



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"
Campus de Bauru



**EFEITO DAS DIFERENTES DIREÇÕES DE APLICAÇÃO DE JATO DE
FLUIDO DE CORTE NO TORNEAMENTO DE UM AÇO DE DIFÍCIL
USINAGEM**

ALEXANDRE RICARDO ALFERES BERTONCINI

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

**BAURU – SP
MARÇO - 2007**



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"
Campus de Bauru



**EFEITO DAS DIFERENTES DIREÇÕES DE APLICAÇÃO DE JATO DE
FLUIDO DE CORTE NO TORNEAMENTO DE UM AÇO DE DIFÍCIL
USINAGEM**

ALEXANDRE RICARDO ALFERES BERTONCINI

Orientador: Prof. Dr. Luiz Eduardo de Ângelo Sanchez

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

BAURU – SP
MARÇO - 2007

**DIVISÃO TÉCNICA DE BIBLIOTECA E DOCUMENTAÇÃO
UNESP – BAURU**

Bertoncini, Alexandre Ricardo Alferes.

Efeito das diferentes direções de aplicação de jato de fluido de corte no torneamento de um aço de difícil usinagem / Alexandre Ricardo Alferes Bertoncini, 2007.
202 f. il.

Orientador : Luiz Eduardo de Ângelo Sanchez.

Dissertação (Mestrado) – Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia, 2007.

1. Torneamento. 2. Fluidos de corte. 3. Ferramenta - Durabilidade. I – Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia. II - Título.

**DIVISÃO TÉCNICA DE BIBLIOTECA E DOCUMENTAÇÃO
UNESP – BAURU**

Bertoncini, Alexandre Ricardo Alferes.

Efeito das diferentes direções de aplicação de jato de fluido de corte no torneamento de um aço de difícil usinagem / Alexandre Ricardo Alferes Bertoncini, 2007.

202 f. il.

Orientador : Luiz Eduardo de Ângelo Sanchez.

Dissertação (Mestrado) – Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia, 2007.

1. Torneamento. 2. Fluidos de corte. 3. Ferramenta - Durabilidade. I – Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia. II - Título.

ATA DA DEFESA

DEDICATÓRIA

A Deus a quem tudo pertence.

Aos meus Pais, minha homenagem e gratidão
por deixar-me um exemplo de vida como
alicerce, onde pude me apoiar e construir o
que sou.

AGRADECIMENTOS

Agradeço aos educadores do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual Paulista, *Campus* de Bauru, que abriram espaço na agenda para dividir suas experiências e seu conhecimento.

Fico muito mais do que agradecido ao Professor Dr. Luiz Eduardo de Ângelo Sanchez, orientador e amigo, que muito me ajudou a transformar idéias esparsas neste trabalho.

À Carminha, minha esposa, aos filhos João Ricardo, Ana Lígia e Patrícia, com escusas pelas horas que lhes roubei, para que este trabalho pudesse ser concluído.

2.6.2.3	Aquosos.....	56
2.6.2.3.1	Emulsões.....	56
2.6.2.3.2	Soluções químicas (fluídos sintéticos).....	57
2.7	Modos de aplicação do fluido de corte.....	58
2.8	Sistema de referência utilizado na determinação dos ângulos dos jatos.....	72
3.	MATERIAIS E MÉTODOS.....	74
3.1	Parâmetros de entrada.....	75
3.1.1	Material do corpo-de-prova.....	75
3.1.2	Ferramenta de corte.....	77
3.1.3	Parâmetros de usinagem.....	78
3.1.4	Fluido de corte.....	79
3.2	Variáveis de saída.....	79
3.2.1	Desgaste da ferramenta de corte.....	80
3.2.2	Rugosidade dos corpos-de-prova.....	80
3.2.3	Força de usinagem.....	80
3.2.4	Temperatura relativa da ferramenta de corte.....	81
2.6.5	Forma do cavaco.....	83
3.3	Aplicação do fluido de corte.....	84
3.3.1	Aplicação de fluido abundante.....	85
3.3.2	Aplicação de fluido em forma de jato.....	85
3.4	Experimentos.....	93
3.4.1	Jato peça-ferramenta.....	93
3.4.2	Jato cavaco-ferramenta.....	94
3.4.3	Jato peça-cavaco.....	94
3.4.4	Jatos simultâneos.....	95
4.	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	99
4.1	Análise individual das posições do jato.....	101
4.1.1	Jato peça-ferramenta.....	101
4.1.2	Jato cavaco-ferramenta.....	128
4.1.3	Jato peça-cavaco.....	149

4.1.4 Abundante.....	164
4.2 Análise geral comparativa entre as posições mais favoráveis dos jatos.....	165
4.2.1 Desgaste da ferramenta.....	166
4.2.2 Temperatura.....	168
4.2.3 Rugosidade.....	170
4.2.4 Força de usinagem.....	171
4.2.5 Cavaco.....	173
4.3 Análise dos jatos combinados simultâneos.....	176
5. CONCLUSÕES.....	189
6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	193
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	194

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Região de interface cavaco - ferramenta (adaptado Ferraresi,1977).	8
Figura 2.2 - Zonas de aderência e escorregamento (Trent, 1984).....	15
Figura 2.3 - Zona de fluxo no interior do cavaco (Modern Metal Cutting, 1994)	16
Figura 2.4 - Variação da distribuição de energia com a velocidade de corte (Shaw, 1986).....	19
Figura 2.5 - Efeito da velocidade de corte, avanço, profundidade de corte e tempo de corte na temperatura (Abrão et al., 1996).....	24
Figura 2.6 - Temperatura na interface cavaco-ferramenta com vários fluidos de corte (Sales et al, 2002)	25
Figura 2.7 - Esquema do dispositivo para a medição da temperatura da interface cavaco-ferramenta usando a técnica do termopar peça- ferramenta (Grzesik, 2000).....	27
Figura 2.8 - Esquema do sistema de calibração (Grzesik, 2000).....	29
Figura 2.9 - Gráfico da Temperatura X F.e.m. (a) aço carbo C45 e (b) aço inox austenítico (Grzesik, 2000).....	30
Figura 2.10- Esquema do pirômetro de radiação usada por komandury & Hou (2001): 1. Galvanômetro; 2. termopar; 3. janela; 4. Condensador óptico; 5. Ferramenta; 6. Peça.....	31
Figura 2.11- Principais áreas de desgaste (Jack, 1987).....	34
Figura 2.12- Parâmetros utilizados para medir os desgastes das ferramentas de corte (ISO 3685, 1993).....	35
Figura 2.13- Mecanismos de desgaste que podem acontecer nas ferramentas de corte (Trent, 1984).....	38
Figura 2.14- Forças de usinagem e suas diversas componentes na operação de torneamento (Diniz et al, 1999).....	45
Figura 2.15- Variação da força de corte em função da velocidade de corte (Motta & Machado, 1995b).....	47

Figura 2.16- Força de corte em função do avanço (Machado & Wallbank, 1994).....	48
Figura 2.17- Componentes da força em função do avanço com cinco condições diferentes de lubrificação (Machado & Wallbank, 1997).....	49
Figura 2.18- Força de usinagem para diferentes seções de corte e materiais (Schlesinger, apud Ferraresi, 1977).....	50
Figura 2.19- Influencia dos parâmetros de usinagem nas forças de avanço (a) e de profundidade (b) (Mayer apud Ferraresi, 1977).....	51
Figura 2.20- Fluxo de calor para a ferramenta afiada (a) e desgastada (b).....	54
Figura 2.21 - Temperatura na superfície de uma peça numa revolução completa (Nakayama apud Shaw, 1986).....	55
Figura 2.22 - Possíveis direções de aplicação de fluido de corte (Machado & Silva, 1999).....	60
Figura 2.23 - Vida da ferramenta na usinagem do material Ti6Al4V (Machado & Wallbank, 1997).....	61
Figura 2.24 - Exemplos de formas de cavaco produzidas quando se usina Inconel 901 com jato de alta pressão (H.P.) e convencional (C. W.) para diferentes avanços (Ezugwu, 2004).....	63
Figura 2.25 Aplicação de jato de fluido de corte (Kaminski & Alvelid, 2000)....	64
Figura 2.26 - Temperatura em função da velocidade de corte para várias pressões de jatos d'água (Kaminski & Alvelid, 2000).....	65
Figura 2.27 - Orifício feito na ferramenta, (Wertheim et al., 1997).....	66
Figura 2.28 - Desgaste de flanco e cratera (Wertheim et al., 1997).....	67
Figura 2.29 - Temperatura da ferramenta em diferentes tipos de aplicação de fluido de corte (Nalon, 2004).....	71
Figura 2.30 - Tempo de usinagem em diferentes tipos de aplicação de fluido de corte (Nalon, 2004).....	72
Figura 2.31 - Planos no sistema da ferramenta na mão conforme NBR 6163/80...	73
Figura 3.1 - Esquema ilustrativo geral do experimento.....	74

Figura 3.2 - Corpo de prova utilizado nos ensaios (medidas em mm).....	77
Figura 3.3 - Pastilha com furo para colocação do termopar (medidas em mm)...	82
Figura 3.4 - Curva de calibração do termopar implantado.....	83
Figura 3.5 - Ilustração dos tipos de aplicação de fluido de corte ensaiados.....	84
Figura 3.6 - Projeto do dispositivo de posicionamento dos bicos injetores e de medição de força.....	87
Figura 3.7 - Máquina ferramenta coma proteção e sistema de alta pressão	88
Figura 3.8 - Visão geral do sistema de aquisição de dados de força e temperatura e sistema de controle de velocidade.....	89
Figura 3.9 - Posição 3, jato aplicado entre a peça e o cavaco.....	90
Figura 3.10 - Jato aplicado na posição 2: aplicado de forma atingir a região entre o cavaco e a ferramenta.....	91
Figura 3.11 - Jato aplicado na posição 1: aplicado de forma atingir a região entre a peça e a ferramenta.....	92
Figura 3.12 - Esquema dos experimentos com jato peça – ferramenta.....	96
Figura 3.13 - Esquema dos experimentos com jato cavaco – ferramenta.....	97
Figura 3.14 - Esquema dos experimentos com jato peça – cavaco.....	98
Figura 4.1 - Tempo de usinagem para as aplicações quando o desgaste de flanco (V_B) da ferramenta atinge 0,3 mm.....	100
Figura 4.2 - Esquema dos experimentos para o estudo da posição do eixo do jato com relação à superfície de folga da ferramenta.....	102
Figura 4.3 - Componentes das forças de corte, avanço e profundidade, quando se direciona o eixo do jato para a ponta da ferramenta (1 ^a .Exp.) e para a superfície de folga (2 ^a .Exp).....	103
Figura 4.4 - Força de usinagem quando se direciona o eixo do jato para a ponta da ferramenta (1 ^a .Exp.) e para a superfície de folga (2 ^a .Exp).....	104
Figura 4.5 - Gráfico ilustra o desgaste de flanco X tempo de usinagem quando se direciona o eixo do jato para a ponta da ferramenta (1 ^a . Esp.) e para a superfície de folga (2 ^a . Exp)	105
Figura 4.6 - Esquema que ilustra os experimentos referentes à divisão do fluxo	

de fluido de corte pelas arestas de corte da ferramenta	107
Figura 4.7 - Componentes da força de usinagem (corte, avanço e profundidade) quando se divide o jato entre a aresta principal e aresta secundária de corte.....	109
Figura 4.8 - Efeito da divisão do fluxo do jato entre a aresta primária e aresta secundária de corte na força de usinagem.....	110
Figura 4.9 - Desgaste de flanco quando se divide o jato entre a aresta principal e aresta secundária de corte	111
Figura 4.10 - Esquema que ilustra os experimentos 4, 5 e 6 do jato peça-ferramenta	114
Figura 4.11 - Componentes da força de usinagem (corte, avanço e profundidade) X tempo de usinagem em função da variação do ângulo B do jato peça-ferramenta.....	116
Figura 4.12 Força de usinagem em função da mudança do ângulo do jato peça-ferramenta.....	117
Figura 4.13 - Desgastes de flanco X tempo de usinagem quando se varia o ângulo do jato peça-ferramenta 4 ^a exp. B=0°; 5 ^a exp. B=11°; 6 ^a exp. B=30°	119
Figura 4.14 - Cavacos obtidos nos primeiros passes dos experimentos com jato peça-ferramenta.....	120
Figura 4.15 - Rugosidades obtidas nos experimentos com jato peça-ferramenta ..	123
Figura 4.16 - Fotografias das ferramentas do 4 ^o experimento onde se observa a formação de arestas postiças de corte	124
Figura 4.17 Fotografias das ferramentas do 5 ^o experimento onde se observa a formação de arestas postiças de corte.....	125
Figura 4.18 - Fotografias das ferramentas do 5 ^o experimento onde se observa a formação de arestas postiças de corte	126
Figura 4.19 Esquema que ilustra os experimentos 1 e 1A do jato cavaco-ferramenta.....	129
Figura 4.20 - Componentes das forças de usinagem (corte, avanço e	

profundidade) quando se direciona o jato peça-ferramenta para a ponta da ferramenta (Ens.1) e para a superfície de saída (Ens. 1A) .	131
Figura 4.21 - Forças de usinagem quando se direciona o jato peça-ferramenta para a ponta da ferramenta (Ens.1) e deslocado em 1 mm para a superfície de saída (Ens.1A).....	132
Figura 4.22 - Desgastes de flanco X tempo de usinagem quando se direciona o jato para a ponta da ferramenta (Ens.1) e para a superfície de saída (Ens. 1A).....	134
Figura 4.23 - Fotos da superfície de saída da ferramenta destacando a área de contato entre o cavaco e ferramenta.....	136
Figura 4.24 - Esquema que ilustra os experimentos do jato cavaco-ferramenta.....	138
Figura 4.25- Forças de corte, avanço e profundidade quando se varia o ângulo C do jato cavaco-ferramenta	140
Figura 4.26 - Força de usinagem quando se varia o ângulo C do jato cavaco- ferramenta	141
Figura 4.27 - Desgastes de flanco X tempo de usinagem quando se varia o ângulo do jato cavaco-ferramenta	142
Figura 4.28 - Fotos das ferramentas nos primeiros passes de cada experimento onde é possível se perceber a mudança da área de contato entre o cavaco e a ferramenta.....	144
Figura 4.29 - Cavacos obtidos nos primeiros passes dos experimentos com jato cavaco -ferramenta.....	145
Figura 4.30 - Rugosidade obtida nos experimentos com jato cavaco -ferramenta.	146
Figura 4.31 - Ilustra a composição da imagem ponta da ferramenta em que se estuda a posição do jato cavaco-ferramenta com relação à posição de saída do cavaco para jato cavaco-ferramenta do ensaio 1A.....	148
Figura 4.32 - Ilustra o esquema dos experimentos com jato peça-cavaco.....	150
Figura 4.33 - Tempo de usinagem para as aplicações quando o desgaste de flanco (VB_B) da ferramenta atinge 0,3 mm para os ensaios com jato peça-cavaco.....	151
Figura 4.34 - Forças de corte, avanço e profundidade quando se modifica o	

ângulo E do jato peça-cavaco	154
Figura 4.35 - Forças de usinagem quando se modifica o ângulo E do jato peça-cavaco	155
Figura 4.36 - Desgaste de flanco X tempo de usinagem quando se modifica o ângulo E do jato peça-cavaco	156
Figura 4.37 - Fotografias dos cavacos obtidos nos primeiros passes dos experimentos com jato cavaco-ferramenta	159
Figura 4.38 - Ilustra a alteração dos tipos dos cavacos obtidos durante os ensaios com jato peça-cavaco: ens2. E=10; F=41.....	161
Figura 4.39 - Ilustra a rugosidade obtida nos ensaios com jato peça-cavaco.....	162
Figura 4.40 - Vida da ferramenta em função do tempo de corte mostrando linha de tendência	163
Figura 4.41 - Aspecto das regiões da ponta da ferramenta e da superfície de saída, no instante em que o critério de desgaste de flanco foi atingido, ou ultrapassado ($V_B = 0,3$ mm), para as melhores condições de cada jato. Jato1: peça ferramenta; Jato 2: cavaco-ferramenta; jato3:peça-cavaco.....	167
Figura 4.42 - Temperatura relativa de corte em função do tempo para as melhores condições de cada jato.....	169
Figura 4.43 - Rugosidade das peças usinadas nas condições mais favorável de cada posição do jato.....	170
Figura 4.44 - Força de usinagem nas condições mais favorável de cada posição do jato.....	172
Figura 4.45 - Cavacos gerados pelas aplicações: (a) jato peça-ferramenta, (b) jato cavaco-ferramenta e (c) peça-cavaco.....	174
Figura 4.46 - Tempo de usinagem para as aplicações quando o desgaste de flanco (V_B) da ferramenta atinge 0,3 mm.....	177
Figura 4.47 - Força de usinagem nas condições mais favorável de cada posição do jato e jatos simultâneos.....	178
Figura 4.48 - Ilustra o aspecto das regiões da ponta da ferramenta e da superfície de saída, no instante em que o critério de desgaste de flanco foi	

atingido, ou ultrapassado ($V_B = 0,3$ mm), para as melhores condições de cada jato e jatos simultâneos.....	179
Figura 4.49 - Cavacos gerados pelas aplicações: (a) 3 jatos simultâneos; (b) 2 jatos simultâneos pç-ferr+ cav-ferr , (c) jato cav-ferr+pç-cav.....	181
Figura 4.50 - Temperatura relativa de corte em função do tempo para as melhores condições de cada jato.....	184
Figura 4.51 - Rugosidade das peças usinadas nas condições mais favorável de cada posição do jato e jatos simultâneos.....	187

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 - Composição química do aço VV 56 (% - massa)	76
Tabela 3.2 - Propriedades mecânicas do aço VV 56.....	76
Tabela 3.3 - Condições de usinagem realizada nos ensaios preliminares.....	79
Tabela 4.1 - Vazão média dos jatos por bico de injeção.....	182

LISTA DE ABREVIATURAS

APC	- aresta postiça de corte
CBN	- nitreto cúbico de boro
EP	- elementos de extrema pressão
MQFC	- mínima quantidade de fluido de corte

LISTA DE SÍMBOLOS

ap	- profundidade de corte	[mm]
b	- largura de corte	[mm]
f	- avanço da ferramenta	[mm/volta]
Fa	- força de avanço	[N]
Fat	- força de atrito	[N]
Fc	- força de corte	[N]
Fp	- força de profundidade	[N]
h	- espessura calculada do cavaco (indeformado)	[mm]
h'	- espessura do cavaco (deformado)	[mm]
KT	- profundidade de cratera	[mm]
Ra	- parâmetro de rugosidade	[μm]
VB_B	- desgaste de flanco médio	[mm]
VB_{Bmax}	- desgaste de flanco máximo	[mm]
VB_N	- desgaste de entalhe	[mm]
Vc	- velocidade de corte	[m/min]
Vcav	- velocidade do cavaco	[m/min]
μ	- energia total	[J/mm ³]
μ_A	- energia superficial	[J/mm ³]
μ_{at}	- coeficiente de atrito	
μ_F	- energia de atrito ou fricção	[J/mm ³]
μ_M	- energia associada ao momento	[J/mm ³]
Us	- energia de cisalhamento, no plano de cisalhamento	[J/mm ³]
ϕ	- ângulo de cisalhamento do plano primário	[°]
σ	- tensão de normal	[MPa]
τ	- tensão de cisalhamento	[MPa]

RESUMO

Neste trabalho estudou-se o comportamento da operação de torneamento do aço ISO 683-XV-8, que é considerado um aço de difícil usinagem, empregando pastilha de metal duro revestida com a aplicação de fluido de corte sob alta pressão nas três principais regiões geradoras de calor: interface cavaco-ferramenta, zona de cisalhamento primária e zona de contato ferramenta-peça. Para isso, foi projetado e montado num torno convencional um sistema de aplicação de jatos de fluido de corte sob alta velocidade e pressão que pudesse aplicar o jato de forma individual e simultânea. O sistema é consistido de uma bomba de êmbolos de baixo custo, de um sistema de controle de vazão e pressão do fluido e de um dispositivo capaz de controlar a variação dos ângulos de aplicação dos jatos. O objetivo foi o de melhorar o desempenho dos jatos de alta pressão, em cada posição de aplicação, controlando as posições e os ângulos de aplicação do fluido. O desempenho de cada posição de aplicação dos jatos foi medido em termos da vida das ferramentas, das forças de usinagem, da temperatura gerada pelo corte, do desgaste e da rugosidade da ferramenta, além da análise da forma do cavaco produzido. De maneira geral os resultados mostram que as aplicações individuais com o jato à alta pressão jactado na interface cavaco-ferramenta apresentaram os melhores resultados, seguidos do jato peça-ferramenta e jato peça-cavaco respectivamente, chegando a aumentar a vida da ferramenta em até 152 %, quando comparada com a aplicação convencional da máquina ferramenta. Com jatos simultâneos constatou-se que existe uma sinergia maior entre os jatos cavaco-ferramenta e peça-ferramenta do que entre os jatos cavaco-ferramenta e peça-cavaco.

ABSTRACT

In this work it was studied the behavior of the turning operation of ISO 683-XV-8, a difficult to machine steel, using coated sintered carbide insert, under high pressure application of the cutting fluid in the three main heat generating areas: interface chip-tool; primary zone of shear; and area of tool-workpiece contact. For that, a system of cutting fluid application of jets under high-speed and high-pressure, that can be applied in an individual and simultaneous way was designed and mounted in a conventional lathe. The system consists of a low cost piston pump, a control system of the flow and pressure of the fluid flow and a device capable to control the variation of the jets application angles. The objective was to improve the performance of the high-pressure jets, in each application position, controlling the positions and the angles of application of the fluid. The performance of each application position of the jets was measured, in terms of tool life, cutting force components, relative temperature of the tool, tool wear and workpiece surface roughness, as well as the analysis of the shape of the generated chips. In general, the results show that individual applications with high pressure jet directed on to chip-tool interface presented the best results, followed by the jet pointed to the work piece-tool and work piece-chip. The tool life increased 152% when compared with the conventional fluid application. With simultaneous jets it was verified that a larger synergy exists between the chip-tool jets and workpiece-tool jets than between the chip-tool jets and workpiece-chip jets.

1. INTRODUÇÃO

O avanço tecnológico na área de materiais tem possibilitado a obtenção de novos aços ligados com propriedades otimizadas como alta resistência mecânica, tenacidade e resistência ao desgaste. O desenvolvimento dos materiais para ferramentas, além de máquinas ferramentas mais rígidas e com maior velocidade, possibilitou o torneamento de aços endurecidos e em alguns casos tem substituído com vantagens o processo de retificação (LIMA et al., 1996). Porém o uso crescente de aços de alta resistência nas indústrias resulta também na diminuição da vida da ferramenta.

Sabe-se que as três principais zonas de geração de calor na região de corte são: a área de contato entre a ferramenta e o cavaco; a área de contato entre a peça e a ferramenta; e o plano de cisalhamento primário, onde ocorre a mais intensa deformação plástica do material envolvendo a formação de cavaco.

Segundo Kovacevic (1995), a maior parte da energia consumida na usinagem está concentrada na remoção e formação de cavaco. Quanto maior o consumo de energia maior é a força de atrito e a temperatura na região da interface cavaco/ferramenta. O processo de usinagem pode ser mais eficiente em termos de aumento da vida da ferramenta e melhora do acabamento superficial se as condições na região da interface cavaco/ferramenta forem controladas.

Ainda segundo Kovacevic (1995), a remoção de calor na usinagem é o melhor modo para manter a taxa de desgaste sob controle, conseguido pela utilização de fluido de corte que atua na remoção de calor e, em menor parte, na

lubrificação da interface cavaco/ferramenta através da redução do atrito nesta região.

Importantes autores, como Cook (1973) e Shaw (1986), apontam não apenas um tipo de mecanismo de desgaste da ferramenta de corte, mas vários deles ocorrendo ao mesmo tempo, o que dificulta a análise. No entanto, os autores concordam que um tipo de mecanismo quase sempre se destaca, prevalecendo sobre os demais. Como consequência de seus experimentos, Cook (1973) chega a afirmar categoricamente que os desgastes da ferramenta de corte, tanto de cratera quanto de flanco, são devidos às altas temperaturas geradas na região de corte, e não às tensões sobre a ferramenta ou a sua dureza. Portanto, é claro que condições de usinagem que favorecem o aumento da temperatura da ferramenta, como altas velocidades de corte, produzem consequências sobre o desgaste da ferramenta.

Autores como Seah et al. (1995) e Li (1996a, 1996b), relatam que a vazão e a direção da aplicação do fluido de corte podem determinar a eficiência das funções de refrigeração e redução de atrito. A maneira mais comum de aplicação do fluido de corte é a convencional, por inundação (ou abundância), atuando nas “costas do cavaco”. Entretanto, constata-se que este método não permite que o fluido de corte alcance eficientemente as regiões de maior aquecimento, tal como a ponta da ferramenta, além da tendência natural do cavaco em movimento expulsar o fluido da região de corte reduzindo sua ação lubrificante.

Com o intuito de aumentar o desempenho das condições de refrigeração na usinagem, Pigott & Colwell (1952) foram os primeiros a aplicar o fluido de corte sob altas pressões, de aproximadamente 2,75 MPa, entre o cavaco e a ferramenta de corte. Como resultado, os autores relatam um grande aumento da

vida da ferramenta, de 7 a 8 vezes, além da melhora do acabamento superficial da peça.

Neste contexto, Machado & Wallbank (1994) também empregaram o fluido de corte à alta pressão dirigido especificamente entre o cavaco e a ferramenta, obtendo com esse procedimento resultados satisfatórios principalmente em relação ao desgaste de cratera e à minimização da formação da aresta postiça de corte, uma vez que o jato de fluido atua, segundo os autores, como um quebra cavaco além de reduzir o atrito na superfície de saída da ferramenta e atingir locais mais próximos do raio de ponta da ferramenta.

De maneira análoga, Seah et al. (1995) usaram fluido de corte em forma de jato dirigido especificamente na região entre o cavaco e a peça, nas “costas do cavaco”, a fim de remover o calor gerado no plano de cisalhamento primário, mas neste caso não se obtiveram resultados claramente positivos em relação ao método convencional, chegando por fim a concluir que este tipo de refrigeração necessita de estudos adicionais.

Quanto ao jato de fluido de corte aplicado entre a peça e a superfície de folga da ferramenta não se tem informações precisas de seu efeito na literatura, mas Shaw (1986) sugere que o fluido de corte incidindo especificamente na região desgastada da ferramenta entre a superfície de folga e a peça, pode minimizar o desgaste da ferramenta.

Sanchez et al. (2002) fizeram um estudo comparando a vida da ferramenta entre as formas de aplicação do fluido de corte, Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL), abundante e jato de alta pressão (2,94 Mpa) nas três principais regiões geradoras de calor: interface cavaco-ferramenta; nas costas do cavaco (entre

a peça e o cavaco); e no contato peça-ferramenta. Nesses experimentos foi constatado que o modo de aplicação com menor vazão de fluido, como o MQF, mostrou-se vantajoso sobre o método abundante, porém inferiores aos de aplicação com jatos dirigidos com alta pressão. Quanto à posição das aplicações dos fluidos em relação às regiões geradoras de calor, o jato dirigido na interface do cavaco e ferramenta resultou em redução da temperatura e da velocidade de desgaste da ferramenta bastante significativos em relação aos demais métodos de aplicação de fluido de corte.

1.1. Objetivos

Uma vez que o método de aplicação de fluido de corte com jato de alta pressão apresentou melhores resultados, neste trabalho buscou-se avançar na linha de pesquisa de Sanchez et al. (2002), estudando os efeitos da aplicação de fluido de corte sob alta pressão no processo de torneamento do aço ISO 683-XV-8, considerado um aço de difícil usinagem, empregando-se pastilha de metal duro revestido. O objetivo é otimizar as condições dos jatos aplicados individualmente e simultaneamente, tomando como base a variação dos ângulos de aplicação, de tal forma que resulte em maior vida da ferramenta.

A aplicação se deu direcionando jatos sólidos de fluido de corte de forma independente e também simultânea nas três principais regiões geradoras de calor: zona da interface cavaco-ferramenta, zona de cisalhamento primária e zona do contato ferramenta-peça. Para cada posição de aplicação, variou-se o ângulo de aplicação dos jatos, a fim de analisar os efeitos da mudança da direção e do

posicionamento de cada jato na vida da ferramenta. As variáveis analisadas foram o desgaste de flanco da ferramenta de corte, a rugosidade aritmética dos corpos de prova, as componentes da força de usinagem, a temperatura da ferramenta de corte, e a forma dos cavacos gerados.

1.2. Estrutura do trabalho

Estruturou-se a dissertação em capítulos cujos conteúdos são descritos da seguinte forma: O capítulo 2 refere-se a revisão bibliográfica, enfocando principalmente os fenômenos que ocorrem na interface cavaco-ferramenta e suas conseqüências sobre as variáveis de saída da usinagem, como: desgaste de ferramenta, forças de usinagem, temperaturas, rugosidade. No capítulo 3 são descritos as montagens executadas para os ensaios, os equipamentos utilizados e os procedimentos experimentais. No capítulo 4 são apresentados os resultados obtidos e as discussões e são feitas sugestões para trabalhos futuros. No capítulo 5 são dadas as conclusões do trabalho.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Importantes pesquisadores como Shaw (1986) e Trent (1984) no exterior e Ferraresi (1970) no Brasil afirmam que o entendimento do processo de usinagem passa obrigatoriamente pela análise minuciosa dos fenômenos presentes na chamada interface cavaco-ferramenta. O entendimento dos fenômenos envolve conceitos de áreas do conhecimento como termodinâmica e transferência de calor, princípios de metalurgia, fundamentos de lubrificação e tribologia, que são empregados na solução de problemas e otimização do processo. Por esta razão, neste capítulo, são apresentados de maneira geral os principais conceitos que cercam o processo de usinagem, particularmente os que se referem aos mecanismos de formação do cavaco, força de usinagem, desgaste da ferramenta de corte e fluido de corte.

2.1. Mecanismos de formação do cavaco.

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

A formação do cavaco pode ser resumidamente descrita na seguinte seqüência: uma porção de material, ainda solidária à peça, é recalcada contra a superfície de saída da ferramenta e começa a sofrer deformações elásticas

progressivamente crescentes até que o material atinge o limite de escoamento deformando-se plasticamente; as deformações plásticas prosseguem até que as tensões no material ultrapassem os seus limite de resistência iniciando, então, um deslizamento entre a porção de material recalcada e a peça. A zona (A) onde ocorrem estas tensões é simplificada por um plano, denominado plano de cisalhamento primário. Continuando o movimento relativo entre a peça e a ferramenta, haverá uma ruptura (cisalhamento) parcial ou total do cavaco através da propagação de uma trinca ao longo do plano de cisalhamento, iniciando-se no contato do material da peça com a ponta da ferramenta. A extensão da propagação da trinca que depende principalmente da ductilidade (ou fragilidade) do material da peça, vai determinar a classe do cavaco, isto é, contínuo ou de ruptura. Se a trinca alcançar as costas do cavaco (superfície superior) haverá a separação de lamelas e o cavaco será descontínuo. Continuando o movimento, o cavaco já deformado plasticamente passa pela superfície de saída da ferramenta definindo-se nesta região de contato uma zona de cisalhamento secundária (B).

É fácil notar que adjacente ao volume de material recalcado contra a superfície de saída da ferramenta e transformado em cavaco existe outro volume de material similar, e subsequente a este existe outro, e assim sucessivamente.

Conforme descrito, a formação do cavaco é um processo cíclico, com cada ciclo dividido em quatro etapas distintas: recalque (deformação elástica); deformação plástica; ruptura (cisalhamento); e escorregamento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta. Cada volume da material que passar por um ciclo, formará uma lamela de cavaco.

Durante o ciclo de formação do cavaco, a etapa de deformação plástica acontece por um período, o que define uma zona de cisalhamento primária, conforme mostra o esquema da figura 2.1. Ainda, h é a espessura de corte, ou espessura calculada do cavaco (indeformado), h' é a espessura do cavaco (deformado), V_C a velocidade de corte, V_{CAV} a velocidade do cavaco, ϕ o ângulo de cisalhamento do plano primário e B a região de contato da peça-ferramenta.

Verifica-se experimentalmente, que a espessura do cavaco, h' , é maior que a espessura do material a ser removido, h (espessura de corte), e o comprimento do cavaco correspondente é, por conseguinte, mais curto. Da mesma maneira a velocidade de saída do cavaco, V_{CAV} , é menor que a velocidade de corte, V_C .

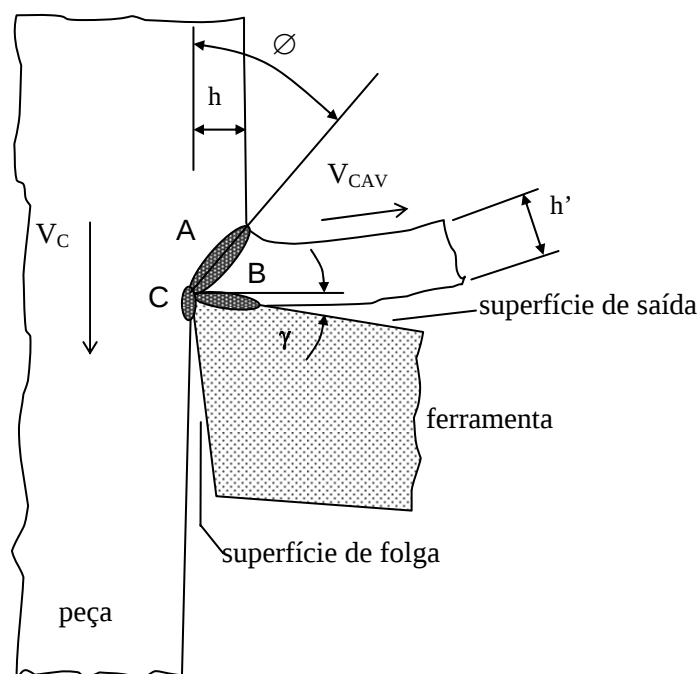


Figura 2.1 - Região da interface cavaco-ferramenta-peça (adaptado de Ferraresi, 1977).

O grau de recalque, R_c , é definido pela relação (Ferraresi, 1977):

$$R_c = \frac{h'}{h} = \frac{V_c}{V_{cav}} \quad (2.1)$$

onde V_c é a velocidade da ferramenta e V_{cav} a velocidade do cavaco.

O ângulo de cisalhamento Φ pode ser determinado pela medição direta da espessura do cavaco, h' , assim:

$$\operatorname{tg} \phi = \frac{\cos \gamma_n}{R_c - \operatorname{sen} \gamma_n} \quad (2.2)$$

onde γ_n é o ângulo de saída normal.

O valor do grau de recalque, R_c , e, portanto do ângulo de cisalhamento, Φ , é uma boa indicação da quantidade de deformação da zona de cisalhamento primária (região A). Pequenos valores de Φ (altos valores de R_c) significam grande quantidade de deformação no plano de cisalhamento primário, e vice-versa. As condições da interface cavaco-ferramenta exercem papel importante no processo, influenciando diretamente o valor do ângulo Φ . Nesta interface está localizada a zona de cisalhamento secundária (região B), que oferece resistência ao movimento do cavaco, onde uma grande quantidade de energia é consumida. Grande resistência ao movimento do cavaco gera baixos valores de Φ e aumenta o comprimento da zona de cisalhamento primária (Machado, 1999). Φ e R_c dependem, portanto, das condições da interface cavaco-ferramenta, e isto é função do material da peça, material da ferramenta, condições de corte e do emprego ou não de fluido de corte.

Encontram-se diferentes maneiras de classificar os cavacos, entretanto as mais comuns baseiam-se no tipo e na forma. Uma classificação bastante difundida é a descrita por Ferraresi (1977), Diniz et al. (2000) e Machado & Silva (1999). Quanto ao tipo, o cavaco pode ser:

contínuo. Apresenta-se constituído de lamelas justapostas numa disposição contínua. As lamelas são formadas por grãos cristalinos deformados distinguindo-se em unidades, que pela morfologia lembra uma escama. No cavaco contínuo a disposição entre os grupos lamelares não é tão nítida, pois há apenas um deslizamento destes elementos de cavaco. Segundo Cook et al. (1973), os campos de tração e compressão na ponta da ferramenta determinam o tipo de cavaco contínuo. A solicitação de tração faz nuclear uma trinca no material da peça que se propaga até que um campo de compressão interrompa o seu movimento. Este tipo de cavaco forma-se tipicamente na usinagem de materiais dúcteis sob pequenos e médios avanços e, ainda, com ângulos de saída positivos.

cisalhamento. Apresenta-se formado por lamelas justapostas bem distintas resultantes de cisalhamento, onde a trinca se propaga só até uma parte do plano de cisalhamento primário. Sugere-se que a presença de grande tensão de compressão no plano de cisalhamento primário, um pouco além da ponta da ferramenta, faça com que a trinca não se propague e sugere-se também que a ferramenta perde o contato com o cavaco interrompendo a propagação da trinca (Cook et al., 1973). Em geral forma-se sob grandes avanços e ângulo de saída zero ou negativo.

de ruptura. É constituído de fragmentos arrancados da peça usinada. A superfície de contato entre cavaco e superfície de saída da ferramenta é reduzida, assim como a ação do atrito, o ângulo de saída deve assumir valores baixos, nulos ou negativos. A trinca, neste caso, se propaga por toda a extensão da zona de cisalhamento primária promovendo a fragmentação do cavaco. Este tipo de cavaco forma-se na usinagem de materiais frágeis ou heterogêneos, como o ferro fundido ou latão.

segmentado. Segundo Cook et al. (1973), este tipo de cavaco é formado por bandas altamente deformadas localizadas entre os segmentos caracterizados por pouca deformação. Sua formação decorreria da elevação da temperatura, provocada pelas deformações plásticas, fazendo diminuir a resistência do material. Mesmo que o encruamento do material também ocorra na zona de cisalhamento primário, a diminuição da resistência do material supera o aumento de resistência decorrente do encruamento. De um modo geral, o material é amolecido escoando além da posição original do plano de cisalhamento primário até que uma porção de material mais frio sofra deformação. Como resultado o cavaco apresenta a forma de serra dentada.

Cavacos segmentados também são gerados utilizando ferramentas com ângulo de saída negativo na usinagem de materiais endurecidos. Como o material é frágil, a alta tensão de compressão induz à formação de trincas ao invés da deformação plástica do cavaco. Essa trinca inicia-se na superfície livre e aprofunda-se na direção da ponta da ferramenta, liberando a energia armazenada e servindo como uma superfície deslizante para o segmento de material. Simultaneamente ocorrem aquecimento e deformação plástica do material. Após o segmento de cavaco ter deslizado, a pressão de corte é renovada, dando início ao

aparecimento de uma nova trinca e reiniciando o ciclo. Os segmentos de cavaco assim formados são ligados por uma pequena porção de material a qual foi deformada e aquecida sob alta temperatura, fazendo com que o cavaco seja longo, mas com aparência serrilhada (Matsumoto apud Pedrosa, 2001).

Os cavacos também são classificados quanto à forma, e podem ser:

- cavaco em fita;
- cavaco helicoidal;
- cavaco espiral; e
- cavaco em lascas ou pedaços.

Deve-se considerar que as formas de cavaco acima citadas são para os cavacos do tipo contínuo e de cisalhamento, uma vez que nos casos de cavacos de ruptura e segmentados, estes cavacos são sempre muito pequenos, em geral, em forma de pó.

A norma ISO 3685 (1977) faz uma classificação mais detalhada da forma dos cavacos, onde os cavacos em fita são ainda classificados em longo, curto e emaranhado; os cavacos helicoidais são classificados em tipo tubular, tipo arruela e tipo cônico, ambos também classificados em longo, curto e emaranhado. Os cavacos tipo espiral são classificados em plano e cônico. E os cavacos em lascas são classificados em conectados e soltos.

A alteração da forma do cavaco pode ser feita por diferentes maneiras: colocando um obstáculo no caminho do fluxo do cavaco, o qual é denominado de quebra cavaco; diminuindo os ângulos de saída e/ou inclinação da ferramenta; alterando a velocidade de corte e conseqüentemente a velocidade de saída do cavaco; e modificando avanço e profundidade de corte. Isso é promovido a

fim de conseguir que o cavaco se quebre evitando a formação de cavacos em forma de fita, que trazem vários transtornos: pode enrolar-se na peça e danificar o acabamento e provocar a quebra da ferramenta; torna-se de difícil manuseio com necessidade de um volume maior para armazenamento; e pode atingir o operador provocando sérios ferimentos. Entretanto, as mudanças das condições de usinagem com o fim específico de se obter uma forma adequada do cavaco ficam limitadas, pois estas condições são fixadas levando-se em consideração requisitos técnicos e econômicos do processo (Diniz et al., 1999).

2.1.1 Interface cavaco-ferramenta-peça

Todos os estudos a respeito da estimativa do consumo de energia no processo de usinagem concentram-se na interface cavaco-ferramenta-peça e, mais especificamente, nas três regiões (A, B e C) mostradas na Figura 2.1. O detalhamento de cada parcela de energia consumida na operação de corte é importante uma vez que acaba influenciando, além do mecanismo de formação do cavaco, no calor gerado durante o corte, no desgaste da ferramenta e na força de usinagem.

A energia total consumida na operação, por unidade de tempo, é dada por:

$$U = F_C \ V_C \quad (2.3)$$

onde F_C é a força de corte. A energia total, por unidade de volume de material removido, pode ser dada por:

$$u = \frac{U}{V_C a_p f} = \frac{F_C}{a_p f} \quad (2.4)$$

sendo: a_p e f são a profundidade e a largura de corte, respectivamente.

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

- energia de cisalhamento (u_S) no plano de cisalhamento;
- energia de atrito (ou fricção u_F) na face da ferramenta;
- energia superficial (u_A) devido à geração de uma nova área superficial no corte do material,e;
- energia associada ao “momento” (u_M) do material, que muda de direção continuamente ao passar pelo plano de cisalhamento primário.

Autores como Ferraresi (1977) e Machado & Silva (1999), dividem a energia total em maior número de parcelas. No entanto, todos eles desprezam as parcelas muito pequenas havendo uma convergência, entre todos os autores, para duas parcelas mais relevantes, cuja soma aproxima-se da energia total: a energia de cisalhamento e a energia de atrito ($u = u_S + u_F$).

Em relação ao atrito, é muito comum tratar as forças envolvidas no contato entre o material da peça e a ferramenta como um problema clássico de atrito, considerado tal qual o enunciado da lei de Amonton e Coulomb. Segundo este conceito, a força (F) necessária para iniciar ou manter um corpo sólido em movimento sobre uma superfície é proporcional à força normal à interface de escorregamento ($\mu a_t = F/N$), onde o coeficiente de atrito (μa_t) independe da área. Entretanto, as altas tensões de compressão, deformação plástica, afinidades

químicas entre os materiais e o intenso calor produzido na interface cavaco-ferramenta torna essa situação especial, não contemplada pela lei de Amonton e Coulomb (Trent, 1984)

Uma das teorias mais aceita atualmente é defendida por Trent (1984), que considera a existência de uma zona de aderência entre o cavaco e a ferramenta e, logo após esta, uma zona de escorregamento. A Figura 2.2 mostra esquematicamente estas duas zonas na superfície de saída da ferramenta. A extensão BC representa a zona aderente, enquanto CD a zona de escorregamento.

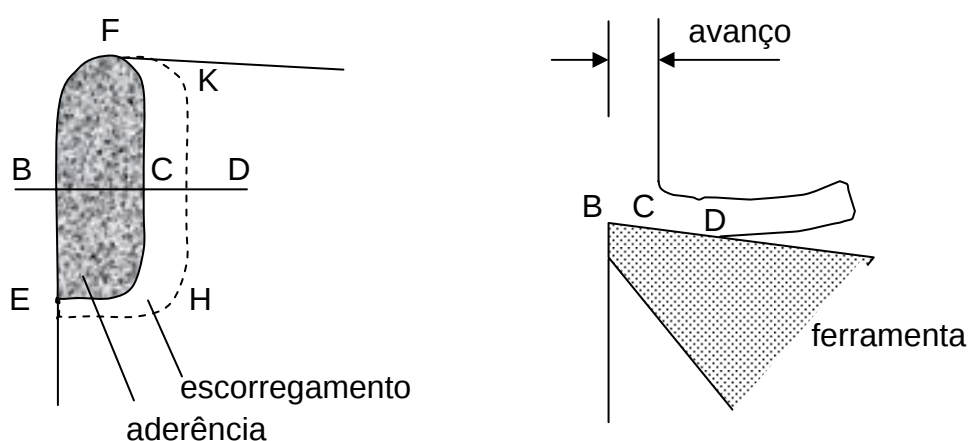


Figura 2.2 – Zonas de aderência e escorregamento (Trent, 1984).

Trent (1963) observou, através de análises micrográficas da raiz do cavaco (feitas por interrupção brusca do corte), a existência de uma porção de forte interação entre o cavaco e a ferramenta caracterizando a zona de aderência. Nesta região, percebe-se que o movimento do cavaco não ocorre na interface com a ferramenta, mas sim numa zona de cisalhamento intenso no interior do material do cavaco, chamada de zona de fluxo. Dentro desta zona, adjacente à interface, existe

um gradiente de velocidades. A camada de material em contato com a ferramenta é estacionária, enquanto que as velocidades crescem progressivamente em direção ao interior do cavaco, até alcançar o mesmo valor da velocidade do cavaco. Ainda, segundo Trent (1988), a espessura de material da zona de fluxo é da ordem de 10 a 100 μm . A Figura 2.3 mostra a zona de fluxo extraída do livro Modern Metal Cutting (1994).

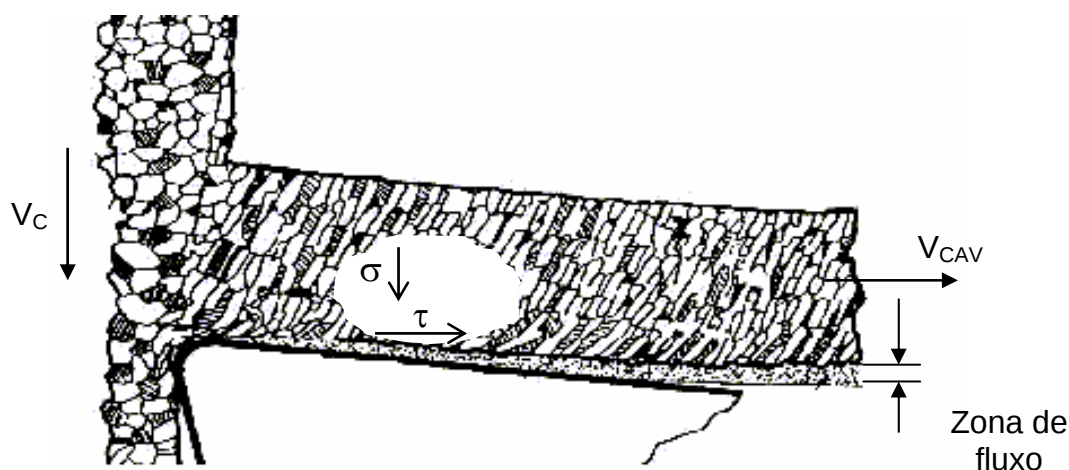


Figura 2.3 - Zona de fluxo no interior do cavaco (Modern Metal Cutting, 1994).

Apesar de não dominar a zona de fluxo, Ferraresi (1977) menciona em sua obra algumas pesquisas como a de Loladse (1954) que propõe um modelo baseado na formação de uma camada plástica na interface cavaco-ferramenta onde a velocidade de escoamento próximo à aresta cortante é sensivelmente inferior à velocidade do cavaco.

Na mesma direção, König *apud* Ferraresi (1977) usa um modelo fluido-dinâmico para descrever as condições de escoamento do cavaco na superfície de saída da ferramenta. Segundo este modelo, um plano (o cavaco) desloca-se paralelamente a uma superfície (a ferramenta) separada por uma camada homogênea e viscosa. Tal camada corresponde à camada plástica, análogo à zona de fluxo de Trent (1963), dentro da qual a velocidade de escoamento varia desde zero até a velocidade do cavaco. Com esta hipótese, tem-se um tempo disponível para ocorrer reações de difusão entre o material da ferramenta e do cavaco maior que o teórico calculado com base na velocidade de saída do cavaco.

Teoricamente, a deformação cisalhante seria infinita na superfície de saída da ferramenta, mas o fluxo laminar é interrompido a poucos micrômetros depois do início da deformação devido à aspereza da superfície da ferramenta. A capacidade de os materiais metálicos suportarem tais níveis de deformações cisalhantes sem se romperem é atribuída às altíssimas tensões de compressão presentes naquela região. Aliás, as tensões de cisalhamento nesta região podem atingir valores superiores a 100 kgf/cm^2 , na usinagem de titânio, os quais são bem maiores do que no plano de cisalhamento primário, da ordem de 2 a 8 kgf/cm^2 (Machado & Silva, 1999).

A zona de escorregamento, situada além dos limites definidos pela zona de aderência, é caracterizada pelo desaparecimento da zona de fluxo. Esta condição ocorre graças a menor interação entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta estabelecendo-se aí a condição de atrito prevista pela lei de Amonton e Coulomb ($\mu = \tau/\sigma = \text{constante}$).

2.2 Temperatura de corte

A importância da temperatura no estudo do corte de metais é conhecida desde o começo do século passado. Em 1907, F. W. Taylor notou a influência da temperatura no desgaste da ferramenta de corte. Altas temperaturas de usinagem afetam significativamente a vida e o desgaste da ferramenta, pode gerar alterações superficiais (trincas, transformações de fase), comprometer as tolerâncias dimensionais do item usinado e a geometria dos componentes (BARROW, 1973).

Vários são os fatores que são afetados pela geração de calor durante a usinagem e devem ser analisados: a questão da geração e a transmissão do calor no conjunto cavaco/peça/ferramenta e a influência das condições de usinagem como velocidade de corte, avanço profundidade, bem como a influência do material da peça e da ferramenta, a refrigeração e o tipo de cavaco.

Na usinagem, praticamente toda a energia mecânica associada com a formação do cavaco se transforma em energia térmica (calor). Segundo Shaw (1986), estima-se que somente de 1 a 3% de todo o calor gerado não seja convertido em energia térmica. As principais fontes geradoras de calor no processo de usinagem estão relacionadas à deformação plástica e ao cisalhamento nas zonas de cisalhamento primário, secundário e ao atrito na zona de contato entre a peça e a superfície de folga da ferramenta, regiões A, B e C respectivamente da Figura 2.1.

Através da figura 2.4, Shaw (1986) mostra a variação da distribuição de energia em função do aumento da velocidade de corte num aço AISI 1113.

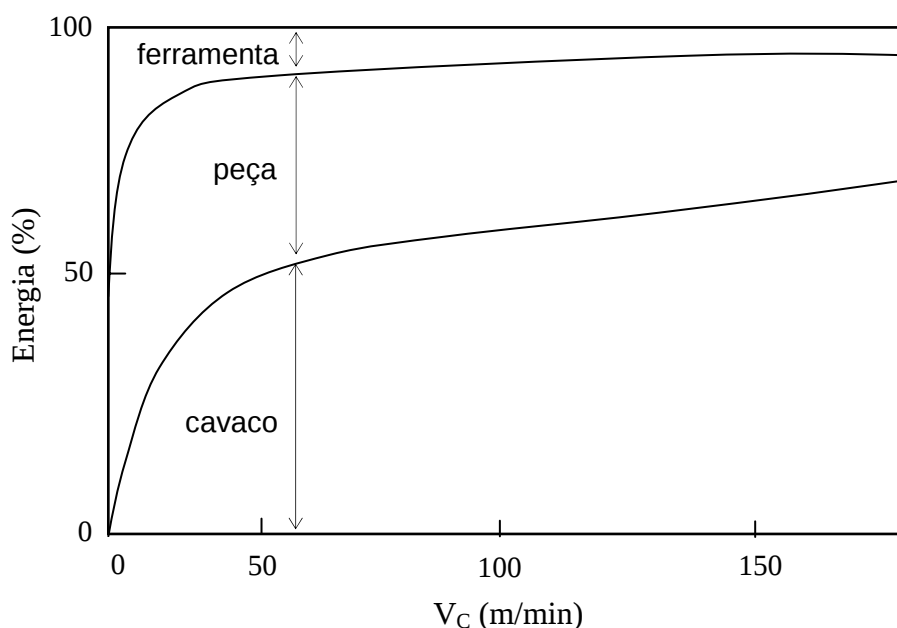


Figura 2.4 – Variação da distribuição de energia com a velocidade de corte (Shaw, 1986).

O calor gerado na zona de cisalhamento secundário é considerado o maior responsável pelas temperaturas da ferramenta de corte. Segundo Trent (1984), essas temperaturas, que alcançam a ordem de 1000 °C aumentam com o aumento da velocidade de corte para todos os tipos de materiais usinados. Apesar do calor transferido à ferramenta representar uma pequena parcela do total do calor gerado (Figura 2.4), a área de contato com o cavaco é reduzida, o que provoca grande aquecimento da ferramenta. Outro fator que influencia na geração de calor é a formação de aresta postiça de corte (APC). Quando ocorre a formação de APC, a zona de fluxo é mais afastada da superfície da ferramenta fazendo com que sua temperatura diminua. Mas com o aumento da velocidade de corte a APC tende a desaparecer, elevando a temperatura da ferramenta.

A contribuição da zona de cisalhamento primária é considerada pequena na elevação da temperatura da ferramenta, uma vez que a maior parte do

calor é dissipada pelo cavaco e uma fração menor é conduzida para a peça, porém pode ser o suficiente para causar problemas de desvio dimensional da peça usinada. Shaw (1986) aponta que quanto melhor condutor de calor for o material da peça, mais calor será dissipado por ela, o que significa que o calor gerado pelo processo é rapidamente retirado da região de corte para a peça.

Exemplos da influência da condutividade térmica do material da peça podem ser vistos nos resultados da experiência de O'Sullivan & Cotterel (2001) ao usinar peças de alumínio, concluiu-se que, como o alumínio possui maior condutividade térmica, o processo de usinagem apresentou menores temperaturas de corte e maiores temperaturas na peça quando comparado com processos com materiais de menor condutividade térmica. Como consequência a maior condutividade térmica da peça contribui para a diminuição da temperatura na região da aresta de corte, e, por conseguinte menor queda de dureza, aumentando assim a vida da ferramenta (Lin et al, 1992; Trent, 1984).

Quanto à zona de contato peça-ferramenta, esta região passa a ter importância significativa no aquecimento da ferramenta quando o seu desgaste de flanco (V_B) alcançar proporções consideráveis. Neste caso, uma zona de cisalhamento secundário poderá ser formada elevando a temperatura na superfície de folga da ferramenta e acelerando ainda mais o desgaste (Trent, 1984).

Relacionando a influência do material usinado (peça) com a temperatura, além da questão da condutividade térmica, Trent (1984) enumerou pelo menos três parâmetros metalúrgicos referentes ao material da peça que influenciam na temperatura da ferramenta: o ponto de fusão do principal elemento químico do material da peça onde, quanto maior o ponto de fusão maior a

temperatura na interface cavaco-ferramenta, para qualquer velocidade de corte; elementos de liga que aumentam a resistência do material da peça aumentam a temperatura de interface para qualquer taxa de remoção; e a presença de elementos que conferem fases de baixa resistência ao cisalhamento na interface, como Mn e grafita, reduz a temperatura.

Da mesma forma que o material da peça, materiais de ferramentas com diferentes condutividades térmicas tendem a sofrer um maior ou menor aquecimento durante a usinagem. Ferramentas cujos materiais têm maior condutividade térmica favorece receber uma quantidade maior de calor proveniente da zona de cisalhamento secundária e da energia gerada do atrito entre cavaco e ferramenta. Com o aumento da temperatura, além do ponto de transformação da estrutura do material, as ferramentas perdem as suas durezas, desgastam-se rapidamente e tornam-se improdutivas (Ferraresi, 1977). Neste sentido Abrão & Aspinwall (1996) observaram, por exemplo, que as temperaturas mais altas foram obtidas quando usaram a pastilha de Arborite®, quando comparada às pastilhas de PCBN (DBC50 e CC650) usinando aço temperado AISI 52100 nas mesmas condições de corte. O Arborite® possui maior condutividade térmica que as pastilhas de PCBN.

Os revestimentos das ferramentas também exercem influência na temperatura de usinagem. Dörr et al (2003) observaram que diferentes tipos de revestimento geram diferentes temperaturas. Para ferramentas sem revestimento, em operação de furação a seco, temperaturas de aproximadamente 900°C foram encontradas na região de corte. Apontam também que qualquer tipo de revestimento reduziu as temperaturas de corte, sendo revestimentos de TiAlBON apresentaram

temperaturas próximas de 527°C e revestimentos de TiAlBr e TiAlN-ZrO₂, apresentaram temperaturas máximas de 378°C e 350°C respectivamente.

Trent (1984) correlacionando os parâmetros conjuntamente dos materiais da peça e ferramenta e relacionando com a temperatura de usinagem, apontam que a afinidade química entre os materiais da ferramenta e da peça também exerce influência importante. De acordo com Trent (1984) dependendo do tipo de material da ferramenta e da peça e da afinidade entre eles, pode ocorrer o fenômeno da difusão, que é um fenômeno microscópico ativado pelas altas temperaturas na zona de corte. Observaram que para um mesmo período de usinagem de um aço ABNT 1045, a temperatura obtida com a cerâmica foi inferior àquela obtida com metal duro, pois as cerâmicas têm menor afinidade química pelos metais não ferrosos. Baixa afinidade química entre os materiais promove menor restrição ao movimento de saída do cavaco e conseqüentemente, menor geração de calor e menores temperaturas.

