Precisão, pela concessão das bolsas de estudo e recursos que viabilizaram este trabalho.

Aos meus sempre amigos Joel Martins Crichigno Filho e Ricardo Machado Peres pelo companheirismo e cooperação desde o início do mestrado.

Ao Prof. Dr. Eng. Mec. Rolf Bertrand Schroeter pelo exemplo de organização, ajuda e conselhos na realização deste trabalho.

À MANNESMANN pela doação dos tubos de aço 100Cr6.

À De Beers Industrial Diamond Co. pela doação das ferramentas de PCBN.

Ao meu amigo Eng. Henrique B. Mühle pela sua colaboração e amizade em todas as etapas do mestrado.

Aos técnicos e bolsistas do Laboratório de Mecânica de Precisão pelo apoio prestado.

Aos colegas de curso e professores do Departamento de Engenharia Mecânica.

ÍNDICE

ÍNDICE.....	v
LISTA DE FIGURAS.....	ix
LISTA DE TABELAS.....	xv
SIMBOLOGIA.....	xvi
RESUMO.....	xix
ABSTRACT.....	xx
1. INTRODUÇÃO.....	1
2. OBJETIVOS.....	4
3. ESTADO DA ARTE.....	5
3.1. DEFINIÇÕES.....	5
3.1.1. Torneamento de acabamento.....	5
3.1.2. Ferramenta de corte.....	5
3.2. MATERIAL DE FERRAMENTA.....	6
3.2.1. Processo de obtenção dos grãos de CBN.....	10
3.2.2. Fabricação do PCBN.....	10
3.2.3. Propriedades de ferramentas de PCBN.....	12
3.2.4. Classificação.....	15
3.2.5. Formas.....	16
3.2.6. Aplicação.....	17
3.2.7. Limitações.....	19
3.3. MECANISMO DE FORMAÇÃO DE CAVACO.....	19
3.3.1. Formação de cavaco contínuo.....	19

3.3.2. Formação do cavaco cisalhado.....	26
3.4. MECANISMO DE DESGASTE DE FERRAMENTA.....	41
3.4.1. Desempenho da ferramenta.....	41
3.4.2. Desgaste gradual.....	44
3.4.3. Desgaste do PCBN	45
a) Influência do material da ferramenta	49
b) Influência do material do ligante	52
c) Influência da geometria da ferramenta.....	56
d) Influência do material da peça.....	61
e) Influência da velocidade de corte	67
f) Influência do fluido de corte.....	70
g) Influência da rigidez no sistema máquina-ferramenta	71
3.5. USINABILIDADE	75
3.5.1. Critérios para avaliação da usinabilidade.....	75
a) Vida da ferramenta.....	76
b) Força de usinagem	76
c) Acabamento superficial.....	76
d) Forma de cavaco	77
3.5.2. Critério de fim-de-vida.....	77
3.6. FORÇA DE USINAGEM.....	79
3.6.1. Conceitos básicos e definições	79
3.6.2. Modelos de força	81
3.6.3. Medição de forças.....	81
3.6.4. Força de corte	82

3.6.5. Força de corte em materiais duros.....	83
a) Influência da geometria da ferramenta.....	84
b) Influência do percentual de CBN na ferramenta	85
c) Influência da velocidade de corte	86
d) Influência do desgaste.....	87
e) Influência da temperatura.....	88
f) Influência do refrigerante.....	88
d) Influência do material da peça.....	88
3.7. INTEGRIDADE DA SUPERFÍCIE.....	93
3.7.1. Topografia da superfície	96
3.7.2. Tensões residuais.....	113
3.7.3. Considerações econômicas.....	124
3.8. PRECISÃO DIMENSIONAL.....	125
3.9. TEMPERATURA DE USINAGEM.....	127
3.9.1. Geração de calor na usinagem com PCBN	127
a) Influência do material da ferramenta	128
b) Influência da dureza da peça	129
c) Influência da velocidade de corte	131
d) Influência do avanço e da profundidade de corte.....	132
f) Influência do fluido de corte.....	134
4. PLANEJAMENTO E METODOLOGIA DE ENSAIOS	134
4.1. MÉTODOS DE ANÁLISE DE RESULTADOS.....	134
4.1.1. Análise da variância.....	134
4.1.2. Projeto por parâmetros.....	136

4.2. CONDIÇÕES DE ENSAIO.....	137
4.2.1. Seleção dos parâmetros de entrada.....	137
a) Variáveis envolvidas na análise da rugosidade	137
b) Determinação dos níveis dos parâmetros de entrada	138
4.2.2. Material ensaiado.....	139
4.2.3. Corpo de prova	139
4.2.4. Dispositivo de fixação.....	140
4.3. METODOLOGIA DE MEDIÇÃO	141
4.3.1. Medição de força	141
4.3.2. Calibração	141
4.3.3. Medição de rugosidade	142
5. ANÁLISE DOS RESULTADOS POR MÉTODOS ESTATÍSTICOS	143
5.1. EXPERIMENTOS FATORIAIS SATURADOS	143
5.2. EXPERIMENTOS FATORIAIS FRACIONADOS	144
5.2.1. Determinação da matriz ortogonal.....	144
6. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA NOVOS TRABALHOS	152
7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	155
ANEXO A.....	162

LISTA DE FIGURAS

Figura 3-1 - Ângulos da ferramenta para torneiar [9].....	6
Figura 3-2 - Estrutura grafitica [10].....	7
Figura 3-3 - Estrutura cristalina do nitreto de boro Cúbico [10].....	7
Figura 3-4 - Diagrama de equilíbrio do nitreto de boro [10].....	8
Figura 3-5 - Estrutura policristalina do nitreto de boro [10]. vursítico hexagonal compacto [10]..	9
Figura 3-6 - Estrutura cristalina do nitreto de boro vursítico hexagonal [10].....	9
Figura 3-7 - Esquema de um dispositivo de alta pressão e temperatura para sinterização do PCBN [10].	11
Figura 3-8 - Característica de vários materiais de ferramenta [19].	13
Figura 3-9 - Curva de equilíbrio do carbono e do nitreto de boro [11].....	14
Figura 3-10 - Modelo de formação de cavaco com plano único [29].....	20
Figura 3-11 - Modelo de formação de cavaco com região de escoamento [28].....	21
Figura 3-12 – Análise do mecanismo de corte baseado no conceito da região de escoamento [29]	22
Figura 3-13 - Diagrama de tensão-deformação para material perfeitamente plástico [29].....	26
Figura 3-14 - Variação do ângulo de cisalhamento em função da dureza [33].....	27
Figura 3-15 - Variação da forma de cavaco conforme a dureza da peça [30].....	28
Figura 3-16 - Irregularidades da superfície do cavaco [34].	29
Figura 3-17 – Início da formação do cavaco cisalhado [29].....	30
Figura 3-18 - Formação do cavaco cisalhado [29].	31
Figura 3-19 - Desenho esquemático do instante da formação da trinca [29].....	32
Figura 3-20 - Desenho esquemático do cavaco descontínuo formado [29].....	32

Figura 3-21 - Análise da formação do cavaco descontínuo baseado no conceito da região de escoamento [29].	33
Figura 3-22 - Diagrama de tensão - deformação de material plástico [29].	34
Figura 3-23 - Formação esquemática do cavaco cisalhado [35]	37
Figura 3-24 - Cavaco cisalhado com aspecto de fita contínua [1].	38
Figura 3-25 - Cavaco cisalhado - 40HRC.	39
Figura 3-26 - Ampliação do cavaco cisalhado - 40 HRC.	39
Figura 3-27 - Cavaco cisalhado 50 – HRC.	40
Figura 3-28 - Ampliação do cavaco cisalhado - 50HRC.	40
Figura 3-29 - Causas de desgaste na usinagem [4].	44
Figura 3-30 - Representação esquemática do processo de lascamento do gume da ferramenta de PCBN [7].	46
Figura 3-31 - Deterioração do gume durante a usinagem [30].	47
Figura 3-32 - Imagem de MEV e análise do EMA. [33].	47
Figura 3-33 - Processo de desgaste dos grãos de CBN [33].	48
Figura 3-34 - Processo da formação de sulcos no material ligante [33].	48
Figura 3-35 - Desprendimento de grãos de CBN do flanco [33].	49
Figura 3-36 - Relação entre conteúdo de CBN e desgaste de flanco VB [33].	50
Figura 3-37 - Relação entre tamanho de grãos de CBN e desgaste de flanco VB [33].	51
Figura 3-38 - Relação entre tamanho de grãos de CBN e resistência à compressão [33].	52
Figura 3-39 - Relação entre tempo de corte e desgaste de flanco VB [33].	53
Figura 3-40 - Influência do material ligante na usinagem do aço 100Cr6 [60].	55
Figura 3-41 - Influência do ângulo do chanfro no comprimento usinado [7].	56
Figura 3-42 - Influência do ângulo de saída no desgaste do flanco da ferramenta [3].	57

Figura 3-43 - Influência da largura do chanfro b_f no comprimento usinado L_1 [7].....	58
Figura 3-44 - Influência do raio de quina r_s sobre comprimento usinado [7].	59
Figura 3-45 - Influência do raio do gume no comprimento usinado [7].....	60
Figura 3-46 - Influência do material da peça macio sobre o desgaste de ferramentas de composições diferentes [30].....	62
Figura 3-47 - Relação entre a dureza e a vida da ferramenta [33].....	63
Figura 3-48 - Influência de diferentes estruturas de material da peça no tempo de vida [16].	65
Figura 3-49 - Dureza 60 HRC. Entalhes largos devido à abrasão das partículas massivas [42]...	66
Figura 3-50 - Dureza 18 HRC. Entalhes estreitos. [42].....	66
Figura 3-52 - Influência da velocidade de corte na vida da ferramenta para diversos materiais usinados [60].	69
Figura 3-53 - Influência do fluido de corte no desgaste de flanco [3].....	70
Figura 3-54 - Influência da rigidez no desgaste de ferramentas de PCBN [19].....	71
Figura 3-55 - Desgaste durante a usinagem do 100Cr6 - 40 HRC TNGA 120408.....	72
Figura 3-56 - Desgaste durante a usinagem do 100Cr6 - 50 HRC TNGA 120408.....	72
Figura 3-57 - Desgaste durante a usinagem do 100Cr6 - 60 HRC TNGA 120408.....	73
Figura 3-58 - Desgaste durante a usinagem do 100Cr6 - 60 HRC CNGA 120408.....	73
Figura 3-59 - Espectro da ferramenta CNGA 120408.....	74
Figura 3-60 - Espectro da ferramenta TNGA 120408.....	74
Figura 3-61 - Desenho esquemático das componentes da força de usinagem [36].....	80
Figura 3-62 - Condições de usinagem no torneamento longitudinal [4].....	83
Figura 3-63 - Influência da geometria da ferramenta (não chanfrada) na força passiva [3].	85
Figura 3-64 - Influência da geometria da ferramenta chanfrada na força passiva [3].	85
Figura 3-65 - Influência do conteúdo de CBN na força passiva [3].	86

Figura 3-66 - Influência da velocidade de corte sobre a força passiva [3].....	86
Figura 3-67 - Relação entre o desgaste de flanco (VB) e as componentes da força de usinagem [39].	87
Figura 3-68 - Influência da dureza nas forças de usinagem [46].....	89
Figura 3-69 - Efeito da dureza da peça sobre o coeficiente de atrito da região do flanco desgastado [35].....	90
Figura 3-70 - Observação simultânea da força de corte, força passiva, desgaste de flanco e rugosidade R_a - dureza 60 HRC.....	91
Figura 3-71 - Observação simultânea da força de corte, força passiva, desgaste de flanco e rugosidade R_a - dureza 50 HRC.....	91
Figura 3-72 - Observação simultânea da força de corte, força passiva, desgaste de flanco e rugosidade R_a - dureza 40 HRC.....	92
Figura 3-73 - Camadas superficiais de corpos sólidos [43].	94
Figura 3-74 - Interação das energias do processo com as propriedades do material [43].	95
Figura 3-75 - Variação da resistência à fadiga devido ao acabamento superficial [43].	95
Figura 3-76 - Desenho esquemático da rugosidade e ondulação com marcas unidirecionais e uma falha superficial [48].....	96
Figura 3-77 - Tabela com fatores influentes na qualidade superficial na usinagem de metais (segundo Betz) [4].	97
Figura 3-78 - Rugosidade devido a forma da ferramenta [50].	98
Figura 3-79 - Variação da características da superfície com o tempo de corte no torneamento com inserto de PCBN [20].....	99
Figura 3-80 - Efeito do desgaste sobre a rugosidade $R_{m\acute{a}x}$ [18].....	100
Figura 3-81 - Influência do desgaste de flanco do gume secundário na rugosidade $R_{m\acute{a}x}$ [18]...	101

Figura 3-82 - Influência da velocidade de corte sobre a rugosidade 60 HRC.....	102
Figura 3-83 - Influência da velocidade de corte sobre a rugosidade 40 HRC.....	103
Figura 3-84 - Formação do “picos de rugosidade” [8].....	104
Figura 3-85 - Gráfico rugosidade x avanço para 40 HRC.....	105
Figura 3-86 - Gráfico rugosidade x avanço para 60 HRC.....	106
Figura 3-87 - Influência da profundidade de corte para dureza 40 HRC.....	107
Figura 3-88 - Influência da profundidade de corte para dureza 60 HRC.....	107
Figura 3-89 - Influência do ângulo do chanfro γ_1 no comprimento usinado L2 [7].	109
Figura 3-90 - Influência do raio de quina no comprimento usinado L2 [7].....	110
Figura 3-91 - Influência do raio de gume sobre o comprimento usinado [7].....	111
Figura 3-92 - Gráfico dureza x rugosidade $v_c = 160$ m/min.....	112
Figura 3-93 - Gráfico dureza x rugosidade $v_c = 50$ m/min.....	113
Figura 3-94 - Relação entre tensão residual e o tempo de corte [18].	114
Figura 3-95 - Efeito da dureza na distribuição da tensão residual [49].	115
Figura 3-96 - Relação entre o desgaste de flanco (VB) e a camada branca atacada e camada termicamente afetada [39].	116
Figura 3-97 - Distribuição da dureza pela camada superficial da peça [18].	117
Figura 3-98 - Micrografia realizada para 100Cr6 - 60HRC com ferramenta PCBN50%.....	117
Figura 3-99 - Micrografia realizada para 100Cr6 - 40HRC com ferramenta PCBN50%.....	117
Figura 3-100 - Relação entre o desgaste de flanco (VB) e a camada branca atacada e camada termicamente afetada utilizando fluido de corte [39].....	118
Figura 3-101 - Modelo com distribuição de carga no plano em frente ao gume da ferramenta [49].	120
Figura 3-102 - Ciclo de tensão com alta compressão na direção de corte [49].....	120

Figura 3-103 - Ciclo de tensão com alta compressão na direção de corte [49].....	121
Figura 3-104 - Processo de carga e descarga [52].....	122
Figura 3-105 - Processo de carga e descarga [52].....	122
Figura 3-106 - Custos relativos de processos para peça de aço [43].....	124
Figura 3-107 - Modelo de deformação elástica na região de corte.[35].....	125
Figura 3-108 - Relação entre dureza e E-módulo [35].....	126
Figura 3-109 - Cavacos incandescentes devido à alta temperatura durante a usinagem de materiais temperados no LMP-UFSC.....	128
Figura 3-110 - Influência da dureza da peça na temperatura do flanco [33].....	129
Figura 3-111 - Resistência à tração do aço ferramenta (SK 3) [30].....	130
Figura 3-112 - Energia de fratura do aço ferramenta (SK 3) [30].....	130
Figura 3-113 - Influência da velocidade de corte sobre a temperatura [17].....	131
Figura 3-114 - Gráfico profundidade de corte e avanço x temperatura de corte[17].....	132
Figura 4-115 - Dispositivo de fixação dos corpos de prova.....	140
Figura 4-116 - Equipamento para calibração do sistema de força.....	142
Figura 4-117 - Desenho esquemático das posições das leituras.....	142
Figura 5-118 - Função-perda Menor-melhor [57].....	147

LISTA DE TABELAS

Tabela 3-1 - Propriedades de ferramentas [22]	15
Tabela 3-2 - Recomendações de parâmetros de corte para diversos materiais [3].....	18
Tabela 3-3 - Condições de corte para observação de cavaco [25].....	38
Tabela 3-4 - Resistência à ruptura transversal de materiais de ferramenta [25].....	42
Tabela 3-5 - Temperatura de amolecimento de materiais de ferramenta [25].	43
Tabela 3-6 - Temperatura de fusão de materiais de peça [25].	43
Tabela 3-7 - Potência requerida para usinagem de ligas ferrosas com diferentes durezas [20]....	89
Tabela 4-1 - Parâmetros e níveis adotados para usinagem do 100Cr6	139
Tabela 5-1 - Combinações de parâmetros que apresentou a menor média aritmética para rugosidade R_a	143
Tabela 5-2 - Matriz ortogonal L16.....	145
Tabela 5-3 - Tabela resumo da ANAVA da combinação da variância do erro.....	145
Tabela 5-4 - Matriz ortogonal L27 [57]	148
Tabela 5-5 - Efeito estimado para níveis dos fatores para L27	148
Tabela 5-6 - Conjuntos de parâmetros com níveis ótimos.....	149
Tabela 5-7 - Resultados dos ensaios para análise da rugosidade.....	151

SIMBOLOGIA

SÍMBOLO	UNIDADE	DENOMINAÇÃO
a_p	mm	profundidade de corte
b	mm	largura de corte
b	mm	largura de usinagem
b_γ	mm	largura do chanfro
f	mm	avanço
h	mm	espessura de usinagem
$h_{\text{mín.}}$	mm	espessura mínima de usinagem
k_c	N/mm ²	força pressão específica de corte
$k_{c1.1}$	N/mm ²	força específica para $b = 1\text{mm}$ e $h = 1\text{mm}$
l_c	mm	comprimento de contato cavaco-ferramenta
r_e	mm	raio de quina
r_β / ρ	mm	raio de gume
t_1	mm	espessura do cavaco indeformado
t_2	mm	espessura do cavaco
v_c	m/min	velocidade de corte
A	mm ²	área da seção de usinagem
F	N	força de atrito
F	N	força de usinagem
F_a	N	força ativa
F_c	N	força de corte
F_c	N	força de corte
F_f	N	força de avanço

F_p	N	força passiva
F_t	N	força transversal
L_1	km	comprimento usinado para alcançar $VB = 0,25\text{mm}$
L_2	km	comprimento usinado para alcançar $R_a = 0,8 \mu\text{m}$
N	N	Força normal
R	N	Força resultante
R_a	μm	rugosidade média
$R_{\text{máx}}$	μm	rugosidade máxima
R_{th}	μm	rugosidade teórica
S_{y1}^2		variância determinada pela variação das médias
S_{y2}^2		variância determinada pela variações individuais
SV_α	mm	deslocamento do gume em direção ao flanco
VB	mm	desgaste de flanco do gume principal
VB'	mm	desgaste de flanco do gume secundário
α	°	ângulo de incidência da ferramenta.
ρ	°	ângulo aparente de atrito
β	°	ângulo de cunha
χ	°	ângulo de direção do gume principal.
χ'	°	ângulo de direção do gume secundário
ε	°	ângulo da quina da ferramenta
ε	mm	deformação elástica
ε_1	mm	deformação elástica na região AO
ε_2	mm	deformação elástica na região BO
ϕ	°	ângulo de cisalhamento
ϕ_1	°	ângulo de cisalhamento em AO
ϕ_2	°	ângulo de cisalhamento em BO

γ	°	ângulo de saída
γ_1	°	ângulo de saída do chanfro
μ'		coeficiente de atrito no flanco desgastado
τ	N/mm^2	tensão de cisalhamento
τ_o	N/mm^2	tensão de escoamento
τ_{OD}	N/mm^2	tensão de cisalhamento tangencial
τ_{rup}	N/mm^2	tensão de ruptura
τ_2	N/mm^2	tensão de cisalhamento em OB

RESUMO

A necessidade contínua de reduzir os custos de produção tem sido um dos fatores mais importantes para a sobrevivência de uma empresa em um mercado cada vez mais competitivo.

A utilização do PCBN como ferramenta de corte permite otimizar o processo de fabricação que envolve peças temperadas, substituindo a retificação pelo torneamento de acabamento.

Para constatar a possibilidade desta substituição ambos os processos foram comparados com relação aos seus resultados de trabalho, tais como: rugosidade e integridade da superfície.

Durante a verificação experimental, com o intuito de compreender melhor o processo de torneamento de acabamento, foram estudados os efeitos dos parâmetros de entrada sobre as características do processo e os resultados de trabalho.

Os parâmetros de entrada foram: dureza da peça, velocidade de corte, profundidade de corte e avanço. As características do processo investigadas foram: desgaste de flanco, força de corte, força de avanço e força passiva.

Os experimentos foram executados como fatorial saturado e sobre eles aplicados métodos estatísticos para definir a intensidade do efeito de cada parâmetro de entrada. Através da relação S/R foram definidas as condições de corte que apresentaram a menor influência do ruído.

ABSTRACT

The continuous necessity to reduce the cost of the production have been one of more important for enterprise survive in competitive market nowadays.

The manufacture process of hard components can be optimization with utilization the PCBN insert, replacing the grinding for finish turning.

To verify the possibility of process substitution, the work results (roughness and integrity of surface) of both process have been compared.

Parameters effects on process characteristics and work results has been studied with a purpose to understand the finish turning process in the experimental verification.

The parameters were: workpieces hardness, cutting speed, depth of cut and feed. The process characteristics investigated were: flank wear, principal force, thrust force and feed force.

In this experiments were used saturated factorial and after apply statistics method to establish the effects intensity of each parameters. Trough the S/R ratio, the cutting condition and their levels. The optimum condition is that gives the highest value of S/R in the experimental region.

1. INTRODUÇÃO

Nos anos 30 alguns “*experts*” predisseram que a retificação substituiria o torneamento, e desde então essa afirmação veio se repetindo várias vezes, inclusive com a indicação “até o ano 2000”. Atualmente se diz “tornear ao invés de retificar” inclusive para aços temperados.

As peças de aço, que são submetidas a grandes solicitações mecânicas, são freqüentemente temperadas tendo como constituinte final do tratamento térmico a martensita. O objetivo desta operação, sob o ponto de vista de propriedades mecânicas, é o aumento da dureza e da resistência à tração e ao desgaste [1]. Resultam também da têmpera a redução da ductilidade, da tenacidade e o aparecimento de tensões internas. Tais inconvenientes são atenuados ou eliminados pelo revenimento [2].

A fabricação destes componentes pode ser dividida em três estágios. Primeiro, para permitir compensar as inevitáveis deformações decorrentes do tratamento térmico, as peças são pré-usinadas no estado macio para forma com sobremedida. A peça é então temperada e revenida. A operação final requer uma remoção pequena de material trazendo as dimensões, tolerância e superfície de acabamento requeridas para o cumprimento de suas funções de projeto [3].

Tradicionalmente, a última operação nas peças temperadas é uma operação de retificação, não somente pela dureza, mas também pela necessidade de controlar e manter a precisão [3]. No entanto, valores numéricos mostram que para usinar um certo volume de material com ferramenta de geometria não-definida é necessária uma quantidade de energia maior que a necessária para usinar o mesmo volume com uma ferramenta de geometria definida. Além disso, o calor absorvido pela peça durante o processo de torneamento é muito menor que na retificação, proporcionando menores danos às camadas superficiais [4]. Estes fatos induziram a diversas pesquisas, nas quais se procura substituir o processo de acabamento por retificação pelo torneamento de acabamento duro.

É interessante constatar que, em consequência da crescente diversificação da produção industrial, é o que se verifica nas indústrias do ramo metal-mecânica. Em países industrializados, os produtos manufaturados representam 30% do produto interno bruto. Do volume destes manufaturados, em torno de 40% representa produção em lotes. Desta parcela, em torno de 75% são considerados como lotes pequenos ou médios, ou seja, de tamanho menor que 50 unidades [5].

Em consequência do crescimento das diversificações e de estas serem para pequenos lotes, torna-se evidente a dificuldade com que as indústrias se deparam ao realizar o planejamento e a execução da produção.

A retificação, devido às suas limitações, é voltada principalmente para operações específicas. O torneamento, no entanto, é mais flexível e a ferramenta de corte pode ser orientada em várias direções, permitindo geometrias mais complexas da peça usinada [4].

Com relação ao meio ambiente, como o torneamento de materiais temperados é normalmente realizada a seco, exceto em peças com paredes delgadas, este fato é também um ponto positivo, pois a poluição provocada pelo despejo inadequado de fluido de corte é hoje considerada um grande problema [6].

Do ponto de vista de aquisição de máquinas, no torneamento com PCBN (Nitreto de Boro Cúbico Policristalino), o custo de equipamento é consideravelmente menor que na retificação, visto que é possível executar o desbaste e o acabamento no mesmo equipamento, tornando economicamente viável o processamento de aços temperados com ferramentas de corte de geometria definida.

O potencial do PCBN, como material de corte, não tem sido ainda utilizado de forma adequada na indústria, principalmente pela falta de informação do desempenho e da confiabilidade como ferramenta de corte, e particularmente com respeito à sua resistência [7]. Contudo, o PCBN é depois do diamante o material mais duro conhecido. Além da elevada dureza, o PCBN apresenta

uma grande vantagem sobre o diamante, já que é quimicamente estável sob temperaturas de até 2000°C, ao passo que a grafitação do diamante inicia a 900°C. Além disto, nem o boro, nem o nitrogênio, têm afinidade com o ferro. Estas características permitem à ferramenta de PCBN usinar, com sucesso, peças de aço com dureza 45-65 HRC. Com a melhora do projeto de máquinas-ferramentas CNC, principalmente em termos de rigidez, seu desempenho no aspecto de precisão dimensional e qualidade superficial são compatíveis com a retificação.

As principais áreas de aplicação da técnica de torneamento duro com PCBN tem sido a indústria automotiva (disco de embreagem, cubo sincronizador, ...), fabricação de matrizes, rolos laminadores, indústria de rolamentos, etc.

Os experimentos foram realizados em dois tornos. Em um torno IMOR, foram executados os testes para análise das componentes da força de usinagem e em um torno ROMI COSMOS 10U foram executados os teste para análise da rugosidade. Durante os testes para análise das componentes da força de usinagem foram monitoradas a rugosidade e o desgaste da ferramenta.

Em virtude do material empregado nos ensaios serem tubos de aço, não foi possível estabelecer um comparativo com relação à manutenção da tolerância.

À medida que os diversos assuntos forem apresentados, serão discutidos os resultados dos ensaios realizados no LMP-UFSC com o aço 100Cr6, de forma a permitir ao leitor, uma visão sem interrupções de cada tópico. O planejamento e a metodologia adotadas foram colocadas na forma de anexo.

2. OBJETIVOS

O presente trabalho terá os seguintes itens por objetivos:

1. Apresentar informações (estado da arte) sobre o processo de torneamento de acabamento com a utilização do PCBN como material de ferramenta de corte.
2. Verificar experimentalmente o comportamento da ferramenta de PCBN no torneamento do aço 100Cr6 temperado e revenido para diversas durezas. Na análise experimental será verificada a influência da velocidade de corte, avanço, profundidade de corte e dureza para o aço 100Cr6 sobre a rugosidade.
3. Para o conjunto de parâmetros de entrada que apresentarem o melhor resultado em termos de rugosidade serão realizado ensaios que permitam analisar o comportamento da forças envolvidas no processo.
4. Os resultados serão analisados a principio pela utilização de fatorial saturada. Posteriormente, as conclusões obtidas por este método serão comparadas às conclusões obtidas pelo método que aplica a análise da variância (ANAVA) permitindo verificar o seu potencial.

3. ESTADO DA ARTE

3.1. DEFINIÇÕES

3.1.1. Torneamento de acabamento

O torneamento de acabamento é um processo mecânico de usinagem destinado à obtenção de superfícies de revolução com auxílio de ferramentas de gume único, que está permanentemente em ação, com o objetivo de melhorar a precisão de forma, dimensão, posição e qualidade superficial, de modo que satisfaça às exigências IT7 ou melhor. O processo é caracterizado ainda pela utilização de velocidades de corte maiores que no desbaste, pequenos avanços e profundidade de corte [8].

3.1.2. Ferramenta de corte

As publicações e normas antigas sempre se restringiram às definições e nomenclatura do ângulo da ferramenta simples de corte para torneamento. Numerosos esforços foram feitos para estabelecer conceitos e definições de validade geral e que permitissem um estudo unificado dos diversos processos de usinagem.

Todos os estudos conduziram às normas DIN 6580 de abril de 1963 e DIN 6581, de maio de 1966, as quais foram o ponto de partida para a norma ISO 3002 - 1977. Alguns acréscimos e aprimoramentos conduziram a ISO 3002 - 1982, que hoje é a norma internacionalmente aceita, aprovada unanimemente por todo o mundo industrial [9].

As normas brasileiras NBR 6163/80 e NBR 6162/80 adotam uma terminologia inadequada

que leva a sérios conflitos de universalidade e de lógica nos conceitos geométricos. Como a Comissão de Ferramentas de Usinagem da ABNT não entendeu a necessidade de uma revisão para atualizar as normas brasileiras, no presente trabalho a terminologia adotada segue as recomendações dadas por Stemmer [9] em seu livro "Ferramentas de Corte".

A figura 3-1 apresenta os ângulos e planos com respectivos símbolos que serão utilizados no decorrer deste trabalho.

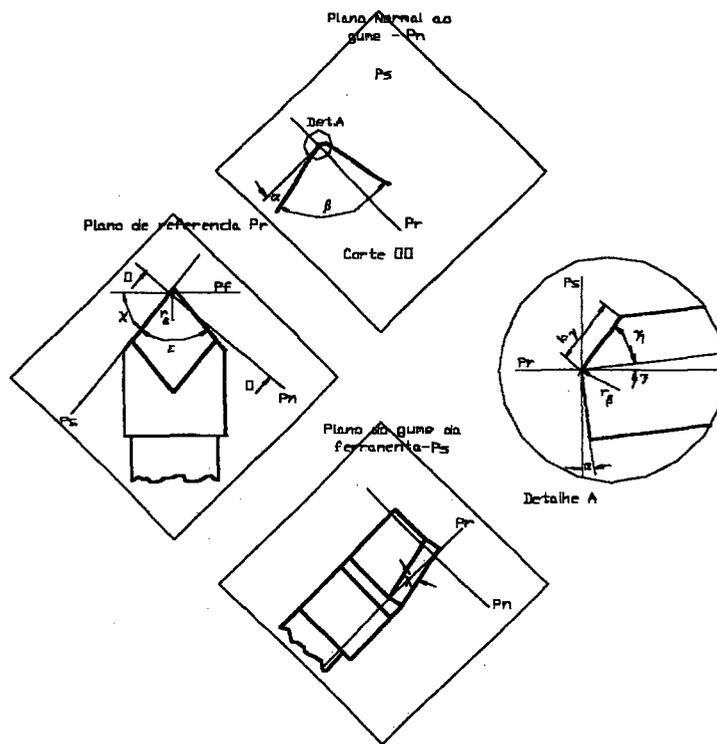
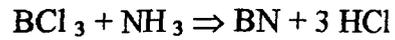


Figura 3-1 – Ângulos da ferramenta para torneiar [9]

3.2. MATERIAL DE FERRAMENTA

O nitreto de boro cúbico não é encontrado na natureza. Ele é obtido quimicamente da reação de halogenetos de boro com amoníaco e resultando em um produto estável, o nitreto de boro hexagonal e o ácido clorídrico.



Este produto não é adequado para fabricação de ferramenta de corte, devido à sua fragilidade e pouca resistência mecânica [10]. No entanto, assim como o carbono hexagonal (grafite), figura 3-2, pode ser transformado em carbono cúbico (diamante), também o nitreto de boro hexagonal pode ser transformado em nitreto de boro cúbico (figura 3-3) [9,11].

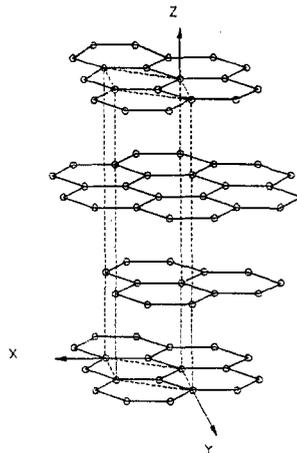


Figura 3-2- Estrutura grafitica [10].

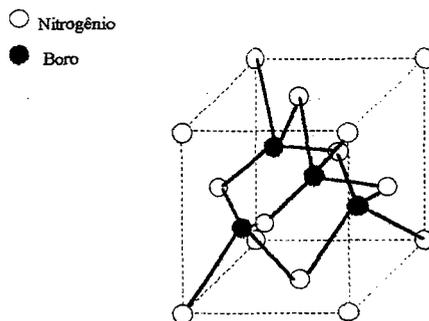


Figura 3-3- Estrutura cristalina do nitreto de boro Cúbico [10].

Além destas duas estruturas, existem ainda as estruturas romboédrica e vursítica (fig. 3-5 e fig. 3-6), cujas as características físicas e mecânicas são menos divulgadas [10].

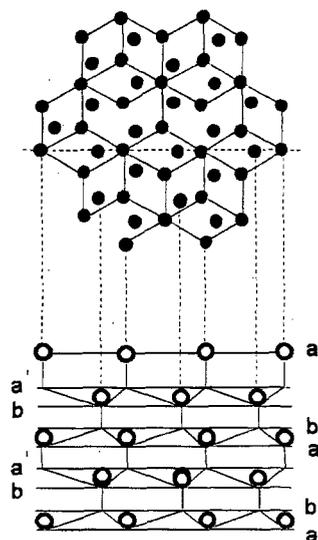


Figura 3-5 - Estrutura policristalina do nitreto de boro [10].

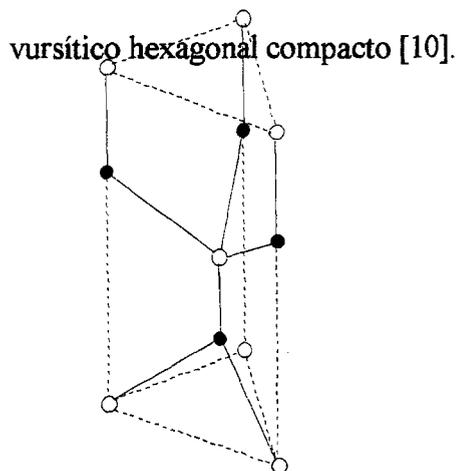


Figura 3-6 - Estrutura cristalina do nitreto de boro vursítico hexagonal [10].

3.2.1. Processo de obtenção dos grãos de CBN

Existem duas formas para a obtenção de grãos de CBN (esfarelita):

- a) Aquecer uma mistura de nitrogênio com boro, em uma cápsula de metal, a cerca de 1800°C e 8,5 GPa.
- b) Alterar a estrutura cristalina de hexagonal (grafítica) para cúbica (esfarelita) sob grande pressão e altíssima temperatura ou em vursita sob altíssima pressão e temperatura relativamente baixa.

Enquanto o primeiro processo de produção dos cristais de CBN é conhecido, o segundo à alta pressão e temperatura na presença de catalisadores é mantido em segredo pelos fabricantes, sendo o mais usado atualmente.

O uso de catalisadores durante a transformação permite controlar melhor o processo e reduzir em até 50% ($\cong 5,0$ GPa) a pressão de transformação. Estes catalisadores são metais alcalinos e alcalinos-terrosos, antimônio, estanho, chumbo ou ainda nitreto de lítio. Também é possível utilizar como catalisadores os lantanídeos e actinídeos [10].

O nitreto de boro hexagonal (grafítico) e o catalisador mais usado (magnésio) são usados na relação $\cong 75\%$ e 25% , respectivamente [10,13].

3.2.2. Fabricação do PCBN

Os insertos de PCBN são fabricados de forma análoga aos de diamante policristalino. Os grãos de CBN juntamente com catalisador são sinterizados em um segundo processo a alta pressão e temperatura sob forma de pastilhas, formando o PCBN [9,10,14].

A figura 3-7 mostra, de forma esquemática, um dispositivo para compactação a alta temperatura do nitreto de boro.

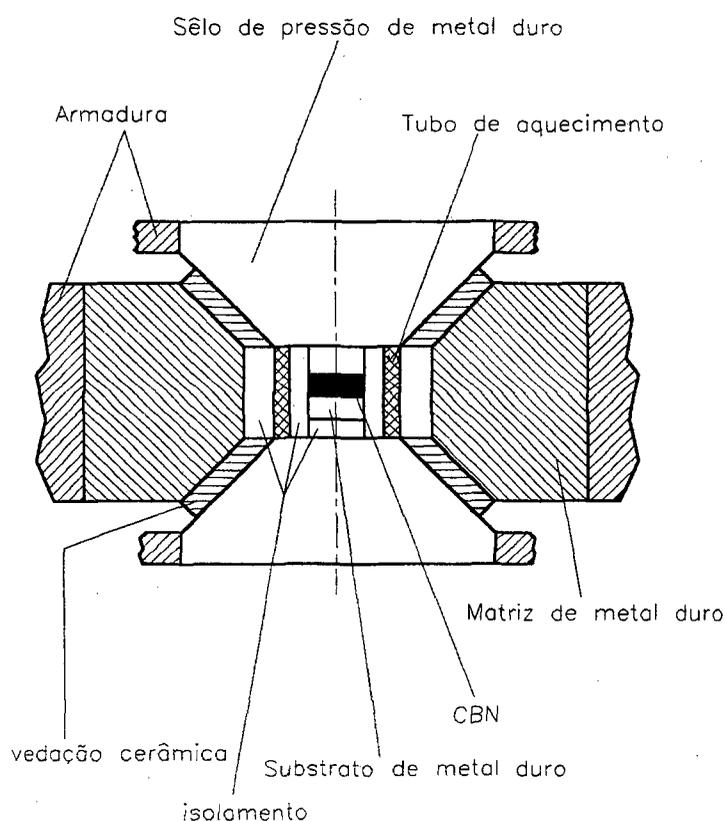


Figura 3-7 - Esquema de um dispositivo de alta pressão e temperatura para sinterização do PCBN [10].

Na prensagem, onde a força é transmitida hidraulicamente, a vedação de cerâmica, normalmente pirofilita, escoa parcialmente e com isso permite o movimento do punção necessário à obtenção da pressão de sinterização [10].

A temperatura de sinterização é obtida através de tubos com resistência alimentados por uma corrente que passa pelos punções de prensagem. No interior da cápsula está o aglomerado a ser sinterizado [9,10].

O CBN pode ser sinterizado sobre uma base de metal duro, ou sob forma de insertos inteiros

[9,10,15].

Com o propósito de facilitar a sinterização, vários fabricantes usam fases metálicas que apresentam pontos de fusão a alta pressão mais baixos que a temperatura de sinterização. Normalmente são usados metais como Al, W, Ni, Ti, Cr e Fe os quais desempenham quatro importantes funções na produção de ligas policristalinas:

- ⇒ Servem, no estado sólido, como liga entre a base de metal duro e o revestimento do material (CBN).
- ⇒ A fase líquida preenche os espaços vazios que sobram depois da prensagem a frio, atuando desta forma como condutor de pressão, evitando com isso uma posterior mudança de fase causada pela baixa pressão localizada.
- ⇒ Eles aceleram o processo de sinterização através de comparativamente alta difusão do líquido.
- ⇒ Dissociam a parte de material dura já transformada e segregam como fase cúbica no resfriamento, o que acelera a formação das pontes de ligação [10].

3.2.3. Propriedades de ferramentas de PCBN

As propriedades das ferramentas de PCBN dependem de diversos fatores: da qualidade, tamanho e quantidade das partículas de CBN, tipo e processo de fabricação do cristal, da fase ligante e dos equipamentos empregados na sua fabricação. A variação destes fatores permite ao fabricante adequar características do PCBN às necessidades do usuário [1,10,16].

DUREZA - Depois do diamante, os monocristais de nitreto de boro cúbico são o material mais duro que se conhece. Todavia, a dureza da ferramenta será consequência da quantidade de cristais e do tipo da fase ligante empregados.

DUREZA A QUENTE - Uma vantagem do CBN é a sua elevada dureza até 1000°C (fig. 3-8) [9,10,16,17]. A dureza na faixa de temperatura 800~1000°C é praticamente equivalente à do metal duro P10 em temperatura ambiente [18].

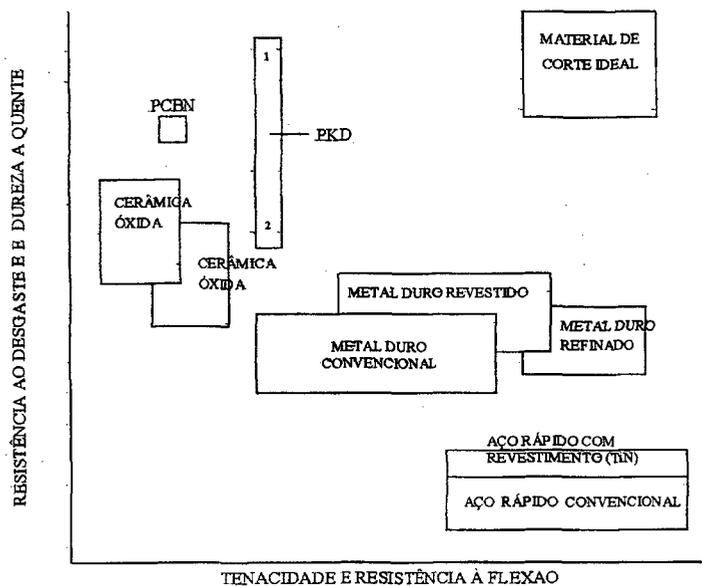


Figura 3-8 - Característica de vários materiais de ferramenta [19].

Em relação a outros materiais de corte, as vantagens técnicas e econômicas do uso de ferramentas de PCBN, na usinagem de aços endurecidos, são grandes. Segundo alguns autores, a elevada temperatura de corte desenvolvida, a qual é suportada pela ferramenta de PCBN, facilita a usinagem através da diminuição de energia de cisalhamento (calor auto-induzido de usinagem) [19].

TENACIDADE - A tenacidade da ferramenta de PCBN pode ser ajustada às necessidades através da maior adição de metais e material de enchimento. Assim como em outros materiais de ferramenta, um ganho na tenacidade é obtido em detrimento da dureza. No entanto, a perda da dureza não é tão acentuada como nos materiais tradicionais de ferramenta de corte.

Portanto, apesar de sua dureza superior em relação aos metais duros e cerâmicas, em se

interrompido [19].

RESISTÊNCIA À DIFUSÃO - A principal característica do CBN é de, juntamente com sua alta dureza, apresentar pequena tendência à formação de boretos ou nitretos com materiais ferrosos durante a usinagem [10,17,19]. Assim, tem-se uma importante diferença em relação ao diamante, que devido à sua tendência à formação de carbonetos não é apropriado à usinagem de ligas ferrosas [12,15,16,20].

OXIDAÇÃO - Enquanto que no diamante aparecem sinais de grafitação devido aos efeitos do oxigênio do ar, a uma temperatura de 700°C, no CBN a dissociação só inicia-se a partir de 1200°C pela formação de óxido de boro [10,20,21].

A figura 3-9 mostra as curvas de equilíbrio diamante - grafite e nitreto de boro hexagonal - nitreto de boro cúbico. Acima da curva de equilíbrio do carbono, tem-se diamante e, abaixo, grafite.

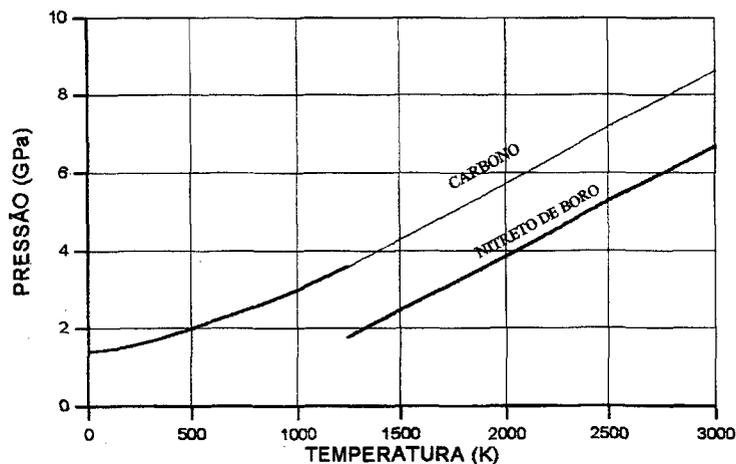


Figura 3-9 - Curva de equilíbrio do carbono e do nitreto de boro [11].

Da mesma forma, acima da curva de equilíbrio do nitreto de boro, tem-se nitreto de boro cúbico e, abaixo, nitreto de boro hexagonal. Observa-se que, para uma mesma pressão, é necessária uma

maior temperatura para o nitreto de boro transformar-se da estrutura cúbica para a hexagonal do que o carbono [11].

Outras características marcantes, segundo as exigências do processo de usinagem, dos monocristais de nitreto de boro cúbico são:

- alta condutibilidade térmica;
- grande resistência à tração, comparado com o diamante.

A tabela 3-1 apresenta os valores numéricos de algumas propriedades de diferentes tipos de ferramenta.

	Cerâmica mista $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiC}$	Metal duro K10	PCBN-90%	PCBN-50%
Resist. fratura ($\text{MPam}^{1/2}$)	2,9	10,8	6,3	3,7
Dureza Knoop (GPa)	17	17	31,6	27,5
Módulo de Young (GPa)	390	593	680	587
Dilatação térmica (10^{-6}K^{-1})	7,8	5,4	4,9	4,7
Condut. térmica ($\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$)	9,0	100	100	44

Tabela 3-1 - Propriedades de ferramentas [22]

3.2.4. Classificação

Diferentemente dos metais duros e cerâmicas, o PCBN não possui um sistema de classificação padronizado. O PCBN pode ser dividido em duas categorias: alto-teor (70% de cristais de BN ou mais) e baixo-teor (69% ou menos) [23].

Além do teor, é possível identificar diferenças entre vários tipos de PCBN observando-se:

- o tamanho de grão.

- a estrutura cristalina, isto é, a porção de cristais de estrutura vursítica no material.
- fase ligante.

Os mais recentes desenvolvimentos relacionados ao PCBN como ferramenta de corte estão direcionados ao uso de nitreto de boro na sua segunda forma mais dura - a estrutura vursítica. Esta liga é formada por BN (nitreto de boro) cúbico de tamanho normal e BN de forma hexagonal no seu menor tamanho de grão ($0,02\mu\text{m}$) na estrutura vursítica, que são produzidos através de uma transformação por choque térmico da estrutura hexagonal (grafítica) do BN.

A fase ligante, composta por catalisadores e outras misturas, tem grande efeito sobre o mecanismo de desgaste do material como um todo. Por isso deve ser dada atenção sobre a fase ligante. Em princípio, diferencia-se as fases ligantes segundo sua base cerâmica ou metálica.

- fase ligante metálica: contendo cobalto, formam uma complexa ligação inter-metálica $\text{W}_2\text{Co}_2\text{B}_6$.

- fase ligante cerâmicas: compostos por pequenos grãos de CBN ($< 1\mu\text{m}$) numa base de TiC.

Na comparação entre os dois tipos de fase ligante, observou-se que o PCBN com o ligante metálico apresenta uma dureza 30% maior à temperatura ambiente, devido à maior porção de grãos de CBN na liga. Contudo, com o efeito da temperatura esta dureza diminui drasticamente, de modo que em torno de 1000°C não há mais diferença de dureza entre PCBN com fase cerâmica e metálica [10].

3.2.5. Formas

Após a sinterização, o PCBN está disponível em forma de discos, eventualmente sinterizado sobre substrato de carboneto de tungstênio [12,24]. Estes discos são, então, cortados por laser ou EDM, nas formas padrão ou em formatos livres conforme a necessidade. Após o corte, são retificados com rebolos diamantados para a forma final. As dimensões e tolerância são baseados na ISO "M", chanfradas ou não [22].

Os insertos podem ser brasados ou fixados mecanicamente em porta-ferramenta. Recomenda-se que, para o último caso, o assento para o inserto seja de metal duro ou aço temperado retificado, fornecendo um assento rígido de forma a evitar quebra prematura [20].

3.2.6. Aplicação

O sucesso do emprego de uma ferramenta de corte para uma aplicação particular depende de muitos fatores. Por exemplo, a ferramenta deve ser compatível com o material da peça, e apresentar a inclinação, preparação do gume, geometria da ferramenta e seleção de parâmetros de usinagem corretos. Quando os materiais endurecidos são usinados, estes fatores são mais críticos [3].

Os insertos de PCBN são recomendados somente para a usinagem de aços duros (acima de 45 HRC) e superligas de alta tenacidade [25]. As ferramentas de PCBN foram originalmente desenvolvidas para usinagem de superligas de níquel resistente, como Inconel e Nimonic, usadas na indústria aeroespacial [25]. No entanto, as áreas de aplicação tem-se estendido devido às diversas classes de PCBN desenvolvidas.

O PCBN se presta à usinagem de três grupos de materiais.

- Ligas de níquel, ferro e cobalto a partir de 35HRC.
- Aços duros e temperados a partir de 45HRC.
- Ferros fundidos cinzentos perlíticos.

Além disso, servem para usinagem de revestimentos duros, com altas percentagens de carbonetos de tungstênio ou Cr-Ni, aplicados por soldagem de deposição ou por aspensão térmica [9]. Na usinagem de ligas ferrosas cuja matriz seja predominantemente martensítica ou cuja dureza esteja numa faixa de 63 a 70 HRC, o CBN é praticamente a única escolha [20].

A tabela 3-3 apresenta diversos materiais e as condições de corte recomendadas pelo

fabricante de ferramenta de PCBN (De Beers Diamond Ind. Co.).

Material da peça	Dureza HRC	v_c (m/min)	a_p (mm)	f (mm/rev.)	OBS.
Aço ferramenta	60	100-120	0,01-0,5	0,05-0,2	usar baixas velocidades para cortes interrompidos
Aço rápido	62	80-120	0,01-0,5	0,05-0,2	Cortes interrompidos não recomendados
Aço rolamento	58-60	100-150	0,01-0,5	0,05-0,2	Usar baixas velocidades para corte interrompidos
Aço p/ matriz	50	100-200	0,01-0,5	0,05-0,2	
Peças temperadas	55-58	80-200	0,01-0,5	0,05-0,2	

Tabela 3-2 - Recomendações de parâmetros de corte para diversos materiais [3]

Considerando que o PCBN é cerca de dez vezes mais caro que a cerâmica para o mesmo tamanho e geometria de inserto, o CBN pode ser economicamente justificado somente para usinagem de aços tratados termicamente naquelas situações onde as cerâmicas falham completamente ou quebram antes do acabamento da peça de trabalho [15,20,26,27].

Dependendo do material da peça e das condições de corte, as ferramentas de PCBN podem ter um desempenho de 5 a 100 vezes melhor (maior vida da ferramenta e/ou maior taxa de remoção) do que as ferramentas cerâmicas e de metal duro. As ferramentas de PCBN geralmente não são usadas em peças cujo material tenha dureza abaixo de 45 HRC, exceto em casos onde a microestrutura contenha uma fração significativa de martensita [20].

3.2.7. Limitações

Existem limitações somente para aços austeníticos e materiais com grande porção de ferrita, cujas as fases reativas α e γ respectivamente conduzem ao desgaste (devido à afinidade química entre gume e peça) [10,19]. Este assunto será melhor abordado no item 3.4 sobre desgaste da ferramenta.

3.3. MECANISMO DE FORMAÇÃO DE CAVACO

A ferramenta de PCBN possui diversas qualidades que a capacita usinar aços de elevada dureza. No entanto, o desgaste da ferramenta e a formação do cavaco são mecanismos que ocorrem simultaneamente no processo de usinagem. Logo, a compreensão de um permite ampliar o entendimento do outro, como é mostrado no caso do desgaste da ferramenta durante a usinagem do aço SK3, permitindo a determinação de condições de usinagem que favoreçam um melhor aproveitamento das qualidades da ferramenta [30].

Inicialmente, é apresentada uma teoria que propõe esclarecer alguns conflitos existentes na teoria de formação de cavaco convencional. Em seguida, é apresentado um esclarecimento a respeito da mudança do tipo de cavaco, devido à variação das propriedades mecânica do material, seguida da teoria proposta à formação do cavaco cisalhado.

3.3.1. Formação de cavaco contínuo

Na teoria convencional, o mecanismo de formação de cavaco pode ser descrito da seguinte forma: ocorre a penetração da ferramenta na peça e uma pequena porção de material é recalçada,

mas ainda permanece solidária à peça. A deformação plástica progride até que a elevada tensão de cisalhamento força o material recalcado da peça a deslizar por planos de cisalhamento dos cristais. Estes planos determinam uma região de cisalhamento [28].

Na maioria das análises, com o objetivo de simplificar, assume-se que o processo de cisalhamento, no mecanismo de formação de cavaco (sem fratura para cavaco contínuo e com fratura para cavaco descontínuo), é restrito a um plano único (fig.3-10).

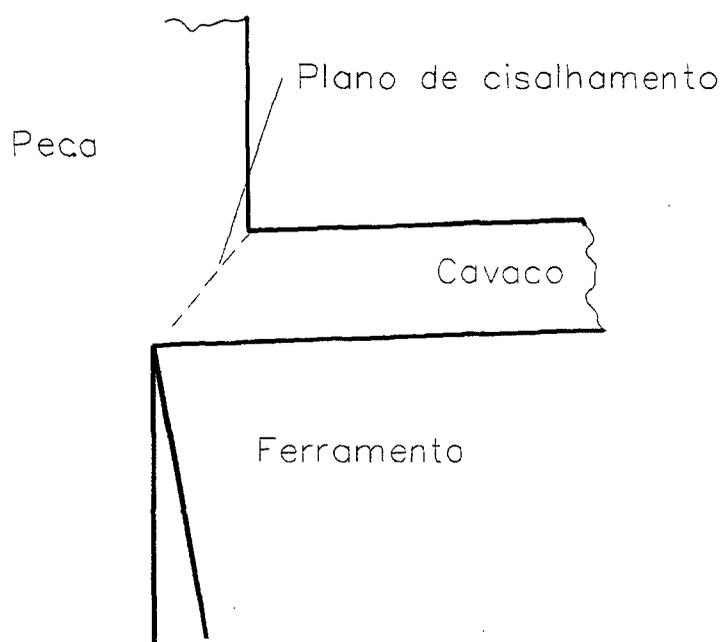


Figura 1-10 - Modelo de formação de cavaco com plano único [29].

No entanto, a teoria apresenta alguns conflitos:

- Uma partícula, na superfície da peça, deve alcançar uma aceleração infinita ao passar através do plano de cisalhamento, trocando sua posição da região da peça para região do cavaco;
- Existe um gradiente de tensão infinita no plano de cisalhamento;
- A taxa de deformação é extremamente grande, comparando com resultados de testes estático do

material e;

- d) É produzida, abruptamente, uma deformação extremamente grande no plano de cisalhamento e a relação entre tensão e deformação não condiz com testes estáticos do material.

Para esclarecer tais conflitos da teoria convencional, sugere-se no lugar do plano de cisalhamento único, uma zona de transição limitada pelas linhas de fronteira OA e OB, conforme a figura 3-11.

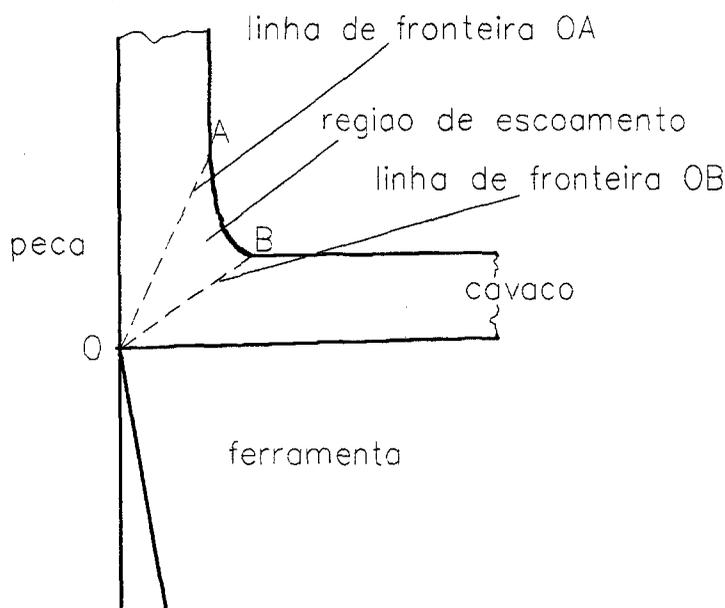


Figura 1-11 - Modelo de formação de cavaco com região de escoamento [28].

Nesta zona de deformação, a tensão de cisalhamento, a deformação plástica e a velocidade de uma partícula de metal trocam seus valores gradualmente. A superfície da peça a ser usinada não tem uma interseção definida como na teoria convencional, mas uma curva suave entre a superfície da peça e a parte posterior do cavaco .

Com o objetivo de facilitar o estudo do mecanismo de formação de cavaco, os pesquisadores

adotam o corte ortogonal, o que permite simplificar os cálculos matemáticos. Assume-se ainda:

- Que o material é perfeitamente plástico e que a deformação elástica é desprezível em comparação com a deformação plástica;
- As tensões de cisalhamento, em ambas as linhas de fronteira, distribuem-se uniformemente [29].

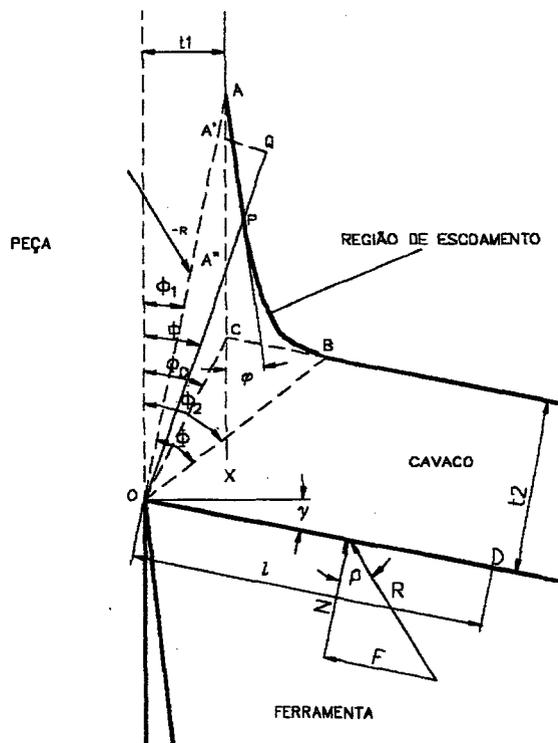


Figura 3-12 – Análise do mecanismo de corte baseado no conceito da região de escoamento [29].

Para o corte ortogonal, com largura "b", espessura de usinagem " t_1 ", ângulo de saída " γ ", espessura de cavaco " t_2 ", ângulo de atrito na interface cavaco-ferramenta " ρ " e força resultante "R", as seguintes expressões são obtidas:

$$T_{OA} = \frac{R \cdot \sin \phi_1 \cdot \cos(\phi_1 - \gamma + \rho)}{bt_1} \quad (1)$$

$$T_{OB} = \frac{R \cdot \sin \phi_2 \cdot \cos(\phi_2 - \gamma + \rho)}{bt_2} \quad (2)$$

Conforme Finne, Shaw, Sata e Mizuno [29], a tensão cisalhamento média ao longo da interface cavaco-ferramenta OD é fornecida pela equação (3)

$$T_{OD} = \frac{R \cdot \sin \rho}{bl} = T_o \quad (3)$$

A inclinação dos ângulos da linha de fronteira, inicial e final, da região de escoamento ϕ_1 e ϕ_2 são expressas conforme as equações 4 e 5.

$$\phi_1 = \frac{K_1 - \rho + \gamma}{2} \quad (4)$$

$$\phi_2 = \frac{K_2 - \rho}{2} + \gamma \quad (5)$$

O cálculo das constantes K_1 e K_2 :

$$K_1 = \sin^{-1} \left(\frac{2}{k_1} \cdot \sin \rho + \sin(\rho - \gamma) \right) \quad (6)$$

$$K_2 = \cos^{-1} \left(\frac{2}{k_2} \cdot \sin \rho - \cos \rho \right) \quad (7)$$

e:

$$k_1 = \frac{l}{t_1} \quad (8)$$

$$k_2 = \frac{l}{t_2} \quad (9)$$

O ângulo do setor AOB da região de escoamento:

$$\Phi = (\Phi_2 - \Phi_1) = \frac{\gamma - K_1 - K_2}{2} \quad (10)$$

Meyer, Archibald, Creveling Jordan, Thomsen [29] obtiveram os valores de k para aço, $k_1=2$ e $k_2=1$. Substituindo nas equações 6 e 7, temos:

$$K_1 = \sin^{-1} (\sin \rho + \sin(\rho - \gamma)) \quad (11)$$

$$K_2 = \cos^{-1} (2 \cdot \sin \rho - \cos \rho) \quad (12)$$

O ângulo de atrito ρ , na face da ferramenta, pode ser calculado por:

$$\tan \rho = \frac{F_t + F_c \cdot \tan \gamma}{F_c - F_t \cdot \tan \gamma'} \quad (13)$$

Com o objetivo de obter a deformação plástica cisalhante na região de escoamento, figura 3-12, determina-se a deformação plástica no plano arbitrário radial OP, a qual se estende do gume da ferramenta à superfície da peça na região de escoamento. O ângulo entre o plano OP e a superfície de trabalho é denominado ϕ .

Se uma partícula de material da superfície da peça (na posição "A") não fosse usinada, prosseguiria para a direção "X". Na realidade, como resultado da deformação plástica, ela se move para "P" e tem a componente de deslocamento para "A'P" (componente esta que é tangente à superfície livre da região de escoamento do ponto "P" e faz um ângulo ψ com a superfície usinada). Logo, a deformação plástica, à qual o metal é submetido, até que a partícula alcance o plano radial OP, é dada por:

$$\frac{A'P}{A'Q} \quad (14)$$

O valor da deformação plástica ε é expresso em função dos ângulos ϕ e ψ .

$$\varepsilon = \cot \phi - \cot(\phi - \psi) \quad (15)$$

Em particular, as deformações de plásticas nas linhas de fronteira, inicial OA e final OB, na região de escoamento é:

$$\varepsilon_1 = 0 \quad (16)$$

$$\varepsilon_2 = \cot \phi_2 + \tan(\phi_2 - \gamma) \quad (17)$$

Logo, ao invés de uma grande e abrupta deformação plástica que ocorre no plano único de cisalhamento, como na teoria convencional, a deformação plástica é zero na linha de fronteira inicial OA e aumenta gradualmente até alcançar o máximo, na linha de fronteira final OB. Então o material escoava para a região de cavaco, no estado de deformação plástica permanente " ϵ_2 ", o qual é dado pela equação (17). As variações da deformação plástica 0, 1, 2 e 3, conforme a figura 3-13, correspondem, respectivamente, a região da peça, linha de fronteira inicial, linha de fronteira final e região de cavaco [15].

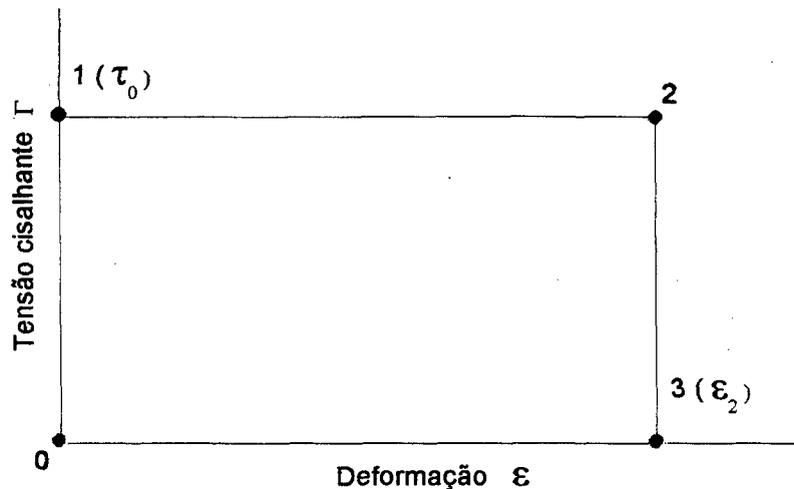


Figura 3-13 - Diagrama de tensão-deformação para material perfeitamente plástico [29].

3.3.2. Formação do cavaco cisalhado

O conceito da região de escoamento pode também ser aplicado para a explicação da formação de cavaco descontínuo, e assim apazigua o conflito de que a fratura ocorre abruptamente e que é associada a esforços extremamente elevados. A deformação começa a ocorrer no início da linha de fronteira da região de escoamento OA. A deformação aumenta gradualmente, enquanto o corte progride. A tensão de cisalhamento aumenta devido ao endurecimento por encruamento.

Finalmente a tensão alcança o limite de ruptura e na linha de fronteira OB ocorre a fratura dando origem a um fragmento de cavaco descontínuo [29].

Vale ressaltar que, para mesmas condições de corte, a mudança do mecanismo de formação de cavaco contínuo, visto no item 3.3.1 para o cavaco cisalhado, ocorre devido à modificação das propriedades mecânicas do material da peça [30,31,32].

Quando o material é relativamente macio, a deformação plástica é predominante na região de escoamento, pois $\tau_{rup.material} > \tau_{OB}$, e temos a formação de cavaco contínuo [4,30]. Quanto mais duro o material, menor a resistência à fratura. Quando a resistência à fratura fica abaixo de um certo limite, a fratura se torna predominante ($\tau_{rup.material} < \tau_{OB}$) e o cisalhamento concentrado ocorre intermitentemente na região de escoamento [4,30]. Nesta condição, o ângulo de cisalhamento existente na região é grande (figura 3-14) [33],

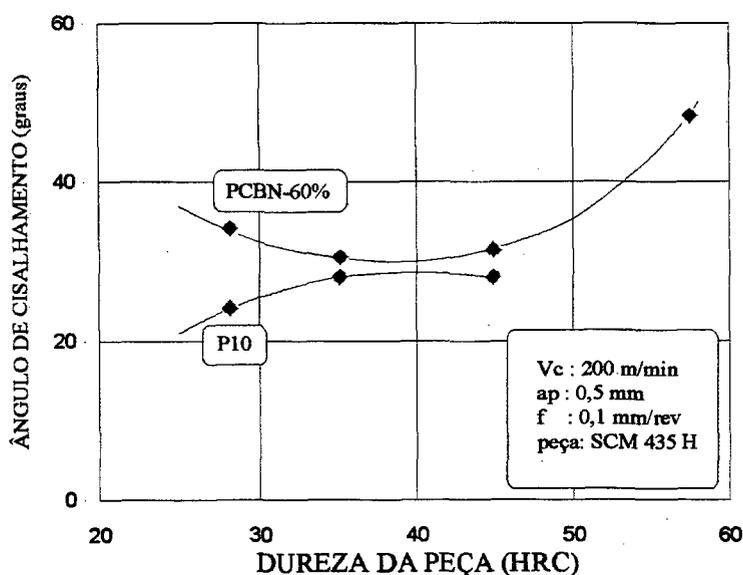


Figura 3-14 - Variação do ângulo de cisalhamento em função da dureza [33].

A figura 3-15 apresenta seções longitudinais de cavacos gerados durante a usinagem do aço ferramenta (SK3) com diversas durezas. O cavaco torna-se fino (fator de recalque R_c pequeno) e a

forma muda de contínua para cisalhada quando a dureza excede a 50 HRC [30,34]. Os cavacos cisalhados se formam, principalmente na usinagem de materiais com estrutura martensítica, apresentando diferentes estruturas devido ao elevado aquecimento e rápido resfriamento [32].

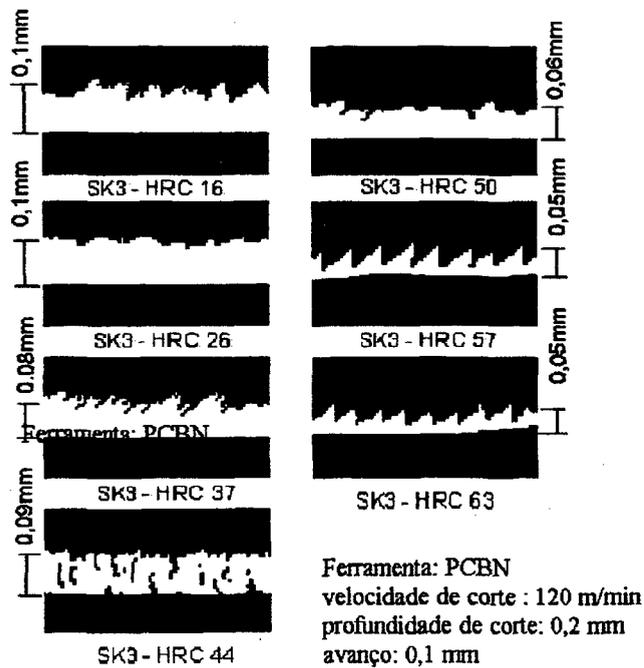


Figura 3-15 - Variação da forma de cavaco conforme a dureza da peça [30].

As vibrações geradas, durante a formação do cavaco cisalhado são prejudiciais à qualidade superficial [9]. Contudo Nakayama [34] mostra que as forças de corte, durante a usinagem do aço temperado, são pequenas e a vibração não chega ser um problema. Os cavacos cisalhados apresentam vantagens tais como: quebra fácil, menor comprimento de contato cavaco-ferramenta [36], desenvolvem menor temperatura de usinagem [30], e como será mostrado no próximo capítulo, o cavaco cisalhado se forma numa faixa de velocidade de corte que propicia o fenômeno de difusão limitada [25].

O mecanismo de formação de cavaco cisalhado é bem diferente do cavaco contínuo. Contudo, o cavaco cisalhado é freqüentemente confundido por um cavaco contínuo.

As irregularidades da superfície livre do cavaco, figura 3-16, podem ser classificadas em quatro tipos:

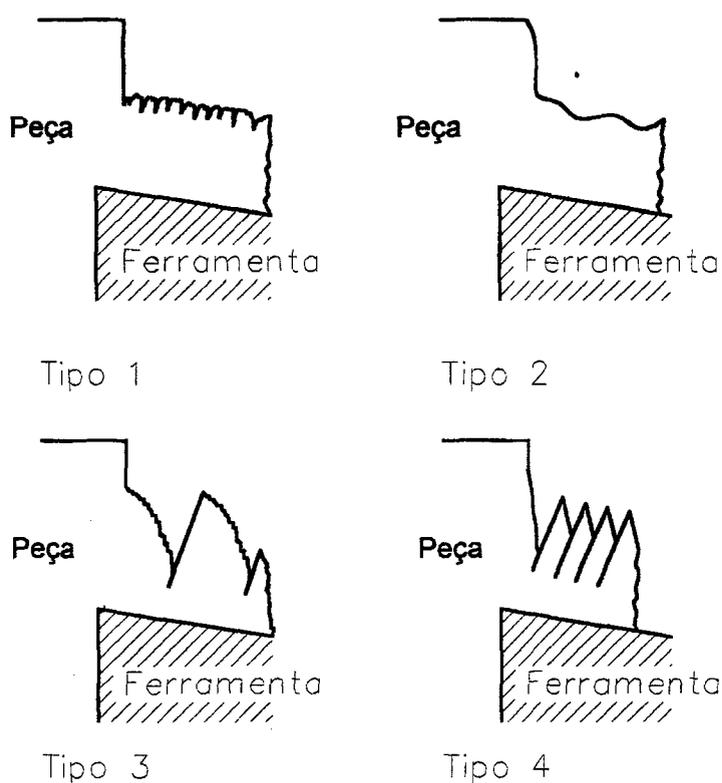


Figura 1-16 - Irregularidades da superfície do cavaco [34].

- Tipo 1 - ondulação devido à deformação não uniforme e trinca relativa à natureza não uniforme do metal policristalino;
- Tipo 2 - forma ondulada devido à variação periódica na condição de corte semelhante à espessura do cavaco não deformado. Sua variação é decorrente da vibração do sistema máquina-

peça-ferramenta;

- Tipo 3 - é a forma ondulada devido à variação periódica da espessura do cavaco;
- Tipo 4 - caracterizado pela seção marcada pelo cisalhamento. Os dentes são gerados pelo escoamento em linhas retas [34].

A figura 3-17 mostra a raiz de cavaco num estado no qual um fragmento de cavaco descontínuo está para ser formado.



Figura 3-17 – Início da formação do cavaco cisalhado [29].

Na figura seguinte (fig.3-18) a trinca é representada pela linha OB. O escoamento plástico ocorre antes desta linha, onde uma região de escoamento é reconhecida. A linha de fronteira inicial da região de escoamento, a qual é obtida pela observação da deformação dos contornos dos cristais, é representada pela linha cheia OA. As linhas de fronteiras são os limites da região de escoamento AOB, como já esclarecido no item 3.3.1.

As linhas de fronteira retas da figura 3-11, são na verdade curvas, fig. 3-18. Considerando

que as linhas de fronteiras são planos de escorregamento, elas interceptam a superfície livre da peça ou do cavaco a 45° [29], conforme a lei de Schmid [36]. As linhas também devem cruzar a face da ferramenta no seu gume, pelo menos a 90° , conforme o teorema de Hill [29]. Portanto, as linhas são obrigatoriamente curvas [29].

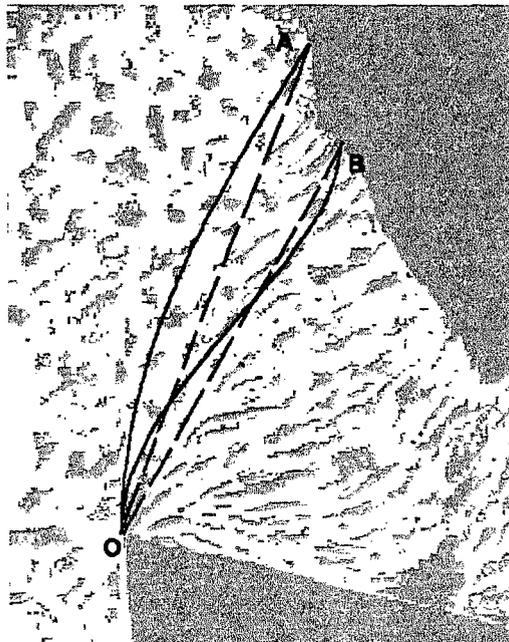


Figura 3-18 - Formação do cavaco cisalhado [29].

A figura 3-19 mostra o instante em que ocorre a fratura na linha de fronteira final na região de transição ou de escoamento.

Uma vez que a fratura tenha ocorrido, um fragmento de cavaco descontínuo flui pela face da ferramenta sem nenhuma restrição. No instante que a fratura ocorre, a tensão de cisalhamento decresce abaixo do limite de ruptura e um novo cavaco se prepara para se formar.

O processo de corte e o comportamento é quase o mesmo que na formação de cavaco contínuo, exceto que a fratura ocorre quando a tensão de cisalhamento, na linha de fronteira final, alcança o limite de ruptura novamente, enquanto o corte prossegue.

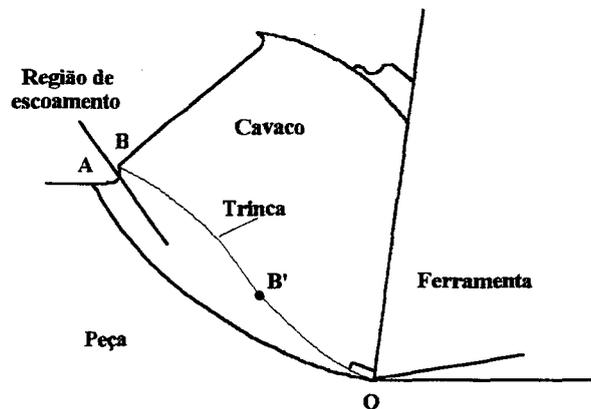


Figura 3-19 - Desenho esquemático do instante da formação da trinca [29].

Em um estágio inicial, a peça, a qual tem uma inclinação da superfície livre em OB devido à fratura anterior, não é cortada imediatamente, mas uma porção da peça próxima ao gume aumenta alguns graus, a fim de que a parte OB' da superfície fraturada OB entre em contato com face da ferramenta, e a parte restante BB' entre em contato com o fragmento de cavaco, conforme fig. 3-20. Então o metal começa a deslizar ao longo da face enquanto um cavaco completo acompanha a região de escoamento AOB. A tensão de cisalhamento e a deformação são mínimas na linha de fronteira inicial OA e máximas na linha de fronteira final OB.

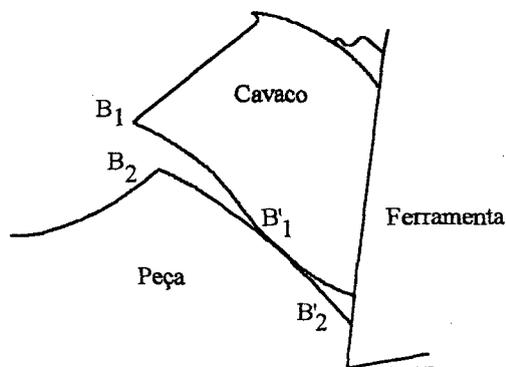


Figura 3-20 - Desenho esquemático do cavaco descontínuo formado [29].

A força de corte é pequena no estágio inicial e com o progresso do corte ela aumenta. Sempre que a tensão cisalhante máxima na linha de fronteira final aumenta, o suficiente para exceder o limite de ruptura ($\tau_{rup(material)}$), a fratura ocorre e um novo cavaco descontínuo é produzido. O processo acima se repete e os fragmentos do cavaco descontínuo são formados um a um.

No caso da peça com profundidade de corte " t_1 " e ângulo de saída " γ " no corte ortogonal, conforme figura 3-21, a inclinação de OA " ϕ_1 " e de OB (onde ocorre a trinca) " ϕ_2 " são deduzidas teoricamente como se segue.

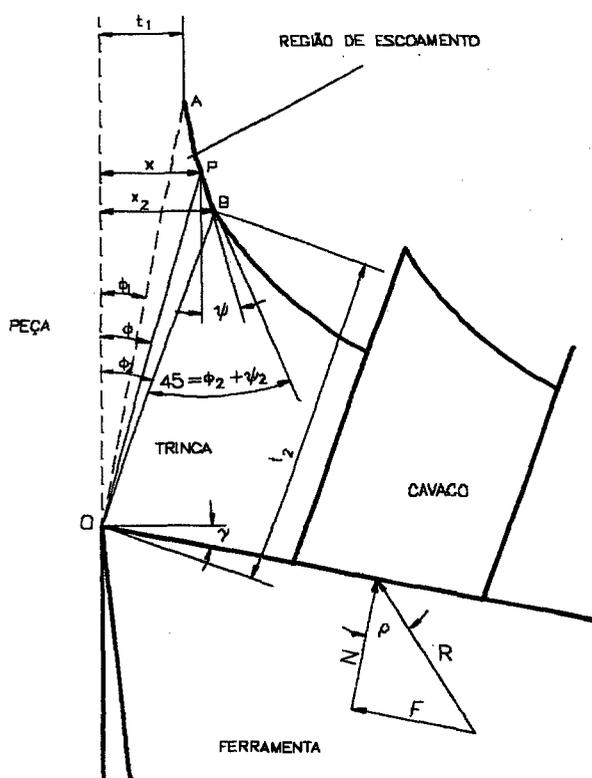


Figura 3-21 - Análise da formação do cavaco descontínuo baseado no conceito da região de escoamento [29].

Considerando que a peça deve endurecer por deformação quando a fratura ocorre, tal como na formação de cavaco descontínuo, a relação entre a tensão de cisalhamento Γ e deformação é assumida conforme a figura 3-22, e obedece a equação abaixo

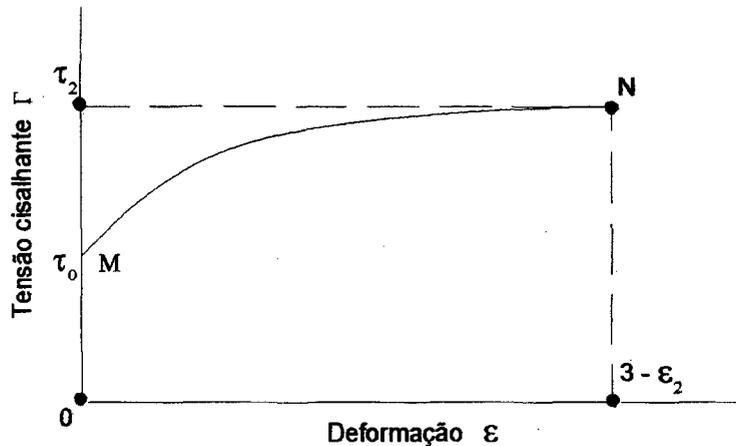


Figura 3-22 - Diagrama de tensão - deformação de material plástico [29].

$$T = T_0 + k\varepsilon^m \quad (18)$$

A figura 3-21 é associada com a figura 3-22 como segue. A partícula de material não deformado da peça corresponde à posição O, e quando alcança a linha de fronteira inicial, corresponde a posição M. Devido ao escoamento do material no cisalhamento, quando a partícula de material passa para a região de escoamento, ele troca sua posição de M para N continuamente, até alcançar a ruptura no ponto N. O ponto de ruptura no ponto N corresponde à linha de fronteira final, isto é, linha de fratura, na qual ocorre periodicamente a fratura e um cavaco descontínuo é produzido. Portanto, a tensão de cisalhamento deve alcançar seu valor máximo na linha de fronteira final na região de escoamento. Denominando-se de "x" a distância do ponto arbitrário P até a linha OD, e de "R" a força de resultante máxima com a qual ocorre a fratura para a largura de corte "b", e

assumindo que a tensão de cisalhamento se distribui uniformemente no plano radial na região de escoamento, a tensão de cisalhamento no plano arbitrário OP é expressa por:

$$T = \frac{R \cdot \sin \phi \cdot \cos(\phi - \gamma + \rho)}{b \cdot x} \quad (19)$$

Esta alcança o valor máximo quando o ângulo de inclinação do plano radial arbitrário " ϕ " torna-se igual ao ângulo de inclinação da linha de fronteira final " ϕ_2 " da expressão (21) abaixo.

$$\left(\frac{dT}{d\phi} \right)_{\phi=\phi_2} = 0 \quad (20)$$

A equação seguinte é obtida:

$$\left(\frac{dT}{x \cdot d\phi} \right)_{\phi=\phi_2} = \cot \phi_2 - \tan(\phi_2 - \gamma + \rho) \quad (21)$$

Por outro lado geometricamente.

$$\frac{dT}{x \cdot d\phi} = \cot \phi - \cot(\phi + \varphi) \quad (22)$$

Portanto, para $\phi = \phi_2$,

$$\left(\frac{dT}{x \cdot d\phi} \right)_{\phi=\phi_2} = \cot \phi_2 - \cot(\phi_2 + \varphi_2) \quad (23)$$

ψ_2 é o valor de ψ na linha de fronteira final. Uma vez que a linha de fronteira final da região de escoamento, no caso da formação de cavaco descontínuo ($\phi_2 + \varphi_2 = \pi/4$), é um plano de escorregamento com fratura, este faz um ângulo de 45° com a superfície livre. Portanto, das equações 21, 23 e 24, tem-se:

$$\phi_2 = \frac{\pi}{4} + \gamma - \rho \quad (24)$$

A equação (24) mostra a condição para qual ocorre a fratura, quando um cavaco descontínuo é produzido.

O ângulo de inclinação da linha de fronteira inicial ϕ_1 , neste caso, é obtido como segue. A tensão de cisalhamento é T_0 , x é igual à profundidade de corte " t_1 " e ϕ é igual ϕ_1 na linha de fronteira inicial, conforme equação seguinte.

$$T_0 = \frac{R \cdot \sin \phi_1 \cdot \cos(\phi_1 - \gamma + \rho)}{b \cdot t_1} \quad (25)$$

A deformação cisalhante ε_2 e a tensão cisalhante T_2 , na linha de fronteira final, são obtidas das equações (26) e (27), onde " t_2 " é a espessura do cavaco máximo teórico.

$$\varepsilon_2 = \cot \phi_2 - \cot(\phi_2 + \varphi_2) = \cot\left(\frac{\pi}{4} + \gamma - \rho\right) - 1 \quad (26)$$

$$T_2 = \frac{R \cdot \cos(\phi_2 - \gamma) \cdot \cos(\phi_2 - \gamma + \rho)}{b \cdot t_2} = \frac{R \cdot \cos\left(\frac{\pi}{4} - \rho\right)}{\sqrt{2} \cdot b \cdot t_2} \quad (27)$$

Da equação (18) segue a relação existente entre T_0 e T_2 e ε_2 .

$$T_2 = T_0 + \varepsilon_2^m \quad (28)$$

A expressão do ângulo de inclinação ϕ_1 pode ser obtida pela substituição das equações (8) e (9) na equação (11).

$$\phi_1 = \frac{\gamma}{2} - \frac{\rho}{2} + \frac{1}{2} \cdot \sin^{-1} \left[\sqrt{2r} \cdot \cos\left(\frac{\pi}{4} - \rho\right) - \frac{2 \cdot b \cdot k \cdot t_1}{R} \left\{ \cot\left(\frac{\pi}{4} + \gamma - \rho\right) - 1 \right\}^m + \sin(\rho - \gamma) \right] \quad (29)$$

O alto esforço de compressão não conduz ao escoamento do material, mas ocorre cisalhamento concentrado na zona de cisalhamento [1,30]. Como mostrou-se, a deformação é limitada pela iniciação de trincas na superfície [35].

Esta trinca liberta a energia armazenada e, desta maneira, age como uma superfície deslizante para o segmento do material, permitindo que o segmento seja forçado para fora da superfície seccionada (fig.3-23). Simultaneamente, uma deformação plástica e um aquecimento do material ocorrem no gume principal da ferramenta de corte. Uma vez que o segmento do cavaco desliza para fora, a pressão de corte renovada resulta na formação de nova trinca e segmento do cavaco.

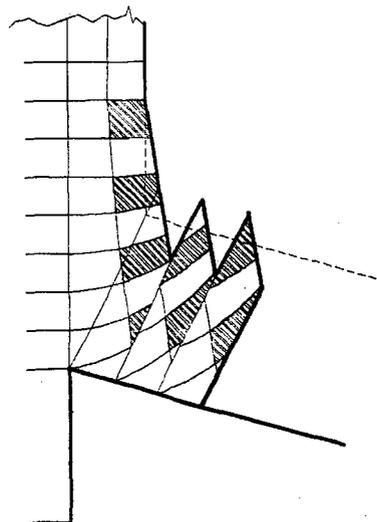


Figura 3-23 - Formação esquemática do cavaco cisalhado [35]

O aumento da temperatura, o que facilita a deformação plástica de uma pequena seção do material do cavaco, é suprido pelo aquecimento criado no processo de corte. Os segmentos individuais do cavaco são soldados pela pequena porção do material que é deformado plasticamente e aquecidos a alta temperatura devido ao atrito entre a face da ferramenta e a parte de inferior do cavaco. Isto resulta num cavaco cisalhado com um aspecto de uma fita contínua conforme mostra a figura 3-24 [1].



Figura 3-24 - Cavaco cisalhado com aspecto de fita contínua [1].

Neste trabalho, foram realizados no LMP – UFSC, testes com o aço 100 Cr 6 em três níveis de dureza, a saber 40, 50 e 60 HRC. As condições de corte foram as mesmas para todas as dureza como se segue:

PARÂMETROS	VALORES
Velocidade de corte (v_c)	100 m/min
Avanço (f)	0,1 mm.
profundidade de corte (a_p)	0,1 mm

Tabela 3-3 - Condições de corte para observação de cavaco [25].

As figuras abaixo foram obtidas a partir da observação com auxílio de um microscópio eletrônico de varredura (MEV).