Estudos realizados por Liu et al (2002), pesquisando a influência da dureza da peça na temperatura de usinagem utilizando ferramentas de PCBN para tornear uma peça de aço GCr15 com durezas variando entre 30 e 64 HR_C, acabaram por perceber, além da dureza, a influência do tipo de cavaco na temperatura de usinagem. Os resultados indicaram um aumento da temperatura com o aumento da dureza do material quando a dureza é menor que 50 HRC. Isto pôde ser explicado pelo fato que quando a dureza do material usinado é menor que 50HRC a forma do cavaco é em fita. Quando é maior que 50 HRC, passa para a forma de cavaco em lascas, o que resulta na redução da temperatura de corte. O motivo apontado pelos pesquisadores foi que com a mudança do tipo de cavado de fita para em lascas

houvera um aumento da seção do cavaco e com isso o calor dissipado por ele é maior.

Com relação aos parâmetros da usinagem os estudos indicam que com o aumento da velocidade de corte, da profundidade e do avanço tem-se elevação da temperatura. Como exemplo pode-se citar os experimentos de Abrão et al. (1996) que usinaram o aço temperado AISI 52100 com ferramentas de nitreto cúbico de boro policristalino (PCBN) de baixa concentração e cerâmica mista. Nos ensaios, percebe-se a influência da velocidade de corte, avanço, profundidade de corte e tempo de corte (desgaste de ferramenta) na temperatura da ferramenta. Os pesquisadores notaram também, ao contrário do que a literatura geralmente aponta, que a profundidade e a velocidade de corte aparentam influenciar mais a temperatura do que o avanço, nestas condições ensaiadas, conforme mostrado na Figura 2.5.

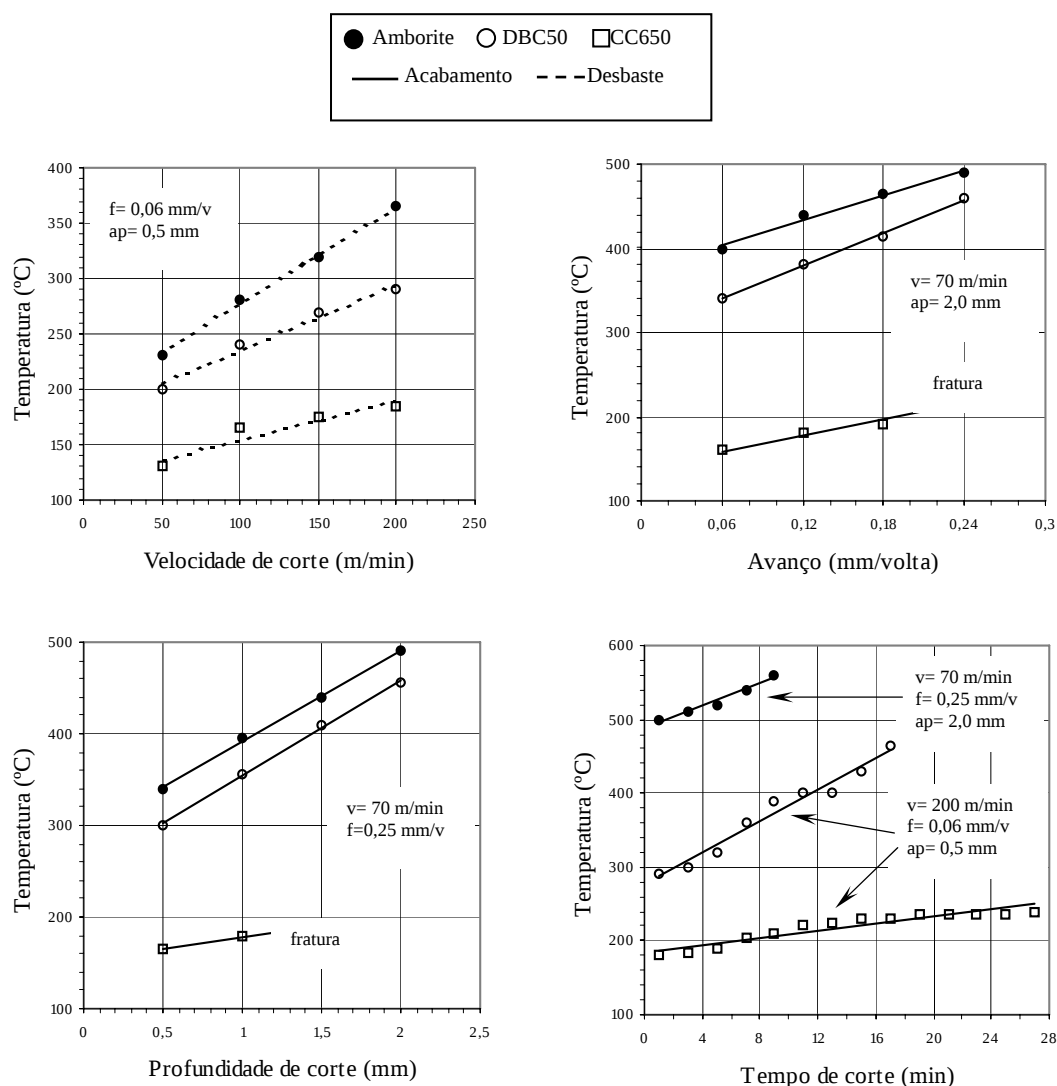


Figura 2.5 – Efeito da velocidade de corte, avanço, profundidade de corte e tempo de corte na temperatura (Abrão et al., 1996).

Os fluidos de corte exercem papel preponderante no controle da temperatura. De maneira geral, pode-se dizer que as principais funções dos fluidos de corte são: a lubrificação em usinagens com baixa velocidade de corte e refrigeração em altas velocidades. E a eficiência do processo de retirada de calor do processo de usinagem pelos fluidos de corte está afeto a vários parâmetros como:

tipo do fluido, posição do jato e parâmetros como posição, vazão e pressão de aplicação do fluido. Neste sentido é possível verificar em Sales et al (2002) a influência do tipo de fluido na temperatura de torneamento, na interface peça-ferramenta, de um aço AISI 8640 com vários tipos de fluidos de corte e também corte a seco. A Figura 2.6 mostra as temperaturas encontradas pelos pesquisadores.

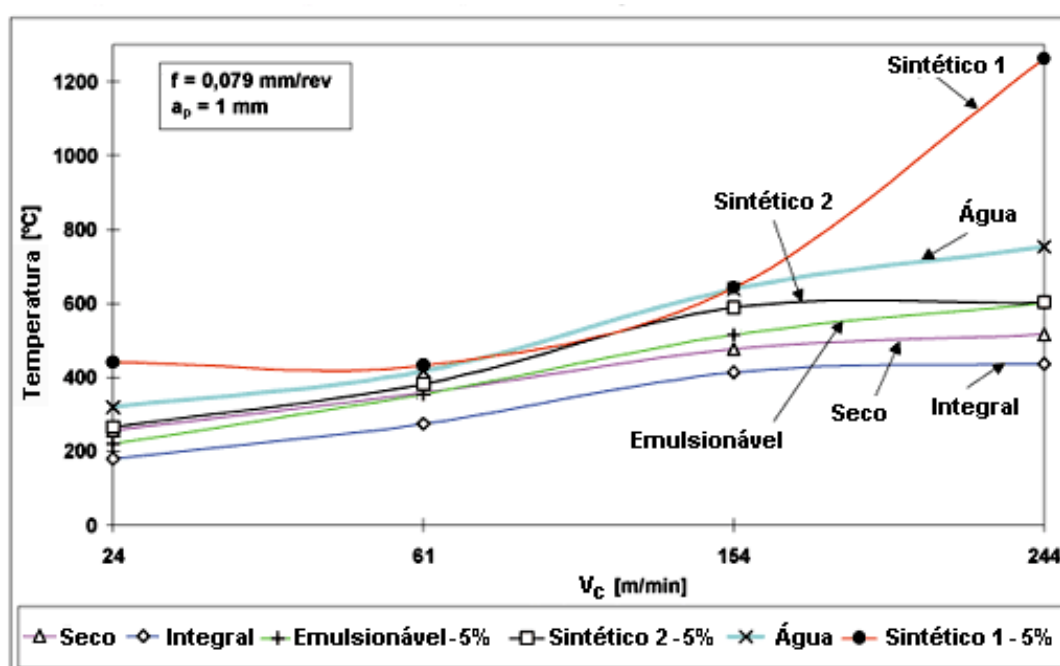


Figura 2.6 - Temperatura na interface cavaco-ferramenta com vários fluidos de corte (Sales et al, 2002).

Conforme se verifica, a temperatura da interface cavaco-ferramenta encontrada no experimento numa ordem crescente, para as maiores velocidades são: óleo puro, seco, emulsão, sintético 2 (poliglicol sem aditivo), água e sintético 1 (poliglicol com aditivo). Observa-se pelo gráfico que os materiais estão na ordem inversa da capacidade de resfriamento dos fluidos de corte.

Vale salientar também que altas temperaturas não são apenas prejudiciais ao processo de usinagem: até um determinado patamar de temperaturas, elas auxiliam o processo de corte dos metais reduzindo a resistência ao cisalhamento do material e conseqüentemente a força e a potência de usinagem, tornando-a mais econômica (Diniz et al, 2001).

2.3 Métodos de medições da temperatura na região de corte

Para a medição da temperatura de corte existem algumas técnicas utilizadas pelos pesquisadores, dentre as quais pode-se citar as principais: medição com termopares – par ferramenta-peça e termopar encravado, medição através da radiação térmica e medição pela metalografia dos metais.

As técnicas da medição de temperatura por meio de termopares permitem registrar a variação da temperatura relativa na região de corte durante o processo de usinagem. Referente à técnica do termopar peça-ferramenta, o método é baseado no fato da peça e a ferramenta serem de materiais diferentes, e essa diferença dos materiais, que possuem diferentes condutividades térmicas, forma um termopar. Durante a usinagem, o calor gerado promove uma elevação local da temperatura, o que gera uma força eletro-motriz (f.e.m.), que é direcionada a uma placa de aquisição de dados que registra a diferença, sendo assim transformada, através de uma calibração, em temperatura da região de corte. A desvantagem desse método é que as combinações geralmente não formam um termopar ideal, não se obtendo coeficiente termoelétrico satisfatório, devendo o sistema ter de ser calibrado por varias faixas de temperatura. E a vantagem é a possibilidade de

monitoramento em tempo real da temperatura do processo de usinagem por intermédio de um sistema de aquisição de dados. Como exemplo deste método, a figura 2.7 ilustra um sistema composto por um amplificador, um conversor de sinais analógico-digital (A/D), um microcomputador e um software de aquisição de dados utilizado por Grzesik (2000).

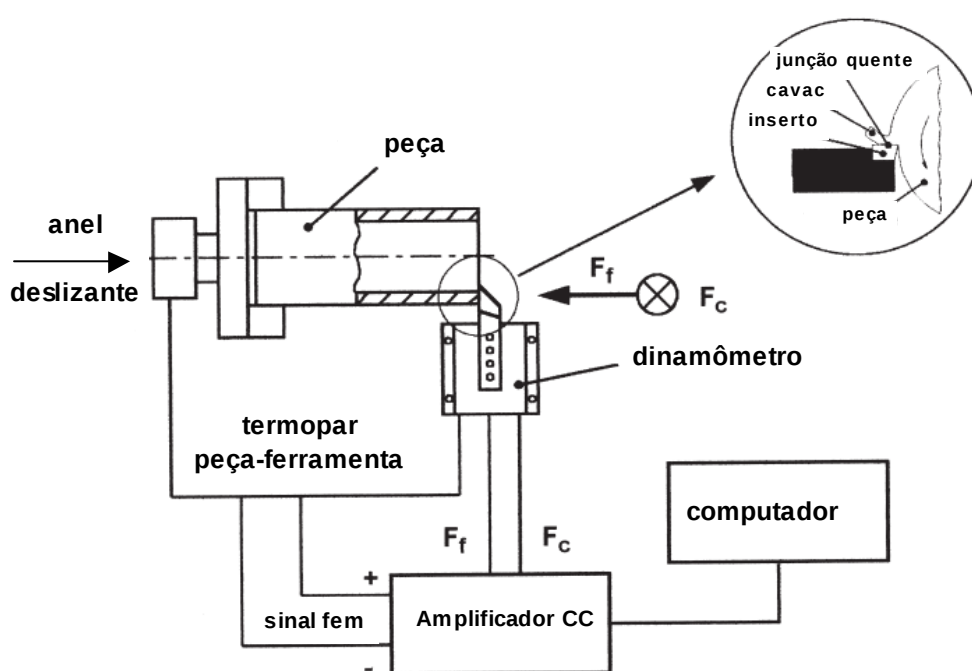


Figura 2.7- Esquema do dispositivo para a medição da temperatura da interface cavaco-ferramenta usando a técnica do termopar peça-ferramenta (Grzesik, 2000).

Na técnica de medição de temperatura por termopar encravado utilizam-se os mesmos conceitos do método do termopar ferramenta-peça, porém são utilizados pares de materiais previamente conhecidos, chamados termo-

elementos, que geram f.e.m termoelétrica. As junções mais comumente utilizadas são:

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

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

Tipo E – Chromel (0% Ni – 10% Cr) / Constantan (55% Cu – 45% Ni);

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

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

Neste método um ou mais termopares podem ser inseridos na ferramenta ou na peça. A leitura da temperatura é feita registrando o valor da f.e.m. medida e convertendo em valores de temperaturas equivalentes por meio dos dados de calibração. Para cada caso, os dados de calibração devem ser obtidos de gráficos de temperaturas em função dos valores de tensões elétricas medidas e se fazer uma regressão linear a fim de se estabelecer as equações das correlações entre as temperaturas e as f.e.m. .

A figura 2.8 ilustra o esquema da calibração para um sistema de medição por termopar proposto por Grezesik (2000).

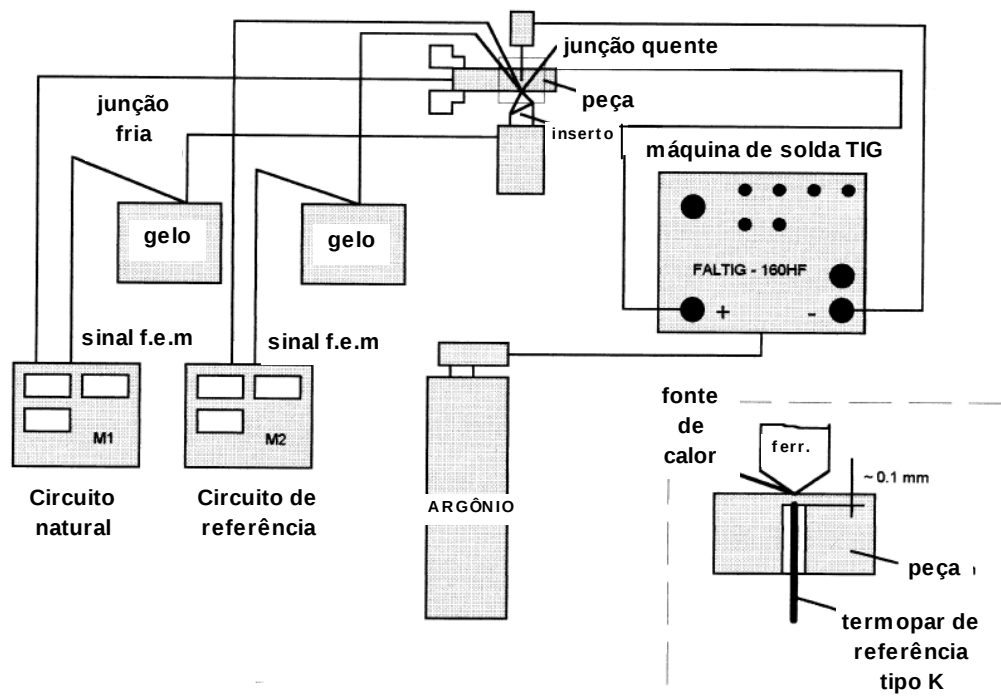


Figura 2.8 – Esquema do sistema de calibração (Grzesik, 2000).

Para o torneamento de aço carbono e aço inox austenítico com ferramentas revestidas, Grzesik (2000) observou, em geral, uma correlação linear entre os valores da f.e.m. do termopar ferramenta-peça e os valores obtidos por meio de um termopar tipo K inserido no ponto onde a pastilha e o cavaco entram em contato. Este fato da linearidade da correlação mostra que esta técnica é interessante para pesquisas onde se medem temperaturas nos processos de usinagem (Grzesik, 2000). A figura 2.9 mostra a correlação linear obtida nos experimentos.

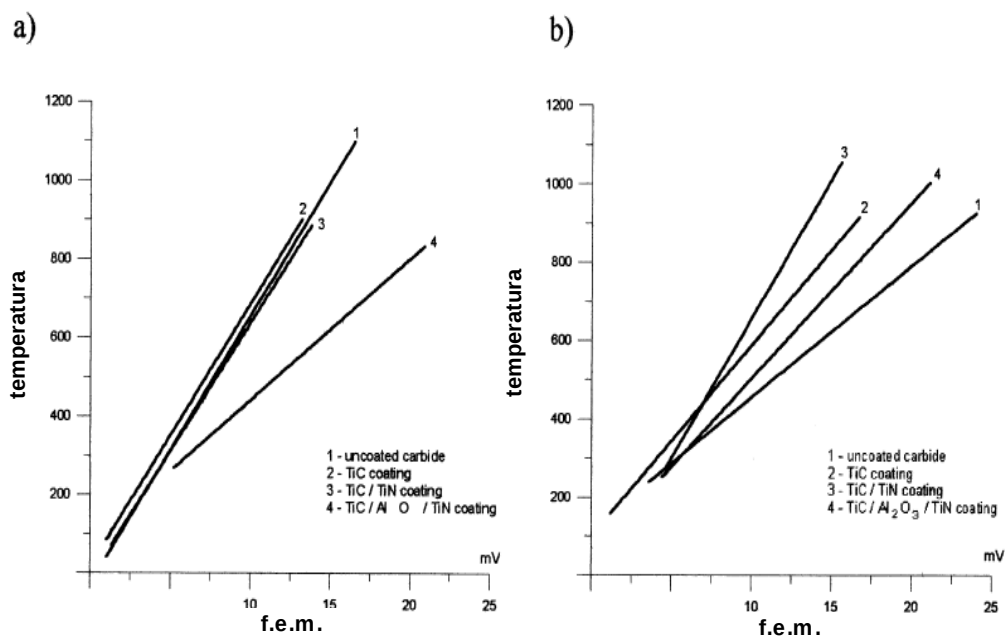


Figura 2.9 – Gráfico da Temperatura X F.e.m. (a) aço carbo C45 e (b) aço inox austenítico (Grzesik, 2000).

O método do termopar encravado é de baixo custo e pode ser utilizado para estabelecer a distribuição de temperatura em diferentes regiões da ferramenta utilizando-se de uma série de locações pré-determinadas. Não existe restrição para a utilização de fluido de corte. E, da mesma forma que no método anterior, a vantagem também é a possibilidade de monitoramento em tempo real da temperatura do processo de usinagem por intermédio de um sistema de aquisição de dados. A desvantagem é que a presença de furos na ferramenta que pode alterar a distribuição de temperatura, impossibilitando uma medição precisa na interface peça-ferramenta.

A técnica da radiação térmica envolve medições da radiação térmica emitida durante o processo de corte usando um filme fotográfico sensível ao

infravermelho ou um pirômetro infravermelho. Com o pirômetro pode-se medir a temperatura numa superfície exposta próxima à interface cavaco-ferramenta, pois durante a operação de corte a interface está oculta. Geralmente esta superfície é a face do cavaco, já que por meio dele é dissipada a maior parcela do calor gerado pelo processo, ou então a superfície lateral da ferramenta. A figura 2.10 ilustra um esquema utilizado por Komandury & Hou (2001) para determinar a distribuição de temperatura em superfícies acessíveis da ferramenta e peça utilizando condensador óptico.

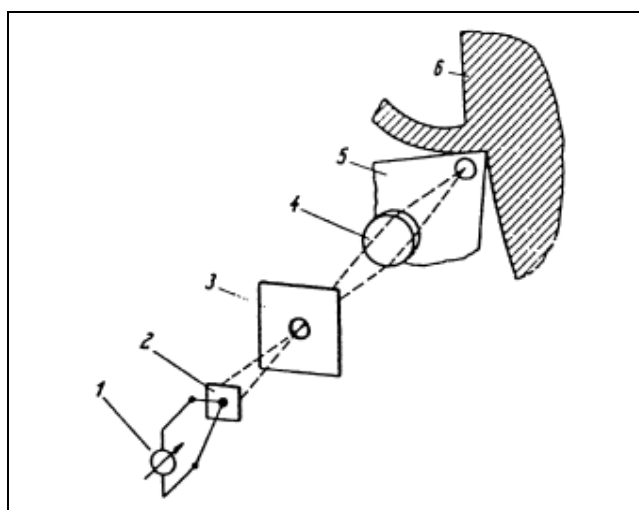


Figura 2.10 - Esquema do pirômetro de radiação usada por komandury & Hou (2001): 1. Galvanômetro; 2. termopar; 3. janela; 4. Condensador óptico; 5. Ferramenta; 6. Peça.

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

ideal e a sua emissividade é 1,0, enquanto que uma superfície de metal polida tem uma emissividade típica de 0,1 ou menos (O'Sullivan & Cootterell, 2001).

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

Utilizando o mesmo fundamento, os termógrafos, ou câmeras termográficas, são equipamentos mais sofisticados, que fornecem imagens térmicas, tomando-se por base uma matriz de sensores infravermelhos. Este tipo de equipamento tem sido muito utilizado nas pesquisas de usinagem sem a presença de fluidos de corte. Como exemplo de aplicação deste método pode-se citar a pesquisa de Young (1996) que usou um termógrafo para associar o desgaste de flanco da ferramenta de corte com a temperatura de corte. Ele analisou as medições das temperaturas nas costas do cavaco correlacionando com a temperatura da interface cavaco-ferramenta para diferentes valores de desgaste de flanco.

A principal vantagem das técnicas utilizando radiação térmica para se medir temperatura é o fato de não existe contato físico, além de não gerar distúrbios na distribuição de temperatura na região de corte (O'Sullivan & Coterrell, 2001). Porém, na técnica da radiação térmica é desaconselhável a utilização de fluidos de corte, além do que, a medição da temperatura de usinagem usualmente é feita nas costas do cavaco, pois a interface peça-ferramenta está oculta nesse momento.

Silva et al 1999, realizaram uma adaptação para utilizar essa técnica no torneamento utilizando fluido de corte, para isso desenvolveram um cone para o sensor, no qual se aplicava ar comprimido (pressão de 2 bar) com o objetivo de proteger a lente do fluido de corte, permitindo que a superfície ficasse livre para o caminho da radiação. Entretanto, Silva et al (1999) alerta que a calibração neste caso deve ter uma atenção especial, pois a aplicação do ar comprimido e do fluido de corte faz com que a emissividade do material se altere e conseqüentemente o uso incorreto de um valor de emissividade pode gerar erros de medição.

Na técnica da metalografia empregam-se ferramentas de aço rápido ou carboneto de Tungstênio, as transformações de fase do material da ferramenta podem ser usadas para deduzir a temperatura em que a ferramenta foi submetida e produzir mapas isotérmicos. Microscópios ópticos são utilizados para comparar secções da ferramenta de corte com amostras padrões. As desvantagens desse método envolvem as limitações nos tipos de materiais para ferramentas de corte que podem ser utilizados na fabricação de amostras padrão que devem ser preparadas cuidadosamente e as condições devem ser tais que promovam uma mudança micro-estrutural dos materiais. Neste caso as temperaturas de corte devem ser muito maiores do que o normal para que se obtenha tais transformações nos materiais (Komandury & Hou, 2001).

2.4 Desgaste da ferramenta de corte

O desgaste da ferramenta de corte envolve basicamente dois aspectos, as formas de desgaste e os mecanismos de desgaste que estão envolvidas durante a usinagem dos metais de maneira geral.

2.4.1 Formas de desgaste

Durante a usinagem dos metais a ação do corte muda a forma e, portanto, a geometria original da ferramenta. Verifica-se um desgaste progressivo tanto na superfície de folga quanto na superfície de saída da ferramenta conforme ilustra a Figura 2.11, onde são apresentas as principais áreas de desgaste (Jack, 1987).

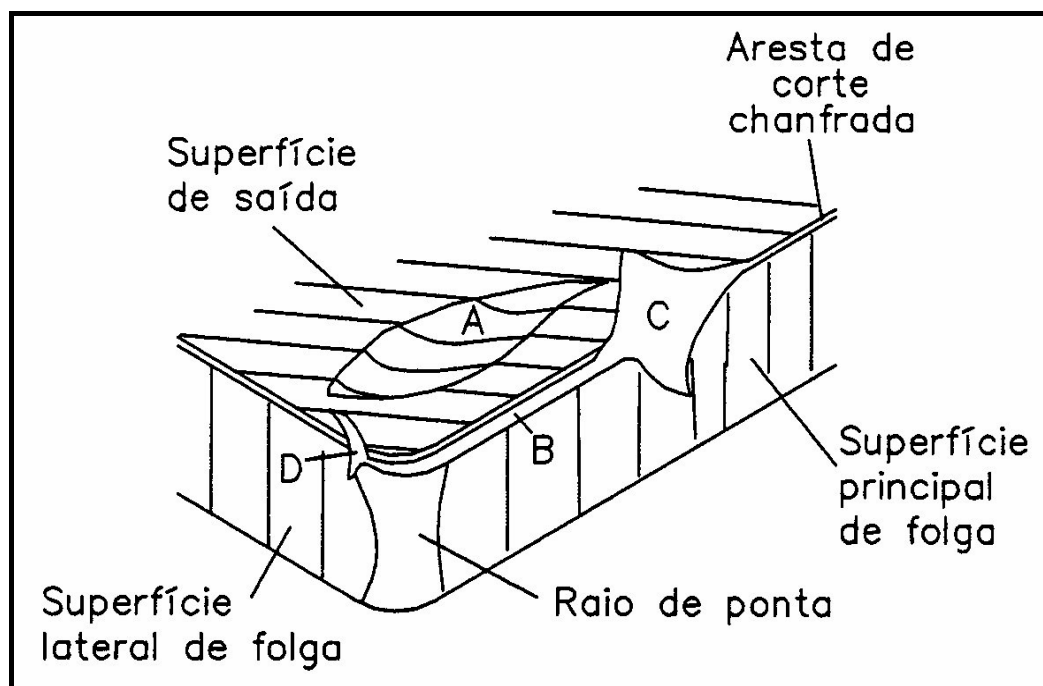


Figura 2.11 - Principais áreas de desgaste (Jack, 1987).

Pelo menos três formas de desgaste podem ser identificadas:

- desgaste de cratera (A);
- desgaste de flanco (B) ;
- desgaste de entalhe (C e D).

Antes que um desses desgastes atinja grandes proporções, de maneira a colocar o processo de corte em risco, a ferramenta deverá ser reafiada ou substituída.

A Figura 2.12 mostra alguns dos parâmetros utilizados pela norma ISO 3685 (1993) para quantificar esses desgastes. Os principais desgastes são:

- profundidade de cratera (K_T);
- desgaste de flanco médio (VB_B);
- desgaste de flanco máximo (VB_{Bmax});
- desgaste de entalhe (VB_N).

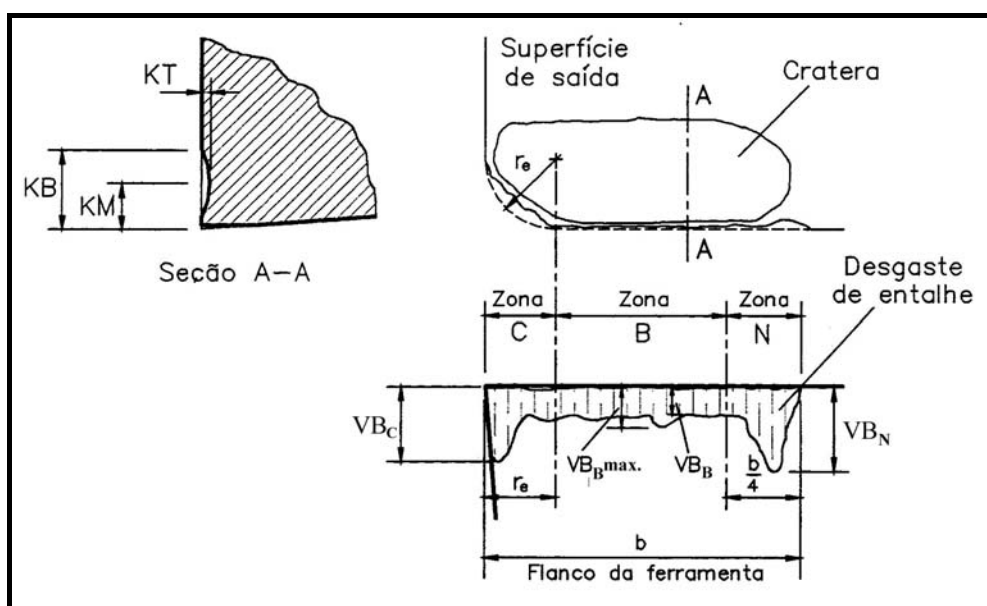


Figura 2.12 - Parâmetros utilizados para medir os desgastes das ferramentas de corte (ISO 3685, 1993).

O critério recomendado pela ISO 3685 (1993) para ferramentas de aço rápido, metal duro e cerâmica é:

- desgaste de flanco médio, $VB_B = 0,3 \text{ mm}$;
- desgaste de flanco máximo, $VB_{B_{\max.}} = 0,6 \text{ mm}$;
- profundidade da cratera, $KT = 0,06 + 0,3f$ onde f é o avanço (mm/rev);
- falha catastrófica.

Quando o desgaste de entalhe predomina, como no caso da usinagem de ligas de Ni com metal duro ou cerâmica, a norma recomenda usar um valor de $VB_N = 1,0 \text{ mm}$ como critério também. Desta maneira, quando qualquer um dos limites for ultrapassado, recomenda-se a reafiação ou substituição da ferramenta de corte.

É importante salientar que estes valores sugeridos pela ISO 3685 são para testes de vida de ferramentas, e industrialmente esses parâmetros podem assumir valores diferentes, pois eles dependem de vários fatores tais como: rigidez da máquina-ferramenta, precisão requerida na peça, etc., que são diferentes para os diversos processos de fabricação. Uma maneira prática muito utilizada industrialmente é permanecer usando a aresta de corte até que as peças produzidas saiam das especificações de tolerância e/ou acabamento de projeto.

Sistemas modernos de usinagem utilizam hoje em dia o controle automático do desgaste, indiretamente por meio de monitoramento das componentes de forças, potência ou vibrações do sistema ou diretamente por emissão acústica.

2.4.2 Mecanismos de desgaste

Os mecanismos de desgaste resultam de processos físicos e químicos durante a operação de desgaste. A literatura apresenta variações na classificação dos mecanismos de desgaste, porém, grande parte dos trabalhos existentes considera pelo menos seis mecanismos diferentes (Palmail apud Machado & Silva, 1999).

Segundo Cook (1973), os diversos mecanismos de desgaste concorrem ao mesmo tempo, o que dificulta a análise. No entanto um dos mecanismos quase sempre se destacará (Figura 2.19). Aquele mecanismo que prevalecerá sobre os demais depende, principalmente das condições de corte, do material da peça e da ferramenta, da operação de usinagem, da geometria da ferramenta e do emprego do fluido de corte.

O conhecimento dos fenômenos de desgaste no material de corte selecionado para utilização em ferramentas é um dos principais fatores de seleção. Em usinagem convencional, o mecanismo por abrasão é o mais preocupante (Kramer, 1987).

Segundo Addhoum & Broussaud (1989), os mecanismos de desgaste podem ser classificados em duas categorias: desgaste mecânico e desgaste químico. Desgaste mecânico inclui abrasão, adesão e deformação plástica. Desgaste químico acontece principalmente em altas temperaturas (altas velocidades) e envolve processos de difusão e reações químicas entre ferramenta e cavacos e oxidação com a atmosfera.

Trent (1984) classifica alguns destes mecanismos na Figura 2.13.

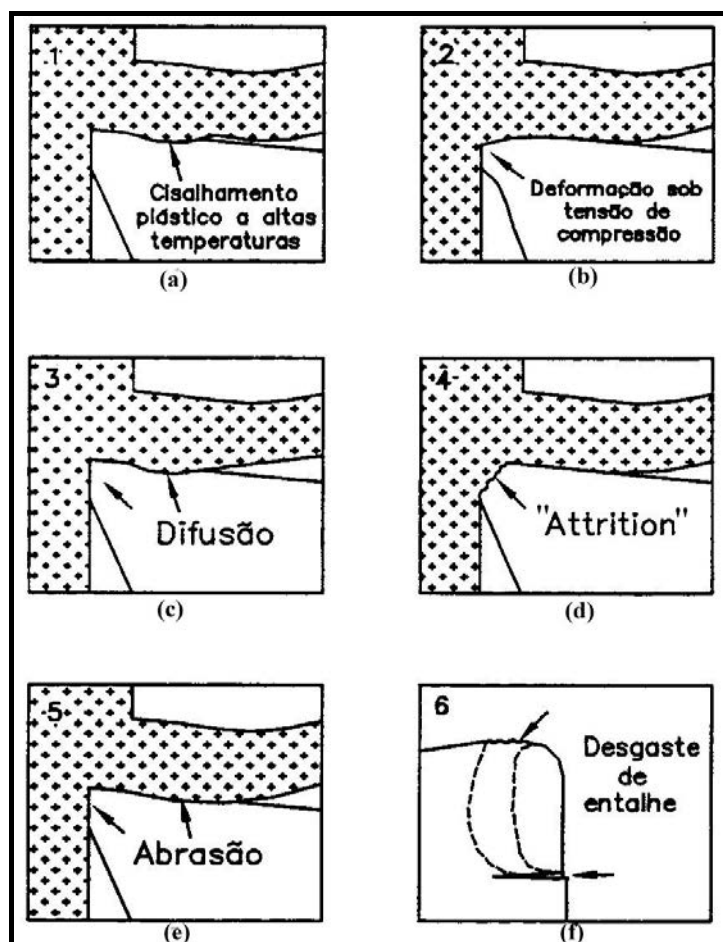


Figura 2.13 - Mecanismos de desgaste que podem acontecer nas ferramentas de corte (Trent, 1984).

A seguir, cada um destes mecanismos é definido em separado:

2.4.2.1. Deformação plástica superficial por cisalhamento a altas temperaturas

Ocorre mais provavelmente na usinagem de metais com alto ponto de fusão, utilizando ferramentas de aço-rápido. As tensões cisalhantes na interface cavaco-ferramenta são suficientes para causar deformação plástica superficial. Devido às altas temperaturas ali desenvolvidas a resistência ao escoamento do

material da ferramenta, próximo à interface, é reduzida. Como consequência, material é arrancado da superfície da ferramenta, formando-se assim uma cratera (Figura 2.19.a).

2.4.2.2. Deformação plástica da aresta de corte sob altas tensões de compressão

Este desgaste ocorre na usinagem de materiais de alta dureza. A combinação de altas tensões de compressão com altas temperaturas na superfície de saída pode causar a deformação plástica da aresta de corte das ferramentas de aço-rápido ou metal duro. O crescimento desta deformação pode gerar a quebra da aresta de corte. É evitada pelo emprego de uma ferramenta com maior dureza a quente e maior resistência à deformação plástica, ou pela mudança das condições de usinagem e/ ou geometria da ferramenta, visando a diminuição dos esforços e da temperatura de corte. Geralmente, ocorre a altas velocidades de corte e avanço e leva a uma falha catastrófica (Figura 2.19.b). Na usinagem de aço AISI 8640 com diversos fluidos, Motta & Machado (1995b), observaram o efeito da deformação plástica com avanços de corte superiores a 0,5 mm/volta e velocidade de corte superiores a 200 m/min, utilizando ferramentas de metal duro com quebra cavacos (classe P35) revestidas com camadas de TiC, Al₂O₃ e TiN.

2.4.2.3 Mecanismo por difusão

Este mecanismo envolve a transferência de átomos de um material para outro e é fortemente dependente da temperatura e da solubilidade dos elementos envolvidos na zona de fluxo (zona de cisalhamento secundário). Quando se empregam velocidades de corte elevadas o aumento da temperatura de corte é

importante e a ferramenta deve, então, demonstrar qualidades suplementares: estabilidade química e pouca afinidade com o material usinado para evitar os mecanismos de degradação por difusão (Figura 2.19.c). Segundo Trent (1984), as velocidades relativas entre ferramenta-peça ou ferramenta-cavaco são altas e o tempo de contato entre esses materiais é muito pequeno. Isto praticamente levaria o mecanismo de difusão a ser desprezível se não fosse a existência de uma zona de aderência (zona de fluxo) na interface cavaco-ferramenta. As temperaturas na zona de fluxo são também elevadas o suficiente para promover o processo de difusão. A renovação constante da zona de aderência, promovida pela alta taxa de deformação, garante um fluxo difusivo também constante. Trent (1984) afirma que o mecanismo de desgaste poderá atuar tanto na superfície de saída como na superfície de folga, e a taxa de desgaste irá aumentar com o aumento da velocidade de corte e do avanço. Um exemplo típico de mecanismo por difusão é aquele que acontece na ferramenta de diamante quando se usina ligas ferrosas. A partir de temperaturas não muito altas (em torno de 600°C), devido à alta afinidade entre o carbono do diamante e o ferro do cavaco, o processo de difusão é grandemente incentivado. A difusão é responsável principalmente pelo desgaste de cratera em altas velocidades de corte, pois é na superfície de saída da ferramenta que se tem às condições necessárias para a difusão, isto é, alta temperatura (devido às altas velocidades e à zona de aderência) e o tempo de contato cavaco-ferramenta devido à zona de aderência, onde a velocidade de saída do cavaco é zero (Diniz et al. 1999). No microscópio as áreas desgastadas por difusão têm uma aparência lisa.

2.4.2.4 Mecanismo por aderência e arrastamento - “*attrition*”

Este mecanismo ocorre, geralmente, a baixas velocidades de corte, onde o fluxo de material sobre a superfície de saída da ferramenta se torna irregular. O fenômeno da aderência está presente na formação da aresta postiça de corte, mas pode-se ter desgaste por aderência mesmo sem a formação da aresta postiça (Figura 2.13.d). Sob estas condições, fragmentos microscópicos (na forma de grãos) são arrancados da superfície da ferramenta e arrastados junto ao fluxo de material adjacente à interface (Machado & Silva, 1999).

Segundo Diniz et al. (1999), uma grande influência na diminuição deste tipo de desgaste é a utilização adequada do fluido de corte (principalmente com efeito lubrificante) e o recobrimento da ferramenta com materiais de baixo coeficiente de atrito como o nitreto de titânio. Sharman et al. (1999), afirmam que o desgaste adesivo e “*attrition*” foram os principais mecanismos de desgaste no fresamento com alta velocidade do *Inconel* 718 com ferramenta de metal duro com cobertura de TiAlN. Assim também pensa Ezugwu et al. (1999a), revelando que o mecanismo de desgaste por “*attrition*” foi dominante em baixas velocidades no torneamento do *Inconel* 718 com ferramenta de metal duro com coberturas múltiplas, onde há alta desigualdade de tensões devido à adesão intermitente entre a ferramenta e a peça, como resultado do fluxo de cavaco irregular e a quebra parcialmente da aresta postiça de corte estável. No microscópio, as áreas desgastadas por “*attrition*” têm uma aparência áspera.

2.4.2.5 Desgaste abrasivo

O desgaste abrasivo envolve a perda de material por microsulcamento ou microcorte causado por partículas de elevada dureza relativa. Estas partículas podem estar contidas no material da peça (carbonetos e carbonitretos), ou podem, principalmente, ser partículas da própria ferramenta que são arrancadas por “*attrition*”, por exemplo. Segundo Machado & Silva (1999), este mecanismo de desgaste é muito importante na usinagem com ferramentas de aço rápido, ferramentas revestidas, cerâmicas puras e cerâmicas mistas (Figura 2.13.e).

2.4.2.6 Desgaste de entalhe

O desgaste de entalhe não é propriamente um mecanismo, mas sim uma forma de desgaste localizado (áreas C e D da Figura 2.11). Porém, ainda não existe um consenso na literatura que explique exatamente o mecanismo que provoca o desgaste de entalhe. Por esta razão, é comum tratar esta forma de desgaste como um mecanismo. Ele ocorre principalmente na usinagem de materiais resistentes a altas temperaturas (tais como: ligas de níquel, titânio, cobalto e aço inoxidável). Geralmente, nas regiões onde ocorrem estes tipos de desgaste as condições de escorregamento prevalecem e o mecanismo de desgaste, provavelmente, envolve abrasão e transferência de material (difusão e “*attrition*”) e eles são bastante influenciados pelas interações com a atmosfera (Machado & Silva, 1999) (Figura 2.13.f). É geralmente reconhecido que o desgaste de entalhe é afetado pelos seguintes fatores: geometria de corte, tipo de quebra cavaco, avanço e velocidade de remoção de metal, propriedades termomecânicas da peça, compatibilidade química

do material da ferramenta e peça e fatores externos que afetam transformações em reações químicas (Wayne & Buljan apud Jun et al, 1997).

Tanto Shaw (1986) quanto Richards e Aspinwal (1989) acreditam que o entalhe é causado pelo mecanismo de desgaste abrasivo localizado na região de contato entre a borda do cavaco e a aresta da ferramenta de corte. Desta forma, um material de maior suscetibilidade ao endurecimento pela ação térmica poderia explicar a presença deste tipo de desgaste. De fato, verifica-se que este tipo de desgaste ocorre com maior frequência em altas velocidades de corte, onde a alta temperatura favorece tanto o rápido encrudescimento das bordas do cavaco quanto à aceleração do mecanismo de desgaste abrasivo. Entretanto, observa-se que os materiais dúcteis, de fácil usinagem, também provocam entalhe na ferramenta necessitando-se, então, de estudos mais conclusivos a respeito deste assunto.

2.5. Forças de usinagem

Para um correto dimensionamento da potência necessária para o corte, bem como o dimensionamento das estruturas, dos acionamentos, da fixação de ferramentas, das guias e de outros elementos que estão envolvidos no projeto da máquina-ferramenta, é de grande importância o conhecimento da força atuante na aresta de corte da ferramenta e o estudo do comportamento de suas componentes.

A força total resultante que atua sobre a cunha cortante durante a usinagem é definida como força de usinagem. Essa força de usinagem não é utilizada, pois, a princípio, sua direção e sentido não são conhecidos, tornando-se

impossível medi-la. Então para conseguir estudar sua influência utilizam-se suas componentes segundo diversas direções conhecidas (Diniz et al., 1999).

A Figura 2.14 mostra como a força de usinagem (F_u) é decomposta, ou seja, em uma componente que está no plano de trabalho, chamada de força ativa (F_t) e em uma componente perpendicular ao plano de trabalho, chamada de força de profundidade (F_p). A força ativa, por sua vez, é decomposta em mais forças, sendo as mais significativas para o estudo do comportamento as:

- Força de corte (F_c) - projeção de F_u sobre a direção de corte;
- Força de avanço (F_f) - projeção de F_u sobre a direção de avanço.
- Força de apoio (F_{ap}) - projeção de F_u sobre a direção perpendicular à direção de avanço, que no torneamento é igual a F_c .

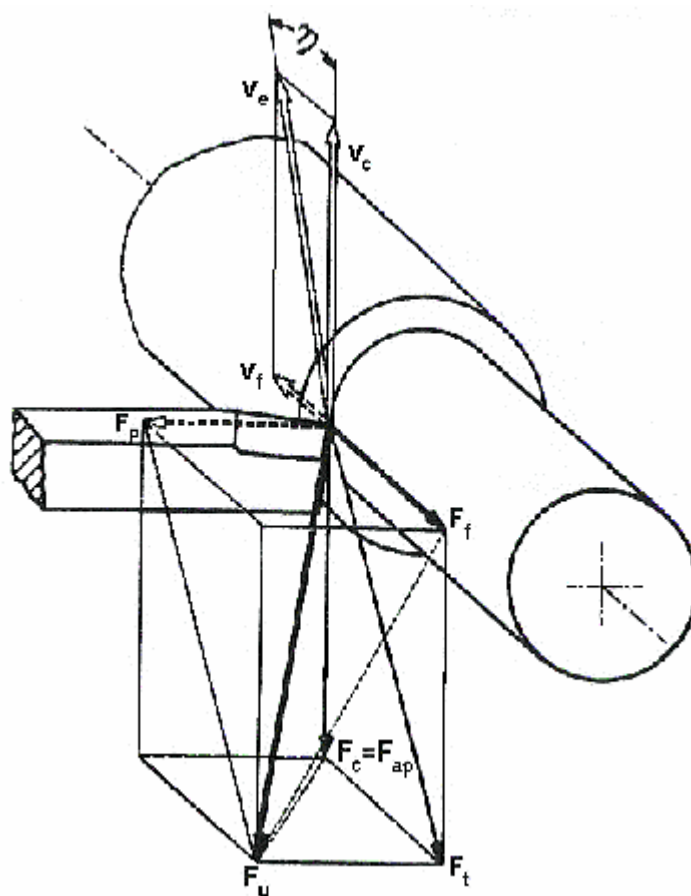


Figura 2.14 - Forças de usinagem e suas diversas componentes na operação de torneamento (Diniz et al, 1999).

Existem vários fatores que afetam as forças de usinagem, incluindo as condições de usinagem, tal como a profundidade de corte, a taxa de avanço, a velocidade de corte e a condição de lubrificação. Além desses fatores, a geometria da ferramenta, a forma do quebra cavaco, o ângulo de saída, e as propriedades do material da peça também contribuem para as mudanças nas forças de usinagem. Outrossim, sabe-se que a força de corte é um critério para a determinação da usinabilidade do material da peça, já que geralmente materiais que apresentam maiores forças de usinagem são também de usinagem mais difícil.

Conforme apresentado na Figura 2.14, a força de usinagem é dividida em três componentes significativos: força de avanço, força de profundidade e força de corte. Usualmente a força de corte é a mais importante das três componentes, embora nas operações de acabamento a força radial é frequentemente importante, enquanto a força de avanço tem pouca importância.

O monitoramento das componentes das forças de usinagem também pode ser utilizado para detectar a quebra da ferramenta de corte ou até mesmo o desgaste da mesma. Para o emprego desta técnica é necessária a utilização de dinamômetros do tipo extensométrico ou piezelétrico, e estes sensores podem ser acoplados ao suporte porta-ferramenta ou na própria mesa de trabalho da máquina-ferramenta.

Motta & Machado (1995b) utilizam um dinamômetro à base de extensômetros elétricos construído em laboratório, onde o sistema de medição era composto pelo dinamômetro ligado a um indicador de micro-deformações e este a um registrador de gráfico. Assim, registraram as forças de usinagem para fazer uma comparação entre fluidos de corte disponíveis no mercado para torneamento de aços. Nesses ensaios, os autores empregam barras de aço ABNT 8640 laminados de seção circular para confeccionar os corpos de prova, escolhendo pastilhas TNMG 220408 – QM – classe P35, revestidas com camadas de TiC, Al_2O_3 e TiN e diversas condições de corte. Os pesquisadores mantêm constante o avanço $f = 0,242$ mm/volta e a profundidade $a_p = 1$ mm, variando a velocidade de corte $V_c = 54, 109, 218$ e 339 m/min. Após concluir os testes, os pesquisadores afirmam que inicialmente as forças de corte praticamente não variam com a velocidade de corte nas condições testadas, independentemente do fluido utilizado. Verificam, porém,

que a utilização dos fluidos de corte tende a aumentar a força em relação à condição a seco, onde o fluido sintético 3% é o que apresenta maiores forças de corte, seguido pelos fluidos semi-sintético 3%, emulsionável 10% e emulsionável 3%, sendo que este último mostra um comportamento idêntico ao da condição a seco, conforme mostra a Figura 2.15.

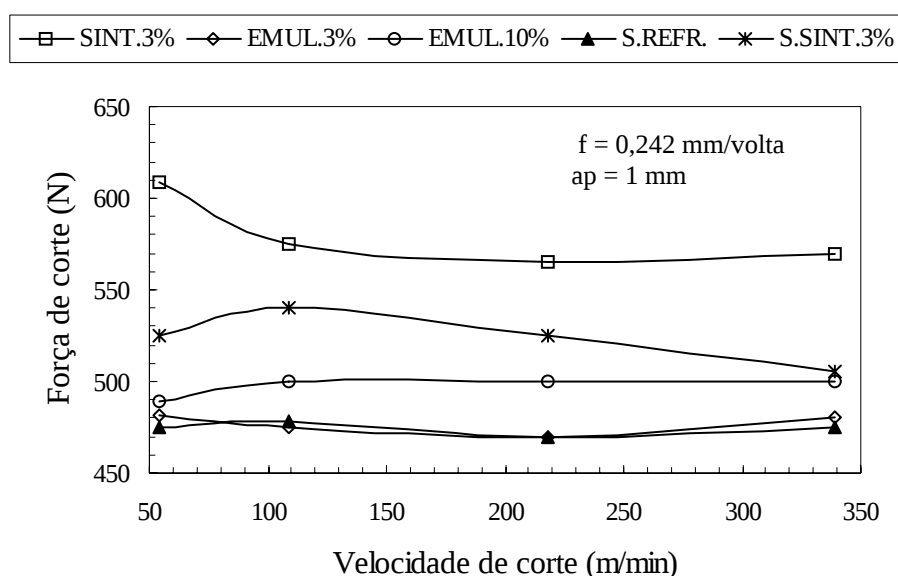


Figura 2.15 - Variação da força de corte em função da velocidade de corte (Motta & Machado, 1995b).

Machado & Wallbank (1994) utilizaram um dinamômetro piezelétrico para estudar o efeito da alta pressão de fluido de corte no torneamento cilíndrico dos aços liga Ti6Al4V e Inconel 901 com quatro pastilhas de metal duro de designação ISO, CNMP 120408/12 e CNMP 120408/12. Nos testes de usinagem comparou-se a força de corte em função do avanço para a aplicação a alta pressão, com pressão de $48,1 \text{ kgf/cm}^2$ e vazão de $15,1 \text{ l/min}$, com a aplicação do sistema

convencional da máquina-ferramenta de baixa pressão ($0,5 \text{ kgf/cm}^2$) e vazão de $5,2 \text{ l/min}$.

Na medição da força de usinagem para aplicação a alta pressão observou-se um erro devido à força do jato de fluido exercida sobre a ferramenta, gerando assim uma medição incorreta. Para isso foi realizada a medição do consumo de potência do motor da máquina-ferramenta. Após os testes os autores concluíram que a força de corte não apresentou alterações significativas, entre a aplicação de alta pressão e convencional, para ambos os materiais. A Figura 2.16 mostra essa variação na usinagem do material Ti6Al4V.

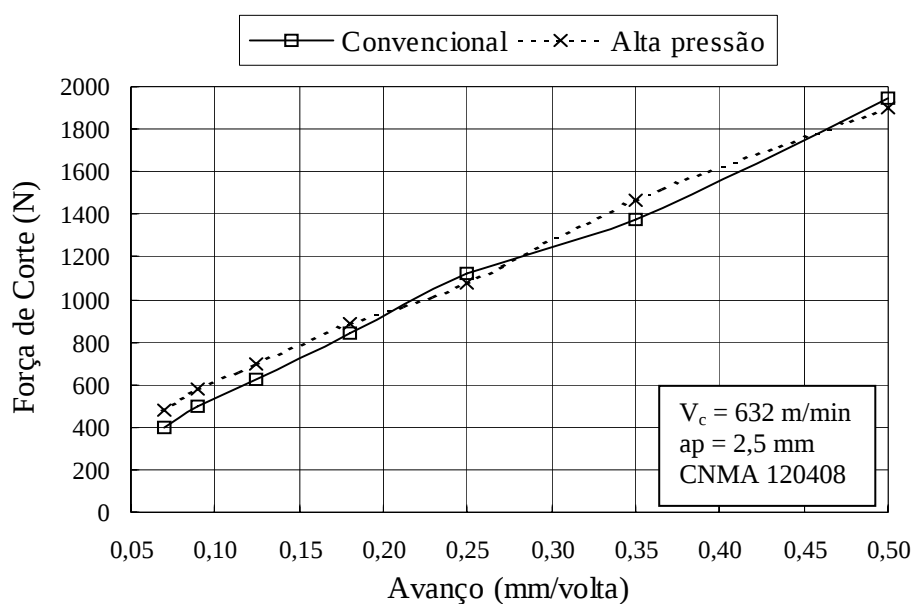


Figura 2.16 - Força de corte em função do avanço (Machado & Wallbank, 1994).

Em outro trabalho, Machado & Wallbank (1997) estudam o efeito da diminuição do volume de lubrificação no torneamento cilíndrico de um aço de médio teor de carbono (080M40) com pastilhas de metal duro SNMG 120404 – classe P40. Os testes de usinagem consistem na medição das forças de corte e

avanço para cinco diferentes condições de lubrificação. O procedimento utilizado pelos pesquisadores permite que as mudanças nas condições de lubrificação sejam detectadas e quantificadas por um dinamômetro Kistler 9263.

Na Figura 2.17, Machado & Wallbank (1997) apresentam o comportamento das componentes da força (F_c e F_f) em função do avanço quando utilizam uma velocidade de corte $V_c = 30$ m/min e uma profundidade de corte $a_p = 2$ mm. Analisando a Figura 2.17, os autores evidenciam que a ação dos fluidos de corte diminui as forças de usinagem, sendo que para pequenos avanços a diferença é imperceptível em relação à condição a seco, porém, a diferença é notada quando o avanço aumenta.

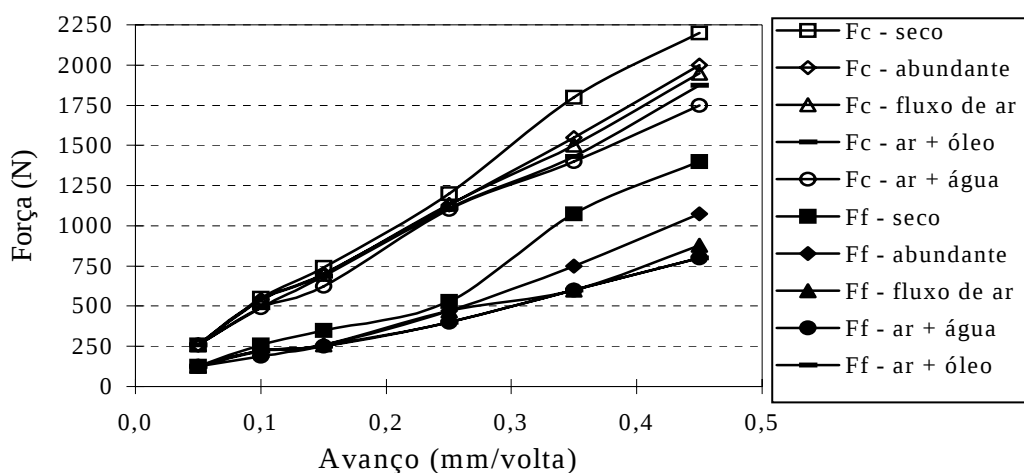


Figura 2.17 - Componentes da força em função do avanço com cinco condições diferentes de lubrificação (Machado & Wallbank, 1997).

Ao contrário da velocidade de corte, o avanço e a profundidade de corte influenciam nitidamente a força de usinagem numa proporção quase que linear, uma vez que o aumento de um desses parâmetros produz um aumento da

área de contato com a ferramenta e correspondente aumento das áreas dos planos de cisalhamento. Schlesinger apud Ferraresi (1977) mostram o efeito da secção de corte sobre a força de usinagem para diferentes materiais (figura 2.18).

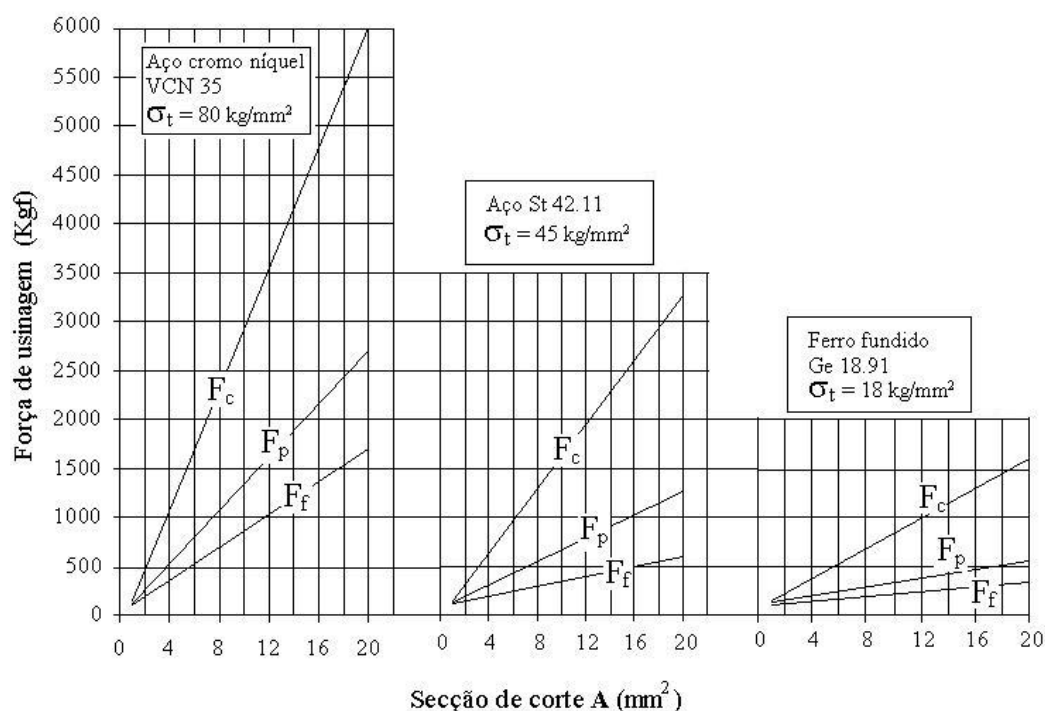
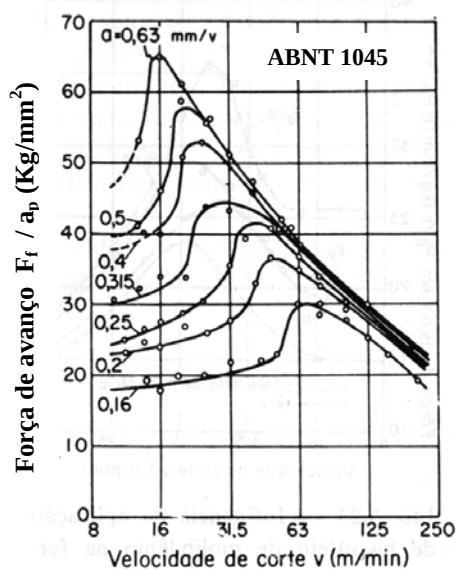
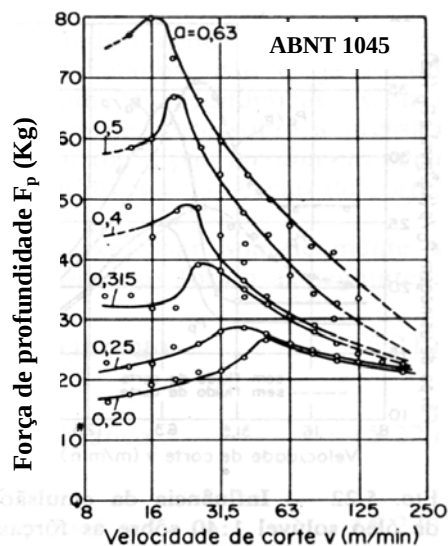


Figura 2.18 – Força de usinagem para diferentes secções de corte e materiais (Schlesinger, apud Ferraresi, 1977).