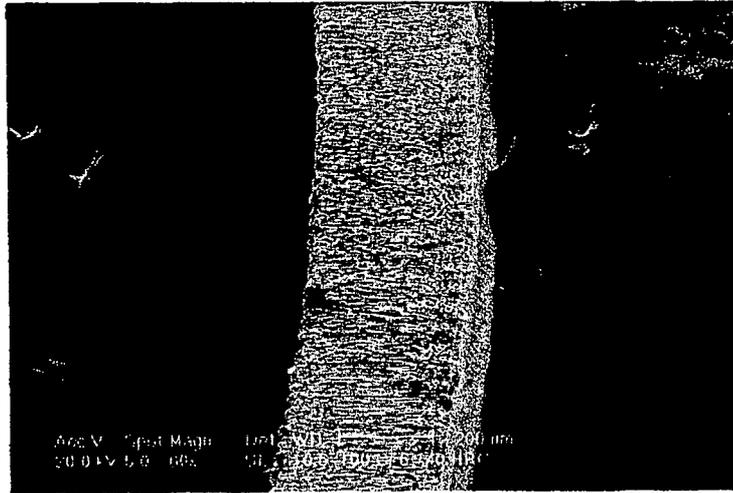


Figura 3-25 - Cavaco cisalhado - 40HRC.

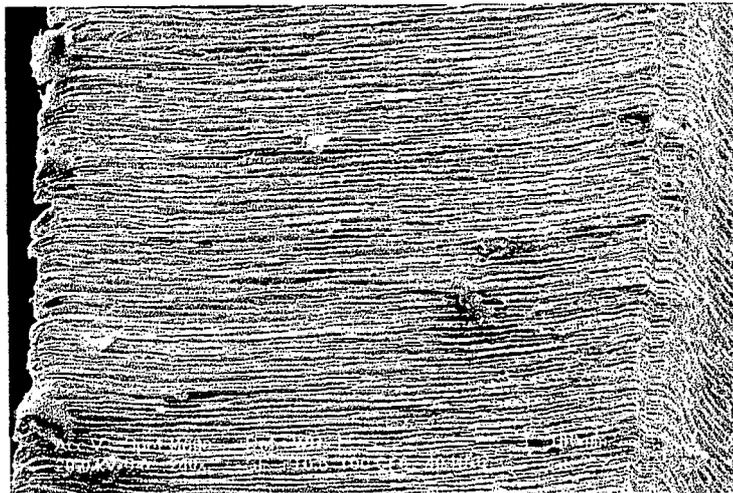


Figura 3-26 - Ampliação do cavaco cisalhado - 40 HRC.

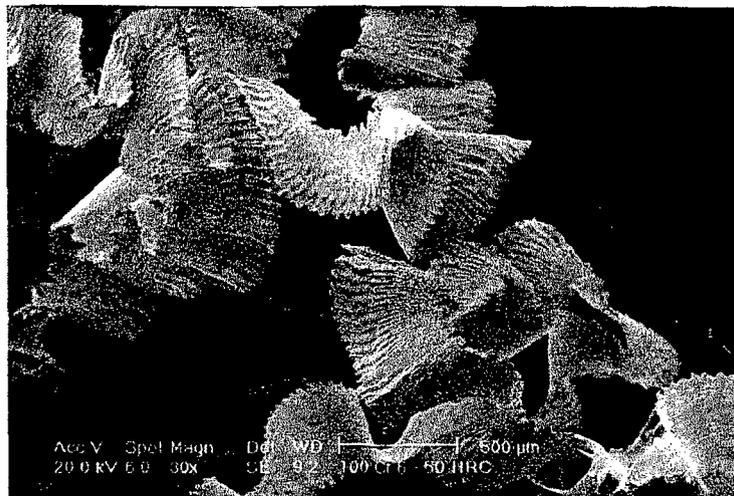


Figura 3-27 Cavaco cisalhado 50 – HRC.

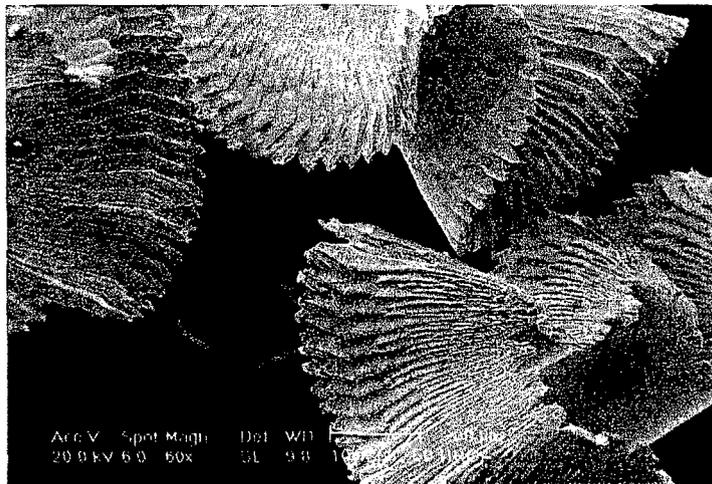


Figura 3-28 - Ampliação do cavaco cisalhado - 50HRC.

A princípio, a observação da figura 3-25 poderia nos levar a concluir uma situação semelhante ao experimentos realizados por Narutaki [30] durante a usinagem do aço ferramenta SK3. Contudo, na ampliação (figura 3-26) revela-se a existência de uma borda serrilhada, o que caracteriza um cavaco cisalhado.

A semelhança da transição do cavaco contínuo para cisalhado durante a usinagem do aço ferramenta SK3 não foi observada neste trabalho. Os ensaios realizados por Weingaertner com o

aço 100Cr6 mostraram que mesmo sem tratamento térmico o cavaco característico para este tipo de aço é cisalhado devido ao seu alto grau de encruamento. Conceição [37], em seu trabalho, mostra que a estrutura do material não tratado termicamente possui diversos carbonetos de cromo dispersos em sua matriz, conferindo o elevado grau de encruabilidade.

3.4. MECANISMO DE DESGASTE DE FERRAMENTA

A automação e o aperfeiçoamento dos sistemas de fabricação, utilizando as mesmas instalações e equipamentos, permitem reduzir os ciclos de produção a custos mínimos. Uma das possibilidades para a redução dos tempos destes ciclos é obtida através do gerenciamento dos tempos secundários (transporte, carga, descarga, inspeção etc.) nas máquinas e dentro do sistema de manufatura.

É importante compreender que, assim como o tempo de produção de processos que não envolvem usinagem decresce, a utilização das máquinas aumenta correspondentemente, a tal ponto que a velocidade de produção será compassada pela capacidade de usinagem do sistema, e esta última, pelas características do material de ferramenta adotado.

O bom andamento da usinagem depende da utilização correta dos parâmetros de corte, a fim de minimizar o desgaste, o que implica em uma necessária investigação dos mecanismo de desgaste que atuam durante o corte.

3.4.1. Desempenho da ferramenta

Para que uma ferramenta tenha uma boa confiabilidade, para uma dada aplicação, é importante possuir dois requisitos: resistência à fratura e à deformação plástica. Preenchendo tais

exigências, o gume manterá sua integridade e a resistência ao desgaste terá importância primária [25].

Embora a resistência à ruptura transversal não seja uma medida ideal da resistência à fratura, normalmente os materiais de ferramenta que possuem alta resistência à ruptura transversal são menos propensos à fratura. Tal característica permite que sejam feitas ferramentas destes materiais com geometrias mais complexas. A tabela abaixo apresenta a resistência à ruptura transversal de materiais de ferramenta mais comuns [25].

Material de ferramenta	Resistência à ruptura transv.	
	GPa	Psi
Al ₂ O ₃	0,69	100
Al ₂ O ₃ + Tic	0,86	125
SiAlON	0,75	113
PCBN -90%	0,57	83
PCD (Syndite)	1,1	160
Metal duro	1,4-2,8	200-400
Metal duro revestido	1,0-2,1	150-300
Aço rápido	2,8	400

Tabela 3-4 - Resistência à ruptura transversal de materiais de ferramenta [25].

Para manter sua forma durante o corte, a ferramenta deve ter resistência térmica necessária.

O ponto de fusão da liga da peça determina o limite absoluto da temperatura durante usinagem [25].

MATERIAL DE FERRAMENTA	Temperatura de amolecimento (°C)
Aço rápido	600
Metal duro	1100
Óxido de alumínio	1400
Nitreto de boro cúbico	1500
Diamante	800

Tabela 3-5 - Temperatura de amolecimento de materiais de ferramenta [25].

MATERIAL DA PEÇA	Temperatura de fusão °C
Alumínio	600 - 660
Superligas	1300 - 1400
Aço	1450 - 1500
Titânio	1600 - 1650
Zircônio	1800 - 1850

Tabela 3-6 - Temperatura de fusão de materiais de peça [25].

As tabelas acima permitem concluir que:

- 1) Devido ao baixo ponto de fusão do alumínio e alta condutibilidade térmica, não são alcançadas temperaturas elevadas e as deformações plásticas da ferramenta não são um fator significativo para a falha da ferramenta. Nestas circunstâncias, a principal causa do desgaste é devido à abrasão.
- 2) Durante a usinagem de aços e superligas a temperatura do processo ultrapassa facilmente a temperatura de amolecimento das ferramentas de metal duro. É de se esperar a ocorrência de deformações plásticas em velocidade elevadas.
- 3) As ferramentas de diamante, de CBN e de óxido de alumínio, possuem resistência térmica suficiente para usinar aços e superligas. A temperatura limite para o diamante e o CBN é

determinada pela cinética da transformação da fase cúbica para hexagonal à baixa pressão (figura 3-9).

- 4) Não existe material de ferramenta com resistência a quente suficiente para usinar titânio ou zircônio a altas velocidades [25].

3.4.2. Desgaste gradual

Se a resistência à fratura e à deformação do material da ferramenta forem suficientes, a falha da ferramenta é caracterizada pelo desenvolvimento progressivo do desgaste.

A falha repentina da ferramenta é sempre indesejável. Este problema agrava-se à medida que os processos são mais automatizados e não há um sistema de monitoramento que vise minimizar ou evitar os danos, seja na peça ou na máquina.

Conforme a figura 3-29, podem ser observados os vários mecanismos de desgaste que atuam em momentos diferentes em função da temperatura no corte.

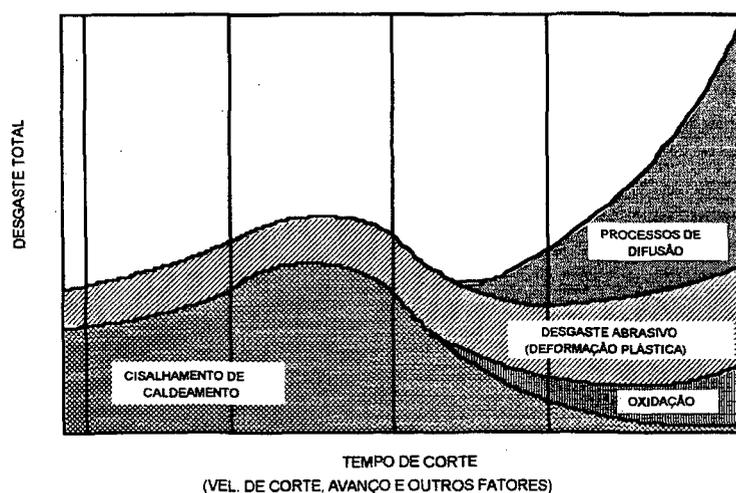


Figura 3-29 - Causas de desgaste na usinagem [4].

As temperaturas de transição, entre os regimes de desgaste, são determinadas pelas propriedades físicas e químicas do sistema peça-ferramenta. Logo, é útil conhecer os limites da velocidade de corte, em termos do mecanismo de desgaste, que predominantemente está atuando para alcançar o maior rendimento possível de uma ferramenta [25].

a) Desgaste a baixa velocidade (mecanicamente ativado)

Neste regime de baixa velocidade, o desgaste é causado por microfaturas, fadiga térmica e mecânica, abrasão da superfície da ferramenta por partículas duras da peça e por adesão. Um bom exemplo é a usinagem de aço com ferramentas à base de óxido de alumínio, particularmente a usinagem de superligas à base de níquel. O óxido de alumínio é quimicamente estável com relação ao aço e ao níquel. Portanto, a dissolução química do óxido é desprezível e o desgaste ocorre na forma de partículas discretas que são formadas pela separação dos contornos de grãos, induzida pela fadiga térmica e mecânica [25].

b) Desgaste a alta velocidade (difusão)

No intervalo de velocidade de corte empregado na manufatura econômica, os fenômenos químicos na interface cavaco - ferramenta são a contribuição mais importante para o desgaste. Isto ocorre devido à desaceleração do cavaco, assim que ele se desloca sobre a face da ferramenta. Esta desaceleração resulta num significativo transporte de elementos dissolvidos na interface cavaco-ferramenta. A taxa de transporte de elementos da ferramenta é controlada pelo fluxo do cavaco e é dependente das características de difusão dos constituintes da ferramenta no material da peça [25].

3.4.3. Desgaste do PCBN

Conforme a literatura, o PCBN é recomendado para usinagem de aços temperados (45-65 HRC) e superligas de alta tenacidade [20,38] devido sua alta resistência térmica e baixa difusividade

com o ferro [15,20,40]. Mesmo assim, a seleção dos parâmetros de usinagem, nestes casos, é muito mais crítica do que para materiais dúcteis, devido à intensidade da ação dos mecanismos de desgaste [3,17].

Logo, os esforços de otimização dos parâmetros de usinagem com PCBN, devem objetivar condições de corte que conduzam a um desgaste gradual e lento, a fim de remover o material da peça mantendo as tolerâncias dimensionais [3].

As formas de desgaste nos gumes de PCBN são semelhantes as das ferramentas de metal duro, formação de cratera pelo cavaco logo atrás do gume, desgaste de flanco, lascamento e quebra de pequenas partículas do gume [15,16,39,40].

O lascamento é o mecanismo de desgaste mais frequente, no estágio inicial do processo de corte, devido às altas tensões no gume e ao desprendimento de partículas (devido à forte adesão do material da peça). Para ferramentas com gume afiado e espessura de usinagem pequenas, ocorrem facilmente microlascamentos de partículas no material da ferramenta. O material da peça tende a aderir nas pequenas cavidades formadas no gume, aumentando o coeficiente de atrito na interface

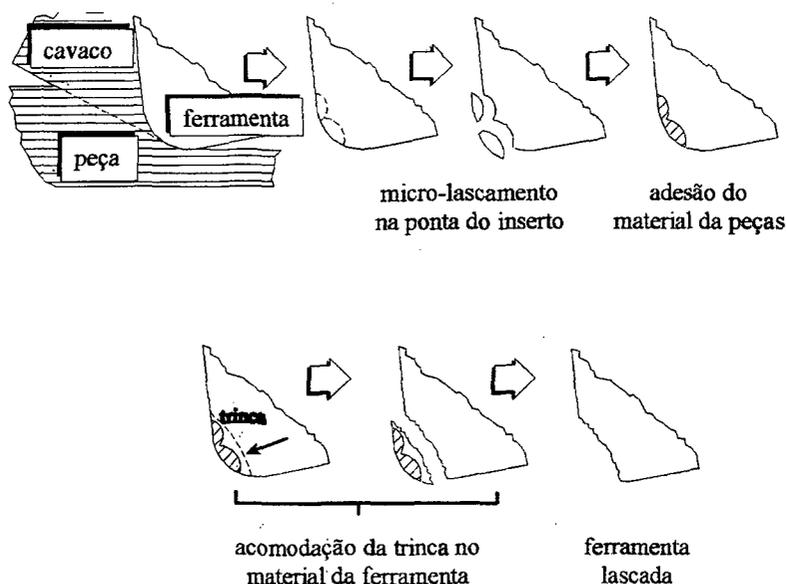


Figura 3-30 - Representação esquemática do processo de lascamento do gume da ferramenta de PCBN [7].

peça - ferramenta, e induzindo mais lascamentos. Portanto, o lascamento da ferramenta ocorre através de vários desprendimentos. O processo é apresentado esquematicamente na figura 3-30 [7].

Conforme Narutaki [30], durante a usinagem de aço temperado o desgaste de cratera ocorre para todas as ferramentas de PCBN, sejam de fase metálica ou cerâmica. Em decorrência do desgaste de cratera justo após ao gume, ocorre um deslocamento do gume (SV_α) [4,30] em direção ao flanco, e o desgaste de flanco é mantido numa largura real quase constante, permitindo que o gume se mantenha afiado por maior tempo (figura 3-31) [30].

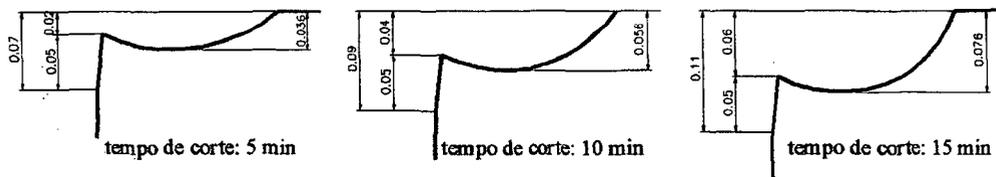
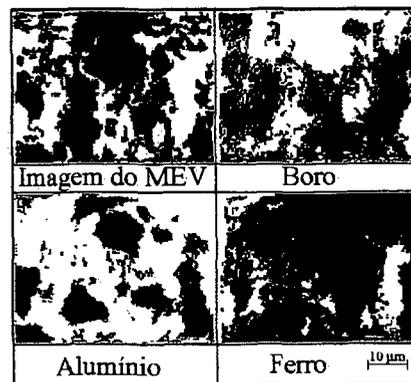


Figura 3-31 - Deterioração do gume durante a usinagem [30].

Durante as observações do desgaste, Enomoto [33] identificou a presença do boro, alumínio e do ferro sobre o flanco da ferramenta através da micro sonda do microscópio eletrônico de varredura (MEV), fig. 3-32. O boro (em preto) é o principal elemento dos grão de CBN, o alumínio (em branco) é o material ligante e o ferro (em preto) é o material oriundo da peça.



Ferramenta: PCBN 60%
 Material da peça: SK3 - 15 HRC
 $v_c = 200$ m/min
 $a_p = 0,5$ mm
 $f = 1$ mm

Figura 3-32 - Imagem de MEV e análise do EMA. [33].

Pode-se observar que o depósito de ferro ocorreu principalmente no local contendo alumínio, e muito pouco sobre os grão de CBN.

O desenho esquemático da figura 3-33 mostra o desgaste abrasivo dos grãos de CBN. Os grãos, localizados na região A, apresentam alterações em suas formas durante o corte. Ao passo que, onde não ocorre contato peça-ferramenta, os grãos da região B, não há alteração de suas formas, demonstrando o efeito do atrito sobre o grão de CBN [33].

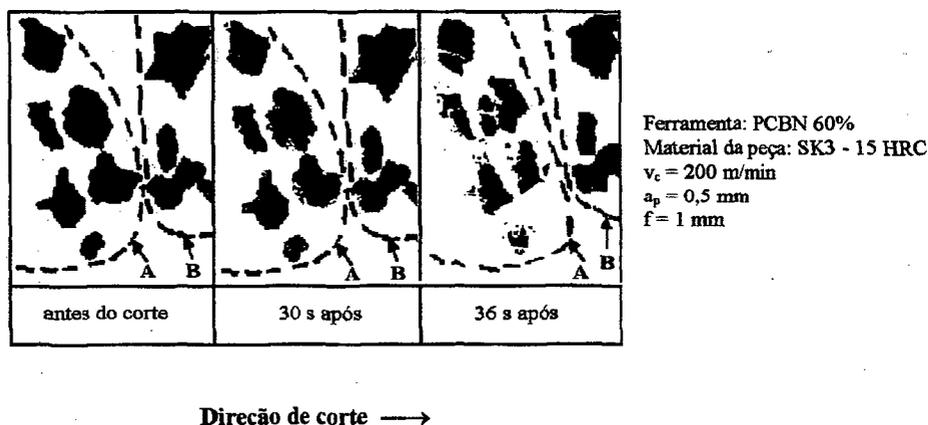


Figura 3-33 - Processo de desgaste dos grãos de CBN [33].

A figura 3-34 mostra que o material ligante é desgastado e lançado fora dando origem a marcas de desgaste em forma de sulcos. Na parte convexa do desgaste de flanco é possível notar que pequenos grãos de CBN estão distribuídos ao redor dos grãos maiores [33].

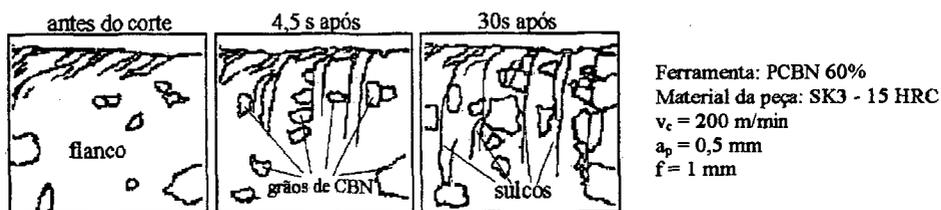


Figura 3-34 - Processo da formação de sulcos no material ligante [33].

Na figura 3-35, três grãos de CBN foram acompanhados durante 9 segundos de usinagem. Os grãos de CBN “B” e “C” mudaram suas formas e dimensões durante o período observado. Contudo, o grão “A” despreendeu-se do flanco e em seu lugar surge uma cavidade [33].

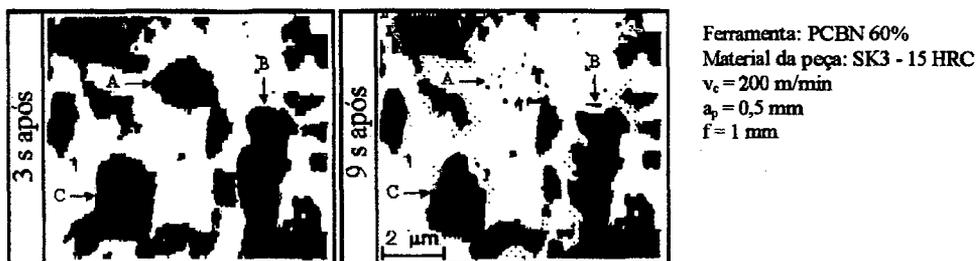


Figura 3-35 - Desprendimento de grãos de CBN do flanco [33].

As análises realizadas a partir das figuras 3-33, 3-34 e 3-35 permitem concluir que o desgaste de flanco do PCBN são resultados da combinação do processo de desgaste do material ligante, dos grão de CBN e pelo desprendimento de grãos de CBN [33].

a) Influência do material da ferramenta

Influência do conteúdo de CBN no desgaste do flanco

De acordo com um fabricante de ferramentas, a dureza do PCBN aumenta com a quantidade percentual de grãos de CBN existente na ferramenta [21]. No entanto, no torneamento de acabamento de aços temperados, além da dureza da ferramenta, outras propriedades devem ser levadas em consideração para alcançar uma boa performance.

Enomoto S. [33], em seu trabalho, apresenta a influência do conteúdo de CBN na largura de desgaste do flanco da ferramenta, durante a usinagem de peças com diversas durezas. Conforme a figura 3-36, o PCBN-60%, que possui quantidade intermediária de grãos de CBN, demonstrou o

melhor desempenho dentre todas os casos. Por outro lado, o PCBN-30% não resistiu 5 min. de ensaio para a dureza de 58 HRC.

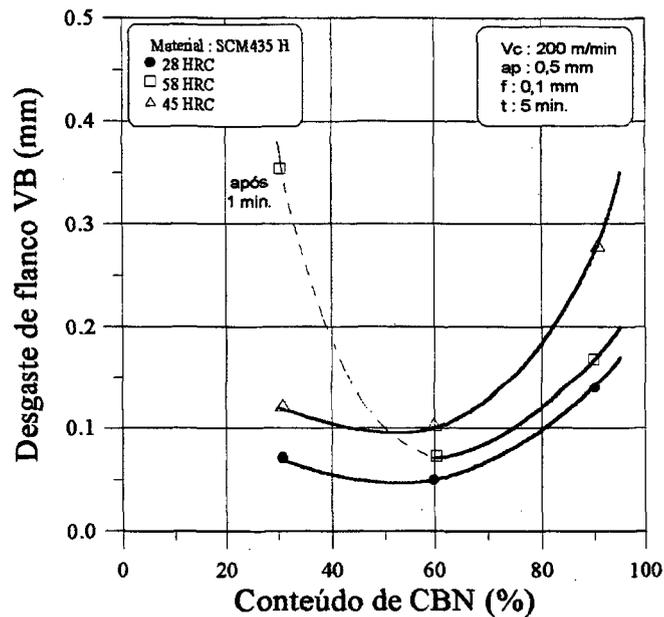


Figura 3-36 - Relação entre conteúdo de CBN e desgaste de flanco VB [33].

Em outro experimento, realizado por Bosson [3], é esclarecida a causa do bom desempenho das ferramentas de PCBN com quantidades intermediárias de grãos de CBN.

A diferença entre duas ferramentas de PCBN de um mesmo fabricante, o PCBN-90% (Amborite) e PCBN-50% (DBC 50), começa na microestrutura dos dois materiais. Em comparação com PCBN-90%, na ferramenta de PCBN-50% o tamanho da partícula e concentração de CBN é reduzida. Conforme a equação empírica abaixo, é possível calcular o valor da resistência ao desgaste [3].

$$W_r = K_{IC}^{0,5} \cdot E^{-0,8} \cdot H^{1,47} \quad (30)$$

W_r : resistência ao desgaste

K_{IC} : resistência à fratura

E : módulo de Young

E: módulo de Young

H: dureza

O valor calculado para o PCBN-90% é 1,9 e para o PCBN-50% é de 1,34. Isto sugere que o PCBN-90% seja mais resistente que o PCBN-50% [3]. No entanto, o PCBN-50% apresenta maior resistência ao desgaste. A razão para tal fato é creditada à menor condutibilidade térmica do PCBN-50%, em relação ao PCBN-90%, o que propicia a redução da energia de cisalhamento, e conseqüentemente o desgaste [3,19].

Influência do tamanho de grãos

Para avaliar a influência do tamanho dos grãos de CBN, Enomoto [33] realizou testes com ferramentas de PCBN-60% e com peças do material SCM435H (58 HRC). Como resultado, obteve os menores desgastes com ferramenta contendo grãos pequenos ($2\ \mu\text{m}$) e ferramenta contendo dois tamanhos de grãos ($2\ \mu\text{m}+8\ \mu\text{m}$), figura 3-37.

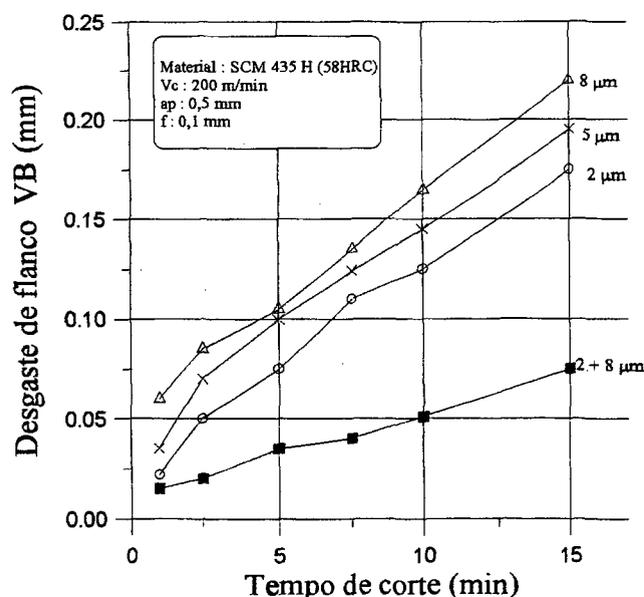


Figura 3-37 - Relação entre tamanho de grãos de CBN e desgaste de flanco VB [33].

figura 3-38. O gráfico comprova a melhor resistência ao desgaste da ferramenta com grãos pequenos e mistos. A melhora para as ferramentas com grãos pequenos é consequência da área de contato dos grãos de CBN com o material ligante por unidade de volume de material de ferramenta, que aumenta com a redução do tamanho de grão. Isto implica no crescimento da força de união. Após 15 min de corte, somente o PCBN-60% suportou o ensaio, mantendo-se estável até 30 min de usinagem. Outras ferramentas lascaram devido à falta de tenacidade no gume [33].

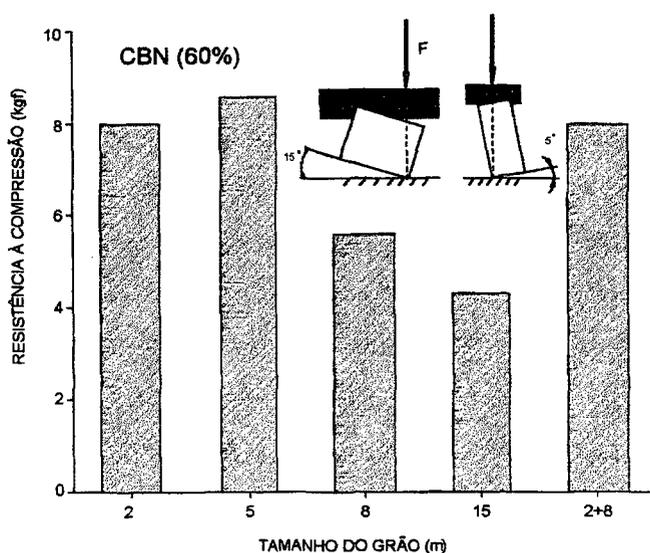


Figura 3-38 - Relação entre tamanho de grãos de CBN e resistência à compressão [33].

b) Influência do material do ligante

Quanto à resistência

Conforme a figura 3-39, dentre duas ferramentas de PCBN-60% com diferentes durezas, HV3500 e HV3100, a de maior dureza apresentou melhor resultado com relação ao desgaste, o que confirma a importância da resistência do material ligante durante o processo de desgaste [33].

O desgaste nos gumes de PCBN tem origem principal em um mecanismo de desgaste

mais favorável que a dos outros materiais de ferramentas. Mesmo assim, ainda não é o suficiente para impedir fissuras devido à alta fragilidade. Uma característica típica do comportamento do desgaste dos gumes de PCBN são os micro-estilhaços e a desintegração de partículas na área da cunha de corte [16]. Numa comparação entre duas ferramentas de CBN, uma com ligante cerâmico e outra com ligante metálico, a ferramenta de ligante cerâmico mostrou-se mais adequada para usinar aço temperado e aço cementado, enquanto que a ferramenta com ligante metálico, por ser mais tenaz, é mais adequado para aço rápido, devido aos impactos com partículas duras da peça [30,41].

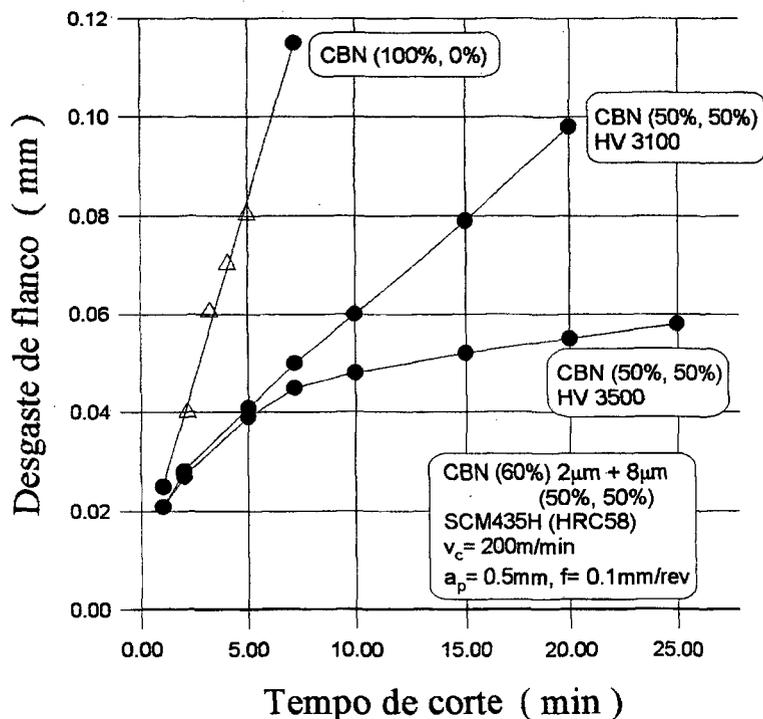


Figura 3-39 - Relação entre tempo de corte e desgaste de flanco VB [33].

Quanto à difusão

Para avaliar a ferramenta de PCBN quanto à difusão, Narutaki [30] realizou testes sob duas condições: a) entre grão de CBN e ferro puro, b) entre PCBN-90% e PCBN-65% e aço carbono

S55C. Em ambas condições, as amostras foram aquecidas em forno de grafite até 1200 °C, sob pressão de 0,62 kg/mm² e mantidas por 30 minutos.

Conforme o teste, não foi constatada nenhuma evidência de reação entre o grão de CBN e ferro puro, e o contorno do grão permaneceu inalterado. A análise realizada por micro-sonda (EMA) confirma que não há difusão do ferro no boro e vice-versa. O grão de CBN é considerado extremamente estável para reação com o ferro [15,30].

Com relação ao PCBN-90% com material ligante cerâmico, o boro da ferramenta difunde para o aço e a redução de concentração de boro na ferramenta é de aproximadamente 50 μ m a partir da interface ferramenta - aço. Isto é contraditório considerando-se o teste realizado entre o grão de CBN e o ferro puro. Contudo, não foram constatadas mudanças na estrutura da ferramenta próximo à interface. Conseqüentemente, o boro difundido é aquele existente ao redor da fronteira do grão e não pela decomposição dos grãos de CBN. Outros elementos, tal como ferro e titânio, não difundem sob essas condições [30].

No caso da ferramenta de PCBN-65% (fase metálica), o cobalto do ligante difunde da ferramenta para o aço. Através de micrografia, os pontos brancos observados no PCBN-65% são precipitações de cobalto. Novamente, não se constataram evidências da difusão do ferro e do boro. Neste caso, somente o ligante difunde [18,30].

Sob outras condições, Bömcke [10], avaliou a difusão pela usinagem de material ferrítico (100Cr6GKZ) e austenítico (X10CrNiMoTi 18 10) com ferramentas de PCBN com fase ligante cerâmica e metálica. A análise de energia dispersiva na superfície da ferramenta, após a usinagem, revelou que as ferramentas, com fase ligante contendo tungstênio e cobalto apresentaram estruturas composta por cobalto (da ferramenta) e ferro (da peça). O cobalto se difunde provocando a dissolução dos boratos (W_2CoB_2 , WCo_2B_6 , $CoWB$) enfraquecendo o ligante da ferramenta e conseqüentemente tornando-o mais susceptível à abrasão e maior desgaste de cratera.

As ferramentas com fase ligante cerâmica, contendo titânio, apresentaram estruturas em forma de agulhas compostas de alumínio e ferro - titânio. Esta é a provável causa da decomposição da fase ligante, causando um enfraquecimento de ordem semelhante à causada pela dissolução de boratos [10].

Quanto ao tipo de ligante

Koch [60] em seu trabalho, para o mesmo material de peça (aço 100 Cr 6) e utilizando insertos com tipos de ligantes e porcentagem de CBN diferentes, pode observar a influência do material ligante (figura 3-40). Conforme a figura abaixo, as ferramentas contendo ligante cerâmico apresentaram melhor desempenho.

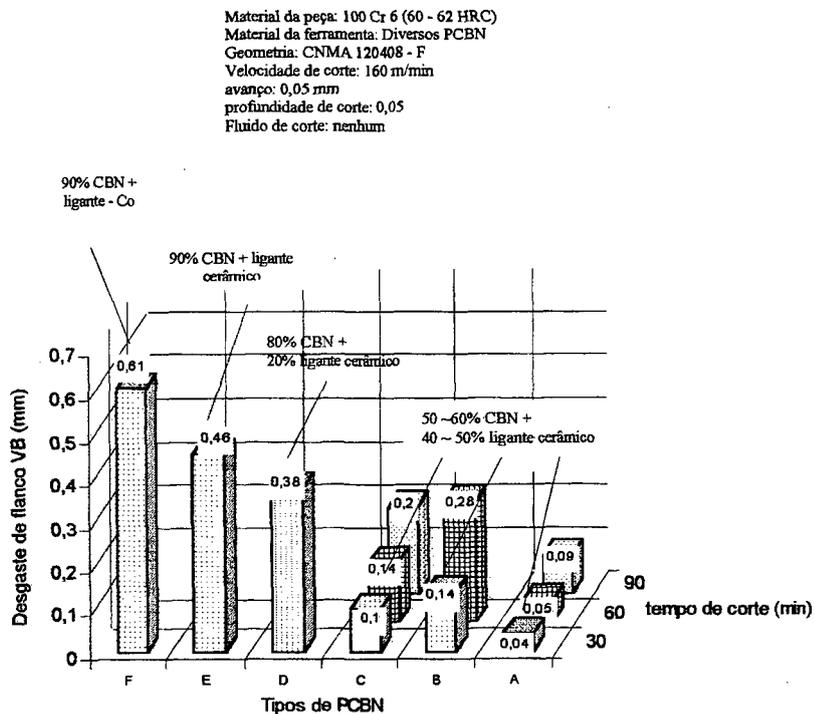


Figura 3-40 - Influência do material ligante na usinagem do aço 100Cr6 [60].

c) Influência da geometria da ferramenta

Influência do ângulo do chanfro (γ_1)

Para avaliação da influência da geometria sobre a resistência ao desgaste, Shintani [7] define como L_1 o comprimento usinado para atingir o limite de vida $VB = 0,25$ mm.

A dependência entre comprimento usinado L_1 e γ_1 conforme a figura 3-41, indica a resistência máxima ao desgaste quando γ_1 varia de 30° a 35° [7].

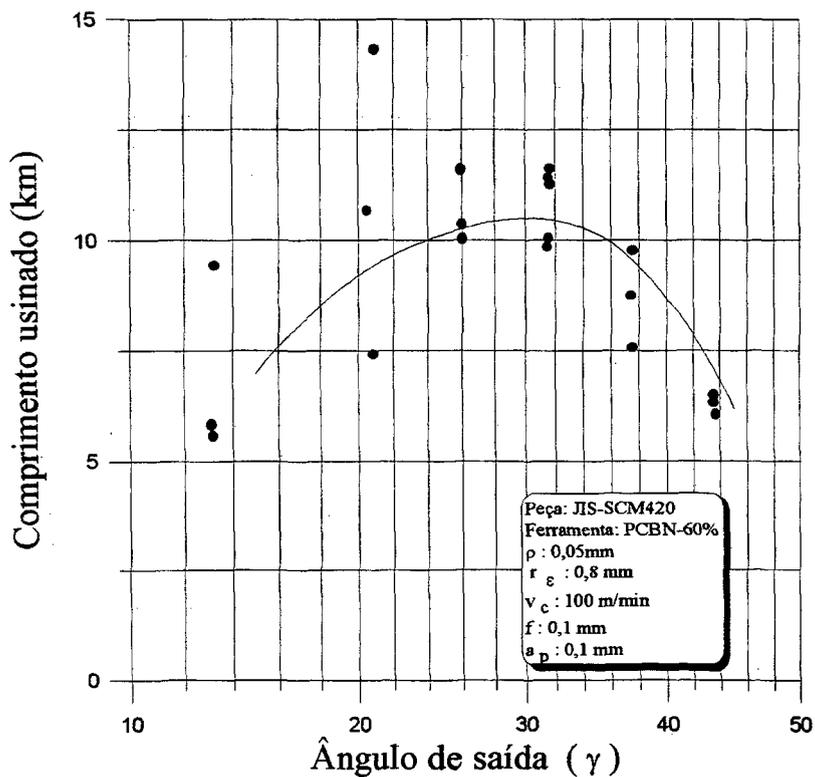


Figura 3-41 - Influência do ângulo do chanfro no comprimento usinado [7].

Influência do ângulo de saída da ferramenta (γ)

Para permitir a análise comparativa entre ferramentas com diferentes geometria, Bossom [3] adotou como critério o tempo de 10 minutos. Na utilização de ferramentas com ângulo de saída positivo ($+6^\circ$) ou nulo (0°) verifica-se um desgaste acelerado e condições instáveis de corte (figura 3-42). A geometria negativa se mostra mais favorável.

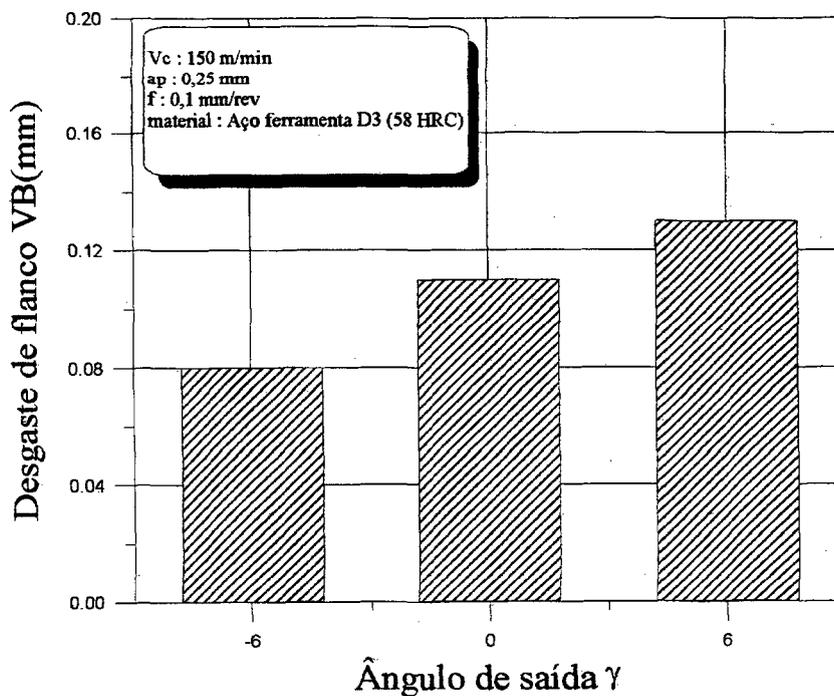


Figura 3-42 - Influência do ângulo de saída no desgaste do flanco da ferramenta [3].

Influência da largura do chanfro (b_γ)

A figura 3-43 apresenta a relação entre o comprimento usinado L_1 e b_γ uma faixa de avanço de 0,05 a 0,15 mm/rev.

Inicialmente, o comprimento usinado L_1 aumenta com aumento da largura do chanfro b_γ , e

então alcança um valor constante para todos os avanços [7].

O valor de b_γ , para o qual L_1 alcança um valor constante, corresponde aproximadamente ao valor para o qual l_c (comprimento de contato entre cavaco-ferramenta) torna-se constante. No entanto, deve-se procurar utilizar larguras de chanfros tão pequenas quanto possível, ou seja, um pouco maior que l_c . A razão é que, para larguras de b_γ maiores, a lapidação bem sucedida do chanfro torna-se mais difícil [7].

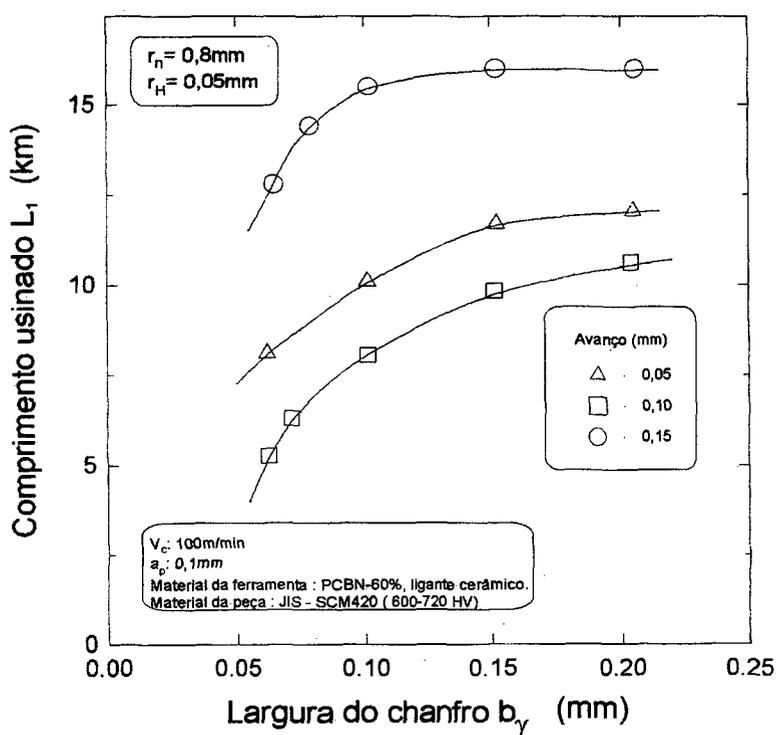


Figura 3-43 - Influência da largura do chanfro b_γ no comprimento usinado L_1 [7].