Mayer apud Ferraresi (1977) mostra, através dos gráficos da Figura 2.19 (a e b), que o efeito dos parâmetros de usinagem (V_c e f), sobre as forças de avanço e de profundidade, produz variações significativas. Este comportamento mostra-se distinto da força de corte que, a partir de uma determinada velocidade de corte praticamente não altera mais os valores da força de corte, conforme visto nos gráficos das Figuras 2.15.



(a)



(b)

Figura 2.19 - Influência dos parâmetros de usinagem nas forças de avanço (a) e de profundidade (b) (Mayer apud Ferraresi, 1977).

2.6 Fluido de corte

Os desgastes da ferramenta de corte, tanto de cratera quanto de flanco, são devidos muito mais às altas temperaturas geradas na interface cavaco-ferramenta do que as tensões sobre a ferramenta ou a sua dureza (Cook, 1993). No entanto, sabe-se que com o aumento da velocidade de corte, avanço e profundidade de corte tem-se a elevação da temperatura. Com isso o desgaste da ferramenta aumenta, trazendo como consequência o aumento do calor gerado que, por sua vez, acelera o desgaste. Por outro lado, para aumentar a taxa de remoção de material e a redução do custo total por peça, deve-se aumentar a velocidade, o avanço e a

profundidade de usinagem. Desta forma, deve-se tentar todos os meios para se diminuir a temperatura gerada ou para se conviver com ela sem grandes danos, sem perda de produtividade do processo (Diniz et al, 2001). Dentre os meios que se dispõe para isso está o uso eficiente dos fluidos de corte, que compreende a correta escolha do fluido e o método mais eficiente de aplicação.

As principais funções dos fluidos de corte são de refrigerar em altas velocidades e lubrificar em baixas velocidades de corte. Segundo Shaw (1986), em baixas velocidades de corte a refrigeração não é tão importante, enquanto que a lubrificação assume papel preponderante na redução do atrito na interface cavaco-ferramenta minimizando ou mesmo evitando a formação de aresta postiça de corte. Os fluidos à base de óleo são mais apropriados, então. Em altas velocidades de corte as condições são adversas para que o fluido penetre e lubrifique a interface cavaco-ferramenta pois ele é expulso para fora pela ação hidrodinâmica. Neste caso a ação refrigerante se torna mais importante, devendo se usar um fluido à base de água.

2.6.1 Funções do fluido de corte

Para que o fluido de corte faça o papel de lubrificante é fundamental que ele consiga penetrar entre o cavaco e a ferramenta, mais especificamente na zona de aderência onde se concentram as condições mais severas. Portanto, sua eficiência dependerá de sua capacidade de penetração na interface cavaco-ferramenta, no curto espaço de tempo disponível.

Para alguns autores como Trent (1984) e Childs & Rowe (1973), o fluido de corte não consegue atingir a zona de aderência devendo-se, então,

concentrar esforços na penetração do fluido, pelo menos, na zona de escorregamento. Para Postinikov (1967), o fluido lubrificante penetra contra o fluxo do metal chegando à ponta da ferramenta por uma ação capilar, mas assume que o contato na interface não é completo. Como se percebe, não há consenso na literatura a respeito do alcance do fluido na interface. Entretanto qualquer que seja a hipótese, o fluido de corte, uma vez na interface, deve formar um filme lubrificante. Seja por ataque químico ou adsorção esse filme apresenta resistência ao cisalhamento menor que a resistência do metal. Este pode também minimizar a soldagem do cavaco na superfície de saída se aditivos apropriados forem adicionados. As propriedades do fluido dependeram de seu poder umectante (“molhabilidade”), viscosidade, resistência do filme, entre outros, conseguidas por uma formulação adequada.

Em velocidades mais elevadas, os fluidos de corte atuam mais como refrigerante do que como lubrificante. Quando se empregam fluidos à base de água, a dissipação do calor através do arrefecimento da região de corte (refrigeração) se sobrepõe a redução da geração de calor pela minimização do atrito (lubrificação).

Algumas vezes a aplicação do fluido de corte é questionada por provocar aumento do desgaste de flanco em relação a usinagem a seco, como no trabalho de Seah (1995). Entretanto, tal efeito é previsto e explicado por Shaw (1986) com auxílio da Figura 2.20. Nos períodos iniciais da usinagem, quando a ferramenta ainda está afiada, a região de máxima temperatura é deslocada em direção à região da aresta de corte, uma vez que o fluido resfria o cavaco diminuindo seu raio de curvatura e o comprimento de contato com a ferramenta. Nesta condição o fluxo de calor em direção a peça é maior causando aceleração do desgaste de flanco, ao passo que na usinagem a seco o calor se dá em direção à

ferramenta (Figura 2.20.a). No entanto com o aumento gradativo do desgaste, a área de contato entre a ferramenta e a peça aumenta fazendo com que o calor se concentre nesta região e o fluxo de calor para a peça se intensifique, tanto para a condição a seco quanto para a refrigerada (Figura 2.20.b). Quando a usinagem alcança este ponto a refrigeração da operação torna-se importante para a minimização do desgaste e o aumento da vida da ferramenta.

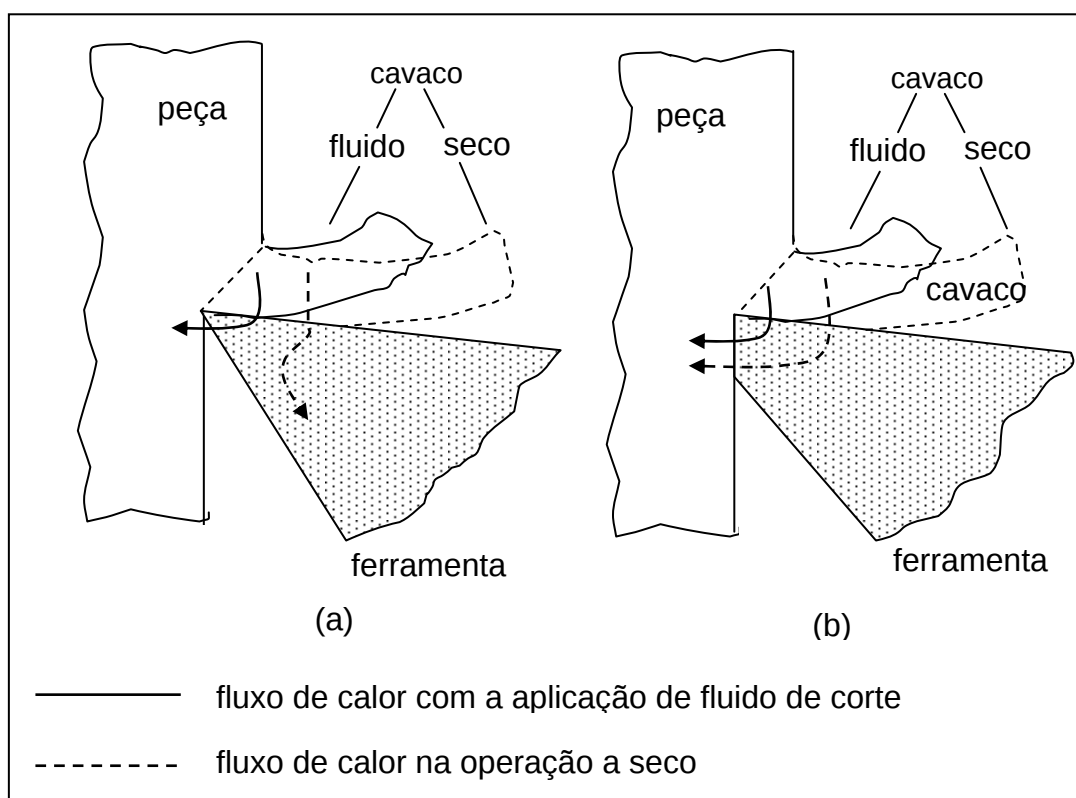


Figura 2.20 – Fluxo de calor para a ferramenta afiada (a) e desgastada (b) (Shaw, 1986).

Nakayama *apud* Shaw 1986, mostra na Figura 2.21 a temperatura da peça ao longo de uma revolução completa (de 1 a 5) utilizando uma ferramenta com

desgaste de flanco já acentuado. Neste estudo Nakayama constatou que o valor máximo da temperatura ocorre no ponto 3, devido ao intenso fluxo de calor que atravessa a área desgastada da ferramenta em direção à peça. Nota-se que a temperatura no ponto 2, na ponta da ferramenta, não é a maior mas há um crescimento rápido deste ponto até o final da região desgastada, no ponto 3.

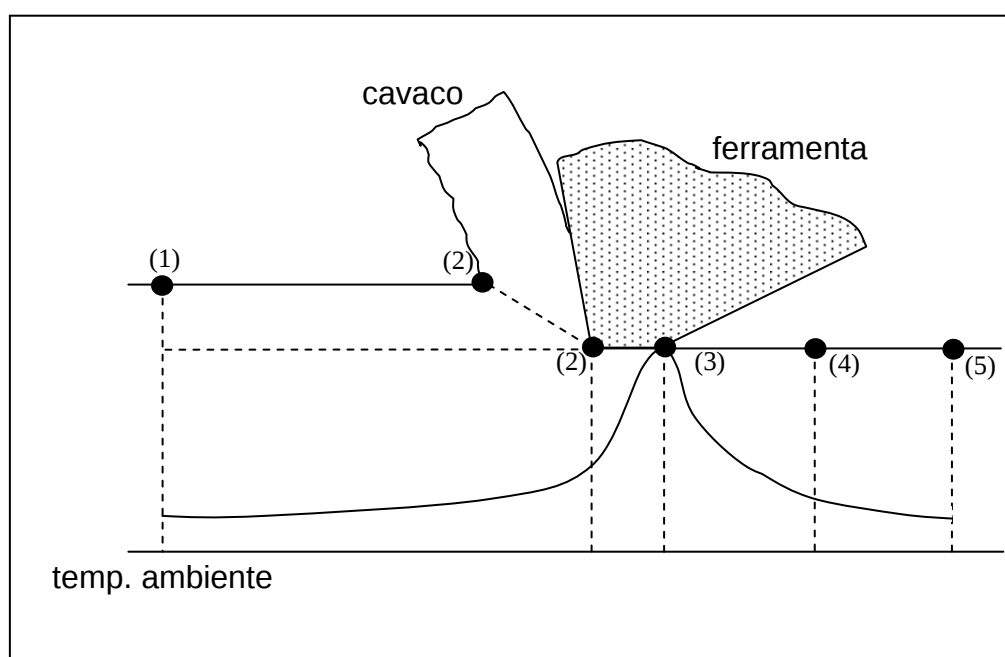


Figura 2.21 – Temperatura na superfície de uma peça numa revolução completa (Nakayama *apud* Shaw, 1986).

2.6.2 Tipos de fluidos de corte

Segundo Machado & Diniz (2000), existem diversas formas de classificar os fluidos de corte e não há uma padronização única estabelecida entre as empresas fabricantes.

A classificação mais usual agrupa os produtos da seguinte forma:

- Óleos;
- Aquosos;
- Pastas e lubrificantes sólidos.

2.6.2.1 Óleos

Óleos integrais são, basicamente, óleos minerais puros ou com aditivos, normalmente de alta pressão. O emprego destes óleos como fluido de corte nos últimos anos tem perdido espaço para os óleos solúveis em água, devido ao alto custo em relação aos demais, aos riscos de fogo, ineficiência à altas velocidades de corte (baixo poder refrigerante) e formação de fumos, além de oferecerem riscos à saúde do operador. Os aditivos podem ser à base de cloro ou enxofre ou a mistura dos dois, conferindo características de extrema pressão (EP) ao fluido. Fósforos e matérias graxas são também utilizados e atuam como elementos antidesgaste.

Os óleos compostos são óleos minerais os quais se adiciona certa quantidade de produto orgânico, de 1% a 25% podendo chegar até 30%, conferindo assim maior oleosidade (Machado & Diniz, 2000).

2.6.2.2 Aquosos

Os aquosos, sem dúvida, constitui-se no grupo mais difundido e importante na usinagem atualmente. Eles podem ser à base de água, emulsões (óleos solúveis) e soluções químicas (fluidos sintéticos).

2.6.2.2.1 Emulsões

As emulsões, também conhecidas por óleos solúveis, dividem-se em: fluidos emulsionáveis; e fluidos semi-sintéticos (microemulsões).

Os fluidos emulsionáveis são compostos bifásicos de óleos minerais adicionados à água na proporção de 1:10 a 1:100, mais agentes emulgadores que garantem a micibilidade com a água. Na verdade, aqui não se tem a mistura de óleo com água, mas sim o óleo mineral disperso na água em forma de gotículas, devido à presença de emulgadores, que “quebram” o óleo em minúsculas partículas, mantendo-as dispersas e conferindo às mesmas cargas repulsivas, evitando a sua coalescência (junção das partículas numa maior).

Os fluidos semi-sintéticos (microemulsões) são também formadores de emulsões e caracterizam-se por apresentar de 5% a 50% de óleo mineral no fluido concentrado, bem como aditivos e compostos químicos que verdadeiramente dissolvem-se na água formando moléculas individuais. A presença de uma maior quantidade de emulgadores, em relação ao sintético, propicia ao fluido uma coloração menos leitosa e mais transparente. A menor quantidade de óleo mineral e a presença de biocidas aumentam a vida do fluido de corte e reduzem os riscos à saúde. Aditivos EP, anticorrosivos e agentes umectantes são utilizados como nos fluidos anteriores. Adicionam-se também corantes, que proporcionam uma cor mais viva e aceitável pelo operador da máquina (Machado & Diniz, 2000).

2.6.2.2.2 Soluções químicas (fluidos sintéticos)

As soluções são compostos monofásicos de óleos dissolvidos completamente na água. Neste caso, não há a necessidade da atuação de elementos emulgores, pois os compostos reagem quimicamente formando fases únicas.

Nessa classe encontram-se os fluidos sintéticos, que se caracterizam por serem livres de óleo mineral em suas composições, baseando-se em substâncias químicas que formam uma solução com a água. Consistem de sais orgânicos e inorgânicos, aditivos de lubricidade, biocidas e inibidores de corrosão, entre outros, adicionados à água. Apresentam uma vida maior, uma vez que são menos suscetíveis ao ataque de bactérias, e reduzem o número de trocas da máquina (Machado & Diniz, 2000).

2.7 Modos de aplicação do fluido de corte

Sabe-se que para materiais de ferramentas de maior dureza do que o metal duro, como o PCBN, as cerâmicas (puras e mistas) e os cermets, o uso de fluido de corte torna-se indesejável. Isto porque estes materiais conseguem manter seu desempenho em altas temperaturas, sendo possível tirar proveito do aquecimento da região de corte que faz com as tensões de cisalhamento diminuam e, por conseguinte, os esforços de corte e o desgaste da ferramenta. No entanto, estas ferramentas ainda são caras e normalmente recomendadas para operações de acabamento, devido principalmente à sua baixa tenacidade. Neste aspecto, grande parte das pesquisas ainda busca a melhora do desempenho da usinagem por meio de

novas formulações de fluidos de corte ou, então, por meio de maneiras mais eficientes de aplicar o fluido na zona de interface cavaco-ferramenta (Shaw, 1986).

Kovacevic (1995) e Lindeke (1991) relatam que a vazão e a direção da aplicação do fluido de corte podem determinar a eficiência das funções de refrigeração e redução de atrito. A maneira mais comum de aplicação do fluido de corte é a convencional, por inundação (ou abundância), atuando nas costas do cavaco. Entretanto, sob altas velocidades de corte constata-se que o fluido de corte tem sua eficiência diminuída. Este fato pode ser atribuído à maior taxa de geração de calor, a incapacidade do fluido em alcançar as regiões de maior aquecimento, tal como a ponta da ferramenta, e a tendência do cavaco em movimento expulsar o fluido para fora da região de corte reduzindo sua ação lubrificante.

Segundo Shaw (1986), Taylor em 1907 foi um dos primeiros engenheiros a se preocupar com a aplicação do fluido de corte na usinagem. Na época, Taylor conseguiu um aumento de 40% na vida da ferramenta com o uso de água como fluido de corte, em comparação com a usinagem a seco. Além disso, Taylor estudou a melhor direção de aplicação do fluido dentre os três principais, mostradas na Figura 2.22, chegando a conclusão que a direção A é melhor do que as direções B ou C.

Na Figura 2.22, as direções de aplicação do fluido apontam para os locais onde se concentram as fontes geradoras de calor na região de corte. Assim, a direção “A” procura atingir a zona de cisalhamento primária, acessível somente pelas costas do cavaco. A direção “B” aponta para a interface cavaco-ferramenta, nas imediações da zona de cisalhamento secundária. Por último, a direção “C”

aponta para a região de contato peça-ferramenta, acessível pelo espaço entre a peça e a superfície de folga da ferramenta.

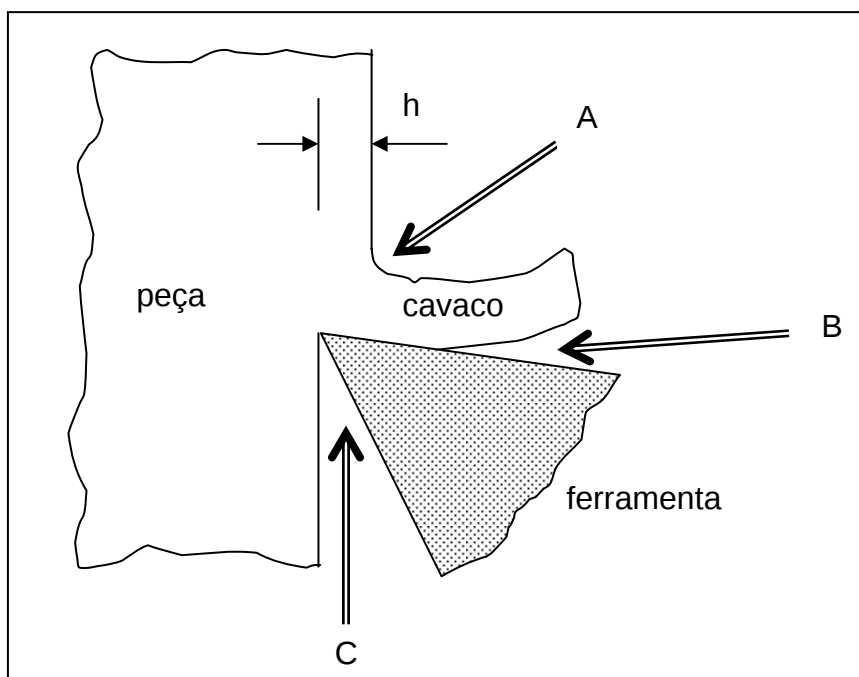


Figura 2.22 – Possíveis direções de aplicação de fluido de corte (Machado & Silva,1999).

Machado & Wallbank (1997) empregaram o fluido de corte à alta pressão dirigido especificamente entre o cavaco e a ferramenta, obtendo com esse procedimento resultados satisfatórios principalmente em relação ao desgaste de cratera e a minimização da formação da aresta postiça de corte, uma vez que o jato de fluido atua, segundo os autores, como um quebra cavaco além de reduzir o atrito na superfície de saída da ferramenta e atingir locais mais próximos do raio de ponta da ferramenta. Entretanto, para obter esses resultados eles utilizaram um sistema de

aplicação do fluido de corte sob pressão, onde o fluido de corte foi aplicado por um orifício de $\varnothing 1,5\text{mm}$ sob uma pressão de 14,5 MPa e vazão de 15,1 l/min, desta maneira conseguiram aumentos de até 300% na vida das ferramentas de corte na usinagem de uma liga de titânio (Ti6Al4V) em relação ao sistema convencional (vazão de 5,2 l/min), de baixa pressão, direcionado para a região de corte, conforme Figura 2.23.

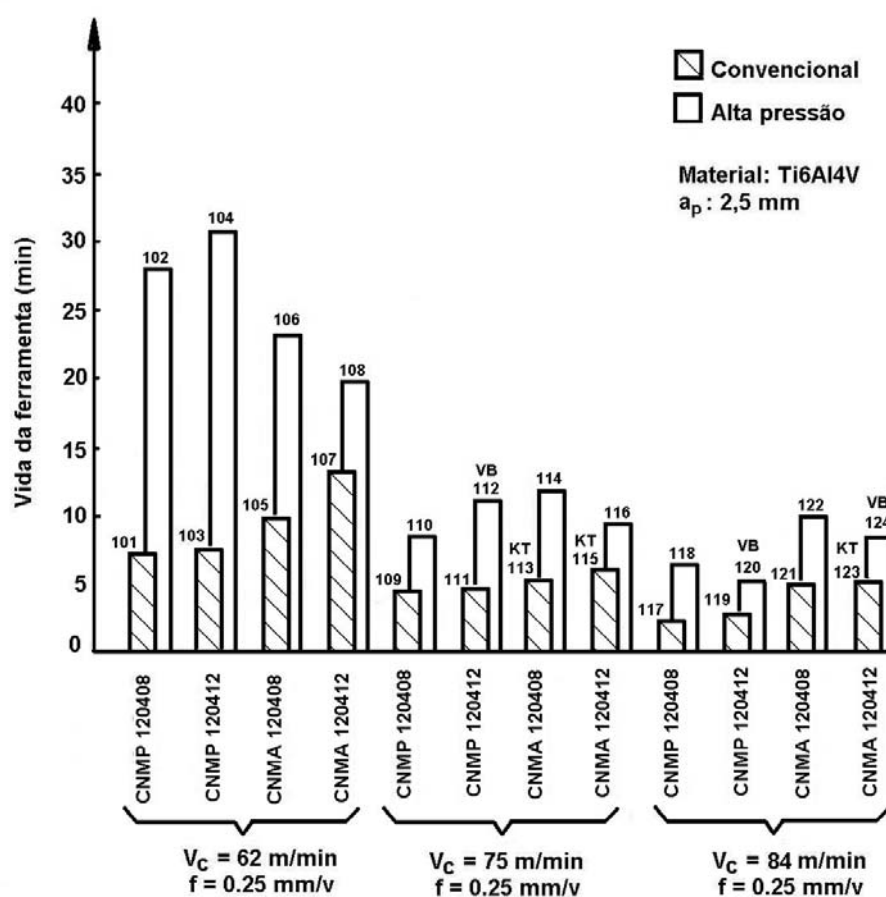


Figura 2.23 - Vida da ferramenta na usinagem do material Ti6Al4V (Machado & Wallbank, 1997).

Wertheim & Rotberg (1992), Jawahir (1993), Crafoord et al. (1999), Patrik Dalman (2000) e Ezugwu & Bonney (2004) mostraram a possibilidade de se controlar a forma do cavaco, nas operações de torneamento, através de jato de fluido com alta pressão direcionada na interface cavaco ferramenta. Crafoord et al. (1999) mostra que o fluido de corte injetado entre a superfície de saída da ferramenta e o cavaco forma uma “cunha hidráulica” que controla o raio do cavaco gerado. Os resultados experimentais mostraram que, aplicando um jato sólido entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta, o raio da hélice do cavaco pode ser controlado pelo que Crafoord et al (1999) chamou de “momentum do jato de fluido”. O momentum é definido como uma correlação entre a potência do jato P , a densidade do fluido e a velocidade do jato:

$$P = p.q \quad (2.5)$$

onde p é a pressão em MPa e q é a vazão em m^3/s e densidade do fluido (kg/m^3) e a velocidade do jato em m/s , que por seguinte é função do raio do jato:

$$F = v\rho P \quad (2.6)$$

onde F é a força aplicada pelo jato no cavaco, dado em Newtons [N].

Conforme Crafoord et al (1999), através do controle dos parâmetros do jato, isto é, da vazão e da pressão, e da espessura (raio) do jato é possível controlar o raio da hélice do cavaco produzido. Concluem que baixa potência do jato (baixa pressão e baixa vazão e com raios de jato menores) produz cavacos com raios da hélice maiores e que alta potência (alta pressão e alta vazão e com raios de jato maiores) produz cavacos com hélice com raios menores.

Ezugwu & Bonney (2004) e Wertheim & Rotberg (1992) mostram que a facilidade de se quebrar o cavaco aumenta com a potência do jato. A fig. 2.24 exemplifica a diferença da forma do cavaco quando se tem jato de fluido com pressão de 15 MPa e 20,3 MPa respectivamente na usinagem do inconel 718. Mostra que usinando com uma pressão do jato com 203 bar produziu uma forma de cavaco bem segmentado (Ezugwu & Bonney , 2004).

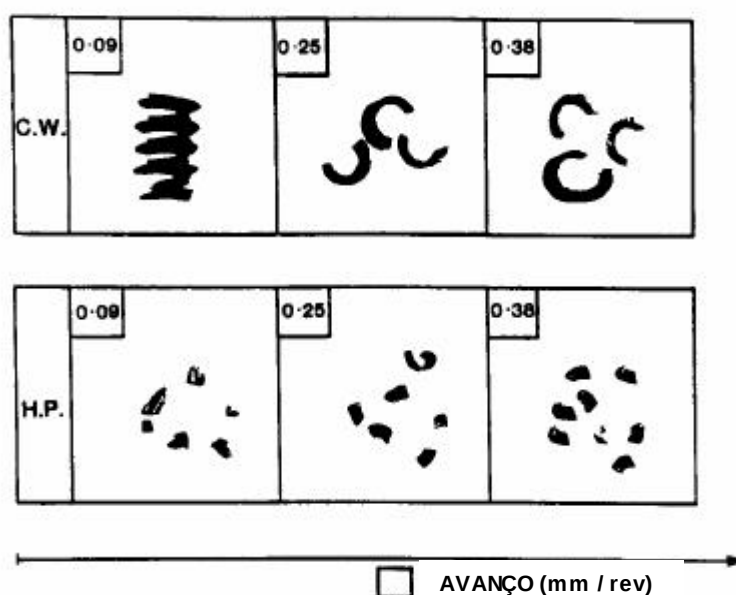


Figura 2.24 - Exemplos de formas de cavaco produzidas quando se usina Inconel 901 com jato de alta pressão (H.P.) e convencional (C. W.) para diferentes avanços (Ezugwu, 2004).

As pesquisas de Ezugwu & Bonney (2004) mostraram também que, embora se tenha estabelecido que para qualquer condição de velocidade, a temperatura da interface cavaco ferramenta decresce com o aumento da pressão do

jato e que existe uma pressão crítica para cada velocidade e material usinado, acima do qual não haverá redução da temperatura na interface cavaco-ferramenta.

Kaminski & Alvelid (2000), também avaliaram a influência do fluido refrigerante a alta pressão (de 5 a 360 MPa) na operação de torneamento com o aço liga SS2541-03 e pastilhas de metal duro revestidas com Al_2O_3 (classe P10), com condições de corte: $V_C = 150, 225$ e 300 m/min; $a_p = 3$ mm e $f = 0,3$ mm/volta, utilizando um bico injetor ($\varnothing 0,25, 0,5$ e $0,7$ mm) direcionado à interface cavaco-ferramenta, conforme mostra a Figura 2.25.

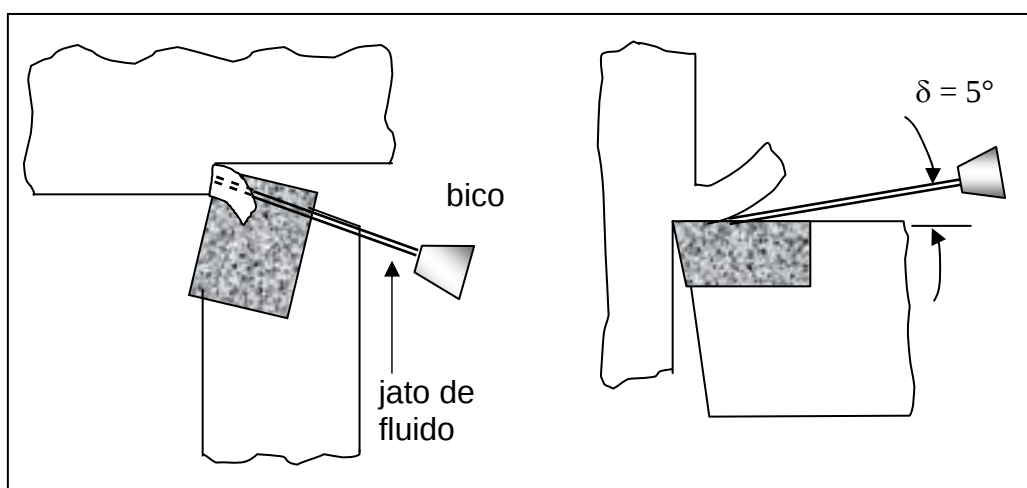


Figura 2.25 – Aplicação de jato de fluido de corte (Kaminski & Alvelid, 2000)

Segundo eles, a redução de temperatura com a utilização do sistema de refrigeração abundante gira em torno de 15%, comparado a usinagem a seco, enquanto que, com a utilização de sistemas de jato a alta pressão, pode-se atingir reduções de 40 a 50% com pressões a partir de 20 MPa. A força de corte, para diferentes condições, também diminuiu com o aumento da pressão, e com pressões entre 200 e 300 MPa obteve-se os menores valores de rugosidade. A figura 2.26

ilustra os resultados que mostram uma redução significativa na distribuição de temperatura na superfície de saída da ferramenta, cerca de 40-45%.

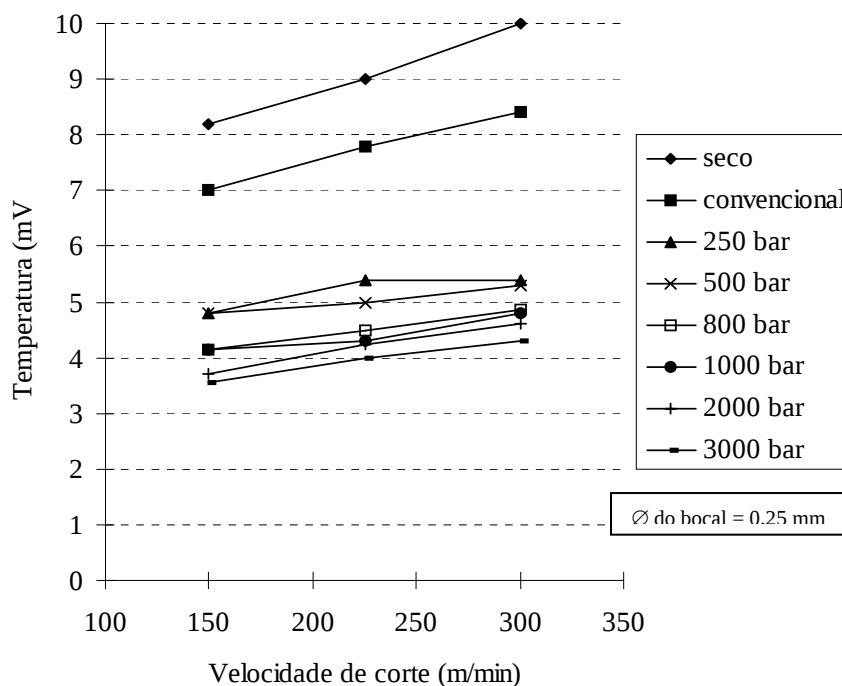


Figura 2.26 – Temperatura em função da velocidade de corte para várias pressões de jatos d'água (Kaminski & Alvelid, 2000).

Sharma et al (1971) apud Mazurkiewicz (2000), realizaram trabalhos com fluido a alta pressão onde o fluido era dirigido para a interface cavaco-ferramenta através de um furo de 0,25 mm de diâmetro confeccionado na própria superfície de saída da ferramenta. Com uma pressão de 68,9 MPa, os cavacos foram produzidos em forma de fita enquanto no corte a seco eram fragmentados. Por outro lado, o atrito na superfície cavaco-ferramenta foi reduzido em 40% em comparação ao corte a seco.

De maneira análoga Wertheim et al. (1997), estudou os efeitos do fluido a alta pressão por um orifício na superfície de saída da ferramenta, no caso específico da usinagem de canais, conforme mostra a Figura 2.27.

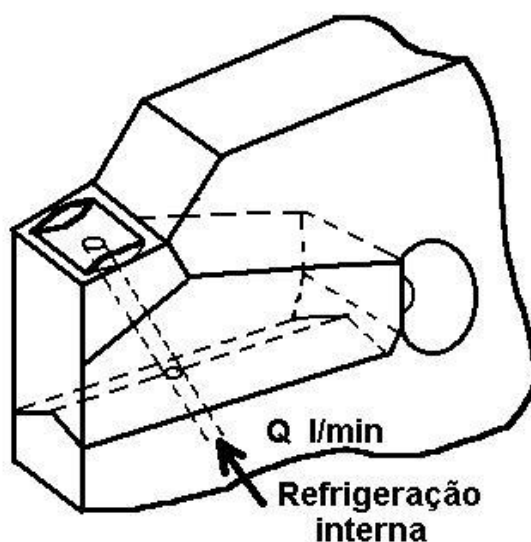


Figura 2.27 - Orifício feito na ferramenta, (Wertheim et al., 1997).

Segundo Wertheim et al. (1997), o fluido de corte direcionado na superfície de saída por de baixo do cavaco provoca aumento da dissipação de calor, diminuição no desgaste de flanco e mudança na forma do cavaco. O uso de uma configuração de quebra-cavaco localizada junto da aresta de corte, combinada com o fluxo de fluido, melhora a formação do cavaco, reduz a tendência de formação da aresta postiça e melhoram a qualidade superficial em ambos os lados do canal. Por meio de modelos e de experimentos, Wertheim et al. (1997) demonstra que se resfriando a superfície inferior da ferramenta é possível diminuir o seu nível de desgaste, especialmente quanto às crateras. Os pesquisadores utilizaram um jato de fluido de 2,5 MPa, comparando-o com a refrigeração por inundação (topo) e a

usinagem a seco. Com relação aos desgastes de flanco e cratera os resultados obtidos estão mostrados na Figura 2.28.

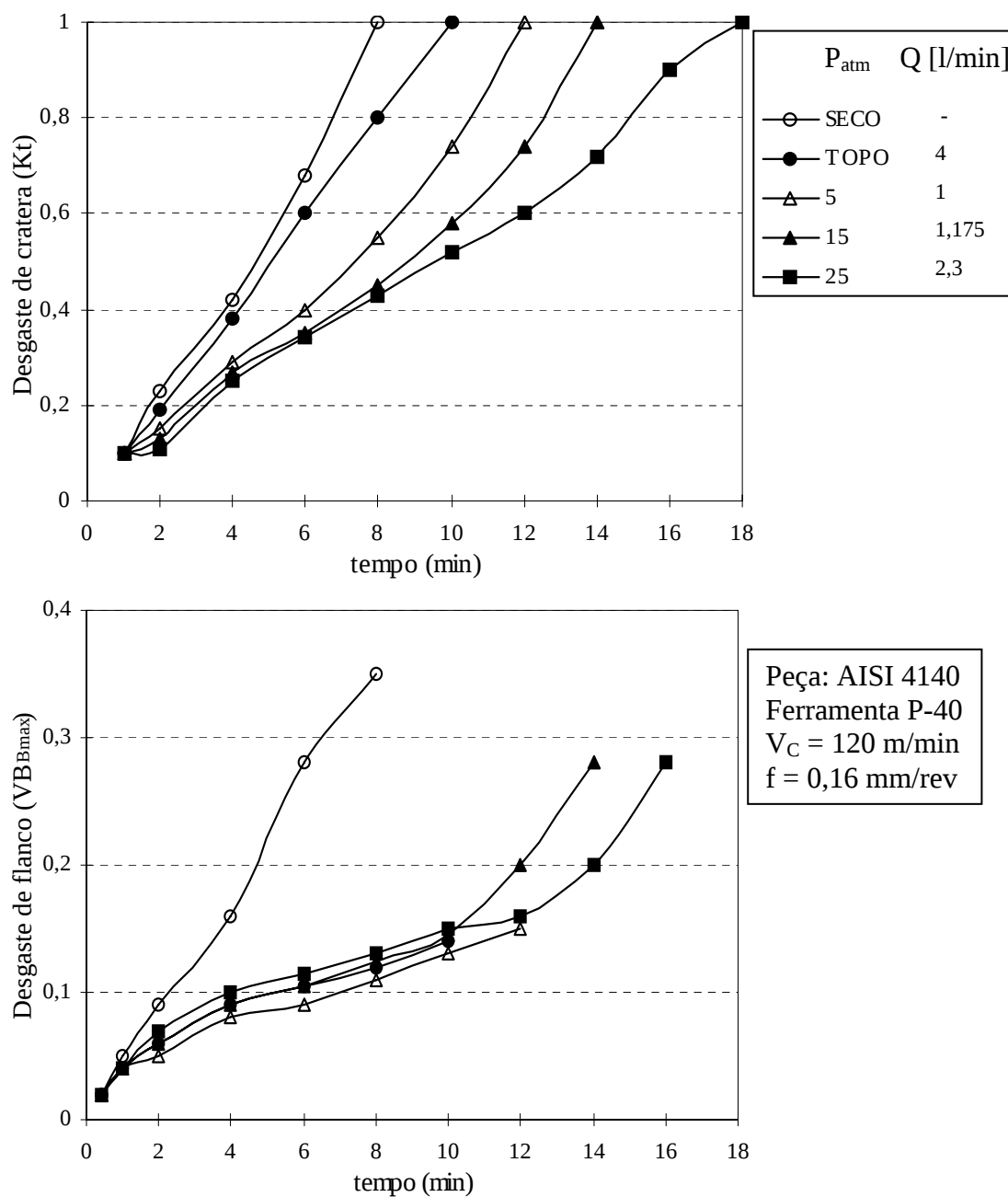


Figura 2.28 - Desgaste de flanco e cratera (Wertheim et al., 1997).

Pela análise da Figura 2.28, pode-se constatar que a aplicação do fluido de corte de topo reduz significativamente o desgaste de flanco, mas afeta muito pouco o desgaste de cratera. A cratera torna-se fator determinante para a vida da ferramenta, que neste caso é 10 minutos (20% maior do que com a usinagem a seco). Para a refrigeração a alta pressão, houve uma maior demora no desenvolvimento da cratera proporcional à taxa de fluxo de refrigerante. O desgaste de flanco para esta condição é similar ao obtido com refrigeração por inundação. Observou-se também que o desgaste do flanco para usinagem a seco é maior nos cantos do que no centro, resultante de uma deformação plástica sofrida pela ferramenta, enquanto que na refrigeração por jato interno a temperatura é reduzida e o desgaste de flanco é quase paralelo.

Wertheim et al. (1997) concluíram que a refrigeração interna a alta pressão reduziu o desgaste de flanco e de cratera aumentando significativamente a vida da ferramenta, além de consumir entre 1/6 e 1/8 do volume de fluido consumido pela refrigeração por inundação e também melhorar as características de quebra do cavaco, por tornar mais rígida a sua seção transversal, causando sua quebra antecipadamente.

Apesar dos relatos positivos a respeito da aplicação de jato de fluido na interface cavaco-ferramenta, sabe-se que a tensão produzida entre o cavaco e a ferramenta, durante a formação do cavaco, excede algumas vezes a tensão de escoamento do material da peça chegando, segundo Trent (1971), à aproximadamente cinco vezes, o que torna muito difícil o fluido penetrar entre o cavaco e a ferramenta e alcançar a região de máximo aquecimento situada na ponta da ferramenta. No entanto não se pode negar o efeito benéfico da entrada do fluido,

mesmo que parcialmente, entre o cavaco e a ferramenta na diminuição do comprimento de contato e com isso minorar o atrito e a geração de calor.

Existem poucos estudos quanto à aplicação de fluido nas regiões entre a peça e as “costas do cavaco” e entre a peça e a superfície de folga da ferramenta.

Quanto à injeção do fluido de corte entre a peça e a superfície de folga da ferramenta não se tem informações precisas de seu efeito na literatura, mas Shaw (1986) sugere que o comportamento do fluxo de calor, estabelecido entre a peça e a ferramenta durante a usinagem, é distinto nos casos onde o desgaste de flanco é pequeno e acentuado, respectivamente. No início da usinagem, com a ferramenta nova, a área de contato entre a peça e a ferramenta é pequena dificultando o estabelecimento do fluxo de calor entre eles, ao passo que a ferramenta desgastada apresenta maior área de contato e transferência de calor mais intensa. Neste último caso, pode-se admitir que o fluido de corte incidindo especificamente na região desgastada da ferramenta entre a superfície de folga e a peça consiga minimizar o desgaste da ferramenta.

Seah et al. (1995) usaram fluido de corte em forma de jato dirigido especificamente na região entre o cavaco e a peça, “nas costas do cavaco”, a fim de remover o calor gerado no plano de cisalhamento primário, mas neste caso não se obteve resultados claramente positivos em relação ao método convencional, chegando por fim a concluir que este tipo de refrigeração necessita de estudos adicionais.

Apesar disso, pode-se esperar que este método de aplicação de fluido de corte, empregado por Seah et al. (1995), atue na minimização do desgaste de

cratera uma vez que a ação do fluido refrigerante nas costas do cavaco diminui o seu raio de curvatura, conforme descrevem Shaw (1986) e Cook (1973) e, portanto se conseguiria a redução do comprimento de contato entre o cavaco e a ferramenta.

Pesquisando diferentes formas de se injetar o fluido de corte, Sanchez et al (2002) e Nalon (2004) pesquisaram comparando a vida da ferramenta entre as formas de aplicação do fluido de corte MQFC – mínima quantidade de fluido de corte (vazão de $2,78 \cdot 10^{-5}$ l/min e pressão de 0,39 MPa), abundante (vazão de 3,75 l/min e pressão de 3,0 MPa) e jato de alta pressão nas três principais regiões geradoras de calor: interface cavaco-ferramenta; nas costas do cavaco (entre a peça e o cavaco); e no contato peça-ferramenta (vazão de 3,75 l/min e pressão de 3,0 MPa). Nestes experimentos foram constatados que o modo de aplicação com menor vazão de fluido, como o MQFC, mostrou-se vantajoso sobre o método abundante, porém inferiores aos de aplicação com jatos dirigidos com alta pressão.

Conforme ilustra o gráfico da fig.2.29, referente ao comportamento relativo das temperaturas da ferramenta de corte, desde o seu contato com a peça até atingir a estabilização térmica por meio de vários tipos de aplicação de fluidos, as temperaturas da ferramenta com lubrificação por meio de métodos de jato sólido de fluido com alta pressão são significativamente menores comparados com as temperaturas com lubrificação normal abundante e pelos métodos de jato com mínima quantidade de fluido.

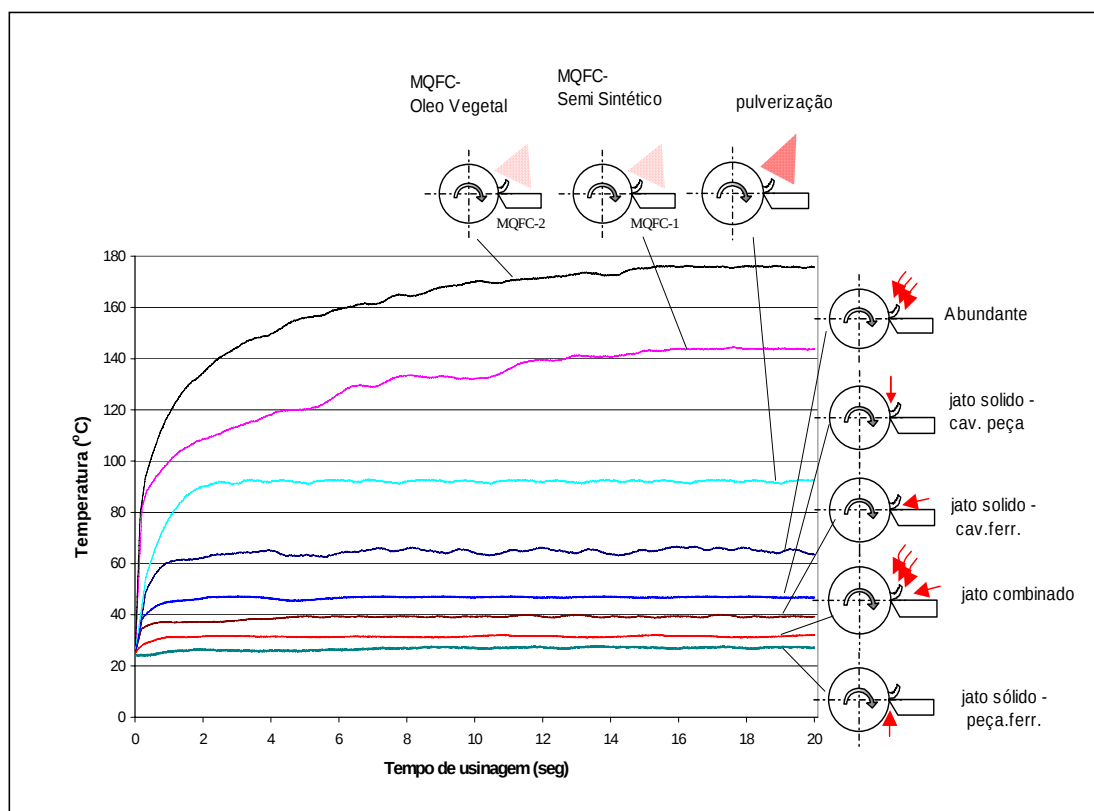


Figura 2.29 – Temperatura da ferramenta em diferentes tipos de aplicação de fluido de corte (Nalon, 2004).

Quanto à posição das aplicações dos fluidos em relação às regiões geradoras de calor, o jato dirigido na interface do cavaco e ferramenta resultou em redução da temperatura e aumento da vida da ferramenta, bastante significativos, em relação aos demais métodos de aplicação de fluido de corte, conforme demonstra os resultados do gráfico da figura 2.30 (Nalon, 2004).

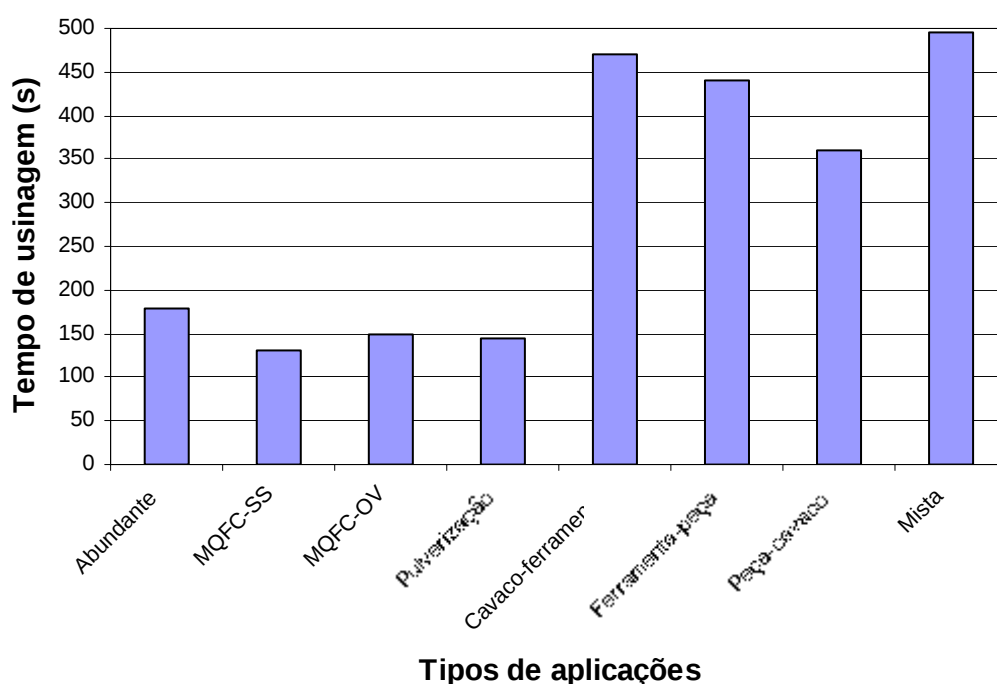


Figura 2.30 – Tempo de usinagem em diferentes tipos de aplicação de fluido de corte (Nalon, 2004).

2.8 Sistema de referência utilizado na determinação dos ângulos dos jatos

Neste trabalho, procura-se avançar no sentido de estudar a influência da variação dos ângulos e da posição da aplicação dos jatos individuais e simultâneos, procurando aumentar a vida da ferramenta.

Como os ângulos e outras grandezas geométricas podem variar de ponto a ponto é necessário estabelecer o sistema de referência para medição dos ângulos dos jatos. A norma NBR 6163 de 1980 padroniza o sistema de referência conforme se expõe na figura 2.31.

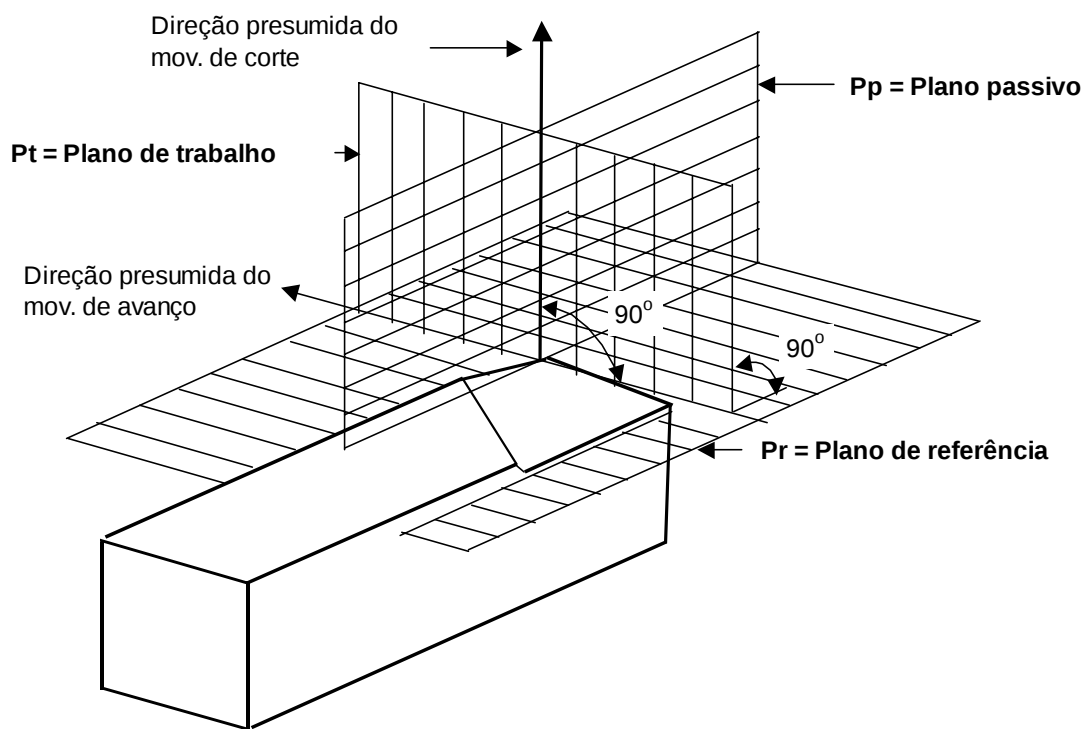


Figura 2.31 - Planos no sistema da ferramenta na mão conforme NBR 6163/80

3. MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo são descritos os equipamentos, materiais, e procedimentos utilizados no trabalho experimental proposto.

O experimento consistiu no torneamento de um aço de difícil usinagem variando-se os ângulos de aplicação do fluido de corte em forma de jato, nas regiões peça-cavaco, cavaco-ferramenta e ferramenta-peça, sendo avaliados: a vida da ferramenta; a rugosidade do corpo de prova; as componentes da força de usinagem: corte, avanço e profundidade; a temperatura relativa da ferramenta de corte; e a análise da forma dos cavacos gerados. Para a realização dos ensaios utilizou-se um torno convencional da marca Romi, modelo Tormax 30 ao qual foi incorporado um sistema de refrigeração de funcionamento à alta pressão.

A figura 3.1 mostra o esquema ilustrativo geral do experimento.

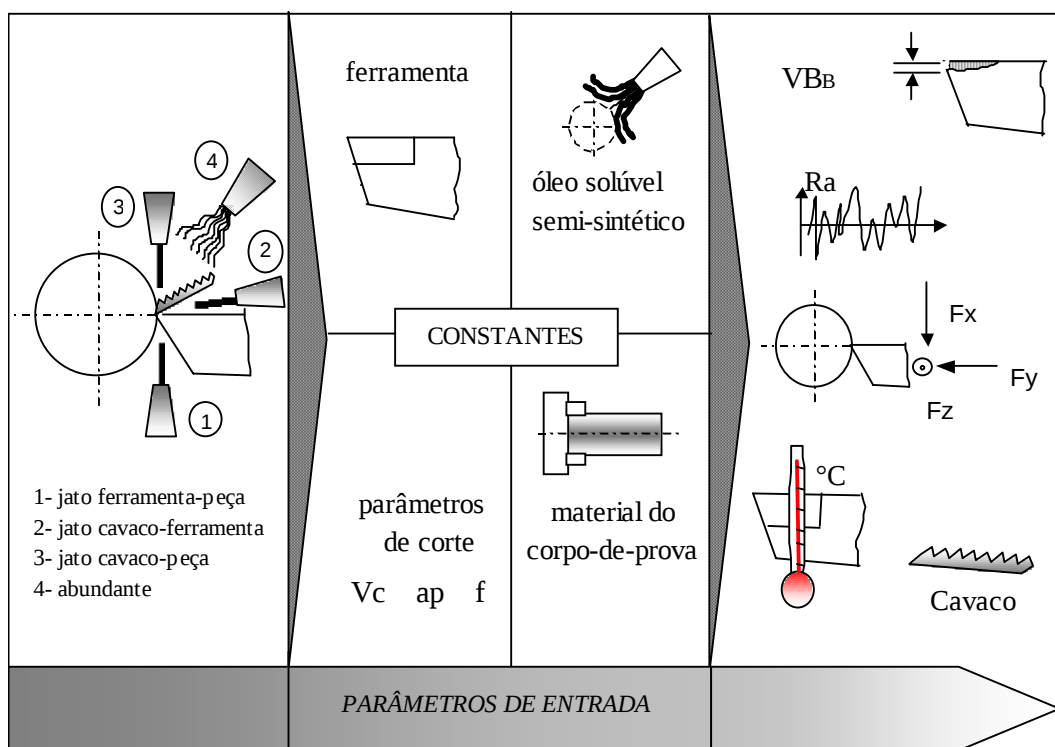


Figura 3.1 – Esquema ilustrativo geral do experimento.

Os experimentos foram divididos em três fases principais: na primeira fase realizaram-se ensaios com aplicação individual em cada região (peça-cavaco, cavaco-ferramenta, ferramenta-peça), variando-se o ângulo de aplicação com relação à aresta de corte. Identificadas estas condições para cada jato, ou seja, as que conferiram maior vida à ferramenta, a segunda fase consistiu na aplicação da combinação de dois jatos aplicados simultaneamente para as melhores posições ensaiadas. E a terceira fase, os ensaios se constituíram em usinar os corpos de prova fazendo-se a aplicação dos três melhores jatos simultaneamente.

3.1 Parâmetros de entrada

Conforme representado na Figura 3.1, os parâmetros de entrada envolvidos no trabalho são quatro, consistindo em:

3.1.1 *Material do corpo-de-prova*

O material empregado nos ensaios foi o aço austenítico endurecido por precipitação do tipo Cromo-Manganês-Níquel especificado como SAE J775 UNS 63008 e ISO 683-XV-8. Este aço tem especificação comercial como Villares Metals VV 56 é resistente ao calor e recomendado na fabricação de válvulas de motor a combustão interna, é de difícil usinagem mesmo em seu estado normalizado apresentando dureza de aproximadamente 35 a 38 HRc. A composição química de seus principais elementos bem como as propriedades mecânicas são especificadas pela Villares Metals, mediante certificado de qualidade, conforme Tabela 3.1 e 3.2.

Tabela 3.1 - Composição química do aço SAE J775, % -massa, (Villares, 2004).

C	Mn	Si	Cr	Ni	N
0,56	9,0	0,15	21,0	4,0	0,42
W	Nb	P	S	Fe	
1,15	2,15	0,05	0,03		

Tabela 3.2 - Propriedades mecânicas do aço SAE J775 (Villares, 2004).

Limite de escoamento (0,2%)	600 MPa
Limite de resistência	980 - 1200 MPa
Alongamento	8 %
Estricção	10 %
Condutibilidade térmica (20°C)	15 W / m K

O aço em questão foi fornecido em barras cortadas de 2 polegadas de diâmetro (50,8 mm) e comprimento total de 155 mm. Na região central dos corpos de prova foi confeccionado um canal dividindo-o em duas partes iguais para que fossem usinadas. Os corpos de prova ficaram então confeccionados com duas partes de 75 mm de comprimento e diâmetro de 50 mm (Figura 3.2). Nos ensaios os corpos de prova foram torneados até seu diâmetro atingir o diâmetro do canal (44 mm). Para cada passe, em função da variação do diâmetro do corpo de prova, a velocidade de corte pôde ser corrigida através da utilização de um inversor de frequência que foi acoplado ao sistema de comando de velocidade do torno.

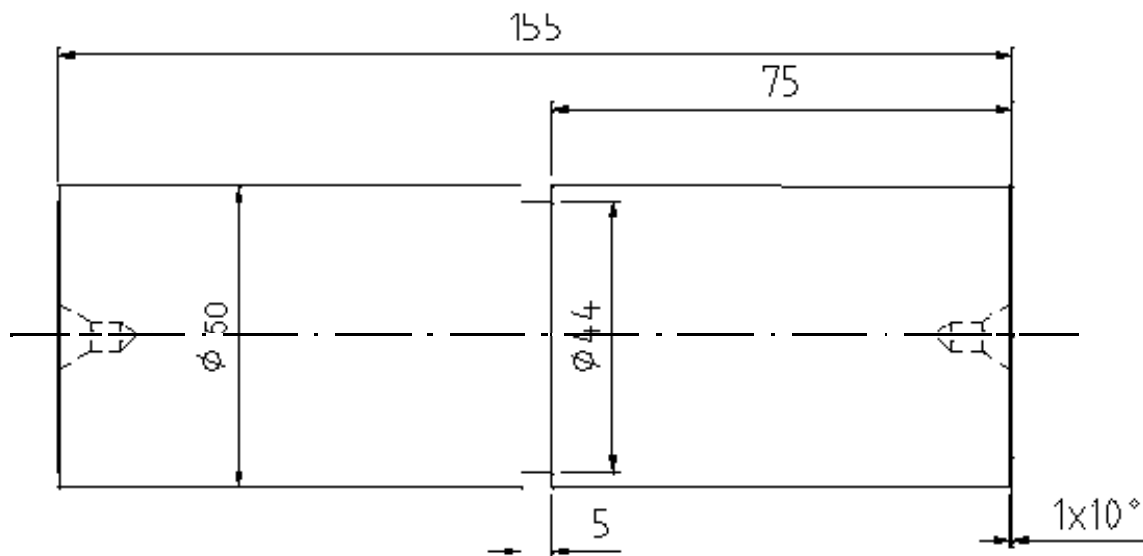


Figura 3.2 – Corpo-de-prova utilizado nos ensaios (medidas em mm).

3.1.2 Ferramenta de corte

Diante do objetivo de se usar uma ferramenta de corte de baixo custo, de metal duro revestido, Sanchez (2002) fez várias tentativas para a escolha daquela que proporcionasse o melhor desempenho, procurando minimizar o desgaste e o risco de danos de origem térmica. Após experimentar, em termos de vida, diferentes classes de ferramentas de duas marcas distintas, optou por uma pastilha de especificação ISO TNMA 160408, (revestida com TiCN, Al_3O_2 e TiN) com furo para fixação e classe IC 9015 (ISO P10 - P30 e K10 - K25), cuja característica é a ampla faixa de tenacidade aliada à boa resistência a quente.

O porta-ferramenta utilizado foi o MTJNR 2020K 16M1, com as seguintes geometrias do conjunto: ângulo de posição (χ_r) de 93° , ângulo de saída (γ_o) de -6° , ângulo de folga (α_o) de 6° e ângulo de inclinação (λ_o) de -6° .

A ferramenta em questão foi escolhida sem quebra cavaco, para que tal artifício não mascarasse os efeitos das aplicações do fluido de corte, tanto no desgaste da ferramenta como na forma dos cavacos gerados. Como a pastilha escolhida não contém quebra cavacos e também em função do material ser de alta dureza empregou-se um porta-ferramenta que gerasse um ângulo de saída negativo.

3.1.3 *Parâmetros de usinagem*

Os parâmetros da operação de torneamento (profundidade de corte, avanço e velocidade de corte) foram selecionados, observando-se que para a determinação dos parâmetros de usinagem, foram realizados diversos ensaios preliminares para que a condição escolhida pudesse mostrar de maneira suave a progressão do desgaste da ferramenta.

A Tabela 3.3 mostra as várias condições ensaiadas. Nos ensaios de 1 a 7, não foi possível a análise dos fenômenos envolvidos no processo, pelo fato de serem condições de usinagem relativamente severas, ultrapassando o critério de vida de ferramenta ($VB_B = 0,3 \text{ mm}$) já no primeiro ou segundo passe. Já a condição do ensaio 8, proporcionou uma evolução suave do desgaste.

Tabela 3.3 - Condições de usinagem realizada nos ensaios preliminares.

Ensaio	V_c (m/min)	f (mm/volta)	a_p (mm)
1	200	0,2	0,75
2	200	0,2	0,5
3	200	0,15	0,75
4	200	0,15	0,5
5	200	0,1	0,75
6	200	0,1	0,5
7	172	0,2	0,5
8	172	0,1	0,5

Com base nos resultados dos ensaios preliminares, determinou-se a condição de usinagem do experimento: velocidade de corte de 172 m/min, avanço de 0,1 mm/volta e profundidade de usinagem de 0,5mm.

3.1.4 Fluido de corte

Utilizou-se o fluido de corte Ultracut 370, do tipo semi-sintético com 2,5% (1:40) de concentração, seguindo recomendações do fabricante. Para todos os experimentos a concentração do fluido foi monitorada por meio de um refratômetro Atago N-1E.

3.2 Variáveis de saída

As variáveis de saída, desejadas para a análise do desempenho das diferentes maneiras de aplicação de fluido de corte, são as seguintes:

3.2.1 Desgaste da ferramenta de corte

O desgaste da ferramenta foi registrado por meio de um microscópio ótico Nikon, modelo SMZ 800, conectado a uma câmara digital COPI com 490 linhas (alta definição), modelo DSP. O critério estabelecido para o fim de vida da ferramenta foi o desgaste de flanco médio (VB_B) no limite de 0,3 mm. Ao final de cada passe feito ao longo do corpo-de-prova (equivalente a 40 segundos), mediu-se o desgaste da ferramenta de corte.

3.2.2 Rugosidade dos corpos-de-prova

O parâmetro de rugosidade selecionado foi o da média aritmética (R_a), adquirido com um rugosímetro portátil da marca Taylor Hobson modelo Surtronic3⁺ (raio da ponta do apalpador de 0,2 μm). Diante do valor do avanço selecionado no trabalho a medida foi feita com um comprimento de amostragem de 0,8 mm (“cut-off”). Os valores foram coletados na região central do corpo-de-prova, em três posições diametrais eqüidistantes, tomando-se uma média deles para a disposição dos resultados em gráfico. A rugosidade foi registrada ao final de cada passe realizado. Para o atendimento das especificações de acabamento da peça é considerado um bom valor de rugosidade se ela manter em valores constantes e abaixo de 2,0 μ .

3.2.3 Força de usinagem

As componentes da força de usinagem foram medidas com um dinamômetro piezoelétrico KISTLER modelo 9257 BA de três componentes, cujos dados foram adquiridos pelo software *LabView 6.1* e placa de aquisição A/D, ambos

da National Instruments. A taxa de aquisição de dados foi de 200 pontos/segundo, durante todo o tempo de usinagem, sendo armazenadas em arquivos que posteriormente foram colocados em planilhas do Excel para apresentação dos resultados.

Para cada ensaio, em função do tempo de ensaio e da taxa de aquisição de dados, em média foram coletados doze mil pontos de aquisição para a apresentação gráfica das forças. Dentro desta faixa de aquisição, foram considerados oito mil pontos em média para os cálculos das forças médias, desvios padrões e demais tratamentos estatísticos.

3.2.4 Temperatura relativa da ferramenta de corte

Para a medição da temperatura relativa da ferramenta utilizou-se o método do termopar encravado. E para uma comparação precisa da temperatura desenvolvida entre as diferentes posições de aplicação do jato de fluido adotou-se pastilha e termopar únicos. Caso fosse empregada uma outra pastilha dificilmente se conseguiria posicionar novamente o termopar no exato local da fixação anterior e se perderiam os parâmetros de comparação. Por este motivo, as medições para registrar a temperatura relativa de usinagem para cada posição de aplicação de fluido foram feitas somente para as condições que conferiram maior vida da ferramenta, seja da aplicação abundante, dos jatos individuais e dos jatos simultâneos.

Em função da linearidade dos resultados, o termopar empregado foi do tipo K (níquel-alumínio/níquel-cromo), utilizado em temperaturas de até 1.200°C. O diâmetro da cabeça do termopar é de 1,0 mm, sendo inserido e fixado

no furo da pastilha com cimento refratário. A Figura 3.3 mostra o esquema representativo da ferramenta de corte podendo-se observar o furo para inserção do termopar, feito com auxílio de eletroerosão, interrompido a 0,8 mm da aresta de corte.

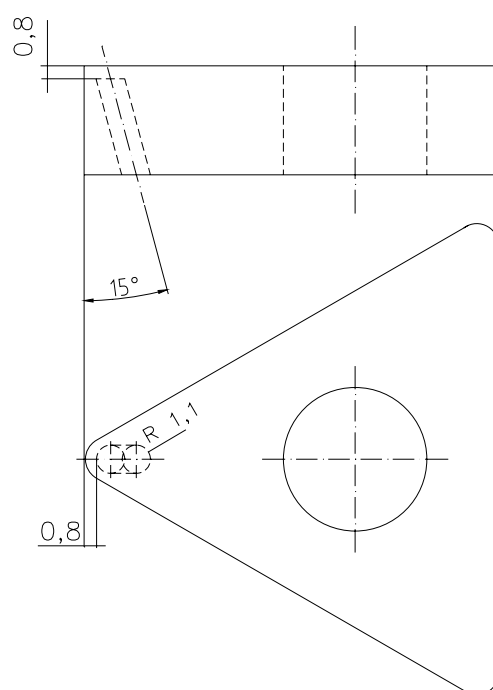


Figura 3.3 - Pastilha com furo para colocação do termopar (medidas em mm).

Para a calibração do sistema de medição da temperatura na ferramenta, colocou-se o conjunto *pastilha/termopar/porta-ferramenta* dentro de um recipiente contendo óleo diesel juntamente com o terminal de um milivoltímetro e de um medidor de temperatura portátil (marca Salvterm). Com os valores coletados, fez-se uma planilha estabelecendo a correspondência entre as

temperaturas e as tensões elétricas ao longo do aquecimento do óleo até alcançar uma temperatura próxima a 800 °C. Através de uma regressão polinomial feita por software Excel, gerou-se um polinômio relacionando essas grandezas. A Figura 3.4 mostra a reta de calibração do termopar, representada pela equação:

$$y = 191,63x - 28,249.$$

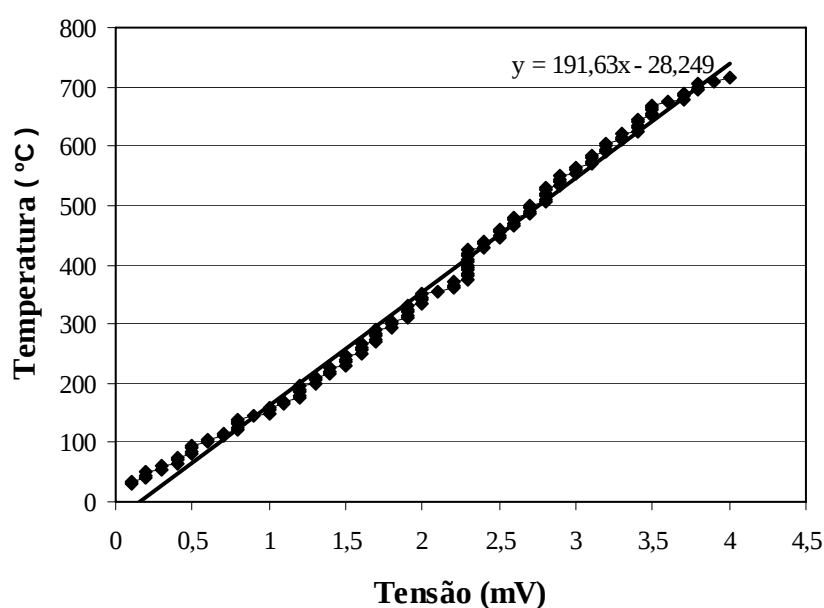


Figura 3.4 - Curva de calibração do termopar implantado.

3.2.5 Forma do cavaco

Fez-se a classificação da forma dos cavacos conforme a denominação da norma ISO 3685 (1977). E fotografou-se por meio com uma câmara digital COPI com 490 linhas (alta definição), modelo DSP acoplado ao microscópio ótico Nikon, modelo SMZ 800.

3.3 Aplicação do fluido de corte

O experimento abrange os seguintes tipos de aplicações de fluido: aplicação convencional (abundante); jato dirigido na interface cavaco-ferramenta; jato dirigido entre a peça e o cavaco; jato dirigido entre a ferramenta e a peça; aplicação simultânea com dois jatos: a) jatos dirigidos na interface cavaco-ferramenta e cavaco-peça e b) jatos dirigidos na interface cavaco-ferramenta e cavaco-peça; e aplicação simultânea com três jatos: cavaco-ferramenta, cavaco-peça e peça-ferramenta. A figura 3.5 ilustra genericamente todas as aplicações envolvidas no trabalho.

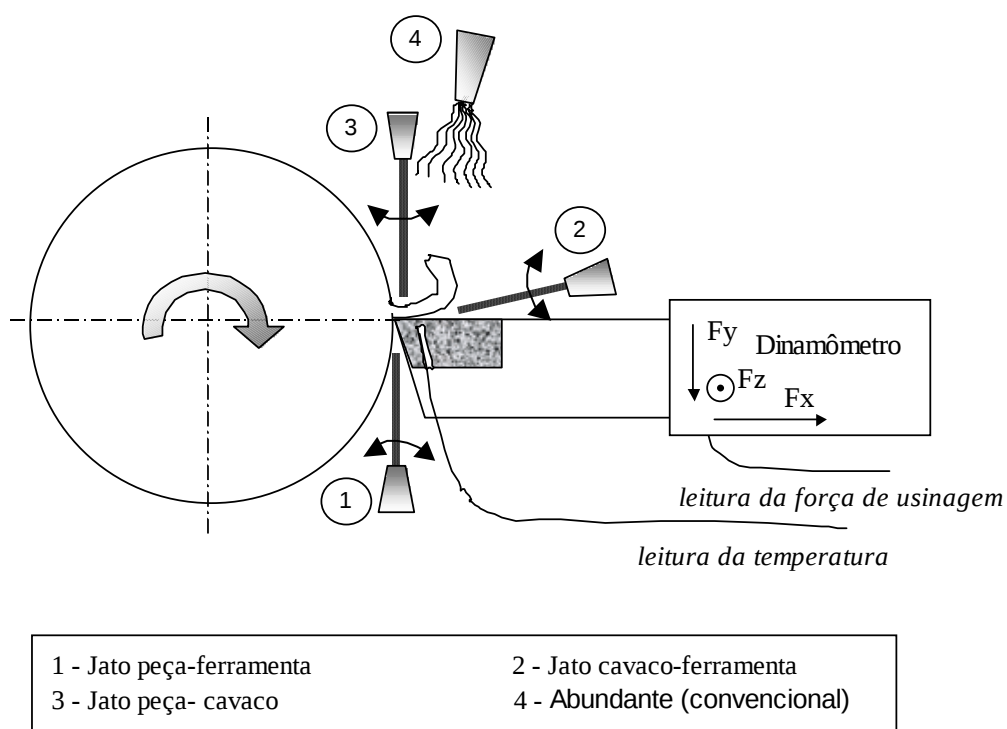


Figura 3.5 - Ilustração dos tipos de aplicação de fluido de corte ensaiados.

Para a medição da vazão do fluido de corte nas aplicações com jato e abundante, utilizou-se um medidor de vazão da marca Contech e modelo SVTL, acoplado a bomba de êmbolos (jato e pulverizado) e ao sistema da máquina-ferramenta (abundante). Os dados de vazão foram lidos diretamente no registrador do equipamento. Para a aplicação de dois e três jatos simultâneos foram feitas medidas injetando o fluido num recipiente graduado de tal forma que se pudesse medir as vazões independentes de cada bico.

3.3.1 Aplicação de fluido abundante

Utilizou-se o sistema original da máquina-ferramenta para a aplicação do fluido pelo método abundante (convencional). Ajustou-se o sistema para uma vazão de trabalho de 3,75 l/min, a mesma das aplicações por jato, obtendo-se a pressão do sistema de 0,5 kgf/cm². A posição de aplicação do fluido é dirigida nas costas do cavaco, como tradicionalmente se utiliza.

3.3.2 Aplicação de fluido em forma de jato

O bico para a produção do fluido em forma de jato foi selecionado do catálogo da empresa *Spraying Systems*, especializada em bicos para refrigeração de processos metalúrgicos e pulverização agrícola. Dentre os vários diâmetros possíveis de orifício adotou-se um modelo com 1,0 mm de diâmetro. Tal bico mostrou-se adequado, uma vez que produziu um jato concentrado não se notando qualquer dispersão do fluido até alcançar a região de corte.

Também foi construído por Nalon (2004) um conjunto móvel de bombeamento e de medição, constituído de uma estrutura com um reservatório de fluido junto ao conjunto moto-bomba e um sistema de medição de vazão.

A bomba empregada, de êmbolos, é da marca Jacto (modelo MB-42 A) com vazão máxima de 42 l/min e pressão máxima 35 kgf/cm². Nos ensaios, com aplicação de fluido em forma de um jato de 1 milímetro de diâmetro obteve-se uma regulação de pressão na ordem de 30 kgf/cm² (2,94 MPa) obtendo-se uma vazão média de 3,92 l/min.

O sistema foi projetado com refluxo de fluido, de tal forma que o excesso de fluido bombeado pudesse retornar ao reservatório, mantendo assim uma vazão por bico constante em função da pressão de bombeamento do fluido. Porém, mesmo com o sistema de manter o fluxo constante, houve pequena diminuição da vazão com a divisão do fluxo. Com dois jatos simultâneos mantendo-se a pressão de 30 kgf/cm² (2,94 MPa) a vazão média de cada jato foi de 3,71 l/min e para a aplicação dos três jatos simultâneos a vazão por bico de injeção foi de 3,51 l/min.

Para o posicionamento dos jatos projetou-se, acoplado ao dinamômetro, um dispositivo de posicionamento dos bicos capaz de variar precisamente o ângulo e a posição de aplicação dos jatos nas três regiões de geração de calor (cavaco-ferramenta, ferramenta-peça, cavaco-peça), conforme demonstra a figura 3.6.

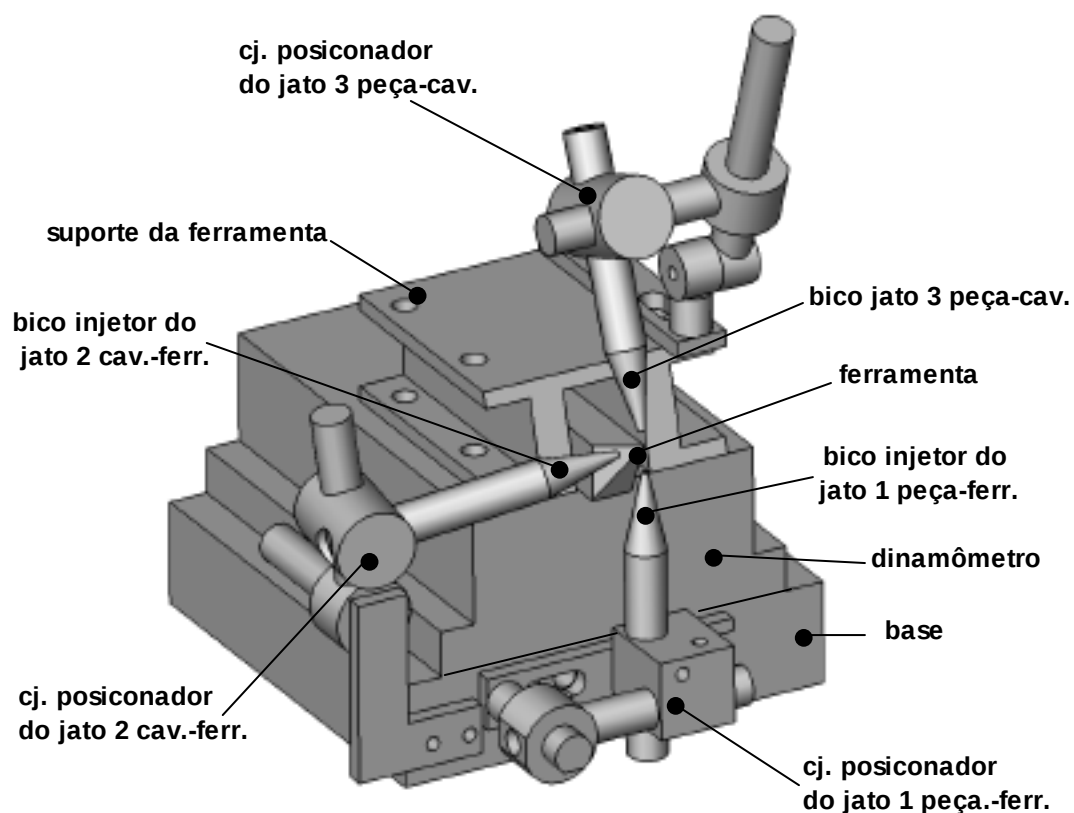


Figura 3.6 – Projeto do dispositivo de posicionamento dos bicos injetores e de medição de força.

Por questões de segurança, para impedir que o fluido espalhasse fora da máquina durante a operação, foi colocada uma proteção sobre a máquina ferramenta composta de perfis e chapas soldadas com uma tampa de acrílico transparente para o acompanhamento visual das operações.

Na figura 3.7 pode-se observar o torno com a estrutura de proteção e ao lado o sistema de aplicação de fluido por jato, composto da bomba, do reservatório, do medidor de vazão com dinamômetro e dispositivo de fixação dos bicos. E na figura 3.8 observa-se o sistema de aquisição de dados de força e temperatura e sistema de controle de velocidade do torno.

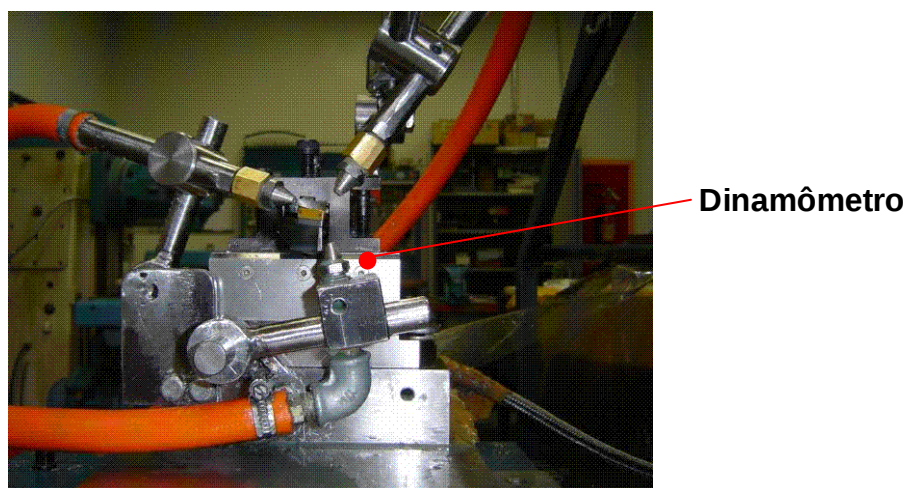
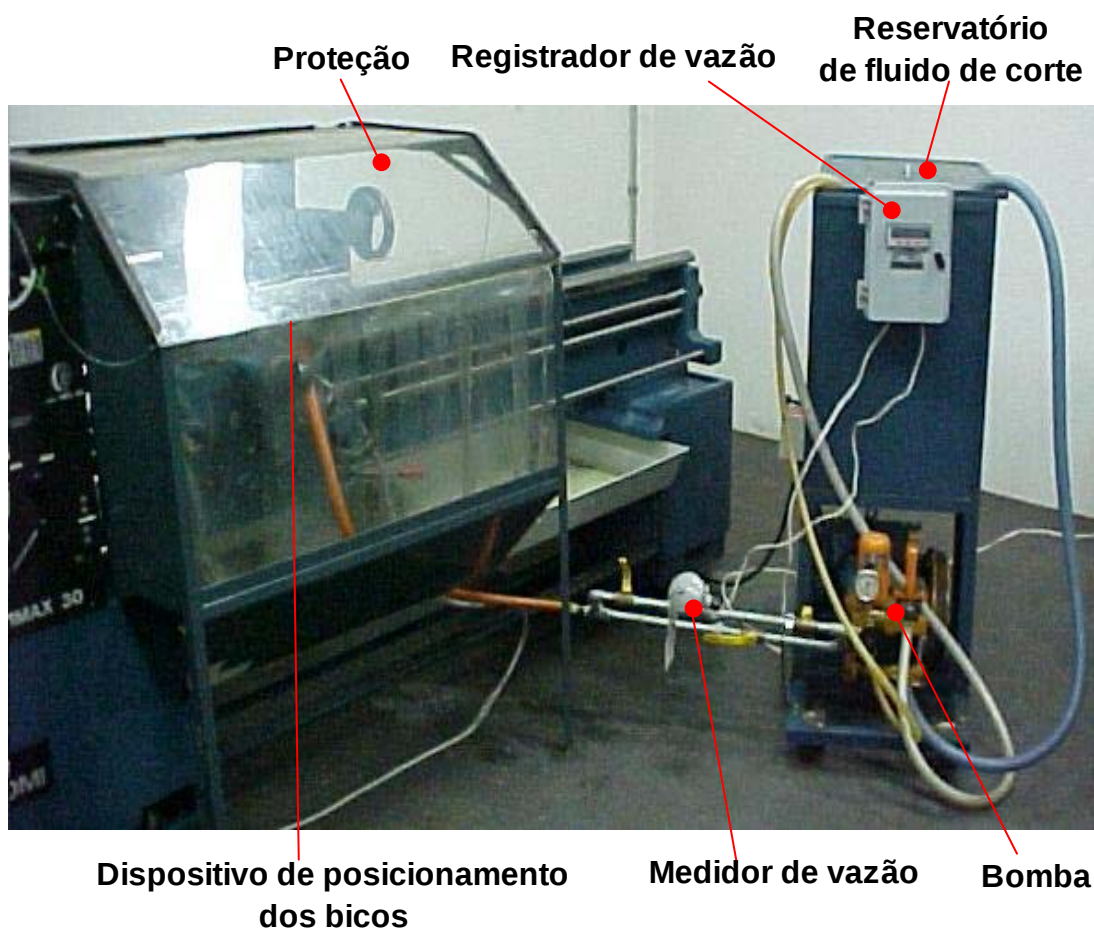


Figura 3.7 – Máquina-ferramenta e sistema de alta pressão.



Figura 3.8 – Visão geral do sistema de aquisição de dados de força e temperatura e sistema de controle de velocidade.

Para cada uma das três direções de aplicação de jato o dispositivo permite uma movimentação fina para o ajuste da posição do bico em relação à ferramenta de corte. Na figura 3.9 é demonstrada uma posição do jato direcionado à região entre a peça e o cavaco. Na figura 3.10 é demonstrada a posição do jato de forma atingir a região entre a superfície de saída e o cavaco. Na figura 3.11 observa-se um exemplo do dirigido na região entre a peça e a superfície de folga da ferramenta. As distâncias dos bicos até a ponta da ferramenta foram de

aproximadamente 25 mm para as aplicações por jato. Em todas estas figuras foi empregada baixa pressão de fluido, uma vez que sob a pressão usada no ensaio não seria possível visualizar as imagens, devido ao grande espalhamento de fluido na região.

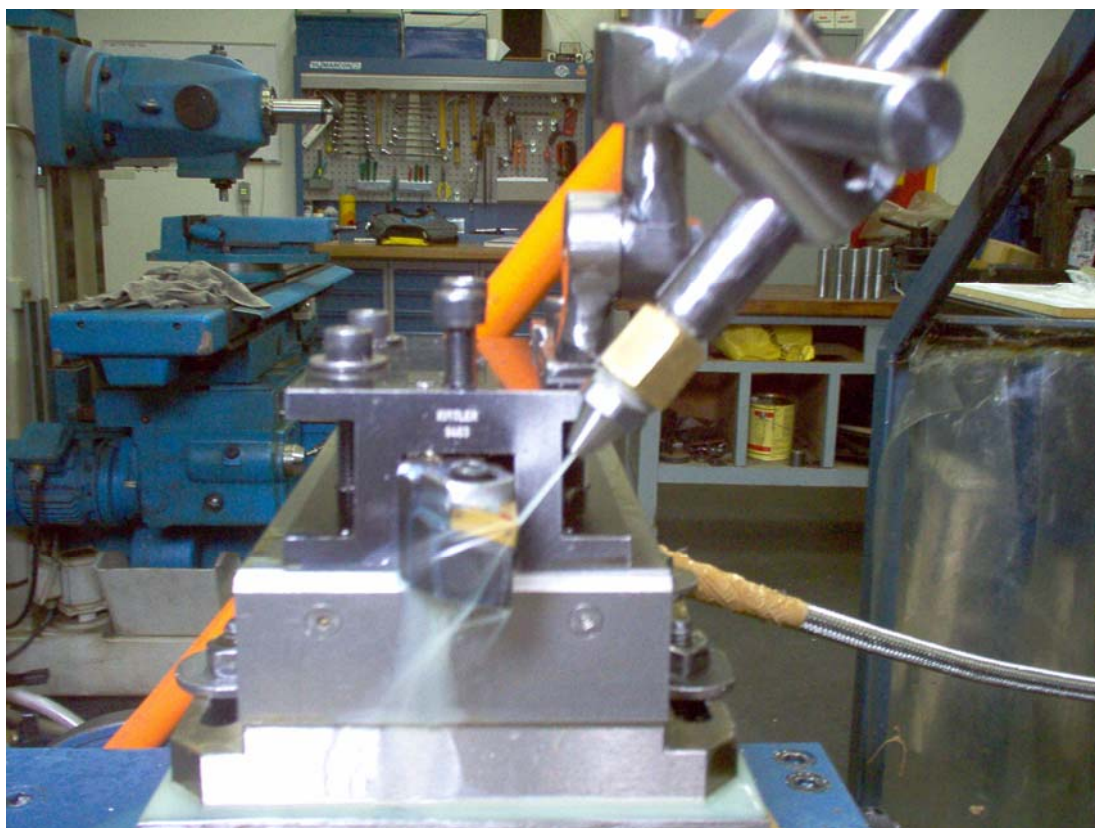


Figura 3.9 – Posição 3, jato aplicado entre a peça e o cavaco.

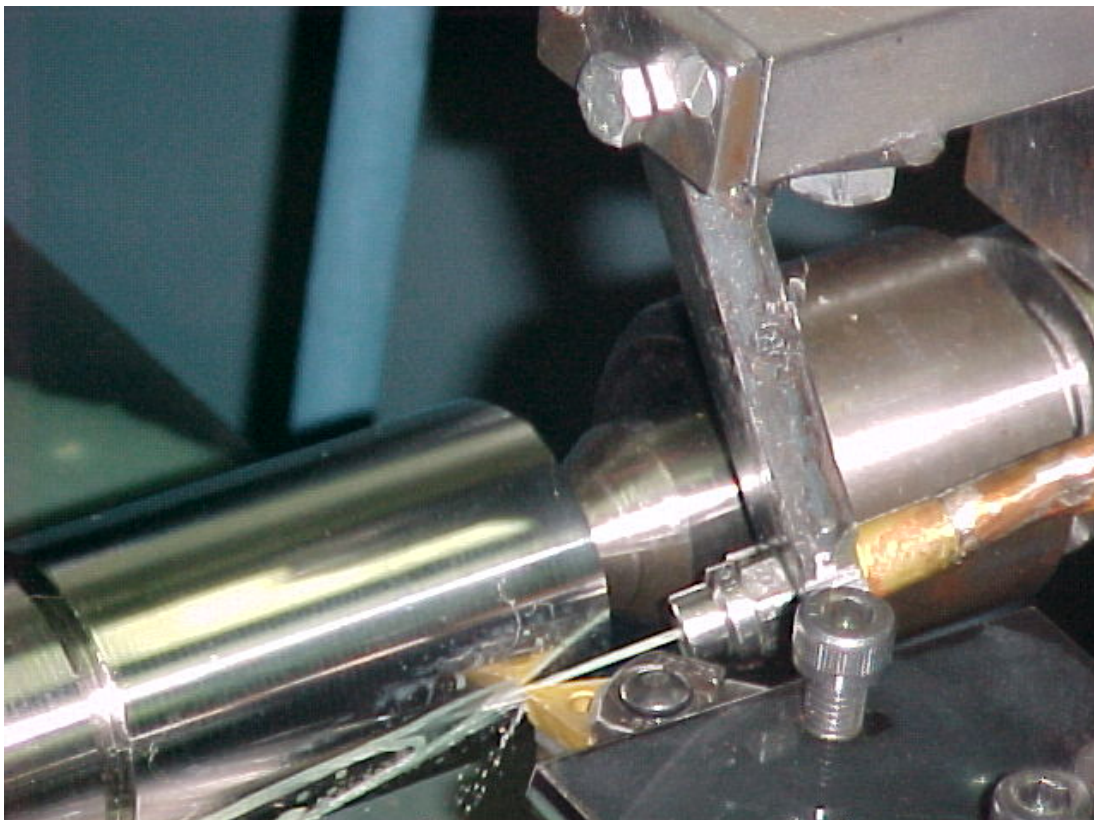


Figura 3.10 – Jato aplicado na posição 2: aplicado de forma atingir a região entre o cavaco e a ferramenta.

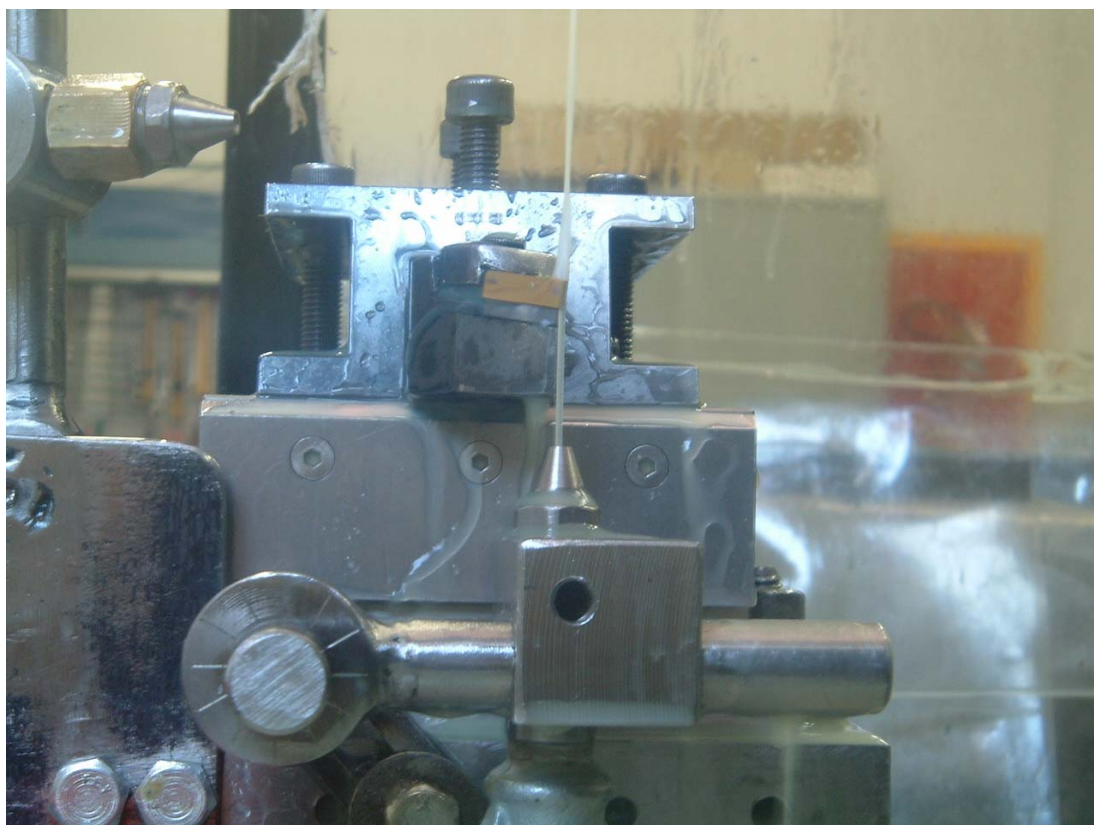
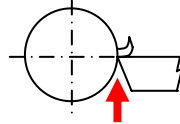


Figura 3.11 - Jato aplicado na posição 1: aplicado de forma atingir a região entre a peça e a ferramenta.

3.4 Experimentos

3.4.1 Jato peça-ferramenta



Como o jato peça-ferramenta tem como objetivo refrigerar a ferramenta e atingir a região da ferramenta onde ocorre o desgaste de flanco, os experimentos foram elaborados procurando primeiro pesquisar o posicionamento do eixo do jato em relação à aresta de corte e à superfície de folga da ferramenta e depois verificar o efeito da divisão do fluxo pelas arestas de corte na vida da ferramenta.

Assim, avaliou-se a influência de se injetar o fluido com o eixo do jato direcionado na aresta de corte da ferramenta de forma que o fluxo ficasse dividido igualmente entre a ferramenta e a peça e também a influência do deslocamento do jato no sentido da superfície de folga, mantendo-se também uma divisão igual do fluxo pelas superfícies de folga da ferramenta.

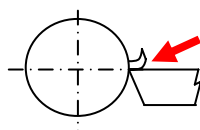
Uma vez estudado a melhor posição de injeção do fluido com relação à superfície de folga pesquisou-se, então, a influência da divisão do fluxo de fluido pelas superfícies principal e secundária de folga. Depois, avaliou-se a influência da variação do ângulo de injeção de fluido, mantida as melhores condições de posição e divisão do fluxo.

Para estudar as posições do jato é necessário que se defina os ângulos A e B de injeção do fluido. O ângulo A é o ângulo formado no plano passivo, pela direção do eixo do jato peça-ferramenta com a linha vertical coincidente com a direção presumida do movimento de corte. O ângulo B é o

ângulo formado no plano de trabalho, pelo eixo do jato com a linha vertical coincidente com a direção presumida do movimento de corte.

A figura 3.12 ilustra de forma geral a convenção dos ângulos e os procedimentos dos ensaios para o jato peça-ferramenta.

3.4.2 Jato cavaco-ferramenta

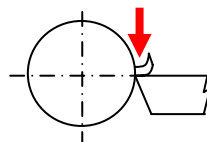


Uma vez que o jato cavaco-ferramenta funciona como quebra-cavaco, a principal expectativa dos experimentos é encontrar uma posição na superfície de saída da ferramenta para se injetar o fluido e o ângulo de injeção para encontrar a posição que confere maior vida à ferramenta.

Para o estudo do jato cavaco-ferramenta convencionou-se a direção do jato pelos ângulos C e D. O ângulo C é o ângulo formado no plano passivo, pela direção do eixo do jato cavaco-ferramenta com o plano de referência. E o ângulo D é formado no plano de referência, pela direção do eixo do jato cavaco-ferramenta com o plano de trabalho.

A figura 3.13 ilustra os procedimentos dos ensaios com jato cavaco-ferramenta, bem como ilustra a convenção adotada para os ângulos C e D.

3.4.3 Jato peça-cavaco



Nos experimentos executados por Sanchez (2002) a posição do jato que conferiu menor vida à ferramenta foi o jato peça-cavaco. Procurou-se, então, pesquisar o melhor ângulo de se injetar o fluido na posição peça-cavaco de forma a

melhorar o desempenho do processo, direcionando-o de tal maneira que pudesse minimizar os desgastes da ferramenta.

Para se definir a direção do jato peça-cavaco utiliza-se os ângulos E e F. O ângulo E é o ângulo formado no plano passivo da ferramenta, pela direção do eixo do jato peça-cavaco com o plano de trabalho. E o ângulo F é formado no plano de trabalho, pela direção do eixo do jato cavaco-ferramenta com o plano passivo da ferramenta.

A figura 3.14 ilustra o esquema dos experimentos para este jato e também ilustra a convenção adotada para os ângulos E e F de direção do jato peça-cavaco.

3.4.4 Jatos simultâneos

Uma vez determinada as melhores condições para cada jato, pesquisou-se então os resultados quanto à aplicação simultânea das melhores condições encontradas nos ensaios anteriores. Primeiro fez-se a combinação de dois jatos e por fim os três melhores jatos atuando simultaneamente.

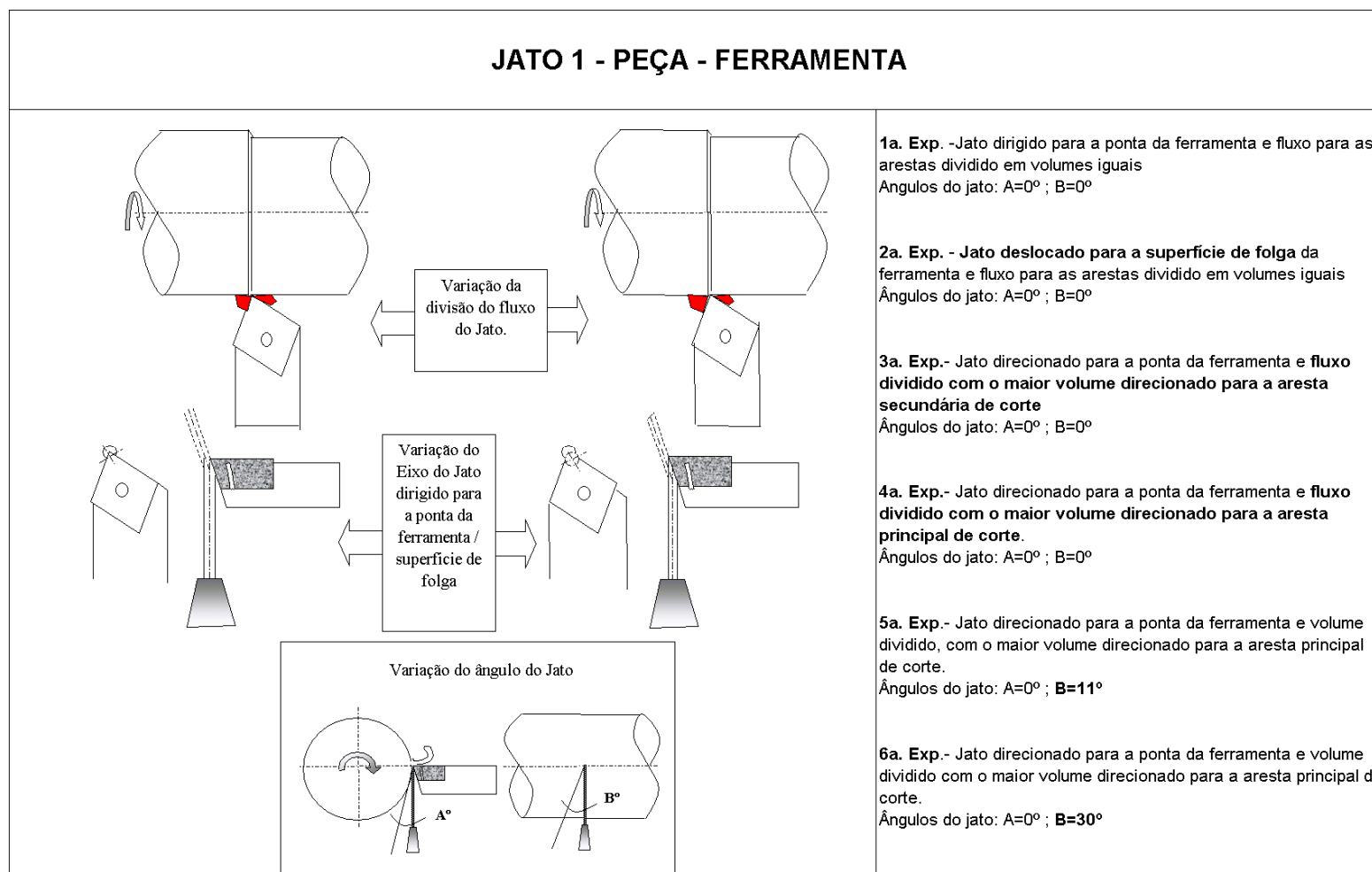


Figura 3.12- Esquema dos experimentos com jato peça-ferramenta.

JATO 2 - CAVACO - FERRAMENTA

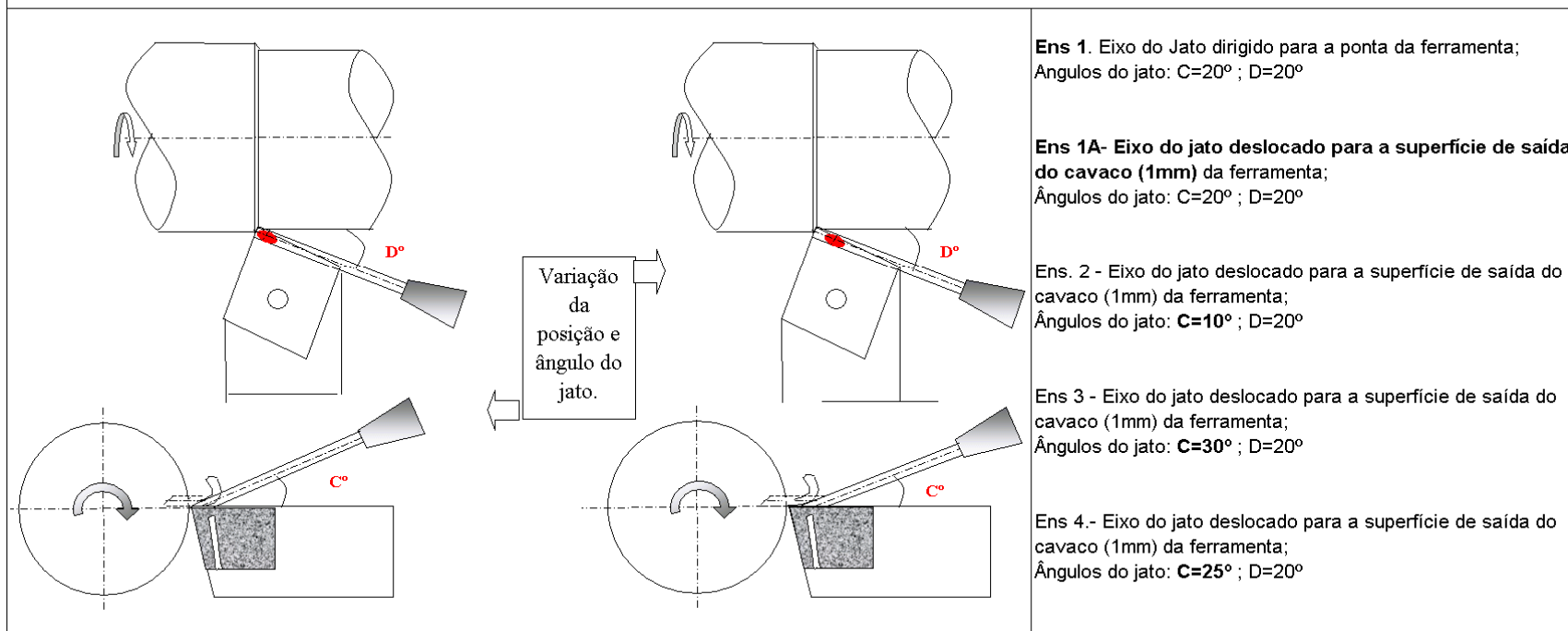


Figura 3.13- Esquema dos experimentos com jato cavaco – ferramenta.

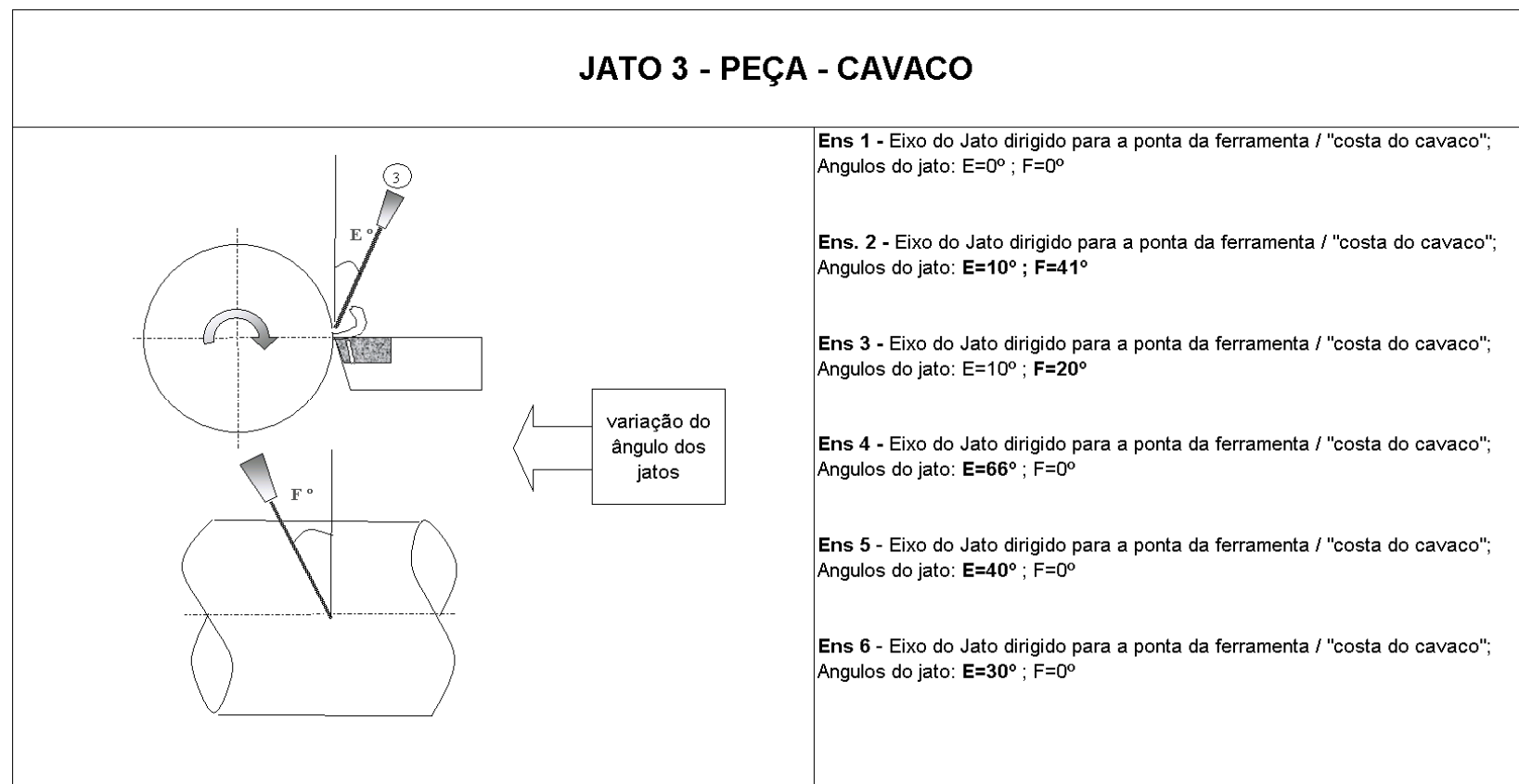


Figura 3.14 – Esquema dos experimentos com jato peça – cavaco.

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo são mostrados os resultados e as discussões referentes ao desgaste médio de flanco e temperatura das ferramentas de corte, as forças de usinagem, a forma dos cavacos gerados e as rugosidades dos corpos-de-prova para os ensaios de usinagem desenvolvidos com a aplicação de jato de fluido nas posições peça-ferramenta, peça-cavaco e cavaco ferramenta, de forma individual e jatos combinados simultâneos. Ressalta-se que os ensaios para medir as temperaturas relativas foram executados somente para as condições que conferiram maior vida da ferramenta para cada jato individual e para os jatos simultâneos. Pois se utilizou adotou-se pastilha e termopar únicos, pelo motivo de que caso fosse empregada uma outra pastilha dificilmente se conseguiria posicionar novamente o termopar no exato local da fixação anterior e se perderiam os parâmetros de comparação.

A figura 4.1 apresenta a vida da ferramenta, quando o desgaste de flanco médio (VB_B) da ferramenta de corte atingiu o critério de final de vida da ferramenta (0,3 mm). Pode-se identificar os resultados dos experimentos divididos em grupos de ensaios bem distintos: o grupo da posição que abriga as posições de aplicação do jato na região da interface peça-ferramenta; o grupo de ensaios com jato posicionado para a interface cavaco-ferramenta; o grupo de ensaios com jato direcionado para a região da interface peça-cavaco; e ensaio com aplicação de fluido pelo método abundante.

A disposição dos resultados desta maneira deve-se à melhor visualização das vidas das ferramentas para as diferentes posições de aplicação e facilidade para as análises comparativas intrínsecas e entre as posições ensaiadas.

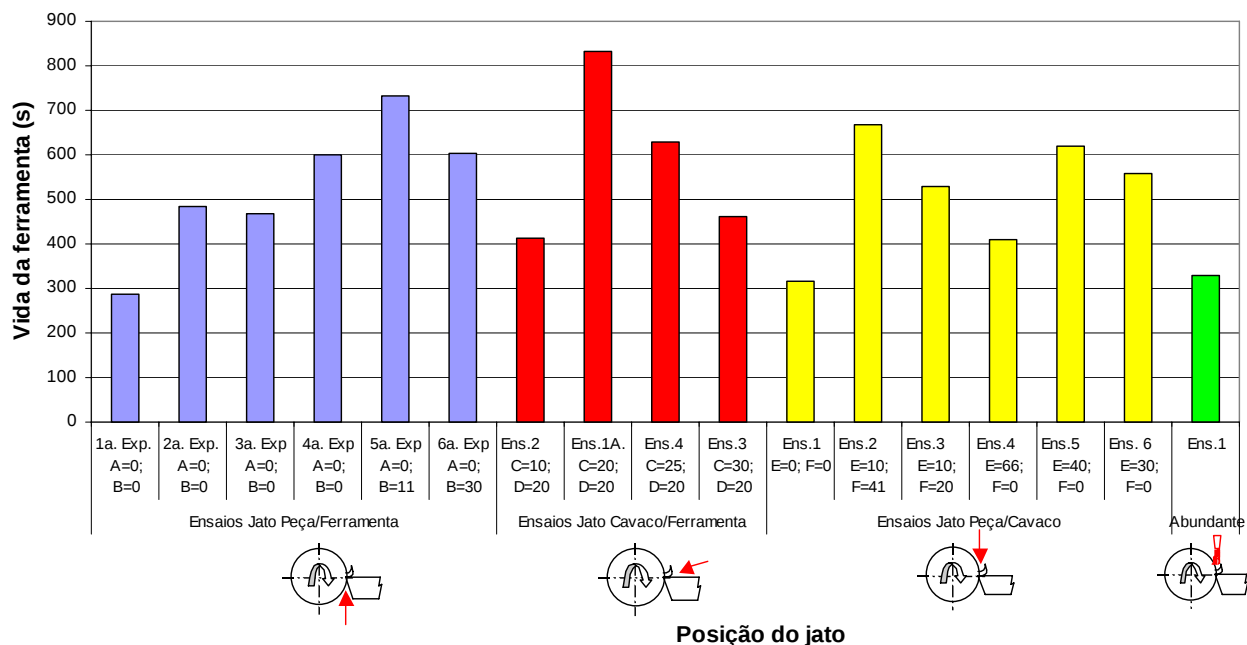


Figura 4.1 - Tempo de usinagem para as aplicações quando o desgaste de flanco (V_B) da ferramenta atinge 0,3 mm.

Conforme se observa, todas as aplicações com jato, na forma mais favorável de cada uma delas, geraram valores de vida da ferramenta com pequena desvantagem para a aplicação jato peça-cavaco (666 seg.) seguido da aplicação do jato direcionado na interface ferramenta-peça (732 seg.) e o melhor resultado para a aplicação direcionada na interface cavaco-ferramenta (831 seg.). O pior desempenho apresentou a aplicação abundante (330 seg.).

A fim de melhor explicar os resultados da pesquisa passa-se a analisar e discutir os grupos de ensaios para cada posição individual de aplicação do jato.

4.1- Análise individual das posições do jato

4.1.1- Jato peça-ferramenta

Na aplicação jato ferramenta-peça, o fluido de corte deve arrefecer mais eficientemente a região de contato peça-ferramenta auxiliando na manutenção do desgaste de flanco da ferramenta, além de provavelmente minimizar o atrito nesta região, embora o fluido de corte empregado não exerça propriamente esta função.

Assim os dois primeiros experimentos (1^a. Exp. e 2^a. Exp.) são no sentido de se fazer uma análise da eficiência do jato quando ele é deslocado da aresta de corte (ponta da ferramenta) para ao longo da superfície de folga, conforme se demonstra no esquema da figura 4.2.

Os resultados dos experimentos referentes às forças de usinagem são demonstrados através das figuras 4.3 e 4.4 e referente ao desgaste de flanco através da figura 4.5, que mostra também o aspecto das regiões da ponta da ferramenta e da superfície de saída.

Faz-se a observação que os gráficos foram representados apenas pelos seus oito primeiros passes, até o instante aproximado de trezentos segundos de usinagem, pois houvera um rompimento da mangueira quando da execução do décimo primeiro ensaio do primeiro experimento. Porém, é perfeitamente possível, através destes resultados, de se visualizar e analisar o efeito da mudança de posição

dos jatos, uma vez que houvera um tempo de análise de aproximados trezentos segundos de tempo de usinagem. E em todos os experimentos deste trabalho os resultados mostram que a partir do tempo de usinagem de duzentos segundos os parâmetros de forças de usinagem e velocidade de desgaste já demonstram a sua tendência.