Influência do raio de quina r_ϵ

O efeito do raio de quina r_ϵ sobre comprimento usinado L_1 estão apresentados na figura 3-44 [7]. Os pequenos comprimentos usinados de L_1 , que ocorreram para baixos valores de r_ϵ foram

provavelmente causados pelo desgaste térmico, devido à elevação da temperatura na ferramenta causado pelo estreitamento da área de contato de cavaco e aumento da espessura do cavaco. A elevação da temperatura pode ser confirmada pela observação do significativo progresso do desgaste por cratera no gume principal, devido à oxidação [7]. Koenig et al [20], constatou que ferramentas com raio de quina maiores apresentaram aproximadamente uma redução de 30% do desgaste de flanco e 90% no desgaste de cratera .

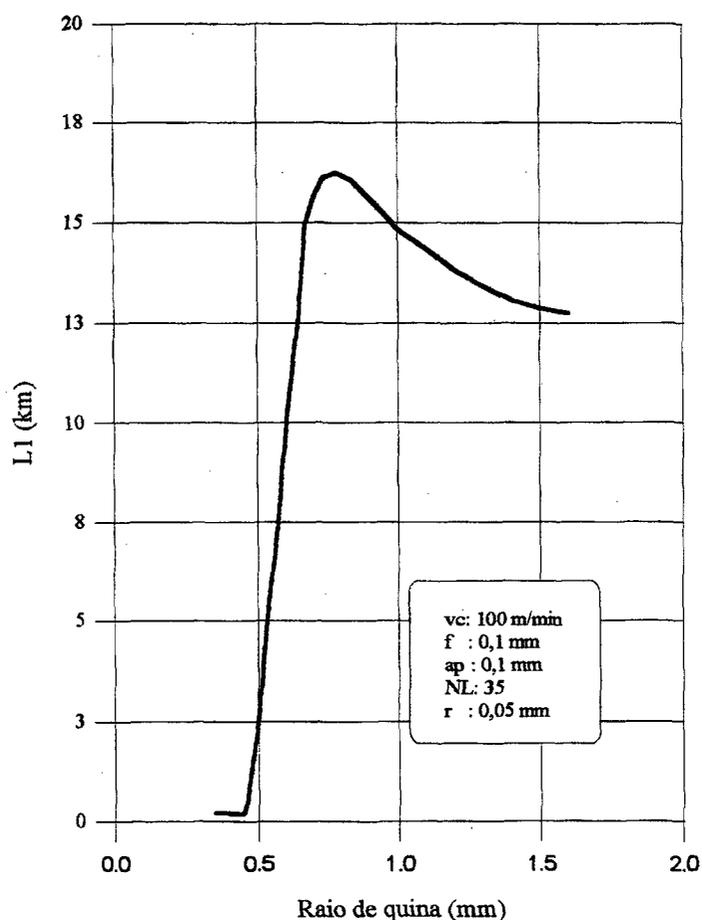


Figura 3-44 - Influência do raio de quina r_s sobre comprimento usinado [7].

Contudo, a utilização de raios de quina excessivamente grandes pode conduzir à formação de sulcos no flanco secundário, prejudicando o acabamento da peça [28].

Influência do raio de gume ρ

O efeito do raio lapidado ρ sobre o L_1 foi investigado conforme as condições apresentadas na figura 3-45, o máximo valor para L_1 foi notado para $\rho = 0,05$ mm [7].

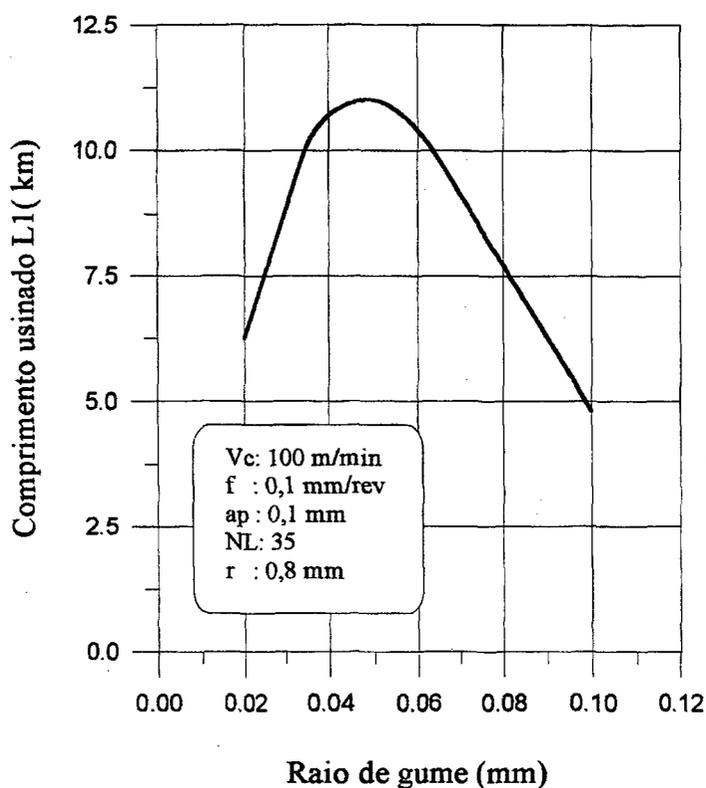


Figura 3-45 - Influência do raio do gume no comprimento usinado [7].

Para ferramenta com $\rho = 0,1$ mm, a maioria do corte foi coberto pela porção lapidada. A figura evidencia que um raio lapidado ótimo pode ser considerado como 0,05 mm [7].

A razão da dispersão de dados experimentais e da vida reduzida é devido às trincas induzidas durante a retificação do gume, que durante a lapidação não foram totalmente removidas, funcionando como ponto de partida para o desgaste [7].

Influência do desgaste de cratera em função do formato do inserto

Em uma comparação sobre o comportamento de desgaste de cratera entre as duas formas de inserto, sob as mesmas condições de corte, com insertos circulares e quadrados, obtiveram-se valores de desgaste que mostraram uma vantagem para os insertos circulares, para experimentos de mais de 16 minutos de duração de trabalho [16].

Um dos comportamentos desvantajosos dos insertos quadrados em relação aos circulares é a elevada carga térmica apresentada pelo inserto quadrado, fator prejudicial que atua na formação de cratera. A elevada carga térmica da face pode ser atribuída ao atrito produzido pelos insertos quadrados sobre uma pequena área durante a formação de cavaco [16]. Isto tem uma grande influência especialmente grande na craterização do inserto e no arrancamento de partículas do gume da ferramenta [15].

d) Influência do material da peça

Influência da dureza da peça

Quando aços com baixa dureza são usinados, uma das principais razões do desgaste da ferramenta é o caldeamento e o atrito [30]. Neste caso, a resistência ao desgaste é determinada pela força de ligação entre os grãos da ferramenta [30,41]. Contudo, como veremos no próximo subcapítulo (influência da estrutura do material), a vida da ferramenta depende mais da estrutura e da composição do que propriamente apenas da dureza da peça [15,19].

A figura 3-46 mostra a influência do material da peça macio sobre o desgaste de ferramentas com diferentes composições [30].

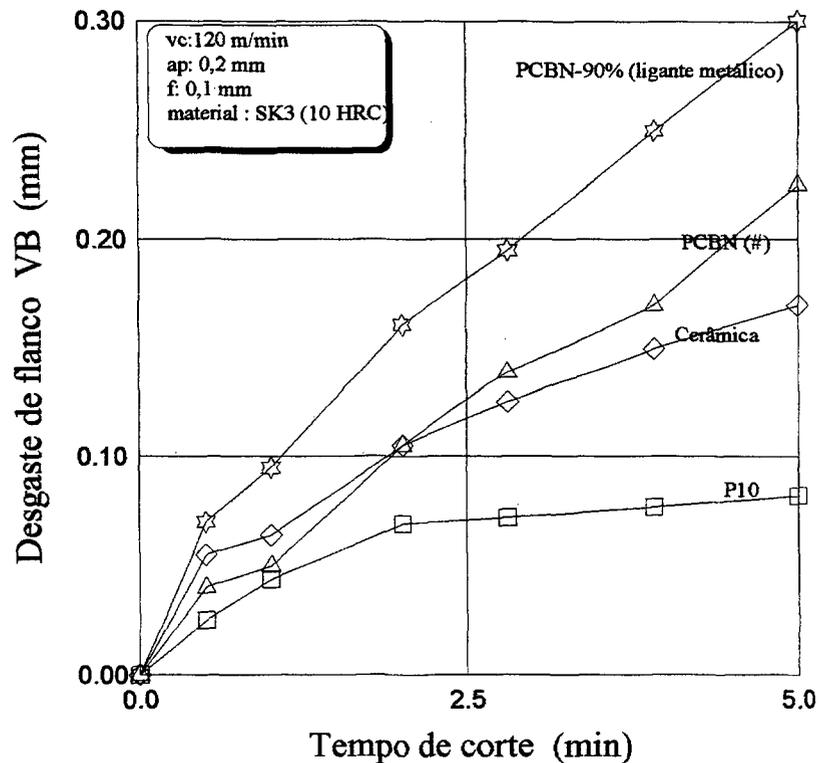


Figura 3-46 - Influência do material da peça macio sobre o desgaste de ferramentas de composições diferentes [30].

Com o aumento da dureza da peça a ferramenta de metal duro tem sua vida reduzida. No entanto, a ferramenta de PCBN tem comportamento não verificado entre ferramentas de metal duro, apresentando uma vida mínima, após a qual, há novamente uma melhoria da vida (figura 3-47) [33,42].

A explicação para este comportamento incomum depende da temperatura gerada durante a usinagem da peça e será explanada no subcapítulo “Temperatura de usinagem - Influência da dureza”.

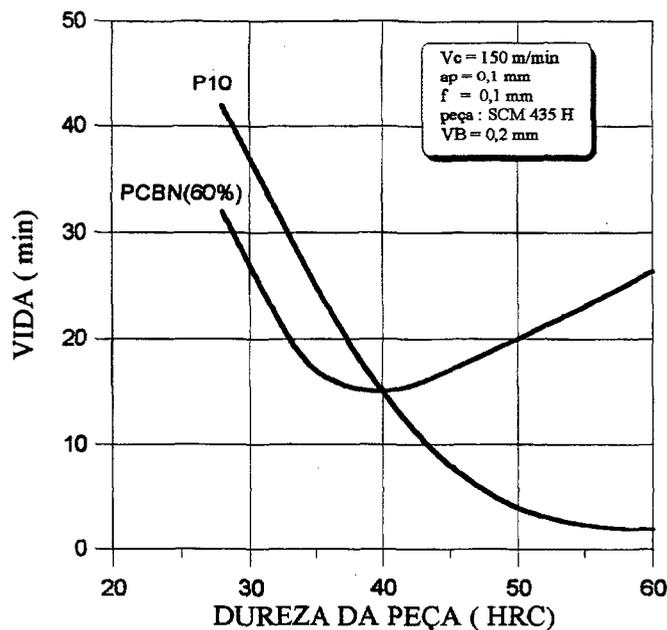


Figura 3-47 - Relação entre a dureza e a vida da ferramenta [33].

Durante os testes realizados com o 100Cr6 no Laboratório de mecânica de precisão da UFSC, além da força de usinagem foi acompanhado o comportamento do desgaste de flanco (figura 3-70, 3-71, 3-72). Considerando $R_a = 0,8 \mu\text{m}$ como critério de fim-de-vida (item 3.5.2), o melhor desempenho do PCBN ocorreu para dureza do material da peça de 50 HRC.

Devido ao lascamento prematuro da ferramenta para dureza de 60 HRC, a análise do efeito deste nível de dureza foi parcialmente prejudicada. Mesmo assim, é possível ainda constatar que esta condição apresenta um desempenho melhor que na condição de 40 HRC, confirmando a tendência observada na figura 3-47.

Influência da estrutura e composição do material

A vida da ferramenta, na usinagem de materiais temperados, depende mais da estrutura e composição do que propriamente da sua dureza [16,20]. As características químicas da fase ligante,

dos cristais da ferramenta e as diferentes estruturas do material da peça influem no atrito e, conseqüentemente, no mecanismo de desgaste.

Na usinagem do aço com estrutura **ferrítica** (100Cr6; $v_c = 200$ m/min; $f = 0,15$ mm; $a_p = 1$ mm), após pouco tempo de corte, surge uma cratera rasa e larga na face da ferramenta.

Apesar da baixa dureza da peça, o desgaste é relativamente grande. As principais causas são a tendência à adesão devido à ductilidade da ferrita e as conseqüentes solicitações mecânicas e químicas que causam o enfraquecimento da liga e perda do material de corte [10].

A adesão do material da peça, macroscopicamente visível, se dá no final da cratera, ou seja, na área de menor pressão. As partículas microscópicas aderidas aparecem, principalmente, sobre a fase ligante do material da ferramenta [10,33]. Durante a usinagem, a espessura da camada aderida não é constante, devido ao desprendimento freqüente do material, fazendo com que a nova superfície formada seja mais áspera [10].

O processo de difusão ocorre devido à elevada temperatura, causada pelo crescente atrito, e à adesão do material, que em conseqüência enfraquece o material da ferramenta.

A abrasão provoca nos cristais lascamentos em forma de escada, semelhantes aos observados no monocristal de diamante.

Em ensaios com material **martensítico** (100Cr6V HRC62; $v_c = 140$ m/min; $f = 0,15$ mm; $a_p = 1$ mm; $t = 30$ min), apesar da dureza mais elevada, ocorreu menor desgaste em maior tempo de usinagem e maior volume de material removido [10].

O material com estrutura martensítica (100Cr6V) demonstrou baixa tendência à adesão. Neste caso, o motivo da adesão não é de origem mecânica, e sim devido à difusão, que ocorre somente em alguns pontos e não em camadas pela superfície da ferramenta como no material ferrítico.

A temperatura elevada gerada nos micropontos de contato cavaco-ferramenta pelo atrito, fornecem condições necessárias para a difusão. No entanto, o enfraquecimento do material da

ferramenta não é considerável.

Apesar de maior temperatura e abrasão, a peça provoca apenas estrias sobre a ferramenta e nenhuma perda de material em forma de escada. Estas estrias confirmam que o material da peça só entra em contato com os pontos mais elevados da superfície da ferramenta. Portanto, a alta dureza do cristal de CBN oferece grande resistência ao mecanismo de abrasão.

Durante ensaios com material **austenítico** (X10CrNiMoTi18 10; $v_c = 200$ m/min; $f = 0,15$ mm; $a_p = 1$ mm; $t = 7$ min) após pouco tempo de corte as ferramentas apresentaram grandes lascamentos na região onde se dá a adesão do material da peça.

A grande tendência à adesão da austenita no PCBN provoca um estreito contato, podendo formar estruturas especiais que possibilitam a ligação entre o material da peça e ferramenta. A alta resistência da camada adesiva tem como consequência a difusão e a perda de elétrons entre os componentes da fase ligante e a austenita [10].

A abrasão junto com a solicitação cisalhante causam danos à ferramenta devido à forte camada de adesão entre o PCBN e a austenita. É possível identificar lascamentos em forma de escadas semelhante aos provocados na usinagem com material ferrítico. No entanto, bem menores e com material aderido [10].

Além da estrutura, o desgaste da ferramenta depende da percentagem de martensita no aço, do tipo, tamanho e composição da fase de carbono (figura 3-48) [20].

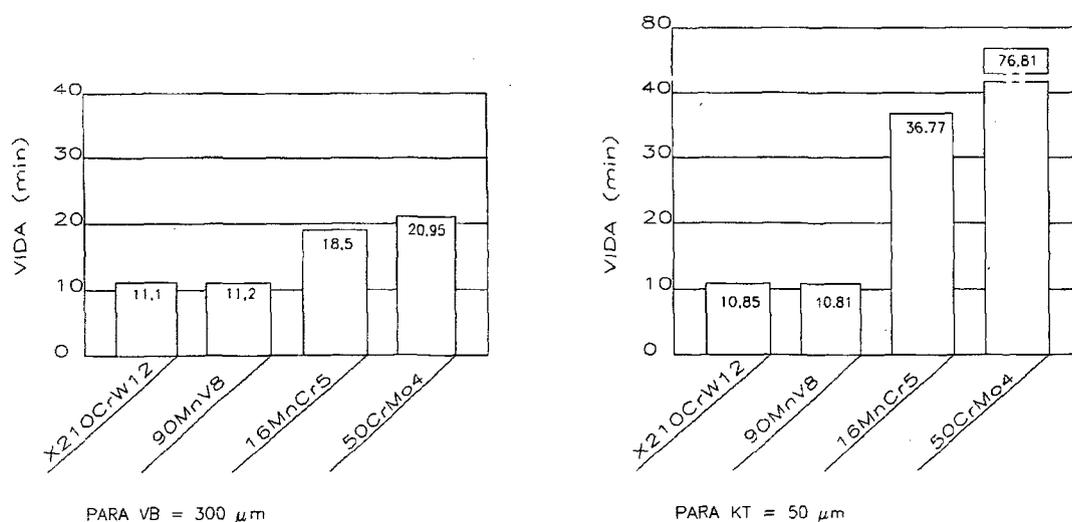


Figura 3-48 - Influência de diferentes estruturas de material da peça no tempo de vida. [16].

Para o aço 50CrMo4 ocorre a maior vida, em relação ao aço 16MnCr5, pelo fato de conter menor quantidade de martensita na matriz. A menor vida obtida durante a usinagem dos aços ferramentas (X210CrW12 e 90MnV8) é devida à alta percentagem de carbonetos duros e mistos nesses materiais [20].

Nas figuras esquemáticas 3-49 e 3-50 é possível observar a influência das partículas de carboneto da liga sobre o modo de desgaste do flanco.

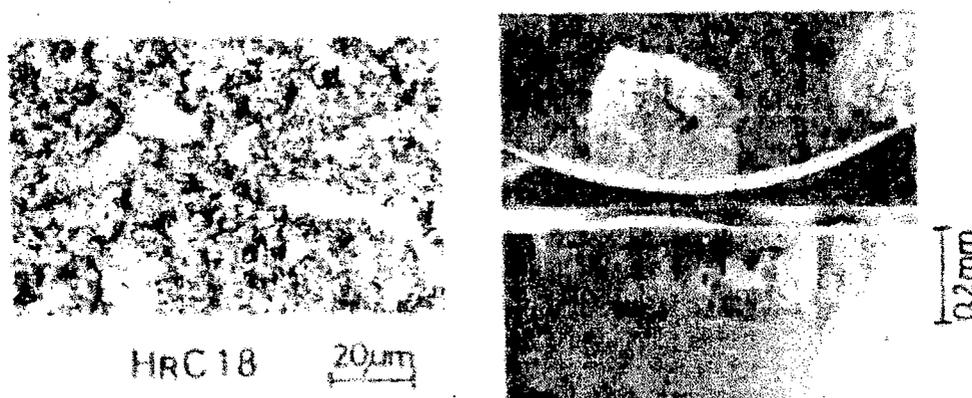


Figura 3-49 - Dureza 18 HRC. Entalhes estreitos. [42]

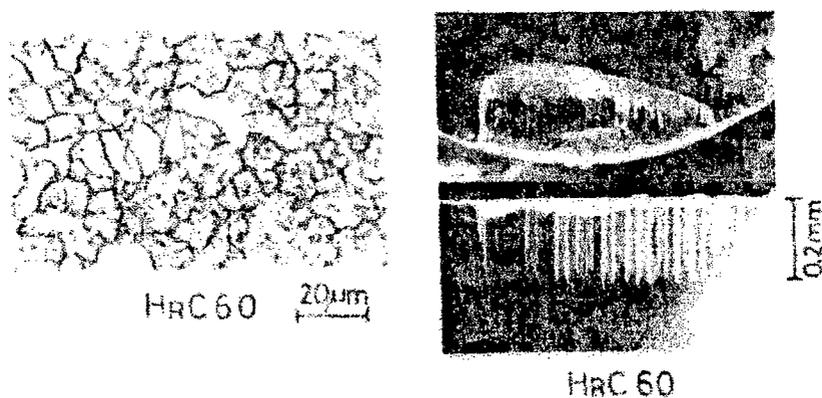


Figura 3-50 - Dureza 60 HRC. Entalhes largos devido à abrasão das partículas massivas [42].

Os entalhes de desgaste do flanco na usinagem de peças moles (JIS SKD11-HRC 18)¹ são mais estreitos do que na usinagem de peças duras (JIS SKD11-HRC 60) [42].

Nas peças macias, os entalhes são formados pela abrasão com as partículas massivas e com partículas de carboneto precipitados da liga. Na usinagem de peças duras, ao contrário, os entalhes são formados principalmente por abrasão com as partículas massivas de carboneto da liga devido à pequena quantidade de partícula de carboneto precipitada. Isto é confirmado pelo fato da largura dos entalhes serem aproximadamente iguais ao diâmetro médio das partículas massivas ($\cong 20 \mu\text{m}$) observadas nas micrografias da estrutura [42].

e) **Influência da velocidade de corte**

A velocidade de corte é o fator mais influente sobre o desgaste da ferramenta, seguido pelo tempo de corte e, por último, o avanço [15,16].

Em baixa velocidade ocorre diminuição da vida com aumento de forças (tensão no gume). Quando a velocidade é maior, ocorre aceleração do desgaste de cratera na superfície de saída, que eventualmente pode conduzir à fratura [23].

Um erro comum é iniciar o corte sob velocidades muito baixas. Se o PCBN trabalhar abaixo da velocidade adequada, formam-se microfraturas no gume que podem levar à falha prematura. Estas fraturas não são fáceis de se verificar, a menos que se retire a ferramenta repentinamente. Além disso, o torneamento contínuo pode polir essas microfraturas, fazendo-as parecer semelhantes ao desgaste de flanco convencional. Por essa razão, deve-se começar com taxa de avanço leve a moderada e velocidade um pouco acima da mínima recomendada [23].

Segundo Degner [8], em baixas velocidades o arrancamento de grãos da estrutura provoca

¹SKD11 \cong X150CrMo12-1

solicitações alternadas, favorecendo o lascamento do gume da ferramenta.

À medida que a velocidade aumenta, a temperatura de usinagem eleva-se a um nível onde o ataque do material do cavaco ocorre em toda face da superfície de contato da face da ferramenta. Esta camada de material aderente se torna saturada com os elementos da ferramenta e serve como uma **camada limite de difusão**, reduzindo a taxa de transporte de material da ferramenta para o cavaco e conseqüentemente a taxa de desgaste de cratera. À medida que a velocidade aumenta o desgaste progressivamente passa para o estado de difusão limitada.

Devido a este fenômeno, ao invés de ocorrer um crescimento da taxa de desgaste, ocorre um **decréscimo** com o aumento da velocidade de corte (fig. 3-51) [25].

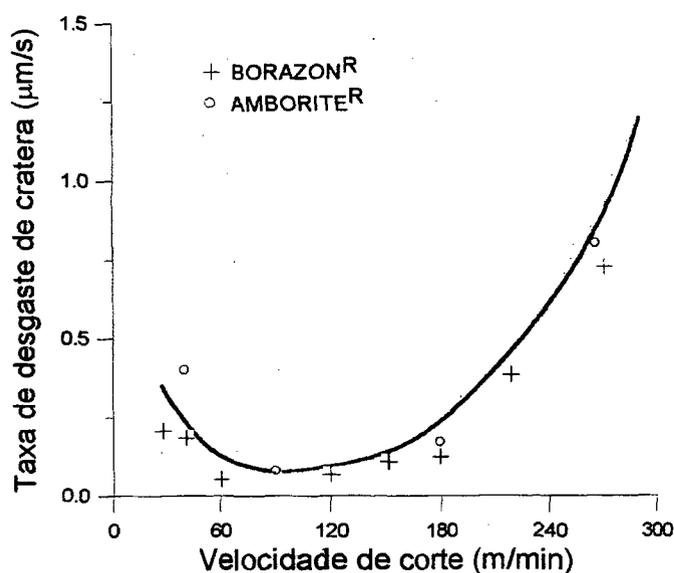


Figura 3-51 - Influência da velocidade de corte na taxa de desgaste [25].

Os ensaios realizados por Kramer [25], com aço AISI 4340 e Iconel 718, constataram que a transição do regime de difusão para difusão limitada ocorre aproximadamente na mesma faixa em que ocorre a transição da formação contínua do cavaco para a forma segmentada. Nesta faixa de velocidade, a temperatura é superior aos 1100 °C, que está acima da temperatura de

amolecimento do metal duro tornando-o inadequado para estas condições de corte.

Visto que, a difusividade aumenta exponencialmente com a temperatura, promover um aumento da velocidade de corte acima da velocidade de desgaste mínimo, implicará num rápido aumento na taxa de desgaste [18,24].

Este mesmo fenômeno foi também observado por Bossom [3], Krammer [25] e Koch [60] para diversos materiais usinado, tais como: aço ferramenta D3 ², aço rápido M2 ³, 100 Cr 6, S 6-5-2 etc.

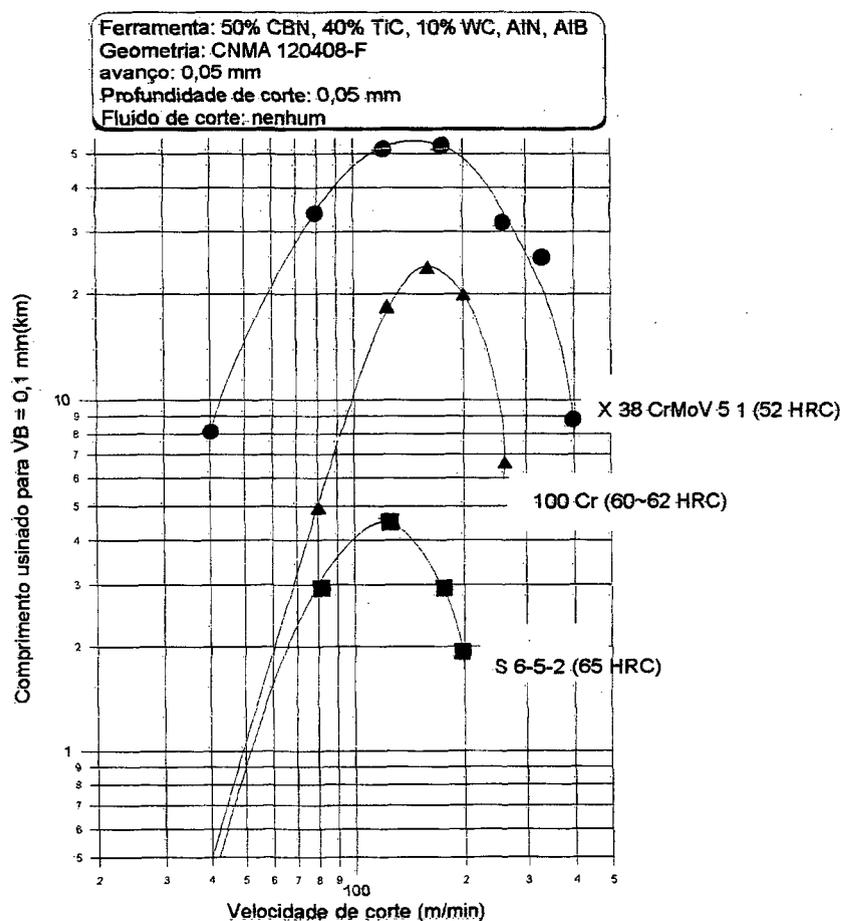


Figura 3-52 - Influência da velocidade de corte na vida da ferramenta para diversos materiais usinados [60].

²D3 \cong X210Cr12

³M2 \cong HSS 6-5-2

f) Influência do fluido de corte

Tem sido muito discutido o mecanismo de atuação do fluido lubrificante, uma vez que a existência de pressões de contato entre cavaco e superfície de saída, da ordem de 2700 MPa e temperaturas superiores a 600° C, tornam de todo impossível a hipótese de lubrificação hidrodinâmica [4,9,18]. No entanto, alguns autores mostram a possibilidade da lubrificação submicroscópica entre o par peça-ferramenta [4,9].

O efeito da aplicação do fluido de corte, no torneamento com o PCBN, é apresentado na fig.3-53. O fluido de corte propicia um maior resfriamento da região de cisalhamento, reduzindo a quantidade de calor adequada. Em consequência há uma elevação da energia de cisalhamento, provocando um desgaste de flanco maior que no corte a seco [3,18].

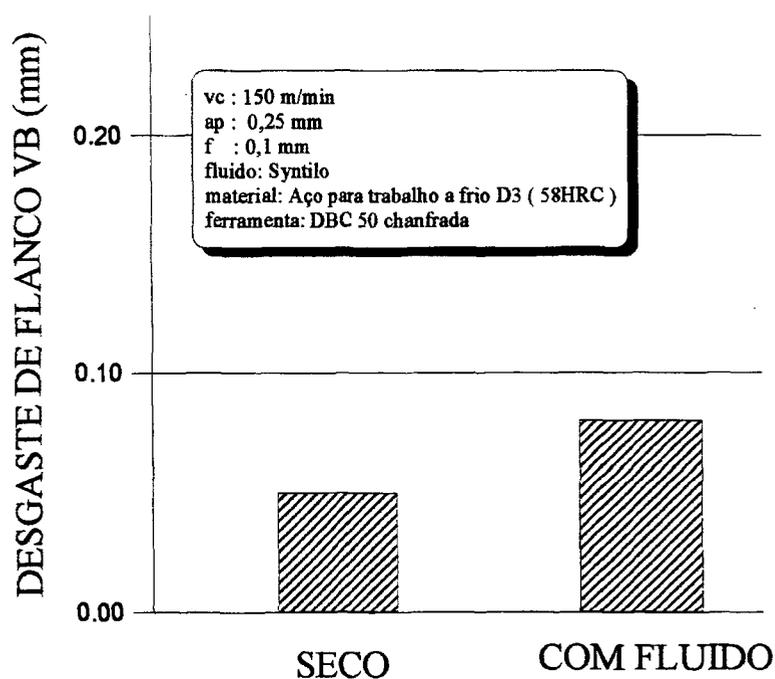


Figura 3-53 - Influência do fluido de corte no desgaste de flanco [3].

A ferramenta de PCBN é conhecida por sua excelente resistência a alta temperatura. Contudo, possui baixa resistência ao choque térmico. Portanto, a injeção do fluido nas proximidades do gume de corte gera um elevado gradiente térmico na ferramenta de PCBN, provocando microfissuras [18].

g) Influência da rigidez no sistema máquina-ferramenta

Conforme a fig. 3-54, a rigidez do sistema máquina-ferramenta demonstra grande influência sobre a vida útil sobre ferramentas de PCBN. Em sistemas com baixa rigidez, a origem e propagação de trincas, em ferramentas de PCBN, foi observada assim que se iniciou a operação de corte. Isto leva a um rápido desgaste e quebra das ferramentas [20].

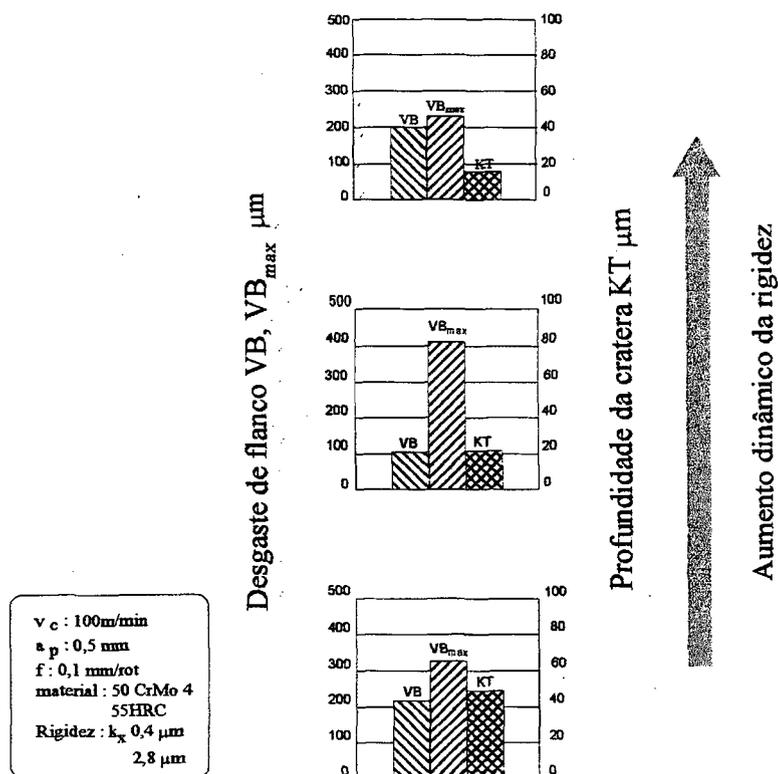


Figura 3-54 - Influência da rigidez no desgaste de ferramentas de PCBN [19].

As figuras a seguir apresentam as formas de desgaste encontradas durante os testes realizados no 100Cr6, com diversas durezas (40, 50 e 60 HRC), no Laboratório de mecânica de precisão da UFSC.

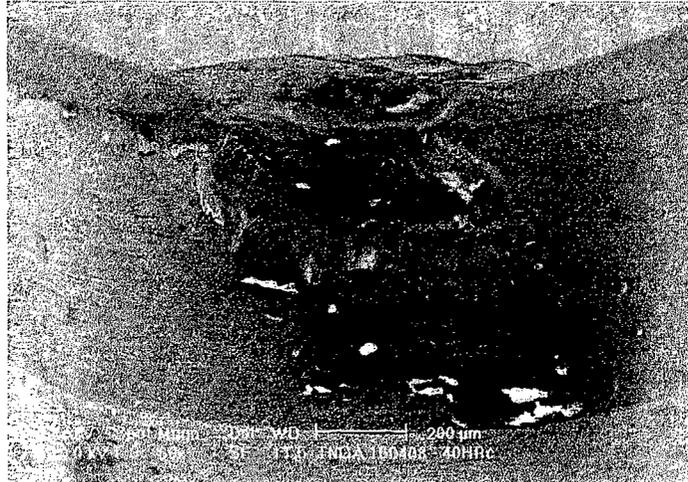


Figura 3-55 - Desgaste durante a usinagem do 100Cr6 - 40 HRC TNGA 120408.

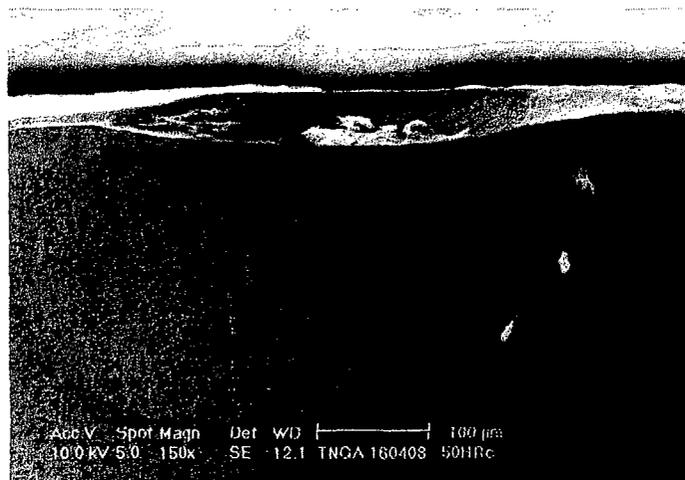


Figura 3-56 - Desgaste durante a usinagem do 100Cr6 - 50 HRC TNGA 120408.

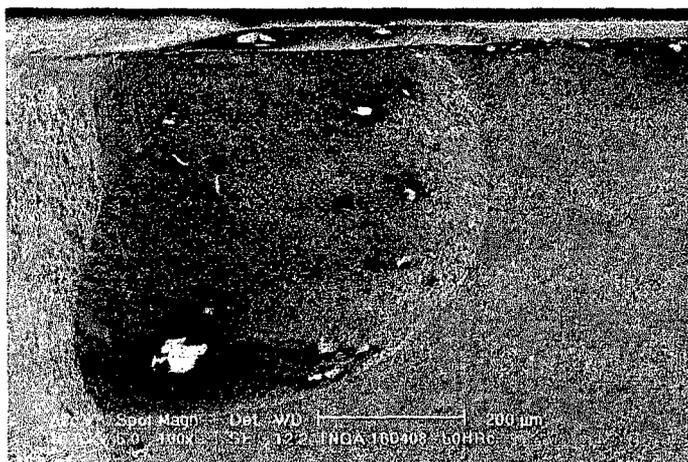


Figura 3-57 - Desgaste durante a usinagem do 100Cr6 - 60 HRC TNGA 120408.

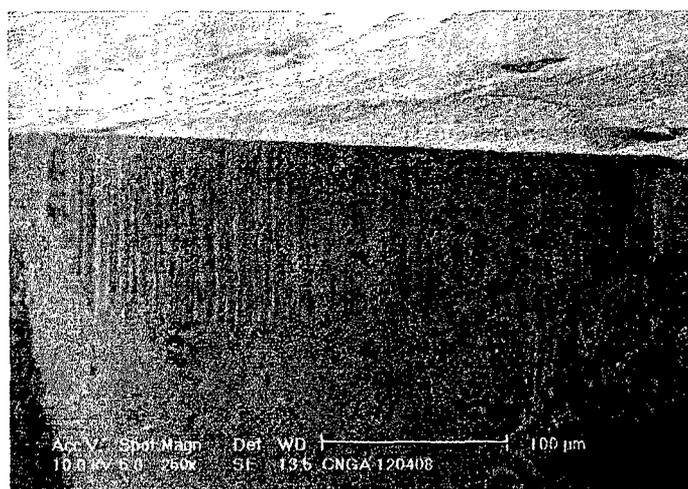


Figura 3-58 - Desgaste durante a usinagem do 100Cr6 - 60 HRC CNGA 120408.

As ferramentas TNGA 120408 foram utilizadas em um torno IMOR. Dentre elas a que apresentou maiores danos foi aquela utilizada para na usinagem 100Cr6 - 60HRC. Na ferramenta utilizada para usinar o 100Cr6 - 40HRC, foi observado que o desgaste constituía-se de pequenos lascamentos no gume da ferramenta.

As ferramentas CNGA 120408, foram utilizadas no torno ROMI COMOS 10U. Todas apresentaram desgaste de cratera bem rasa, mas nenhuma apresentou lascamentos. Os espectros

realizados pela micro-sonda revelam que as composições são bem semelhantes (fig. 3-59 e 3-60). Portanto, a provável razão dos danos ocorridos para o TNGA 120408 - 60HRC foi a rigidez da máquina-ferramenta.

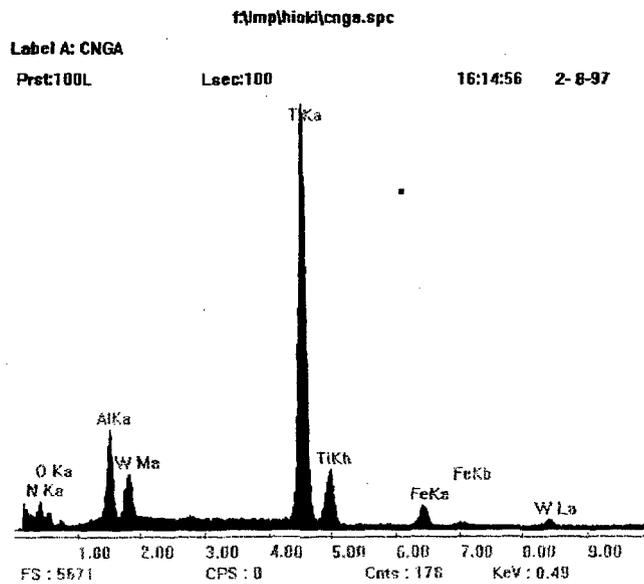


Figura 3-59 - Espectro da ferramenta CNGA 120408.

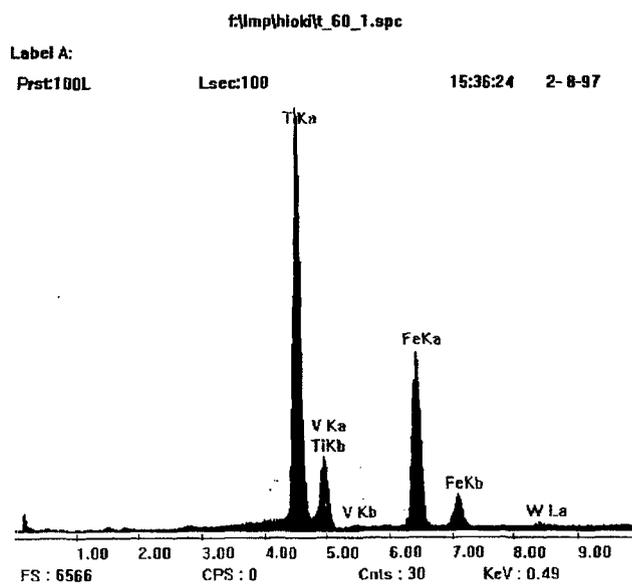


Figura 3-60 - Espectro da ferramenta TNGA 120408.

3.5. USINABILIDADE

Segundo Stemmer [9], usinabilidade entende-se como a propriedade dos materiais de se deixarem trabalhar com ferramentas de corte, ou ainda, segundo König [4], é uma propriedade complexa do material a ser usinado com um certo material de ferramenta, que depende das propriedades do gume de resistir aos esforços na separação dos cavacos. Uma grande quantidade de fatores efetivamente podem influenciar na usinabilidade. Estes são subdivididos em cinco grupos:

1. Fatores dependentes da máquina;
2. Fatores dependentes da ferramenta;
3. Fatores dependentes da peça;
4. Fatores dependentes do fluido de corte e
5. Fatores dependentes do processo [9].

3.5.1. Critérios para avaliação da usinabilidade

Há vários critérios para a avaliação do grau de usinabilidade de um material, que necessariamente não dependem um do outro e devem ser determinados um de cada vez [4]. Embora existam muitos outros estes sejam os mais importantes.

1. Vida da ferramenta ou desgaste da ferramenta;
2. Acabamento da superfície usinada;
3. Força de usinagem e
4. Tipos de cavacos formados.

Dos critérios acima mencionados, apenas os três primeiros podem ser expressos em valores numéricos e são, atualmente, os mais empregados [9].

a) Vida da ferramenta

A vida "T" é o tempo mínimo durante o qual uma ferramenta resiste do início do corte até a sua utilização total, relacionada a um certo critério de fim-de-vida, sob certas condições de usinagem. Existem quatro tipos de teste de vida:

1. Teste de "torneamento-temperatura" - quando o fator crítico é a temperatura;
2. Teste de desgaste - quando o fator crítico é o desgaste da ferramenta;
3. Ensaio de torneamento com velocidade crescente - adequado para averiguar o fornecimento de materiais de peça e para determinação da usinabilidade de diversos materiais ferrosos tratado termicamente de maneira diferente e
4. Ensaio de vida com medição do comprimento usinado [4].

b) Força de usinagem

O critério força de usinagem, é um critério para avaliar o grau de usinabilidade do material da peça. O conhecimento da grandeza e da orientação da força de usinagem é também de grande importância para: projetos de máquinas, de ferramentas, de dispositivos; avaliação da precisão de uma máquina, sob determinadas condições e determinação de fenômenos que ocorrem na região de formação de cavaco. Os fatores que apresentam grande influência sobre a força de usinagem são: a condição de corte, geometria da ferramenta, material da peça e da ferramenta [4].

c) Acabamento superficial

A qualidade da superfície ou a topografia obtida por usinagem com remoção de cavaco pode ser critério para determinar os parâmetros de entrada [4]. Esta qualidade é função da precisão

dimensional e da rugosidade da peça [36].