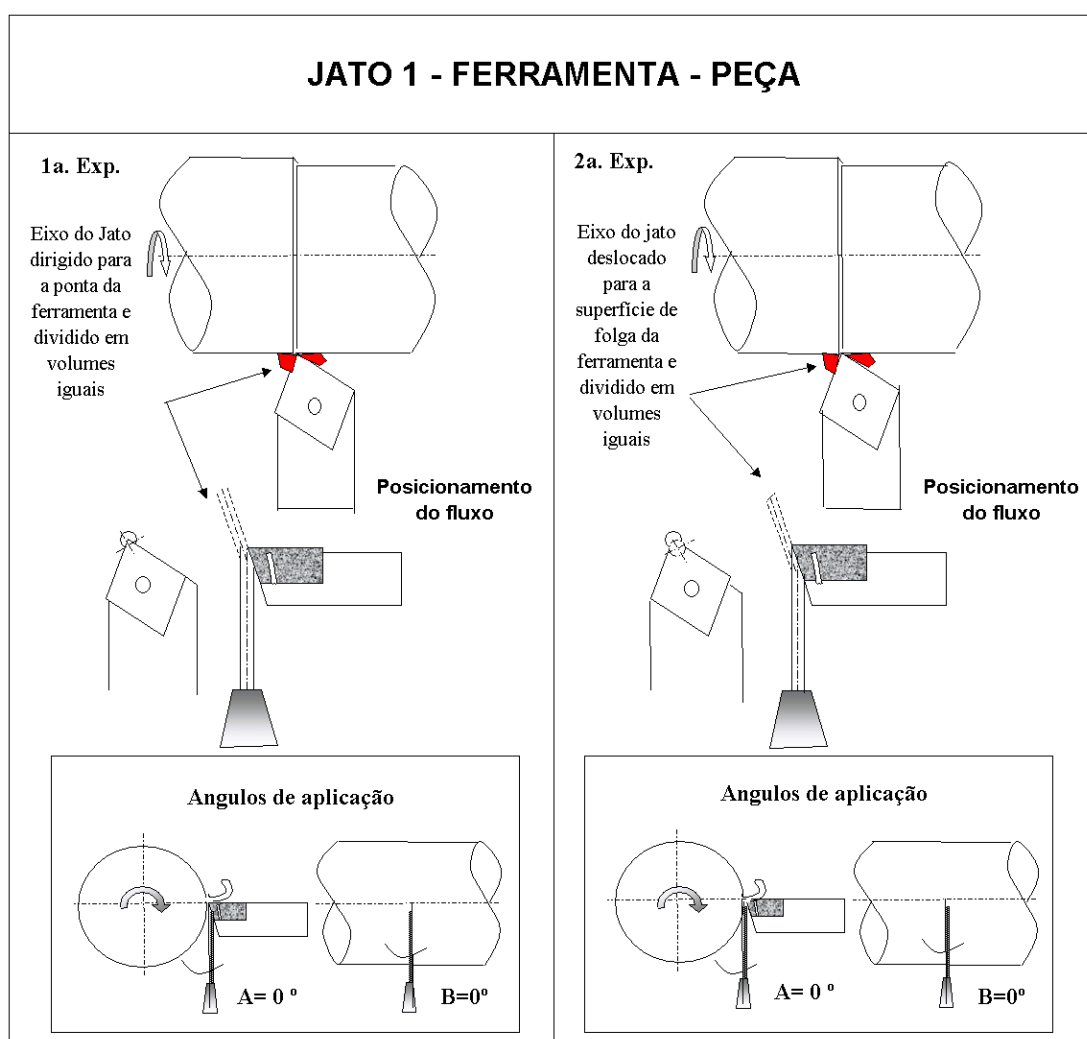


Figura 4.2 – Esquema dos experimentos para o estudo da posição do eixo do jato com relação à superfície de folga da ferramenta.

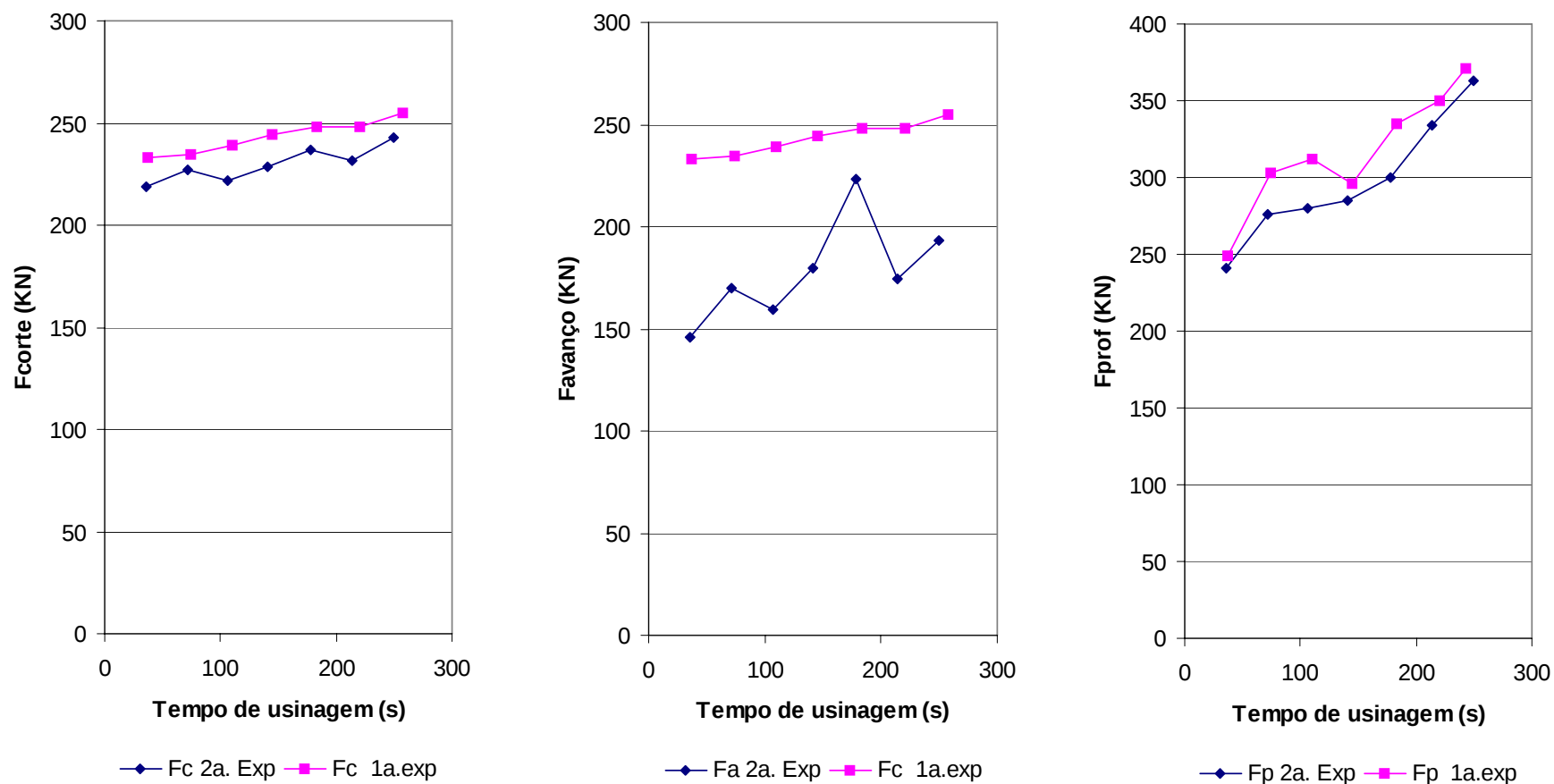


Figura 4.3 – Componentes das forças de corte, avanço e profundidade, quando se direciona o eixo do jato para a ponta da ferramenta (1ª.Exp.) e para a superfície de folga (2ª.Exp).

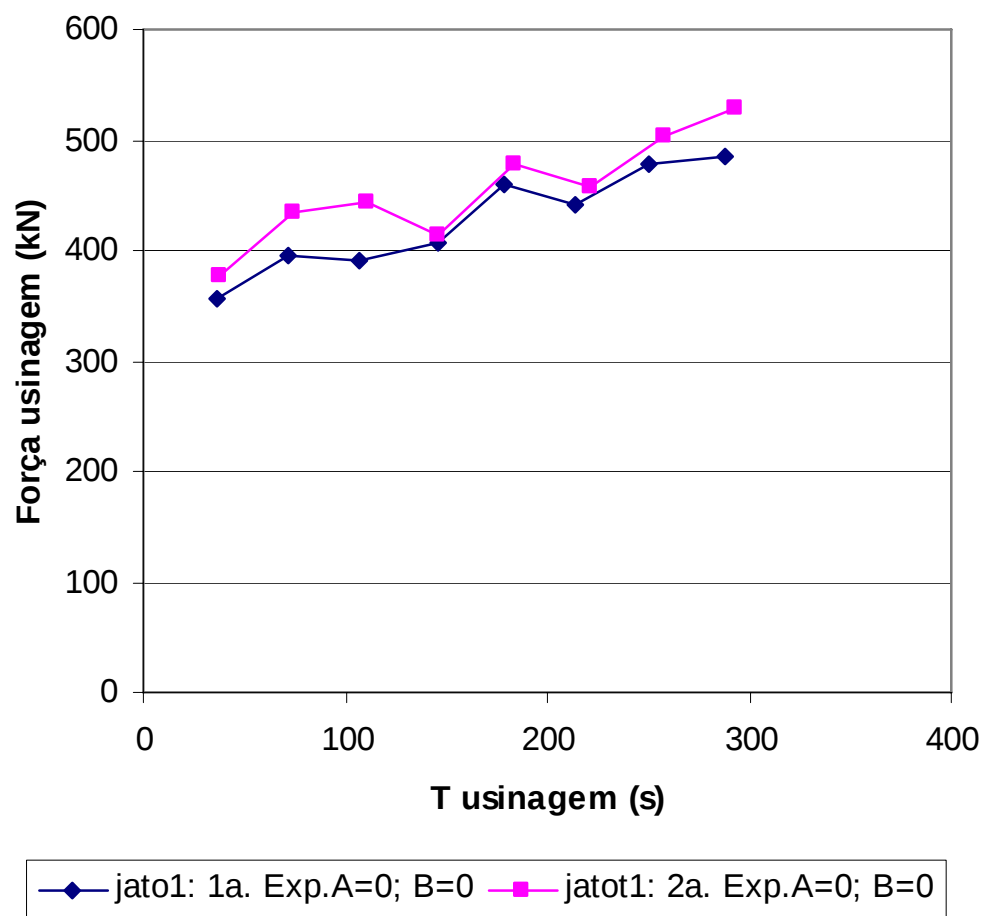


Figura 4.4 – Força de usinagem quando se direciona o eixo do jato para a ponta da ferramenta (1^a.Exp.) e para a superfície de folga (2^a.Exp).

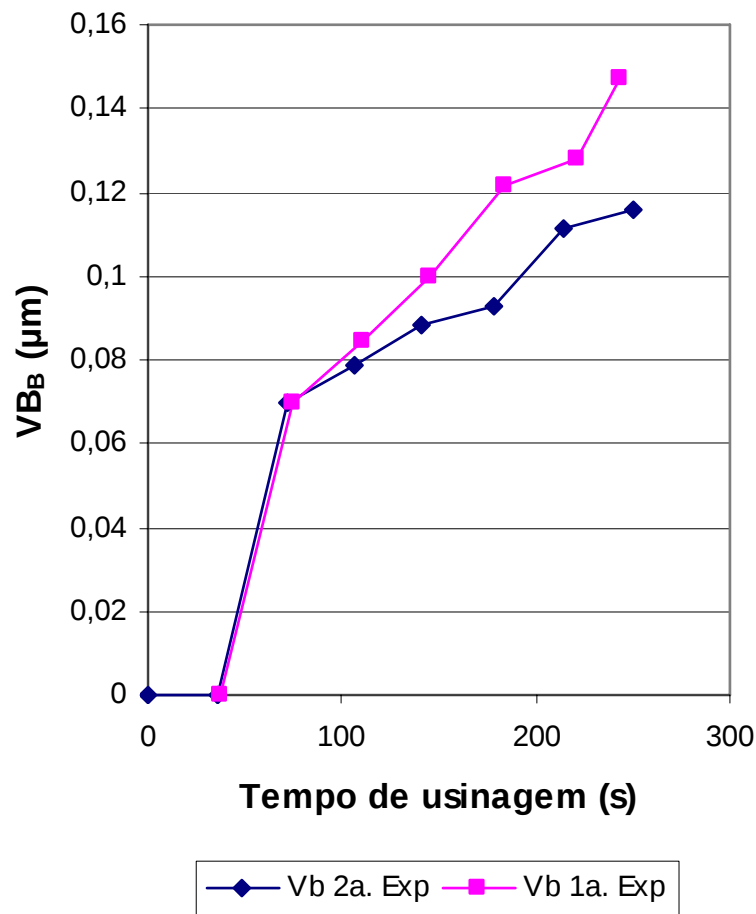


Figura 4.5- Gráfico ilustra o desgaste de flanco X tempo de usinagem quando se direciona o eixo do jato para a ponta da ferramenta (1^a. Exp.) e para a superfície de folga (2^a. Exp).

Analisando-se os resultados obtidos das componentes da força de usinagem, plotados nos gráficos das figuras 4.3 e 4.4, verifica-se que houve uma redução das forças de usinagem quando o eixo do jato é deslocado para a superfície de folga da ferramenta. Nota-se também que a força de profundidade praticamente não se alterou com o deslocamento do jato.

Através da inflexão das curvas do desgaste, figura 4.5, observa-se uma velocidade de desgaste menor quando o jato é deslocado com o seu eixo para a

superfície de folga da ferramenta. Nota-se também que o comportamento do desgaste se mantém semelhante nas duas condições de aplicação do jato até o instante de aproximados 100 segundos de usinagem, ou seja, até o instante em que se percebe existir uma perda significativa da camada protetora da ferramenta. A partir deste ponto as velocidades de desgaste se diferenciam, em função das condições de aplicação do fluxo do jato.

Por estas análises pôde-se observar então que a condição que resulta em melhores condições de usinabilidade é o da 2^a experiência, onde o jato é deslocado para a superfície de folga da ferramenta. Observa-se que o comportamento das forças e desgastes de flanco se dá em função das mudanças com relação à posição aumentarem a eficiência do jato, uma vez que concentrou o fluxo mais na interface ferramenta-peça e menos na peça. Note-se que o aumento da vida da ferramenta reflete diretamente os resultados serem de que houvera uma redução das forças de usinagem e de que a velocidade do desgaste de flanco ser menor nesta condição.

Uma vez estudada a melhor posição do fluxo quanto à posição de injeção com relação à superfície de folga, passa-se a estudar a influência da divisão do fluxo do jato pelas arestas de corte. As análises podem ser feitas através das experiências 3 e 4, onde se procedeu com uma divisão do jato de forma que se variasse o fluxo pelas arestas principal e secundária de corte. O esquema dos experimentos é mostrado através da figura 4.6.

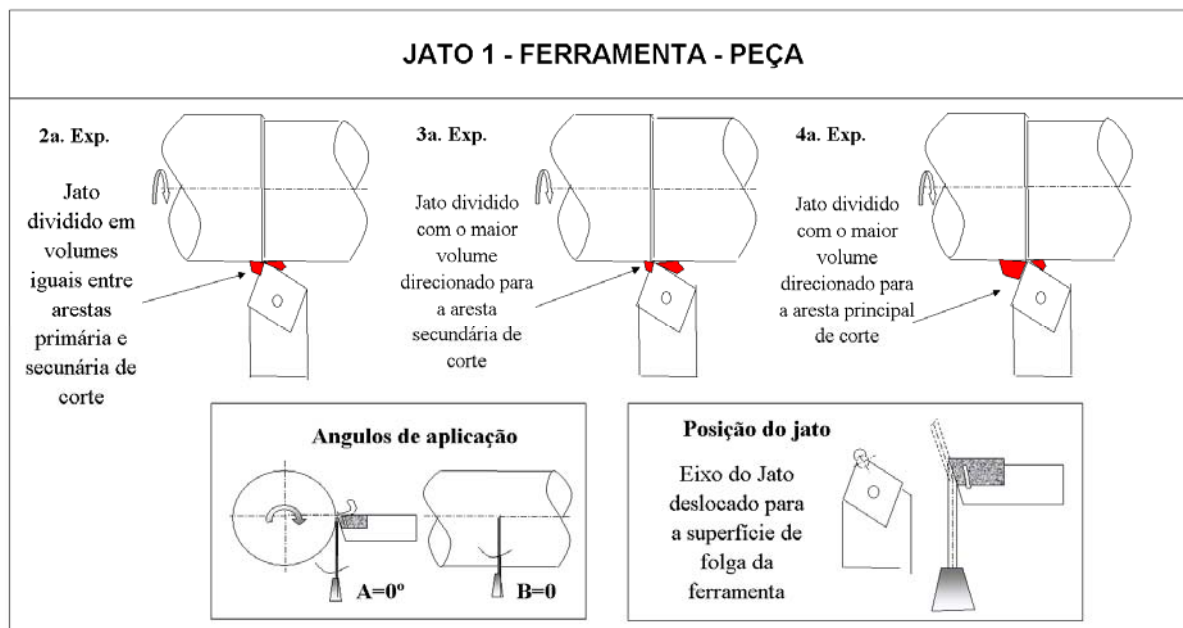


Figura 4.6- Esquema que ilustra os experimentos referentes à divisão do fluxo de fluido de corte pelas arestas de corte da ferramenta.

Através dos resultados desses experimentos, é possível se analisar o efeito da divisão do fluxo de fluido de corte pelas arestas primária e secundária de corte sobre a vida da ferramenta, mantendo-se a melhor condição anterior de se direcionar o eixo do jato deslocado para a superfície de folga da ferramenta.

Pelo gráfico da figura 4.1 nota-se que na segunda experiência o fluxo foi dividido igualmente entre as arestas e apresentou uma vida de ferramenta de 485,28 segundos. Quando se deslocou o jato, posicionado de tal forma que o maior fluxo fosse direcionado para a aresta secundária (terceira experiência) os resultados apresentaram uma pequena redução na vida da ferramenta para 466,94 segundos (redução de 3,7%). Ou seja, não existiu diferença significativa em termos de vida de ferramenta quanto ao fluxo ser direcionado mais para a aresta secundária e menos

para a primária de corte quando comparado com o fluxo dividido igualmente entre as arestas.

No quarto experimento o jato foi deslocado concentrando o fluxo mais na aresta primária de corte. Com esta mudança na divisão do fluxo a vida da ferramenta apresentou 599,62 segundos, ou seja, um aumento da vida da ferramenta da ordem de 23,6% quando comparada com a condição do jato igualmente dividido (segunda experiência) e aumento de 28,4% quando comparada com a condição do jato com maior fluxo dirigido para a aresta secundária de corte (terceiro experimento).

Os gráficos mostrados nas figuras 4.7 e 4.8 demonstram o efeito da variação da divisão do fluxo nas forças de usinagem e suas componentes. A figura 4.9 apresenta os resultados obtidos da evolução dos desgastes de flanco e de cratera dos dois últimos ensaios de cada experiência.

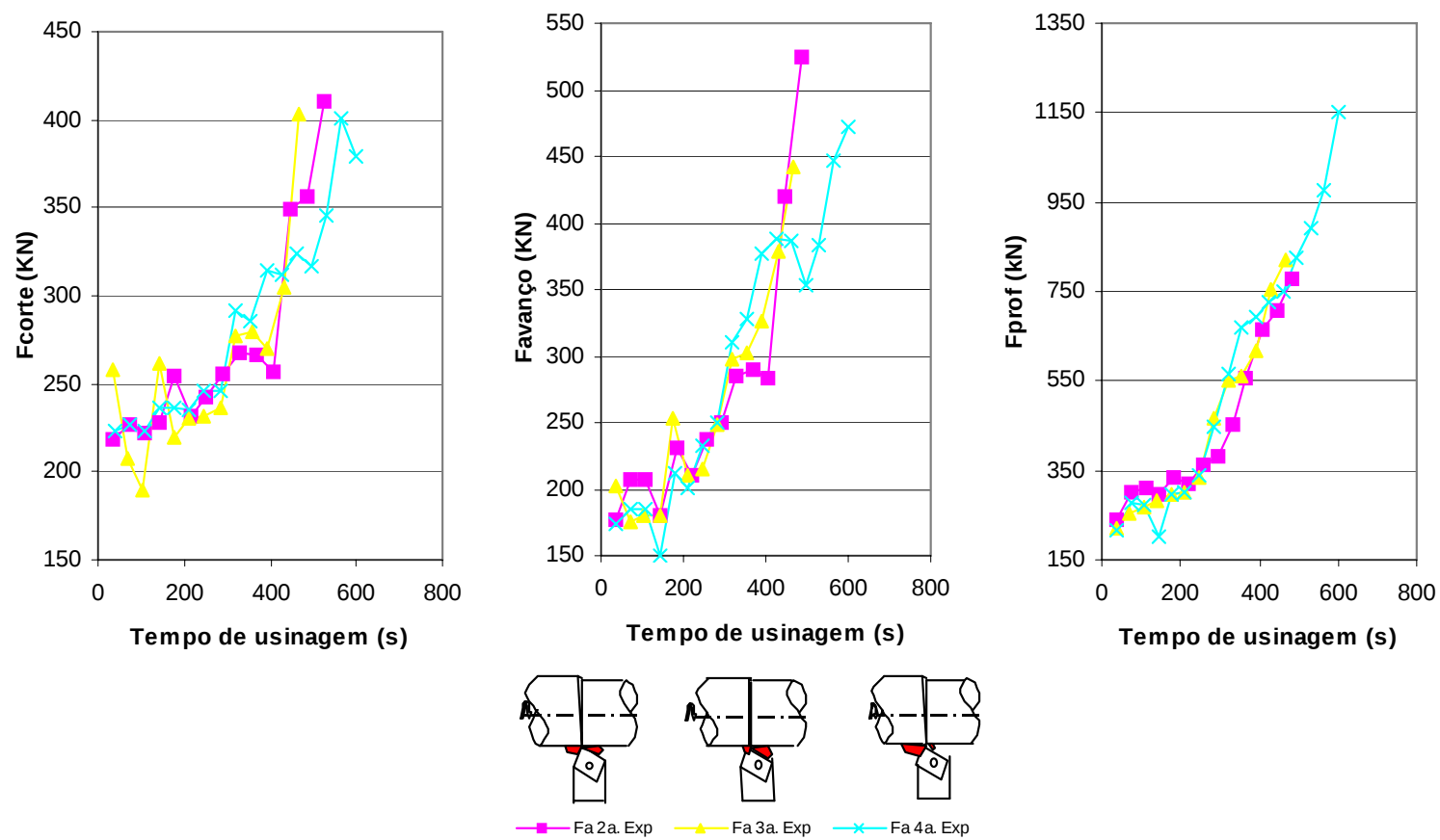


Figura 4.7 – Componentes da força de usinagem (corte, avanço e profundidade) quando se divide o jato entre a aresta principal e aresta secundária de corte.

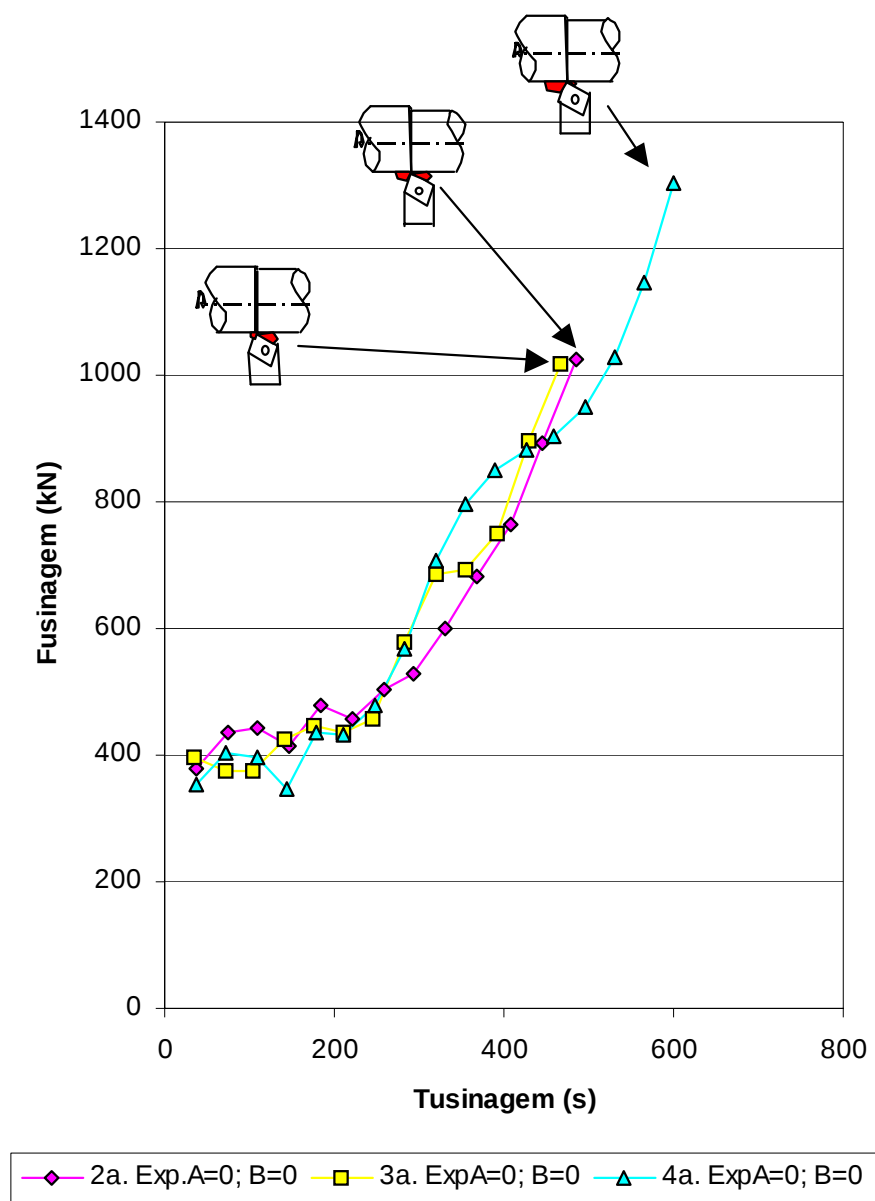


Figura 4.8 – Efeito da divisão do fluxo do jato entre a aresta primária e aresta secundária de corte na força de usinagem.

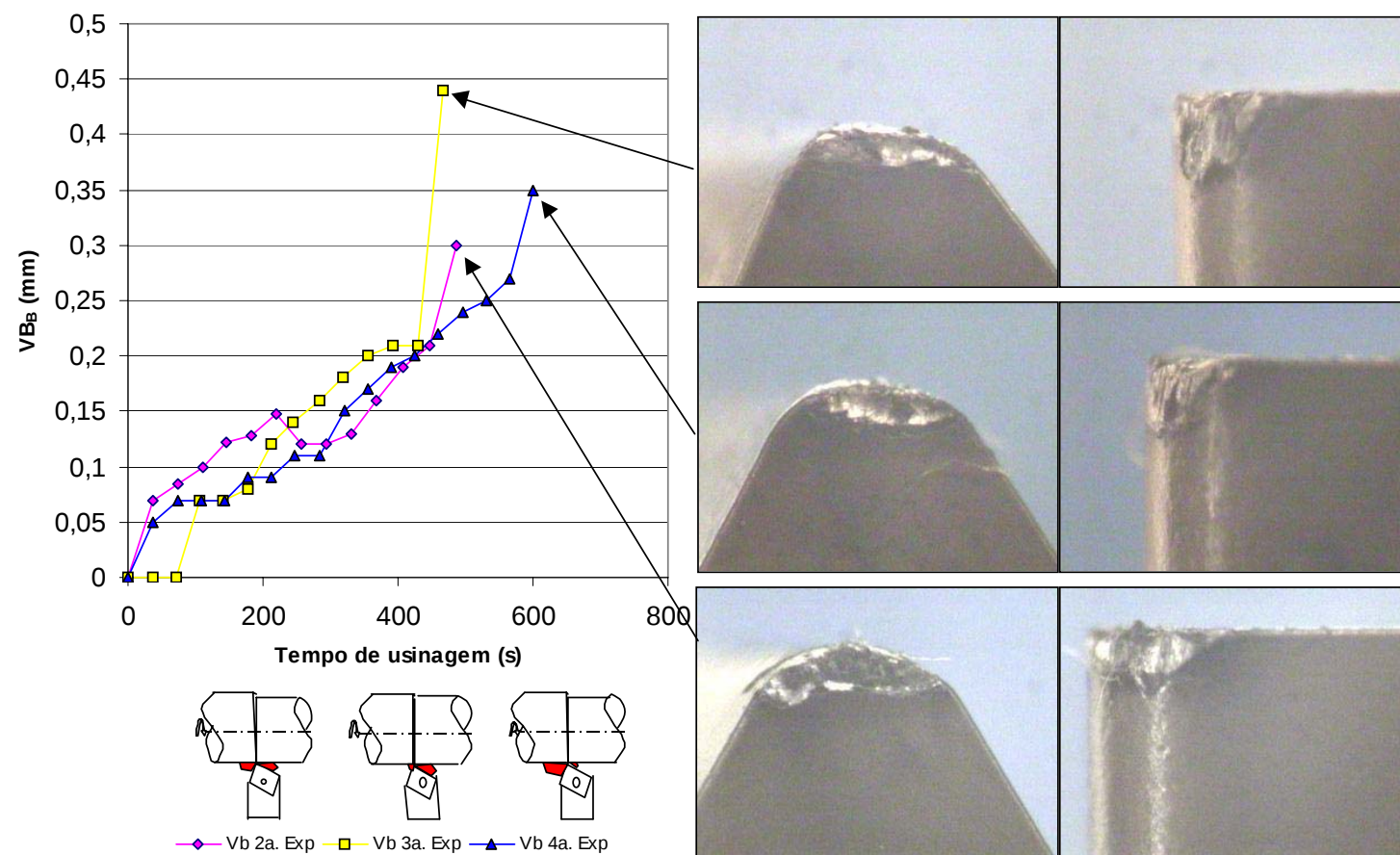


Figura 4.9 - Desgaste de flanco quando se divide o jato entre a aresta principal e aresta secundária de corte.

Analisando-se os resultados, observa-se nos gráficos da figura 4.7 que as componentes das forças de usinagem se mantêm praticamente iguais e com o mesmo comportamento, com gradientes de aumento de forças e desgastes constantes, independentemente da divisão do fluxo até aproximados 200 segundos de usinagem. A partir deste ponto se percebe a perda significativa das camadas protetoras das ferramentas, o que chamamos de “nucleação” de desgaste. A partir da nucleação do desgaste se inicia um aumento do gradiente das forças de corte e de avanço (inflexão da curva) coincidente com o aumento do gradiente de desgaste de flanco (VB_B). Observa-se que o gradiente de aumento das forças é maior quando o fluxo do jato é direcionado para a aresta secundária de corte e diminui quando o fluxo é direcionado para a aresta principal de corte.

Observa-se que o aumento das componentes das forças de usinagem mostra ser compatível com o aumento do desgaste de flanco da ferramenta. Os resultados apontam que com a injeção do fluido maior na aresta principal de corte, a velocidade de desgaste de flanco da ferramenta diminui, mostrando um gradiente de aumento do desgaste mais uniforme quando comparado com as outras posições do jato. É possível se notar também, através das fotografias da ferramenta expostas junto à figura 4.9, que houve uma fragmentação da ferramenta quando se dividiu o jato na forma do maior fluxo dirigido para a aresta secundária de corte (3º experimento) provavelmente devido à fadiga térmica.

Através dos resultados desses experimentos, é possível então se analisar que existe um efeito da divisão do fluxo de fluido de corte pelas arestas primária e secundária de corte na vida da ferramenta, concluindo-se que a melhor condição de vida da ferramenta é se dividir o fluxo do jato pelas arestas de corte

com o maior fluxo dirigido para a resta principal de corte, mantendo-se a condição de direcionar o fluxo deslocado para a superfície de folga da ferramenta.

Nos experimentos 1, 2, 3 e 4 os ângulos de injeção do fluido foram mantidos em zero graus, ou seja, com o fluxo mantido no plano de trabalho e perfeitamente perpendicular ao plano de referência da ferramenta. Assim, através dos experimentos 5 e 6 passa-se a estudar o efeito da mudança do ângulo B de injeção do jato na vida da ferramenta, inclinando-o com relação ao plano de referência e mantendo-se as melhores condições anteriores de posição e divisão do fluxo. Assim a condição paradigma passa a ser a do jato com o fluxo maior de fluido passando pela aresta primária de corte e mantendo-se ainda a condição de se direcionar o eixo do jato deslocado para a superfície de folga da ferramenta (condição do experimento 4).

Ressalta-se que o ângulo de injeção A foi mantido perpendicular ao plano de referência e paralelo ao plano de trabalho, uma vez que a forma da ferramenta e o diâmetro da peça não permitiram que se variasse significativamente este ângulo de tal forma que pudesse ser percebida alguma alteração da vida da ferramenta ao longo dos experimentos.

A figura 4.10 ilustra o esquema dos experimentos.

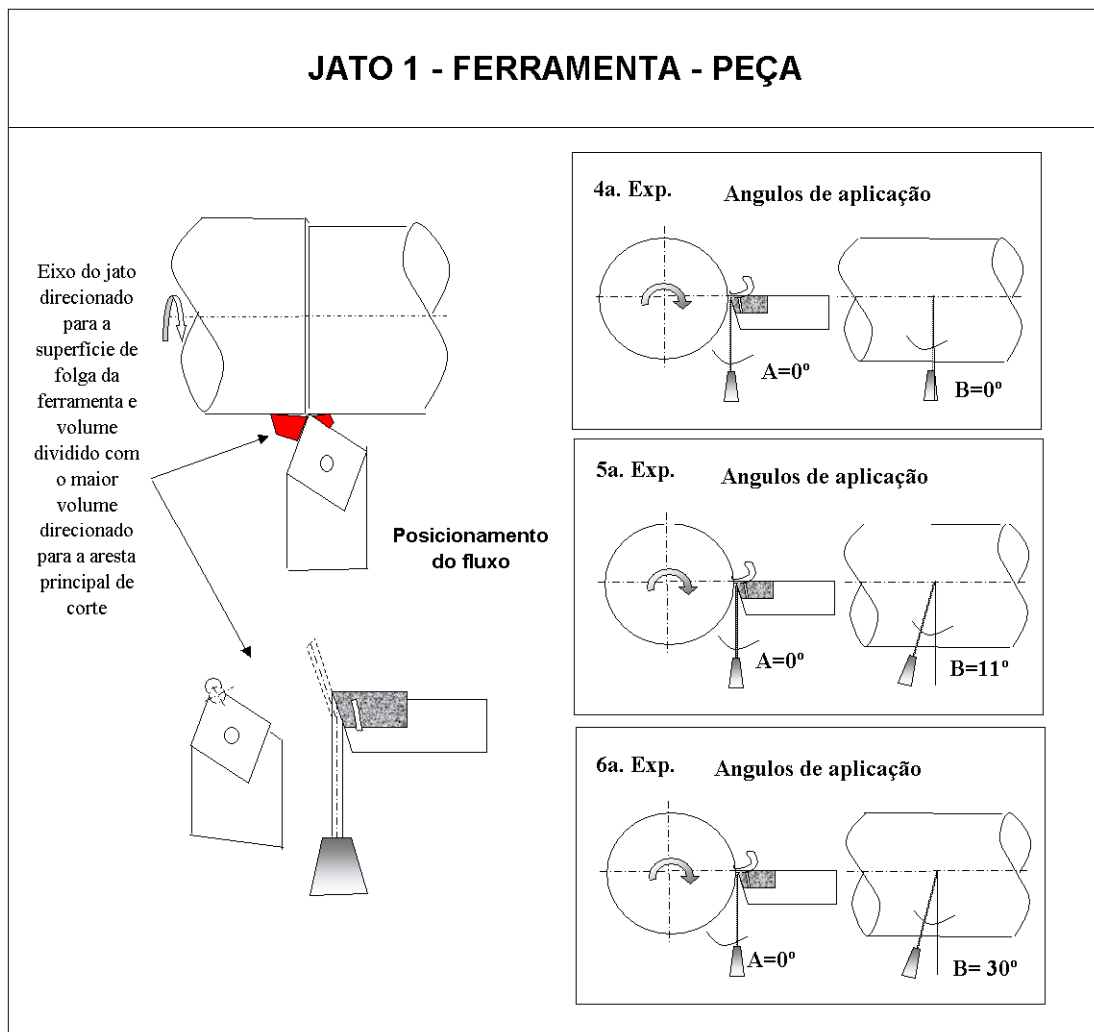


Figura 4.10- Esquema que ilustra os experimentos 4, 5 e 6 do jato peça-ferramenta.

Analisando-se a vida das ferramentas para estas condições de jato percebe-se, através da análise do gráfico da figura 4.1, que a mudança do ângulo do jato de $B=0^\circ$ (experiência 4) para $B=11^\circ$ (experiência 5) proporcionou um aumento significativo de 22,1% da vida da ferramenta, que passou de 599,62 segundos para 731,94 segundos de usinagem. Aumentando-se o ângulo do jato para $B=30^\circ$ percebe-se uma diminuição da vida da ferramenta em 17,6%, passando de 731,94 segundos para 602,95 segundos de usinagem. E também, a condição do jato com

ângulo $B=30^\circ$ quando comparado com a primeira condição, ou seja, com o jato perpendicular (ângulo $B=0^\circ$), os resultados dos experimentos apontam que não houve aumento significativo na vida da ferramenta (aumento de 0,5%).

Comparando-se estes resultados com os dos experimentos anteriores da divisão do fluxo, se percebe também que quando se posiciona o jato peça-ferramenta com ângulos B superiores a 11° o jato passa a perder a sua eficiência em atingir a aresta secundária de corte, fazendo com que os jatos acima da condição de ângulo $B=30^\circ$ ficassem quase que totalmente concentrados na aresta principal de corte. Neste sentido os resultados dos experimentos apontam para uma perda da eficiência do jato em relação à condição do jato ficar dividido entre as arestas de corte, conforme demonstra os resultados das forças de usinagem e vida da ferramenta medidas.

Os gráficos mostrados nas figuras 4.11 e 4.12 demonstram os efeitos das variações do ângulo do jato nas forças de usinagem e nas suas componentes respectivamente.

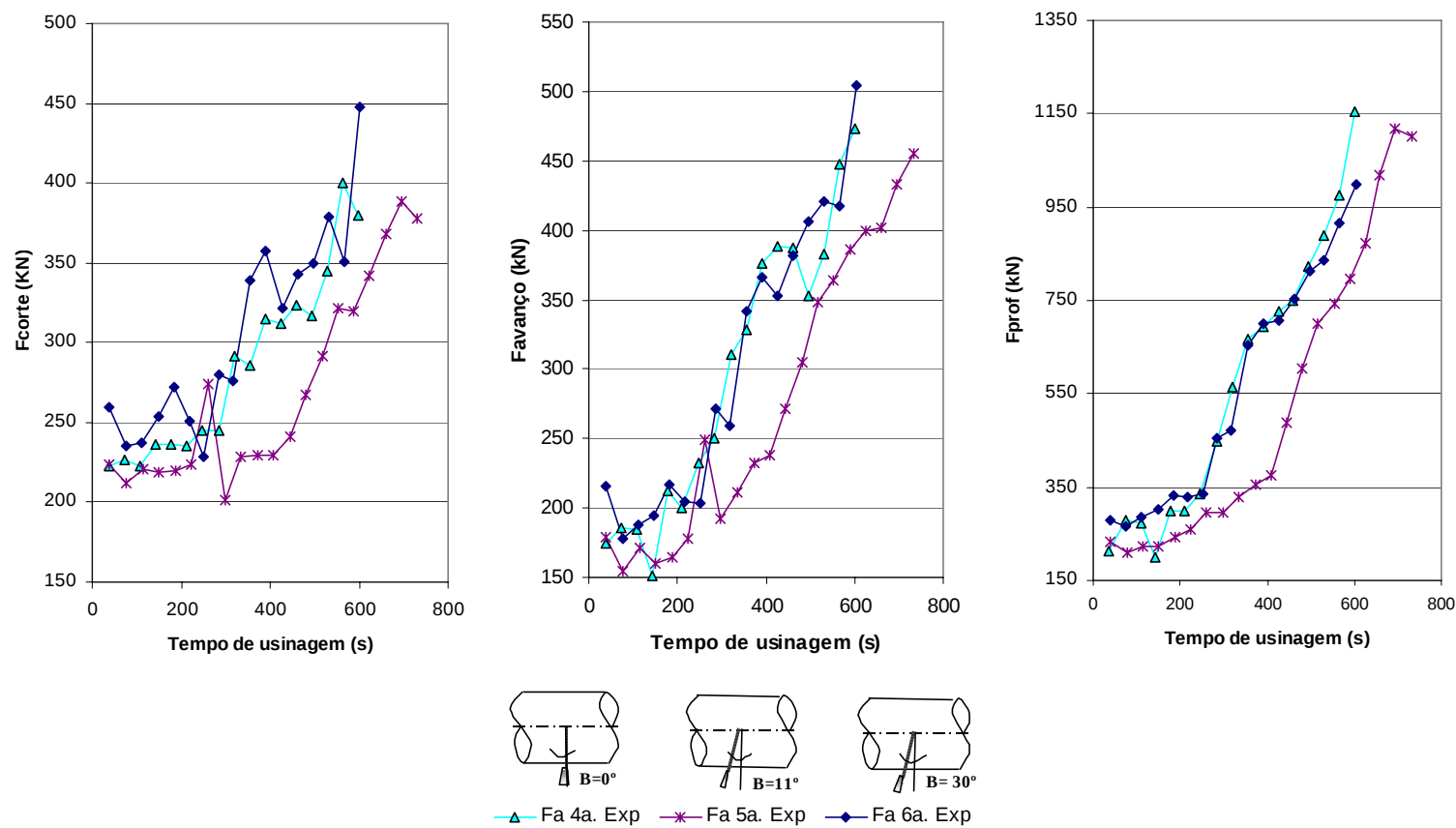


Figura 4.11 – Componentes da força de usinagem (corte, avanço e profundidade) X tempo de usinagem em função da variação do ângulo B do jato peça-ferramenta.

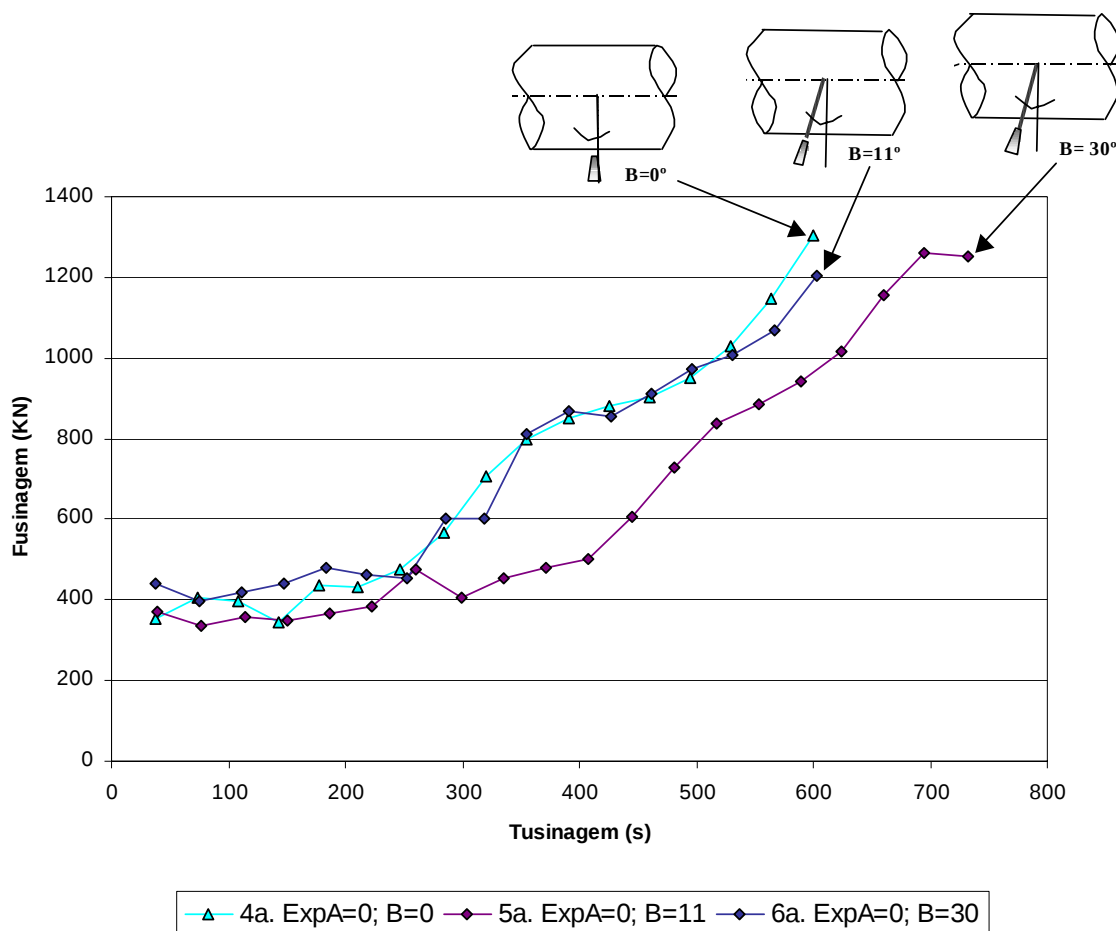


Figura 4.12 - Força de usinagem em função da mudança do ângulo do jato peça ferramenta.

Nota-se que as forças de usinagem quando o ângulo de injeção é de $B=11^\circ$ permanecem inferiores aos das demais condições. Da mesma forma que nos ensaios anteriores, nota-se que as componentes das forças de usinagem se mantêm iguais até aproximados 200 segundos de usinagem, quando se observa uma elevação das forças à medida que o ângulo de injeção se distancia dos $B=11^\circ$.

Explica-se este comportamento das forças pelas mudanças com relação à posição e ângulo de injeção aumentarem a eficiência do jato, uma vez que

concentrou o fluxo mais na interface ferramenta-peça e menos na peça e também mais na aresta principal e menos na aresta secundária de corte da ferramenta. Com isto nota-se que a velocidade de desgaste da ferramenta diminui. E também, que um ângulo de injeção B acima dos 11° a eficiência do jato diminui, pelo fato do fluxo alcançar com mais eficiência somente a aresta principal de corte e isso faz com que se dê um aumento do desgaste de cratera junto à aresta secundária de corte, diminuindo a resistência da ponta da ferramenta e fazendo com que haja um rompimento brusco da ferramenta. A figura 4.13 demonstra o desgaste das ferramentas ao longo dos experimentos, bem como fotografias dos desgastes de flanco e de cratera da ferramenta dos dois últimos passes.

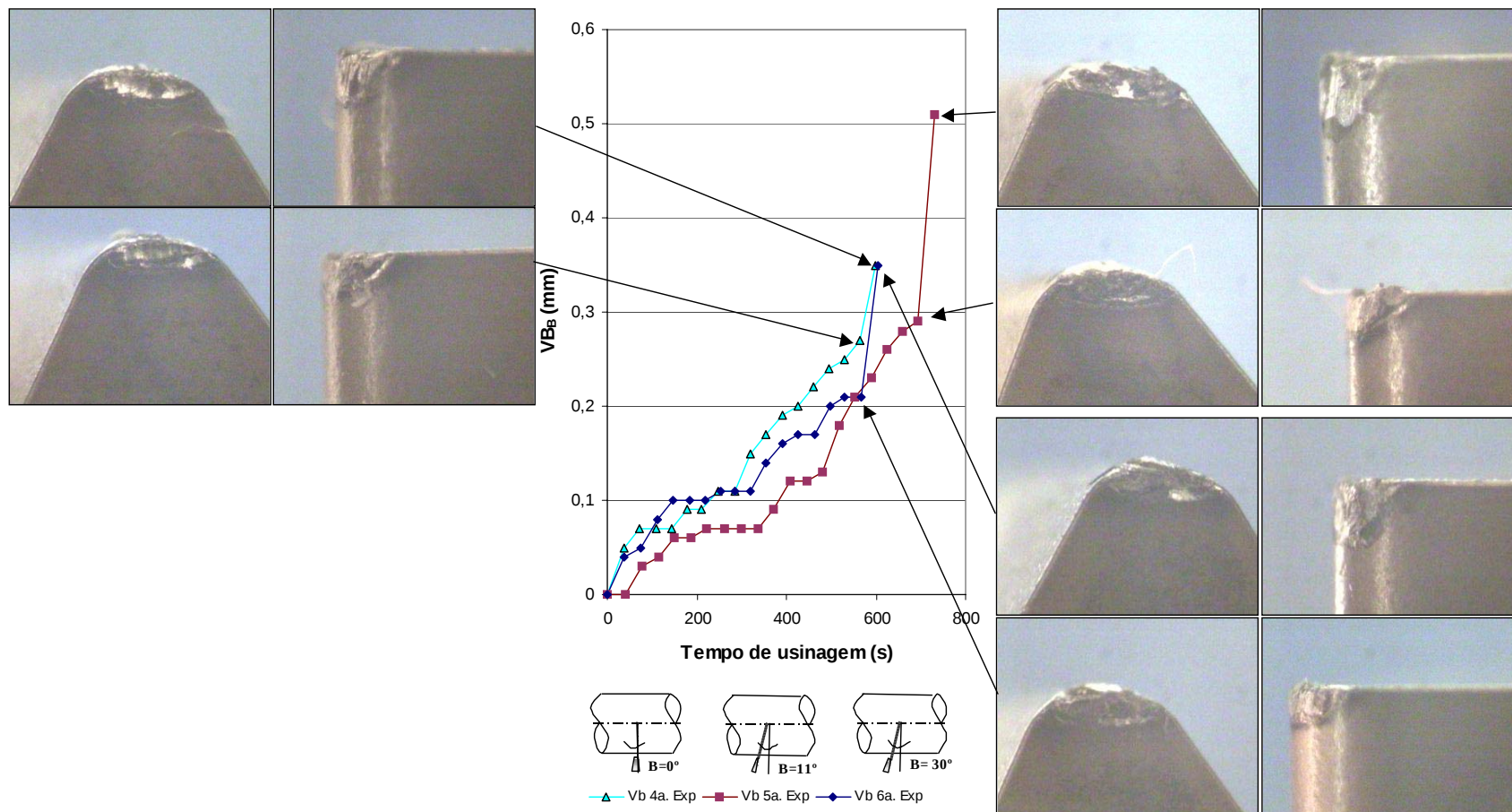


Figura 4.13 – Desgastes de flanco X tempo de usinagem quando se varia o ângulo do jato peça-ferramenta: 4ª exp. $B=0^\circ$; 5ª exp. $B=11^\circ$; 6ª exp. $B=30^\circ$.

Com relação aos tipos de cavacos obtidos com jato peça-ferramenta não se percebe mudanças do tipo de cavaco em função da modificação da posição dos jatos. Conforme se pôde notar, em todas as posições ensaiadas com o jato peça-ferramenta os cavacos gerados foram do tipo contínuo helicoidal plano (classificação de acordo com a norma ISO-3685). Por ser inserido por baixo da região da formação do cavaco, o que se verificou pelos experimentos é que o jato funcionou como uma espécie de guia de saída do cavaco, fazendo com que o cavaco fosse expulso facilmente da região de corte pela pressão do jato, sem enroscar ou enrolar na ferramenta assim que era gerado. A figura 4.14 mostra as fotografias dos cavacos obtidos nos primeiros passes dos experimentos com jato peça-ferramenta.

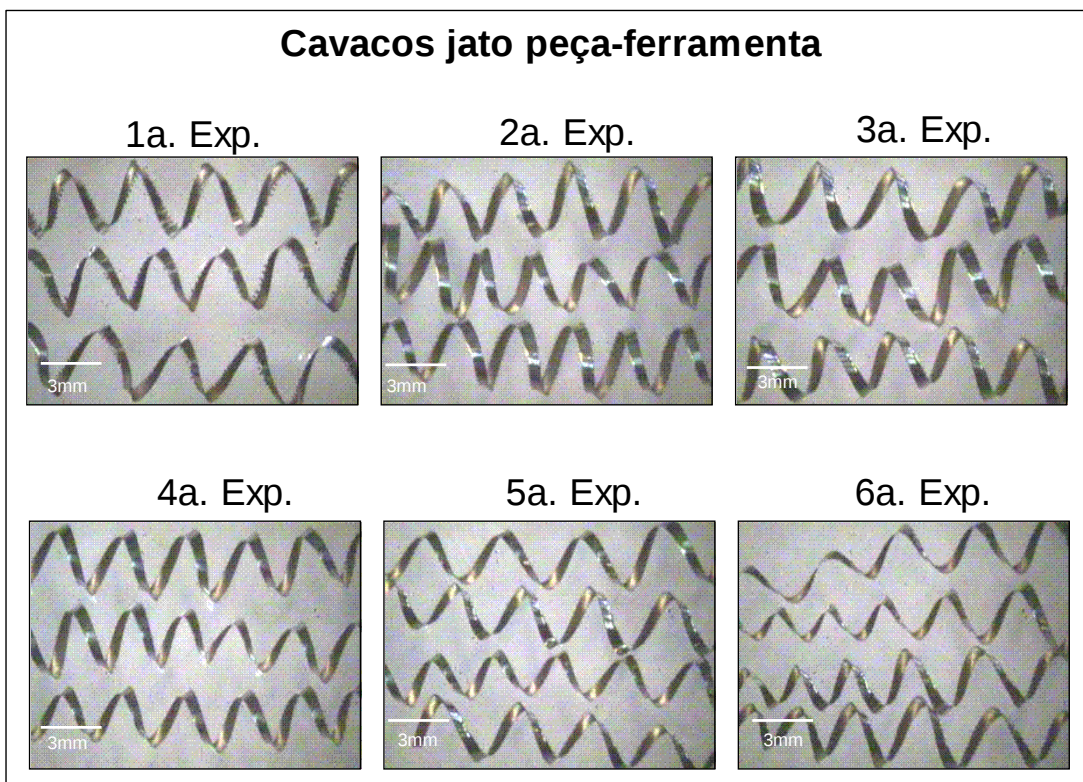


Figura 4.14 – Cavacos obtidos nos primeiros passes dos experimentos com jato peça-ferramenta.

Salienta-se que os tipos de cavacos se mantiveram inalterados ao longo de todos os experimentos com o jato peça-ferramenta, porém os raios das espirais dos cavacos diminuíram à medida que ocorreram os desgastes de cratera das ferramentas e também que houve modificações na hélice do cavaco devido ao aparecimento de arestas postiças de corte. Sabe-se que a diminuição do raio da hélice do cavaco provoca um aumento da pressão específica de corte aumentando a temperatura na ponta da ferramenta, aumentando assim a velocidade de desgaste de cratera da ferramenta (Ferraresi, 1970).

As figuras 4.9 e 4.13 demonstram o estado das pontas das ferramentas, onde é possível se perceber que existe um desgaste de cratera acentuado em todas as condições do jato peça-ferramenta. Particularmente no 5º experimento, analisando as fotos das pontas da ferramenta expostas na figura 4.13, se percebe que ocorreu um rompimento brusco da aresta de corte logo após o surgimento de uma aresta postiça de corte e também por ser a condição em que se deu um desgaste de cratera acentuado.

Percebe-se claramente que o aparecimento de aresta postiça de corte está relacionado com vários fenômenos constatado nos experimentos.

Notou-se o aparecimento de arestas postiças de corte nos experimentos 4, 5 e 6, ou seja, aqueles cujos fluxos dos jatos foram dirigidos para a aresta principal de corte.

Nestes experimentos, quando houve o aparecimento de arestas postiças de corte, se notou que o cavaco deixou de ser cavaco em fita contínuo e

passou a ser emaranhado com raio de hélice do cavaco menor. E conforme se pôde notar, a diminuição do raio da hélice do cavaco foi coincidente com aumento das velocidades de desgastes das ferramentas e do aumento de rugosidade das peças. Verificou-se também que houve uma maior amplitude da variação das forças de corte (ΔF_c) quando existiu a formação de arestas postiças de corte quando comparado com experiências onde não foram constatados arestas postiças de corte.

Em geral notou-se também a influência da formação da aresta postiça de corte na rugosidade das peças. Nos experimentos em que houve o aparecimento de arestas postiças de corte, quando o desgaste de flanco era pequeno (menor que 0,1mm), as rugosidades R_a das peças aumentaram significativamente, em geral ultrapassaram 0,8 μm .

Percebe-se também que o aumento da rugosidade está relacionado com o desgaste de flanco da ferramenta. Conforme se pode analisar nos experimentos, através dos gráficos das figuras 4.13 e 4.15, as rugosidade acima de 0,8 μm estão coincidentes com um desgaste de flanco VB_B acima de 0,1 milímetros.

A figura 4.15 mostra os resultados das rugosidades obtidas com os jatos peça-ferramenta, e as figura 4.16, 4.17 e 4.18 as fotografias das ferramentas onde se observou a presença da formação das arestas postiça de corte.

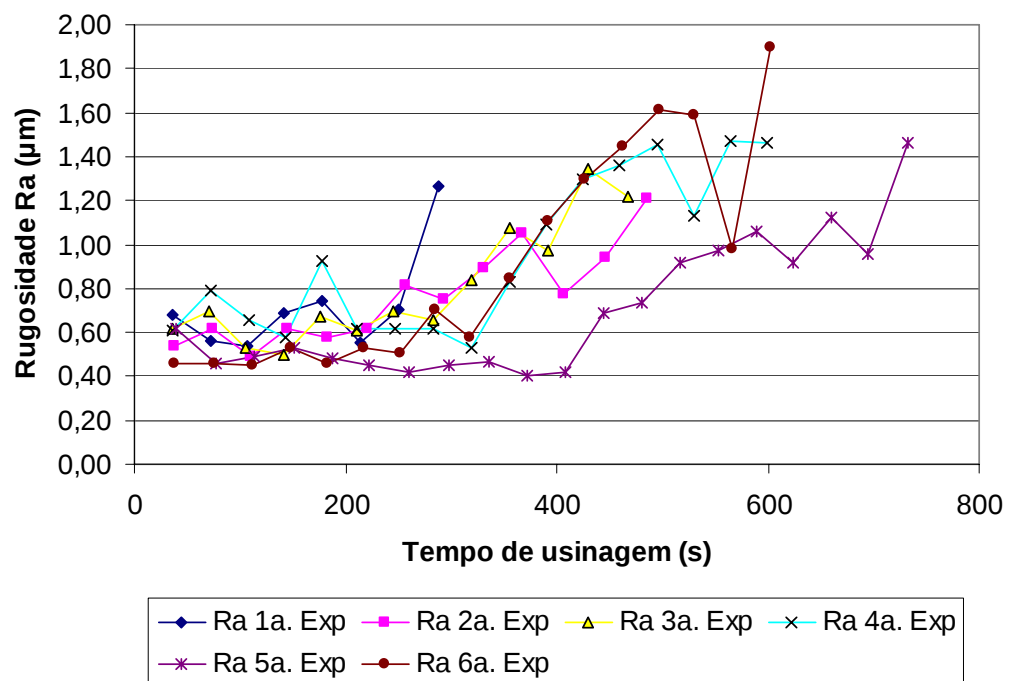


Figura 4.15 – Rugosidades obtidas nos experimentos com jato peça-ferramenta.

Jato peça-ferramenta
4º Exp.

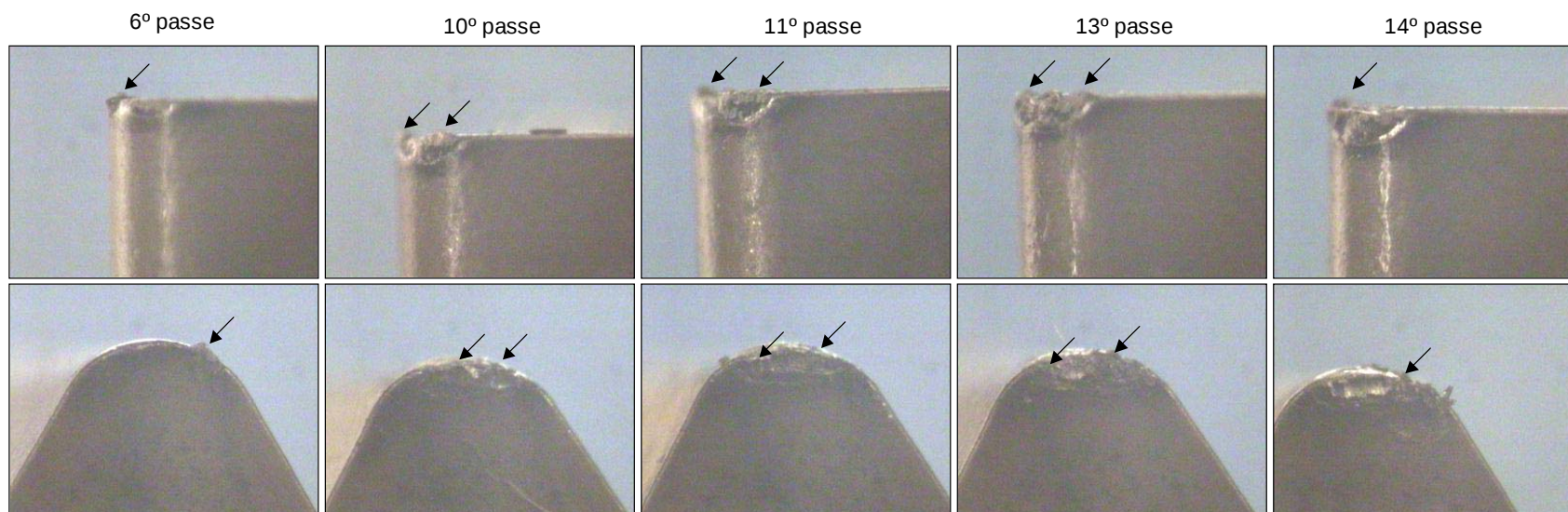


Figura 4.16 – Fotografias das ferramentas do 4º experimento onde se observa a formação de arestas postiças de corte.

Jato peça-ferramenta
5º Exp.

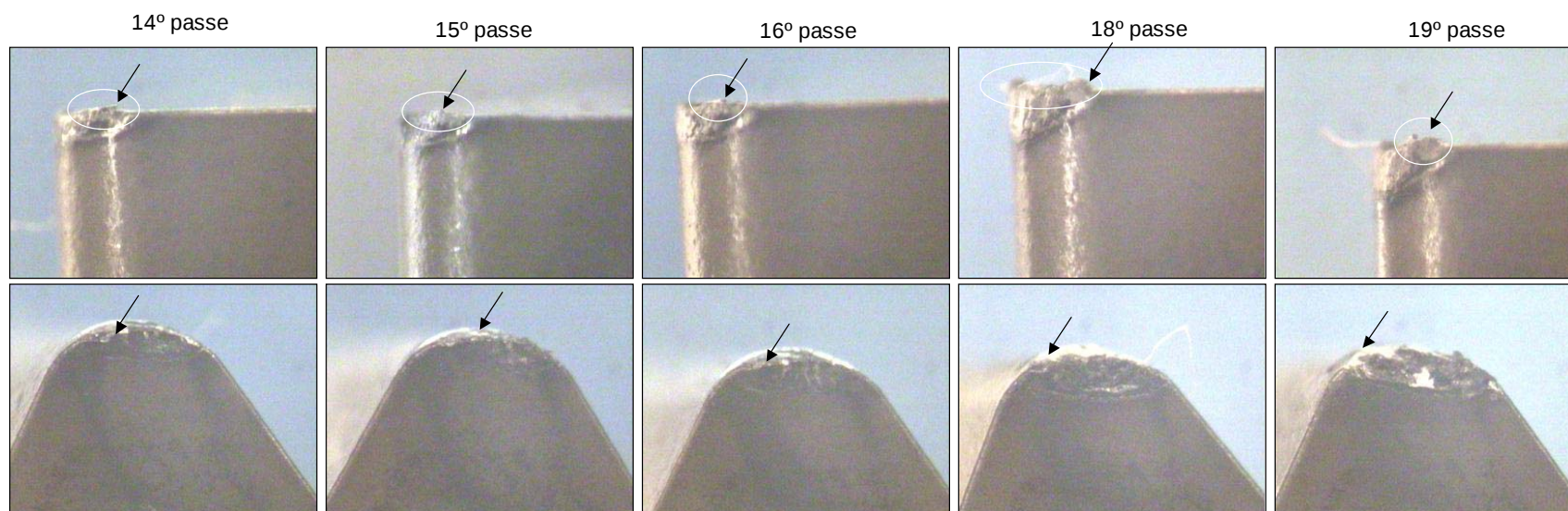


Figura 4.17 – Fotografias das ferramentas do 5º experimento onde se observa a formação de arestas postiças de corte.

Jato peça-ferramenta
6º Exp.

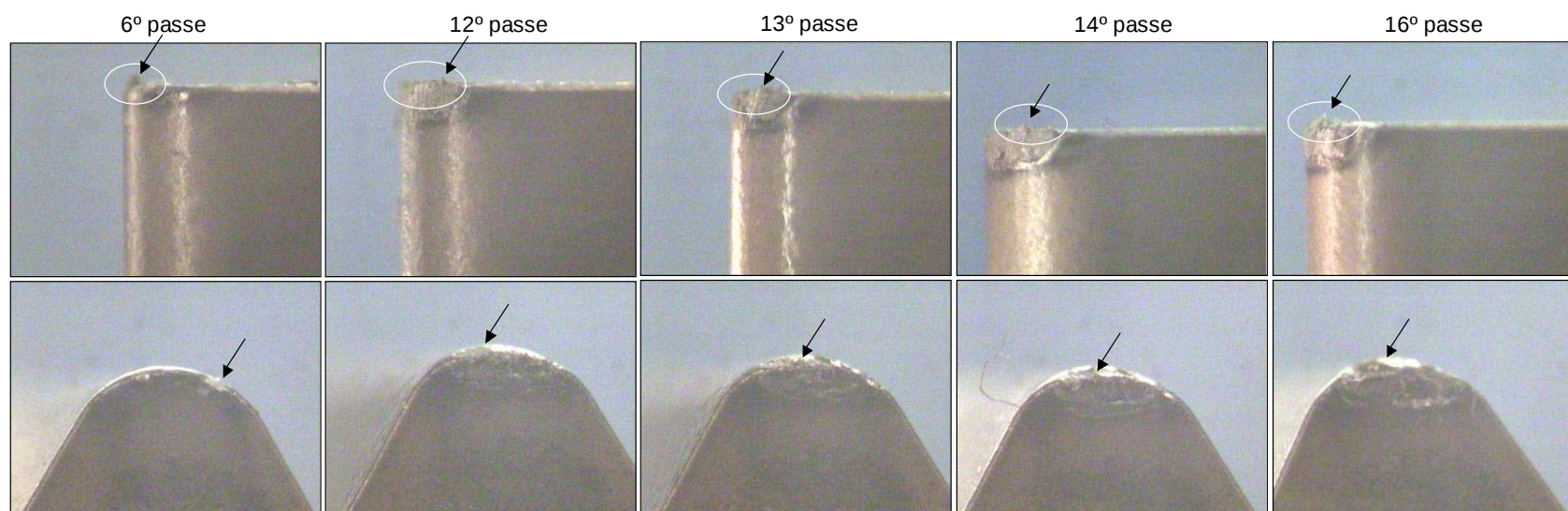


Figura 4.18 – Fotografias das ferramentas do 5º experimento onde se observa a formação de arestas postizas de corte.

A ocorrência da formação de desgaste de cratera da ferramenta e de arestas postiças de corte na aplicação do jato peça-ferramenta sugere que ocorreu o mecanismo de difusão no desgaste da ferramenta, embora a deterioração gradual e lenta da geometria de corte da ferramenta indique que o mecanismo de desgaste predominante seja o abrasivo.

O fato de que os experimentos foram executados sob altas velocidades de corte, o que se supõe gerar altas temperaturas de tal forma que teoricamente ultrapassassem a temperatura de formação de aresta postiça de corte, e por ser uma peça altamente ligada e exposta a temperaturas tais que favorece a ocorrência de reações entre os materiais, causando a formação de arestas postiças de corte, se percebe que o jato peça-ferramenta é bastante eficiente sob o aspecto da diminuição da temperatura. Porém, esta eficiência do jato peça-ferramenta em diminuir a temperatura de usinagem fez com que se tivesse o efeito indesejado da formação de arestas postiças de corte.

Com isso pode-se notar que é possível se usinar com este conjunto peça e ferramenta com condições de velocidade maiores, o que por certo ocasionaria a não formação das arestas postiças de corte, aumentando assim a vida da ferramenta e melhorando a rugosidade das peças. Isto nos leva constatar que este jato é bastante eficiente quando se tem alta velocidade de corte.

4.1.2 - Jato cavaco-ferramenta

Os experimentos foram divididos em duas etapas. Na primeira etapa, compostas pelos dois primeiros experimentos (exp.1 e exp.1A), foram executadas no sentido de se achar a melhor posição para se injetar o fluido na superfície de saída de cavaco. Os experimentos foram feitos de modo analisar a eficiência do jato cavaco-ferramenta quando se direciona o fluxo para a ponta da ferramenta e quando se desloca o jato em um milímetro no sentido da superfície de saída do cavaco, fixando-se os ângulos de injeção $C=20^\circ$ e $D=20^\circ$. A escolha do ângulo D de 20° foi em função do jato incidir paralelamente à aresta secundária de corte.

Uma vez determinada a melhor posição, a segunda etapa consistiu em variar os ângulos de injeção do fluido de modo que conferisse a maior vida à ferramenta. A figura 4.19 demonstra o esquema dos experimentos.

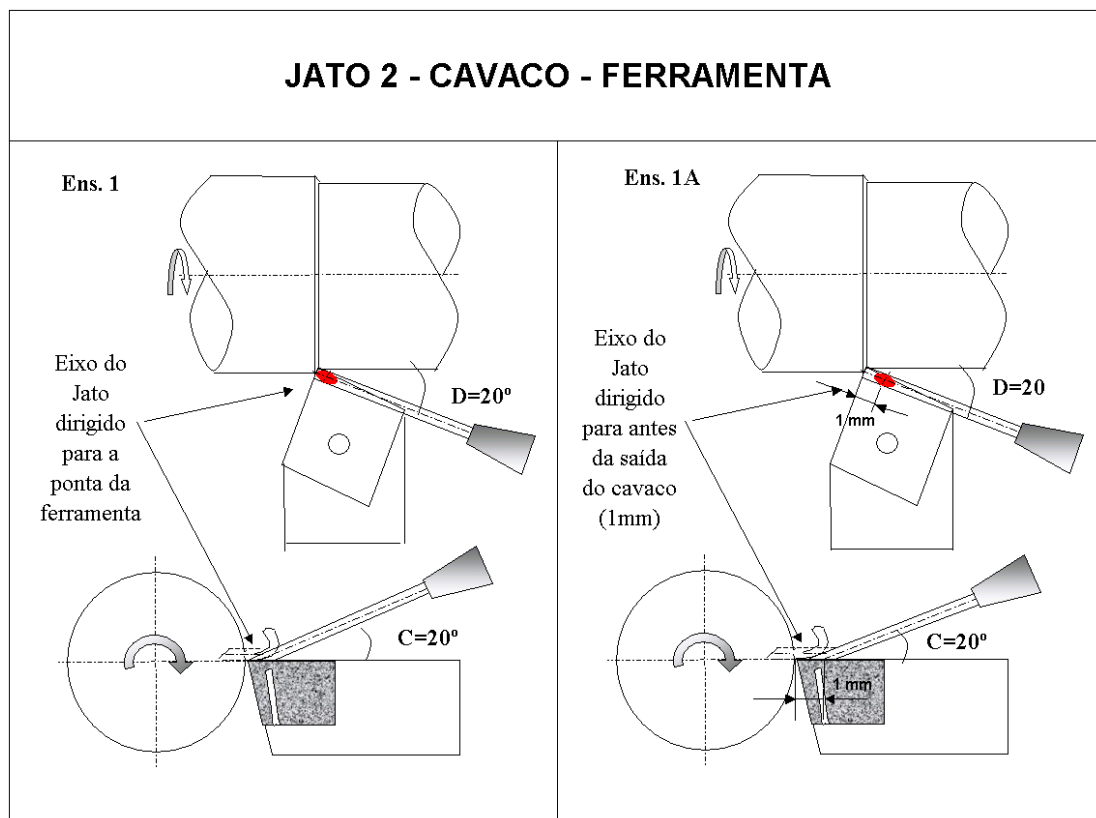


Figura 4.19. Esquema que ilustra os experimentos 1 e 1A do jato cavaco-ferramenta.

Os resultados apresentados nesta primeira análise correspondem ao tempo de usinagem dos nove primeiros passes, até o instante em que o primeiro experimento atinge uma vida de 347 segundos de usinagem, quando houve um rompimento abrupto da ferramenta do primeiro ensaio devido a uma porosidade/defeito de fabricação da ferramenta.

Porém, com os resultados obtidos pode-se perfeitamente comparar os experimentos e visualizar o efeito da mudança de posição do jato e observar sobre a vida da ferramenta, pois conforme se verificou com os ensaios anteriores (com jato

peça-ferramenta) houve um tempo de usinagem superior a trezentos segundos, o que é suficiente para demonstrar as propriedades e tendências das forças de usinagem e velocidade de desgaste que são analisadas.

Os resultados dos experimentos referentes às forças de usinagem, no tempo de usinagem em análise, são demonstrados através das figuras 4.20 e 4.21. E referentes aos desgastes de flanco os resultados são demonstrados através da figura 4.22, que mostra também o aspecto das regiões da ponta da ferramenta e da superfície de saída.

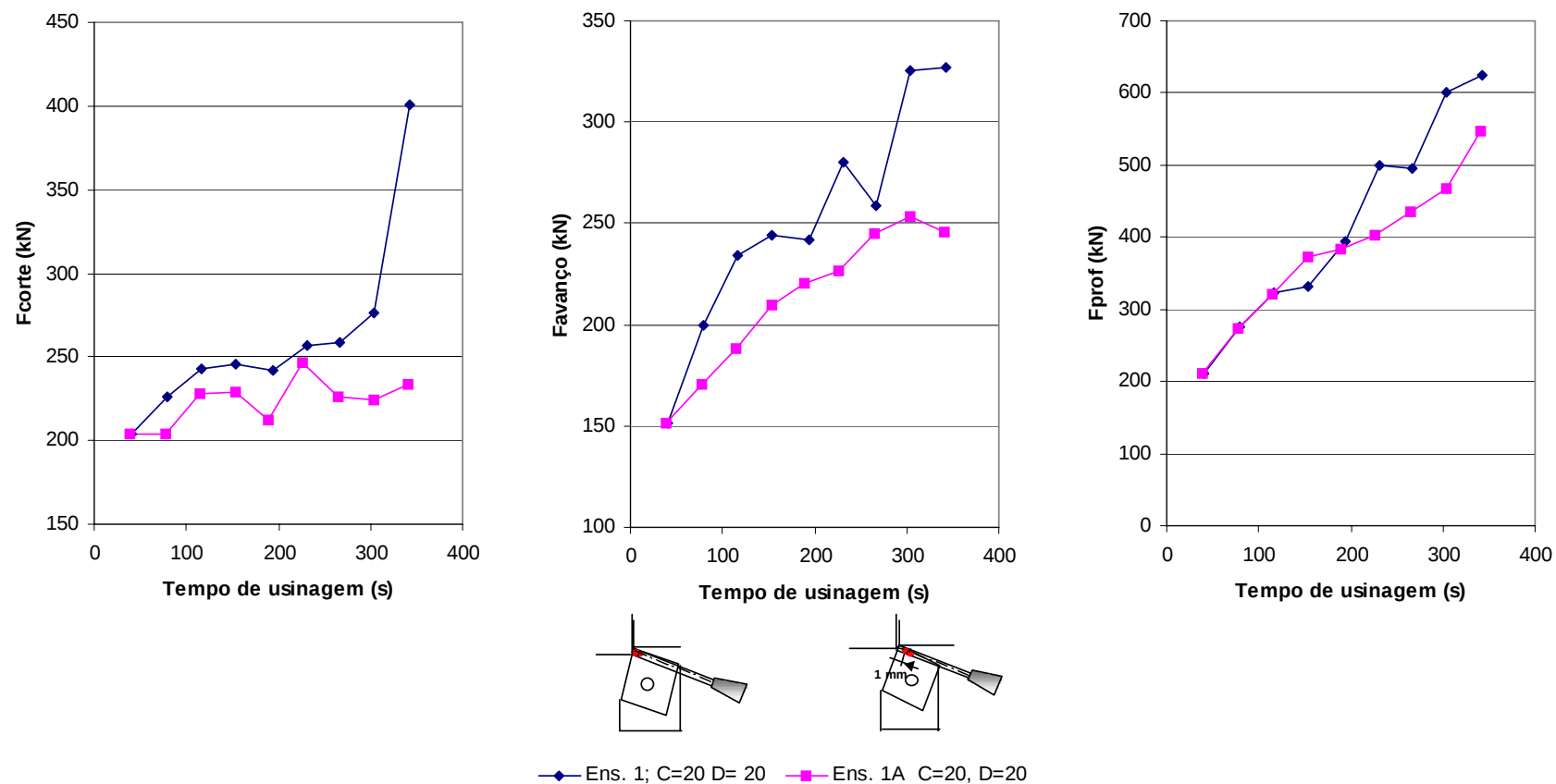


Figura 4.20 – Componentes das forças de usinagem (corte, avanço e profundidade) quando se direciona o jato peça-ferramenta para a ponta da ferramenta (Ens.1) e para a superfície de saída (Ens. 1A).

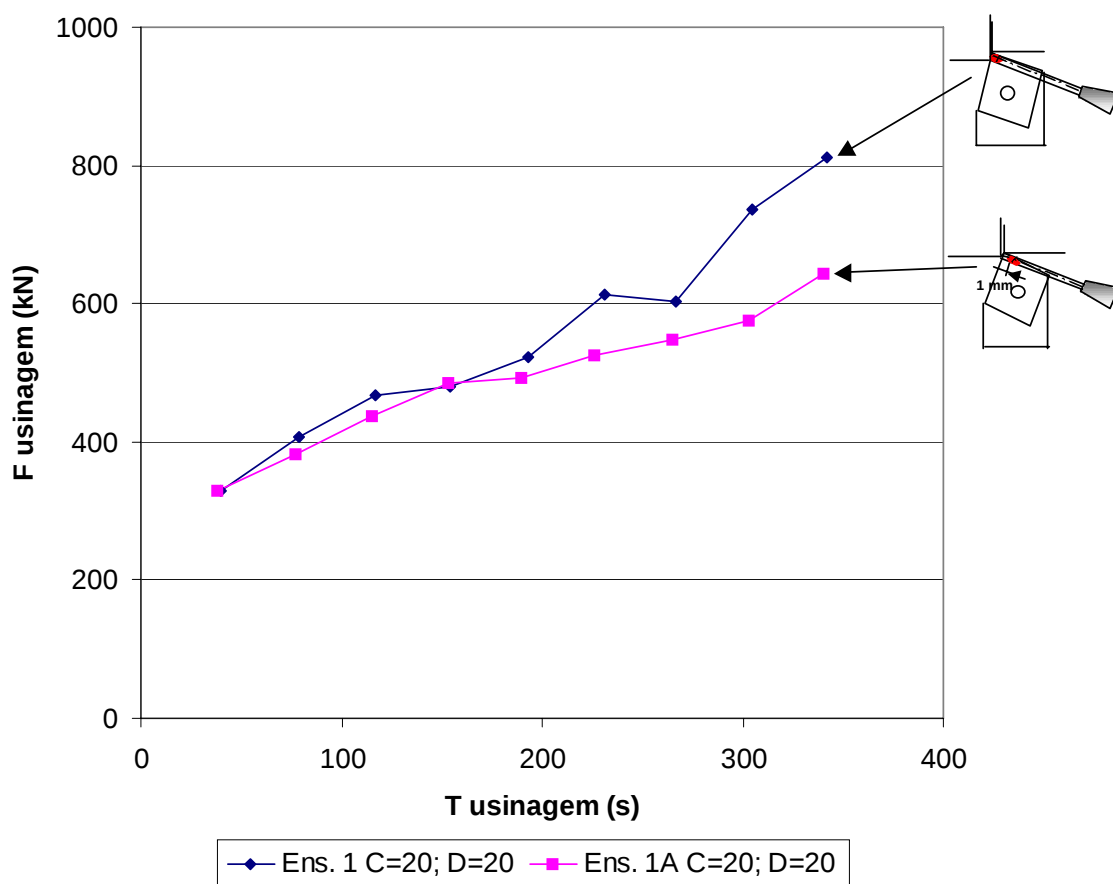


Figura 4.21 – Forças de usinagem quando se direciona o jato peça-ferramenta para a ponta da ferramenta (Ens.1) e deslocado em 1 mm para a superfície de saída (Ens.1A).

Pelos resultados dos experimentos nota-se que as forças de usinagem permanecem iguais entre as posições de injeção até o instante de 150 segundos de usinagem. A partir deste ponto existe uma redução das forças de usinagem com a posição do jato deslocado da ponta da ferramenta para a superfície de saída do cavaco.

Conforme se nota através dos gráficos da figura 4.19, a redução da força de usinagem se dá em função das forças de corte e avanço terem o incremento com o tempo de usinagem (coeficiente angular) significativamente menor quando o jato cavaco-ferramenta é deslocado da ponta da ferramenta para a superfície de saída do cavaco.

Estes resultados mostram-se coerentes se verificarmos os desgastes da ferramenta demonstrados na figura 4.22. Pelo gráfico percebe-se que a velocidade de desgaste é maior quando o jato cavaco-ferramenta é apontado para a ponta da ferramenta e menor quando é apontado para a superfície saída do cavaco, a partir do tempo de usinagem de aproximados 150 segundos, quando existe uma nucleação da formação dos desgastes, pela perda da camada de revestimento da ferramenta de corte.

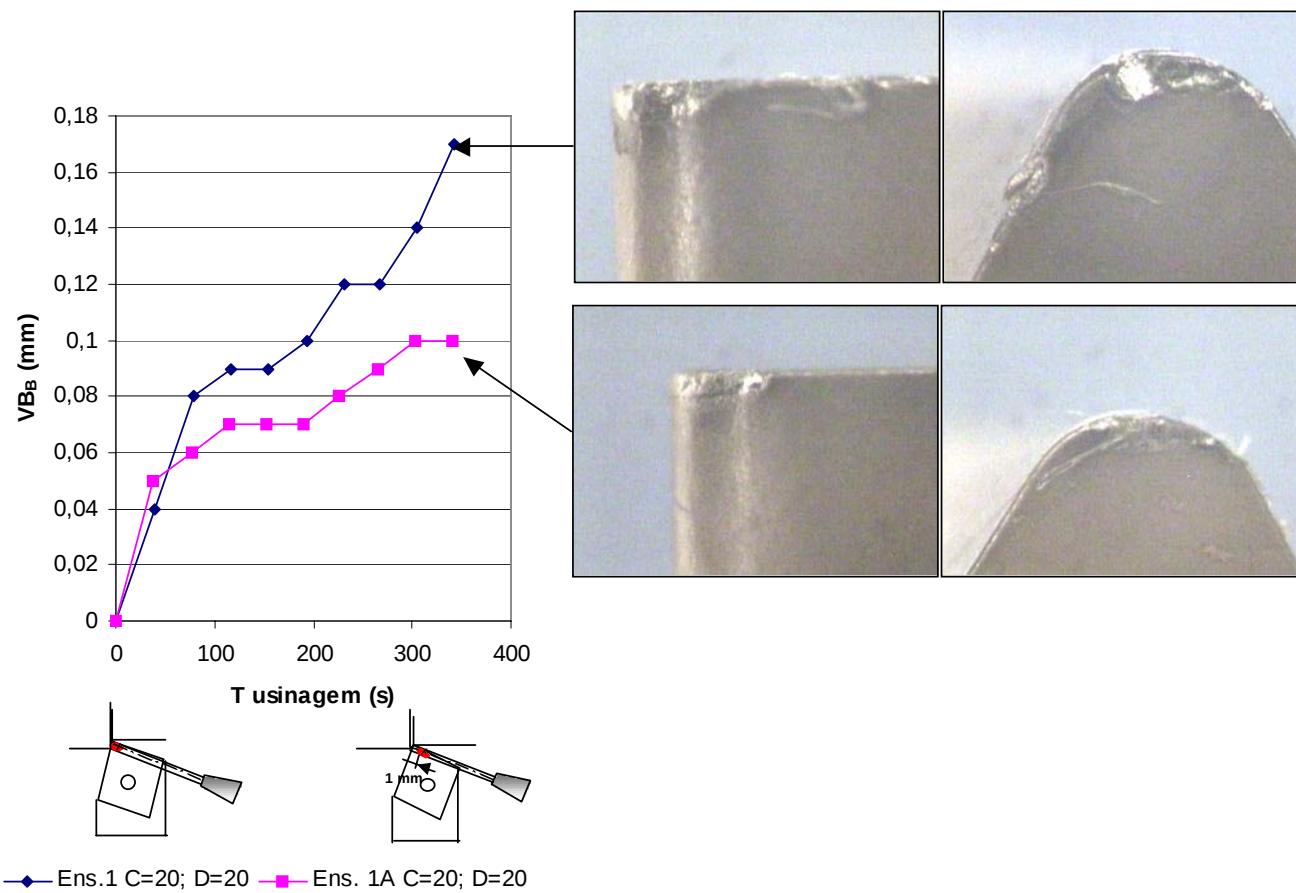


Figura 4.22 – Desgastes de flanco X tempo de usinagem quando se direciona o jato para a ponta da ferramenta (Ens.1) e para a superfície de saída (Ens. 1A).

Dentre os fatores responsáveis pela melhoria do desempenho do jato cavaco-ferramenta, em termos de velocidade de desgaste e redução das forças de usinagem, quando se fez a alteração da posição do jato para a superfície de saída de cavaco, aponta-se à minimização do atrito na interface cavaco-ferramenta.

A minimização do atrito se dá pelo fato do jato ser inserido numa posição anterior ao da geração do cavaco em que facilita a ação da pressão do fluido na parte inferior do cavaco, formando o que Crafoord et al (1999) chamaram de “cunha hidráulica”, que torce e rompe o cavaco com maior facilidade. Assim o jato parece conseguir maior penetração do fluido na região da interface e dessa forma atua como quebra-cavaco reduzindo o raio da hélice e o tamanho do cavaco. Como consequência da redução do raio e do tamanho do cavaco, o comprimento do contato entre o cavaco e ferramenta é reduzido. A diminuição da extensão da zona de contato e uma menor fricção reduzem a formação de desgastes e principalmente a componente força de corte (F_c).

A figura 4.23 mostra as fotos das ferramentas no primeiro passe de cada experimento onde é possível se perceber a mudança da área de contato entre o cavaco e a ferramenta.

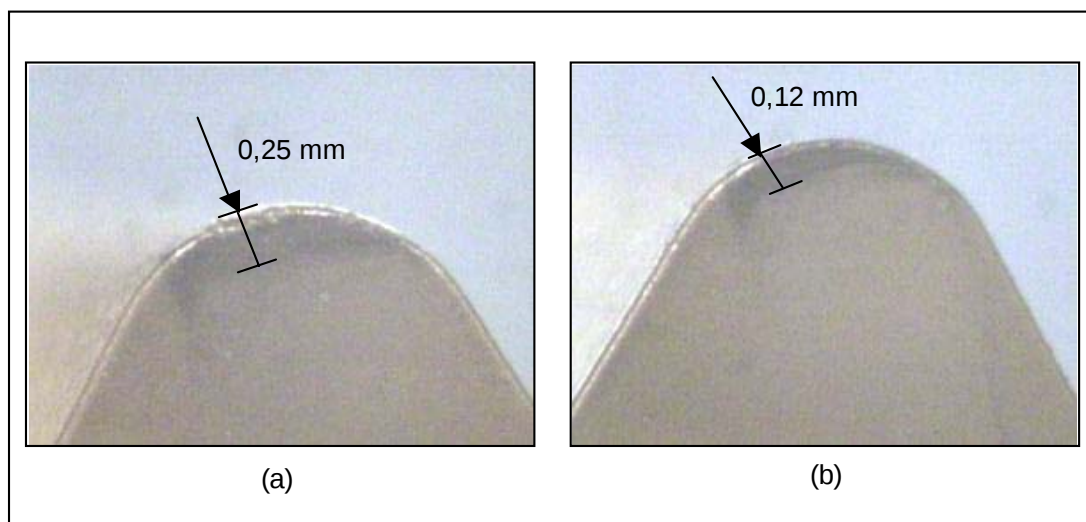


Figura 4.23 – Fotos da superfície de saída da ferramenta destacando a área de contato entre o cavaco e ferramenta: (a) foto do Ens. 1: jato direcionado para a ponta da ferramenta; (b) foto do ens.1A: jato direcionado deslocando para a superfície de saída da ferramenta.

Conforme se pode notar, através da observação das superfícies de saída das ferramentas nos primeiros passes, existe uma região mais escura que indica ser a região de contato do cavaco com a ferramenta, que se mostra maior quando o jato é apontado para a ponta da ferramenta (0,25 milímetros) e menor quando o jato é deslocado para a superfície de saída (0,12 milímetros).

De maneira análoga se pode analisar o porque da baixa eficiência do jato cavaco ferramenta quando apontado para a ponta da ferramenta. Nesta posição existe possivelmente uma perda da eficiência na formação da cunha hidráulica, em função de haver uma colisão direta do jato com o cavaco. A perda da eficiência da cunha hidráulica leva à geração de cavacos mais longos, elevando a área de contato entre o cavaco e a superfície de saída, aumentando assim o atrito e

conseqüentemente as forças de corte e velocidade de desgaste da ferramenta (a figura 4.29 adiante neste trabalho mostra as fotografias dos cavacos gerados).

Assim se conclui que a melhor posição para se posicionar o jato cavaco-ferramenta é aplicar o jato deslocando-o ao longo da superfície de saída da ferramenta até uma posição tal que favoreça a formação da cunha hidráulica. A condição de afastar o jato em aproximadamente um milímetro da ponta da ferramenta se mostrou bastante apropriada, dado que a profundidade de usinagem foi de 0,5mm e avanço de 0,1 mm/volta. Aplicado nesta posição, o jato desliza ao longo da superfície de saída e atinge o cavaco na sua parte inferior fazendo-o curvar e romper mais facilmente, reduzindo assim as forças de corte e desgaste da ferramenta.

Uma vez determinada a melhor posição de aplicação do jato na superfície de saída do cavaco, o segundo passo consiste em se determinar o ângulo do jato que confere a maior vida da ferramenta. Neste sentido, fixado como condição paradigma o experimento Ens. 1A ($C=20^\circ$ e $D=20^\circ$), passou-se a variar o ângulo C. Fez-se experimentos com ângulos $C=10^\circ$ (ens. 2), $C=24^\circ$ (ens.4) e $C=30$ graus (ens.3).

A figura 4.24 demonstra o esquema dos experimentos, os quais se passa a analisar. A variação do ângulo C se justifica por ser o ângulo do jato que influencia diretamente na formação da cunha hidráulica que por sua vez, conforme Crafoord et al (1999), determina o raio da hélice do cavaco.

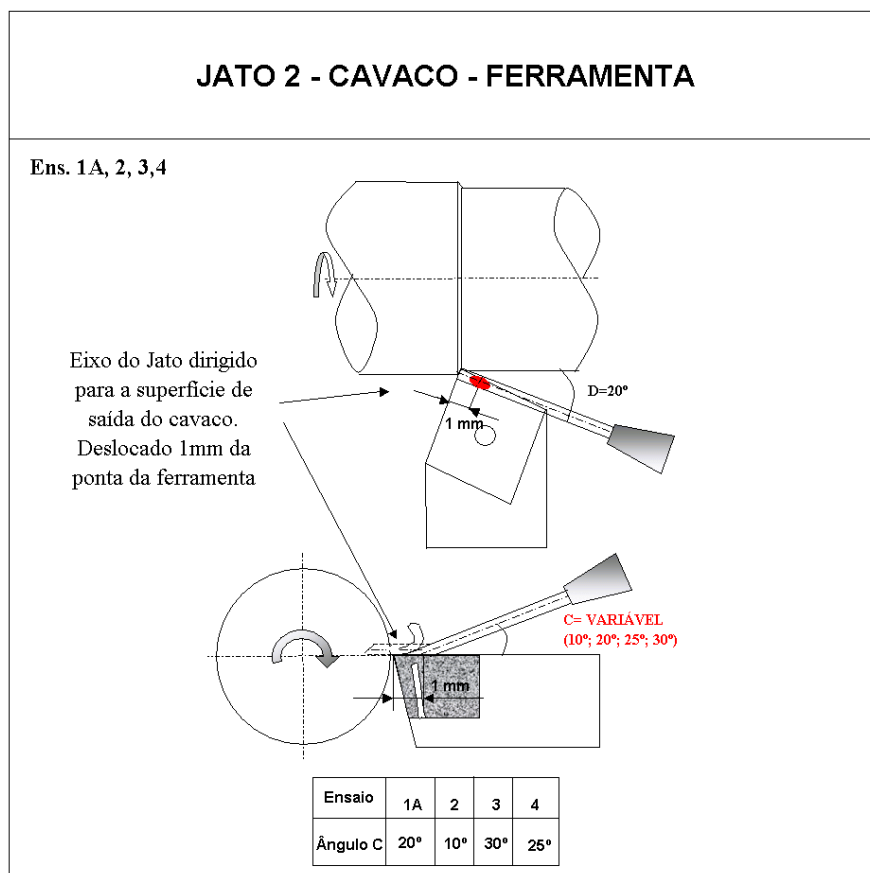


Figura 4.24 - Esquema que ilustra os experimentos do jato cavaco-ferramenta.

Para uma melhor representação e entendimento dos ensaios, os resultados das vidas das ferramentas na figura 4.1 foram colocados de acordo com o aumento do ângulo de injeção, que se dá na seguinte ordem: Ens.2, Ens.1, Ens.4 e Ens.3, com ângulos C iguais a 10, 20, 25 e 30 graus respectivamente.

Analisando-se a vida da ferramenta, nota-se através da figura 4.1 que a melhor condição, ou seja, a que confere maior vida à ferramenta é a condição com o jato incidindo com ângulo $C=20^\circ$. Nesta condição apurou-se uma vida da ferramenta em 831,19 segundos e a vida da ferramenta se reduz em aproximados 50% (vida da ferramenta = 413.53 segundos) quando se jacta com ângulo de $C=10^\circ$.

Da mesma forma se percebe uma redução na vida da ferramenta de 25% quando se jactou com ângulo de 25° (vida da ferramenta = 630,15 segundos) e 45% quando o ângulo do jato foi de 30° (vida da ferramenta = 459,92 segundos). Portanto pode-se dizer que existe uma redução significativa de 50% da vida quando se varia em 10° o ângulo de injeção C para mais ou para menos. Comparando ainda a melhor condição do jato com a condição abundante se verifica um aumento da vida da ferramenta de 151,7%.

As figuras 4.25 e 4.26 demonstram os resultados das forças de usinagem e suas componentes.

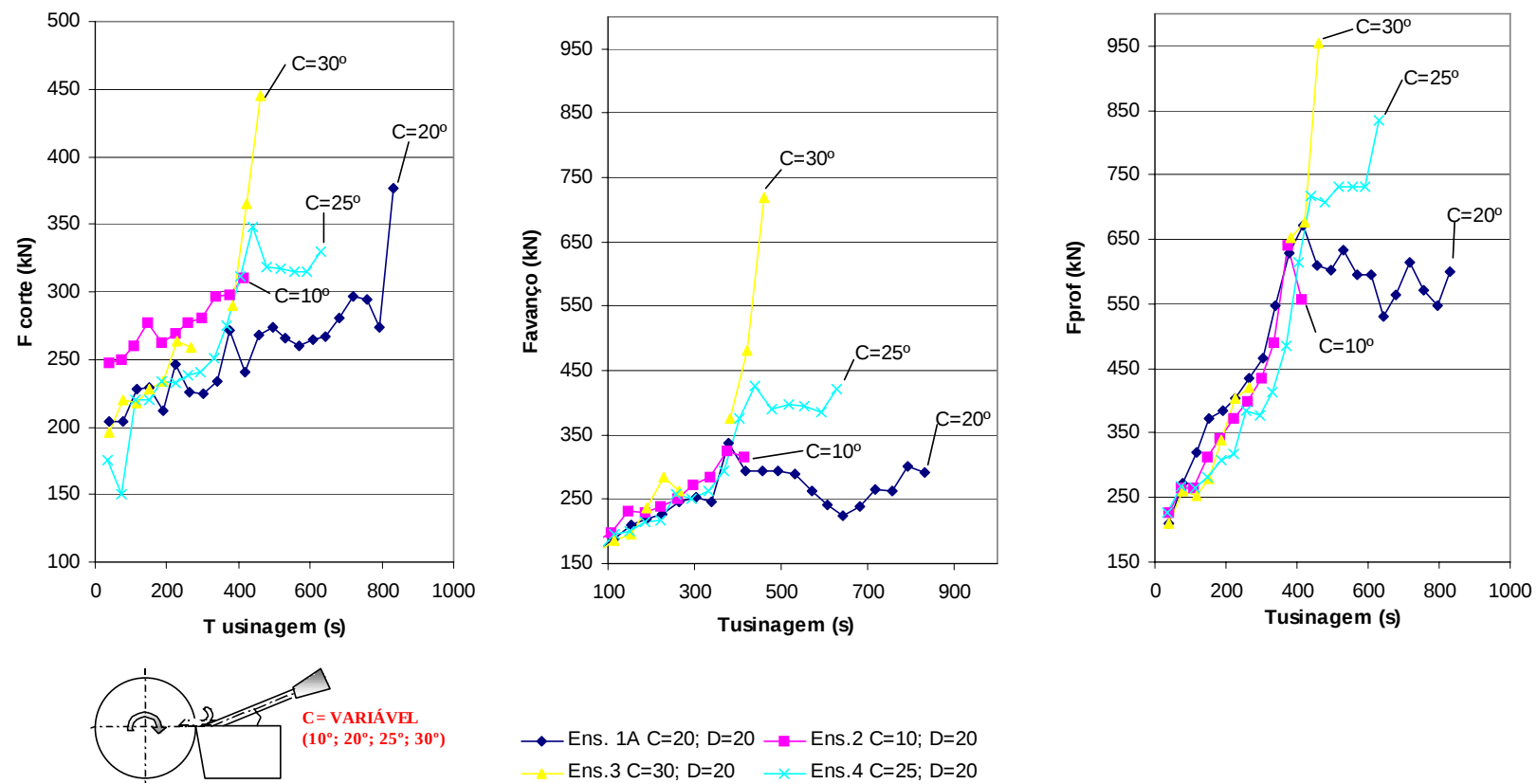


Figura 4.25 - Forças de corte, avanço e profundidade quando se varia o ângulo C do jato cavaco-ferramenta.

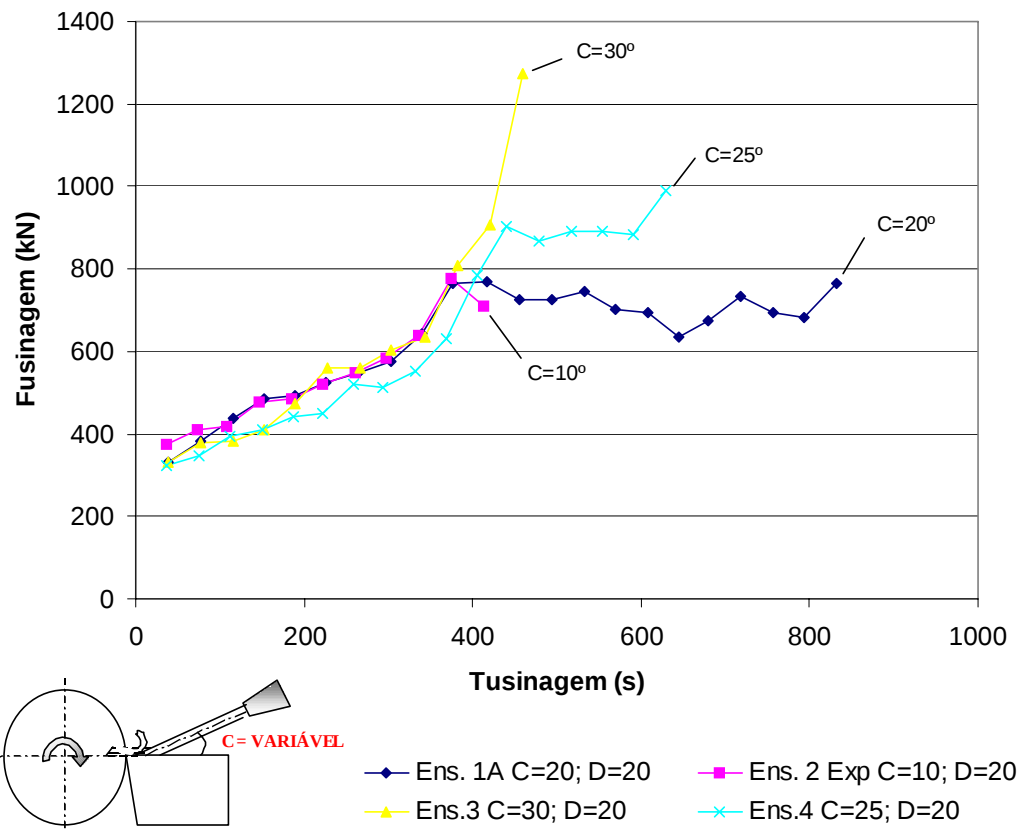


Figura 4.26 – Força de usinagem quando se varia o ângulo C do jato cavaco-ferramenta.

Verifica-se que as forças de avanço e profundidade permanecem aproximadas até o instante de 380 segundos de usinagem para todos os ângulos de injeção. A partir deste ponto existe um incremento menor das forças quando o jato se dá com ângulo de injeção de 20° . Nota-se também que as forças de corte do jato com ângulo $C=20^\circ$ permanecem sempre menores que as das demais posições e demonstram ser compatíveis com as velocidades de desgaste de flanco.

A figura 4.27 demonstra os resultados do desgaste de flanco VB em função do tempo de usinagem e também as fotografias das pontas das ferramentas nos últimos ensaios de cada experimento.

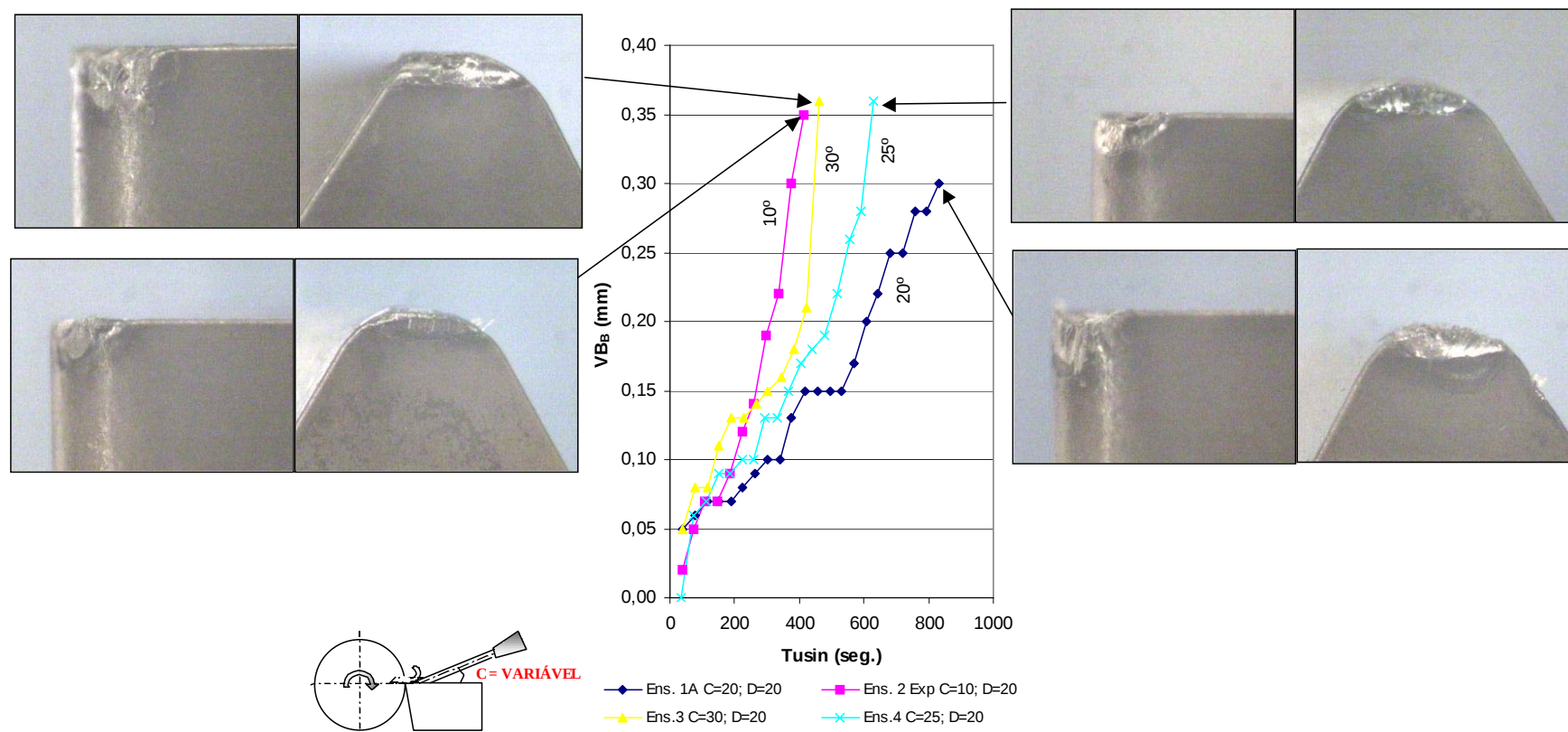


Figura 4.27 – Desgastes de flanco X tempo de usinagem quando se varia o ângulo do jato cavaco-ferramenta.

Conforme se pode notar, a posição que apresenta menor velocidade de desgaste de flanco é a posição com ângulo de injeção $C=20^\circ$ seguida das posições com ângulos 25° , 30° e 10° respectivamente. Ou seja, nota-se que tanto uma variação do ângulo C para mais ou para menos causa um incremento na velocidade de desgaste de flanco à medida que o ângulo de injeção se afasta dos 20° .

Pela análise das fotografias das ferramentas nota-se também que os desgastes de cratera têm o comportamento inverso do desgaste de flanco, embora não atinja valores de fim de vida da ferramenta por este critério¹. As fotografias tiradas das pontas das ferramentas demonstram que houve um desgaste de cratera mais acentuado conforme os jatos se aproximam do ângulo de injeção $C=20^\circ$.

A figura 4.28 mostra as fotografias da superfície de saída das ferramentas no primeiro passe de cada experimento onde é possível se perceber a mudança da área de contato entre o cavaco e a ferramenta. E através das fotografias dos cavacos mostrados na figura 4.29, é possível de se perceber a variação do tipo e do comprimento dos cavacos obtidos através dos ensaios com jato cavaco-ferramenta.

¹ Conforme a norma ISO 3685 o critério para fim de vida da ferramenta para desgaste de cratera é $KT = 0,06 + 0,3 \cdot \text{avanço}$. Neste caso $KT = 0,06 + 0,3 \cdot 0,5 = 0,21\text{mm}$.

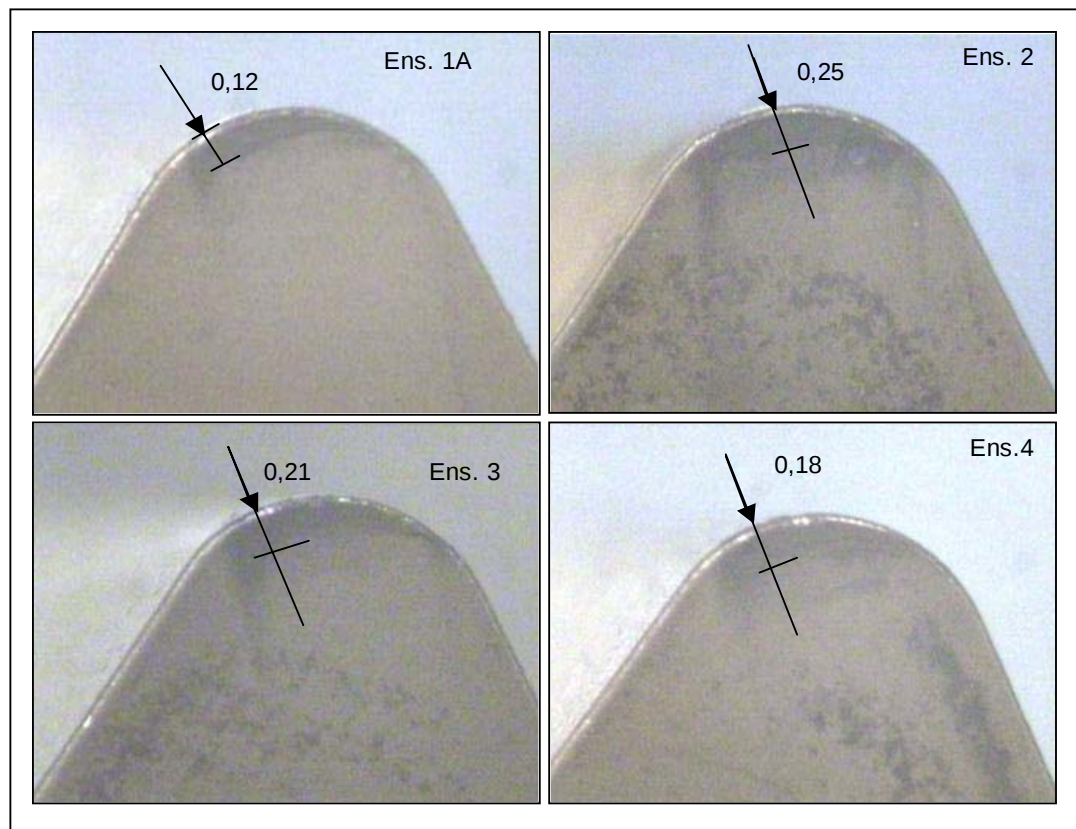


Figura 4.28 - Fotos das ferramentas nos primeiros passes de cada experimento onde é possível se perceber a mudança da área de contato entre o cavaco e a ferramenta. Ens.1A $C=20^{\circ}$; Ens.2 $C=10^{\circ}$; Ens.3 $C=30^{\circ}$; Ens.4 $C=25^{\circ}$.

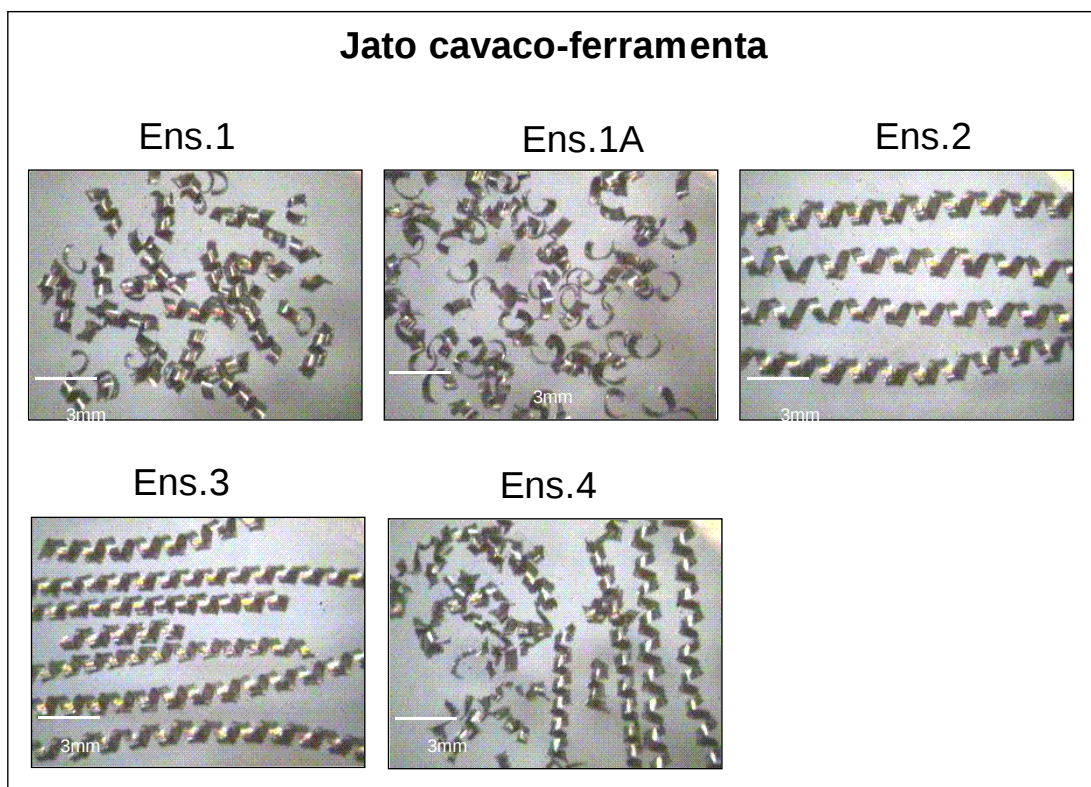


Figura 4.29 – Cavacos obtidos nos primeiros passes dos experimentos com jato cavaco -ferramenta.

Nota-se pelas fotografias da figura 4.28 que a área de contato do cavaco com a ferramenta, o comprimento do cavaco e o raio da hélice do cavaco diminuem à medida que o ângulo de injeção C do jato se aproxima de 20° .

Os resultados apontam que este ângulo de injeção de 20° parece facilitar a formação da cunha hidráulica que torce e rompe o cavaco com maior facilidade, levando a ter cavacos mais curtos e com menor raio da hélice, o que leva também a ter uma menor área de contato entre cavaco e a ferramenta. A menor área de contato entre o cavaco e a ferramenta acarreta o aumento da pressão específica de corte, o que justifica a ocorrência de um maior desgaste de cratera e concentrado na ponta da ferramenta. E também a diminuição da extensão da zona de contato e

com menor raio de hélice do cavaco faz com que reduza principalmente a força de corte. Isto explica o fato das forças de corte serem menores conforme os ângulos dos jatos se aproximam dos 20° .

Os aspectos relacionados com a rugosidade são demonstrados pela figura 4.30.

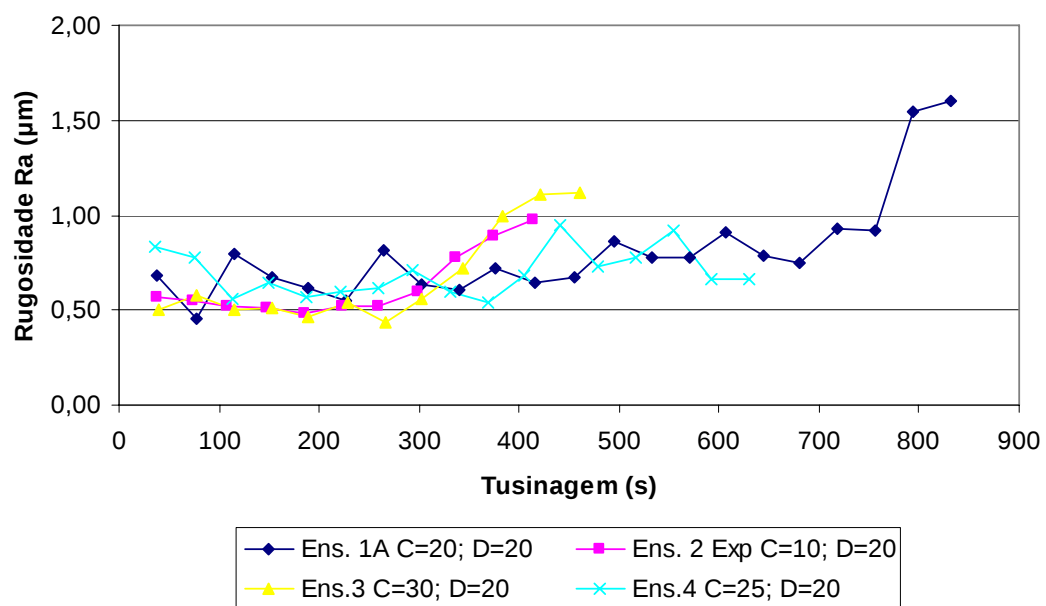


Figura 4.30 – Rugosidade obtida nos experimentos com jato cavaco -ferramenta.