Contudo, em decorrência da crescente exigências sobre as propriedades mecânicas da peça, o enfoque dado à topografia da superfície da peça deve ser estendido às transformações que ocorrem nas camadas abaixo da superfície [43].

d) **Forma de cavaco**

Em processos onde o espaço reduzido para alojar o cavaco durante a sua formação é reduzido e em máquinas automatizadas, a forma e o tamanho dos mesmos apresentam grande importância.

As principais influência sobre a formação do cavaco são as condições de corte, a geometria da ferramenta e o estado metalúrgico do material da peça [4].

3.5.2. Critério de fim-de-vida

É um parâmetro que determina o final de vida de uma ferramenta, que pode ser quando:

1. O desgaste atinge proporções tão elevadas que há risco de quebra do gume ;
2. O desgaste atinge proporções em que a temperatura do gume se aproxima da temperatura de amolecimento da ferramenta;
3. Devido ao desgaste não é possível manter as tolerâncias exigidas da peça;
4. O acabamento superficial da peça usinada não é mais satisfatório;
5. O aumento da força de usinagem, proveniente dos desgastes elevados da ferramenta, interfere no funcionamento da máquina [44].

Na usinagem de acabamento, o desgaste dificilmente atinge níveis em que há risco de

quebra do gume ou se verifique a elevação acentuada das forças de usinagem. Logo, somente os itens 3 e 4 são considerados. Quanto ao item 3, existe a possibilidade de correção da posição da ferramenta. Caso o desgaste da ferramenta não afete a qualidade da peça[44].

A verificação do acabamento superficial da peça usinada como um critério para substituição da ferramenta em operações de acabamento, pode ser das seguintes formas:

1. Pelo sensoreamento da rugosidade.
2. Pelo operador, através de comparação com um padrão.
3. Através da determinação prévia do número de peças usinadas [44].

Conforme a literatura, durante a usinagem com PCBN recomenda-se utilizar em conjunto o VB de até 300 μm , após o qual deve-se levar em consideração o desgaste de cratera, e rugosidade R_a até 0,8 μm . [7,16]

Devido à inexistência de um cálculo mais aprofundado do fenômeno, a literatura apresenta uma equação com todas as análises de mudança de VB na usinagem de aços temperados 50CrMo4 de 55 HRC com PCBN em dependência com o tempo de corte (t), velocidade de corte (v_c), e avanço (f):

$$VB = 1,92 \cdot t^{0,73} \cdot v_c^{0,97} \cdot f^{0,64} \quad (31)$$

Esta relação permite, com ajuda dos expoentes calculados, uma informação qualitativa sobre a influência de três parâmetros de corte em VB. Apesar das conhecidas dispersões dos experimentos das técnicas de usinagem, nota-se ser esta uma útil relação para se ter um conhecimento prévio do desgaste de flanco [16].

3.6. FORÇA DE USINAGEM

A força de usinagem, que representa a resistência oferecida pelo material da peça de trabalho à penetração do gume da ferramenta, é influenciada por diversos fatores, tais como: material da peça, material da ferramenta, condições de corte, geometria da ferramenta e o próprio processo de usinagem. A força de usinagem é também considerada como um critério da usinabilidade de um material de peça.

O estudo do comportamento da força de usinagem tem grande importância na determinação da potência requerida no corte, para explicação de fenômenos que ocorrem na região de formação do cavaco e dos mecanismos de desgaste da ferramenta, no projeto e na avaliação de precisão da máquina.

No sistema de monitoramento de ferramentas e processos, a força de usinagem pode ser uma variável controlada, que possibilita a determinação do desgaste e quebra de ferramentas e, portanto, otimização da utilização das ferramentas.

3.6.1. Conceitos básicos e definições

A força que atua sobre uma cunha de corte, durante a usinagem, é denominada Força de Usinagem (F). A fim de observá-la analiticamente decompõe-se tal força conforme a figura 3-61 [4].

Assim, tem-se no plano de trabalho:

Força ativa (F_a) - é a projeção da força de usinagem (F) sobre o plano de trabalho;

Força de corte (F_c) - é a projeção da força de usinagem (F) sobre a direção de corte (dada pelo vetor velocidade de corte). Também é denominada força principal de corte e,

Força de avanço (F_f) - é a projeção da força de usinagem (F) sobre a direção de avanço.

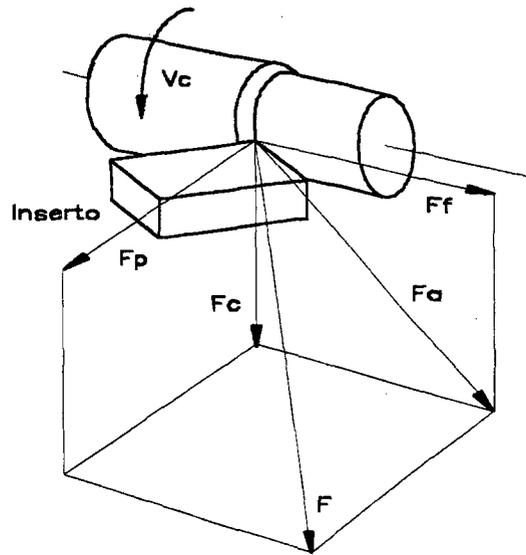


Figura 3-61 - Desenho esquemático das componentes da força de usinagem [36].

No plano efetivo de referência:

Força passiva (F_p) - é a projeção da força de usinagem (F) sobre a direção perpendicular ao plano de trabalho. É também conhecida como força de recuo ou força de profundidade [4].

Da figura 3-60 podem ser obtidas as seguintes relações:

$$F_a^2 = F_c^2 + F_f^2; \quad (32)$$

$$F^2 = F_a^2 + F_p^2; \quad (33)$$

$$F^2 = F_c^2 + F_f^2 + F_p^2 \quad (34)$$

3.6.2. Modelos de força

Não foi possível, até o momento, construir um modelo que englobasse todos os fatores de influência sobre a força de usinagem, visto que nenhum deles pode ser subordinado a uma lei única. No entanto, pode-se construir leis para modelos abrangentes, através da medição dos componentes da força de usinagem e introdução de fatores de correção, sendo o processo de torneamento preferido aos demais.

Pode-se classificar os trabalhos realizados por pesquisadores em três categorias.

1. Tentativas para apresentação de modelos generalizados de força de usinagem;
2. Leis de força de corte referentes a um processo, com aplicação de características específicas distintas para cada caso;
3. Leis de força de corte referentes a um processo com aplicações de características específicas do processo de torneamento e fatores de correção especiais.

Dentre estas três categorias, o presente trabalho tomará como base a categoria 3, e dentro dessa, mais especificamente a equação de Kienzle [45].

3.6.3. Medição de forças

Os fenômenos físicos não podem ser observados ou medidos sem sofrerem alteração. Isto serve também para a força que não pode ser medida diretamente. Somente sua ação é observada e conseqüentemente medida.

Os dinamômetros são instrumentos capazes de medir forças através de outras magnitudes físicas. Os tipos fundamentais de dinamômetros para medida das componentes da força de usinagem são tanto do tipo estático, quando a determinação das forças médias é suficiente, como do tipo dinâmico, quando se deseja determinar a variação da força de corte.

De um modo geral, os dinamômetros devem satisfazer os seguintes requisitos:

- sensibilidade;
- precisão;
- rigidez (elevada frequência natural);
- exatidão de reprodução de forças variáveis com o tempo e,
- insensibilidade quanto à variação de temperatura e à umidade.

A medida da força de usinagem pode ser direta (ativa) ou indireta (passiva). Entende-se como medida indireta a realizada através de deslocamentos de molas utilizando-se meios de medida mecânicos, pneumáticos, hidráulicos e elétricos.

Como métodos diretos têm-se os baseados na piezeletricidade e na magneto-estricção.

Atualmente os sistemas de medição mais utilizados para a medição de forças na usinagem são aqueles que usam transdutores piezelétricos [28], caso do equipamento utilizado na realização dos testes aos quais se refere este trabalho.

3.6.4. Força de corte

De uma forma simplificada, a força de corte e a área da seção de usinagem obedecem à seguinte relação:

$$F_c = k_c \cdot A \quad (35)$$

onde:

k_c = pressão específica de corte (N/mm^2)

A = área da seção de usinagem dada pelo produto da profundidade de corte (a_p) com avanço (f), ou então, o produto da largura de usinagem (b) com a espessura de usinagem (h), figura 3-62.

A pressão específica de corte referente a uma seção de corte com $b = 1 \text{ mm}$ e $h = 1$ é simbolizada por $k_{cl.1}$ e é determinada através da equação de Kienzle [4,9].

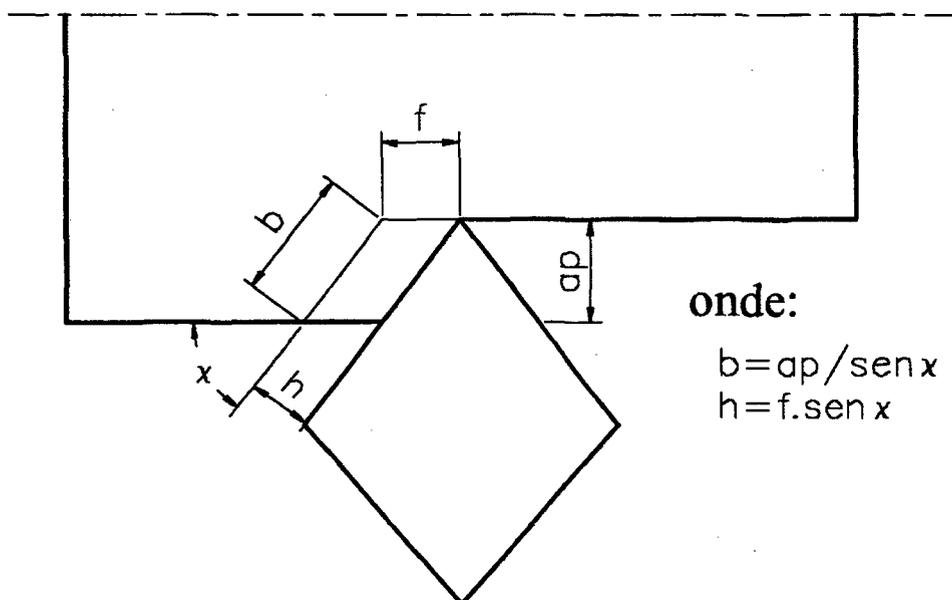


Figura 3-62 - Condições de usinagem no torneamento longitudinal [4]

3.6.5. Equação de Kienzle

Kienzle [4] apresentou a seguinte equação bastante simples e suficientemente precisa para cálculos práticos da força de corte.

$$F_c = k_c \cdot b \cdot h = k_{cl.1} \cdot h^{1-mc} \cdot b \quad (36)$$

Quando representada num sistema de coordenadas bilogarítmicas, verifica-se que os pontos pedidos se alinham numa reta, confirmando a formulação de Kienzle.

3.6.6. Força de corte em materiais duros

As forças de usinagem de materiais duros não são necessariamente altas, apesar da elevada

dureza, devido a dois efeitos seguintes:

a) Ocorre pequena deformação plástica do cavaco devido à formação de trincas na superfície,

b) É pequena a área de contato cavaco-ferramenta, a qual reduz a força de atrito

No entanto, na prática os materiais duros desgastam a ferramenta rapidamente e aumentam as forças de corte, em especial a força passiva [35].

Com o objetivo de assegurar que a ferramenta tenha estabilizado, recomenda-se monitorar as forças somente após 1 minuto de corte [3].

a) **Influência da geometria da ferramenta**

Na usinagem de materiais dúcteis com pequena profundidade, normalmente emprega-se ângulo de saída (γ) positivo para reduzir as forças de usinagem. Isto é particularmente importante em peças que possuam seções com paredes finas, e operações internas onde ferramentas menos rígidas são freqüentemente usadas. Para evitar danos à superfície da peça, recomenda-se utilizar baixas velocidades de corte e ângulo de saída elevados. Todavia, as ferramentas de PCBN requerem ângulo saída (γ) negativos e altas velocidades [3].

Conforme os ensaios realizados por Bossom [3] a utilização do ângulo de saída positivo não reduz a componente F_p , comparado com o ângulo saída (γ) negativo (figura 3-63). A figura 3-64 mostra o resultado sob mesmas condições, mas com gume chanfrado (0,1 mm x 20°).

Para a ferramenta com γ negativo a força F_p tende a se estabilizar. Já para γ positivo e neutro, a força F_p cresce progressivamente. Conclui-se que, na usinagem de acabamento com PCBN, um ângulo de saída negativo é imprescindível, seja o gume chanfrado ou não [3].

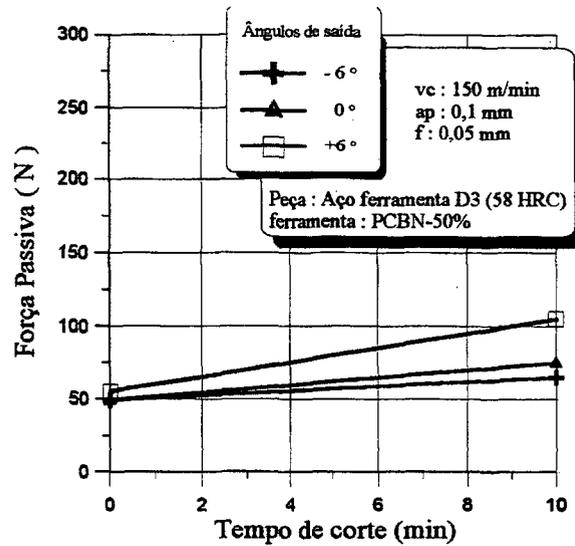


Figura 3-63 - Influência da geometria da ferramenta (não chanfrada) na força passiva [3].

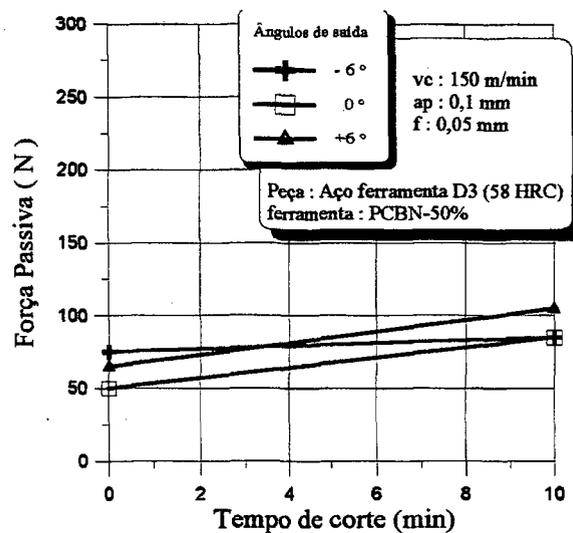


Figura 3-64 - Influência da geometria da ferramenta chanfrada na força passiva [3].

b) Influência do percentual de CBN na ferramenta

A figura 3-65 apresenta o desempenho de ferramentas com diferentes quantidade de CBN. Para ferramentas de PCBN-90%, há um rápido aumento da força passiva F_p , enquanto que para o PCBN-50% a força apresentou-se quase constante. A causa principal é a elevação da taxa de desgaste que o PCBN-90% apresenta durante a usinagem de acabamento (vide item “Desgaste da

ferramenta de PCBN - Influência do material da ferramenta") [3].

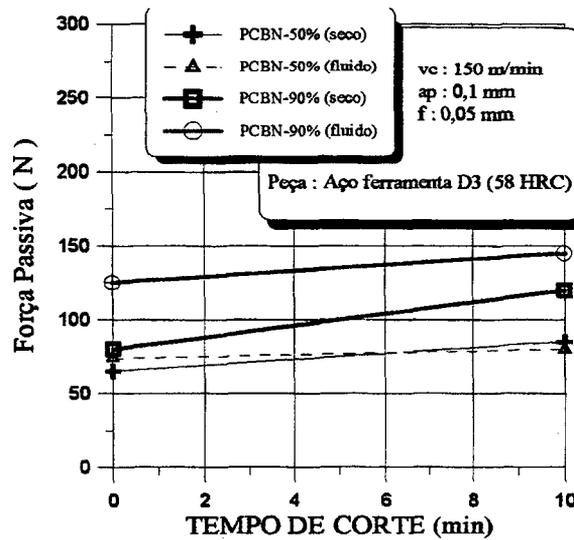


Figura 3-65 - Influência do conteúdo de CBN na força passiva [3].

c) Influência da velocidade de corte

O aumento de velocidade frequentemente resulta numa elevação da temperatura de corte na raiz do cavaco, promovendo uma maior ductilidade [26]. Simultaneamente, ocorre uma redução na espessura do cavaco. Ambos os fatos contribuem para o decréscimo da força de usinagem [20,25].

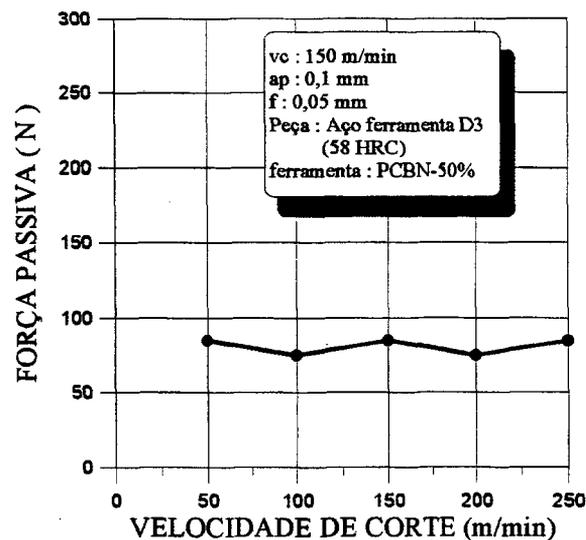


Figura 3-66 - Influência da velocidade de corte sobre a força passiva [3].

Dentro da faixa de velocidade testada, figura 3-66, Bossom [3] verificou que a velocidade de corte não afeta significativamente a força passiva F_p [3].

d) Influência do desgaste

A figura 3-67 permite avaliar a influência do desgaste na força de usinagem nos ensaios realizados por Ogata [39] com o aço JIS SUJ-2. A força de corte aumenta gradualmente junto com o aumento do VB. A força passiva (F_p) e a força de avanço (F_f), entretanto, crescem progressivamente a partir de $VB = 0,15$ mm [16,18]. Esta drástica mudança não é observada durante a usinagem de materiais não temperados [39].

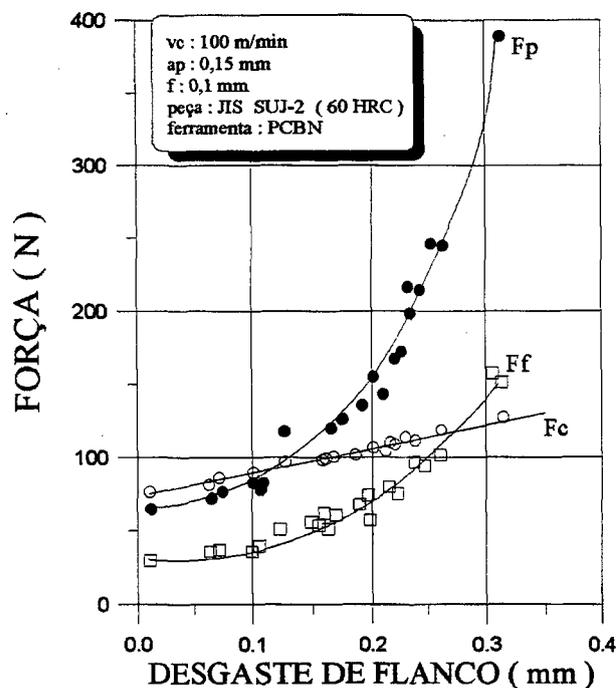


Figura 3-67 - Relação entre o desgaste de flanco (VB) e as componentes da força de usinagem [39].

e) **Influência da temperatura**

Durante a usinagem de aços temperados, os cavacos incandescentes comprovam a elevada temperatura gerada. Este calor, quando excessivo, contribui para um desgaste precoce da ferramenta. Por outro lado, se bem controlado através das condições de corte, o calor proporciona a redução da resistência mecânica do material e conseqüentemente leva a uma diminuição das forças de usinagem.

f) **Influência do refrigerante**

Para o PCBN-50%, o efeito do fluido de corte sobre a força F_p é relativamente pequeno, quando comparado com o corte a seco (figura 3-65). Seu maior efeito é sobre o desgaste da ferramenta e na precisão dimensional da peça [3].

g) **Influência do material da peça**

As componentes específicas de corte envolvidas na usinagem de ligas ferrosas endurecidas são significativamente maiores que nas ligas ferrosas não endurecidas. Na usinagem do aço 50 CrMo4 (55 HRC) com PCBN ocorrem uma forças específicas de corte 30% maiores que no estado recozido. Da mesma forma, para o aço rolamento 100 CrMo7 (63 HRC), um aumento de até 50% na força de corte (F_c) e de 100% na força de avanço (F_a) e passiva (F_p) [20].

Enomoto [46] constatou que as forças de usinagem apresentam-se quase que constantes na faixa de 40 HRC para o PCBN e P10, e na faixa de dureza acima de 40 HRC ocorre uma elevação considerável das forças (figura 3-68).

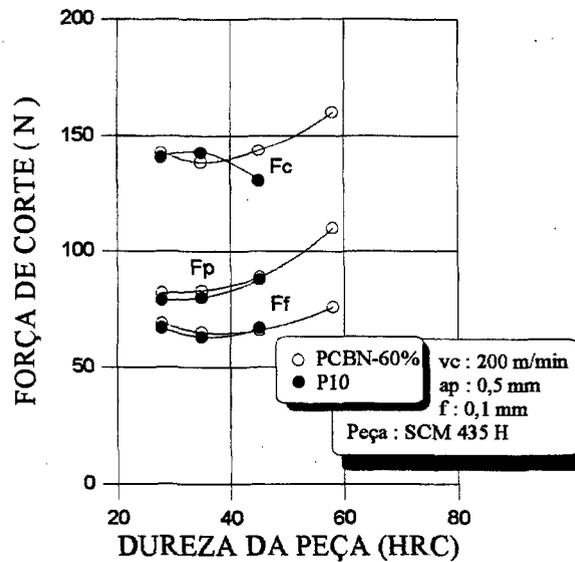


Figura 3-68 - Influência da dureza nas forças de usinagem[46].

Semelhantemente, König [20] comenta que ao usinar ligas ferrosas as forças de usinagem crescem drasticamente quando a dureza do material é elevada (60~70 HRC), conforme a tabela abaixo.

HRC	$\text{kW/cm}^3 \cdot \text{min}^{-1}$	$\text{hp/in}^3 \cdot \text{min}^{-1}$
35-40	0,064	1,4
50-55	0,091	2,0
55-58	0,155	3,4

Tabela 3-7 - Potência requerida para usinagem de ligas ferrosas com diferentes durezas [20]

A magnitude exata do nível da força específica não depende apenas da dureza do material, mas também do desgaste da ferramenta [20]. Na figura 3-69 é apresentado a relação do coeficiente de atrito com a dureza.

O coeficiente de atrito μ' no flanco desgastado ($= F_c'/F_p'$) revela que o aço normalizado tem um μ' elevado (cerca de 0,7), ao passo que materiais duros tem μ' reduzido (0,2~0,3). Isto causa

uma força passiva F_p elevada em relação à força de corte F_c em usinagem de materiais duros com ferramenta desgastada [35].

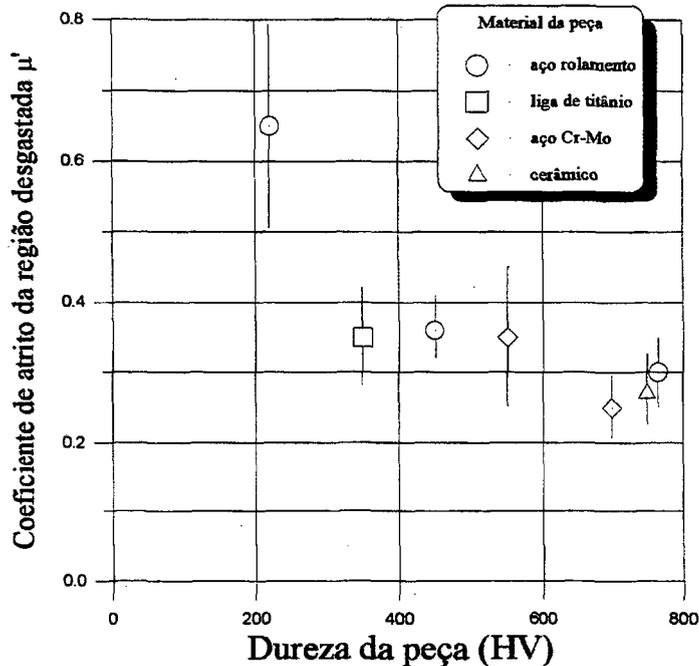


Figura 3-69 - Efeito da dureza da peça sobre o coeficiente de atrito da região do flanco desgastado [35].

Durante os ensaios realizados no LMP-UFSC, para o aço 100Cr6 - 60 HRC, demonstrou-se que quando o desgaste de flanco atingiu 0,3 mm, apesar do contínuo aumento, a rugosidade R_a apresentou uma tendência inversa no seu comportamento (figura 3-70). Uma explicação seria a falha preliminar da ferramenta, acusada pelo aparecimento na superfície usinada ou transitória, de uma estreita faixa altamente polida, indicando forte atrito de escorregamento com o flanco da ferramenta [9]. Os ensaios para estudar a força de corte foram realizados sob condições recomendadas pelo fabricante da ferramenta. Procurou-se observar como critério de vida da ferramenta $VB = 0,3$ mm.

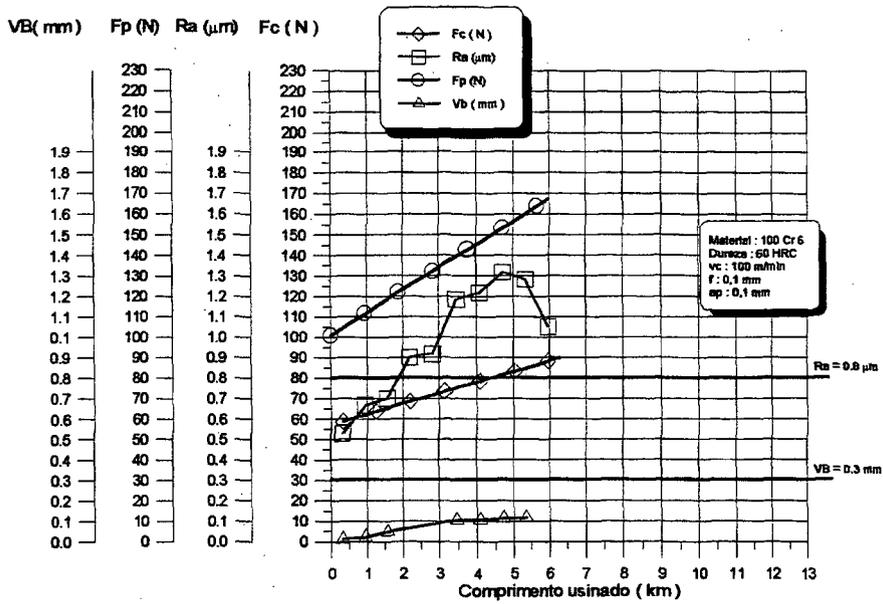


Figura 3-70 - Observação simultânea da força de corte, força passiva, desgaste de flanco e rugosidade R_a - dureza 60 HRC.

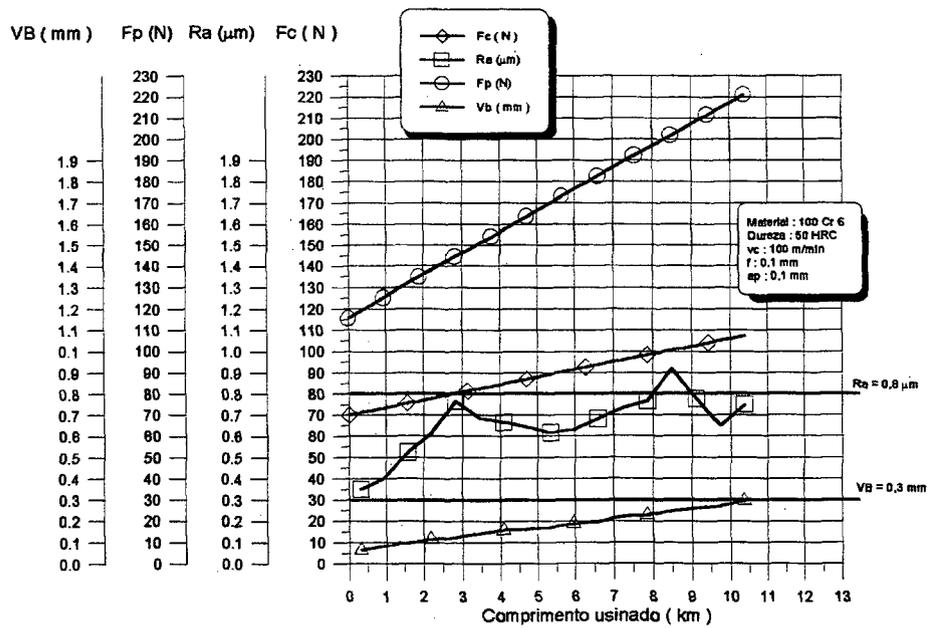


Figura 3-71 - Observação simultânea da força de corte, força passiva, desgaste de flanco e rugosidade R_a - dureza 50 HRC.

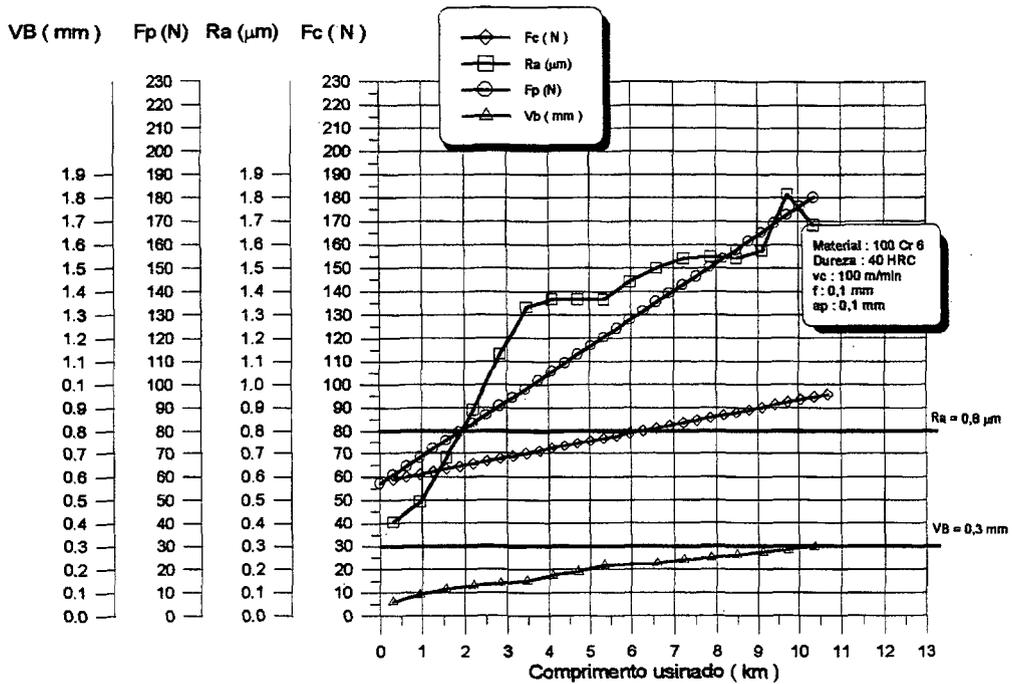


Figura 3-72 - Observação simultânea da força de corte, força passiva, desgaste de flanco e rugosidade Ra - dureza 40 HRC.

Os níveis da força de corte, para a faixa de dureza investigada, foram aproximadamente entre 60 a 110 N, resultados compatíveis com ensaios realizados por outros pesquisadores.

Conforme a literatura, o aumento da dureza da peça leva a um aumento da força de usinagem. No entanto, durante os testes realizados para 100Cr6-50 HRC verificaram-se níveis mais elevados que para 100Cr6-60 HRC para todas as componentes da força de usinagem.

3.7. INTEGRIDADE DA SUPERFÍCIE

3.7.1. INTRODUÇÃO

A importância da qualidade da superfície usinada se revela à medida que aumentam as exigências com relação ao desempenho, vida e confiabilidade do componente.

Tradicionalmente, a textura ou topografia da superfície tem sido aceita como critério que controla a qualidade de uma superfície [47]. É amplamente aceito o relacionamento direto entre a rugosidade e a resistência à fadiga, capacidade de carga relativa, coeficiente de transmissão de calor e resistência ao desgaste. Entretanto, a topografia é apenas parte da consideração. As alterações que ocorrem abaixo da superfície também possuem um peso fundamental sobre o desempenho dos componentes usinados [43].

A tecnologia da superfície é a atividade que descreve, detalha e avalia a condição tanto da superfície como das camadas de superfície dos componentes fabricados. A ênfase histórica sobre a textura de superfície (rugosidade, ondulação e marcas de ferramentas) foi estendida para incluir a avaliação de efeitos logo abaixo da superfície, isto é, integridade da superfície [31,43].

A integridade superficial é alcançada através de processos de fabricação, os quais são cuidadosamente selecionados e controlados, tendo por base a evolução das propriedades de engenharia [47,48].

O termo "*integridade da superfície*" foi criado em 1964 por Field e Kahles [31]. A identificação de alterações na camada superficial é de extrema importância para equipamentos que trabalham em altas temperaturas e atmosfera corrosiva, para componentes sujeitos a altas tensões, e em particular, altas tensões alternantes [48,49].

A figura 3-73 mostra desenhos esquemáticos segundo dois pesquisadores.

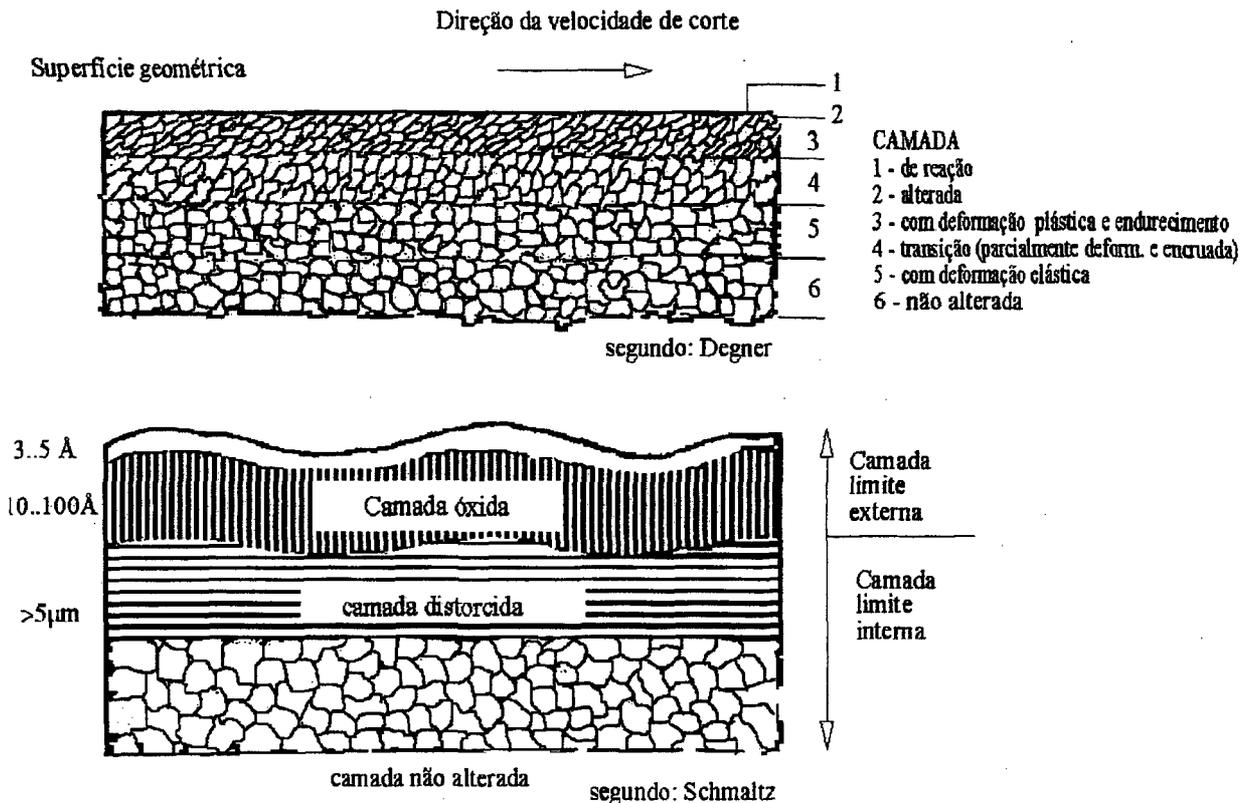


Figura 3-73 - Camadas superficiais de corpos sólidos [43].

Embora a maioria das alterações ocorram aproximadamente nos primeiros 0,3 mm da superfície, esta profundidade pode se tornar significativa em componentes de paredes finas. Além disso, muitas falhas originam-se dentro dos primeiros micrometros abaixo da superfície geométrica. Estes fatos expostos exigem dos engenheiros encarregados do projeto, fabricação e garantia de qualidade que compreendam e apliquem os aspectos da tecnologia da superfície, a fim de produzir componentes seguros, confiáveis e de vida longa [43].

Durante a usinagem, as energias do processo misturam-se com as propriedades do material, produzindo uma variedade de efeitos na superfície, conforme a figura 3-74.

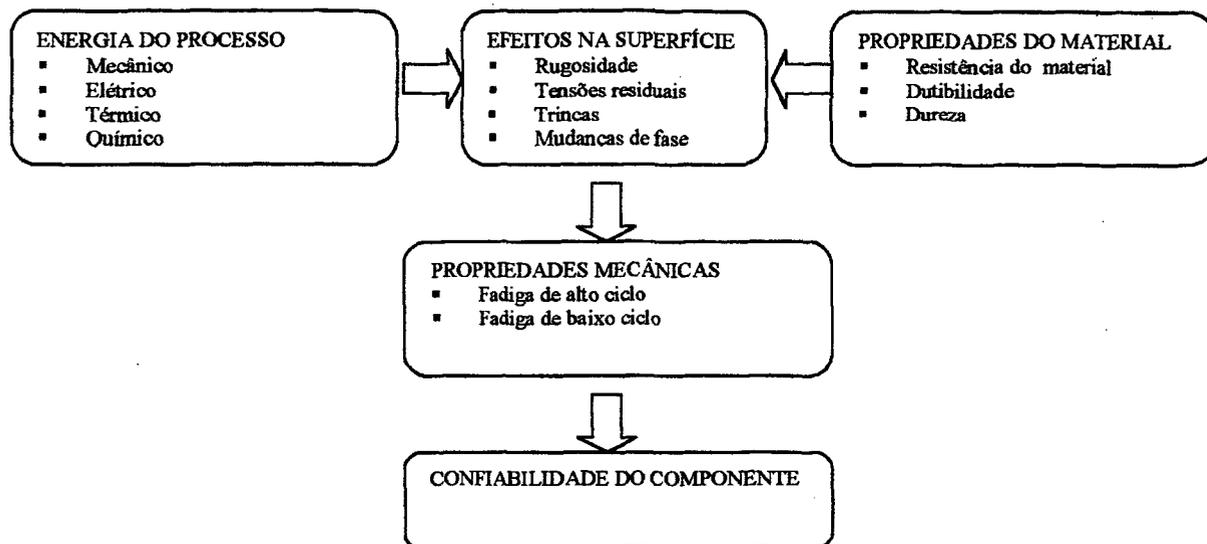


Figura 3-74 - Interação das energias do processo com as propriedades do material [43].

Como exemplo da importância da tecnologia da superfície, a figura 3-75 apresenta a resistência à fadiga de um mesmo tipo de componente obtido através de diferentes processos de usinagem e, conseqüentemente, diferentes texturas na superfície. Neste caso, os corpos de prova com superfície polida proporcionam, em relação aos demais, um aumento apreciável na

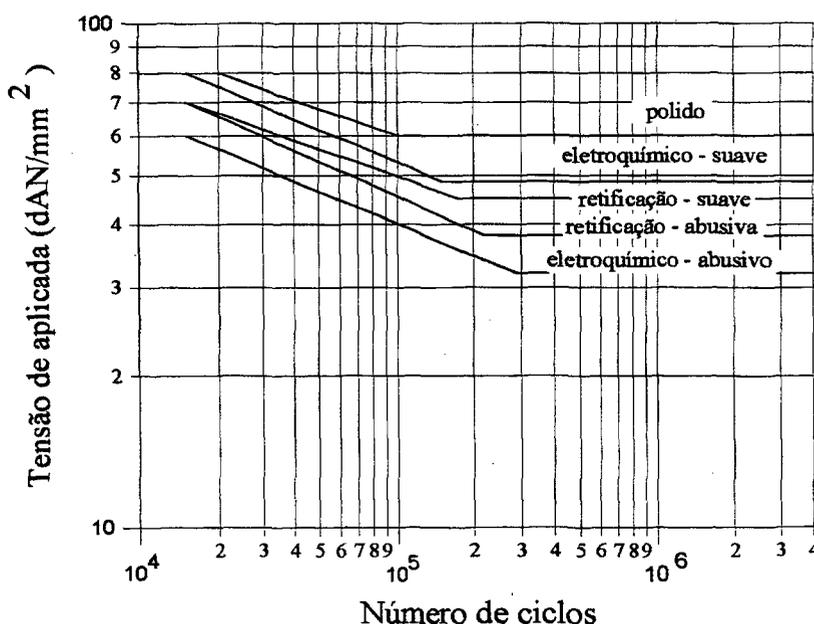


Figura 3-75 - Variação da resistência à fadiga devido ao acabamento superficial [43].

resistência à fadiga. Para um determinado nível de tensão há também diferenças significativas na vida por fadiga para corpos obtidos por diferentes processos de usinagem [43].

3.7.2. Topografia da superfície

O termo topografia da superfície é utilizado para descrever a qualidade da superfície da peça e consiste da rugosidade, ondulação, marcas e falhas. A figura 3-76 traz um desenho esquemático de seus componentes [48].

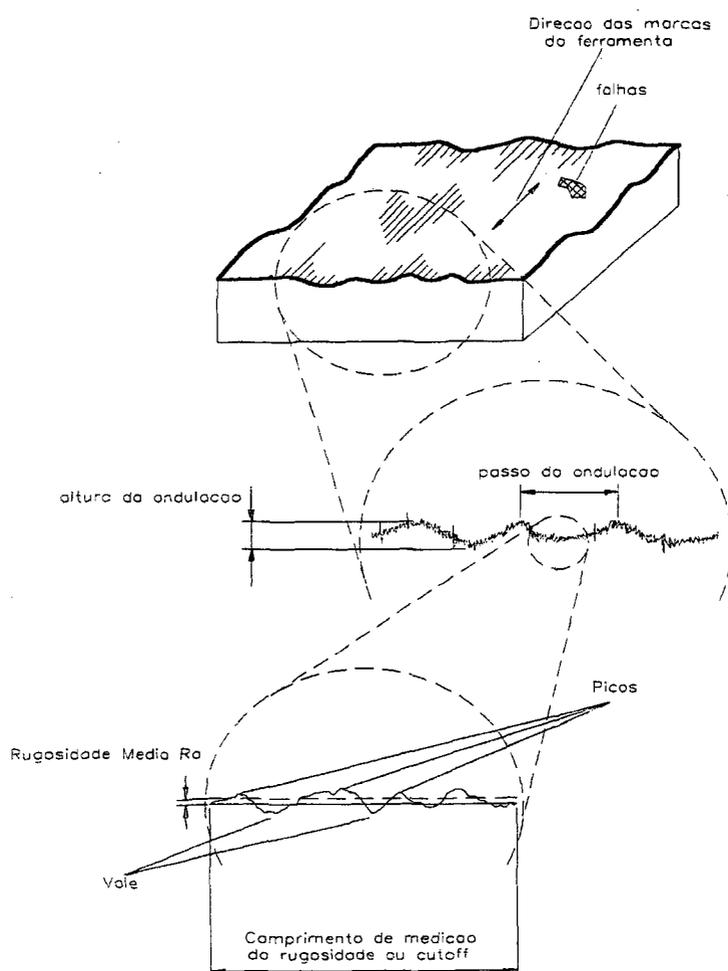


Figura 3-76 - Desenho esquemático da rugosidade e ondulação com marcas unidirecionais e uma falha superficial [48].