De maneira geral, os experimentos com os jatos cavaco-ferramenta mostraram que não existiram diferenças significativas de rugosidade entre as posições ensaiadas. Porém indicaram que sob as condições de velocidade de corte, avanço e raio da ponta da ferramenta adotadas nos experimentos, as usinagens com jatos peça-ferramenta são capazes de manter os valores de rugosidade em níveis praticamente constantes e em padrões bastante baixos, ou seja, valores menores que $2,0 \mu\text{m}$.

Neste trabalho fixou-se o ângulo D em 20° , por se obter um jato paralelo à aresta secundária de corte, conforme mostra a figura 4.31. Nesta figura se demonstra uma composição feita com a fotografia da ferramenta do ensaio com maior vida da ferramenta (ens. 1A). No esquema se representa o jato de diâmetro de um milímetro incidindo na superfície de saída de cavaco com ângulos de incidência $C=20^\circ$ e $D=20^\circ$. Quando o jato atinge a superfície de saída forma uma elipse de contato a uma distância de um milímetro da ponta da ferramenta. O esquema demonstra a posição exata da injeção do fluido e a marca da área de contato do cavaco com a ferramenta. É possível se perceber também a montagem do ângulo de incidência de 6° ($\chi = 90^\circ + 6^\circ = 96^\circ$) e que neste ensaio o avanço real foi de 0,66 milímetros e profundidade de corte de 0,47 milímetros.

Através da marca da área de contato entre o cavaco e ferramenta traçou-se retas ligando o ponto da aresta secundária de corte aos da aresta principal de corte e da superfície de saída a fim de se estudar se existe uma melhor condição de aplicação do jato.

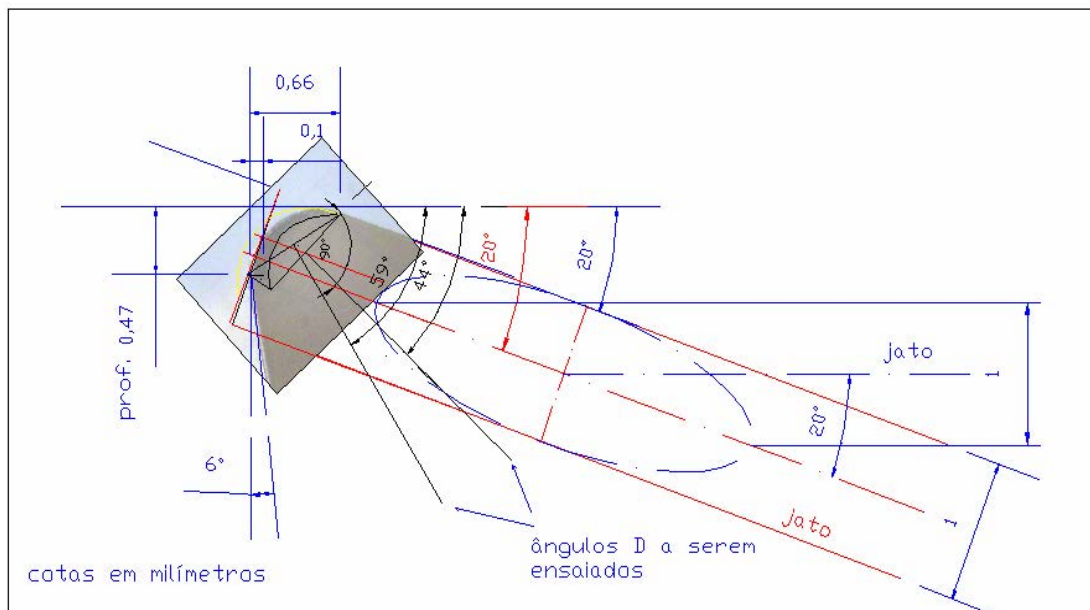


Figura 4.31 – Ilustra a composição da imagem ponta da ferramenta em que se estuda a posição do jato cavaco-ferramenta com relação à posição de saída do cavaco para jato cavaco-ferramenta do ensaio 1A ($C=20^\circ$; $D=20^\circ$).

A análise da fotografia da superfície de saída do cavaco na melhor condição do jato - ens.1A: $C=20^\circ$; $D=20^\circ$, nota-se que existe uma relação geométrica entre a superfície de contato cavaco-ferramenta, o avanço, a profundidade de corte e o ângulo D do jato.

Analisando-se o esquema se verifica que o melhor ângulo D para se aplicar o jato pode depender do avanço e da profundidade de corte e ângulos de posição da ferramenta, parâmetros estes que determinam o ângulo de saída do cavaco. E que a melhor posição pode ser aquela em que o jato atingiria a superfície inferior do cavaco perpendicularmente. Assim experimentos futuros com este tipo de jato podem avançar no sentido de se aplicar o jato com ângulos D iguais a 40 e

60 graus, e compará-las com as melhores condições paradigmas do jato alcançados com os experimentos deste trabalho.

4.1.3 - Jato peça-cavaco

O principal objetivo do jato dirigido para a região cavaco-peça é remover o calor gerado no plano de cisalhamento primário. Conforme descreve Shaw (1986), uma vez que o fluido refrigerante é aplicado nas costas do cavaco, o raio de curvatura diminui de tal forma que atua na minimização do desgaste de cratera, pela redução do comprimento de contato entre o cavaco e a ferramenta.

Nos experimentos executados por Sanchez (2002) e Nalon (2004) o jato peça-cavaco foi feito incidindo nas costas do cavaco na posição vertical (ângulos $E=0^\circ$, $F=0^\circ$) e foi o que apresentou o pior resultado em termos de vida da ferramenta dentre os experimentos com jato de fluido.

Da mesma forma que nos experimentos de Sanchez (2002) e Nalon (2004), se compararmos as vidas das ferramentas entre os experimentos dos tipos de jatos, através da figura 4.1, verifica-se que o jato peça-ferramenta na posição vertical é a posição que apresenta piores resultados, tendo resultados próximos à abundante.

Procurou-se então, pesquisar a influência da mudança dos ângulos de injeção do fluido na vida da ferramenta, ou seja, buscar o melhor ângulo de aplicação do fluido de forma a melhorar o desempenho do jato.

A figura 4.32 ilustra o esquema dos experimentos executados com o jato peça-cavaco.

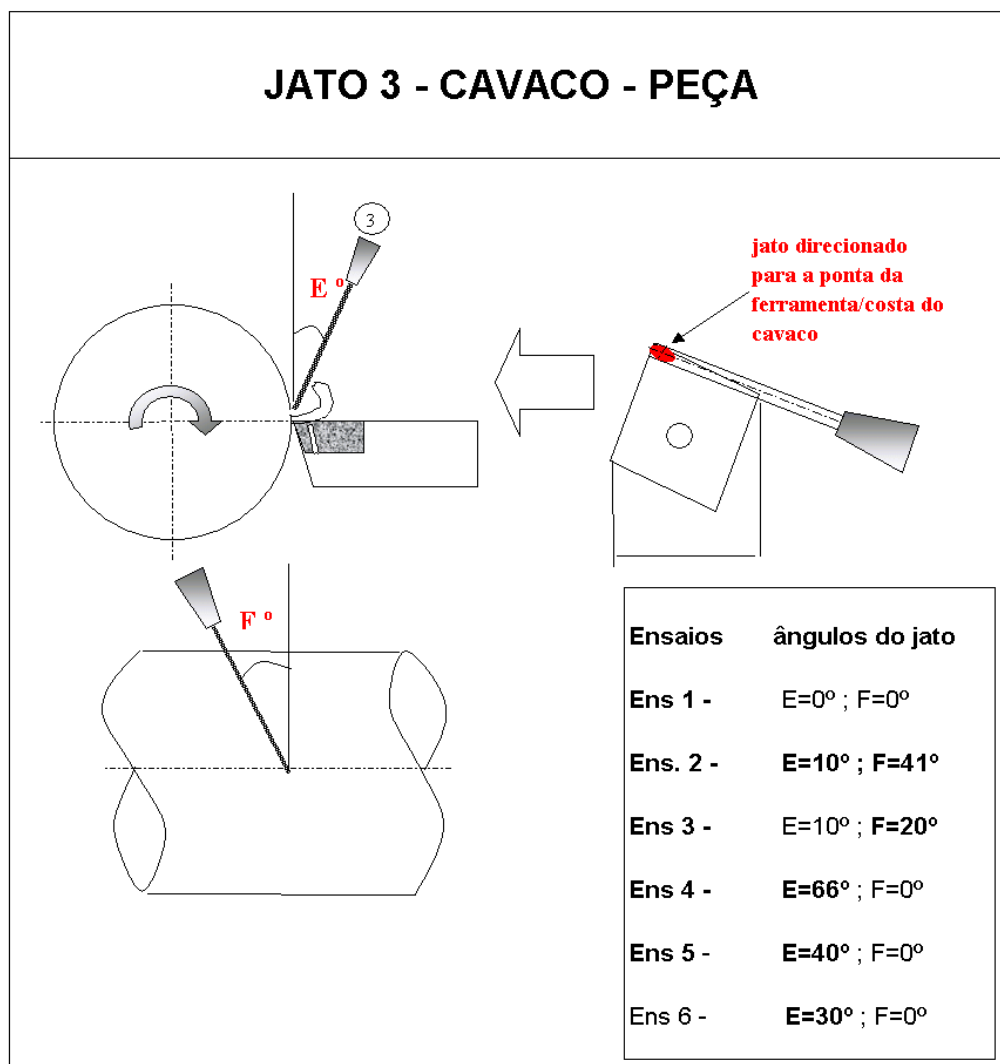


Figura 4.32 – Ilustra o esquema dos experimentos com jato peça-cavaco.

Para efeito de análise pode-se dividir os ensaios em dois grupos, primeiro se analisa o efeito da mudança do ângulo E na vida da ferramenta. E após passa-se a analisar o efeito da variação do ângulo F na vida da ferramenta.

Assim, a primeira análise se faz com os experimentos 1, 4, 5 e 6. Com estes experimentos se pode ter o efeito da mudança do ângulo E do jato peça-cavaco na vida da ferramenta, pois fixou-se o ângulo F igual a zero e variou-se o ângulo E. Ou seja, com estes experimentos se trabalha com o jato variando o ângulo, porém inserido perfeitamente no plano perpendicular ao plano de trabalho. Notando-se que neste jato o fluxo sempre incide na região das costas do cavaco. Depois é analisada a mudança do ângulo F.

Na figura 4.33 demonstra-se em amarelo os resultados das vidas da ferramenta para o jato peça-ferramenta fazendo um rearranjo da ordem dos experimentos, de forma que se perceba o efeito do aumento do ângulo de injeção E. O ensaio 3 está inserido em ordem com os ângulos por mostrar o aumento do ângulo de injeção E, embora se tenha aplicado o jato com ângulo F igual a 20°. Por último se apresenta o ensaio variando-se o ângulo F para 40°.

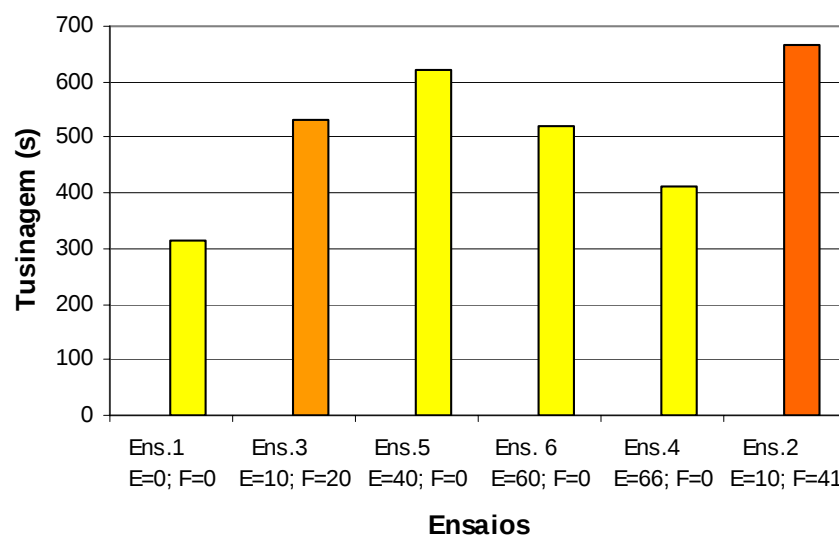


Figura 4.33 – Tempo de usinagem para as aplicações quando o desgaste de flanco (VB_B) da ferramenta atinge 0,3 mm para os ensaios com jato peça-cavaco.

Pela figura nota-se que a aplicação do jato peça-cavaco quando o fluido é jactado a ângulos E e F de zero graus, isto é quando o jato está posicionado perfeitamente na vertical, é a posição menos eficiente entre os jatos peça-cavaco, apresentando uma vida de 315,33 segundos.

Comparado-se os outros experimentos ao jato vertical ($E=0^\circ$), quando se variou o ângulo E do jato, observa-se que há sempre o aumento da vida da ferramenta. Porém, relativamente se nota que a vida da ferramenta aumenta conforme aumenta o ângulo de injeção E até atingir 40° , quando se verifica uma tendência da diminuição da vida da ferramenta com o aumento do ângulo E do jato.

Comparando-se com a posição vertical ($E=0^\circ$), observa-se que para $E=40^\circ$ existe uma melhora acentuada (um aumento de 96,8%) do desempenho deste tipo de jato, resultando em uma vida de 620,43 segundos. Conforme se verifica, os demais resultados experimentais foram, aumento de 68% (529,86 segundos) para ângulo 10° , aumento de 65,1% para ângulo 60° (520,57 segundos) e aumento da vida da ferramenta de 30,3% para ângulo 66° .

Nota-se pelos experimentos que da mesma forma que a maior vida da ferramenta com ângulo $F=0^\circ$ foi alcançada com ângulo $E=40^\circ$, se fez o experimento com ângulo F também igual a 40° , porém com ângulo $E=10^\circ$. Nesta condição do jato obteve-se uma vida de 666,13 segundos, o que significa um aumento significativo da vida da ferramenta de 111%, quando comparado com o jato posicionado na vertical ($E=0^\circ$ e $F=0^\circ$) e aumento de 7,4% quando comparado com o jato de maior vida do plano perpendicular ao de trabalho (ens.5; $E=40^\circ$, $F=0^\circ$).

As figuras 4.34 e 4.35 apresentam os resultados das forças de usinagem e suas componentes e a figura 4.36 demonstra o desgaste de flanco, bem como as fotografias das pontas das ferramentas, quando o desgaste atinge valores para o desgaste de flanco VB_B maiores que 0,3 milímetros.

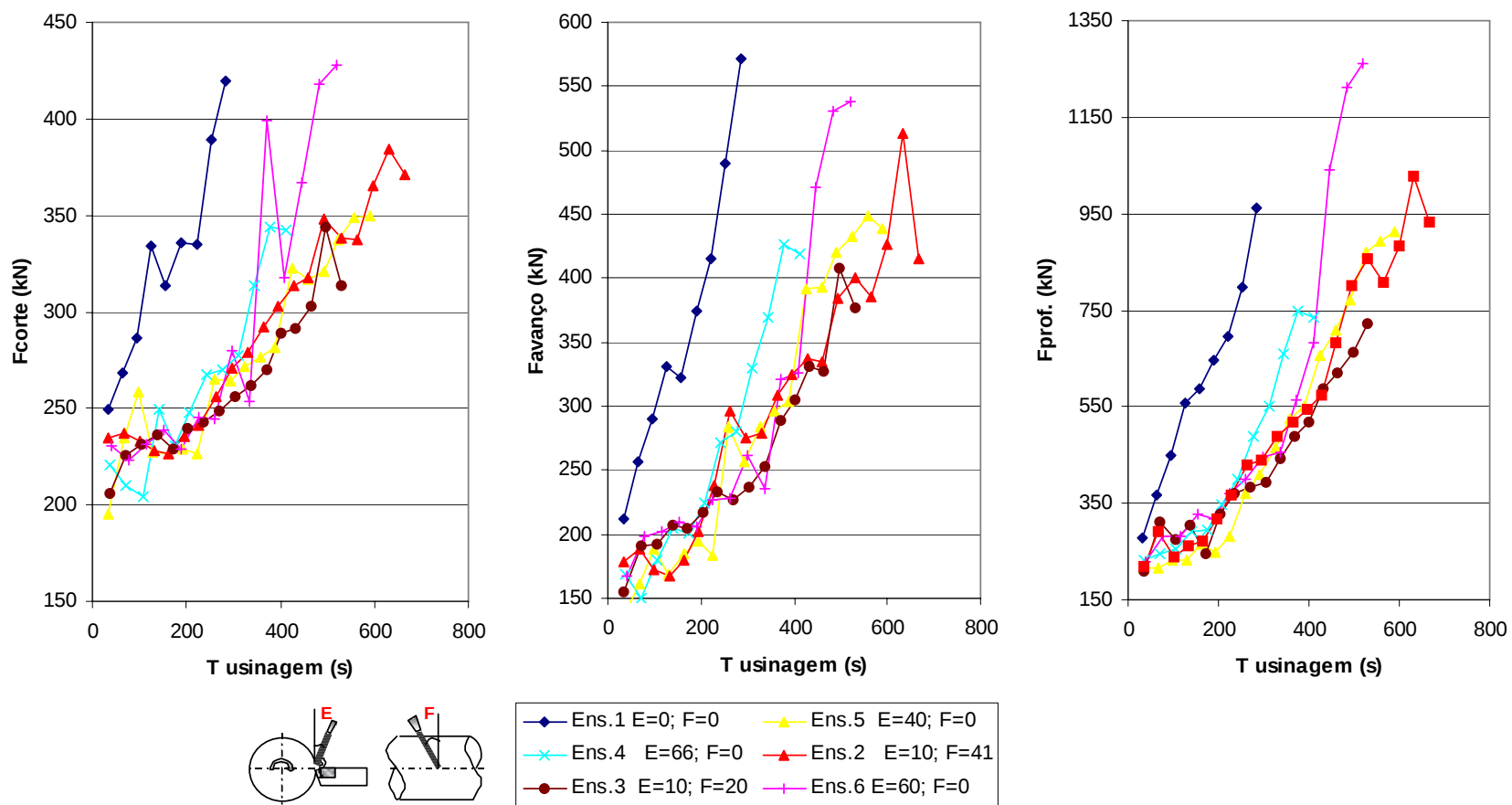


Figura 4.34 - Forças de corte, avanço e profundidade quando se modifica o ângulo E do jato peça-cavaco.

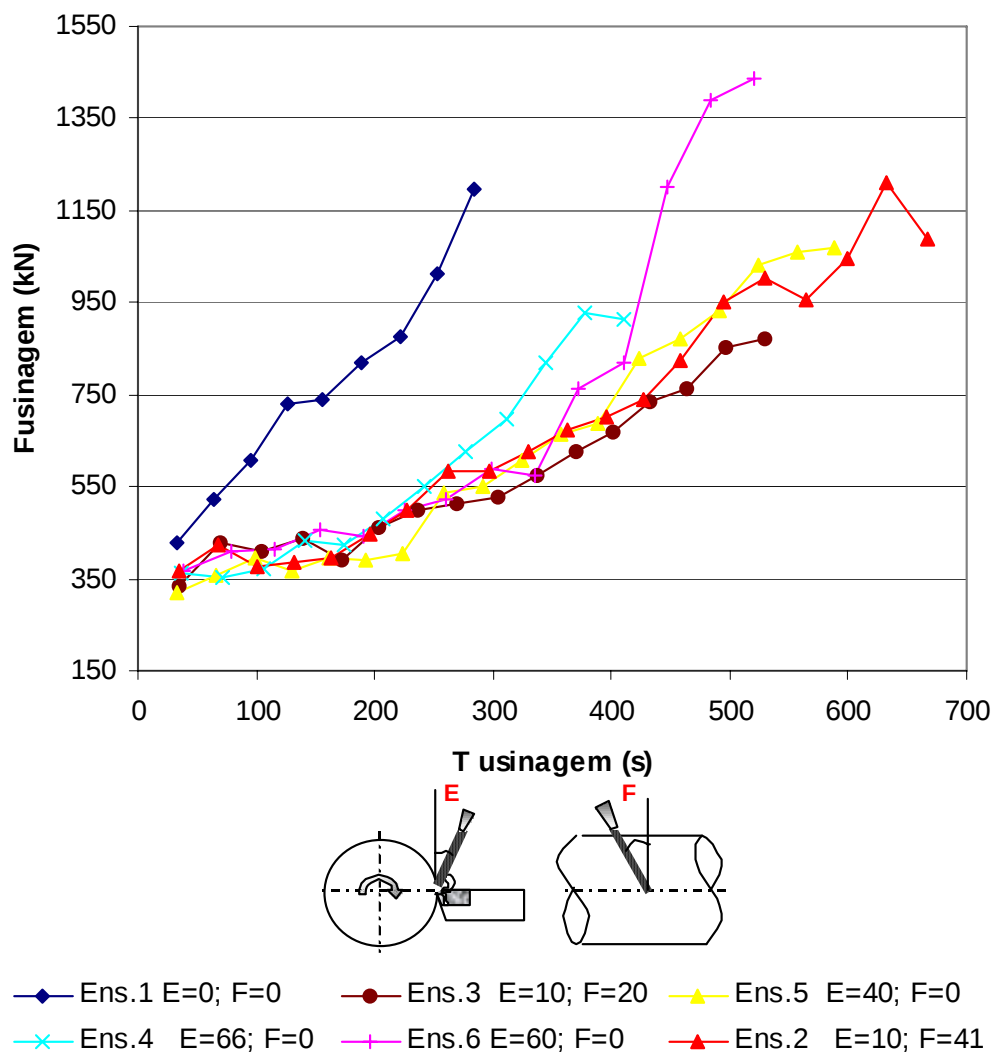


Figura 4.35 - Forças de usinagem quando se muda o ângulo E do jato peça-cavaco.

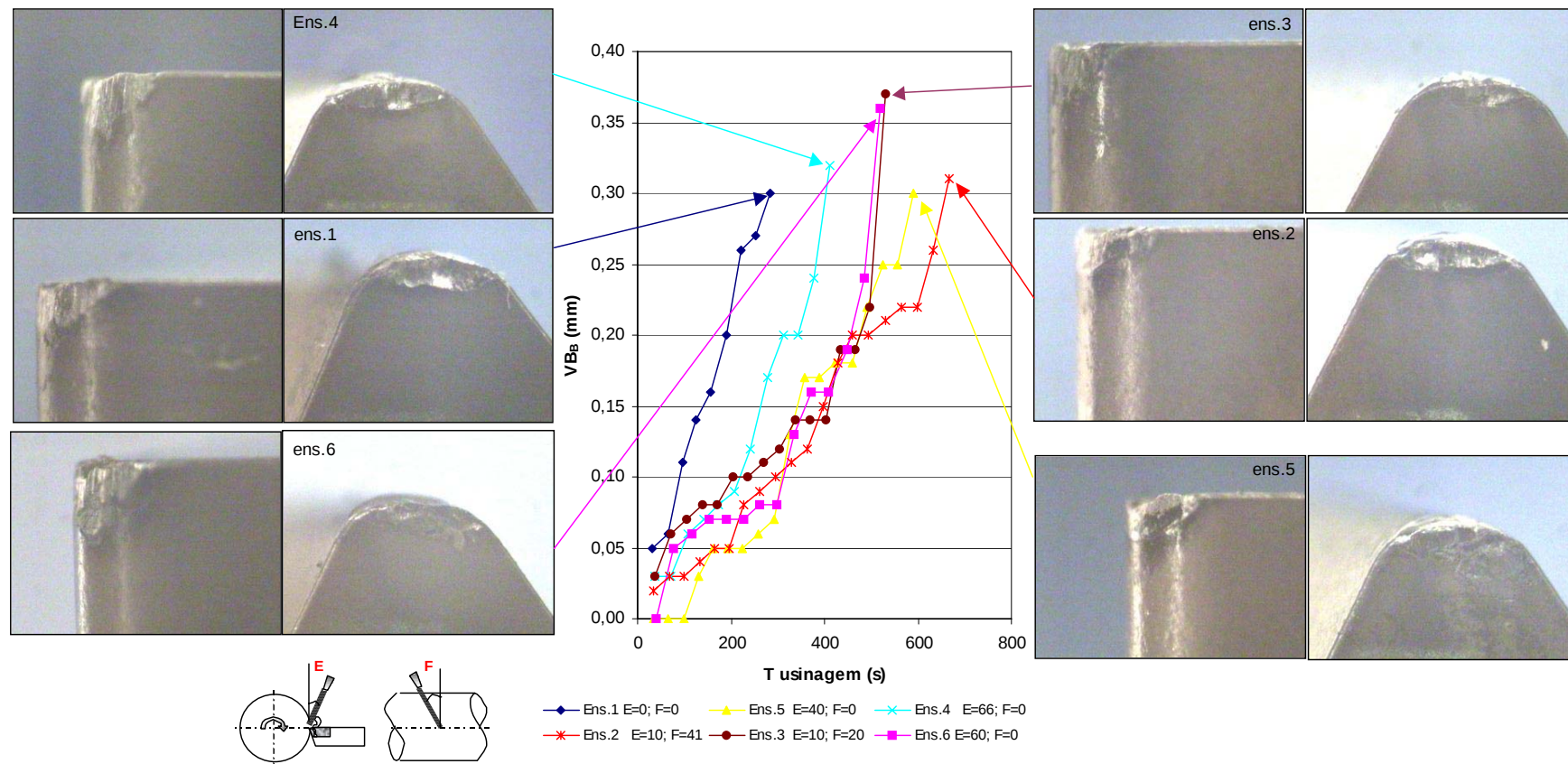


Figura 4.36 – Desgaste de flanco X tempo de usinagem quando se modifica o ângulo E do jato peça-cavaco.

Pelas figuras 4.34 e 4.35 se nota um grande diferencial das forças quando o jato está na vertical e quando se angula o jato. Com o jato na vertical verifica-se um incremento das forças (coeficiente angular da curva) muito maior que nas demais angulações do jato.

Dentre os jatos angulados inseridos no plano passivo da ferramenta ($F=0^\circ$), verifica-se que as forças com menor incremento (menor coeficiente angular das curvas) se dão à medida que os jatos se aproximam do ângulo $E=40^\circ$, a menos da posição com ângulo E de 10° . Nesta posição se percebe que o jato saiu para uma posição fora dos planos passivo e trabalho (ângulo $F=10^\circ$) e embora não seja uma posição que conferira a maior vida à ferramenta, verifica-se que as forças de usinagem se reduziram quando comparadas com os jatos que se mantiveram dentro do plano passivo ($F=0^\circ$). E quando se angula mais ainda o jato passando para $F=40^\circ$ se verifica uma redução ainda maior das forças de usinagem. Ou seja, se verifica que angulando o jato, de modo tirar para uma posição fora dos planos de trabalho e passivo, se dá uma diminuição das forças de usinagem e aumento da vida da ferramenta.

Verifica-se que as forças de usinagem se mantêm iguais até o instante aproximado de 400 segundos de usinagem, quando as velocidades de desgaste dos jatos com ângulo $F=0^\circ$ (contidos no plano perpendicular ao de trabalho) aumentam até o rompimento brusco das ferramentas. Nota-se que houve rompimento brusco das ferramentas nos ensaios 3 ($E=10^\circ$), 6 ($E=60^\circ$) e 4 ($E=66^\circ$). No ensaio 6, por exemplo, a força de corte tem uma forte oscilação, provavelmente em função do aumento do desgaste de cratera ter formado alguma aresta que produziu um forte aumento e depois uma redução da força de corte. A partir deste

ponto se nota que houve um incremento da velocidade de desgaste até o colapso das ferramentas.

Analisando-se os resultados do desgaste de flanco VB_B em função do tempo de usinagem, através da figura 4.36, verifica-se que as forças de usinagem demonstram coerência com o comportamento das velocidades de desgaste de flanco das ferramentas, onde os maiores gradientes de força estão associados aos maiores gradientes de desgaste de flanco.

E também, através das fotografias das pontas das ferramentas, nota-se que existe diferença do desgaste de cratera das ferramentas entre os experimentos. Pelas fotos se percebe que existe um desgaste de cratera maior da ponta da ferramenta, quando se varia o ângulo E do jato peça-cavaco, na seguinte ordem: ens.1 ($E=0^\circ$), ens.4 ($E=66^\circ$), ens.2 ($E=10^\circ$), ens.6 ($E=60^\circ$), ens.3 ($E=10^\circ$) e ens.5 ($E=40^\circ$), ordem esta que é coincidente com a ordem determinada para a vida da ferramenta em função do desgaste de flanco.

Estas diferenças dos desgastes podem ser explicadas pela formação dos cavacos que variaram ao longo dos experimentos com o jato peça-cavaco. A figura 4.37 demonstra os cavacos obtidos nos primeiros passes dos experimentos com jato peça-cavaco e a figura 4.38 demonstra os resultados do ens.2 especificamente.

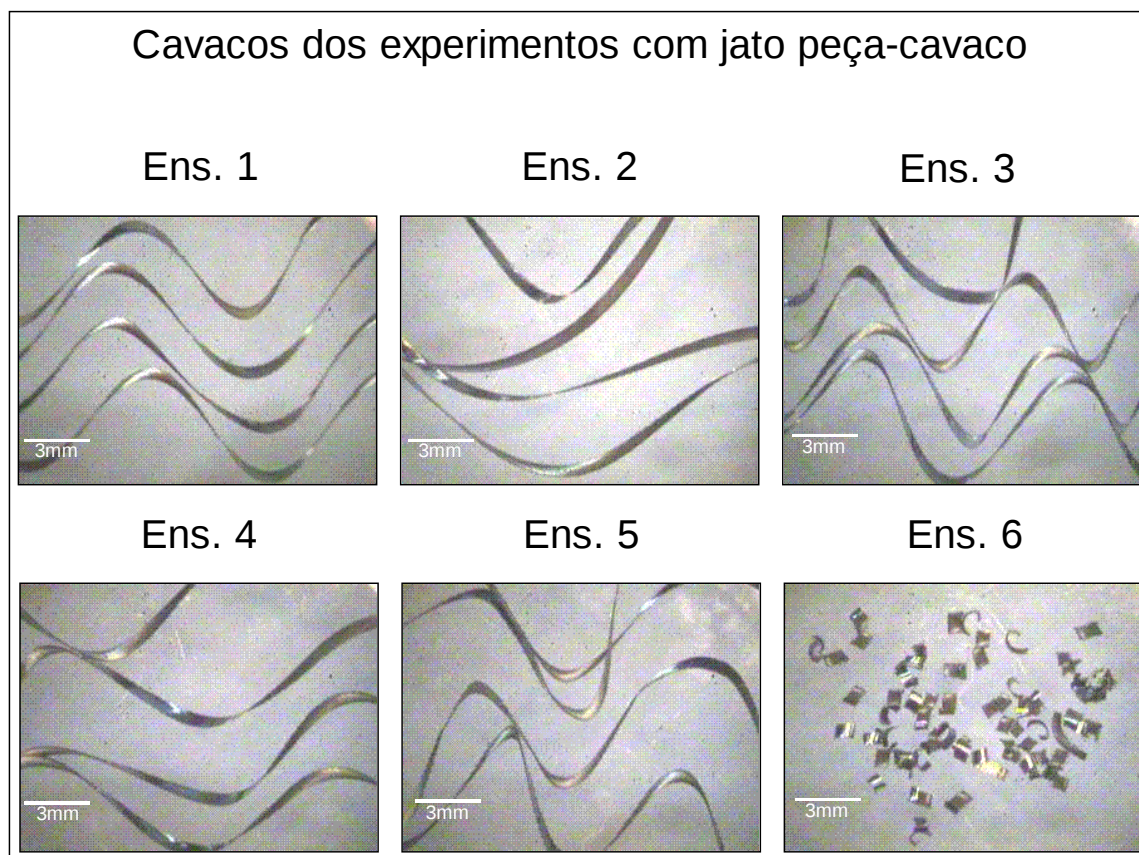


Figura 4.37 – Fotografias dos cavacos obtidos nos primeiros passes dos experimentos com jato cavaco -ferramenta.

Analisando as fotografias dos cavacos nos primeiros passes de cada ensaio, vê-se que os cavacos obtidos foram do tipo liso contínuo e apresentam pequenas variações do raio da curvatura da hélice do cavaco, a menos do ens.6 ($E=60^\circ$; $F=0^\circ$) que produziu um cavaco do tipo helicoidal curto. Porém, quando se analisa o cavaco obtido ao longo dos ensaios nota que o tipo do cavaco varia. E o que se percebe é que, quanto mais se produz cavaco helicoidal curto maior é a vida da ferramenta.

Assim a melhora quando se jactou com ângulos E igual a 10° e F igual a 40° pode ser explicado pelo fato de que, para este tipo de jato, observa-se o

surgimento de desgaste de cratera mais acentuado na ferramenta (abrasivo) do que com ângulos $E=40^\circ$ e $F=0^\circ$. (ens.5) e $E=10^\circ$ e $F=20^\circ$ (ens.3). Ou seja, quando jato atinge a parte posterior do cavaco, a cratera funciona como uma espécie de alavanca facilitando a sua quebra. Isto pôde ser observado analisando-se a mudança do tipo de cavaco ao longo das experiências no ens.2, que mudaram a forma do cavaco, inicial em fita helicoidal longo para fita helicoidal curto e helicoidal misto com quebradiço, à medida que o desgaste de cratera evoluiu com o tempo de usinagem. A figura 4.36 mostra as fotografias dos cavacos gerados no ens.2.

Quanto ao tipo de cavaco produzido pelo ens.6 ($E=60^\circ$; $F=0^\circ$) ser diferente, a explicação pode estar no fato de que o jato atinge o cavaco lateralmente fazendo com que o cavaco enrole e quebre mais facilmente, produzindo assim um cavaco tipo helicoidal curto. Poderia se dizer que seria um estágio intermediário ao jato tipo 2 – cavaco ferramenta, pois se percebe a formação da cunha hidráulica pelo tipo do cavaco formado. Porém, salienta-se que o jato atinge as costas do cavaco e não a superfície de saída da ferramenta, o que por certo aumentaria a vida da ferramenta nesta posição.

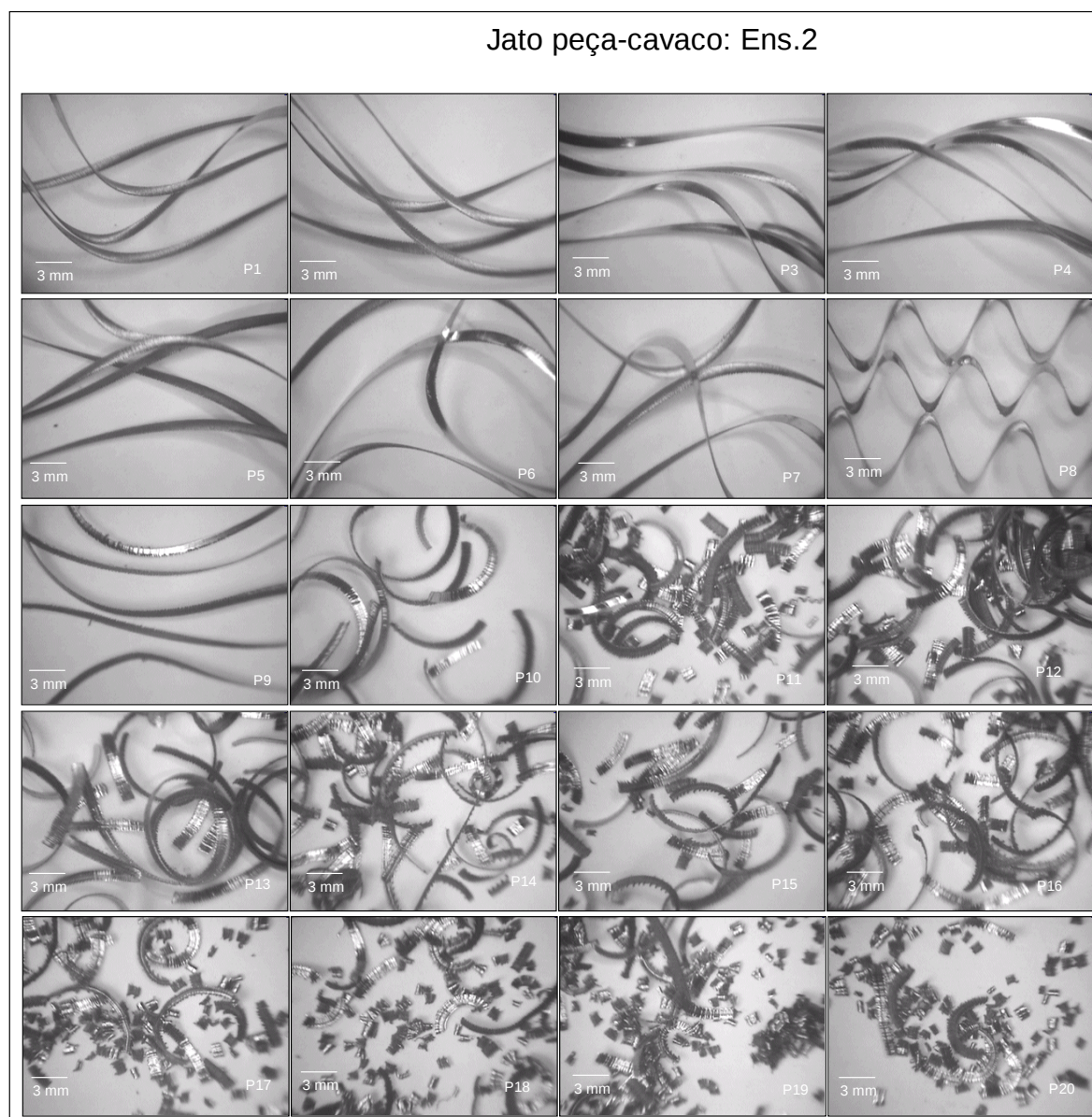


Figura 4.38 – Ilustra a alteração dos tipos dos cavacos obtidos durante os ensaios com jato peça-cavaco: ens2. $E=10$; $F=41$.

A figura 4.39 demonstra os resultados das rugosidades nos ensaios com jato peça-cavaco.

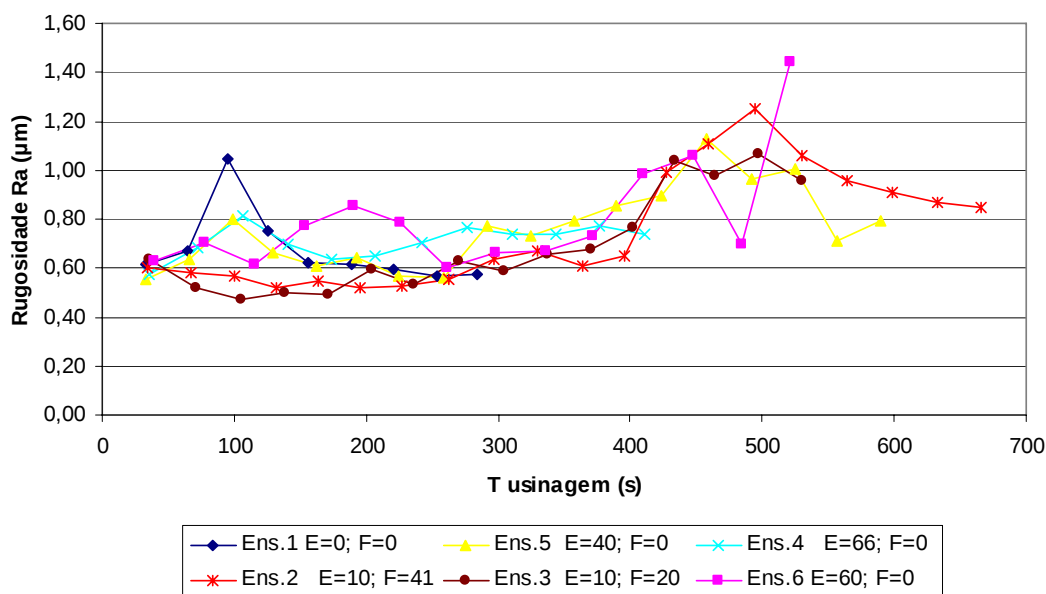


Figura 4.39- Ilustra a rugosidade obtida nos ensaios com jato peça-cavaco.

Obviamente os desgastes das ferramentas influenciam na rugosidade da peça. Porém de maneira geral, assim como os demais tipos de jato, os experimentos com os jatos peça-cavaco mostraram não existir diferenças significativas de rugosidade entre as posições ensaiadas, mostrando que sob as condições paradigmas de velocidade de corte, avanço e raio da ponta da ferramenta adotadas nos experimentos, as usinagens com jatos peça-cavaco também são capazes de manter os valores de rugosidade em níveis praticamente constantes e em padrões bastante baixos.

De maneira geral, pela análise dos experimentos, se percebe que a melhor condição para se posicionar o jato peça-cavaco é aplicar o jato deslocando-o para fora dos planos passivo e de trabalho, com ângulos de injeção inclinados em 40° (ângulo E ou ângulo F). Aplicados nesta posição e angulação, os jatos atingem o cavaco na sua parte superior, favorecendo a quebra do cavaco, uma vez que o

desgaste de cratera facilita o cavaco encurvar e romper mais facilmente, reduzindo assim as forças de corte e desgaste da ferramenta, o que por consequência aumenta a vida da ferramenta.

Porém se traçarmos uma linha de tendência (polinômio de grau 2) à curva de vida da ferramenta, pode-se perceber uma tendência teórica de aumento de vida da ferramenta se jactar com ângulos de 35° . A figura 4.40 mostra a tendência da vida da ferramenta para os ângulos E ensaiados com $F=0^\circ$.

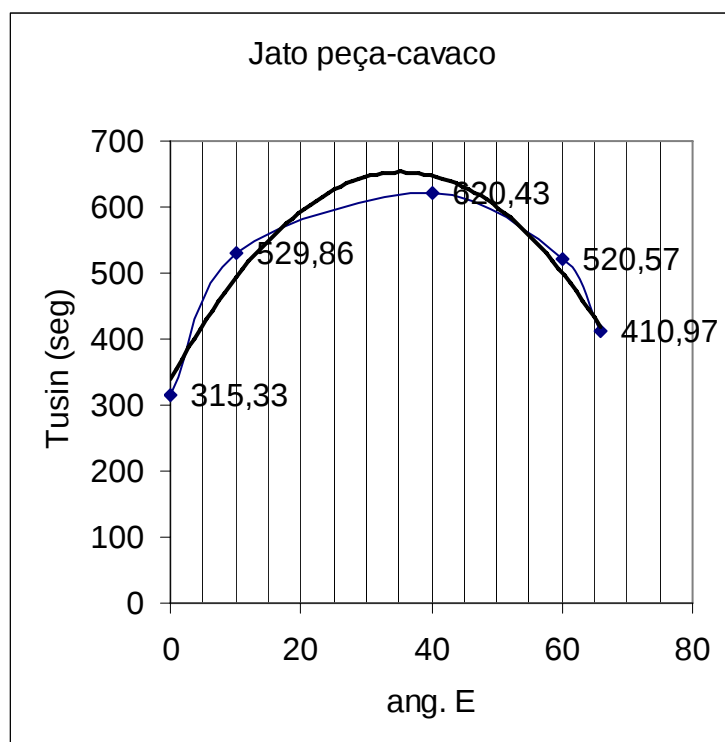


Figura 4.40- Vida da ferramenta em função do tempo de corte mostrando linha de tendência.

Conforme se verifica, o melhor ângulo para se jactar pode depender da forma com que se aplica o jato em função do desgastes de cratera que acontecem

na ferramenta. Obviamente também depende do avanço e da profundidade de corte e ângulos de posição da ferramenta, parâmetros estes que determinam o ângulo de saída do cavaco. E a melhor posição pode ser aquela em que o jato atinge a superfície superior do cavaco num ângulo que facilite a sua quebra, produzindo assim cavacos mais curtos e por conseqüência produza um aumento da vida da ferramenta. Assim experimentos futuros com jato peça-cavaco podem avançar no sentido de se jactar com ângulos E e F iguais a 35 graus, e compará-las com as melhores condições paradigmas do jato alcançados com os experimentos deste trabalho.

4.1.4- Abundante

Nos experimentos pôde-se observar que embora a vazão de fluido de corte pelo método abundante e jato peça-cavaco sejam as mesmas, esta última é capaz de atingir de maneira mais intensa e concentrada a zona primária de cisalhamento, reduzindo a parcela de calor para a ferramenta. No entanto, o fluido de corte não é capaz de penetrar nas proximidades da aresta de corte onde são desenvolvidas as temperaturas mais altas da ferramenta. Além disso, o endurecimento do cavaco, provocado pela ação refrigerante do fluido de corte, pode contribuir no desgaste abrasivo da ferramenta, o que favorece o surgimento de desgaste de cratera.

Como o método abundante não é o objetivo de estudo precípua deste trabalho, porém é um referencial importante para a análise dos fenômenos da usinagem, os resultados obtidos com o experimento são apresentados junto com as posições dos jatos com alta pressão, nas posições mais eficientes de cada jato.

Assim passa-se a fazer uma análise comparativa das posições com jato de alta pressão que conferiram maior vida a ferramenta e abundante.

4.2- Análise geral comparativa entre as posições mais favoráveis dos jatos

A aplicação jato cavaco-ferramenta, particularmente se destacou das demais, onde se observa que as forças de usinagem foram significativamente menores e se mantiveram praticamente constantes durante a vida da ferramenta. Pode-se afirmar que este comportamento se dá devido ao fato de que as condições tribológicas criadas nesta interface são melhoradas pelo acesso mais efetivo do fluido de corte nesta região e pela facilidade de remoção do cavaco. Isto pode ser alcançado através da aplicação de fluido de corte/lubrificação a alta pressão, uma vez que o jato do fluido penetra na zona onde há o contato entre a peça e o cavaco formando o que podemos chamar de “cunha hidro-dinâmica” que provém uma lubrificação e ao mesmo tempo uma diminuição da extensão da zona de contato entre a peça e o cavaco. A diminuição da extensão da zona de contato e uma menor fricção causam um ângulo de formação do cavaco que reduz o fator de compressão do cavaco na peça, reduzindo assim a formação de desgastes e redução das forças de usinagem.

Numa análise geral entre os experimentos, pela figura 4.1, nota-se que a aplicação do jato peça-cavaco é a menos eficiente entre os jatos. Esta posição, quando o fluido é jactado a ângulos E e F de zero graus, isto é quando o jato está posicionado perfeitamente na vertical, é análoga à abundante onde o fluido de corte atua preferencialmente no arrefecimento da zona primária de cisalhamento do

cavaco. Porém, quando o jato foi mudado para a posição com ângulos de injeção E igual a 10° e F igual a 40° observou-se uma melhora acentuada do desempenho deste tipo de jato.

A melhora quando se jactou com ângulos E igual a 10° e F igual a 40° pode ser explicada pelo fato de que, para este tipo de jato, observou-se o surgimento de desgaste de cratera acentuado na ferramenta (abrasivo). Ou seja, quando jato atinge a parte posterior do cavaco, a cratera funciona como uma espécie de alavanca facilitando a sua quebra. Isto pôde ser observado analisando-se a mudança do tipo de cavaco ao longo das experiências, que mudaram a forma de cavaco inicial em fita helicoidal longo para fita helicoidal curto e helicoidal misto com quebradiço à medida que o desgaste de cratera evoluiu com o tempo de usinagem.

4.2.1 Desgaste da ferramenta

A figura 4.41 mostra o aspecto das regiões da ponta da ferramenta e da superfície de saída, em cada um dos tipos de aplicação de fluido ensaiados, no instante em que o critério de desgaste de flanco foi atingido, ou ultrapassado ($V_B = 0,3 \text{ mm}$), para as melhores condições de cada jato.

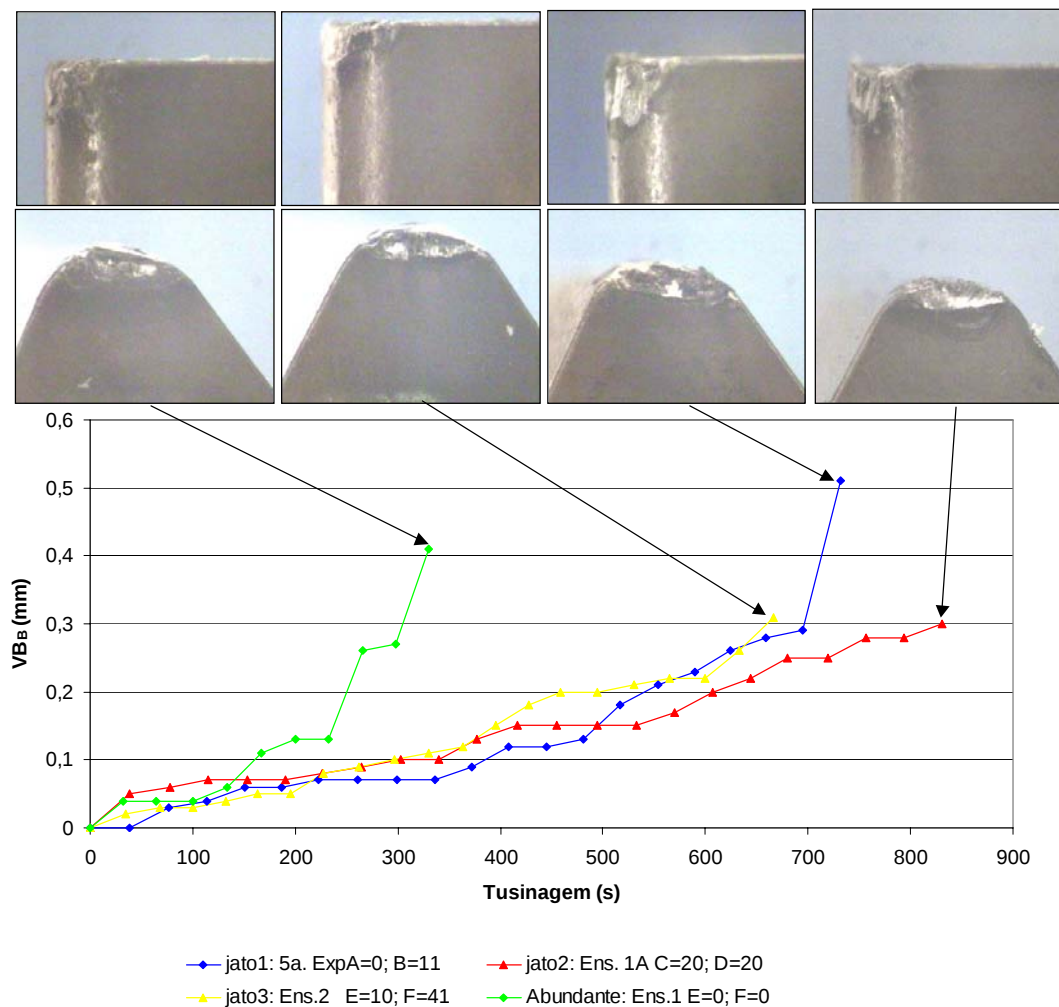


Figura 4.41 - Aspecto das regiões da ponta da ferramenta e da superfície de saída, no instante em que o critério de desgaste de flanco foi atingido, ou ultrapassado ($V_B = 0,3$ mm), para as melhores condições de cada jato. Jato1: peça ferramenta; Jato 2: cavaco-ferramenta; jato3:peça-cavaco.

Nas aplicações de melhores rendimentos observa-se que aparentemente não ocorreram desgastes de cratera significativos, sugerindo que o desgaste não envolveu mecanismo de difusão na interface cavaco ferramenta. Para as aplicações com jato de fluido de corte a alta pressão sugere-se então que o

mecanismo preponderante de desgaste seja o abrasivo, normalmente caracterizado pela deterioração concentrada da região de flanco da ferramenta. Além do aspecto do desgaste apontar para essa possibilidade, sabe-se, pela micrografia realizada por Sanchez (2002), que o material usinado apresenta quantidades de Cromo capazes de precipitar carbonetos. Além das altas temperaturas, verificadas na região de corte, a presença de carbonetos de elevada dureza, como o carboneto de cromo, acentua o mecanismo de desgaste abrasivo. Além disso, observou-se na aplicação jato peça-ferramenta o aparecimento de aresta postiça de corte e desgaste de entalhe, sugerindo que, para este tipo de aplicação em particular, ocorreu o mecanismo de difusão, aumentando a velocidade de desgaste da ferramenta.

4.2.2 Temperatura

A Figura 4.42 mostra o comportamento das temperaturas relativas das ferramentas de corte, desde o seu contato com a peça até atingir a estabilização térmica.

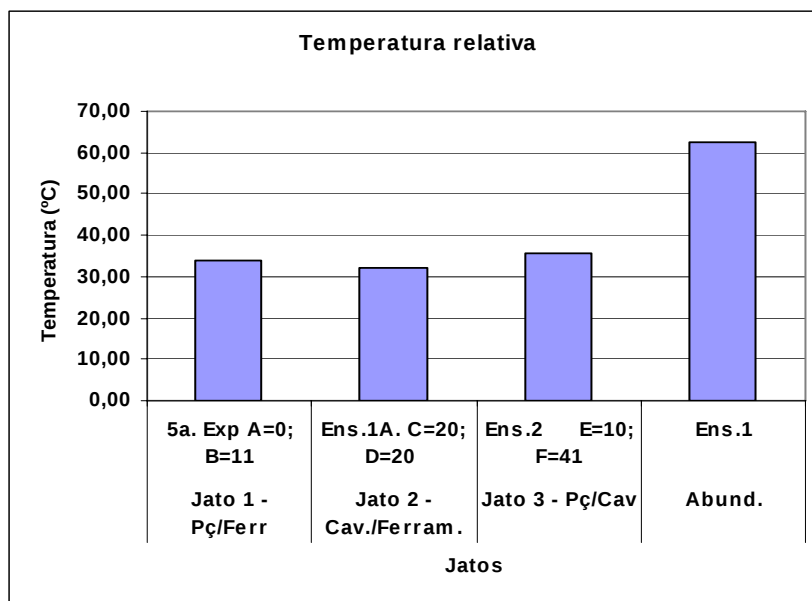


Figura 4.42 – Temperatura relativa de corte em função do tempo para as melhores condições de cada jato.

As medições das temperaturas relativas mostraram resultados próximos. Porém o método de aplicação jato cavaco-ferramenta mostrou, na posição mais favorável do jato, ter desempenho superior frente aos demais. O melhor desempenho se dá por conseguir atingir diretamente a região da interface cavaco ferramenta, onde são desenvolvidas as maiores temperaturas da ferramenta devido ao calor gerado da zona de cisalhamento primária. Isto reflete, obviamente, num melhor desempenho em termos de minorar as velocidades de desgaste e as forças de usinagem.

O jato ferramenta-peça registrou a segunda menor temperatura relativa dentre todos os tipos de aplicação, mostrando coerência com o desempenho medido das outras variáveis de saída. Este resultado não pode ser creditado só à eficiência térmica deste método de jato, pois o resultado pode ter sido influenciado

pelo posicionamento do termopar inserido no interior da ferramenta, próximo à superfície de folga onde o fluido de corte é dirigido.

A maior temperatura foi registrada para a aplicação de fluido pelo método abundante, alcançando patamares dobrados com referência ao jato aplicado na interface cavaco-ferramenta.

4.2.3 Rugosidade

Observa-se o comportamento da Rugosidade (Ra) no gráfico da figura 4.43.

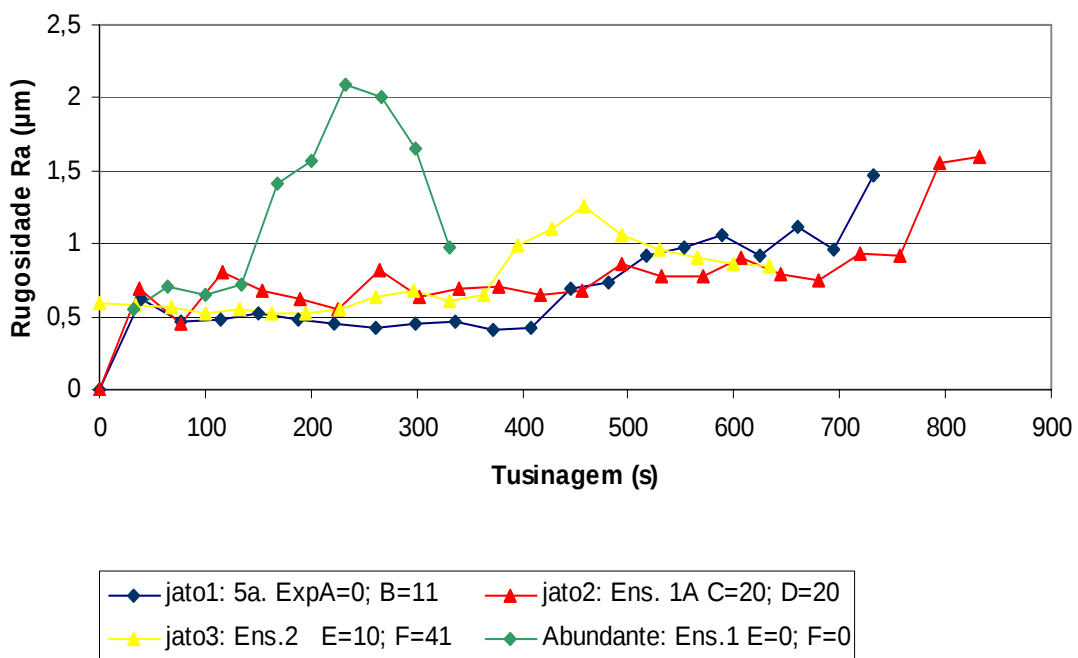


Figura 4.43 – Rugosidade das peças usinadas na condição mais favorável para cada posição do jato.