Os fatores influentes sobre a topografia da superfície são apresentados, em resumo, na figura 3-77 [4].



Figura 3-77 - Tabela com fatores influentes na qualidade superficial na usinagem de metais (segundo Betz) [4].

a) Definições dos elementos da topografia da superfície

a.1) Rugosidade

São irregularidades finas que geralmente resultam da ação inerente do processo de usinagem. Em particular, para ferramentas com geometria definida, a rugosidade pode ser dividida em rugosidade cinemática e rugosidade de processo.

A rugosidade cinemática (figura 3-78) é decorrente da forma de quina da ferramenta e do movimento relativo entre peça e ferramenta [4].

A rugosidade de processo é regida por fenômenos que ocorrem no gume da ferramenta, que estão relacionados diretamente ao comportamento do material usinado [4].

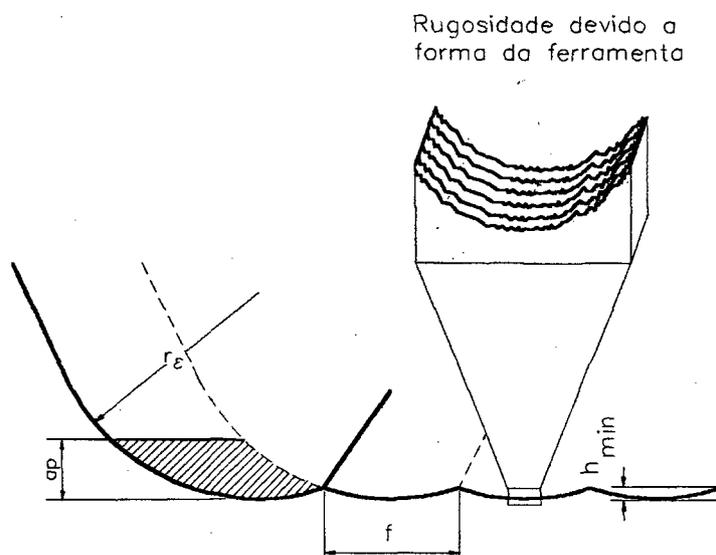


Figura 3-78 - Rugosidade devido a forma da ferramenta [50].

a.2) Ondulação

São irregularidades cujo espaçamento é maior do que o comprimento de amostragem de rugosidade. A ondulação pode ser resultante de deflexão da máquina, trepidação, vibração, tratamento térmico ou desgaste de ferramenta. A rugosidade pode estar superposta na superfície ondulada [48].

a.3) Marcas

É a direção do padrão de superfície predominante. Normalmente determinado pelo método de produção utilizado [48].

a.4) Falhas

Irregularidades não intencionais que ocorrem em um local, ou em intervalos não frequentes. Incluem trincas, crateras, inclusões, paradas e arranhões. A menos que especificado, o efeito das falhas não deve ser incluído no R_a [48].

O perfil de uma superfície usinada por torneamento apresenta ranhuras periódicas regulares que dependem do avanço. Isto diferencia de uma superfície retificada [51].

a.5) Influência do tempo de usinagem

A figura 3-79 apresenta a relação entre as rugosidades em função do tempo. Os resultados são comparáveis aos da retificação [7,16,20,39,40]. Entretanto, são obtidos a uma taxa de remoção significativamente maior que na retificação (cerca de 4 a 10 vezes) [20,23].

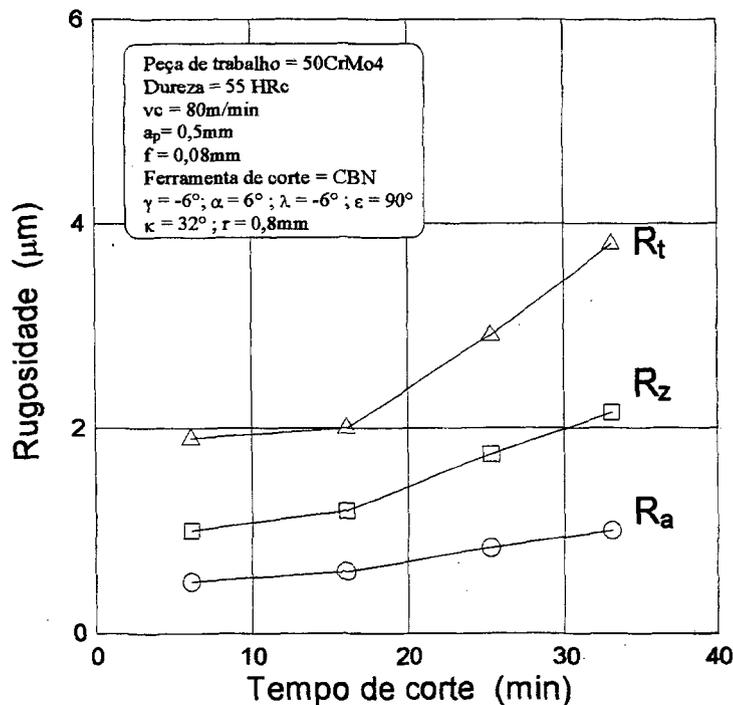


Figura 3-79 - Variação da características da superfície com o tempo de corte no torneamento com inserto de PCBN [20].

a.6) Influência do desgaste da ferramenta

O estado do gume exerce uma influência considerável sobre a rugosidade. Diferentemente do torneamento convencional, no acabamento o desgaste de cratera não é significativo, sendo predominante o desgaste do gume secundário [8]. A figura 3-80 apresenta o seu efeito sobre a rugosidade da superfície usinada utilizando uma ferramenta de cerâmica mista.

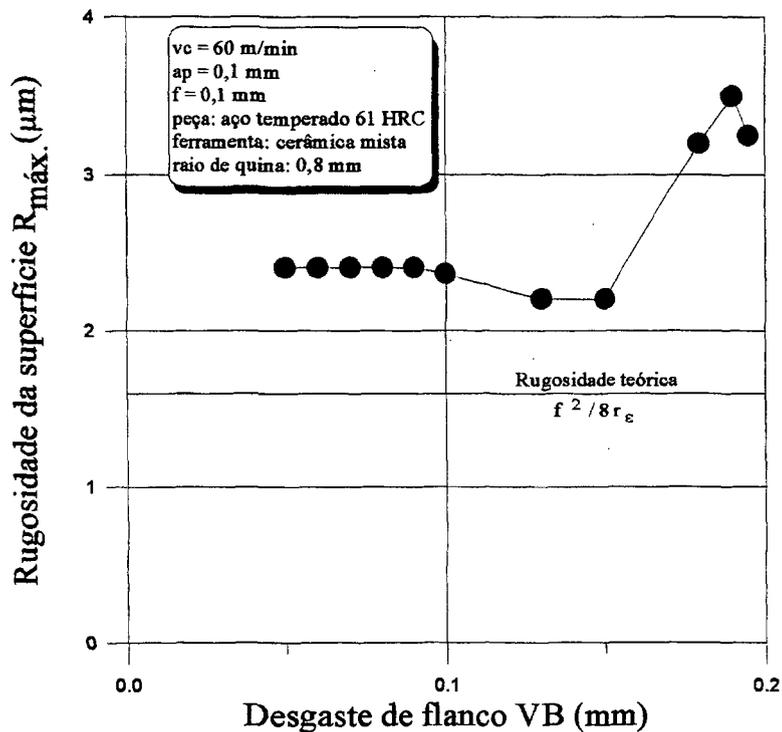


Figura 3-80 - Efeito do desgaste sobre a rugosidade $R_{m\acute{a}x}$ [18].

Narutaki [35] apresenta na figura 3-81 a influência do desgaste do gume secundário (VB') sobre rugosidade $R_{m\acute{a}x}$. Os números acima da curva indicam o VB' ($\times 10^{-2}$). O desgaste de sulco, que possui grande influência na rugosidade transversal (cinemática), não é observado para ferramentas de PCBN [16].

Nos experimentos realizados no LMP-UFSC, apesar do pequeno desgaste de flanco na fase inicial, para o 100Cr6-40 HRC a rugosidade aumenta abruptamente. Já para o 100Cr6-50 HRC, verifica-se que a rugosidade e o desgaste de flanco aumentam gradativamente (figura 3-71

e 3-72).

A monitoração do 100Cr6 - 60 HRC foi prejudicada devido o lascamento precoce da ferramenta, figura 3-70.

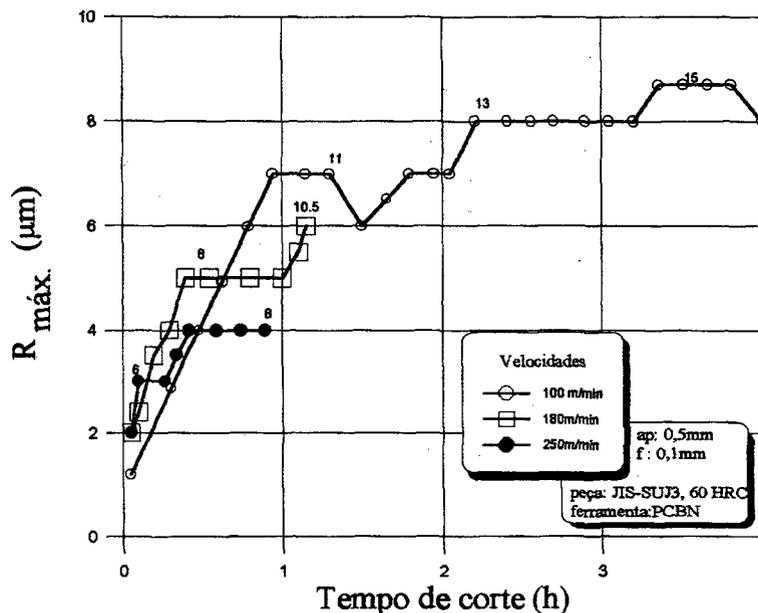


Figura 3-81 - Influência do desgaste de flanco do gume secundário na rugosidade $R_{máx}$ [18].

a.7) Influência da velocidade de corte

Normalmente o acabamento superficial melhora com o aumento da velocidade de corte. A melhoria é rápida até uma determinada velocidade crítica, devido à contínua redução das dimensões do gume postiço. Depois que este ficou reduzido a um tamanho insignificante pouca melhora adicional do acabamento superficial se obtém com aumentos maiores da velocidade de corte. A velocidade crítica se situa normalmente na faixa de 90 a 150 m/min, variando bastante em função dos fatores: material da ferramenta, ângulo de saída, fluido de corte, dimensões do cavaco, material da peça, etc. [9].

Além da formação de gume postiços em baixas velocidades de corte, a rugosidade tende a aumentar em decorrência do aumento do recalque do cavaco. Assim a deformação do material

aumenta na zona periférica, onde com o aumento acontece o arrancamento de grupo de grãos da estrutura do material. Com a elevação da velocidade de corte, os cristais são cortados, alcançando-se uma rugosidade menor.

A utilização de velocidades acima da recomendada favorece o aumento da rugosidade devido a rápida formação de sulcos de desgaste no flanco e no gume secundário [8].

As figuras 3-82 e 3-83, apresentam um típico comportamento encontrado durante os ensaios realizados no LMP-UFSC na usinagem do aço 100Cr6. A velocidade de corte não apresentou influência marcante na faixa de velocidade investigada para mesma dureza.

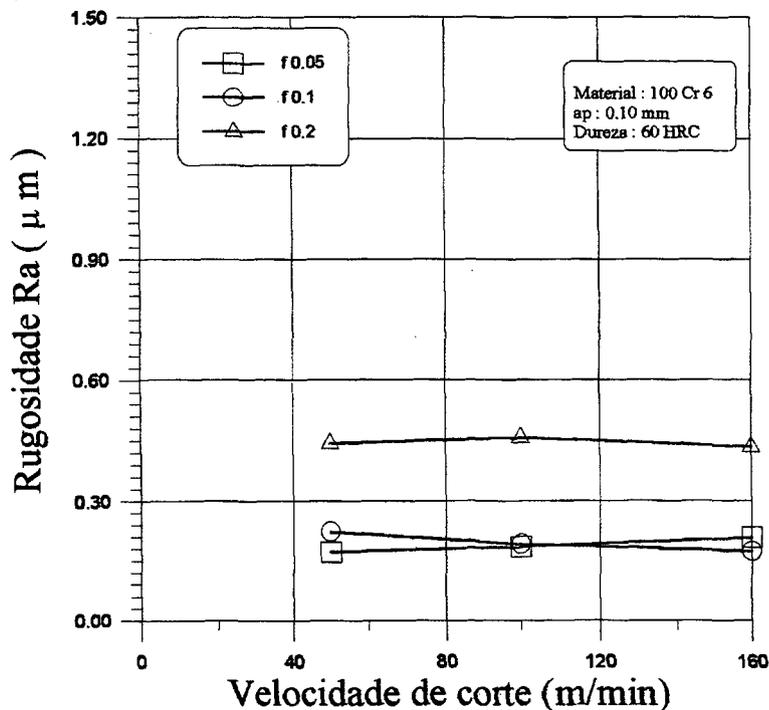


Figura 3-82 - Influência da velocidade de corte sobre a rugosidade 60 HRC.

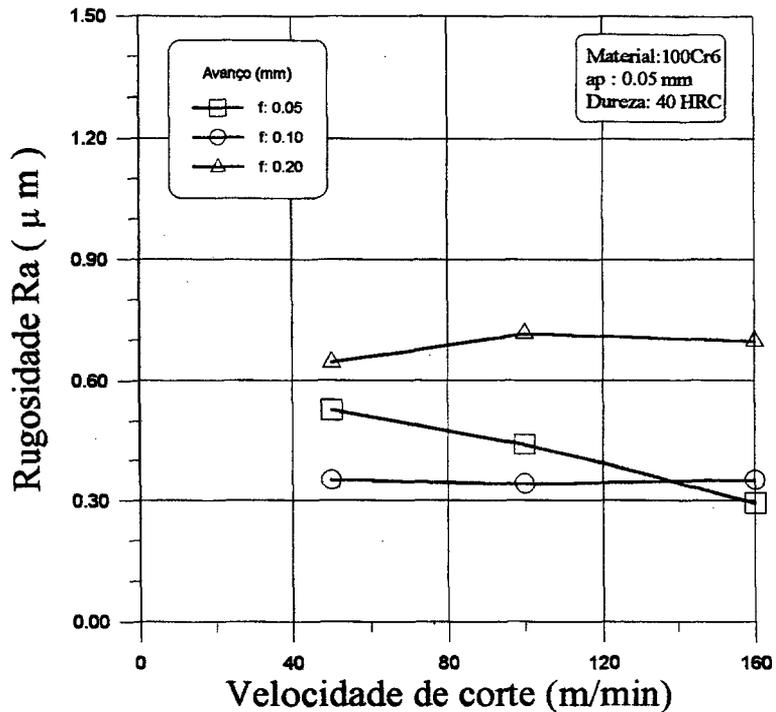


Figura 3-83 - Influência da velocidade de corte sobre a rugosidade 40 HRC.

a.8) Influência do avanço

O avanço apresenta grande influência sobre a rugosidade, além da sua importância sobre o tempo de usinagem e, conseqüentemente, para rentabilidade do processo. Segundo Degner [8], as curvas de rugosidade tendem a um mínimo com diferentes velocidades e avanços ($f = 0,03$ a $0,05$ mm). Avanços inferiores a $0,03$ mm. levam a um aumento da rugosidade. Brammertz [8] explica que a elevação da rugosidade esta correlacionada com a espessura mínima de usinagem h_{\min} . Observando-se a figura 3-84, no torneamento de acabamento a seção de corte do cavaco forma-se teoricamente na linha tracejada respectiva à linha de contato entre ferramenta e a linha contínua do corte anterior.

Portanto, existe uma variação da espessura de usinagem do cavaco cortado em relação à grandeza do avanço, caracterizada pelo ponto A, até o valor zero no ponto B. Entre o ponto A e B a espessura alcança o ponto C, que é a espessura de mínima de usinagem h_{min} . O segmento CB não pode ser usinado, remanesce uma porção denominada “picos de rugosidade”. Este cume é deformado plasticamente e elasticamente pelo gume secundário e é removido parcialmente na passagem subsequente da ferramenta.

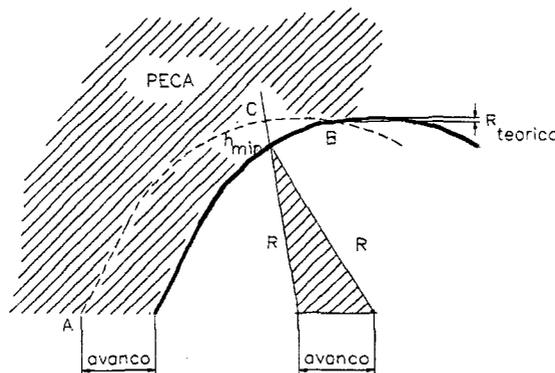


Figura 3-84 - Formação do “picos de rugosidade” [8].

Brammertz [8], obteve através das relações geométricas apresentadas na figura 3-84, uma equação para determinar a rugosidade inicial na qual são consideradas a espessura mínima de usinagem h_{min} , o raio de quina e o avanço.

$$R_{th} = \frac{f^2}{8.r_s} + \frac{h_{min}}{2} + \left(1 + \frac{h_{min}}{f^2}\right) \quad (37)$$

onde: f : avanço;

r_s : raio de quina;

h_{min} : espessura mínima de usinagem.

A pequena rugosidade inicial obtível, a qual pode ser próximo ao valor do h_{min} , determina o avanço mínimo ótimo. Diminuindo-se este valor ótimo de avanço e mantendo-se o raio

de quina a rugosidade tende a aumentar.

A validade da equação da rugosidade teórica simplificada aumenta à medida que o valor do avanço cresce. A razão para tal fato é que o h_{\min} se desloca em direção do gume secundário da ferramenta, tornando a sua influência gradativamente menor [8].

$$R_{th} = \frac{f^2}{8.r_c} \quad (38)$$

Pode-se acrescentar ainda que, principalmente com baixas velocidades de corte a rugosidade aumenta com avanços pequenos. Isto ocorre devido o aumento do grau de recalque e do conseqüente arranque de partículas da estrutura [8].

Durante os testes na usinagem do aço 100Cr6, realizados no LMP-UFSC, utilizando apenas dois níveis para o avanço poderia conduzir a uma conclusão de que a rugosidade cresce linearmente com o aumento do avanço. Contudo, introduzindo um nível intermediário ($f = 0,10$ mm) permitiu identificar um mínimo valor para faixa de avanço investigada. A observação do gráficos Rugosidade (R_a) x Avanço (f) apresenta uma característica comum para todas velocidades e profundidades de corte (figura 3-85 e figura 3-86).

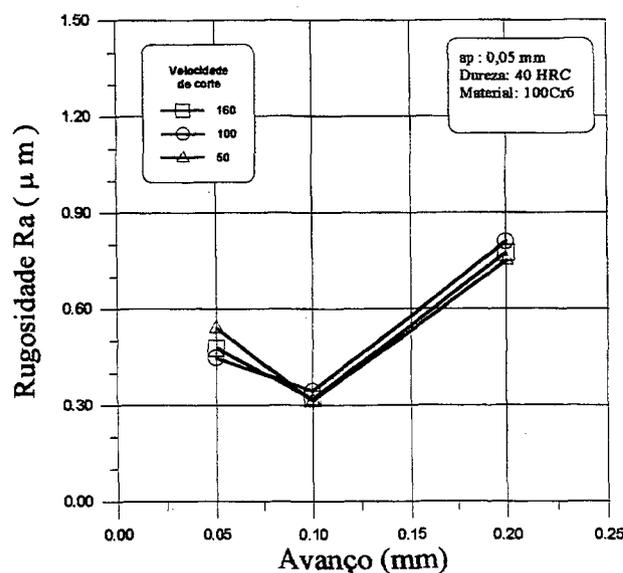


Figura 3-85 - Gráfico rugosidade x avanço para 40 HRC.

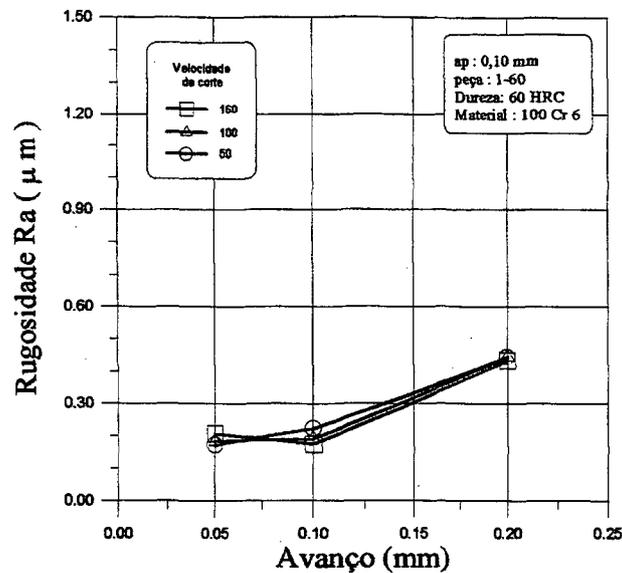


Figura 3-86 - Gráfico rugosidade x avanço para 60 HRC.

Para o $f = 0,05$ mm foi observada uma grande dispersão dos resultados para todos os ensaios realizados, provavelmente devido à instabilidade da profundidade de corte, afetando-se assim o volume do material removido.

Como era esperado, na usinagem de materiais duro também foi observada a tendência de aumento da rugosidade para a elevação do avanço para toda faixa velocidade de corte e profundidade investigada.

a.9) Influência da profundidade de corte

Quando a rugosidade no desbaste é maior que a profundidade utilizada no acabamento ocorrem oscilações da forças devido à variação da profundidade de corte, a qual provoca um rápido desgaste do gume da ferramenta e uma conseqüente elevação da rugosidade [8].

Nos testes realizados com o aço 100Cr6 no LMP-UFSC não foi notado nenhuma influência marcante da profundidade de corte. Contudo, para o 100Cr6 – 40 HRC e profundidade

de corte de 0,1 mm, foi possível observar uma tendência do comportamento da rugosidade mais estável.

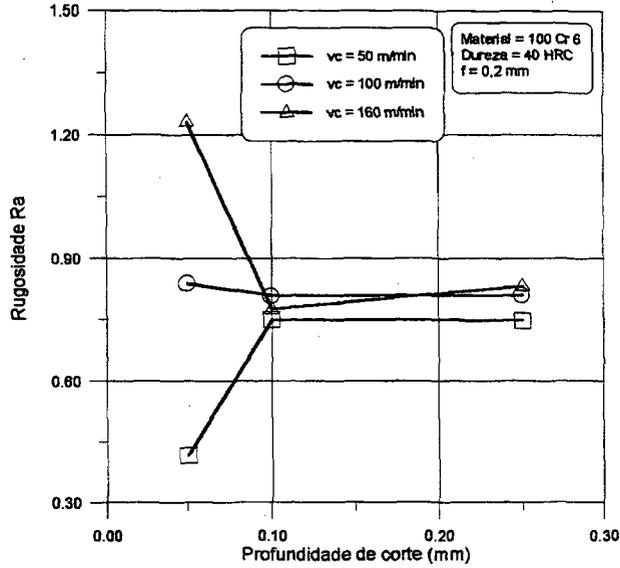


Figura 3-87 - Influência da profundidade de corte para dureza 40 HRC.

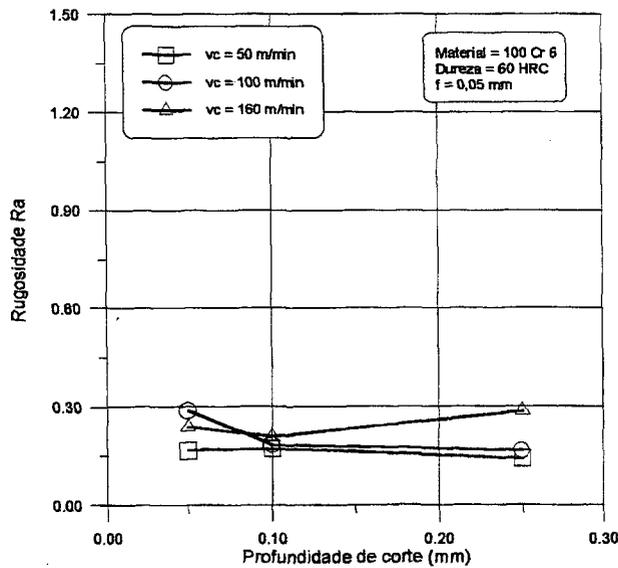


Figura 3-88 - Influência da profundidade de corte para dureza 60 HRC.

Para a dureza do material 60 HRC o comportamento da rugosidade é semelhante para todas os níveis de profundidade de corte.

a.10) Influência da pré-usinagem

Os desvios de medida e forma da peça após a pré-usinagem possuem uma grande importância sobre a precisão de usinagem de acabamento. Os desvios de forma causam, por exemplo, um suporte somente em determinados pontos, ocorrendo um desgaste prematuro da peça. Como precisão de medida para pré-usinagem recomenda-se qualidade IT 7 [8].

a.11) Influência da geometria da ferramenta

Ângulo de saída γ - Quando se usam ferramentas de corte com materiais convencionais para o acabamento em peças de baixa dureza, é prática padrão empregar ângulo de saída positivo. Esta medida permite reduzir as forças sobre o componente usinado, sendo particularmente importante para componentes com paredes finas e para operações internas onde ferramentas menos rígidas são frequentemente utilizadas.

Em contraste, o PCBN requer uma combinação de ângulo de saída negativo e altas velocidades de corte para gerar temperaturas suficientemente elevada que auxiliam na deformação plástica do material da peça na região de cisalhamento.

Ângulo de saída do chanfro γ_1 - A relação entre o comprimento usinado L_2 , para alcançar o limite da rugosidade $R_a = 0,8 \mu\text{m}$ e o ângulo de saída do chanfro γ_1 é apresentada na figura 3-89, a qual demonstra o máximo para L_2 em torno de $\gamma_1 = 35^\circ$, sendo que os resultados experimentais estão mais dispersos em baixos valores de γ_1 [7].

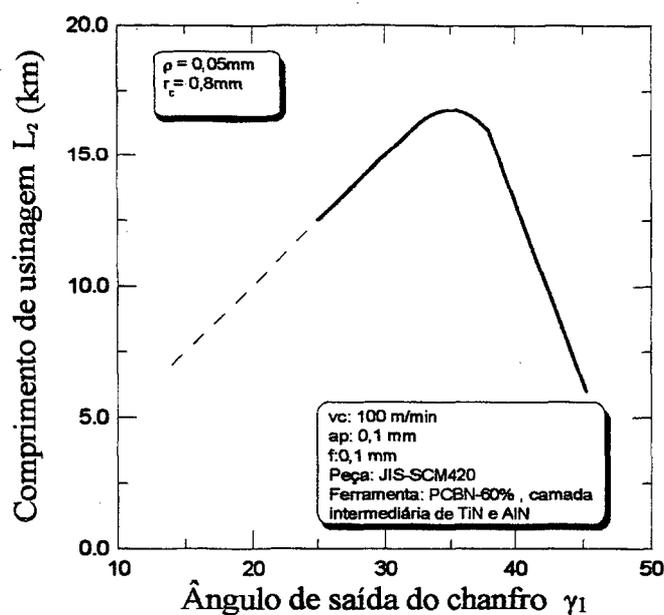


Figura 3-89 - Influência do ângulo do chanfro γ_1 no comprimento usinado L_2 [7].

Ângulo de incidência α - O ângulo de incidência tem efeito reduzido no acabamento [9]. Contudo, conforme Degner [8], no torneamento de acabamento o desgaste do flanco secundário, provocado pelo atrito da peça, tem como consequência o aumento da rugosidade. O desgaste do flanco secundário comporta-se inversamente proporcional à grandeza do ângulo de incidência. Esta conclusão é válida para $\alpha = 3 \sim 8^\circ$. Com ângulos acima da faixa mencionada há um enfraquecimento da gume e ocorre um ligeiro aumento da rugosidade devido aos lascamentos precoces do gume.

Ângulo de direção do gume principal χ - O aumento do ângulo de direção do gume principal χ melhora a qualidade da superfície, principalmente pelo fato de influir na forma do cavaco. Quando os cavacos são do tipo emaranhados, estes se entrelaçam sobre a ferramenta e provocam riscos na superfície da peça. Uma outra causa para a elevação da rugosidade com ângulos menores de posição é o aumento das força de corte e da força passiva que contribuem para o desgaste mais acelerado da

ferramenta, bem como na maior incidência de vibrações no sistema máquina-ferramenta-peça [8].

Ângulo de direção do gume secundário χ' - O ângulo de direção do gume secundário χ' não influi sobre a rugosidade quando este for maior que 5° . A utilização deste ângulo $\chi' = 0^\circ$, ou seja, paralelo ao eixo da peça, permite no início uma rugosidade bem reduzida pela remoção dos picos dos sulcos e assim um alisamento da superfície [8]. No entanto, é muito difícil orientar a ferramenta com $\chi' = 0^\circ$. Devido ao atrito, ocorre rapidamente o desgaste do gume secundário e conseqüentemente a elevação da rugosidade. Logo, recomenda-se utilizar o ângulo de direção do gume secundário maior que 5° [8]. Apenas em algumas aplicações, na usinagem de ultraprecisão, se procura trabalhar com $\chi' = 0^\circ$.

Raio de quina r_s - O máximo valor do comprimento usinado L_2 foi verificado para um raio de quina $r_s = 0,8$ mm (figura 3-90).

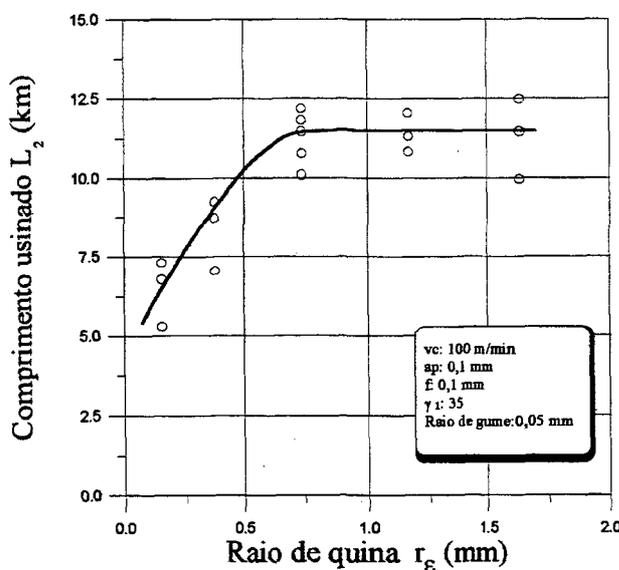


Figura 3-90 - Influência do raio de quina no comprimento usinado L_2 [7].

Para r_s maior que 0,8 mm, L_2 tem um pequeno decréscimo com o aumento de r_s . Com o aumento do r_s é gerado um cavaco mais fino e mais largo. No local onde a espessura do cavaco é menor, ocorre um desgaste de cratera no gume secundário devido ao intenso atrito [7]. Além disso, segundo Stemmer [9], o raio de quina grande pode induzir à vibrações, devidas a: 1) comprimento excessivo de contato entre o gume e a peça 2) espessura desuniforme do cavaco.

Influência do raio de gume ρ - O efeito do raio do gume ρ obtido por lapidação sobre o comprimento usinado L_2 foi investigado sob as condições conforme apresenta a figura 3-91, o máximo valor para L_2 foi notado para $\rho = 0,05$ mm [7].

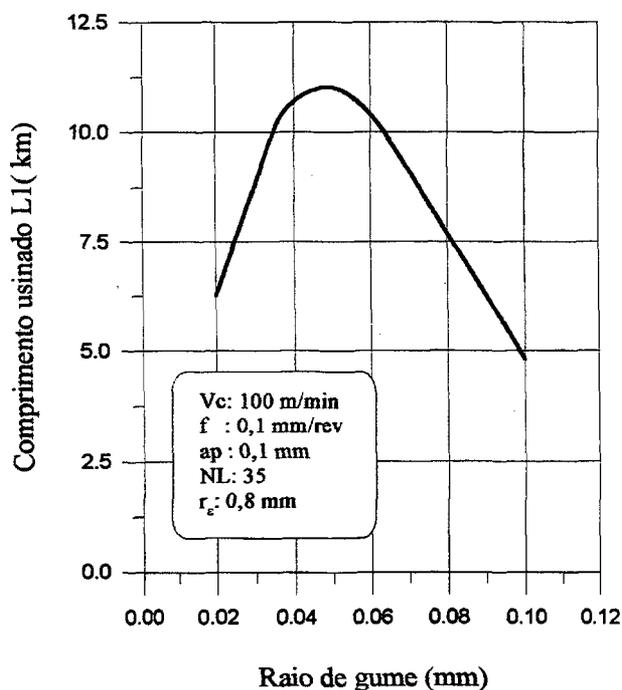


Figura 3-91 - Influência do raio de gume sobre o comprimento usinado [7].

a.12) Influência do material da peça

De um modo geral, alta dureza e resistência e baixa ductilidade resultam num bom acabamento superficial. Baixa encruabilidade do material, como obtida por deformação a frio do mesmo, é vantajosa quanto ao acabamento [9].

O teor de carbono no aço possui uma influência significativa sobre a rugosidade. Mantendo-se os outros parâmetros de corte a qualidade superficial melhora com o aumento do teor de carbono [8]. O torneamento de materiais temperados permite melhorar a integridade da superfície do material. Em muitos casos, o torneamento duro tende a polir a superfície contribuindo para reduzir a possibilidade de formação de trincas [23].

Em resumo, pode-se dizer que com uma redução da ductilidade dos materiais das peças é possível obter uma melhora na topografia [8]. Esta tendência foi também constatada durante os ensaios realizados no LMP-UFSC na usinagem do aço 100Cr6, mesmo para v_c e f diferentes, conforme os gráficos apresentados (figura 3-92 e 3-93).

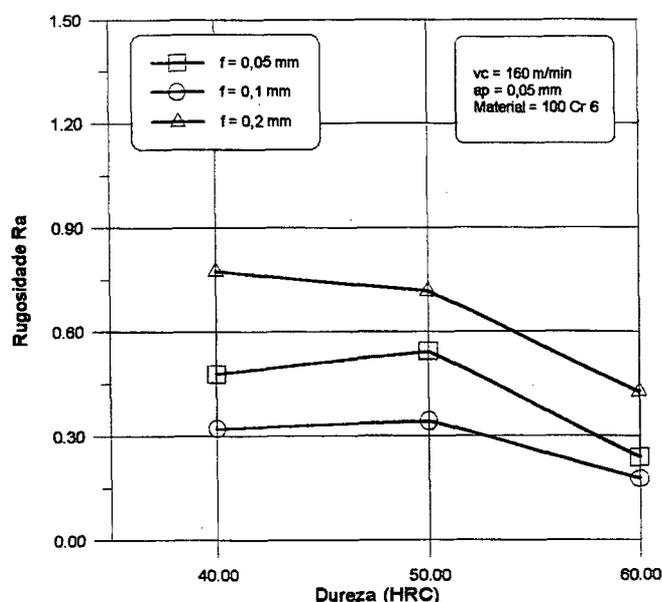


Figura 3-92 - Gráfico dureza x rugosidade $v_c = 160$ m/min.

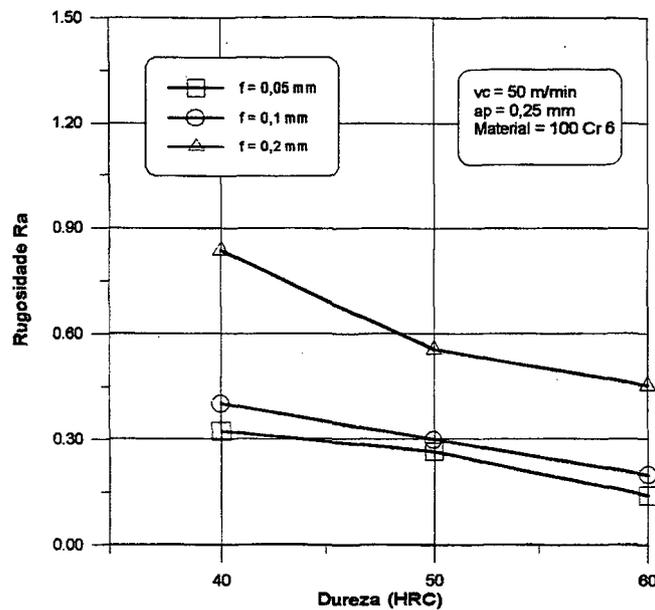


Figura 3-93 - Gráfico dureza x rugosidade $v_c = 50$ m/min.

3.7.3. Tensões residuais

Devido às transformações de fase, tensões térmicas e deformações mecânicas temos por consequência a formação de tensões residuais na camada limite de um componente [18,49].

As tensões residuais são definidas como aquelas tensões que permanecem no componente usinado após a solicitação à qual foi submetido. Segundo Osgood [52], a tensão residual pode ser classificada segundo sua origem, ou seja, tensões residuais mecânicas e contingente.

As tensões residuais mecânicas são devido ao escoamento plástico não homogêneo causado por forças externas ou gradiente térmico, efeito de orientação, efeito de contorno de grão, etc. Em particular, no torneamento ocorre compressão no ponto frontal e uma deformação plástica por tração na parte posterior da ferramenta.

As tensões residuais contingentes são aquelas tensões sujeitas à coexistência da fonte da qual é derivada. São produzidas por efeitos químicos ou estruturais, precipitação, transformações de fase, efeitos térmicos causando relativa expansão entre diferentes constituintes, etc. Por

exemplo, o jateamento produz tensões residuais mecânicas enquanto a nitretação e a cementação produzem tensões residuais contingentes. A maior diferença entre os dois tipos está na existência ou não de modificações químicas ou estruturais no novo estado da superfície [52]. Portanto, apesar das tensões residuais mecânicas e contingentes serem ocasionadas por mecanismos diferentes, podem ser geradas simultaneamente [49].

Em geral, diz-se que a existência da tensão residual de tração na superfície incentiva a ocorrência de fissura reduzindo a resistência à fadiga, enquanto que a tensão residual de compressão aumenta a resistência a fadiga [18].

Um aumento do avanço tende a elevar a tensão residual de compressão e aprofunda a zona termicamente afetada [1,18]. A relação entre a tensão residual e o tempo de corte é apresentada na figura 3-94.

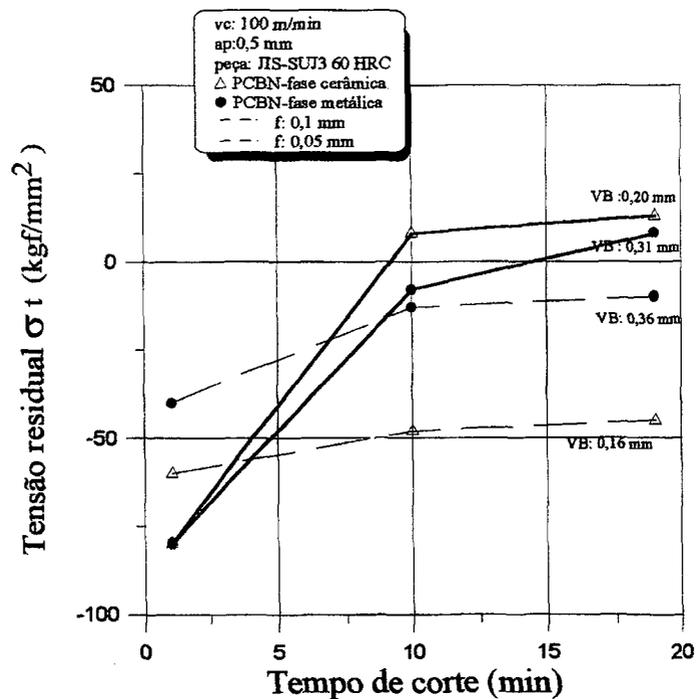


Figura 3-94 - Relação entre tensão residual e o tempo de corte [18].

Na fase inicial, a tendência da tensão residual é de compressão. Com o aumento do tempo de corte, observa-se uma redução da tensão residual podendo inclusive ultrapassar o “zero” e passar a tensões residuais de tração, posteriormente, aumentando de uma forma moderada [18].

a) Influência da dureza

Matsumoto [49] constatou que as tensões residuais para o aço temperado são significativamente diferentes que no aço sem tratamento térmico.

A dureza do aço altera a forma da distribuição da tensão residual sob a superfície usinada. As tensões geradas na superfície da peça durante a usinagem de um aço com baixa dureza são de tração e à medida que a dureza se eleva a tensão passa de tração para compressão, conforme mostrado na figura 3-95.

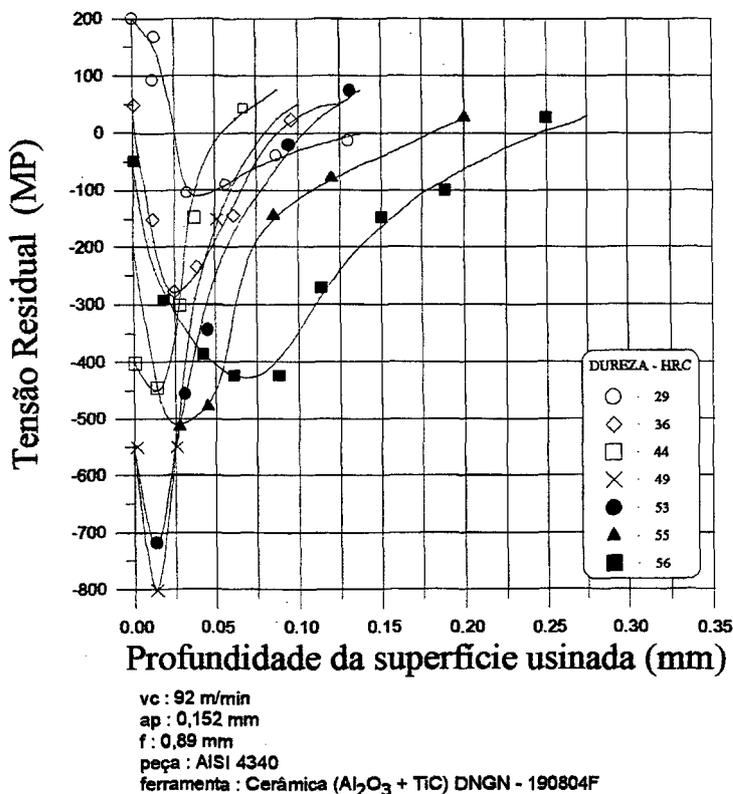


Figura 3-95 - Efeito da dureza na distribuição da tensão residual [49].

É interessante notar que quando ocorre a mudança do mecanismo de formação de cavaco de contínuo para segmentado, a tensão residual de compressão máxima decresce, e ao mesmo tempo, a espessura da camada que contém a tensão residual aumenta [49].

b) Influência das transformações metalúrgicas nas camadas superficiais

Para peças com estrutura martensítica, a alta temperatura durante a usinagem pode provocar uma transformação de fase [53]. A camada mais externa sofre um aquecimento e resfriamento brusco, pelo fato do corte ser normalmente a seco, podendo resultar numa camada fina retemperada [18,39]. A transformação da austenita para martensita provoca uma expansão da camada em relação a camadas inferiores e conseqüentemente produz uma tensão residual compressiva na camada externa [53]. Estudos realizados por difração de elétrons revelam que a camada branca é composta de austenita e martensita não-revenida .

Para o aço temperado, a faixa estreita com transformação de fase, só foi observada durante a usinagem com ferramenta chanfrada [49].

A figura 3-96 apresenta a relação entre VB e a camada retemperada [39].

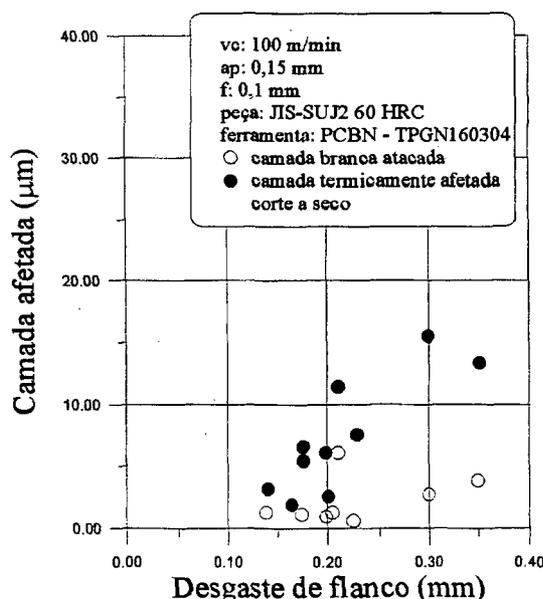


Figura 3-96 - Relação entre o desgaste de flanco (VB) e a camada branca atacada e camada termicamente afetada [39].

Para evitar a formação da camada branca durante a usinagem de acabamento é recomendado adotar um desgaste de flanco (VB) menor que 0,15 mm [39].

A figura 3-97 mostra o comportamento da dureza a partir da superfície usinada em direção ao centro da peça [18].

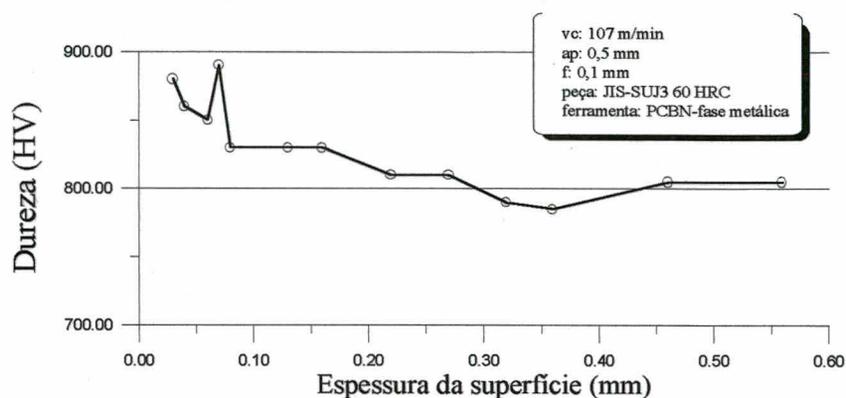


Figura 3-97 - Distribuição da dureza pela camada superficial da peça [18].

Nas condições realizadas durante os ensaios no LMP-UFSC com o aço 100Cr6, todas as micrografias observadas (figura 3-98 e 3-99) não apresentaram a formação da camada branca conforme a literatura.



Figura 3-98 - Micrografia realizada para 100Cr6 - 40HRC com ferramenta PCBN50%.



Figura 3-99 - Micrografia realizada para 100Cr6 - 60HRC com ferramenta PCBN50%.

c) Influência do fluido de corte

A influência do fluido de corte deve ser investigada com maior profundidade, em relação à redução ou não da camada termicamente afetada, devido à divergências encontradas na literatura.

Conforme Ogata [39], a aplicação de fluido de corte propicia o aparecimento da camada afetada para um VB menor (figura 3-100), que no corte a seco (figura 3-96). Supõe-se que o efeito do fluido de corte apresse a retempera [18]. Contudo, para König [1,51] a aplicação do fluido de corte auxilia no resfriamento evitando danos na estrutura do material.

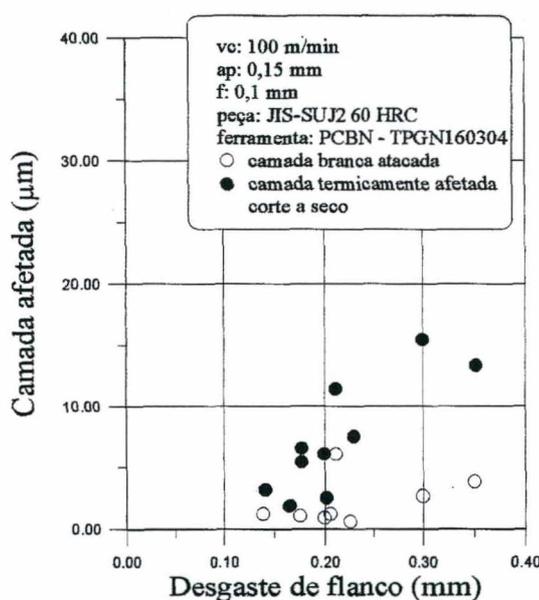


Figura 3-100 - Relação entre o desgaste de flanco (VB) e a camada branca atacada e camada termicamente afetada utilizando fluido de corte [39].

d) Influência das tensões térmicas

Alguns pesquisadores acreditam que as tensões residuais de tração ocorrem quando as tensões térmicas são dominantes e, as de compressão quando o efeito semelhante ao brunimento

é dominante. Tal teoria pode ser verdadeira para a retificação, onde a maior parte da energia é absorvida na forma de calor. Contudo, no torneamento, o calor absorvido é bem menor ($\cong 10\%$) e a espessura de penetração de calor é muito menor devido à rotação da peça ser maior [49,53], quando comparada a retificação. Portanto, é menos provável que o calor absorvido durante o corte seja a maior fonte de tensão residual de tração, podendo-se considerar secundário os efeitos térmicos. A tensão térmica nas camadas superficiais é capaz de produzir somente tensão residual de tração durante o corte a seco [49].

Nestas circunstâncias, a camada próxima à superfície sofre mais aquecimento e dilatação que as camadas interiores. Após o corte, a superfície permanece mais aquecida que as camadas internas. Isto acontece devido ao resfriamento ocorrer de dentro para fora e a troca de calor com o ar na superfície da peça ser baixa. Logo, as camadas externas dilatam-se e sofrem uma tensão de compressão por parte das camadas internas. Se essa compressão exceder a tensão de escoamento do material, então uma tensão residual de tração permanecera após o resfriamento [49].

e) Influência das deformações mecânicas

As deformações mecânicas podem produzir tensões residuais de compressão e de tração. Para aços de baixa dureza a tensão residual é principalmente de tração e quando é de alta dureza a tensão residual é principalmente de compressão [49].

A mudança da tensão residual, devido à mudança da dureza do aço, é explicada utilizando-se o modelo de Mervin e Johnson [49] (figura 3-101). No modelo, é assumida uma superfície semi-infinita com distribuição de carga elíptica formada por componentes normais e tangenciais em frente à ferramenta. Smith e Liu [49] formularam equações que permitem

calcular as tensões elásticas e plásticas.

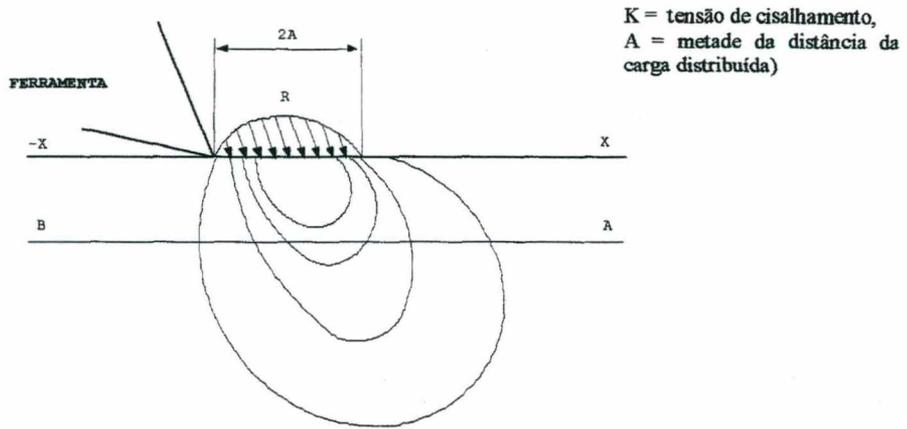


Figura 3-101 - Modelo com distribuição de carga no plano em frente ao gume da ferramenta [49].

A figura 3-102 apresenta o ciclo de tensão para aço com baixa dureza. A tensão na direção de corte é extremamente compressiva, a deformação alcança camadas profundas e a superfície é severamente comprimida. Após a passagem da carga distribuída uma tensão residual de tração permanece no componente usinado [49].

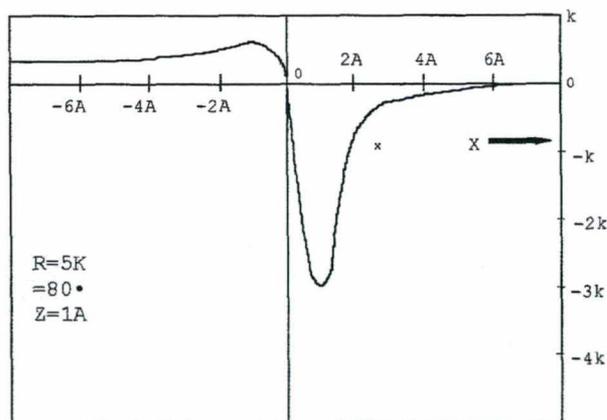


Figura 3-102 - Ciclo de tensão com alta compressão na direção de corte [49].

A figura 3-103 mostra o ciclo de tensão para o aço temperado. A tensão compressiva próxima à superfície não é tão intensa como no caso do aço de baixa dureza [49].

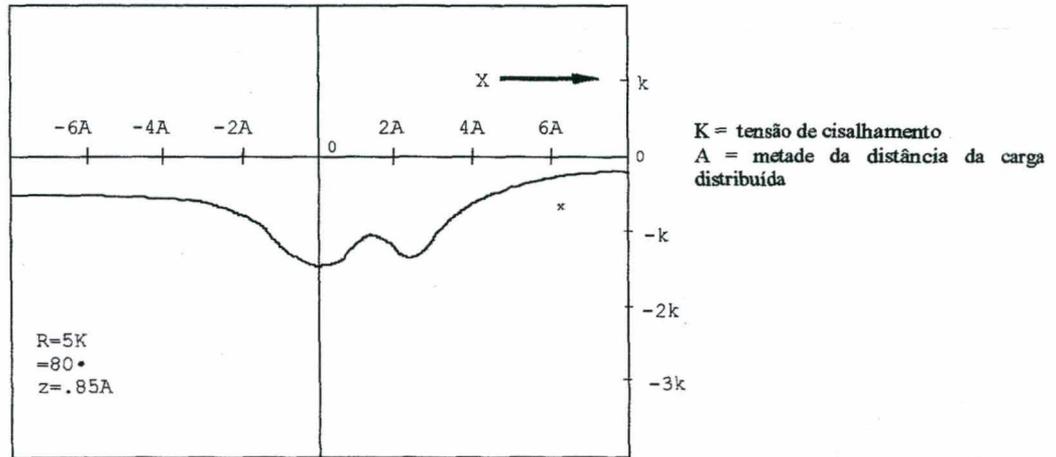


Figura 3-103 - Ciclo de tensão com alta compressão na direção de corte [49].

Durante a usinagem de aço temperado, a superfície afetada pela deformação é superficial e o mecanismo de alisamento é dominante. Assim, após a passagem da ferramenta, surge uma tensão residual de compressão.

A deformação pode ser apresentada por uma curva uniaxial de tensão-deformação. Considera-se um pequeno elemento linha do material o qual é submetido a uma força de compressão até escoar e então sujeito a uma tensão de descarregamento até satisfazer a condição de compatibilidade (alongamento = 0).

O elemento na linha "mn" (figura 3-104), da camada subsuperficial deve seguir OABCDE, (figura 3-105) no eixo y para satisfazer a condição de alongamento zero, imposta pelo material adjacente [52].

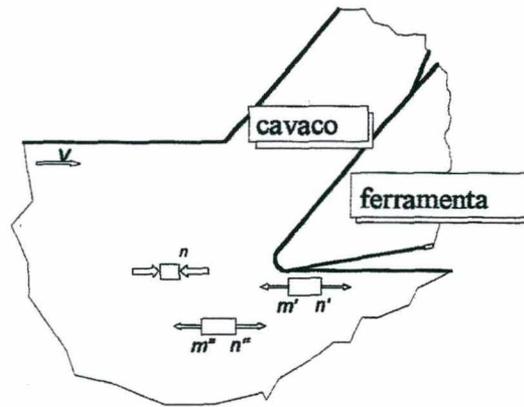


Figura 3-104 - Processo de carga e descarga [52].

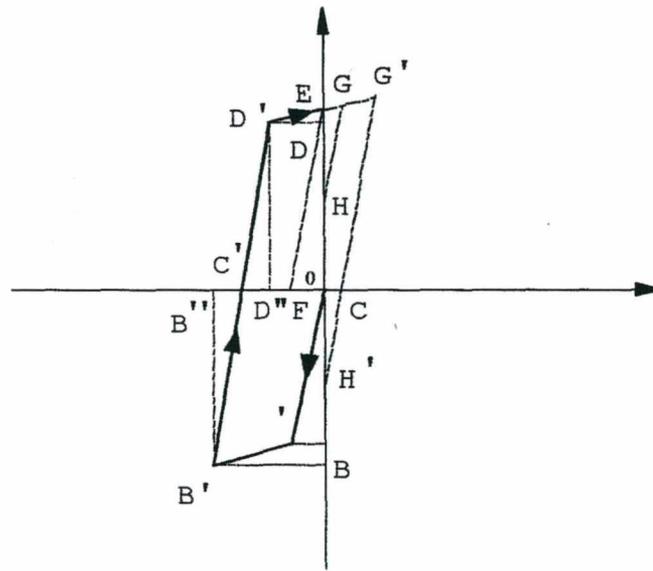


Figura 3-105 - Processo de carga e descarga [52].

Por conveniência, pode-se imaginar um pseudoelemento (linha que segue $OA'B'C'D'$ e finalmente "E") satisfazendo a condição de compatibilidade.

O material deve ou não deformar uma ou mais vezes. Na prática, isto depende da magnitude da tensão inicial equivalente a OB'' e da deformação elástica do material adjacente, o qual deve-se somar ao movimento total suficiente até permitir um pouco de deformação elástica do elemento.

A tensão OE é a tensão residual desenvolvida neste elemento linha após o corte, OF corresponde à deformação elástica. FB' e B'F são deformações plásticas que o elemento-linha sofre durante o processo de carga e descarga. Os elementos-linhas de diferente profundidades da superfície sofrem diferentes graus de deformação plástica e, portanto, desenvolvem diferentes tensões efetivas. A distribuição da tensão residual final é a distribuição das tensões efetivas modificadas pelas condições de equilíbrio.

A figura do processo de deformação é muito mais complexa do que o descrito aqui, devido à ação conjunta do carregamento mecânico e térmico no mesmo local. Além disso, os elementos-linhas são interrelacionados.

Na figura 3-104, o elemento linha m'n' estará sujeito a uma força de alongamento quando estiver atrás do gume. Este elemento será alongado até o ponto "G" na curva tensão-deformação antes do descarregamento. Durante o descarregamento, o estado de tensão-deformação moverá para "H" na figura 3-105, para que se satisfaça a imposição do alongamento zero. Então, a tensão residual no elemento m'n' será OH. Se o alongamento for mais severo, a tensão residual de tração em mn será de menor intensidade. Se m'n' é alongado até G', então a tensão residual pode se tornar compressiva, sendo apresentado por OH'.

O elemento linha m''n'', mais profundo que mn, não sofrerá o alongamento tão intenso e a tensão de tração deverá ser de menor intensidade. Em alguns casos, a tensão residual em m''n'' pode alcançar o limite de escoamento do material, como indicado pelo ponto OE na figura 3-105.

A formação da tensão residual na direção perpendicular do corte é significativamente afetada pelo grau de restrição localizado pelo material adjacente desta direção. Se a dimensão do material desta direção é muito grande, existirá essencialmente uma condição de deformação plana.

f) Influência do desgaste

A drástica mudança da tensão residual de compressão para tração, na fase inicial, é devido ao elevado desgaste inicial na ferramenta, seguido por uma geração maior de calor. Após a estabilização do desgaste a tensão também se estabiliza, como pode ser visto na figura 3-94 [16]. No entanto, o principal efeito do desgaste de flanco é o aumento de temperatura da região de cisalhamento e uma conseqüente redução do limite de escoamento do material, permitindo que a deformado plástica alcance maior profundidade [52].

3.7.3. Considerações econômicas

O custo para fabricação de um componente usinado varia conforme as especificações de projeto (fig. 3-106). As exigências da superfície justificam-se apenas quando necessárias para que a parte componente desempenhe sua função.

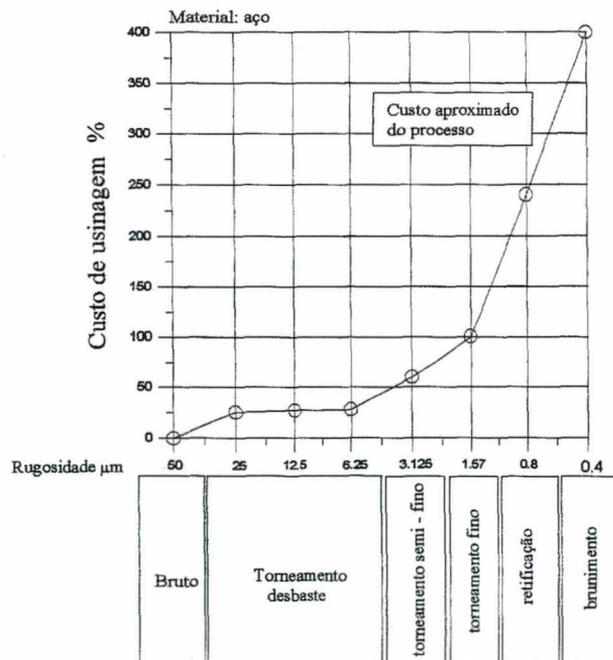


Figura 3-106 - Custos relativos de processos para peça de aço [43].

3.8. PRECISÃO DIMENSIONAL

Durante a usinagem de metais temperados, as forças passivas provocam erros dimensionais de partes acabadas devido a dois tipos de deformação elástica.

- 1) Deformação elástica do sistema máquina-peça-ferramenta Esta pode ser minimizada simplesmente pelo aumento da rigidez do sistema e redução das forças passivas.
- 2) Deformação elástica local (ω) na região próxima ao ponto de corte, como indicado na figura 3-107 [35].

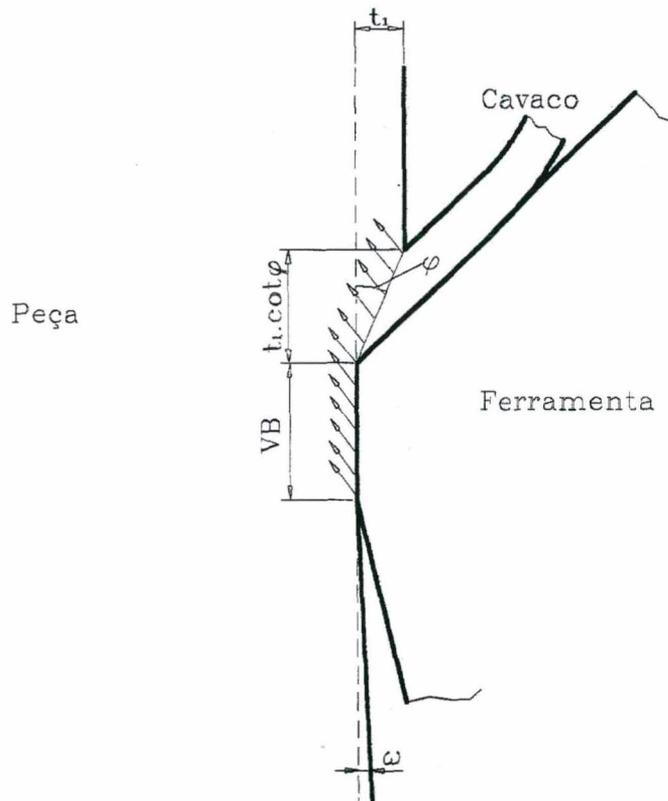


Figura 3-107 - Modelo de deformação elástica na região de corte.[35].

A deformação elástica local (ω), na ordem de 1 a 10 μm , é gerada pelas elevadas tensões na região de contato peça-ferramenta, em decorrência dos materiais duros serem caracterizados pela alta razão (dureza/E-módulo), figura 3-108 [35].

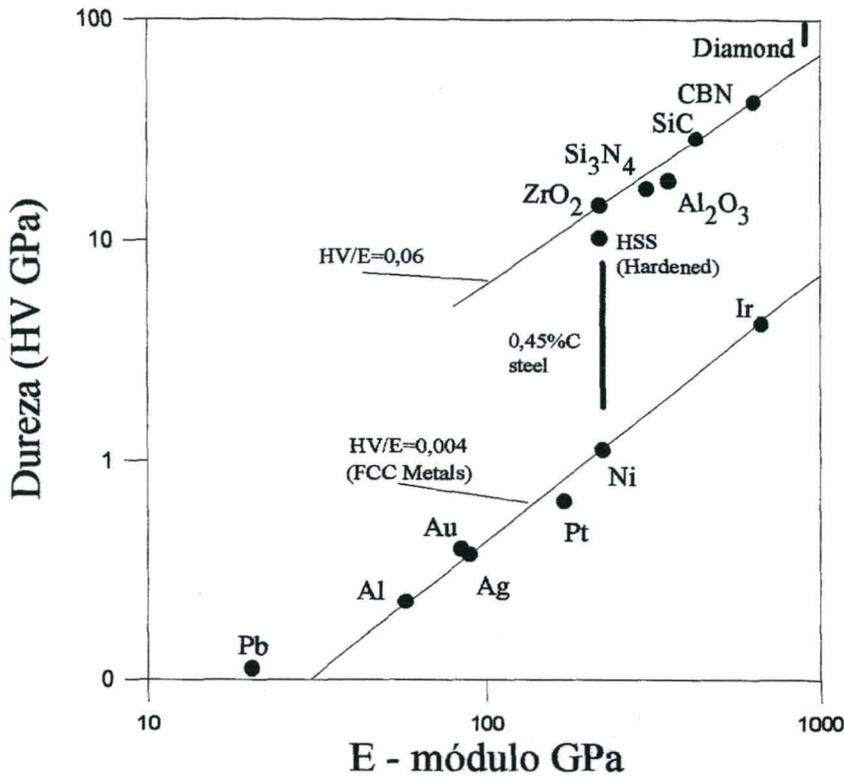


Figura 3-108 - Relação entre dureza e E-módulo [35].

A deformação elástica local (ω) pode ser minimizada por:

- Redução da espessura de cavaco indeformado t_1
- Aumento do ângulo de cisalhamento ϕ
- Redução do comprimento de contato no flanco, VB [35].

Influência da temperatura

No torneamento de materiais temperados a escolha da geometria da ferramenta adequada e o emprego de alta velocidade de corte permitem produzir um aumento de temperatura que facilita a usinagem (calor auto-induzido) [12].

3.9. TEMPERATURA DE USINAGEM

Quase todo trabalho de usinagem, devido à deformações na região de escoamento e atrito da face e flanco da ferramenta, é transformado em calor. Somente uma pequena parcela (entre 10~13%) não é convertida em energia térmica [28]. Parte desta pequena porção é retida no sistema como energia elástica e a outra parte é associada com a geração de uma nova superfície. Os seus efeitos influem na mudança das propriedades da peça, nos mecanismos de desgaste da ferramenta e no mecanismo de formação de cavaco [4].

Não será abordada a modelagem matemática da distribuição da temperatura na ferramenta. No entanto, é objetivo neste trabalho explicar seu comportamento, o que permite melhor adequação dos parâmetros de usinagem, a fim de minimizar danos na peça e desgaste na ferramenta e conseqüentemente reduzir custos.

Existem diversos métodos para medição de temperatura da ferramenta, tais como:

- Medição calorimétrica da temperatura;
- Medição com tintas termocolor;
- Medição da irradiação térmica e
- Medição termoelétrica.

Atualmente, somente o método de medição direta na cunha ou a instalação de um termo-par no inserto são de interesse técnico. Outros processos estão ainda em desenvolvimento, ou não são mais empregados devido às suas desvantagens [4].

3.9.1. Geração de calor na usinagem com PCBN

Para realizar as medições de temperatura é recomendado aguardar, após o início do processo de usinagem, aproximadamente trinta segundos para a estabilização do desgaste e mais cinco

segundos para distribuição estacionária da temperatura da ferramenta [17].

No corte de materiais temperados, são desenvolvidas altas temperaturas que facilitam a usinagem pela redução da energia de cisalhamento (calor auto-induzido) [19]. Os cavacos gerados apresentam-se incandescentes [17], eliminando a maior parte do calor (para o aço aproximadamente 75%) da região de escoamento, figura 3-109 [4,51].



Figura 3-109 - Cavacos incandescentes devido à alta temperatura durante a usinagem de materiais temperados no LMP-UFSC.

a) Influência do material da ferramenta

Quando aços temperados são usinados com PCBN-90% a combinação do ângulo de saída negativo, alta velocidade de corte e profundidade de corte geram calor que auxilia na deformação plástica do material da peça, na região de escoamento. Porém, na usinagem de acabamento são utilizadas menores profundidades de corte (0,01 - 0,05 mm) e então menos calor é gerado, o qual é

rapidamente dissipado da região de escoamento, devido à alta condutibilidade de térmica do PCBN-90%. Sob as mesmas condições, a menor condutividade térmica do PCBN-50% restringe a transferência de calor, concentrando-o na região de escoamento (calor auto-induzido). Desta forma, produz-se o amolecimento necessário, assegurando que seja mantida a eficiência do processo de corte [3,19,51].

b) Influência da dureza da peça

Conforme a figura 3-110, a variação da temperatura no flanco da ferramenta P10 aumenta uniformemente com a dureza do material da peça. Para o CBN, surpreendentemente, a temperatura atinge o máximo para uma determinada dureza, e depois decresce [30,33]. Verificou-se que, para todas as velocidades, a evolução da temperatura apresenta a mesma tendência [33].

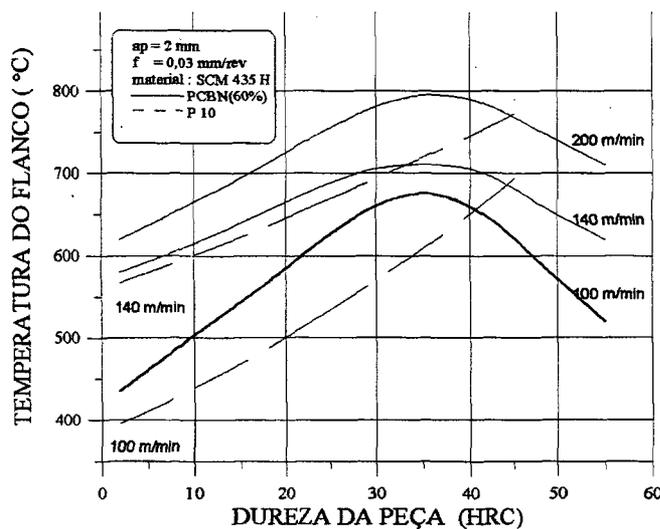


Figura 3-110 - Influência da dureza da peça na temperatura do flanco [33].

A mudança da temperatura ocorre devido à mudança do mecanismo de formação do cavaco comentada no subcapítulo “Mecanismo de formação de cavaco” [30,32].

A figura 3-111 apresenta a resistência de ruptura à tração ($\tau_{ruptura}$) do aço ferramenta (SK3). Conforme a ilustração, a resistência aumenta com o aumento da dureza quando o material é macio, mas quando a dureza excede o valor de aproximadamente 40 HRC, apresenta uma tendência oposta. A figura 3-112 mostra que a energia de fratura do aço ferramenta (SK3) reduz com o aumento da dureza [30].

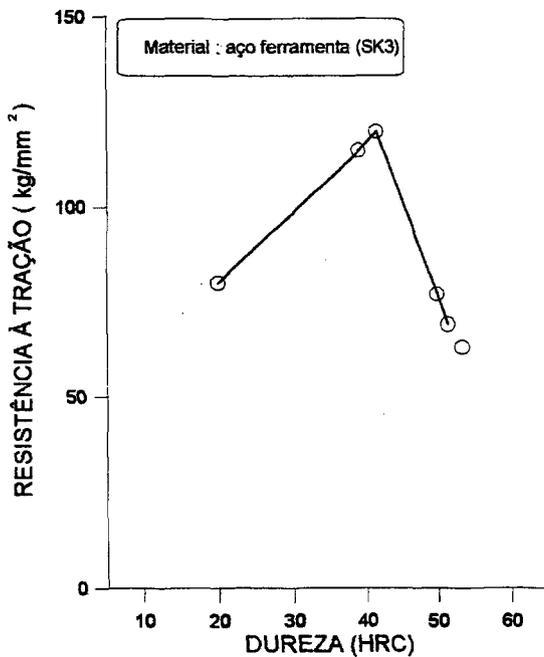


Figura 3-111 - Resistência à tração do aço ferramenta (SK 3) [30].

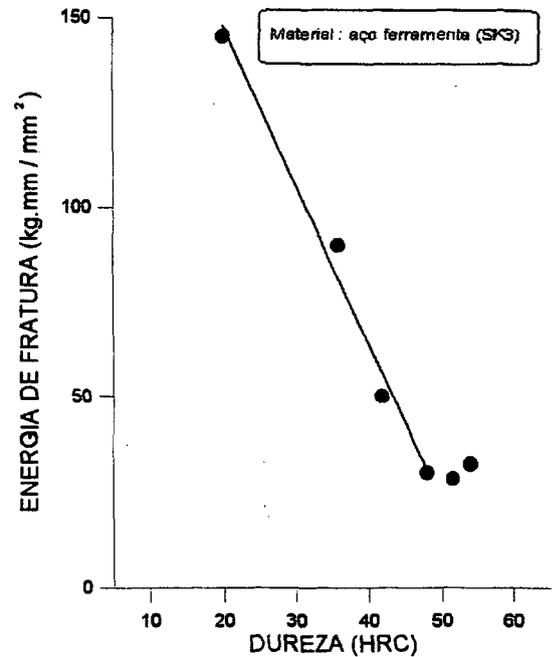


Figura 3-112 - Energia de fratura do aço ferramenta (SK 3) [30].

Quando o material é relativamente macio, a deformação plástica é predominante na região de escoamento, pois $\tau_{rup.material} > \tau_{OB}$, e temos a formação de cavaco contínuo [4,30].

Quanto mais duro o material, menor a resistência à fratura. Quando a resistência à fratura fica abaixo de um certo limite, a fratura se torna predominante ($\tau_{rup.material} < \tau_{OB}$) e o cisalhamento concentrado ocorre intermitentemente na região de escoamento [4,30]. Nesta condição, tem-se um ângulo de cisalhamento grande [33], e a temperatura local é controlada pela energia de fratura [30].

Para o material macio, a deformação plástica é predominante na região de escoamento, e o calor gerado na região de escoamento é controlado pela resistência à tração do material. No material endurecido (cavaco cisalhado) o calor é controlado pela energia de fratura [30]. Neste caso, o cavaco é separado por fratura gerando menor quantidade de calor [49].

A relação entre dureza da peça e o ângulo de cisalhamento ϕ foi apresentada na figura 3-15. Para o P10 o ângulo ϕ cresce com o aumento da dureza. No entanto, a ferramenta CBN 60% tem um mínimo valor de ϕ entre 35 e 40 HRC. Conforme a figura 3-109, para a mesma faixa de dureza temos a máxima temperatura. Tal fato ocorre devido à temperatura tender a aumentar com a redução do ângulo de cisalhamento [33].

c) Influência da velocidade de corte

Na figura 3-113 pode-se ver que a temperatura aumenta linearmente com a velocidade [17].

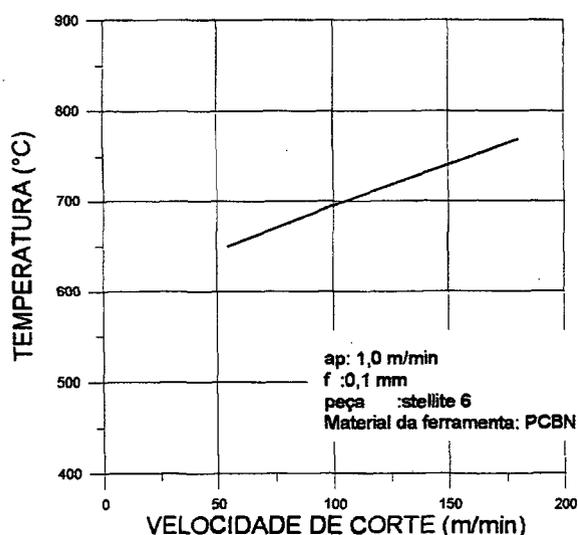


Figura 3-113 - Influência da velocidade de corte sobre a temperatura [17].

Um aumento na velocidade de corte de 10 m/min corresponde um aumento de 8°C. A partir de 180 m/min, não há mais uma distribuição estacionária devido ao desgaste acentuado.

É importante selecionar a velocidade adequada, capaz de gerar a temperatura ideal para reduzir a energia de cisalhamento (calor auto-induzido) e manter a integridade da superfície da peça.

d) Influência do avanço e da profundidade de corte

A figura 3-114 mostra que a profundidade influi mais na temperatura do que o avanço. Um aumento de quatro vezes na profundidade implica um aumento de temperatura de cerca de 100°C, enquanto que com maiores avanços a temperatura permanece quase constante [17].

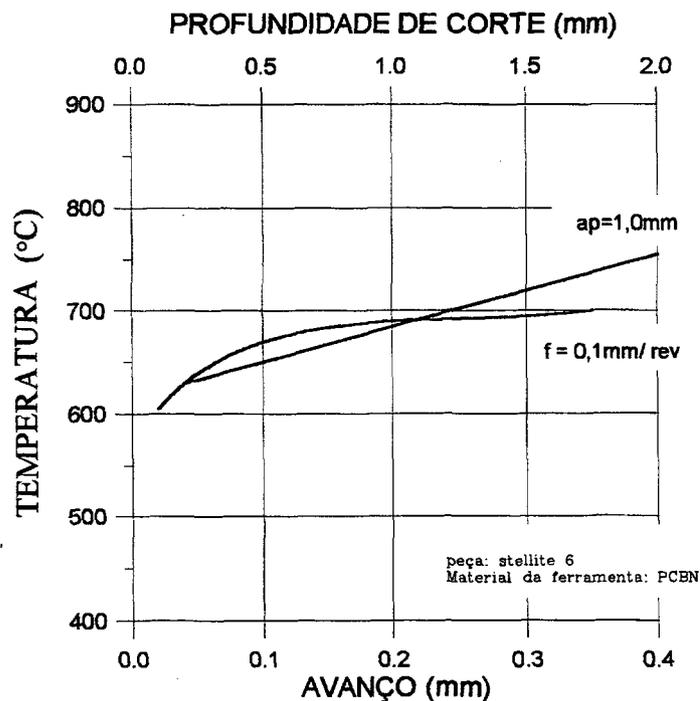


Figura 3-114 - Gráfico profundidade de corte e avanço x temperatura de corte[17].

3.9.1.5. Influência do fluido de corte

O fluido de corte tem a função de dissipar o calor gerado na deformação e no corte do material, a fim de manter baixa a temperatura e reduzir o desgaste [28]. No entanto, o PCBN tem elevada resistência térmica, mantendo sua dureza até 1500°C. No torneamento de acabamento de peças temperadas sua maior importância está no auxílio da manutenção das tolerâncias dimensionais [3].

e) Influência do fluido de corte

O fluido de corte tem a função de dissipar o calor gerado na deformação e no corte do material, a fim de manter baixa a temperatura e reduzir o desgaste [28]. No entanto, o PCBN tem elevada resistência térmica, mantendo sua dureza até 1500°C. No torneamento de acabamento de peças temperadas sua maior importância está no auxílio da manutenção das tolerâncias dimensionais [3].

4. PLANEJAMENTO E METODOLOGIA DE ENSAIOS

GENERALIDADES

Durante o planejamento, pretendia-se adotar somente as técnicas estatísticas para estudar os resultados que permitissem a redução de números de ensaios e conseqüentemente a redução de tempo de custos sem a perda de confiabilidade nas análises do resultados. Contudo, para criar uma base mais confiável para os próximos trabalhos, optou-se por realizar os ensaios por experimentos fatoriais saturados e sobre eles aplicar os fatoriais fracionados. Desta forma, torna-se possível uma comparação entre as duas técnicas de análise aplicada.

Neste trabalho, pequenas observações foram acrescentadas. Os métodos estatísticos empregados são detalhados nas dissertações de Peres [54] e Crichigno Filho [55].

Os ensaios para verificação da influência dos parâmetros de entrada sobre a rugosidade foram realizados no torno ROMI COSMO 10U, e a verificação das forças de usinagem, devido à dificuldade de adaptação da plataforma piezelétrica, foram realizadas no torno IMOR.

4.1. MÉTODOS DE ANÁLISE DE RESULTADOS

4.1.1. Análise da variância

A análise de variância (ANAVA) é uma técnica matemática formulada para detectar quaisquer diferenças no desempenho médio da série de peças testadas que decompõem origens que justificam a variação total, sendo que a variação total é decomposta em seus componentes apropriados. Este método considera todos os fatores como causas de variação que afetam a

variação da resposta média

Na ANAVA, o teste F permite uma decisão com um certo nível de confiança quanto ao fato de estas estimativas serem significativamente diferentes. O teste F consiste simplesmente na razão de variâncias de amostra

$$F = \frac{S_{y1}^2}{S_{y2}^2} \quad (39)$$

sendo S_{y1}^2 determinada pela variação das médias utilizando a propriedade do teorema do limite central) e S_{y2}^2 determinado pela variação individual.

Em termos práticos, significa que a estimativa de variância individual, baseada na variação das médias, torna-se indevidamente elevada quando considerada a variação individual real. As médias estão variando muito mais do que se poderia esperar da variação individual existente no momento. Ao contrário do que se supõe, de que somente uma população está sendo amostrada, acredita-se que isto está ocorrendo em duas ou mais populações que possuam médias diferente [56].

A **variância do erro** é a medida de variação devida a todos os parâmetros fora de controle, incluindo erro de medição envolvido num determinado experimento (série de dados coletados).

Na situação menor-melhor, como é o caso da rugosidade neste trabalho, a variação concernente à média representa uma medida para indicar quão distante se encontra a média zero e o êxito que os fatores poderiam alcançar reduzindo a média a zero [56].

CRITICA AO TESTE F

A variância do erro é calculado baseado na média da variâncias da amostra de cada um

dos grupos controlados de níveis do fator A. Isto ocorre automaticamente na ANAVA, pois as SQ para todas as estimativas de erro é agrupada e dividida pelos graus totais de liberdade do erro. *Hipótese básica da ANAVA é que a variância do erro é igual para todas as condições de tratamento (combinação dos vários níveis dos diversos fatores); contudo, isto pode não ser verdadeiro.* Em virtude do cálculo automático da média, uma oportunidade de redução da variação através do controle de níveis dos parâmetros, por projeto, pode não ser reconhecida. Devido à função-perda, as oportunidades de redução da variação deveriam ser aproveitadas. *Por esta razão, o teste F será utilizado como ferramenta de referência para decisão e outro método será empregado para detectar a redução da variação.*

Outra limitação do teste F é que somente o risco alfa é considerado, que é o risco de afirmar que um fator influencia o desempenho da média quando, de fato, isto não ocorre. Outro risco, que se constitui no lado oposto da mesma moeda, é o risco beta. O risco beta é o risco de afirmar que o fator não exerce influência sobre o desempenho da média, quando na realidade, ele exerce. Visto que o risco beta não é estimado, o experimentador poderá ignorar quais as chances existentes em não se observar um fato importante [56].

4.1.2. Projeto por parâmetros

O método desenvolvido por Taguchi (Projeto Robusto) permite explorar a não-linearidade, caso exista, para encontrar uma combinação de valores de parâmetros que forneça a menor variação do valor de uma característica qualidade em torno do valor alvo desejado.

Taguchi [56] idealizou uma transformação dos dados da repetição em outro valor, que representa a medição da variação existente. A transformação é designada como relação sinal-ruído (S/R). O S/R combina diversas repetições em valor que reflete o quanto de variação está

presente. Existem diversas relações S/R disponíveis, de acordo com o tipo de característica, menor-melhor, maior-melhor, etc.

Sendo planejada mais de uma observação (y_1 , y_2 e y_3) para cada experimento de um AO, cada ensaio terá um valor diferente devido o efeito do ruído.

Fatores de ruído são fatores sobre os quais o fabricante não possui controle direto, mas que variam de acordo com o ambiente e hábitos do usuário. Podem ser subdivididos em ruídos externos, internos e do produto.

Em lugar de supor que a variância do erro se constitui num agregado de todos os efeitos de ruído, igualmente distribuídos em todas as condições de tratamento, o projeto por parâmetro utiliza estas repetições com intuito de auxiliar a identificar que níveis de quais fatores poderiam ter reduzido a variação. Pode haver fatores de controle, nos quais um dos níveis seja mais robusto em relação aos efeitos do ruído [56].

Apesar da literatura afirmar que a velocidade de corte é o parâmetro mais influente sobre a rugosidade que qualquer outro, resta investigar se dentro da “região experimental” ainda é válida tal informação. Região experimental ou de interesse é a definição para os níveis dos parâmetros adotados.

4.2. CONDIÇÕES DE ENSAIO

4.2.1. Seleção dos parâmetros de entrada

a) Variáveis envolvidas na análise da rugosidade

Os **parâmetros de entrada** ou **fatores de controle** podem ser determinados utilizando-se de um diagrama de causa-efeito ou a utilização do diagrama P. Os fatores de controle são aqueles que podem ser livremente especificados pelo operador ou pesquisador e, ainda, apresentar diversas regulagens denominados **níveis**.

Neste trabalho, foram investigados quatro parâmetros ou fatores:

1. Dureza (HRC);
2. Velocidade de corte (m/min);
3. Profundidade de corte (mm);
4. Avanço (mm).

b) Determinação dos níveis dos parâmetros de entrada

Os níveis dos parâmetros seguem a recomendação do fabricante dos insertos de PCBN (De Beers Diamond Co.) e as séries geométricas de números normalizados R10 DIN323 - CD 389.171.

Velocidade de corte

A velocidade de corte foi determinada na superfície da peça a ser usinada [58] e a região de interesse foi estendida um pouco para cima e para baixo do recomendado pelo fabricante, a fim de averiguar o comportamento nas condições consideradas adversas à ferramenta.

Avanço

No torneamento de acabamento utilizam-se pequenos avanços. Contudo foram evitados avanços menores que 0,03 mm, conforme a equação de Brammertz [8], que diz respeito à formação de cume de cavaco.

Profundidade de corte

Na determinação da profundidade de corte procurou-se evitar uma profundidade que levasse à um $a_p < h_{\min}$ para que não ocorressem deformações plásticas e assim um encruamento da

superfície [8].

PARÂMETROS	NÍVEIS		
	1	2	3
v_c (mm/min)	$v_{c0} - 50$	$v_{c0} =$	$v_{c0} + 60$
f (mm.)	$f_0 - 0.05$	$f_0 =$	$f_0 + 0.10$
a_p (mm)	$a_{p0} - 0.05$	a_{p0}	$a_{p0} + 0.15$
dureza (HRC)	30	50	60

Tabela 4-1 - Parâmetros e níveis adotados para usinagem do 100Cr6

4.2.2. Material ensaiado

O material utilizado foi o aço 100Cr6, doado pela empresa MANNESMANN, o qual possui grande utilização pela indústria de rolamentos. Atualmente, a substituição da retificação da pista do rolamento pelo torneamento implicaria em grande redução de custo e aumento da produtividade.