Conforme já demonstrados nas análises anteriores dos jatos individuais, de maneira geral, os experimentos mostraram que sob as condições de usinagem adotadas, as aplicações que empregam o jato de fluido de corte a alta

pressão são capazes de manter os valores de rugosidade Ra em níveis praticamente constantes e padrões bastante baixos, com média de $0,6 \mu\text{m}$, até o tempo de usinagem de aproximados 390 segundos quando se percebe um aumento para média $1 \mu\text{m}$. Estes valores se apresentam bem menores em relação à condição da aplicação abundante e são padrões bastante baixos para as operações de torneamento, podendo ser comparados aos valores alcançados por operações de usinagem por retificação.

4.2.4 Força de usinagem

A figura 4.44 apresenta o comportamento das forças de usinagem para as aplicações mais favoráveis de cada posição de aplicação do jato. Destaca-se a força de usinagem é obtida como a soma vetorial das forças de corte, avanço e profundidade.

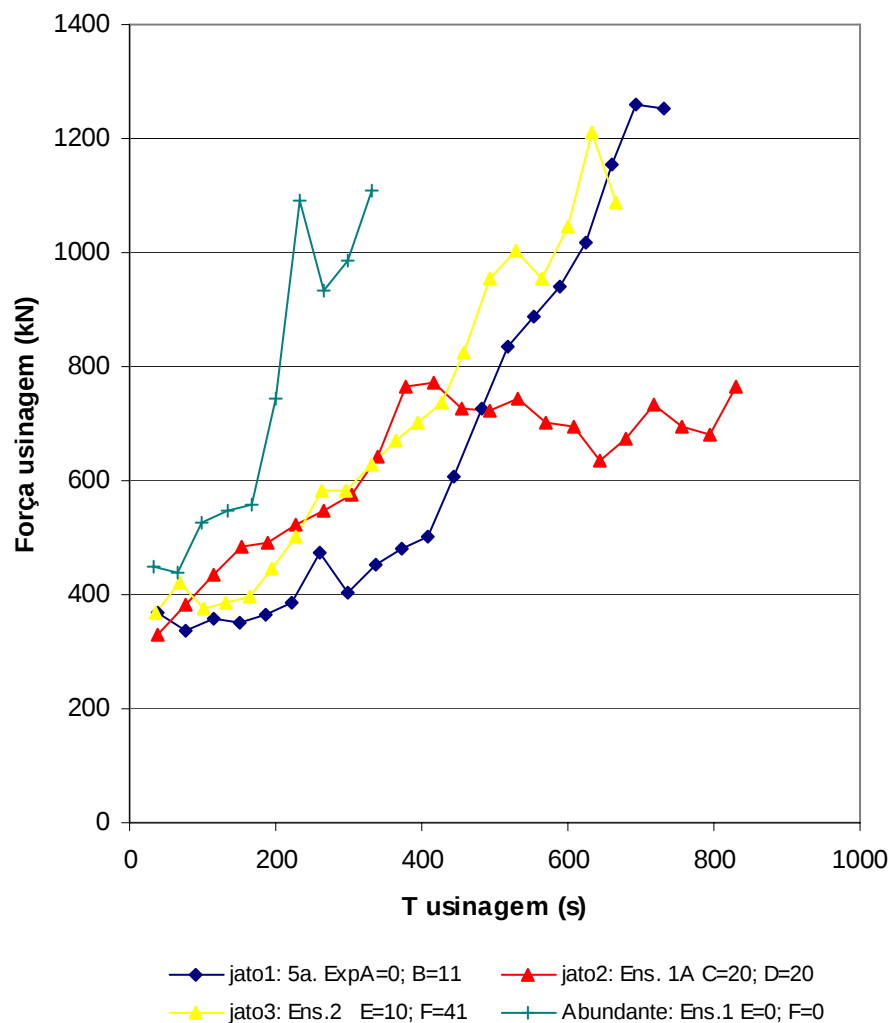


Figura 4.44 – Força de usinagem nas condições mais favorável de cada posição do jato.

Nota-se pela figura que o comportamento da força de usinagem corrobora com os resultados obtidos tanto com o desgaste de flanco da ferramenta quanto da rugosidade, cujas curvas assumem posições análogas em seus gráficos. Ou seja, o gradiente da velocidade de desgaste de flanco é maior para a aplicação abundante. E entre os jatos, o desgaste é menor para a aplicação jato peça-ferramenta (jato 1), até o tempo de usinagem de 350 segundos quando o gradiente de desgaste para esta

posição de jato aumenta, ultrapassando os valores da posição cavaco-ferramenta (jato2) e mantendo-se inferior aos valores do jato peça-cavaco (jato 3).

4.2.5 Cavaco

A figura 4.45 mostra o aspecto dos cavacos produzidos no primeiro passe nas diferentes aplicações do jato do fluido de corte. A forma dos cavacos pode ser classificada conforme a nomenclatura da norma ISO-3687 (1977).

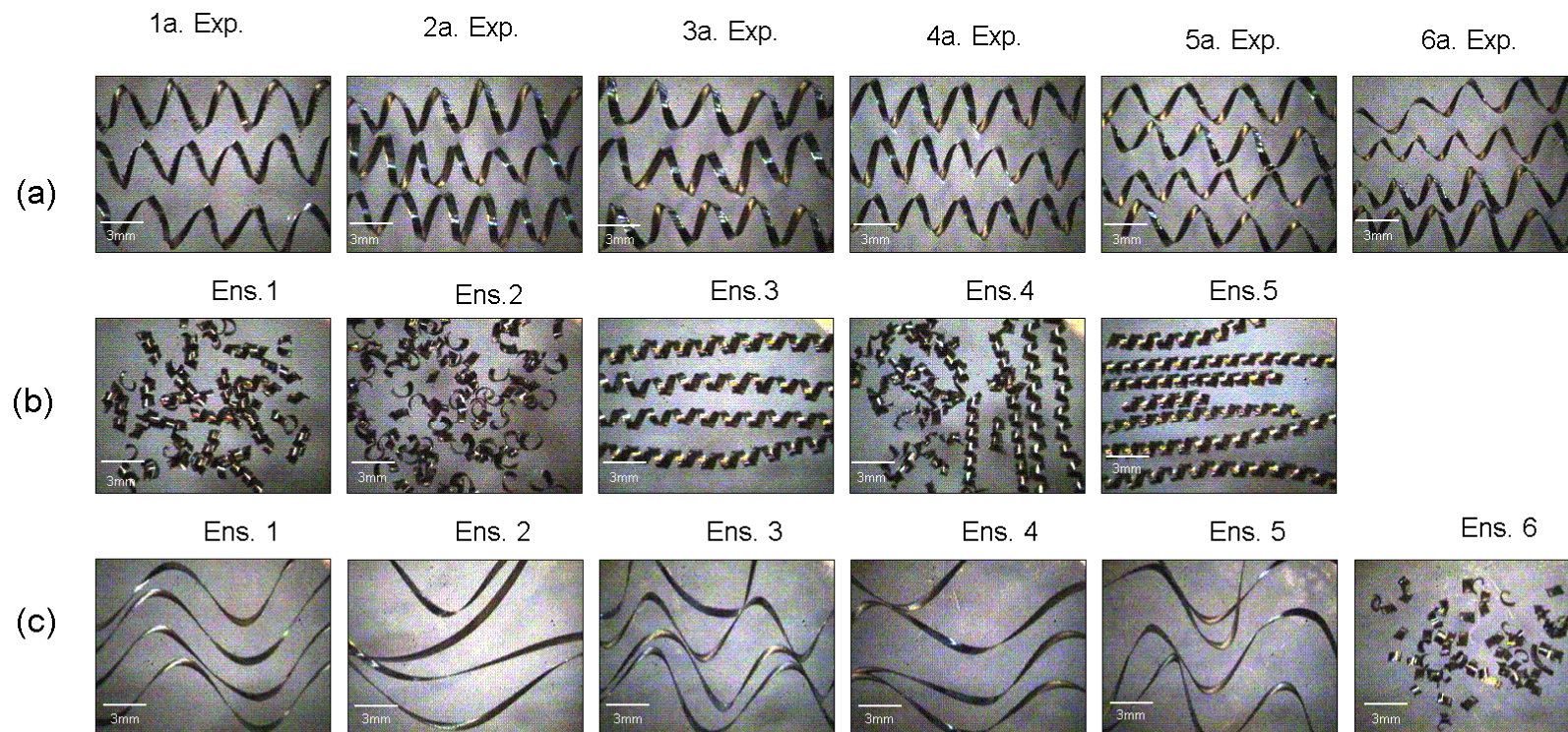


Figura 4.45 – Cavacos gerados pelas aplicações: (a) jato peça-ferramenta, (b) jato cavaco-ferramenta e (c) peça-cavaco.

De uma forma geral, a formação de cavaco tipo helicoidal longo em fita pode ser considerada inerente à operação de torneamento sob as condições de corte, geometria da ferramenta e material utilizados nos ensaios. Como se pode observar, o aspecto dos cavacos produzidos no primeiro passe das diferentes posições de aplicação dos jatos apresenta forma helicoidal bem definida.

Observa-se que o arrefecimento das costas do cavaco, na posição jato peça-cavaco, contribui na redução de seu raio de curvatura, como se pôde observar, por exemplo, na aplicação abundante.

Na aplicação com o jato peça-cavaco observou-se que a forma do cavaco é inicialmente em fita helicoidal longo. Neste caso o jato de fluido dirigido nas costas do cavaco pressiona-o para baixo impedindo a sua curvatura, resultando em cavacos em fita de hélice longa. Porém, este estado se modifica com o surgimento do desgaste de cratera da ferramenta. Nos experimentos com jato peça-cavaco, as formas do cavaco evoluíram de fita helicoidal longo para fita helicoidal curto e helicoidal misto com quebradiço à medida que o desgaste de cratera se formava. Na aplicação peça-ferramenta o jato não atinge o cavaco fazendo com que a forma se mantenha em fita helicoidal longa.

Observou-se também que a usinagem com o jato de fluido de corte dirigido na interface cavaco-ferramenta gera cavacos helicoidais curtos tendendo aos cavacos em lascas. Esta forma pode ser creditada à menor resistência mecânica do cavaco em sua parte superior, uma vez que suas costas não são refrigeradas e, portanto, menos dura, cedendo mais facilmente ao jato de fluido de corte que o empurra para cima, diminuindo significativamente o raio de curvatura, mas cuja tensão quando excedida pode cisalhá-lo.

Uma vez feitas análises individuais dos jatos e determinada as melhores condições tipo, pesquisou-se então os resultados quanto à aplicação simultânea das melhores condições encontradas nos ensaios anteriores. A intenção é analisar se existe a sinergia entre os jatos, primeiramente com a combinação de dois jatos e por fim os três melhores jatos atuando simultaneamente. Dessa forma para a combinação da aplicação com dois jatos simultâneos buscou-se combinar as posições com o jato cavaco-ferramenta, pois foi o tipo de aplicação que apresentou maior vida da ferramenta.

4.3- Análise dos jatos combinados simultâneos

A figura 4.46 apresenta o tempo de usinagem para todas as posições de aplicações individuais de jato nas aplicações mais favoráveis de cada posição, quando o desgaste de flanco médio (VB_B) da ferramenta de corte atinge o critério de final de vida da ferramenta (0,3 mm). Pode-se identificar os resultados dos experimentos com os jatos simples: jato peça-ferramenta com ângulos de aplicação $A=0^\circ$ e $B=11^\circ$ ($T_{usin}=791,34$ seg.); jato cavaco-ferramenta com ângulos de aplicação $C=20^\circ$ e $D=20^\circ$ ($T_{usin}=831,19$ seg.); jato peça-cavaco com ângulos de aplicação $E=10^\circ$ e $F=41^\circ$ ($T_{usin}=666,13$ seg.); aplicação pelo método abundante ($T_{usin}=320,23$ seg.). E os resultados da combinação das aplicações simultâneas dos jatos, sendo:

a) 2 jatos simultâneos:

- $J1+J2 \rightarrow p\acute{c}-ferr+cav-ferr$, ($T_{usin}=666,29$ seg.);
- $J2+J3 \rightarrow p\acute{c}-cav+cav-ferr$, ($T_{usin}=532,99$ seg.).

b) 3 jatos simultâneos: J1+J2+ J3→ pç-ferr+cav-ferr+pç-cav (Tusin=465,93 seg.)

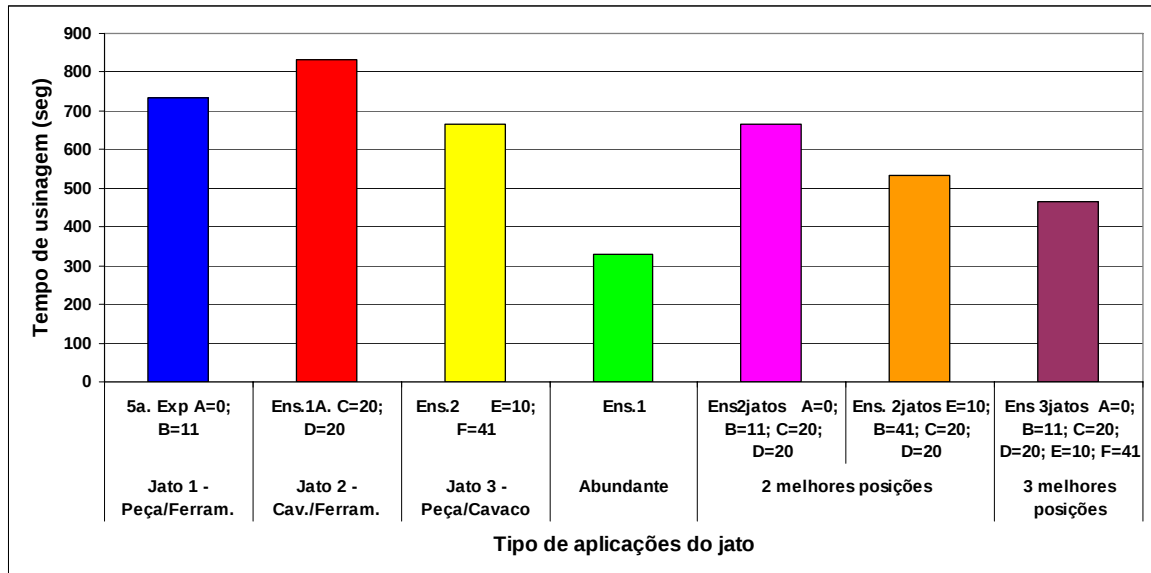


Figura 4.46 - Tempo de usinagem para as aplicações quando o desgaste de flanco (VB_B) da ferramenta atinge 0,3 mm.

Nota-se nos resultados apresentados na figura 4.46 que, embora entre as aplicações com dois jatos se mantivera a coerência dos jatos J1+J2 apresentar vida da ferramenta maior que a dos jatos J2+J3, os experimentos com jatos simultâneos apresentaram redução na vida das ferramentas comparativamente com os respectivos jatos singulares, sendo que na aplicação com três jatos apresentou a menor vida de ferramenta entre os jatos simultâneos.

A fim de se analisar os motivos da redução na vida das ferramentas, se demonstram, através da figura 4.47, os resultados de força de usinagem dos experimentos com os jatos simultâneos e jatos simples. Na figura 4.48 se demonstram os resultados dos desgastes de flanco das ferramentas, bem como as fotografias das ferramentas no momento em que o ensaio finalizou.

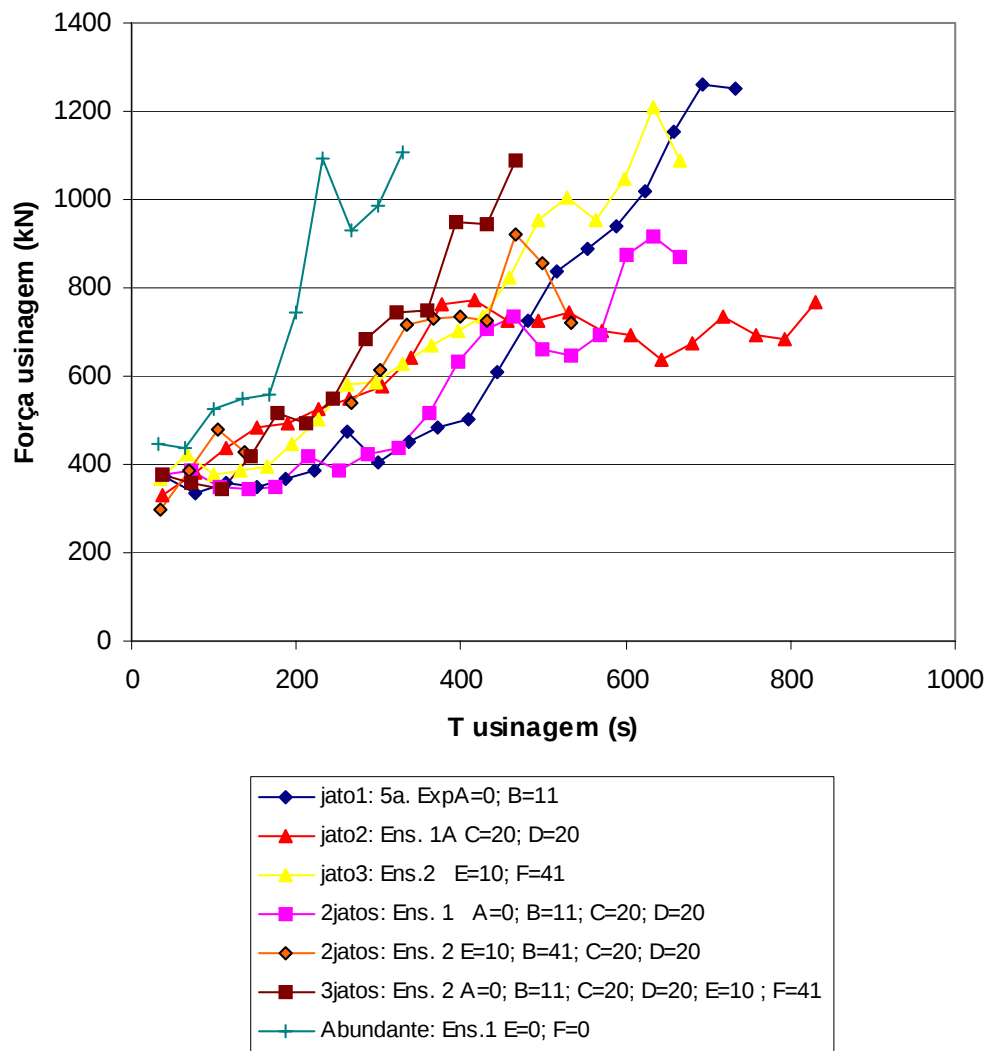


Figura 4.47 - Força de usinagem nas condições mais favorável de cada posição do jato e jatos simultâneos.

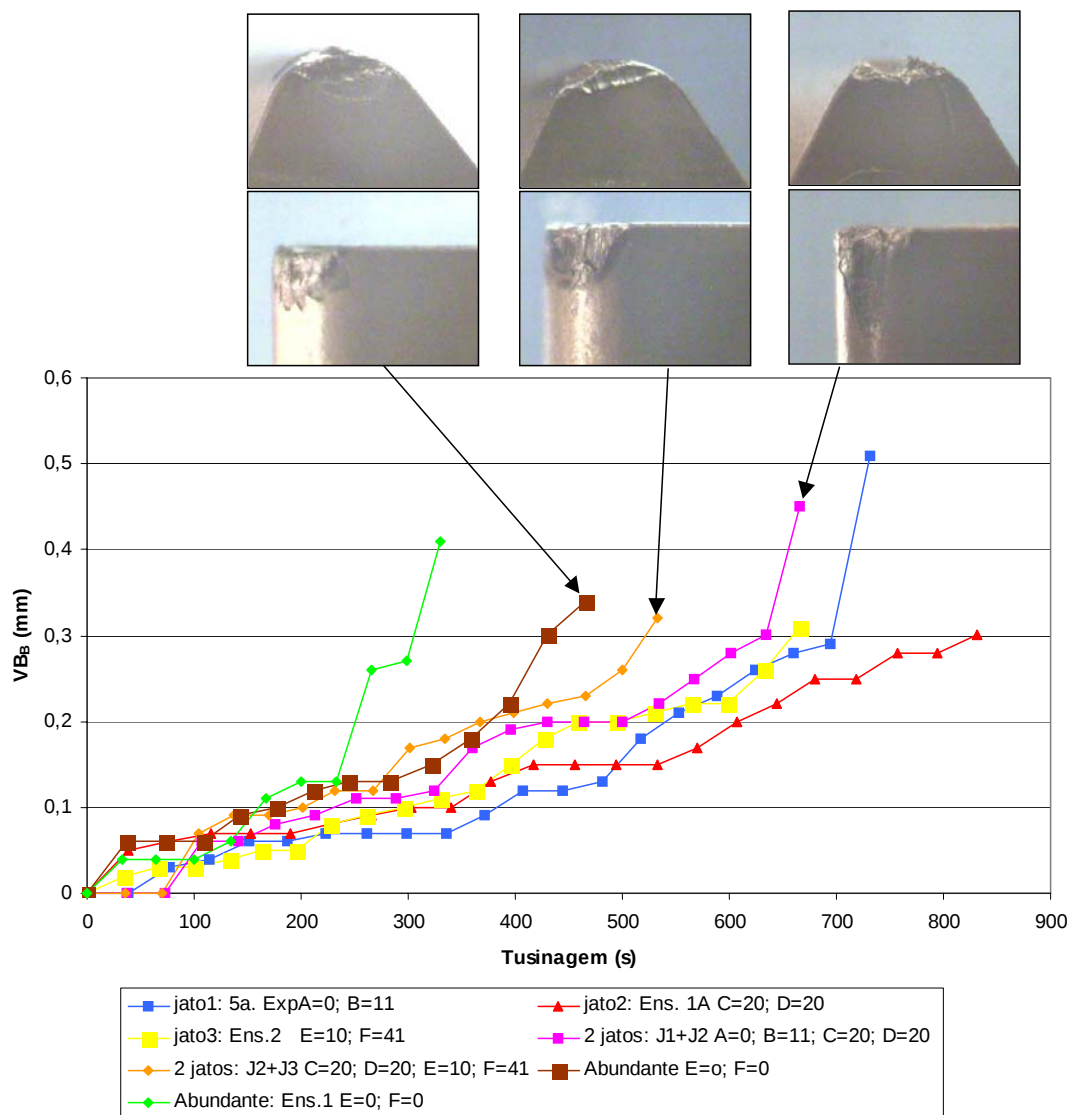


Figura 4.48 - Ilustra o aspecto das regiões da ponta da ferramenta e da superfície de saída, no instante em que o critério de desgaste de flanco foi atingido, ou ultrapassado ($V_B = 0,3$ mm), para as melhores condições de cada jato e jatos simultâneos.

Nota-se pelos resultados dos experimentos que existe o aumento das forças de usinagem na seguinte ordem dos experimentos com jatos combinados: 2 jatos-pos1e2, 2 jatos-pos2e3 e 3jatos.

Quando comparados com os jatos singulares se percebe que os jatos combinados, a menos dos jatos combinados $J1+J2$, apresentaram aumento dos incrementos das forças de usinagem.

Este comportamento das forças de usinagem obviamente é resultado da evolução dos desgastes de flanco das ferramentas, que mostra que quanto maior o desgaste de flanco maior as forças de usinagem. Neste sentido o gráfico da figura 4.48, mostra que existe uma velocidade de desgaste de flanco maior para a condição dos três jatos simultâneos e diminuindo para a condição dos 2 jatos - $J2+J3$ e 2 jatos $J1+J2$ respectivamente. Mostra também que as velocidades de desgaste de flanco nas condições de jatos combinados são maiores que nas condições de jato unitário.

A explicação para as diferenças nas velocidades de desgaste das ferramentas está relacionada com o cavaco produzido. O que se verifica é que a vida da ferramenta, quando comparados somente entre os jatos simultâneos, está diretamente proporcional à diminuição dos raios de curvatura e tamanho dos cavacos gerados. A figura 4.49 ilustra os cavacos obtidos nos primeiros passes dos experimentos com jatos simultâneos.

Cavacos dos experimentos com jatos simultâneos

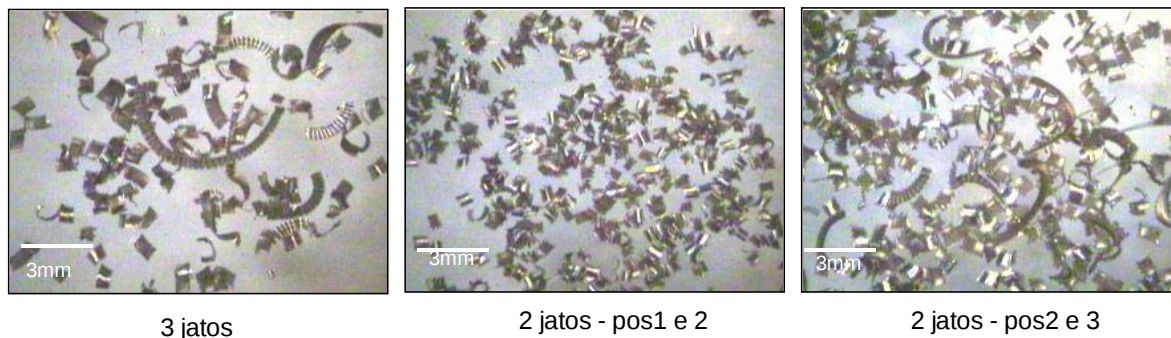


Figura 4.49 - Cavacos gerados pelas aplicações: (a) 3 jatos simultâneos; (b) 2 jatos simultâneos pç-ferr+ cav-ferr , (c) jato cav-ferr+pç-cav.

Observa-se que a usinagem com os jatos combinados geram cavacos helicoidais curtos. Esta forma pode ser creditada principalmente ao efeito do jato cavaco-ferramenta que forma a “cunha hidráulica” que empurra o cavaco para cima e faz com que se curve e quebre mais facilmente.

Nota-se que os cavacos produzidos pela aplicação com 2 jatos—pos1e2 apresentou os cavacos mais curtos e com menor raio de curvatura entre os jatos combinados. Em termos de redução de raio de curvatura e de tamanho dos cavacos a ordem dos jatos simultâneos foi: 2jatos-pos1e2, 2jatos-pos2e3 e 3jatos. Portanto se verifica que a vida da ferramenta, quando comparados os jatos simultâneos, está diretamente proporcional à diminuição dos raios de curvatura e tamanho dos cavacos gerados. E o inverso, quando se compara o cavaco gerado pelos jatos unitários com os dos jatos simultâneos.

Então existe um paradoxo, que seria o de se esperar que se aplicando os três jatos com melhor desempenho simultaneamente se obtivesse uma formação

de cavaco com menores raios e hélices e conseqüentemente levando a se obter uma maior vida da ferramenta. Nos experimentos deste trabalho se obteve justamente o contrário, ou seja, os ensaios individuais apresentaram vidas de ferramenta maiores que os dois jatos simultâneos e três jatos simultâneos respectivamente nesta ordem, embora os cavacos gerados com os jatos unitários se apresentem mais compridos e com maior raio da hélice.

A explicação para este fenômeno pode estar na diferença de vazão constatada entre os tipos de jatos simples e simultâneos, embora o sistema de jateamento fora projetado com refluxo de fluido, de tal forma que o excesso de fluido bombeado pudesse retornar ao reservatório, mantendo assim uma vazão por bico constante, para uma mesma pressão de bombeamento do fluido.

Porém, mesmo com o sistema de manter o fluxo constante, houve uma pequena diminuição da vazão com a divisão do fluxo. Com dois jatos simultâneos mantendo-se a pressão de 30 kgf/cm² (2,94 MPa) a vazão média de cada jato fora de 3,71 l/min e para a aplicação com três jatos simultâneos a vazão por bico de injeção fora de 3,51 l/min. A tabela 4.1 indica as vazões medias dos jatos.

Tabela 4.1 – Vazão média dos jatos por bico de injeção.

Jato	Abundante	Jato simples	Dois jatos	Três jatos
Vazão (l/min)	3,75	3,92	3,71	3,51
Pressão (kgf/cm ²)	0,5	30	30	30
Pressão (MPa)	0,049	2,94	2,94	2,94

Verifica-se que houve uma redução da vazão por bico dos jatos simultâneos que obviamente refletiram no mecanismo de formação do cavaco em usinagens com jatos de alta pressão.

Portanto, os resultados experimentais com jatos simultâneos deste trabalho estão em acordo com os estudos de Crafoord et al (1999). Os autores fizeram estudos com jatos de alta pressão injetados na interface cavaco-ferramenta e mostraram que se aplicando um jato sólido entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta, o raio da hélice do cavaco pode ser controlado pelo que chamou de “momentum do jato de fluido”. O momentum foi definido como uma correlação entre a potência do jato P [Mpa], densidade do fluido ρ [kg/m³] e a velocidade do jato [m/s], fórmulas 2.5 e 2.6. Assim, o que se nota é que para uma mesma pressão, em função da redução da vazão de fluido em cada bico, houvera um aumento do raio e tamanho dos cavacos.

E quanto à questão da redução do tamanho do cavaco, quando se comparam os jatos simultâneos com o jato cavaco-ferramenta, o que se supõe é que existe uma sinergia maior entre os jatos cavaco-ferramenta e peça-ferramenta do que entre os jatos cavaco-ferramenta e peça-cavaco. Dado que o jato cavaco-ferramenta tende a levantar o cavaco da superfície de saída da ferramenta e conseqüentemente diminuir o raio da hélice e tamanho do cavaco. O contrário acontece com o jato peça-cavaco que tende a comprimir o cavaco na superfície de saída da ferramenta.

Outra análise que se faz é que, ao se comparar o tamanho e o raio de curvatura dos cavacos obtidos dos ensaios com jatos simultâneos com os cavacos do jato 2-cav-ferr se nota que, a diminuição do raio da hélice dos cavacos causa uma

diminuição da área de contacto entre o cavaco e a ferramenta ocasionando o aumento da pressão específica (K_s). O aumento da pressão específica causa o desgaste de cratera concentrado na ponta da ferramenta diminuindo assim a sua resistência. Isto explica então o rompimento brusco (colapso) das ferramentas com os ensaios dos jatos simultâneos e que podem ser notados através das fotografias expostas junta a figura 4.48.

A Figura 4.50 mostra o comportamento das temperaturas relativas das ferramentas de corte, desde o seu contato com a peça até atingir a estabilização térmica.

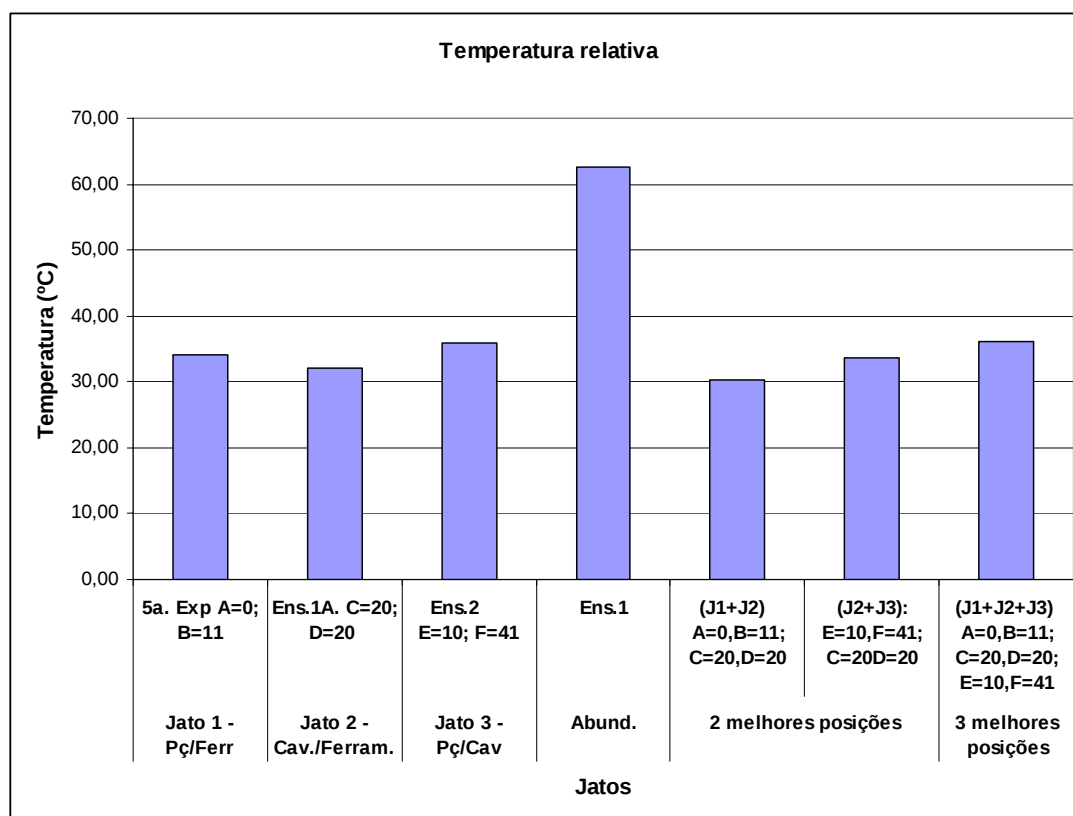


Figura 4.50 - Temperatura relativa de corte em função do tempo para as melhores condições de cada jato.

Da mesma forma que para os jatos unitários, as medições das temperaturas relativas dos jatos combinados apresentaram resultados muito próximos. Porém, o método de aplicação combinada com dois jatos J1+J2 (cav-ferr+pç-ferr) mostrou ter desempenho superior frente aos demais na redução da temperatura de usinagem. O melhor desempenho se dá pelo fato do jato cavaco-ferramenta conseguir atingir diretamente a região da interface do cavaco com a ferramenta. Isto reflete, obviamente, num melhor desempenho em termos de menores velocidades de desgaste e forças de usinagem.

A aplicação com os jatos combinados J2+J3 (cav-ferr+pç-ferr) registrou a segunda menor temperatura relativa dentre os tipos de aplicações combinadas, mostrando coerência com o desempenho medido das outras variáveis de saída. Este resultado pode ser creditado à eficiência térmica alcançada pelo jato peça-ferramenta quando se fez os deslocamentos e divisão do fluxo do fluido.

A maior temperatura, dentre os jatos combinados, foi registrada para a aplicação de fluido pelos três jatos simultâneos, alcançando patamares similares aos do jato peça-cavaco.

Observa-se que os resultados das medidas das temperaturas mostram aparente incoerência quando se comparam os resultados relativos das medidas das temperaturas dos jatos combinados com os dos jatos unitários. O esperado seria os jatos combinados apresentarem maiores patamares de temperatura, uma vez que apresentaram maiores velocidades de desgaste e maiores patamares de força de usinagem e menores vidas das ferramentas. A explicação para este fato pode ser que a posição de inserção do termopar tenha influenciado na medição das temperaturas,

uma vez que, com cavacos menores a zona de influencia das temperaturas tenha se alterado e deslocado para a ponta da ferramenta.

Outra explicação para este fato pode estar nos estudos realizados por Liu et al (2002), que pesquisando a influência da dureza da peça na temperatura de usinagem utilizando ferramentas de PCBN para tornear uma peça de aço GCr15 com durezas variando entre 30 e 64 HR_C, acabaram por perceber, além da dureza, a influência do tipo de cavaco na temperatura de usinagem. Os resultados indicaram que quando a forma do cavaco é em fita a temperatura gerada com aços de alta dureza é maior, e que quando o cavaco passa para a forma de cavaco em lascas resulta na redução da temperatura de corte. O motivo apontado pelos pesquisadores foi que com a mudança do tipo de cavado de fita para em lascas houve um aumento da seção do cavaco e com isso o calor dissipado por ele é maior. Esta pode também ser a explicação para os resultados obtidos neste trabalho, pois se percebe que existe uma clara redução no tamanho dos cavacos gerados pelos jatos combinados simultâneos, quando comparados aos cavacos obtidos pelos jatos unitários.

A figura 4.51 ilustra os resultados da rugosidade obtidos com os experimentos dos jatos simultâneos e jatos unitários, nas posições mais favoráveis.

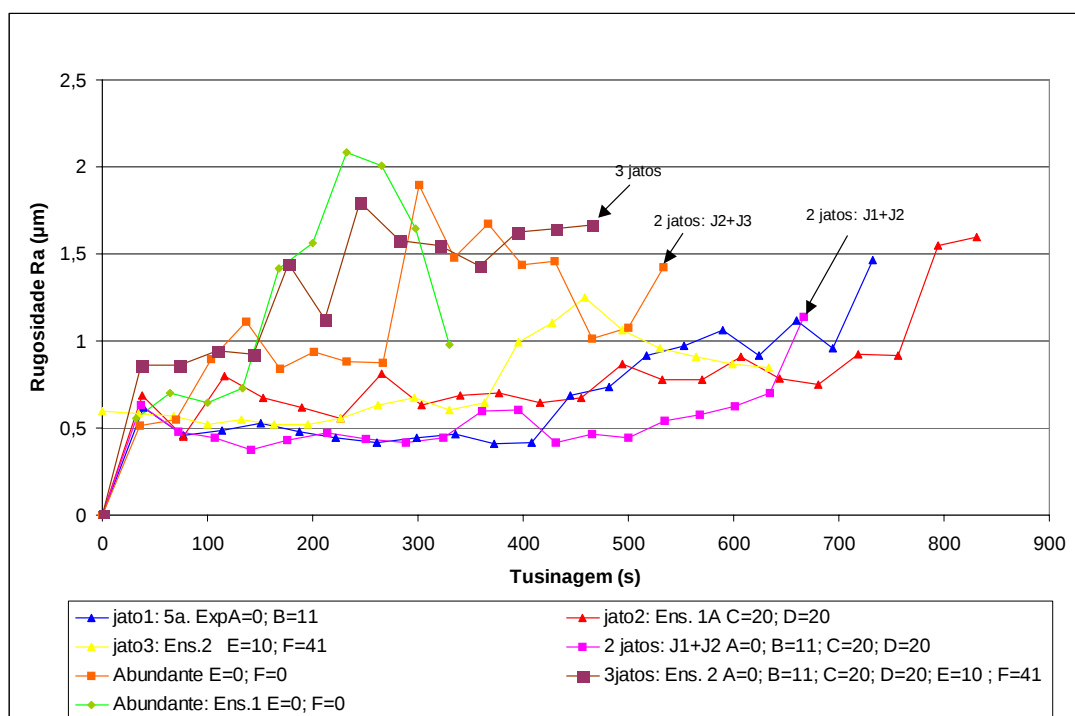


Figura 4.51 - Rugosidade das peças usinadas nas condições mais favorável de cada posição do jato e jatos simultâneos.

Nota-se que as rugosidades também foram influenciadas pelas diminuições das vazões dos jatos simultâneos. No geral, os jatos simultâneos apresentaram patamares de rugosidade maiores que nos jatos unitários.

Os resultados mostram que com três jatos simultâneos as rugosidades dos corpos de prova foram maiores que nas demais condições de dois jatos simultâneos e jatos simples respectivamente, apresentando resultados próximos aos alcançados com a condição de aplicação abundante.

Assim, conforme pode-se verificar com os experimentos com jatos simultâneos, existiu um paradoxo que seria o de se esperar que se aplicando os três jatos com melhor desempenho simultaneamente se obtivesse uma formação de cavaco com menores raios e hélices e conseqüentemente levar a se obter uma maior

vida da ferramenta. Nos experimentos deste trabalho se obteve justamente o contrário, ou seja, os ensaios individuais apresentaram vidas de ferramenta maiores que os dois jatos simultâneos e três jatos simultâneos respectivamente nesta ordem, embora os cavacos gerados com os jatos unitários se apresentem mais compridos e com maior raio da hélice.

A explicação para este fenômeno foi encontrada novamente na diminuição da vazão constatada quando se jactou com dois e três bicos simultaneamente. Embora se tivera a preocupação de montar um sistema de jateamento de fluido com refluxo de fluido, de tal forma que o excesso de fluido bombeado pudesse retornar ao reservatório, mantendo assim uma vazão por bico constante, para uma mesma pressão de bombeamento do fluido, ainda assim existiu uma diminuição da vazão por bico de injeção.

5. CONCLUSÕES

Pelos resultados obtidos neste trabalho, pode-se apresentar as seguintes conclusões:

- Geral:
 - Todas as aplicações de fluido de corte em forma de jato apresentaram resultados de vida de ferramenta superiores ao da aplicação abundante, chegando a uma porcentagem de aumento da vida da ferramenta em 152% para o jato cavaco-ferramenta, de xx% para o jato peça-ferramenta e xx% para o jato peça-cavaco;
 - Observa-se que aparentemente não ocorreram desgastes de cratera significativos nos jatos cavaco-ferramenta e peça-ferramenta, sugerindo que o desgaste, para estes tipos de jatos, não envolveu mecanismo de difusão na interface do cavaco e ferramenta.
 - Os experimentos mostraram que no torneamento, aplicações de fluido de corte com jato à altas pressões, de maneira geral, são capazes de manter os valores de rugosidade em níveis considerados muito bons, ou seja, constantes e abaixo de $2,0\text{ }\mu\text{m}$.
- Jato peça-ferramenta:
 - Conclui-se que as mudanças com relação à posição, divisão do fluxo pelas arestas de corte e ângulo de injeção influenciam na eficiência do jato peça-ferramenta. Notou-se que a mudança da posição vertical para inclinada, mudando o ângulo de aplicação do jato B para 11° , deslocando o jato para a superfície de folga (interface cavaco-peça) e com fluxo dividido entre as arestas de corte com maior

fluxo passando pela aresta principal de corte, aumenta-se sensivelmente a eficiência do jato em termos de vida da ferramenta. Explica-se este comportamento pelas mudanças com relação à posição e ângulo de injeção aumentarem a eficiência tribológica do jato, uma vez que concentrou o fluxo mais na interface ferramenta-peça e menos na peça, arrefecendo melhor a região de contato da ferramenta com a peça, onde se dá o desgaste de flanco. E também concentrou o fluxo mais na aresta principal e menos na aresta secundária de corte da ferramenta melhorando o arrefecimento da aresta principal de corte da ferramenta. Com isto nota-se que as forças de usinagem e velocidades de desgaste da ferramenta diminuem. E também, que um ângulo de injeção B acima dos 11° a eficiência do jato diminui, em função do fluxo alcançar com mais eficiência somente a aresta principal de corte.

- Jato cavaco-ferramenta:

- Através das análises dos experimentos, conclui-se que a melhor condição para se posicionar o jato cavaco-ferramenta é aplicar o jato deslocando-o ao longo da superfície de saída da ferramenta com ângulo de injeção C de 20° . A condição de afastar o jato em aproximadamente um milímetro da ponta da ferramenta mostrou ser bastante apropriada, dada a condição da profundidade de corte ser de 0,5mm e avanço de 0,1 mm/volta. Aplicado nesta posição e angulação, o jato desliza ao longo da superfície de saída e atinge o cavaco na sua parte inferior, favorecendo a formação da cunha hidráulica que faz o cavaco encurvar e romper mais facilmente, reduzindo a área de contato com a ferramenta, reduzindo assim as forças de corte e desgaste da ferramenta e que por consequência aumenta a vida da ferramenta.

- Observa-se também que a usinagem com o jato de fluido de corte dirigido na interface cavaco-ferramenta gera cavacos helicoidais curtos tendendo aos cavacos em lascas. E quanto menor o tamanho do cavaco maior a vida da ferramenta. Tal propriedade do jato é mantida para as aplicações simultâneas onde se notou também a influência da vazão de fluido de corte no tamanho e raio da hélice do cavaco.

- Jato peça-cavaco:

- Notou-se que a aplicação do jato peça-cavaco quando está posicionado perfeitamente na vertical é a menos eficiente entre os jatos. Porém, quando o jato foi mudado para a posição cujos ângulos de injeção E igual a 10° e F igual a 40° , ou seja, deslocando-o para fora do plano passivo e do plano de trabalho, observou-se uma melhora acentuada do desempenho deste tipo de jato. A melhoria do desempenho pode ser atribuída à mudança do tipo do cavaco em função do aumento do desgaste de cratera. Na aplicação com o jato peça-cavaco em geral observou-se que a forma do cavaco é inicialmente em fita helicoidal longo e se modifica com o surgimento do desgaste de cratera da ferramenta. Aplicados nesta posição e angulação, os jatos atingem o cavaco na sua parte superior, favorecendo a quebra do cavaco, uma vez que o desgaste de cratera facilita o cavaco encurvar e romper mais facilmente, reduzindo assim as forças de corte e desgaste da ferramenta, o que por consequência aumenta a vida da ferramenta.

- Jatos simultâneos

- Constatou-se que existe maior sinergia entre os jatos cavaco-ferramenta e peça-ferramenta do que entre os jatos cavaco-ferramenta e peça-cavaco.

- Nos experimentos com jatos simultâneos, existiu um paradoxo que seria o de se esperar que se aplicar os três jatos com melhor desempenho simultaneamente resultaria em formação de cavaco com menores raios e hélices e menores temperaturas relativas e conseqüentemente levando à obtenção de maior vida da ferramenta. E, nos experimentos deste trabalho, obteve-se justamente o contrário, ou seja, os ensaios individuais apresentaram vida de ferramenta maior que os dois jatos simultâneos e três jatos simultâneos nesta ordem, embora os cavacos gerados com os jatos unitários sejam mais longos e com maior raio da hélice. A explicação para este fenômeno pode ser que a diminuição da vazão do fluido de corte, quando se dividiu o jato com dois e três bicos simultaneamente, tenha influenciado nos resultados dos ensaios.

6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Como sugestão para continuação deste trabalho, tem-se:

- Avaliar o desempenho do jato peça-ferramenta usinando com condições de velocidade maiores que 172 m/min, a fim de se verificar o fenômeno da formação da aresta postiça de corte;
- Avaliar o desempenho do jato cavaco-ferramenta com ângulos de aplicação C de 20° e D 40°;
- Avaliar o desempenho do jato peça-cavaco com ângulos de aplicação E e F iguais a 35 graus;
- Avaliar o desempenho dos jatos combinados J1+J3 (peça-ferramenta+peça-cavaco), para se analisar as sinergias entre os jatos;
- Avaliar o desempenho dos jatos simultâneos e individuais fazendo combinações de diferentes tipos de fluidos de corte, aplicados nas posições mais favoráveis de cada jato.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABRÃO, A.M.; Aspinwall, D.K. The surface integrity of turned and ground hardened bearing steel. **Wear**, v.196, p. 279-284, 1996.
- ADDHOUM, H.; BROUSSAUD, D. Interaction of ceramic cutting tools with nickel-based alloys. **Materials Science and Engineering**, n.109, p. 379-387, 1989.
- DEWES, R. C.; ASPINWALL, D. K.; THIELEMANN, G. Tool life and workpiece surface roughness when high speed machining hardened steel using dry cutting, spray mist and flood coolant. **Journal of Materials Processing Technology**, 1995.
- CHILDS, T.H.C.; ROWE, G.W. Physics in Metal Cutting, **Rep. Prog. Physics**, vol. 36, 1973, p. 142-150, 1973.
- COOK, N. H. Tool wear and tool life. **Journal of Engineering for Industry**, p. 931-938, nov 1973.
- CRAFOORD, R.; KAMINSKI, J.; LAGERBERG, S.; LJUNGKRONA, O.; WRETLAND A. Chip control in tube turning using a high-pressure water jet. **Proc. Instn Mech Engrs**. Vol 213 Part B, 1999.
- DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N.L. **Tecnologia da usinagem dos materiais**. MM editora, São Paulo, 242 p, 1999.
- DINIZ, E. A.; SANTOS J. N. O uso (ou não) da refrigeração/lubrificação no torneamento do aço endurecido. **Máquinas e metais**, p. 260-283, abril de 2001.
- DINIZ, A. E.; SCANDIFFIO, I.: Uma Contribuição ao Estudo do Corte a Seco e do Corte com Mínima Quantidade de Lubrificante em Torneamento de Aço. **Anais I Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**, 2001.
- DÖRR, J.; MERTENS, T.; ENGERING, G.; LAHRES, M. Temperature measurement to determine the machining potencial of different tools coating. **Surface and Coating Technology**, vol. 174-175, p. 389-392, 2003.
- EZUGWU, E.O; WALLBANK, J. Manufacture and properties of ceramic cutting tools:A Review, **Materials Science and Technology**, vol. 3, p. 881-887, nov 1987.
- EZUGWU, E. O.; BOONEY, J. Effect of high-pressure coolant supply when machining nickel-base, Inconel 718, alloy with coated carbide tools. **Journal of Materials Processing Technology**, p. 153-154 , 2004.

- FERRARESI, D. **Fundamentos da usinagem dos metais**. Ed. Edgard Blücher, São Paulo, Brasil, 1970.
- GRZESIK, W. Na integrated approach to evaluating the tribo-contact for coated cutting inserts. **Wear**, v.240, p. 9-18, 2000.
- HEISEL, U.; LUTZ, M. Pesquisa de fluidos de refrigeração e de lubrificação. **Máquinas e metais**, p. 40-49, maio de 1998.
- ISO3685**: “Tool life testing with single-point turning tools”, 1977.
- JACK, D.H. Hard Materials for metal cutting, **Metals and Materials**, p. 516-520, september 1987.
- JUN, Z.; JIANXIN, D.; JIANHUA, Z.; XING, A.. Failure mechanisms of a whisker-reinforced ceramic tool when machining nickel-based alloys. **Wear**, n.208, p.220-225, 1997.
- KOMANDURI, R.; HOU, Z.B. A review of the experimental techniques for the measurement of heat temperatures generated in some manufacturing processes and tribology. **Tribology International** 34, p. 653-682, 2001.
- KAMINSKI, J.; ALVELID, B. Temperature reduction in the cutting zone in water-jet assisted turning. **Journal of Materials Processing Technology** 106, p.68-73, 2000.
- KOVACEVIC, R.; CHERUKUTHOTA, C.; MOHAN, R. Improving milling performance with high pressure waterjet assisted cooling/lubrication. **Journal of Engineering for Industry**, vol. 117, p. 331-339, Aug. 1995.
- KRAMER, B. M. On tool materials for high-speed machining. **Journal of Engineering for Industry**, v.109, p. 87-91, 1987.
- LÉON, P. High speed milling for engineers. In: **Anais** do 2º Seminário Internacional de Alta Tecnologia - Usinagem com altíssima velocidade de corte e alta precisão, Universidade Metodista de Piracicaba, Unimep, Santa Bárbara d'Oeste, SP, jul. 1997.
- LI, X. Study of the jet-flow rate of cooling in machining. Part 1. Theoretical analysis. **Journal of Materials Processing Technology** 62, p. 149-156, 1996a.
- LI, X. Study of the jet-flow rate of cooling in machining. Part 2. Simulation study. **Journal of Materials Processing Technology** 62, p. 157-165, 1996b.
- LIN, J., LEE, S., WENG, C. Estimation of cutting temperature in high speed machining. **Journal of Engineering Material and Technology**, v. 114, p.289-296, July 1992.

- LINDEKE, R. R.; SCHOENING, Jr., F. C.; KHAN, A. K; HADDAD, J. Machining of α - β titanium with ultra-high pressure through the insert lubrication/cooling. **Transactions of NAMRI/SME**, p. 154-161, 1991.
- LIU, X. L. WEN, D. W. Li, Z. J. XIAO, L. YAN, F. G. Cutting temperature and tool wear of hard turning hardened bearing steel. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 129, p. 200-206, 2002.
- MACHADO, A. R.; DINIZ, E. A. Vantagens e desvantagens do uso (ou não) de fluidos de corte. **Máquinas e metais**, p. 134-150, dezembro de 2000.
- MACHADO, A. R.; SILVA, M. B. Usinagem dos Metais. **Apostila** do Curso de Usinagem dos Metais da Universidade Federal de Uberlândia, MG, 1999.
- MACHADO, A. R.; WALLBANK, J. The effects of a high-pressure coolant jet on machining. **ImechE**, vol. 208, p. 29-38, 1994.
- MACHADO, A. R.; WALLBANK, J. The effect of extremely low lubricant volumes in machining. **Wear**, vol. 210, p. 76-82, 1997.
- MAZURKIEWICZ, M.; KUBALA, Z.; CHOW, J. Metal machining with high pressure water-jet cooling assistance – A new possibility. **ASME Journal of Engineering for Industry**, vol 111, p. 7-12, 1989.
- MAZURKIEWICZ, M. A manufacturing for a new century. **Journal of Materials Processing Technology** 106, p. 112-118, 2000.
- MOMPER, F. J. Usinagem a seco e de materiais endurecidos. **Máquinas e metais**, n.º 410, p. 30-37, março de 2000.
- MOTTA, M. F. Machado, A. R. Influência do fluido de corte no torneamento do aço AISI 8640 com pastilha de metal duro. **Máquinas e metais**, p. 58-70, 1995.
- NAKAYAMA, K. Temperature Rise of workpiece during metal cutting. Bull Faculty Engineering, Yokohama National University, p. 1-10 march, 1956.
- NALON, L. J. **Comportamento do processo de torneamento do Aço VV56 sob diferentes maneiras de aplicação do fluido de corte**. 2004. 145 f.. Dissertação (Mestrado em Engenharia Industrial) – Faculdade de Engenharia Campus de Bauru, UNESP – Universidade Estadual Paulista, Bauru, 2004.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, **NBR 6163/80**; Ferramentas de usinagem, geometria da cunha cortante, ABNT 1980.
- O' Sullivan, D.; Cotterell, M. Temperature measurement in single point turning. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 118, p. 301-308, 2001.
- PIGOTT, R.J.S.; COLWELL, A. T. High pressure system for increasing tool life. **SAE Quarterly Transactions**, vol 6, nº 3, p. 547-564, 1952.

- POSTINIKOV, S.N. Penetrating ability of cutting fluids, **Wear**, vol. 10, p. 142-150, 1967.
- RAHMAN, M.; SEAH, W. K. H.; TEO, T. T. The machinability of Inconel 718. **Journal of Materials Processing Technology**, n.63, p. 199-204,1997.
- RICHARDS, N.; ASPINWALL, D. Use of ceramic tools for machining nickel basead alloys. **Internacional Journal Machine Tools Manufacturing**, v.29, n.4, p. 575-588, 1999.
- SANCHEZ, L. E. A; NALON, L.J.; MELLO H. J.; GUSI, F. A. Aplicação de fluido de corte sob modo convencional, jato e misto na operação de torneamento; **Anais do Congresso Usinagem 2002** 13p, CD ROM, São Paulo 2002.
- SALES, W. F.; GUIMARÃES, G.; MACHADO, A. R.; EZUGWU, E. O. Cooling ability of cutting fluids and measurement of the chip-tool interface temperatures. **Industrial Lubrification and Tribology** volume 54 – number 2, p. 57-68, 2002.
- SANDVIK COROMANT, Modern Metal Cutting, AB Sandvik Coromant, Sandviken, Sweden, 1994.
- SEAH, K. H. W., LI, X., LEE, K. S. The effect of applying coolant on tool wear in metal machining. **Journal of Materials Processing Technology** 48, p. 495-501, 1995.
- SHARMAN, A.; DEWES, R. C.; ASPINWALL, D. K. Tool life when high speed ball nose end milling. **In: International Conference in Advances in Materials and Processing Technologies - AMPT**. Dublin, Irlanda, p. 437-445, Aug. 1999.
- SHAW, M.C. **Metal cutting principles**. Oxford University Press, 594 p. 1986, ISBN 0-19-859002-4.
- SHAW, M.C; Ber, A. Mamim, P.A. Friction characteristics of slind surfaces undergoing subsurface plastic flow, Trans. ASMS, J. **Basic Eng**. Vol. 82, p. 342-346, june 1960.
- SILVA, L.R. **Estudo da geometria da aresta de corte de ferramentas aplicadas ao torneamento de superligas à base de níquel com alta velocidade**, 2002. Tese de Doutorado, EESC - USP, São Carlos.
- TRENT, E.M. **Metal cutting**, 2nd Edition, Butterworths, ISBN 0-408-10856-8, 245 pags, 1984.
- TRENT, E. M. Cutting Steel and iron with cemented carbide tools – Part II: Conditions of seizure at the tool/work interface, **Journal of the Iron and Steel Institute**, Nov., p. 923-932, 1963.

- TRENT, E. M. The wear process which control performance of cemented carbide cutting tools. SME Technical **paper** MR71-913, 16p.,1971.
- TRENT, E.M. Metal cutting and the tribology of seizure: II Movement of work material over the tool in metal cutting, **Wear**, vol. 128, p. 47-64, 1988.
- VIEIRA, J. M. **Influência do fluido de corte na usinabilidade de aços**. UFMG, Belo Horizonte, MG, 2000.
- WAYNE E.S.F.; BULJAN, S.T.. Wear of ceramic cutting tools in Ni-based superalloy machining. **Tribology Transactions**, v.33, n.4, p. 618-626, 1999.
- WERTHEIN, R.; ROTBERG, J.; BER, A. Efeitos do fluido a alta pressão através da superfície de saída da ferramenta. **Máquinas e metais**, p. 58-79, dezembro de 1997.
- YUHARA, D. A. Aplicação de revestimentos por deposição física a vapor. **Máquinas e metais**, p. 148-160, abril de 2001.
- ZOREV, N. M. Interrelationship between shear process occurring along tool face and shear plane in metal cutting, **Proc. Int. Prod. Eng. Res. Conf.**, Pittsburg, Pennsylvania, USA, p. 42-45, sep. 1963.