- ESPECIFICAÇÃO : 100Cr6
- FORNECEDOR : Mannesmann
- DIMENSÃO : Tubo 80 X 4000 mm
- COMPOSIÇÃO QUÍMICA : vide ANEXO

4.2.3. Corpo de prova

Os corpos de prova foram confeccionado a partir de tubos de aço para rolamentos 100Cr6 com diâmetro de 80 mm. Os tubos foram cortados com comprimento de 250 mm e divididos em dez setores. Posteriormente, foram temperados e revenidos com dureza de 40, 50 e 60 HRC.

Para cada setor foi aplicada uma nova combinação de níveis de parâmetro conforme a

matriz ortogonal para experimentos fatoriais saturados.

Após a realização da têmpera e ao revenimento foi verificado a dureza de cada grupo de corpos de prova.

4.2.4. Dispositivo de fixação

O dispositivo (figura 4-115) foi projetado de tal forma a facilitar a remoção da máquina para medição da rugosidade e reduzir a camada a ser removida para uniformização da superfície a ser usinada.

O corpo de prova, após fixado no dispositivo especial, é fixado na placa hidráulica de 3 castanhas.

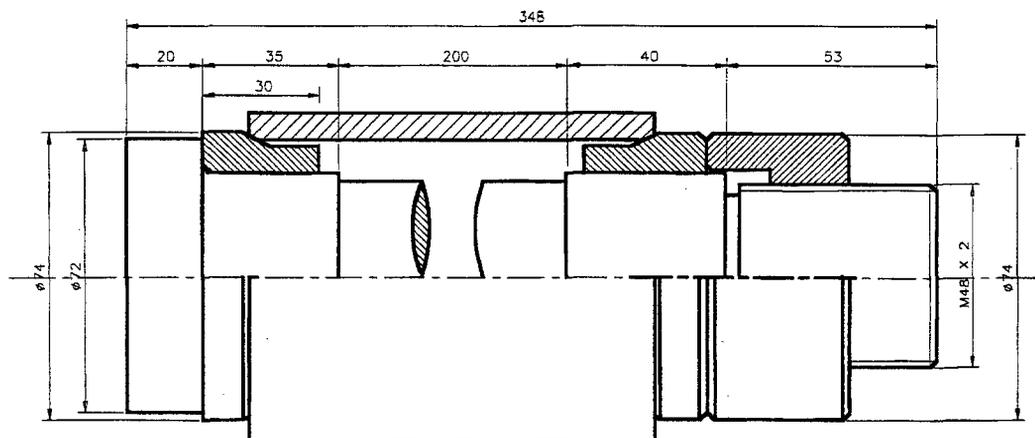


Figura 4-115 - Dispositivo de fixação dos corpos de prova

4.3. METODOLOGIA DE MEDIÇÃO

4.3.1. Medição de força

O sistema de medição de força utilizados neste trabalho é constituído pelo seguintes elementos:

- plataforma piezelétrica.
- amplificador de sinais;
- unidade de aquisição automática;
- microcomputador;
- software.

A função de cada componente e sua forma de utilização, segue a sistemática dos trabalhos realizados no convênio com ALCAN, onde o assunto encontra-se bem detalhado, dispensando, no momento, maiores esclarecimentos neste item.

4.3.2. Calibração

Com o objetivo de minimizar os erros aleatórios e sistemáticos, calibrou-se o sistema de medição de forças (fig 4-116).

O programa desenvolvido por da Rocha e Moreira permitiu o processamento do dados e obtenção da curva de erros de forma a serem compensados.

A metodologia seguiu o procedimento realizado durante o convênio ALCAN por Weingaertner [69].

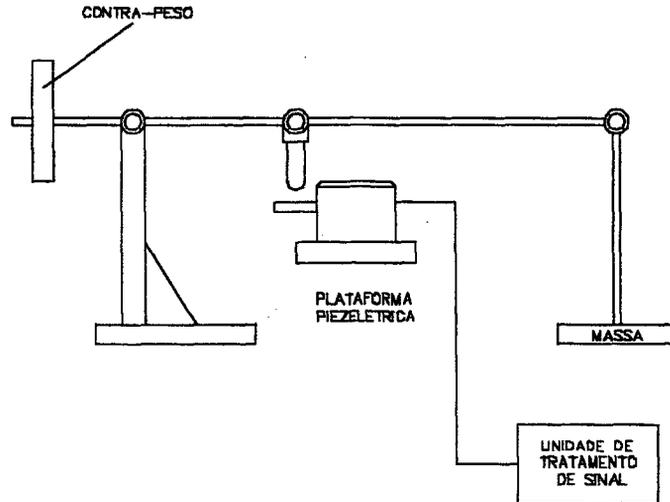


Figura 4-116 - Equipamento para calibração do sistema de força

4.3.3. Medição de rugosidade

As medições foram realizadas no diâmetro usinado em 3 pontos espaçados em 120° , fig. 4-117. Os parâmetros empregados foram R_a e R_t .

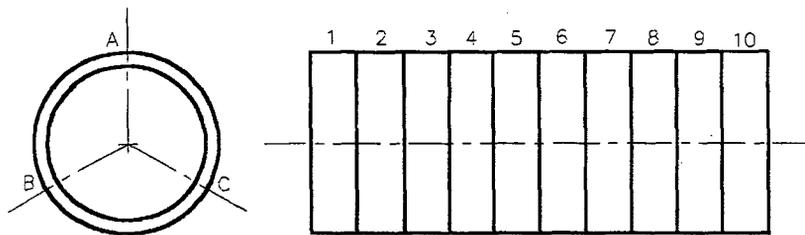


Figura 4-117 - Desenho esquemático das posições das leituras

5. ANÁLISE DOS RESULTADOS POR MÉTODOS ESTATÍSTICOS

5.1. EXPERIMENTOS FATORIAIS SATURADOS

Realizando um experimento fatorial saturado, o número de combinações possíveis é conforme a fórmula abaixo

$$N^P$$

onde:

N: número de níveis

P: Número de parâmetros

Portanto, tendo-se quatro parâmetros e três níveis ocorrem 81 combinações distintas, se para cada combinação for realizada mais uma repetição para confirmação, serão 162 ensaios realizados.

Deste método (tabela 5-1) observou-se que a combinação que apresentou a menor média aritmética para rugosidade R_a foi: HRC_3 , v_{c3} , a_{p3} , f_2

Dureza (HRC)	Velocidade de corte (m/min)	Profundidade de corte (mm)	avanço (mm)	Média R_a (μm)
60	160	0.25	0,10	0,132

Tabela 5-1 - Combinações de parâmetros que apresentou a menor média aritmética para rugosidade R_a .

5.2. EXPERIMENTOS FATORIAIS FRACIONADOS

5.2.1. Determinação da matriz ortogonal

Uma vez determinado o número de parâmetros e de níveis de cada um, é possível a construção da matriz ortogonal para execução e análise dos experimentos.

Um fato importante a ser lembrado é que no momento em que os parâmetros são adicionados a um determinado AO (arranjo ortogonal), estes deverão ser posicionados em colunas nas quais a interação de ordem menor ainda seja de ordem maior do que as de outras colunas. A utilização deste conceito auxilia a manter o poder de resolução do experimento, à medida que os parâmetros são adicionados e permite que as interações não sejam confundidas com (mascaradas por) efeitos principais [56].

Apesar de termos utilizado três níveis para cada parâmetro no experimentos fatoriais saturados, para experimentos fatoriais fracionados utilizaremos somente dois níveis.

O AO que comportaria três níveis seria o AO L27 e infelizmente a resolução seria de grau um, onde somente os fatores principais devem ser estimados (os efeitos principais estão todos mascarados com qualquer outra interação). Portanto, adotaremos um AO L16 (tabela 5-2), com poder de resolução 4, ou seja, todas os efeitos principais e as interações poderão ser estimadas.

		Coluna														
Ensaio	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	
1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	
2	1	1	1	1	1	1	1	2	2	2	2	2	2	2	2	
3	1	1	1	2	2	2	2	1	1	1	1	2	2	2	2	
4	1	1	1	2	2	2	2	2	2	2	2	1	1	1	1	
5	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	
6	1	2	2	1	1	2	2	2	2	1	1	2	2	1	1	
7	1	2	2	2	2	1	1	1	1	2	2	2	2	1	1	
8	1	2	2	2	2	1	1	2	2	1	1	1	1	2	2	
9	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	
10	2	1	2	1	2	1	2	2	1	2	1	2	1	2	1	
11	2	1	2	2	1	2	1	1	2	1	2	2	1	2	1	
12	2	1	2	2	1	2	1	2	1	2	1	1	2	1	2	
13	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	1	2	2	1	
14	2	2	1	1	2	2	1	2	1	1	2	2	1	1	2	
15	2	2	1	2	1	1	2	1	2	2	1	2	1	1	2	
16	2	2	1	2	1	1	2	2	1	1	2	1	2	2	1	

Tabela 5-2 - Matriz ortogonal L16

	SQ	v	V	F _{calc}	F _{tabelado}
1-HRC	4,965	1	4,965	26,767	3,78
7-f	1,283	1	1,283	6,915	3,78
8 - v _c	1,135	1	1,135	6,117	3,78
12-v _c X a _p	0,797	1	0,797	4,296	3,78
4-a _p	0,613	1	0,613	3,304	3,78
9-HRC X v _c	0,407	1	0,407	2,193	3,78
5-HRC X a _p	0,359	1	0,359	1,936	3,78
15-v _c X f	0,132	1	0,132	0,711	3,78
6-HRC X f	0,007	1	0,007	0,037	3,78
e	1,113	6,000	0,186		
TOTAL	10,810				

Tabela 5-3- Tabela resumo da ANAVA da combinação da variância do erro.

Degner [8] afirma que, dentre todos os parâmetros, a velocidade de corte é a que mais afeta a rugosidade seguida pelo avanço. Contudo, nas literaturas consultadas não há comentários sobre quais dentre os parâmetros investigados (dureza, v_c , a_p , f) apresentará um efeito com maior intensidade sobre a rugosidade ou se ocorrerá algum tipo de interação entre os fatores

Pela tabela 2, podemos concluir que a dureza é o fator com maior efeito seguido pelo avanço e pela velocidade de corte e que das interações investigadas somente a interação dos fatores $v_c \times a_p$ teria influência sobre a rugosidade.

Obviamente, o ajuste dos parâmetros v_c , a_p e f , na máquina-ferramenta apresentariam o menor custo, em relação à dureza da peça, devido às facilidades encontradas.

Portanto, o estudo é mais aplicável na fase de projeto e desenvolvimento de novos produtos, na qual as variáveis ainda estão por ser definidas.

Até o momento, foi utilizado o teste F como ferramenta de referência para decisão. Utilizando a transformação dos dados S/R, é possível identificar os níveis de quais fatores podem reduzir a variação.

Apesar de seu baixo poder de resolução, a transformação pode ser aplicada ao AO L27 (tabela 5-4), uma vez que os efeitos das interações de segunda ordem já foram estudadas no AO L16 (tabela 5-2)e, agora, estamos interessados somente na combinação de níveis dos parâmetros.

A situação para medir os efeitos dos parâmetros sobre a rugosidade é do tipo menor - melhor, conforme pode ser visualizado na figura 5-118.

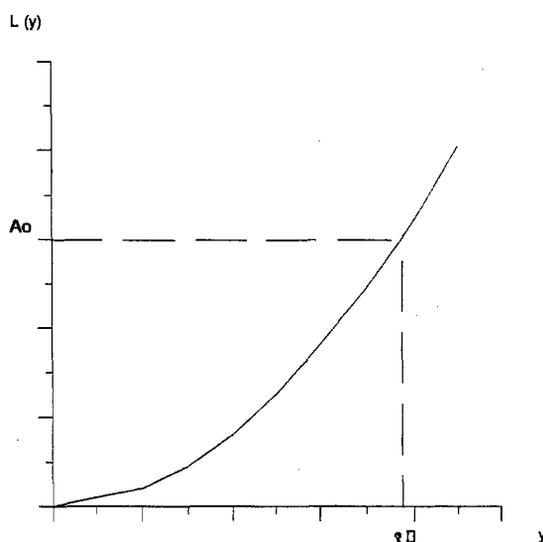


Figura 5-118 - Função-perda Menor-melhor [57].

A curva pode ser expressa pela equação a seguir

$$L(y) = k y^2$$

Desta forma, a relação S/R pode ser calculada pela fórmula:

$$S/R = - 10 \log_{10} (\text{Média dos quadrados da rugosidade})$$

O propósito de adotar escala logarítmica para a relação do S/R pode ser explicado em termos do modelo aditivo. Como a contagem do resultado foi utilizado como característica para construção do modelo aditivo, é bem possível que a contagem predita sob uma condição ótima seja negativa. No entanto, isto não sentido visto que não existe rugosidade negativa e em uma escala logarítmica isto não ocorre [57].

ENSAIO	COLUNA												
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	1	2	2	2	2	2	2	2	2	2
3	1	1	1	1	3	3	3	3	3	3	3	3	3
4	1	2	2	2	1	1	1	2	2	2	3	3	3
5	1	2	2	2	2	2	2	3	3	3	1	1	1
6	1	2	2	2	3	3	3	1	1	1	2	2	2
7	1	3	3	3	1	1	1	3	3	3	2	2	2
8	1	3	3	3	2	2	2	1	1	1	3	3	3
9	1	3	3	3	3	3	3	2	2	2	1	1	1
10	2	1	2	3	1	2	3	1	2	3	1	2	3
11	2	1	2	3	2	3	1	2	3	1	2	3	1
12	2	1	2	3	3	1	2	3	1	2	3	1	2
13	2	2	3	1	1	2	3	2	3	1	3	1	2
14	2	2	3	1	2	3	1	3	1	2	1	2	3
15	22	2	3	1	3	1	2	1	2	3	2	3	1
16	2	3	1	2	1	2	3	3	1	2	2	3	1
17	2	3	1	2	2	3	1	1	2	3	3	1	2
18	2	3	1	2	3	1	2	2	3	1	1	2	3
19	3	1	3	2	1	3	2	1	3	2	1	3	2
20	3	1	3	2	2	1	3	2	1	3	2	1	3
21	3	1	3	2	3	2	1	3	2	1	3	2	1
22	3	2	1	3	1	3	2	2	1	3	3	2	1
23	3	2	1	3	2	1	3	3	2	1	1	3	2
24	3	2	1	3	3	2	1	1	3	2	2	1	3
25	3	3	2	1	1	3	2	3	2	1	2	1	3
26	3	3	2	1	2	1	3	1	3	2	3	2	1
27	3	3	2	1	3	2	1	2	1	3	1	3	2

Tabela 5-4 - Matriz ortogonal L27 [57]

NÍVEL	1	2	3
HRC	0,453	0,813	1,160
v_c	0,888	0,847	0,691
a_p	0,804	0,892	0,731
f	0,945	1,088	0,393

Tabela 5-5 - Efeito estimado para níveis dos fatores para L27.

Para este método, maximizar S/R significa minimizar a perda de qualidade devido à alta rugosidade superficial.

Conforme a tabela 5-5, o nível ótimo para cada parâmetro foi: HRC_3 , v_{c1} , a_{p2} , f_2

Dureza (HRC)	Velocidade de corte (m/min)	Profundidade de corte (mm)	avanço (mm/rev.)
60	50	0,1	0,1

Tabela 5-6 - Conjuntos de parâmetros com níveis ótimos.

Freqüentemente a condição ótima predita não corresponde necessariamente a uma das linhas da matriz experimental [57].

Isso ocorre porque o S/R das linhas da matriz experimental permite medir a qualidade levando em consideração as observações. Por outro lado, a condição ótima leva em consideração todas as linhas que possuem o mesmo nível do calculo do efeito do nível em questão.

Desta forma, uma combinação de parâmetros pode apresentar resultados da média da rugosidade reduzidos, no entanto, serem extremamente sensíveis aos efeitos de ruído. O que seria indesejável em termos de manutenção da garantia da qualidade em uma produção seriada.

	HRC	yc	ap	f		1			2		MÉDIA
1	40	50	0,050	0,050	0,737	0,376	0,540	0,425	0,642	0,517	0,540
2	40	50	0,050	0,100	0,391	0,286	0,372	0,277	0,275	0,279	0,313
3	40	50	0,050	0,200	0,842	0,854	0,860	0,642	0,650	0,648	0,749
4	40	50	0,100	0,050	0,747	0,700	0,806	0,729	0,732	0,712	0,738
5	40	50	0,100	0,100	0,284	0,274	0,275	0,310	0,300	0,289	0,289
6	40	50	0,100	0,200	0,791	0,792	0,798	0,700	0,695	0,706	0,747
7	40	50	0,250	0,050	0,332	0,322	0,272	0,310	0,307	0,314	0,310
8	40	50	0,250	0,100	0,510	0,419	0,442	0,349	0,348	0,349	0,403
9	40	50	0,250	0,200	0,927	0,883	0,880	0,765	0,677	0,780	0,819
10	40	100	0,050	0,050	0,402	0,542	0,417	0,450	0,433	0,439	0,447
11	40	100	0,050	0,100	0,341	0,335	0,343	0,366	0,343	0,342	0,345
12	40	100	0,050	0,200	0,883	0,903	0,910	0,725	0,705	0,720	0,808
13	40	100	0,100	0,050	0,329	0,330	0,338	0,282	0,275	0,282	0,306
14	40	100	0,100	0,100	0,460	0,459	0,459	0,340	0,344	0,351	0,402
15	40	100	0,100	0,200	0,866	0,867	0,873	0,754	0,742	0,747	0,808
16	40	100	0,250	0,050	1,022	0,999	0,853	0,749	0,697	0,700	0,837
17	40	100	0,250	0,100	0,450	0,451	0,455	0,395	0,378	0,387	0,419
18	40	100	0,250	0,200	1,403	1,368	1,411	1,083	1,051	1,076	1,232
19	40	160	0,050	0,050	0,624	0,763	0,603	0,328	0,294	0,297	0,485
20	40	160	0,050	0,100	0,352	0,346	0,352	0,288	0,299	0,285	0,320
21	40	160	0,050	0,200	0,845	0,848	0,860	0,699	0,690	0,704	0,774
22	40	160	0,100	0,050	0,314	0,315	0,314	0,316	0,323	0,331	0,319
23	40	160	0,100	0,100	0,456	0,436	0,433	0,340	0,339	0,347	0,392
24	40	160	0,100	0,200	0,954	0,963	0,987	0,696	0,691	0,639	0,822
25	40	160	0,250	0,050	1,366	1,417	1,233	1,289	1,082	1,307	1,282
26	40	160	0,250	0,100	0,442	0,433	0,442	0,401	0,390	0,385	0,416
27	40	160	0,250	0,200	1,427	1,413	1,444	1,102	1,093	1,117	1,266
28	50	50	0,050	0,050	0,403	0,383	0,385	0,309	0,299	0,324	0,351
29	50	50	0,050	0,100	0,337	0,349	0,312	0,399	0,397	0,391	0,364
30	50	50	0,050	0,200	0,530	0,497	0,614	0,567	0,607	0,552	0,561
31	50	50	0,100	0,050	0,258	0,242	0,245	0,256	0,249	0,251	0,250
32	50	50	0,100	0,100	0,420	0,435	0,399	0,431	0,425	0,426	0,423
33	50	50	0,100	0,200	0,557	0,473	0,491	0,617	0,642	0,608	0,565
34	50	50	0,250	0,050	0,234	0,257	0,260	0,274	0,287	0,279	0,265
35	50	50	0,250	0,100	0,306	0,312	0,310	0,286	0,291	0,287	0,299
36	50	50	0,250	0,200	0,517	0,548	0,546	0,520	0,577	0,625	0,556
37	50	100	0,050	0,050	0,302	0,307	0,296	0,403	0,366	0,367	0,340
38	50	100	0,050	0,100	0,359	0,368	0,365	0,355	0,355	0,340	0,357
39	50	100	0,050	0,200	0,898	0,911	0,903	0,507	0,489	0,495	0,701
40	50	100	0,100	0,050	0,298	0,291	0,291	0,356	0,360	0,368	0,327
41	50	100	0,100	0,100	0,307	0,305	0,298	0,279	0,292	0,284	0,294
42	50	100	0,100	0,200	0,568	0,668	0,575	0,666	0,524	0,506	0,585
43	50	100	0,250	0,050	0,407	0,404	0,387	0,268	0,311	0,282	0,343
44	50	100	0,250	0,100	0,290	0,302	0,284	0,381	0,371	0,375	0,334
45	50	100	0,250	0,200	0,494	0,543	0,546	0,558	0,556	0,513	0,535
46	50	160	0,050	0,050	0,400	0,388	0,392	0,294	0,327	0,316	0,353
47	50	160	0,050	0,100	0,343	0,330	0,323	0,360	0,349	0,344	0,342

48	50	160	0,050	0,200	0,504	0,510	0,493	0,682	0,686	0,636	0,585
49	50	160	0,100	0,050	0,362	0,347	0,362	0,356	0,352	0,363	0,357
50	50	160	0,100	0,100	0,298	0,306	0,297	0,263	0,252	0,268	0,281
51	50	160	0,100	0,200	0,556	0,633	0,583	0,521	0,517	0,504	0,552
52	50	160	0,250	0,050	1,278	1,260	1,221	0,993	1,147	1,264	1,194
53	50	160	0,250	0,100	0,344	0,338	0,336	0,344	0,342	0,346	0,342
54	50	160	0,250	0,200	0,526	0,555	0,522	0,524	0,616	0,553	0,549
55	60	50	0,050	0,050	0,137	0,142	0,142	0,195	0,191	0,195	0,167
56	60	50	0,050	0,100	0,177	0,205	0,195	0,153	0,152	0,153	0,173
57	60	50	0,050	0,200	0,334	0,394	0,378	0,337	0,349	0,348	0,357
58	60	50	0,100	0,050	0,159	0,154	0,111	0,188	0,208	0,210	0,172
59	60	50	0,100	0,100	0,232	0,229	0,216	0,216	0,213	0,224	0,222
60	60	50	0,100	0,200	0,397	0,468	0,452	0,442	0,454	0,449	0,444
61	60	50	0,250	0,050	0,137	0,126	0,136	0,156	0,146	0,145	0,141
62	60	50	0,250	0,100	0,214	0,207	0,191	0,197	0,191	0,193	0,199
63	60	50	0,250	0,200	0,462	0,485	0,491	0,452	0,409	0,423	0,454
64	60	100	0,050	0,050	0,254	0,324	0,266	0,330	0,273	0,288	0,289
65	60	100	0,050	0,100	0,200	0,220	0,202	0,191	0,185	0,184	0,197
66	60	100	0,050	0,200	0,388	0,488	0,460	0,406	0,420	0,398	0,427
67	60	100	0,100	0,050	0,197	0,208	0,201	0,164	0,168	0,163	0,184
68	60	100	0,100	0,100	0,184	0,169	0,171	0,208	0,205	0,209	0,191
69	60	100	0,100	0,200	0,457	0,459	0,461	0,414	0,439	0,439	0,445
70	60	100	0,250	0,050	0,147	0,139	0,151	0,179	0,189	0,188	0,166
71	60	100	0,250	0,100	0,235	0,210	0,202	0,187	0,175	0,182	0,199
72	60	100	0,250	0,200	0,561	0,494	0,568	0,509	0,455	0,481	0,511
73	60	160	0,050	0,050	0,283	0,261	0,272	0,237	0,291	0,269	0,269
74	60	160	0,050	0,100	0,188	0,193	0,190	0,166	0,159	0,168	0,177
75	60	160	0,050	0,200	0,382	0,449	0,423	0,421	0,434	0,443	0,425
76	60	160	0,100	0,050	0,186	0,184	0,179	0,234	0,227	0,235	0,208
77	60	160	0,100	0,100	0,196	0,185	0,172	0,166	0,163	0,164	0,174
78	60	160	0,100	0,200	0,472	0,475	0,479	0,399	0,379	0,400	0,434
79	60	160	0,250	0,050	0,262	0,333	0,350	0,219	0,298	0,262	0,287
80	60	160	0,250	0,100	0,136	0,120	0,125	0,134	0,142	0,135	0,132
81	60	160	0,250	0,200	0,569	0,507	0,568	0,451	0,406	0,414	0,486

Tabela 5-7 - Resultados dos ensaios para análise da rugosidade.

6. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA NOVOS TRABALHOS

O torneamento de acabamento exige alta velocidade de corte, pequenos avanços e profundidade de corte. Contudo, tal conjunto de parâmetros de corte implica em materiais de ferramentas que suportem estas condições.

A usinagem do aço 100Cr6 propicia a formação do cavaco cisalhado apesar dos cavacos apresentarem a forma de contínuo emaranhado. Como não ocorreu a transição do cavaco contínuo para cisalhado, não há como afirmar se a usinagem do aço 100Cr6 é beneficiada pelo estado de difusão limitada (item 3.4.3.E). Este mecanismo é ideal para reduzir o desgaste da ferramenta.

Considerando a rugosidade como critério de fim-de-vida, o PCBN tende a um melhor desempenho para durezas mais elevadas. Os padrões de desgaste observados nas ferramentas de PCBN comprovam a existência do desgaste de cratera e de flanco.

Apesar dos baixos níveis de força de usinagem, a pressão específica foi elevada requerendo da máquina-ferramenta maior rigidez. Esta foi a provável causa do maior desgaste apresentado pelas ferramentas utilizadas no torno IMOR.

Não foi observada a formação da camada branca nos corpos de prova (vide Influência das transformações metalúrgicas nas camadas superficiais), nas condições utilizadas durante os ensaios, o que leva a concluir que sua formação ocorre em condições mais severas. Isto é uma vantagem pois permite explorar maiores taxas de remoção sem a preocupação da ocorrência da camada branca. A rugosidade demonstrou um comportamento mais estável para dureza mais elevada, enquanto que para baixas durezas a rugosidade cresce abruptamente.

Para o 100Cr6-40HRC não ocorreu a estabilização da rugosidade, provavelmente devido ao tipo de desgaste da ferramenta. Observando-se a figura 3-55 pôde-se constatar uma série de

pequenos lascamentos na face e no flanco da ferramenta, formando irregularidades no gume da ferramenta. Por outro lado, para 100Cr6-50HRC o desgaste foi gradual e uniforme permitindo o gume afiado por mais tempo como observado por Narutaki, figura 3-31.

Normalmente, na usinagem a influência da velocidade de corte, sobre a rugosidade, precede o avanço, pois esta diretamente ligado à redução da formação de gume postiço [4,9,28]. No entanto, a análise da variância determinou que a dureza foi o fator com maior influência sobre a rugosidade seguido pelo avanço e em seguida pela velocidade de corte.

A transformação dos resultados que representam a medição da variação existente (S/R), permitiu definir quais os níveis dos parâmetros investigados ($HRC_3=60$, $v_{c1}=50$ m/min, $a_{p2} = 0,1$ mm, $f_2 = 0,1$ mm). são menos sensíveis aos ruídos (vide "Métodos de análise de resultados - Projeto por parâmetros). Utilizando fatorial saturado o conjunto de níveis de parâmetro que apresentou a menor média aritmética foi $HRC_3 = 60$, $v_{c3} = 160$ m/min, $a_{p3} = 0,25$ mm, $f_2 = 0,1$ mm. Conforme alguns pesquisadores em baixa velocidade existe uma diminuição da vida da ferramenta de PCBN, mas não há comentários sobre a robustez do conjunto de níveis de parâmetros investigados, com relação a variação (S/R) sendo sempre ressaltado, como a grande vantagem o excelente acabamento obtido sob alta dureza e velocidade de corte. No entanto, necessariamente a combinação de parâmetros que apresenta a maior robustez nem sempre é a combinação que apresenta a menor média aritmética. Portanto, para o torneamento de aços endurecidos se a estabilidade da rugosidade em um lote de peças é o mais importante deve-se optar pela combinação mais robusta, por outro lado, se o objetivo é obter a menor rugosidade possível a combinação com a menor média será a melhor opção.

O testes realizados no LMP-UFSC demonstraram que apesar das excelentes características do PCBN, para que a usinagem do aço endurecido seja realizada com êxito, requer uma minuciosa seleção dos parâmetros e de máquinas com rigidez compatíveis com o

processo.

Os níveis de rugosidade obtidos comprovam a grande potencialidade do torneamento com PCBN em substituir a retificação de peças temperadas, com a vantagem de ser realizadas com maior taxa de remoção e flexibilidade.

Com relação à uniformidade da qualidade de peças usinadas, a retificação apresenta maior vantagem, visto que a rugosidade da peça tende para a rugosidade efetiva do rebolo e aí estabilizar-se [59]. Portanto, o torneamento de acabamento de aços endurecidos é mais indicado quando há uma necessidade de flexibilidade na produção.

A aplicação do PCBN como ferramenta de corte é extremamente grande devido às várias combinações de composições possíveis. Este trabalho prova a necessidade da investigação maior para explorar o potencial deste material de ferramenta. Ficam, portanto, algumas sugestões para próximos trabalhos:

1. Devido às contradições dos resultados obtidos pelas análises estatísticas, com relação a velocidade de corte, torna-se necessária uma investigação mais profunda do efeito deste parâmetro sobre o comportamento do desgaste e da rugosidade, ampliando a região experimental investigada para a velocidade de corte.
2. Comparar a resistência à fadiga de componentes usinados para consolidar o emprego do PCBN como ferramenta de corte, visto que, em termos de rugosidade, o torneamento de acabamento com PCBN permite obter resultados compatíveis com os da retificação.
3. Realizar estudos comparativos entre a retificação e o torneamento, com relação aos erros de forma obtido após o processo, utilizando barras redondas.

7. REFERÊNCIA BIBLIGRÁFICA

- [1] KÖNIG, W.; KLINGER, M.; LINK R. **Machining hard materials with geometrically defined cutting edges - Field of applications and limitations**, Annals of the CIRP, v.39, n.1, p.61-64. 1990 .
- [2] CHIAVERINI, Vicente. **Aços e ferros fundidos**. 4.ed. São Paulo: ABM, 1979.
- [3] HEATH, P.J. Entwicklung von polykristallinem Diamant (PKD) und polykristallinem CBN (PCBN) für spezielle Einsatzbereiche. **VDI BERICHTE**, n.762, p.37-59, 1989.
- [4] KÖNIG, Wilfried. **Fertigungsverfahren: Drehen, Fraesen, Bohren**. Band 1 3 Edição (revisada e ampliada). Duesseldorf: VDI - Verlag, 1990.
- [5] LORINI, Flávio José. **Tecnologia de Grupo e Organização da manufatura**. 1.ed. Florianópolis : UFSC, 1993.
- [6] TEIXEIRA, Clayton R. **Minimização da Quantidade de fluido de corte em processos de usinagem com ferramenta de geometria definida**. Florianópolis, 1997. Exame de qualificação (Doutorado em Eng. Mecânica) - Curso de pós-graduação em Eng. Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina.
- [7] BOSSOM, Paul K. Finish Machining of hard ferrous workpieces. **Industrial Diamond Review**, v.50, n. 540, p.228-232, 1990.
- [8] DEGNER, W.; BOTTEGER, H-C. **Handbuch Feinbearbeitung** . Berlin : Veb technik, 1979.
- [9] STEMMER, Caspar Erich. **Ferramentas de usinagem dos metais**. 2.ed . Florianópolis : Ed. UFSC . 1989.

- [10] BÖMCKE, Alexis. **Ein Beitrag zur Ermittlung der Verschleißmechanismen beim Zerspanen mit hochharten polykristallinen Schneidstoffen**. Aachen, 1989. Tese (Doutorado em engenharia mecânica) - Fakultät für Maschinenwesen der Rheinisch Westfälischen Technischen Hochschule
- [11] BOEHS, Lourival; GIRONDI, Amyr Elmo de Castro; MACHADO, Állison Rocha. **Materiais para ferramentas: as novas gerações e suas aplicações**. In: COBEM87 IX CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA MECÂNICA. FLORIANÓPOLIS, SC (DEZEMBRO, 1987). **Anais...** Florianópolis: ABCM, 1987. p.1039-1042.
- [12] KÜBLER, J. **Bearbeiten harter Werkstücke mit CBN**, **Werksattstechnik**, v.81, p.147-149, 1991.
- [13] MASON, F. **O torneamento de materiais endurecidos não é magia negra** . **Máquinas e Metais**, n.331, p.26 - 27, Ago. 1993.
- [14] RAY, Milton. **Tomorrow's cutting tools: Building on the present**, **Modern Machine Shop**, p.76-88, Aug. 1989.
- [15] STIER, Henry. **Cubic boron nitride to turn heat treated steel**., **Modern Machine Shop**, p.116, Apr. 1989.
- [16] TÖNSHOFF,H.K.; CHRYSSOLURIS,G. **Einsatz kubischen Bornitrids (CBN) beim Drehen gehärteter Stähle**, **Werkstatt und Betrieb**, Hannover, v.114, n.1, p.45-49. 1981.
- [17] USUDA, Haruichi; KAJIHARA, Hiroshi; MACHIDA, Michihide; et al. **Cutting of quenched alloy steels by CBN tools (1) Machinability of quenched alloy steels with hardness of HRC 60**. **Report of the Government Industrial Research Institute**, Nagoya, v.32, n. 8 . 9 . 1983.

- [18] HOFFMAN, J. Potential noch nicht ausgeschöpft. **Industrie-Anzeiger**, v.65, n.66., p.70-71.1989.
- [19] BAIK, Ch.; STEINNINGER, V.; MEISTER, D. Temperaturmessung beim Drehen von Hartbeschichtungen. **Industrie-Anzeiger**, v.21., p.40-41, 1989.
- [20] KÖNIG, W.; KOMADURI, R.; TÖNSHOFF, H.K; et al. Machining of hard materials. **Annals of the CIRP**, v.33, n.2, p.417-427, 1984.
- [21] HODGSON, T.; TRENDLER, P.H.H. Turning hardened tool steel with Cubic Boron Nitride insert. **Annals of the CIRP**, v.30, n.1, p.63-66. 1981.
- [22] DE BEERS INDUSTRIAL DIAMOND DIVISION. DBC50: A CBN cutting tool blank with enhanced wear resistance for the finish machining of hardened steel workpieces. England., 1992. catálogo de exposição.
- [23] NOAKER, Paula M. Hard facts on hard turning. **Manufacturing Engineering**., p.45-46, feb. 1992.
- [24] SHINTANI,K.; UEKI,M.; FUJIMURA,Y. Optimum tool for continuous turning of carburized steel, **Int. J. Mach. Tools Manufact.**, Great Britain, v.29, n.3, p.403-413,1989.
- [25] KRAMER, B.M. On tool materials for high speed machining, **Journal of Engineering for Industry**, v.109, p.87-91, may.1987.
- [26] STIER, Henry. CBN versus Ceramic cutting tools: When to apply each, **Modern Machine Shop**, p.118-120, may 1990.
- [27] TÖLLNER, Klaus. Spanen und Spannen nicht nur sprachlich Verwandte. **Werkstattstechnik**, v.77., p.25-29, 1987.
- [28] FERRARESI, Dino. **Fundamentos da usinagem dos metais**. 5 ed. . São Paulo : Ed. Edgard Blücher Ltda. . 1977.

- [29] OKUSHIMA, Keiji; HITOMI, Katsundo. An analysis of the mechanism of orthogonal cutting and its application to discontinuous chip formation. **Journal of Engineering for Industry. Transactions of the ASME**, p.545-556, nov. 1961.
- [30] NARUTAKI, Norihiko; YAMANE, Yassuo. Tool wear and cutting temperature of CBN tools in machining of hardened steels, **Annals of the CIRP**, v.28, n1, p.23-28, 1979.
- [31] FIELD, Michael; KAHLES, John F. Review of surface integrity of machined components. **Annals of the CIRP**, v.20, n.2, p.153-162, 1971.
- [32] ACKERSHOTT, Gerd. **Grundlagen der Zerspanung Einsatzgehärteter Stähle mit geometrisch bestimmter Schneide**. Aachen, 1989. Tese (Doutorado em engenharia mecânica) - Rheinisch Westfälischen Technischen Hochschule.
- [33] ENOMOTO, S.; KATO, M.; MIYAZAWA, S. Flank wear of CBN cutting tools of various compositions. **Journal Mechanical Working Technology**, v.17, p.177-186, Dez. 1989.
- [34] NAKAYAMA, Kazuo. The formation of "Saw-toothed chip" in metal cutting. In: Proc. Int'l Conference on production Eng ., **Annals...** Tokyo: 1974. p.572-577.
- [35] NAKAYAMA, Kazuo; MINORU, Arai; KANDA, Torahiko. **Machining Characteristics of hard**, **Annals of the CIRP**, v.37, n.1, p.89-92, 1988.
- [36] VLACK, Van. **Princípios de ciência e tecnologia dos materiais**. 4.ed. Rio de Janeiro: Ed. Campus, 1984.
- [37] CONCEIÇÃO, Ideonor Novaes da. **Fracture behaviour of high carbon stell**. London, 1983 Tese (Ph.D., Mechanical Engineering) Imperial College of Science and Technology, University of London.

- [38] SCHULZ, Hebert, MORIWAKI, Toshimichi. High-speed machining. **Annals of the CIRP**, v.41, n.2, p.637-642, 1992.
- [39] OGATA, M.; IWATA, J. Einsatz von PCBN-Werkzeugen in der Produktion, **VDI BERICHTE**, n.762, p.271-279, 1989.
- [40] CHRYSSOLOURIS,G. Einsatz von Schneiden aus kubischem Bornitrid (CBN) zum Drehen gehärteter Stähle, **Industrie-Anzeiger**, v.16, n.75. 9, p.41-42, sept.1981.
- [41] XIAO, Hong. Wear behaviour and wear mechanism of ceramic tools in machining hardened alloy steel. **Wear**, v.139 , n.2, p.439-451, Aug. 1990.
- [42] OHTANI,Toshiaki; YOKOGAWA, Hiroshi.. The effects of workpieces hardness on tool wear characteristics. **Bull. Japan Soc. of Prec. Eng.**, v.22, n.3., p.229-231, sept. 1988.
- [43] BOEHS, Lourival. **Análise de superfície usinada**. Florianópolis: 1992.
- [44] DINIZ, AnselmoEduardo; CUPINI, Nivaldo Lemos. A rugosidade como critério de fim de vida de uma ferramenta de torneamento. In: X CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA MECÂNICA RIO DE JANEIRO, RJ (DEZEMBRO,1989). **Anais...** Rio de Janeiro: ABCM, Dez.1989, p.627-630.
- [45] ROCHA, Antônio Salvador da. **Determinação de um modelo de força de usinagem para furação, a partir do modelo de força de usinagem do torneamento**. Florianópolis, 1985. Dissertação (Mestrado em engenharia mecânica) Curso de pós-graduação Universidade Federal de Santa Catarina.
- [46] ENOMOTO, Shinzo; KATO, Masamichi; MIYAZAWA, Shinichi; et al. Characteristics of tool life of CBN cutting tool in turning Chromium-Molybdenum steels of various hardness. **Bull. Japan Soc. of Prec. Eng.**, v.21, n.3., p.209-210, Sept. 1987.

- [47] FIELD, Michael; KAHLES, John F.; Cammett John T. A review of measuring methods for surface integrity. **Annals of the CIRP**, v.21, n2, p.219-238, 1972.
- [48] SOCIETY OF MANUFACTURING ENGINEERS . **Tool and Manufacturing Engineers Handbook - Machining-** v.1, 4.ed . Dearborn: S.M.E., 1983
- [49] MATSUMOTO, Y.; BARASH, M.M.; LIU, C.R. Effect of hardness on surface integrity of AISI 4340 steel. **Journal of Engineering for Industry. Transactions of the ASME**, v.108, p.169-175, Aug. 1986.
- [50] BETCHEK, J. **Surface Tecnology in Production Engineering**, Kaiserslautern:1992.
- [51] WEINDORF,T. DBC50 zum Schlichtdrehen von gehärtetem Schnellarbeitsstahl, **Industrie Diamanten Rundschau**, v.2, p.82-86, 1987.
- [52] LIU, C.R.; BARASH, M.M. Variables governing patterns of mechanical residual stress in a machined surface. **Journal of Engineering for Industry. Transactions of the ASME**, v.104, p.257-264, Aug. 1982.
- [53] LIU, C.R., BARASH, M.M. The mechanical state of the sublayer of a surface generated by chip- removal process. Part 1: Cutting with a sharp tool. Part 2: Cutting with a tool with flank wear. **Journal of Engineering for Industry. Transactions of the ASME**, p.1192-1208, nov. 1976.
- [54] PERES, Ricardo Machado. **Caracterização do processo e verificação das grandezas de entrada no brunimento de curso longo do tipo “precidor”** Florianópolis, 1994. Dissertação (Mestrado em engenharia mecânica) Curso de pós-graduação Universidade Federal de Santa Catarina.
- [55] CRICHIGNO FILHO, Joel Martins. **Simulação numérica do processo de lapidação plana**. Florianópolis, 1994. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) Curso de pós-graduação Universidade Federal de Santa Catarina.

- [56] ROSS, Phillip J. **Aplicação das técnicas taguchi na engenharia da qualidade** 1 ed. São Paulo: Makron, McGraw-Hill, 1991.
- [57] PHADKE, Madhav S. **Quality engineering using Robust design**. New Jersey: AT&T Bell Laboratories, 1989.
- [58] INTERNATIONAL SOCIETY ORGANIZATION. **Tool-life testing with single-point turning tools, ISO-3685**. Switzerland, 1977.
- [59] RAY, Milton. Tomorrow's cutting tools: Building on the present, **Modern Machine Shop**, p.76-88, Aug. 1989.
- [60] KÖNIG, Wilffried. **Fertigungsverfahren: Schielfen, Honen und Läppen Band 3**. 3 Edição (revisada e ampliada).Duesseldorf: VDI - Verlag, 1990.
- [61] KOCH, Karl-Friedrich. **Technologie des Hochpräzisions - Hartdrehens**. Aachen, 1996. Tese (Doutorado em engenharia mecânica). Fakultät für Maschinenwesen der Rheinisch Westfälischen Technischen Hochschule

ANEXO A**1. CARACTERÍSTICAS DOS EQUIPAMENTOS****FERRAMENTAS****Preparação de superfície**

Especificação: SNGN 120616

Fornecedor : Sandvik

Para verificação da rugosidade

Especificação :CNGA 120408S 02204 - DBC50

Fornecedor : De Beers Industrial Diamond

suporte de ferramenta

Especificação : PCLNR 2020 M

Fornecedor : Sandvik

Para verificação da forças de corte

Especificação :TNGA 120408S 02204 - DBC50

Fornecedor : De Beers Industrial Diamond

suporte de ferramenta

Especificação : PTTNR 2525 M

Fornecedor : Sandvik

MAQUINA-FERRAMENTA**Testes para análise da rugosidade**

Fabricante: ROMI

Modelo: COSMO 10 U

Testes para análise da força de corte

Fabricante: IMOR

Modelo:

SISTEMA DE MEDIÇÃO DE FORÇA**Plataforma piezométrica**

Fabricante: Kistler Instrument AG

Modelo:

Faixa de medição:

Sinal mín. de resposta:

Linearidade

Histerese:

Amplificador de sinais

Fabricante: Kistler Instrument AG

Modelo: 5006

Faixa de medição: ± 10 a 500.000 pc

Sensibilidade: -0,1 a 11.000 pC/un. mecânica

Impedância de entrada: $\approx 100T\Omega$

Faixa de frequência: 0 a 180kHz

Precisão: $< \pm 1 \%$

Linearidade: $< \pm 0,5 \%$

Sinal parasita do cabo: $-3 \times 10^{-5} \text{ pC}_{\text{RMS}}/\text{pF}$

Temperatura de utilização: 0 a 50°C

RUGOSÍMETRO

Fabricante :Feinpruef Gmb H

Modelo: Perthometer S8P

2. COMPOSIÇÃO QUÍMICA DO MATERIAL ENSAIADO

Fornecedor : MANNESMAN S.A.

Análise %											
C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo	Al	Cu	V	O ₂
(x10 ⁺²)	(x10 ⁺²)	(x10 ⁺³)	(x10 ⁺³)	(x10 ⁺²)	(x10 ⁺²)	(x10 ⁺²)	(x10 ⁺²)	(x10 ⁺³)	(x10 ⁺²)	(x10 ⁺²)	(PPM)
98	34	11	9	29	3	147	-	-	1	-	13